

## 安全研究成果報告（案）

RREP-20XX-XXXX

# 安全研究成果報告

S/NRA/R Research Report

## 軽水炉の重大事故の 重要物理化学現象に係る実験

Experimental Research on Physicochemical Phenomena  
under Severe Accidents of LWR

秋葉 美幸 堀田 亮年 西村 健 森田 彰伸

AKIBA Miyuki, HOTTA Akitoshi, NISHIMURA Takeshi, and MORITA Akinobu

シビアアクシデント研究部門

Division of Research for Severe Accident

原子力規制庁

長官官房技術基盤グループ

Regulatory Standard and Research Department,

Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

令和 XX 年 XX 月

Month 20XX

本報告は、原子力規制庁長官官房技術基盤グループが行った安全研究プロジェクトの活動内容・成果をとりまとめたものです。

なお、本報告の内容を規制基準、評価ガイド等として審査や検査に活用する場合には、別途原子力規制委員会の判断が行われることとなります。

本報告の内容に関するご質問は、下記にお問い合わせください。

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ シビアアクシデント研究部門  
〒106-8450 東京都港区六本木 1-9-9 六本木ファーストビル  
電 話：03-5114-2224  
ファックス：03-5114-2234

## 軽水炉の重大事故の重要物理化学現象に係る実験

原子力規制庁 長官官房技術基盤グループ  
シビアアクシデント研究部門

秋葉 美幸 堀田 亮年 西村 健 森田 彰伸

### 要 旨

重大事故時の格納容器機能維持に係る重要な物理化学現象についての理解を深めるとともに、解析コードの整備に必要な知見を得るために優先度の高い実験を選定して実施した。本研究では、現在の解析コードでの予測において不確実さが大きい、プールスクラビング、格納容器内熱流動、ソースターム挙動、デブリの冷却性及び海水注入が炉心及びデブリベッドの冷却性に及ぼす影響に焦点を当てた。これらは、東京電力福島第一原子力発電所事故の分析で挙げられた解明すべき課題、あるいは格納容器機能維持への影響の大きさの観点から選定した。

#### (1) プールスクラビング

東京電力福島第一原子力発電所事故の際に、圧力抑制プール水の減圧沸騰がスクラビング効果に影響を及ぼした可能性があった。その影響を把握するため、大規模実験を行い、スクラビングによる除染効果に減圧沸騰が有意な影響を及ぼさない結果を得た。加えて、既往研究では明らかとなっていない気泡内のエアロゾル状放射性物質の粒子挙動の詳細を解明することを目的とした小規模実験を国立大学法人筑波大学への委託事業で実施した。この実験では、最新の測定機器を用いることにより、解析モデル改良のための詳細データを取得した。

#### (2) 重大事故時格納容器熱流動（非凝縮性ガスの格納容器外面冷却等への影響）

格納容器上部フランジの機能維持を目的としてウェル注水を実施する場合の冷却挙動、及びウェル注水が格納容器内混合気の詳細な流動状況に及ぼす影響を解明することを目的として、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構(JAEA)への委託事業にて実験データを取得した。初期ガス分布によっては、非凝縮性ガスが容器頂部に滞留して冷却が妨げられること、一定時間の経過後に内部流れが形成され冷却が進むこと等の結果が得られた。また、格納容器ベントにおける、非凝縮性ガスを含んだ内部ガス挙動を調べる実験も行った。

格納容器内形状等の詳細を考慮し、かつ実機ベント流量等を模擬した結果、非凝縮性ガスの成層が保たれたままベントされることが示された。

### (3) ソースターム挙動（ホウ素による放射性物質の再移行挙動への影響）

沸騰水型軽水炉におけるソースターム挙動評価に関連し、制御棒材のホウ素による放射性物質の再移行挙動への影響の把握を目的として、ホウ素と放射性物質のヨウ化セシウムとの気相化学反応実験を JAEA への委託事業で行った。その結果、様々な雰囲気条件（水蒸気、不活性、水素雰囲気）でホウ素がヨウ素やセシウムの化学挙動に影響を与えることが示された。加えて、一度配管等に沈着したヨウ素やセシウムの挙動へのホウ素が与える影響について放出時刻の違いを考慮した固気化学反応実験を行い、一度沈着したヨウ素の量がホウ素の流入によって減少する、すなわち再移行が発生する結果を得た。

### (4) デブリの冷却性に関する挙動

圧力容器から放出された熔融デブリジェットから生じる粒子の集積挙動、水中床面での熔融デブリの拡がり挙動、高温熔融物のデブリベッドへの浸透挙動等の熔融物－デブリベッド相互作用に関する詳細挙動の解析モデル開発を目的とし、これら挙動に係るデータを取得した。また、床面に堆積した粒子状デブリから接触する構造物への伝熱挙動に関する実験の検討を行い、設定すべき条件パラメータや必要となる計測項目等を洗い出した。

### (5) 海水注入が炉心及びデブリベッドの冷却性に及ぼす影響

重大事故時に行われる可能性のある海水注入が炉心冷却性に及ぼす影響を解明することを目的として、一般財団法人電力中央研究所への委託事業で模擬燃料バンドル実験を行い、X線 CT スキャナによる海水塩の析出層成長挙動、及び模擬燃料棒表面の温度計測による伝熱劣化挙動を調べた。また、デブリベッドに関しても加熱時のプール沸騰条件における温度変化を計測し、塩の析出成長による伝熱劣化挙動データを取得した。燃料バンドルに関しては、委託研究で取得したデータを用いて簡易的に伝熱劣化を予測する手法を作成し、伝熱劣化の要因検討を行った。

## Experimental Research on Physicochemical Phenomena under Severe Accidents of LWR

AKIBA Miyuki, HOTTA Akitoshi, NISHIMUA Takeshi, and MORITA Akinobu

Division of Research for Severe Accident  
Regulatory Standard and Research Department,  
Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

## Abstract

Various experiments with high priority were selected and conducted in order to promote a better understanding of important physicochemical phenomena relating to maintaining containment safety functions during severe accidents and to obtain the information needed for developing computer codes. This study focused on pool scrubbing, thermal hydraulics in containment vessels, source term behavior, debris coolability, and influence of seawater injection on core and debris bed coolability for which large uncertainties currently exist in prediction with the accident analysis codes. The selection were based on the standpoints to elucidate the safety issues from the lessons learned in the Fukushima Daiich Nuclear Power Plant accident, and the impacts on maintaining the safety function of a containment vessel.

## (1) Pool scrubbing

In the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant accident, depressurized boiling may have affected scrubbing in the suppression pool water. Therefore, a large-scale experiment was conducted to understand the affect, and it was found that the depressurization has insignificant effect on decontamination factor. A small-scale experiment was also conducted as a commissioned project to University of Tsukuba to study the behavior of aerosol particles in a bubble which has not been clarified in previous studies. Detailed data for improving the scrubbing analysis model were obtained by using the most up-to-date measurement equipment.

## (2) Containment thermal hydraulics during severe accidents (influence of non-condensable gas on cooling of outer surface of containment vessel)

In a commissioned project to Japan Atomic Energy Agency (JAEA), experimental data were obtained to elucidate safety issues regarding the cooling behavior of a containment vessel in cases wherein the injection well was activated to maintain the function of the upper flange and the effects of the injection on the detailed flow behavior of gas mixtures in the containment vessel. It

was observed that, depending on the initial gas distribution, either the stagnant non-condensable gas remained at the top of the vessel to prevent cooling or internal gas flow was formed to initiate cooling after a certain period. Experiments were also conducted to investigate the behavior of internal gas including non-condensable gas during vent from containment vessel. By conducting the experiments considering detailed conditions including the internal geometrical shape of containment vessel and gas flow rate that were scaling to conditions of the actual plant, it was clarified that stratification of the non-condensable gas was maintained during the venting process.

### (3) Source term behavior (influence of boron on remobilization behavior of radioactive materials)

Regarding the source term behavior in boiling water reactors, experiments were conducted as a commissioned project to JAEA to investigate the influence of control-rod origin boron on remobilization behavior of radioactive materials by studying the gas phase reaction between boron in the control rod and radioactive cesium iodide. It was clarified that boron affected the chemical behaviors of both iodine and cesium under various atmospheric conditions (steam, inert, and hydrogen atmospheres). Additionally, by considering the differences in the release timings, solid-gas chemical reaction experiments were conducted to investigate the effects of boron on behaviors of iodine and cesium when deposited in a pipe. The results showed that the amount of iodine, once deposited on the pipe wall, was reduced with the boron inflow, which indicates the occurrence of the remobilization of deposited iodine.

### (4) Debris coolability

Experiments were conducted on the following three behaviors and phenomena to obtain data for detailed analysis model development: agglomeration behavior of particles which were generated from debris jet released from a pressure vessel, spreading behavior of debris on underwater floor, and melt-debris bed interactions such as the penetration behavior of high-temperature melt into debris bed. In addition, concerning the heat transfer behavior from the particle debris piled on the floor to contacting structure, experimental parameters to set and measurement items needed were identified to conduct future experiments.

### (5) Influence of seawater injection on core and debris bed coolability

To elucidate the influence of seawater injection, which may be activated during a severe accident, on the core coolability, a simulated fuel bundle experiment with an X-ray CT scanner was conducted as a commissioned project to Central Research Institute of Electric Power Industry by clarifying the growth behavior of the precipitated seasalt layer. In the experiment, the deterioration of heat transfer was investigated by measuring the surface temperature of the simulated fuel rod with thermocouples. Furthermore, the time-dependent heat transfer deterioration data due to the growth

of salt precipitation on the debris bed were obtained by measuring temperature changes during heating under pool boiling conditions. For fuel bundle, using the measured data, an analysis method to predict the deterioration of heat transfer was developed, and the deterioration factors were examined.



## 目 次

1. 序論 .....	1
1. 1 背景 .....	1
1. 2 目的及び概要 .....	2
1. 3 全体行程 .....	3
2. 本論 .....	5
2. 1 プールスクラビング実験 .....	5
2. 1. 1 知見の調査及び実験範囲の検討 .....	5
2. 1. 2 小規模実験 .....	7
2. 1. 3 大規模積分実験 .....	16
2. 1. 4 中規模実験 .....	26
2. 2 重大事故時格納容器熱流動実験 .....	31
2. 2. 1 知見の調査及び実験範囲の検討 .....	31
2. 2. 2 大型格納容器実験装置の概要 .....	34
2. 2. 3 予備実験 .....	38
2. 2. 4 外面冷却実験 .....	42
2. 2. 5 ベント実験 .....	49
2. 2. 6 スプレイ冷却実験 .....	55
2. 2. 7 個別効果実験 .....	61
2. 3 ソースターム実験 .....	68
2. 3. 1 知見の調査及び実験範囲の検討 .....	68
2. 3. 2 放射性物質の気相化学反応に与えるホウ素の影響 .....	71
2. 3. 3 放射性物質の再移行に与えるホウ素の影響 .....	89
2. 4 燃料デブリ形成過程個別現象実験 .....	93
2. 4. 1 知見の調査及び実験範囲の検討 .....	93
2. 4. 2 実験の実施 .....	99
2. 4. 3 粒子状デブリ冷却実験の検討 .....	112
2. 5 海水注入影響評価実験 .....	114
2. 5. 1 知見の調査及び実験範囲の検討 .....	114
2. 5. 2 燃料バンドル除熱性能実験 .....	117
2. 5. 3 デブリベッド実験 .....	132
3. 結論 .....	136
3. 1 成果の要点 .....	136
3. 2 目的の達成状況 .....	138

3. 3 成果の活用等.....	139
3. 4 今後の課題等.....	139
参考文献一覧 .....	140
執筆者一覧 .....	148

## 表 目 次

表 2.1.3-1	スクラビング大規模積分実験の実験条件 .....	20
表 2.1.3-2	スクラビング大規模積分実験で使用したエアロゾル粒子 .....	20
表 2.2.4-1	外面冷却実験の実験条件パラメータ .....	44
表 2.2.5-1	ベント流量比 .....	51
表 2.2.5-2	実験条件 (VT-LV-01, VT-LV-03, VT-LV-06) .....	51
表 2.2.6-1	スプレー冷却実験の実験条件 .....	56
表 2.3.1-1	実験マトリックス .....	70
表 2.3.2-1	水蒸気雰囲気における気相化学反応データ取得のための加熱実験条件 .....	76
表 2.3.2-2	水蒸気雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布 .....	76
表 2.3.2-3	不活性雰囲気における気相化学反応データ取得のためのホット実験条件 ...	82
表 2.3.2-4	不活性雰囲気での加熱実験後のセシウム、ヨウ素、テルル及びホウ素の分布 .....	83
表 2.3.2-5	水素雰囲気における気相化学反応データ取得のための加熱実験条件 .....	86
表 2.3.2-6	水素雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布 .....	87
表 2.3.3-1	水素雰囲気における固相化学反応データ取得のための加熱実験条件 .....	90
表 2.3.3-2	水素雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布 .....	91
表 2.4.1-1	デブリベッド形成及び冷却に関する重要現象及び THERMOS モジュールの 妥当性確認計画 .....	95
表 2.4.3-1	粒子状デブリ冷却実験のパラメータ .....	112
表 2.4.3-2	粒子状デブリ冷却実験の計測項目 .....	113
表 2.5.2-1	短尺燃料実験のパラメータ .....	118

## 目 次

図 1.3-1	軽水炉の重大事故の重要物理化学現象に係る実験の全体行程	4
図 2.1.1-1	SPARC-90 モデルにおけるエアロゾル除去メカニズム	6
図 2.1.1-2	プールスクラビング実験と SPARC-90 モデルの対応	6
図 2.1.2-1	気泡内部におけるエアロゾル挙動の実験装置	9
図 2.1.2-2	気泡計測結果	9
図 2.1.2-3	油滴計測結果	9
図 2.1.2-4	PIV 処理結果	10
図 2.1.2-5	実験で得られた内部流動と SPARC-90 におけるモデルの比較	10
図 2.1.2-6	油滴の中心断面における二次元三成分流動場計測結果	10
図 2.1.2-7	油滴界面速度の計測及び SPARC-90 モデルとの比較	11
図 2.1.2-8	気泡界面形状可視化結果	12
図 2.1.2-9	アスペクト比と上昇速度の計測結果と計算値の比較	13
図 2.1.2-10	気泡形状及び上昇速度をもとに計算した DF の値	13
図 2.1.2-11	気泡外部に流出したエアロゾルの計測に用いた干渉計の光路図	15
図 2.1.2-12	干渉計による可視化・計測結果	15
図 2.1.3-1	スクラビング大規模積分実験装置の概略図	21
図 2.1.3-2	ノズル形状	21
図 2.1.3-3	バックグラウンド実験結果	22
図 2.1.3-4	代表的な定常実験の出入口エアロゾル粒子径分布	22
図 2.1.3-5	代表的な減圧実験の出入口エアロゾル粒子径分布	23
図 2.1.3-6	定圧時と減圧時のトータル DF の比較	24
図 2.1.3-7	定圧時のトータル DF	25
図 2.1.4-1	PONTUS 模式図	27
図 2.1.4-2	CPC と WELAS で計測した粒子数濃度の比較	28
図 2.1.4-3	混合効率に関する実験結果	28
図 2.1.4-4	粒子ロスの評価結果	29
図 2.1.4-5	SiO <sub>2</sub> 粒子（親水性）とポリマー粒子（疎水性）に対する DF とプール水温の関係	30
図 2.2.1-1	重大事故時格納容器熱流動実験の概要	33
図 2.2.2-1	大型格納容器実験装置（CIGMA）の試験部概略図	36
図 2.2.2-2	大型格納容器実験装置（CIGMA）の冷却・ガス供給・排気の系統概略図	37
図 2.2.3-1	ヘリウム濃度の初期鉛直分布	39
図 2.2.3-2	密度成層浸食実験の試験容器内流体温度分布	39

図 2.2.3-3	密度成層浸食実験のヘリウム濃度の時間変化.....	40
図 2.2.3-4	高温ジェット注入 CIGMA 内流体温度分布 .....	42
図 2.2.3-5	CIGMA 内壁温度の時間変化.....	42
図 2.2.4-1	各実験における初期垂直方向ガス濃度分布 .....	45
図 2.2.4-2	外面冷却実験の試験容器圧力 .....	45
図 2.2.4-3	空気濃度の垂直方向分布 (CC-PL-07 と 08) .....	46
図 2.2.4-4	ヘリウム濃度の垂直方向分布 (CC-PL-09) .....	46
図 2.2.4-5	EL9.7m 及び 10m での壁熱流束の比較 (CC-PL-07, CC-PL-08, CC-PL-11) ..	47
図 2.2.4-6	EL+9.7m 及び+10m における壁面熱流束 (CC-PL-09, CC-PL-10, CC-PL-12) .....	47
図 2.2.4-7	各ガス種濃度の垂直方向分布 (上段 : CC-PL-10、下段 : CC-PL-12) .....	48
図 2.2.5-1	圧力履歴 VT-LV-01、 VT-LV-03.....	52
図 2.2.5-2	ベント流量 (紫 : 蒸気、緑 : 空気、青 : ヘリウム、橙 : 混合気) .....	52
図 2.2.5-3	VT-LV-01 及び VT-LV-03 のヘリウム濃度分布 .....	53
図 2.2.5-4	ベント配管内のヘリウム濃度 .....	53
図 2.2.5-5	圧力履歴 (VT-LV-01, 06) .....	54
図 2.2.5-6	VT-LV-06 のヘリウム濃度分布 .....	54
図 2.2.6-1	スプレイ冷却実験の初期ガス濃度分布 .....	57
図 2.2.6-2	圧力履歴 左図 : CC-SP-11、 13B、 右図 : CC-SP-12、 14 .....	57
図 2.2.6-3	CC-SP-11 の水蒸気濃度分布 (左図) と密度分布 (右図) .....	58
図 2.2.6-4	CC-SP-13B の水蒸気濃度分布 (左図) と密度分布 (右図) .....	58
図 2.2.6-5	CC-SP-12 のヘリウム濃度分布 (左図) と密度分布 (右図) .....	59
図 2.2.6-6	CC-SP-14 のヘリウム濃度分布 (左図) と密度分布 (右図) .....	59
図 2.2.6-7	流体温度コンター (CC-SP-11) .....	60
図 2.2.7-1	VIMES 装置及びグレーチング型構造物 .....	63
図 2.2.7-2	噴流と成層の相互作用領域での流れ場 .....	63
図 2.2.7-3	グレーチング型構造物周りの流れ場 .....	64
図 2.2.7-4	ヘリウム濃度の時間変化.....	64
図 2.2.7-5	WINCS 全体図.....	65
図 2.2.7-6	液膜供給部模式図.....	65
図 2.2.7-7	室温空気 5000L/min で流した際の各 x での平均流速分布 .....	66
図 2.2.7-8	凝縮条件での速度分布と温度分布 (液膜面近傍含む) .....	66
図 2.2.7-9	無次元速度分布 左 : 液膜厚さ 2.5mm で規格化、右 : 液膜厚さ 3mm で規格化 .....	67
図 2.3.1-1	本研究でのデータ取得範囲 .....	70

図 2.3.2-1	放射性物質放出移行挙動再現実験装置 (TeRRa) の模式図.....	77
図 2.3.2-2	放射性物質放出移行挙動再現実験装置 (TeRRa) 外観写真.....	77
図 2.3.2-3	温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布：2 L/min.....	78
図 2.3.2-4	温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布：1 L/min.....	78
図 2.3.2-5	加熱実験後の温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布：0.5 L/min ...	79
図 2.3.2-6	AGF における放射性物質放出移行試験装置模式図.....	84
図 2.3.2-7	AGF における放射性物質放出移行試験装置外観写真.....	84
図 2.3.2-8	AGF における放射性物質移行挙動模擬試験装置模式図.....	87
図 2.3.2-9	AGF における放射性物質移行挙動模擬試験装置外観写真.....	88
図 2.3.2-10	温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布.....	88
図 2.3.3-1	水素雰囲気における固気化学反応データ取得のための加熱実験フロー.....	91
図 2.3.3-2	CsI 実験における温度勾配管内のセシウム、ヨウ素分布.....	92
図 2.3.3-3	CsI+B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 実験における温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布.....	92
図 2.4.1-1	注水されたキャビティ内に落下した熔融デブリ冷却に関連する諸現象.....	96
図 2.4.2-1	スウェーデン王立工科大における実験装置の概略図.....	105
図 2.4.2-2	DEFOR-A 実験実施状況及び JBREK コード妥当性確認計画.....	106
図 2.4.2-3	PULiMS 実験実施状況及び MSPREAD コード妥当性確認計画.....	107
図 2.4.2-4	熔融物-冷却材相互作用が観察された PULiMS 実験ケース.....	108
図 2.4.2-5	REMCOD-1/2 実験実施状況及び REMELT コード妥当性確認計画.....	109
図 2.4.2-6	REMCOD-3 装置外観.....	110
図 2.4.2-7	REMCOD-3 E16 実験結果.....	111
図 2.4.3-1	粒子状デブリ冷却実験の試験部概念図.....	113
図 2.5.1-1	原子炉圧力容器海水注水時に塩析出が発生する可能性のある部位.....	115
図 2.5.1-2	重大事故時の海水注入影響実験の実施フロー.....	116
図 2.5.2-1	短尺燃料実験装置の概略図.....	119
図 2.5.2-2	短尺燃料実験装置の試験部概略図.....	119
図 2.5.2-3	短尺燃料実験の加熱時間による析出変化.....	120
図 2.5.2-4	短尺燃料実験の水位による析出への影響.....	121
図 2.5.2-5	海水ホウ酸混合溶液の析出の時間変化.....	122
図 2.5.2-6	長尺燃料実験装置の概略図.....	124
図 2.5.2-7	長尺燃料実験装置の概略図.....	125
図 2.5.2-8	長尺燃料実験の結果.....	126
図 2.5.2-9	熱電対の温度計測結果と析出によるギャップの時間変化.....	130
図 2.5.2-10	X線 CT スキャナ画像による析出層成長変化.....	131
図 2.5.3-1	デブリベッド実験装置の概略図.....	132

図 2.5.3-2	試験体プレートの概略図.....	133
図 2.5.3-3	実験後の試験体.....	134
図 2.5.3-4	試験体の温度変化.....	135

## 略 語 表

AESJ	Atomic Energy Society of Japan (日本原子力学会)
ANL	Argonne National Laboratory (アルゴンヌ国立研究所)
BSAF	The Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station (福島第一原子力発電所事故に関するベンチマーク研究)
BWR	Boiling Water Reactor (沸騰水型原子炉)
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives (原子力・代替エネルギー庁)
CFD	Computational fluid dynamics (数値流体力学)
CIGMA	Containment InteGral Measurement Apparatus (大型格納容器実験装置)
CPC	Condensation Particle Counter (凝縮核係数器)
CSNI	Committee on The Safety of Nuclear Installation (原子力施設安全委員会)
CT	Computerized Tomography (コンピュータを用いた断層画像法)
EDF	Électricité de France (フランス電力公社)
ELAP	Extended Loss of AC Power (直流電源喪失の継続)
EXSI-PC	EXperi-mental Study on Iodine chemistry - Primary Circuit (ヨウ素化学の実験的研究)
DF	Decontamination Factor (除染係数)
FCI	Fuel-coolant interaction (熔融燃料-冷却材相互作用)
FCVS	Filtered Containment Venting System (フィルタき格納容器圧力逃がし装置)
HYMERES	Hydrogen Mitigation Experiments for Reactor Safety (原子炉安全に関する水素緩和実験)
ICP-MS	Inductively Coupled Plasma-Mass Spectrometry (誘導結合プラズマ質量分析計)
IKE	Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (核エネルギー及びエネルギーシステム研究所)
IRSN	Institut de radioprotection et de sûreté nucléaire (放射線防護原子力安全研究所)
ISP	International Standard Problem (国際標準問題)
ISTP	International Souce Term Program (国際ソースタームプログラム)
IVMR	In-vessel melt retention (原子炉圧力容器内熔融デブリ保持)
JAEA	Japan Atomic Energy Agency (日本原子力研究開発機構)
KTH	Kungliga Tekniska Högskolan (スウェーデン王立工科大学)



LOCA	Loss of Coolant Accident (冷却材喪失事故)
LED	Light Emitting Diode (発光ダイオード)
LDV	Laser Doppler Velocimeter (レーザードップラー流速計)
LTSBO	Long-term Station Blackout (長期全交流電源喪失)
MASCA	Material Scaling (物性スケールリング)
MCI	Melt – Coolant Interaction (溶融物 - 冷却材相互作用)
MCCI	Molten Corium – Concrete Interaction (溶融炉心-コンクリート相互作用)
MOX	Mixed Oxide (ウランとプルトニウムの混合酸化物)
MP	Melt Progression (炉心溶融進展)
NEA	Nuclear Energy Agency (原子力機関)
OECD	Organization for Economic Co-operation and Development (経済協力開発機構)
ORNL	Oak Ridge National Laboratory (オークリッジ国立研究所)
PCV	Primary Containment Vessel (原子炉格納容器)
PIRT	Phenomena Identification Ranking Table (重要現象ランキングテーブル)
PIV	Particle Image Velocimetry (粒子画像流速測定法)
PNNL	Pacific Northwest National Laboratory (パシフィックノースウェスト国立研究所)
PWR	Pressurized water reactor (加圧水型炉)
QMS	Quadrupole Mass Spectrometer (四重極型質量分析計)
RCS	Reactor Coolant System (原子炉冷却系)
RPV	Reactor Pressure Vessel (原子炉圧力容器)
SA	Severe Accident (重大事故)
SAFEST	Severe Accident Facilities for European Safety Targets (欧州安全目標のためのシビアアクシデント実験設備)
SEM/EDX	Scanning. Electron Microscope / Energy Dispersive X-ray microanalyzer (走査電子顕微鏡・エネルギー分散型 X線分析装置)
SETH	SESAR Thermal-Hydraulics (SESAR熱流動)
SESAR	Senior Group of Experts on Nuclear Safety Research (原子力安全研究の上級専門家グループ)
SG	Steam generator (蒸気発生器)
SNL	Sandia National Laboratories (サンディア国立研究所)
SPARC	Suppression Pool Aerosol Removal Code (プールのスクラビング解析コード)
SS	Stainless steel (ステンレス鋼)
TAF	Top of Active Fuel (炉心有効長頂部)

TP           Techpolymer (テックポリマー)

TMI-2       Three Mile Island Unit-2 (スリーマイルアイランド2号機)

VTT         VTT Technical Research Centre of Finland Ltd. (VTTフィンランド技術研究  
センター)

## 1. 序論

### 1.1 背景

重大事故時の格納容器機能維持に係る物理化学現象には、解析コードの予測において不確かさが大きな現象が存在し、これらに関する実験研究は国内外において継続的に進められている。これらの研究成果は、重大事故等対処設備の有効性評価に係る適合性審査、ガイドの改訂等の要否の検討、安全性に係る評価の継続的な高度化及び緊急時対応計画立案に資するため、最新知見を継続的に拡充してゆくことが重要である。

不確かさが大きい現象に関連し、東京電力福島第一原子力発電所事故の際に課題となった、あるいは格納容器機能維持や環境への影響が大きい課題として次の五つがあげられる。

- ① プールスクラビング
- ② 重大事故時格納容器熱流動
- ③ ソースターム挙動
- ④ デブリの冷却性
- ⑤ 海水注入が炉心及びデブリベッドの冷却性に及ぼす影響

#### (1) プールスクラビング

エアロゾル状の放射性物質が混入したガスを圧力抑制プール内へ流入させ、プール水中で放射性物質を捕獲する現象であるが、東京電力福島第一原子力発電所事故時に圧力抑制室からのウェットウェルベントが行われた際、それまでにプール水温度が飽和温度近傍まで上昇していた可能性が高く、プール水の減圧沸騰による放射性物質の捕獲性能の低減が懸念された。また、スクラビングにおける気泡内のエアロゾル挙動等は明らかとなっておらず、現行解析モデルは不確かさが大きい。

#### (2) 重大事故時格納容器熱流動

重大事故時における格納容器熱流動に関しては、東京電力福島第一原子力発電所事故時に格納容器上部フランジ（トップヘッドフランジ）の過温破損が発生したと考えられることから、事業者の自主対策として格納容器外面冷却の方策が取り入れられている。しかし、水素等のガスが発生している場合等の内部ガス挙動を含めたトップヘッドフランジの冷却性に関する知見は少ない。加えて、格納容器ベント時の、水素を含んだ内部ガス挙動等についても、格納容器内形状等の詳細を考慮した実験的な知見は得られていない。さらに、これら格納容器内熱流動挙動に関しては、重大事故時に想定される 300°C以上の高温蒸気による影響に関する既往実験も少ない。

### (3) ソースターム挙動

ソースターム挙動に関しては、燃料から放出される放射性物質はその生成環境により様々な化学形態をとることから、環境を考慮した解析モデルの改良のためデータ拡充が課題とされている<sup>1,1-1,2</sup>。データ拡充が望まれる不確かさの大きな現象としては、制御棒等の構造材や放射性物質の化学反応、原子炉冷却系や格納容器内に一度保持された放射性物質の再移行がある。

### (4) デブリの冷却性

事前注水された格納容器底部へ溶融燃料が落下する際の、水中での溶融デブリ挙動とそれに伴う冷却挙動を把握することは、格納容器機能喪失へと繋がる溶融炉心-コンクリート相互反応の不確かさを低減させるために重要である。不確かさ低減の観点から知見の拡充が望まれる挙動は、①圧力容器から放出された溶融デブリジェットからの微粒化粒子の集積挙動、②水中床面での溶融デブリの拡がり挙動、③高温溶融物のデブリベッドへの浸透挙動等の溶融物-デブリベッド相互作用、④床面に堆積している粒子状デブリから接触している構造物への伝熱等がある。

### (5) 海水注入が炉心及びデブリベッドの冷却性に及ぼす影響

東京電力福島第一原子力発電所事故の際に炉内への海水注入が対策としてとられたが、崩壊熱による沸騰濃縮で塩が析出して流路を閉塞させ、除熱性能が低下することが懸念された。しかし、燃料領域あるいはデブリベッドにおける塩析出挙動やそれに伴う除熱性能に関する知見は少なく、それらの拡充が望まれている。

## 1.2 目的及び概要

以上の背景に基づいて、本研究では解析上の不確かさの大きい現象に関連した五つの課題について、国内外の施設を用いた実験を行い、不確かさ低減に向けた知見を拡充することを目的とする。なお、各課題に関する実験は、プールスクラビング実験、重大事故時格納容器熱流動実験、ソースターム実験、燃料デブリ形成過程個別現象実験及び海水注入影響評価実験という名称とした。各実験の概要を以下に示す。

### (1) プールスクラビング実験

東京電力福島第一原子力発電所事故時に懸念されたプール水の減圧沸騰が及ぼすスクラビング効果への影響は、実機を模擬した大規模積分実験で知見を拡充する。加えて、小規模実験において、既往解析モデルでは明らかとなっていない気泡内エアロゾル粒子挙動について、気泡挙動と併せて、解析モデルの改良のための詳細な実験データを得る。さらに、大規模積分実験で得られる結果のメカニズム検討に向けた中規模実験装置を整備する。

## (2) 重大事故時格納容器熱流動実験

格納容器熱流動挙動については、トップヘッドフランジの熱伝達に関する、外面冷却、非凝縮性気体の存在、内壁の凝縮液膜の形成、自然対流等が複合的に与える効果について系統的に実験を行いデータを取得する。加えて格納容器ベントの際の水素等の内部ガス挙動への影響等についても実験により検討する。なお、既往知見の少ない、重大事故時に想定される 300°C以上の高温蒸気の影響に関する知見を拡充することを最終的な目的として、本研究では 150°C程度までのデータを取得する。

## (3) ソースターム実験

制御材であるホウ素の放射性物質への影響を評価する。ヨウ化セシウムとホウ素を同時に加熱蒸発させて双方の気相化学反応を評価する実験と、ヨウ化セシウムを蒸発させて装置内各所に沈着させ、その後ホウ素を蒸発させ沈着物との作用を評価する再移行に関する実験を実施し、知見を拡充する。

## (4) 燃料デブリ形成過程個別現象実験

デブリ冷却に関しては、既往知見の少ない①圧力容器から放出された熔融デブリジェットからの微粒化粒子の集積挙動、②水中床面での熔融デブリの拡がり挙動、③高温熔融物のデブリベッドへの浸透挙動等の熔融物-デブリベッド相互作用に着目した3種類の実験を行い、各挙動の詳細データを取得する。また、④床面に堆積している粒子状デブリから接触している構造物への伝熱について検討する。

## (5) 海水注入影響評価実験

燃料バンドル、デブリベッドそれぞれに対して、海水注入による除熱性能の評価実験を行い、伝熱劣化に影響する塩の析出挙動の詳細を明らかにするとともに、それを基に簡易的に伝熱劣化を予測評価可能な手法を作成する。

### 1.3 全体行程

本研究は平成 27 年度から令和元年度にかけて、軽水炉の重大事故時における解析上の不確かさの大きな現象に関連した課題について実験を行い、知見の拡充を行ったものであり、得られた成果を本報告書にまとめる。

全体行程を図 1.3-1 に示す。(1)プールスクラビング実験の中規模実験、(2)重大事故時格納容器熱流動実験及び(3)ソースターム実験を国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託事業で行った。また、(1)プールスクラビング実験の小規模実験を国立大学法人筑波大学、(5)海水注入影響評価実験を一般財団法人電力中央研究所への委託事業で行った。

年度	平成 27	平成 28	平成 29	平成 30	令和 1
(1) プールスクラビング実験	大規模積分実験				
	小規模実験				
			中規模実験		
(2) 重大事故時格納容器熱流動実験	装置 検証	予備 実験	実験		
(3) ソースターム実験	ホット実験				
	コールド実験				
(4) 燃料デブリ形成過程個別現象実験	粒子化挙動実験				
	床面拡がり実験				
	高温溶融物-デブリベッド相互作用実験				
					粒子デ ブリ実 験検討
(5) 海水注入影響評価実験	燃料・デブリベ ッド実験				
	析出挙動解析 手法構築				

図 1.3-1 軽水炉の重大事故の重要物理化学現象に係る実験の全体行程

Fig. 1.3-1 Overall schedule of experimental researches on physicochemical phenomena under severe accident of LWR

## 2. 本論

### 2.1 プールスクラビング実験

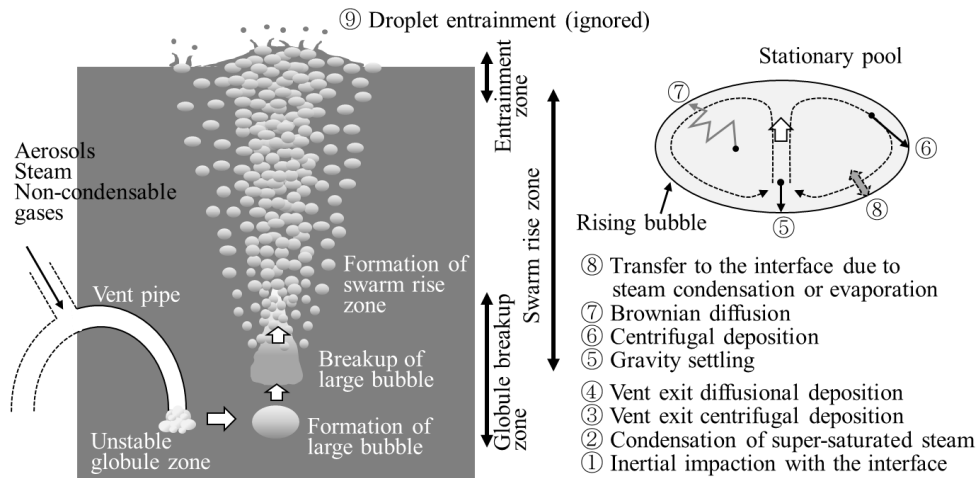
#### 2.1.1 知見の調査及び実験範囲の検討

2011年3月11日に発生した東京電力福島第一原子力発電所事故では、格納容器減圧のために圧力抑制室を通じて排出するウェットウェルベントが実施された。この手順では、ドライウェルの気相に浮遊する、大きさが数  $\mu\text{m}$  程度以下の粒子（エアロゾル）状放射性物質がプールスクラビングにより気相から液相に移行し、圧力抑制プール内に保持されることを期待している。1号機では津波襲来直後に全電源喪失に見舞われ、短期間のうちに事故が進展したため、格納容器ベントが実施された時点での圧力抑制プール水温はさほど上昇していなかったと考えられる。一方で、2号機及び3号機では津波襲来後も蒸気駆動の炉心注水系が作動し続けたため、ベントに成功した時点での圧力抑制プール水温は相当上昇していた可能性が高い<sup>2.1.1-1</sup>。そのため、圧力抑制プールではベントにより減圧沸騰が発生し、プールスクラビングによるエアロゾル状放射性物質の保持性能が低下した可能性が考えられた。既往実験では、プール水の飽和温度近傍までの条件をカバーした実験も限られており、かつ格納容器ベント時における減圧沸騰のように著しい非平衡状態を模擬したものはない。

また、プールスクラビングの代表的な解析モデルとして、米国 Pacific Northwest National Laboratory (PNNL)が開発した SPARC-90<sup>2.1.1-2</sup>等があり、シビアアクシデント総合解析コード MELCOR の RN (Radio Nuclide) パッケージ等の一部として組み込まれている。図 2.1.1-1 に SPARC-90 のモデル概念図<sup>2.1.1-3</sup>を示す。本モデルは、主として気泡塊が形成されるような低注入流速を対象としている。ここでは、注入口近傍を不安定な気泡塊ゾーン (Unstable globule zone)、気泡塊が小気泡に分裂するゾーン (Globule breakup zone) 及び気泡群が上昇するゾーン (Swarm rise zone) の三つに分類し、注入口近傍では、①衝突による慣性沈着、②水蒸気の凝縮、③遠心力による慣性沈着及び④拡散沈着、上昇気泡内では⑤重力沈降、⑥遠心力による慣性沈着、⑦ブラウン拡散、⑧蒸発又は凝縮によるエアロゾル除去メカニズムがモデルとして組み込まれている。この解析モデルの開発と同時期の1980年代から1990年代を中心に複数のプールスクラビングに関する実験が行われている<sup>2.1.1-4~7</sup>が、プール内の二相流動様式遷移や気泡内のエアロゾル飛跡のような詳細プロセスに関するモデルには、その当時の技術に基づく目視観察や理想的な流れ場の想定に基づく仮定が多く含まれている。そのため、近年、最新の二相流動計測技術、画像解析技術、エアロゾル発生・計数装置等を活用することによって、プールスクラビングモデルの改良を目的とした研究が行われている<sup>2.1.1-8</sup>。

本研究では、減圧下を含む事故時の広範な条件下におけるプールスクラビングの現象理解、並びにモデル改良に関する実験データベースを拡充することを目的として図 2.1.1-2 に示すとおり、小規模、中規模及び大規模の3段階スケールの実験を系統的に実施した。

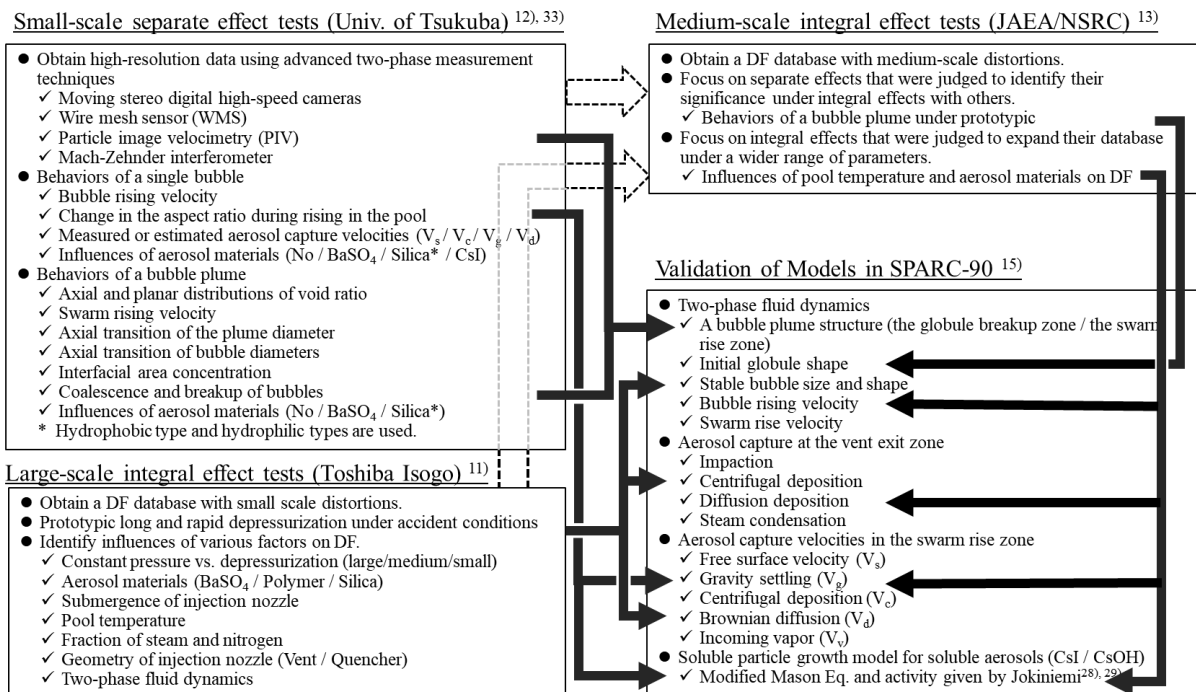
なお、図 2.1.1-2 の矢印は各実験で得られるデータと SPARC-90 モデルとの対応を示す。  
破線の矢印は実験結果の利用あるいは参照等を表す。



出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールのスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.1-1 SPARC-90 モデルにおけるエアロゾル除去メカニズム

Fig. 2.1.1-1 Aerosol removal mechanisms modeled in SPARC-90



出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールのスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.1-2 プールスクラビング実験と SPARC-90 モデルの対応

Fig. 2.1.1-2 Relation of pool scrubbing experiments and SPARC-90 Models



## 2.1.2 小規模実験

小規模実験では、国立大学法人筑波大学への委託事業により、最新の可視化計測技術や二相流計測技術等を用いて、SPARC-90 モデルで使用されている単一気泡中エアロゾル挙動モデル及び二相流挙動モデルに対応する物理現象を実際に計測し、SPARC-90 モデルについての妥当性確認及び改良の検討を行った。具体的には、エアロゾルを含む気泡の内外に生じる現象を明らかにするため、(1)気泡内部におけるエアロゾル挙動、(2)気泡界面の運動、(3)気泡外部に流出したエアロゾルの計測 の3点に着目して実験を行った。以下に詳細を述べる。

### (1) 気泡内部におけるエアロゾル挙動

実験装置の概略図を図 2.1.2-1 に示す。装置は八角形の試験水槽及び光学系から成っている。試験水槽底部に L 字型のノズルを設置し、空気を気泡として射出する構造とした。光学系は、ハイスピードカメラ、可視化用レーザー及び LED バックライトで構成し、これらを上下動が可能な台の上に設置した。これにより、ノズルから射出された気泡等が水中を上昇してゆく際の各高さ位置で、気泡及びその内部流動を計測できる構造とした。

気泡について計測した結果を図 2.1.2-2 に示す。撮影は 4000 fps、ノズルの直径は背圧をかけることなく常圧下で単一気泡の生成が可能な内径 3 mm とした。しかし、図 2.1.2-2 より分かるように、気泡の界面に付着した粒子は計測できるものの、着目している気泡の内部については可視化が困難であった。これは、水と空気の屈折率の違いにより、光が反射してしまうためである。

そこで、気泡と近い条件で可視化が可能な、模擬流体を用いた内部流動計測を行った。模擬流体は、比重が水よりも小さく、屈折率が水と近く、内部流動の駆動力となる界面形状の変形挙動が気泡と類似している、シリコンオイル(KF-96-0.65cs)を用いることとした。なお、模擬物質の界面形状の変形挙動の評価には Clift 線図<sup>2.1.2-1</sup>を用い、モルトン数、エテボス数、レイノルズ数の三種類の無次元数を用いて評価を行い、空気と同等となることを確認した。油滴を用いた撮影結果を図 2.1.2-3 に示す。撮影は 5000 fps、ノズル直径は気泡とほぼ同等な変形挙動を示す 10.7 mm 程度の油滴を射出できる内径 10 mm のノズルを選択した。油滴の内部には速度場を計測するためにトレーサ用蛍光粒子 (FLUOSTAR)を混入し、可視化用のレーザーをシート状に射出することで励起光を可視化した。これにより、油滴の内部の状態を鮮明に計測可能な結果が得られた。本計測画像を用いて、PIV 計測を行い、油滴の内部に生じている界面運動に伴う速度場を計測した。結果を図 2.1.2-4 に示す。図より、油滴の界面付近においては油滴の上昇に伴い界面位置が相対的に下降することで、下降流が計測された。一方で、油滴の中心軸上においては逆に上昇する流れ場が計測された。また、油滴内部の微粒子を可視化した結果を多重露光し、流跡線を取得した結果を図 2.1.2-5 (a)に示す。図 2.1.2-5(b)に示す SPARC-90 モデルが想定するトロイダル渦構造と比較

すると、油滴の上部においては SPARC-90 が前提とするものと同様のトロイダル渦構造が生じていることを確認した。一方で、油滴の下部においては、トロイダル渦構造とは異なる流入や流出を伴う流動の過渡的变化が計測された。流動の過渡的变化が生じる理由としては、SPARC-90 が考慮していない気泡の揺動や変形に伴う非定常な界面変形が流動に作用したからと考えられる。さらに、二台のハイスピードカメラを用い、ある垂直平面について、垂直と水平方向のみならず奥行き方向の速度成分も計測した二次元三成分 (2D3CPIV) 計測結果を図 2.1.2-6 に示す。内部流動の計測結果においては平面上で見られる渦構造に加え、奥行き方向にも回転する方向に流れ場が見られたことから、油滴の上部に見られる渦構造がトロイダル渦構造であることが示された。

以上から得られた PIV 計測データについて、SPARC-90 モデルとの比較を行った。SPARC-90 において、エアロゾル粒子の気相から液相への移行に大きく影響する、界面速度  $V_s$  を比較した。SPARC-90 の  $V_s$  は、等ポテンシャル流れにおける真球中の流れ関数を導出した Hill の球径渦<sup>2.1.2-2</sup>を扁球に拡張した Moody らの結果<sup>2.1.2-3</sup>を基に、次式としている。

$$V_s = - \frac{V_r(\sin \theta/a)}{[(r \cos \theta/b)^2 + \sinh^2 \xi_0]^{1/2}} \frac{1}{[\sin \xi - \cosh^2 \xi_0 \cot^{-1}(\sinh \xi_0)]} \quad (2.1.2-1)$$

$$\sinh \xi_0 = [(a/b)^2 - 1]^{-1/2}$$

$$\cosh \xi_0 = [1 - (b/a)^2]^{-1/2}$$

- $V_r$  : 気泡上昇速度 (m/s)
- $r$  : 極座標における動径 (m)
- $\theta$  : 極座標における偏角 (rad)
- $a$  : 回転楕円体の赤道半径 (m)
- $b$  : 極半径 (m)

計測した界面における速度場の抽出位置を図 2.1.2-7(a)の赤丸で、また、同位置の油滴内部における計測界面速度と SPARC-90 の式から算出した界面速度について極座標系でプロットした結果を図 2.1.2-7(b)に示す。計測結果から、油滴の内部においては SPARC-90 と定性的に同様な長辺付近が最大値となる速度分布が見られるが、定量的には計測値が SPARC-90 モデル式を下回ることが分かった。双方の差が最も大きいのは油滴の下面付近であり、これは油滴の下部における揺動が速度場に影響するという図 2.1.2-4 の結果と整合する。一方で、油滴の上面においても同じく速度差が見られており、これについては界面におけるスリップの影響などにより内部の駆動力が大幅に減少したからと考えられる。このようなスリップは気泡においても同じように報告されており<sup>2.1.2-4</sup>、気泡界面における非

定常な流動現象と併せて、SPARC-90 における内部流動モデルを改良する際に考慮すべき検討課題である<sup>2.1.2-5</sup>。

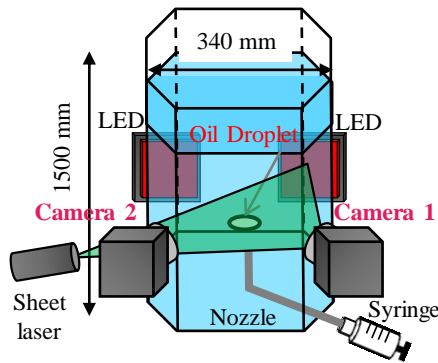
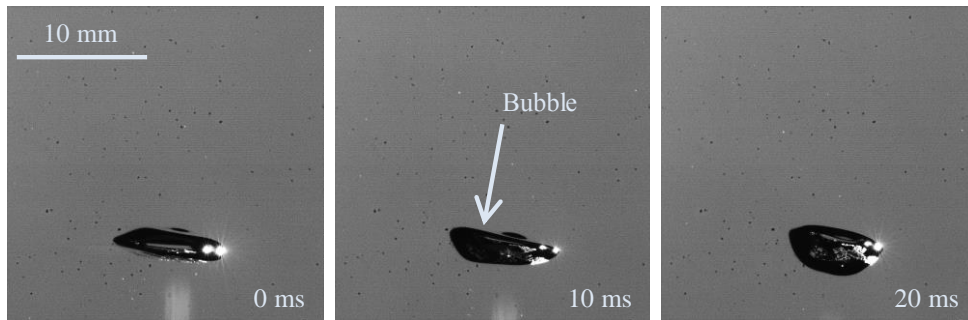


図 2.1.2-1 気泡内部におけるエアロゾル挙動の実験装置

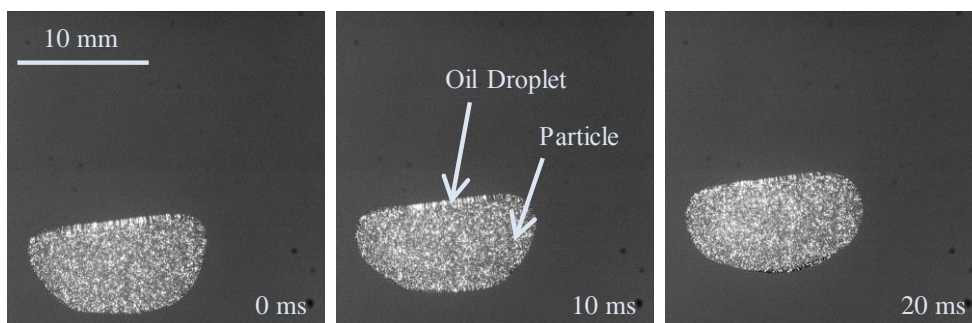
Fig.2.1.2-1 Experimental facility for bubble internal flow measurement



出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費（スクラビング個別効果試験）委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-2 気泡計測結果

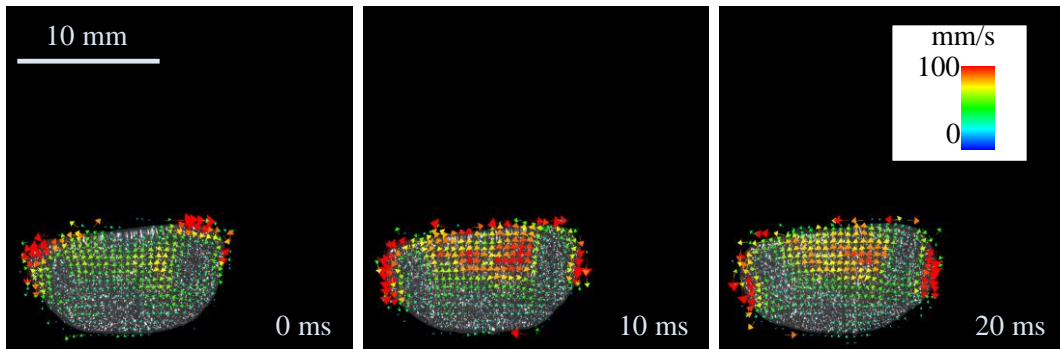
Fig.2.1.2-2 Bubble visualization result



出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費（スクラビング個別効果試験）委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-3 油滴計測結果

Fig.2.1.2-3 Oil droplet visualization result



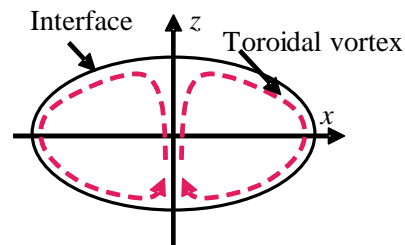
出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (スクラビング個別効果試験) 委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月.<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-4 PIV 処理結果

Fig.2.1.2-4 PIV measurement result



(a) Visualized trajectory



(b) Assumption in SPARC-90

出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (スクラビング個別効果試験) 委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月.<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-5 実験で得られた内部流動と SPARC-90 におけるモデルの比較

Fig.2.1.2-5 Comparison of internal flow and assumption in SPARC-90

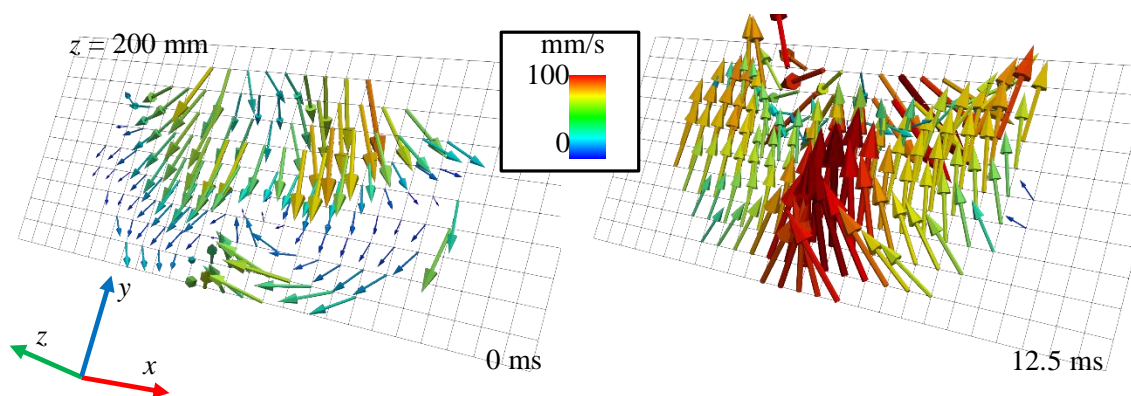
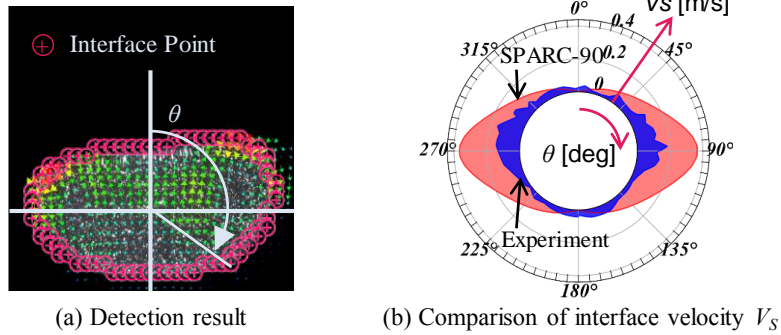


図 2.1.2-6 油滴の中心断面における二次元三成分流動場計測結果

Fig.2.1.2-6 2D3C flow visualization result on the central cross-section of oil droplet



出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (スクラビング個別効果試験) 委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-7 油滴界面速度の計測及び SPARC-90 モデルとの比較

Fig.2.1.2-7 Comparison of interface velocity from experiment and model

## (2) 気泡界面の運動

本実験では、気泡内部のエアロゾル種類が気泡挙動に与える影響を検討した。実験装置は、前項の「(1) 気泡内部におけるエアロゾル挙動」で使用した装置と同じものを使用した。エアロゾル粒子は、不溶性である親水性ヒュームドシリカ(OX50)、硫酸バリウム(BaSO<sub>4</sub>)及び可溶性であるヨウ化セシウム(CsI)の 3 種類とし、粒子を混入しない条件についても計測し、エアロゾルの有無及び種類が気泡形状へ及ぼす影響を調べた。

気泡の形状を可視化した結果を図 2.1.2-8 に示す。この画像から、特に可溶性の CsI を用いた条件において、気泡の揺動や変形が少ない結果が得られた。

なお、各エアロゾル粒子の代表径は OX50 : 0.04 μm、BaSO<sub>4</sub> : 0.64 μm、CsI : 1 μm であり、エアロゾル粒子の濃度は OX50 : 2.42×10<sup>5</sup> P/cc、BaSO<sub>4</sub> : 2.48×10<sup>5</sup> P/cc、CsI : 2.83×10<sup>4</sup> P/cc と、ほぼ実機条件に相当する条件とした。これら可視化結果画像から、気泡のアスペクト比 E と気泡上昇速度 V<sub>r</sub> を評価し、SPARC-90 モデルの式との比較を行った。また、SPARC-90 のアスペクト比の計算は(2.1.2-2)式の D. D. Paul らの実験相関式<sup>2.1.2-8</sup>、気泡上昇速度は Harberman らの実験結果<sup>2.1.2-9</sup>に基づく(2.1.2-3)式の Zuber らの相関式<sup>2.1.2-10</sup>である。

$$E = \begin{cases} 1 & (d_B < 0.15) \\ 0.84107 + 1.13466d_B + 0.3795d_B^2 & (0.15 < d_B < 1.3) \\ 1.675 & (d_B > 1.3) \end{cases} \quad (2.1.2-2)$$

$$V_r = \begin{cases} 7.876(\gamma/\rho_l)^{1/4} & (d_B \leq 0.5) \\ 1.40713V_r(d_B \leq 0.5)d_{vm}^{0.49275} & (d_B > 0.5) \end{cases} \quad (2.1.2-3)$$

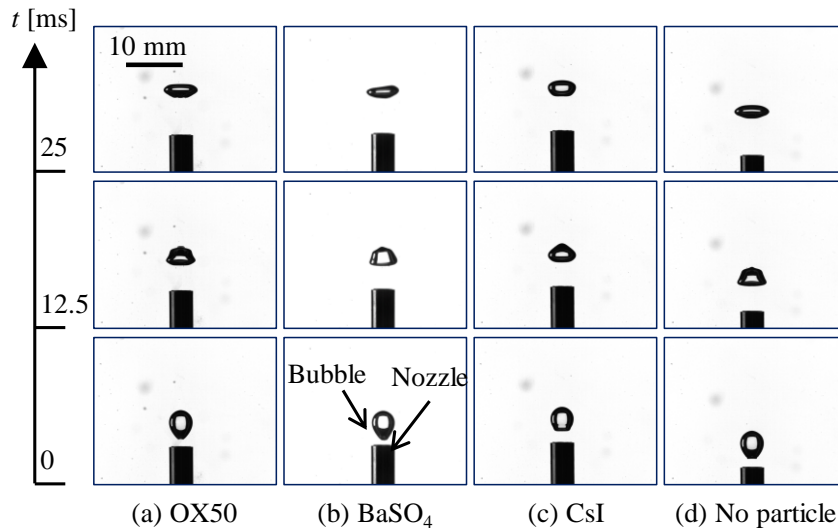
$d_B$  : 気泡の体積平均径 (cm)

$\gamma$  : 表面張力 (dyne/cm)

$\rho_1$  : 液相密度 (g/cm<sup>3</sup>)

計測結果と計算値の比較結果を図 2.1.2-9 に示す。アスペクト比については、可溶性の CsI は SPARC-90 のモデル式と良い一致を示した一方で、不溶性粒子及び粒子無しの条件においては SPARC-90 の値を大きく上回る結果となった。気泡上昇速度については、全体的にアスペクト比の場合と比較して、計測値と SPARC-90 との差は比較的小さい。可溶性の CsI は SPARC-90 の値を若干下回るが、不溶性粒子及び粒子無しの条件では SPARC-90 の値を上回る傾向が見られた。以上より、水溶性粒子の場合、気泡のアスペクト比が不溶性粒子や粒子無しに比べて 1 に近く、気泡の扁平が抑えられ、上昇速度がやや低下する。これは、界面活性剤を投入した液中において気泡運動の減衰効果が発生する<sup>2.1.2-11</sup>ことに類似しており、可溶性の CsI 粒子は界面活性剤と同様の働きを持つと考えられる<sup>2.1.2-5</sup>。

実験結果のアスペクト比や気泡上昇速度を用い、SPARC-90 モデルで除染係数(DF : Decontamination Factor)を算出した結果と、全て SPARC-90 のモデルで算出した DF を算出した結果を図 2.1.2-10 に示す。SPARC-90 と可溶性の CsI の値はほぼ同等となったが、不溶性粒子である OX50 及び BaSO<sub>4</sub> は SPARC-90 の値を上回ることが示された。これは、気泡上昇速度よりもアスペクト比の差が特に顕著であったことに起因している。以上から、SPARC-90 の単一気泡エアロゾル挙動モデルを改良する上ではアスペクト比に関する検討が重要である<sup>2.1.2-5</sup>。



出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (スクラビング個別効果試験) 委託 成果報告書」、平成 29 年 3 月<sup>2.1.2-7</sup>

図 2.1.2-8 気泡界面形状可視化結果

Fig.2.1.2-8 Bubble interface visualization result

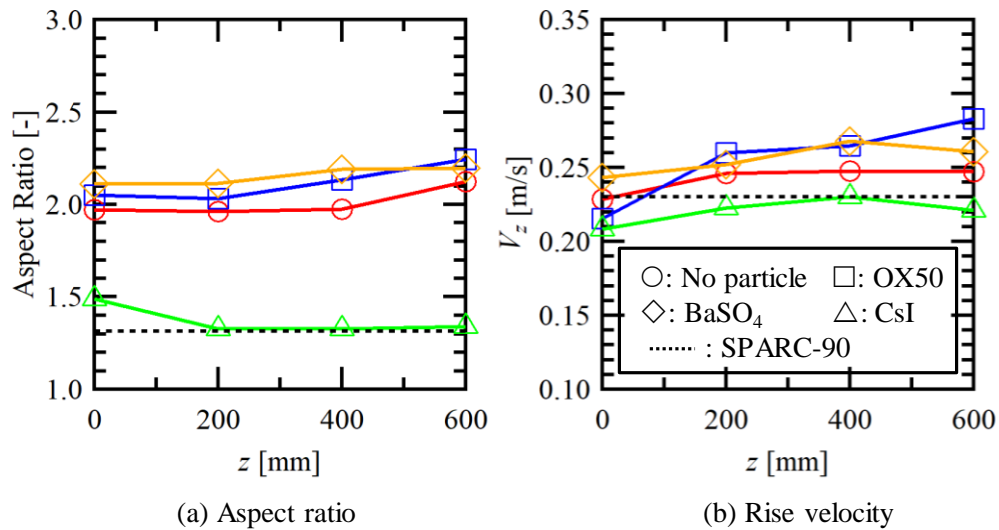


図 2.1.2-9 アスペクト比と上昇速度の計測結果と計算値の比較

Fig.2.1.2-9 Bubble measurement result

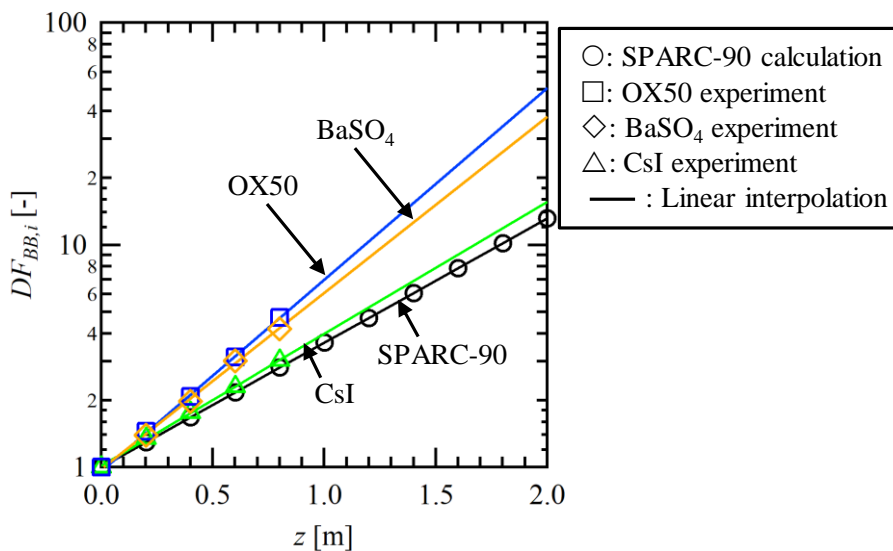


図 2.1.2-10 気泡形状及び上昇速度をもとに計算した DF の値

Fig.2.1.2-10 DF calculation result based on experimental result

### (3) 気泡外部に流出したエアロゾルの計測

本実験では、気泡から液相に移行した後のエアロゾルを計測することで、微粒子の除染現象を検討した。本実験では、新たに干渉縞計測技術を開発し、液中へ移行した微粒子の計測を行った。気泡内部に投入する微粒子としては、濃度場を計測するために水溶性であること、また、粒子直径を実機で想定されるミクロンからサブミクロンオーダー<sup>2.1.2-12</sup>とする必要があることから、グリセリンのミストを用いた。新たに開発した干渉計の光路図を

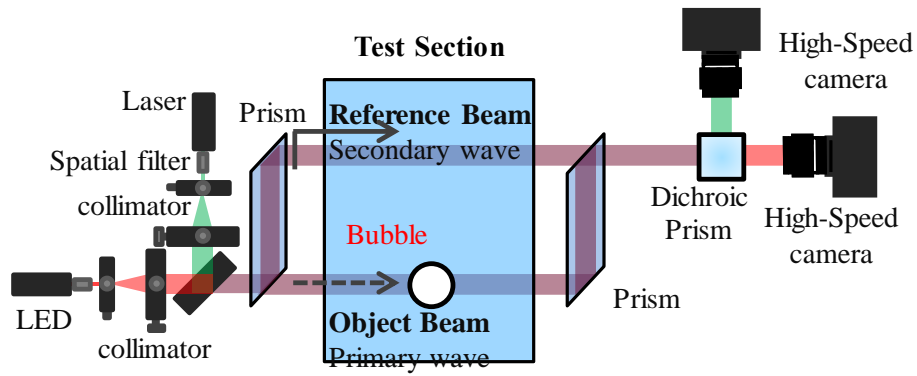
図 2.1.2-11 に示す。本干渉計はレーザー及び LED の二種類の光源から成っており、それぞれを同軸で照射し、プリズムを用いて平行光路を作成し、二つの光路から得られる光路差を干渉縞として計測した。また、LED を用いることで、気泡の形状についても同時に撮影を行った。撮影にはハイスピードカメラを用い、同期撮影を行った。

干渉計を用いた可視化計測結果を図 2.1.2-12 に示す。図 2.1.2-12(a)は液相中に何も投入していない状態で干渉縞を撮影した画像、図 2.1.2-12(b)はエアロゾルを含む気泡を流入させて気泡周囲の干渉縞を計測した結果である。液相に何も投入していない状態で撮影した画像では、干渉縞は画像の縦方向にまっすぐな一方で、エアロゾルを含む気泡については気泡周囲のエアロゾルが干渉縞の乱れとして計測された。また、気泡のバックライト計測を行った結果を図 2.1.2-12(c)に示す。以上の三つの画像を用いて、Kreis による高速フーリエ変換法による干渉縞計測手法<sup>2.1.2-13</sup>を改良した、混合ガウスモデル法<sup>2.1.2-14</sup>による干渉縞計測を行った結果を図 2.1.2-12(d)に示す。図 2.1.2-12(b)に示す干渉縞の乱れを、図 2.1.2-12(d)に示す気泡周囲の位相場として計測することに成功した。本研究においては気泡周囲に流出したエアロゾルの水溶液が光路差として計測されるため、位相が大きいことはすなわち濃度が高いことを示す。本計測においては、特に高濃度なエアロゾル濃度場が気泡の下面側に計測されており、これは図 2.1.2-12(b)の可視化結果とよく一致する。

以上の可視化データより、気泡の下面側において顕著にエアロゾル濃度場が高い領域が見られた。さらに、気泡の周囲においては液相と比較して全体的に高い濃度場が計測された。特に気泡の下面付近においては非常に高い濃度場が生じている。また、SPARC-90 モデルは気泡から液相へのエアロゾル移行現象を定常と仮定しているが、本計測結果からはエアロゾルの濃度場が変化しており、非定常な移行挙動が計測された。気泡周囲のエアロゾル濃度場が非定常になる理由としては、気泡内部におけるエアロゾル挙動で計測された揺動や変形に伴う下面側における過渡的な流動現象の寄与が考えられる。

今後、これら計測技術を確立し、データを拡充することで SPARC-90 モデルの改良につなげる。





出典) 国立大学法人筑波大学、「平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (スクラビング個別効果試験) 委託 成果報告書」、平成 30 年 3 月<sup>2.1.2-6</sup>

図 2.1.2-11 気泡外部に流出したエアロゾルの計測に用いた干渉計の光路図

Fig. 2.1.2-11 Optical path of interferometer used in experiment

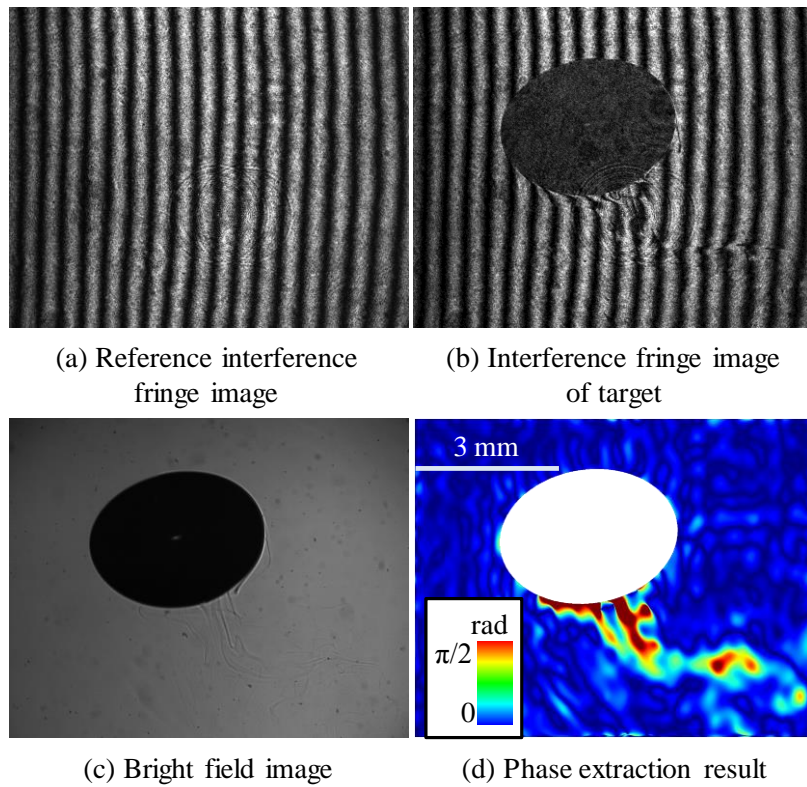


図 2.1.2-12 干渉計による可視化・計測結果  
Fig.2.1.2-12 Visualization and measurement result from interferometer

### 2.1.3 大規模積分実験

東京電力福島第一原子力発電所事故時に懸念された、ドライウェルベントに伴う圧力抑制プールの減圧沸騰が、スクラビング効果へ及ぼす影響を評価することを目的として、実機の現象を極力模擬できるよう大規模装置を用いて実験を行った。

#### (1) 実験装置及び実験条件

##### ① 実験装置

実験装置の概略図を図2.1.3-1に示す。装置は試験部であるスクラビングタンク、排気タンク、窒素供給ライン、ボイラ、エアロゾル発生系及びエアロゾル計測系で構成した。エアロゾル発生系で生成したエアロゾル粒子を、窒素及び蒸気ガスに混入させ、予め水を張ったスクラビングタンクに流入させ、プール水中を上昇し、スクラビングタンク上部に設けた排気ラインから排気タンクへ流出させる流れとした。また、スクラビングタンク入口配管及び出口配管にエアロゾル計測系を接続し、出入口のエアロゾル粒子を計測することでスクラビングによるエアロゾル捕獲率であるDFを評価した。

なお、プール水の減圧沸騰は、出口配管に設けた減圧弁の開度を急拡大することにより模擬した。

スクラビングタンクは、内径2 m×高さ10 m の円筒型容器で、ガスの流入には図2.1.3-2に示すような実機のベント管やクエンチャを模擬したノズルを用いた。ベント管タイプは実機の1/4の径、クエンチャタイプは孔径を実機と同等とし、出口流速を実機と合わせて流動を模擬した。また、プール水の昇温にはボイラで発生させた蒸気を用い、温度分布の均一化のためにポンプによる強制循環を行える構成とした。

##### ② エアロゾル発生系及び計測系

エアロゾル発生器はPALAS社のRGB2000を用い、エアロゾル材料を固形に成形したものを回転ブラシで削り、エアロゾル粒子を生成し、窒素ガスとともに入口配管へ流入させる構成とした。また、エアロゾル計測器には散乱光を利用してエアロゾル粒子の直径と個数を計測するPALAS社のWELAS装置を用いた。

なお、入口及び出口配管から一部を抽気して計測器で計測した。エアロゾル発生側入口計測及び排気側出口計測における蒸気凝縮、エアロゾル粒子の凝集による粒径変化、壁面へのエアロゾル付着等を極力抑制するため、試料採取管からエアロゾル計測部までの区間をヒータにより加熱した。また、カスケードインパクトによるWELAS装置の計数結果の検証も行った。

### ③ 実験方法及び実験条件

実験はバックグラウンド実験、定圧実験及び減圧実験という3種の実験を実施した。バックグラウンド実験は、装置の妥当性確認のための実験であり、定圧及び減圧実験の前に実施した。プール水位を低くしてノズルをプール水から露出させた状態で、エアロゾルが混入したガスを流出させ、ノズル、配管及び容器壁面へのエアロゾル粒子の付着がどの程度かを把握し、プールスクラビングのDFに比較して十分に小さいことを確認した。

定圧実験では、スクラビングタンク内の圧力、水位、水温、ノズルからのガス流量、ガス温度等を一定とし、十分に安定した状態でDFを計測した。減圧実験は、定圧時のDFを計測した後、減圧弁の開度を予め設定した開度まで急拡大し、実機における圧力抑制室からのベントで想定される減圧速度を模擬した。減圧時のDFを定常時と比較し、減圧によるDFへの影響を評価した。

実施した実験条件の一覧を表2.1.3-1に示す。パラメータは、プール水温、吹込ガス分圧、サブマージェンス（水面から吹込みノズルまでの水深）、エアロゾル粒子種類等とし、DFを計測しない動画撮影のみのケースや定圧条件のみのケースも含めて全98ケース実施した。本実験では、吹込ガス温度は全ケースについてスクラビングタンク内圧力の飽和温度以上とした。

エアロゾル粒子の親水性、疎水性によるDFへの影響を調べるため、表2.1.3-2に示すエアロゾルを使用した。密度がCsIに近く多分散粒径かつ親水性を有するBaSO<sub>4</sub>を標準的な模擬物質とみなして最も多くの実験ケースを実施した。また、その比較対象として、密度が水に近く多分散粒径かつ疎水性を有するポリマーであるTechpolymer<sup>2.1.3-1</sup>（積水化成）（TP）、加えて密度がBaSO<sub>4</sub>とTPの間であり単分散粒径かつ親水性を有するSiO<sub>2</sub>を使用した。

なお、DFは、計測したエアロゾル粒子の0.2～4.0 μmの間を41区間に分割し、区間ごとについて入口及び出口の計数値からDFを算出し、DFのエアロゾル粒径依存性の評価を行うものと、全区間の入口及び出口の計数値からDFを算出するトータルDFの評価を行った。双方ともにエアロゾル粒子の質量が代表粒径の三乗に比例するものとして個数との積をとり、入口と出口の比を算出したものである。

## (2) 実験結果及び考察

### ① バックグラウンド実験

水位をノズル出口位置より下げた状態において、ベント型の注入ノズルを用い、吹込流量約 150 kg/h(窒素分圧100%) かつガス温度約140℃にて、BaSO<sub>4</sub>あるいはTPを注入した際のバックグラウンドDFの粒径分布を図2.1.3-3(a)及び(b)に示す。DFは粒径が2 μm以上では粒子の個数が少ないため若干のばらつきを有するが、それ以下の範囲では粒径によらずほぼ一定であり、大きさは1から3程度である。BaSO<sub>4</sub>については、スクラビング槽内の3箇所の異なる高さに設置したサンプリング点から得たカウント数の粒径分布が出口とほぼ一致す

ることを確認しており、スクラビング槽内における沈降、沈着等による影響が小さいことが分かる。こうしたバックグラウンドDFの測定は、注入する水蒸気と窒素の割合、プール水の有無等もパラメータとして繰り返し実施した。これらのデータに基づく総合的判断として、本装置におけるバックグラウンドDFは、減圧によるDF変化を把握する実験を行うには、十分に小さいレベルに抑制されていることが分かった。

## ② 定圧及び減圧実験

図2.1.3-4及び図2.1.3-5に代表的な出入口のエアロゾル粒子の計測結果を示す。これらの実験は、サブマージェンスを1.6 m、2.7 m及び3.8 mとなるように水深を維持し、ベント型の吹込ノズルを用い、吹込流量約150 kg/h(窒素50%蒸気50%)かつガス温度130°C~140°CにてBaSO<sub>4</sub>及びTPを注入した結果である。各実験では容器内圧力が330 kPaの定圧期間を設けてタンク出入口のエアロゾル粒子を測定した後、減圧を開始し、減圧開始直後のエアロゾル粒子を測定した。定圧時、減圧時ともに、110秒間の計測後10秒間待機を5回繰り返し、600秒間の計測を行った。図2.1.3-4及び図2.1.3-5の上段は、600秒間のエアロゾルの計測結果、下段はエアロゾル計数値の積算からDFを算出したものである。減圧率は670~1960 kPa/hの範囲で達成されている。

なお、減圧率は弁開放から120秒間の平均圧力低下率と定義した。

BaSO<sub>4</sub>及びTPともに、定圧時に比較し、減圧時は若干DFが増加する傾向が見られるが、大きな差は見られなかった。

なお、減圧開始直後から110秒計測と10秒間待機を5回繰り返したが、1から5回目までのDFもほぼ同等で、減圧の経時変化による影響は見られなかった。DFの粒径依存性については、図2.1.3-4に示すBaSO<sub>4</sub>では粒径依存性が無く、広い粒径範囲においてほぼ一定で、サブマージェンスとともに増加する傾向を示した。一方、図2.1.3-5に示すTPでは、サブミクロン範囲でのDFが低く、0.3 µm近傍にDF=10程度の極小値が見られ、この値はほぼサブマージェンスに依っていない。これは、0.3µm近傍の粒子はノズルからプール水内へ流出した際の液相への慣性衝突による捕獲が殆どであるためと考えられる。また、1 µm以上の領域ではDFが1桁から2桁程度大きくなり、サブマージェンスに対する依存性も見られる。常圧でエアロゾルを慣性捕集する場合の限界粒径が0.3 µm近傍であり、それを下回るエアロゾルは拡散等により捕集されること<sup>2.1.3-2</sup>を考えると、TPの傾向は重力沈降、慣性沈着及び拡散が重畳する場合のDF粒径依存性として一般的に知られている傾向<sup>2.1.3-3</sup>と合致し、これは疎水性を有する模擬物質としては予測どおりの結果といえる。なお、不整形かつ親水性のあるBaSO<sub>4</sub>において観察された、DFが粒径によらずほぼ一定となる特性については、その要因分析を進めることが重要と考えている。

次に、トータルDFについて比較した結果について示す。図2.1.3-6にサブマージェンスごとに定圧と減圧で比較した結果を示す。図2.1.3-6(a)にサブマージェンス1.6 m、(b)に2.7 m、

(c)に3.8 mの結果をまとめた。図より、全サブマージェンスで、ばらつきはあるものの減圧時のトータルDFは定圧時とほぼ同等な結果であった。また、図2.1.3-6(a)ではエアロゾル粒子の違いも比較しているが、前述のとおり粒子によってDFの粒径依存性はあるものの、トータルDFとしてはその差異は比較的小さい結果となった。さらに、図2.1.3-6(b)ではノズルタイプによるトータルDFの比較を示しているが、その違いは大きくない結果であった。加えて、定圧時の流入ガス割合による比較を行った結果を図2.1.3-7に示す。窒素50%蒸気50%の条件はプール水が飽和温度以上のケースのみであるが、その条件では窒素50%蒸気50%でも窒素100%とほぼ同等な結果であった。また図より、サブマージェンスが1 m深くなるにつれDFが1桁程度増大する傾向やプール水温の上昇によりDFが増大する傾向が見られた。

以上より、主要知見を以下のようにまとめる。

- a) BaSO<sub>4</sub>及びTPともに、若干のバラつきはあるが、減圧時のトータルDFは定圧時とほぼ同等である。
- b) BaSO<sub>4</sub>及びTPともに、サブマージェンスが1 m深くなるとDFは1桁程度増加する。
- c) BaSO<sub>4</sub> 及びTPともに、プール水温の上昇に応じてDF は徐々に増大する傾向が見られた。
- d) プール水温が飽和温度の場合におけるガス分圧（窒素100%又は窒素50%蒸気50%）の影響は、サブマージェンス及びプール水温による影響よりも相対的に小さかった。

以上より、東京電力福島第一原子力発電所事故の際に懸念された、ベントによる減圧が及ぼすDFへの影響は小さい結果が得られた。

減圧時のDFが定圧時とほぼ同等であることやDFのプール水温依存性の要因としては、気泡内部の蒸気量等が考えられるが、今後明らかにしてゆく予定である。

表 2.1.3-1 スクラビング大規模積分実験の実験条件

Table 2.1.3-1 Basic Data for large-scale pool scrubbing facility

Parameter	Unit	Large scale test facility	Typical BWR conditions
Maximum pressure	MPa	0.33	<0.6
Maximum injection gas temperature	Celsius	157	~150
Maximum pool temperature	Celsius	120	~130
Pool depth	m	0 - 3.8	1 - 3
Steam fraction	%	20 - 100	0 - 100
Gas flow rate	m/sec	1 - 40	0.05 - 270
Maximum Depressurization rate	kPa/h	~2000	~2500

出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

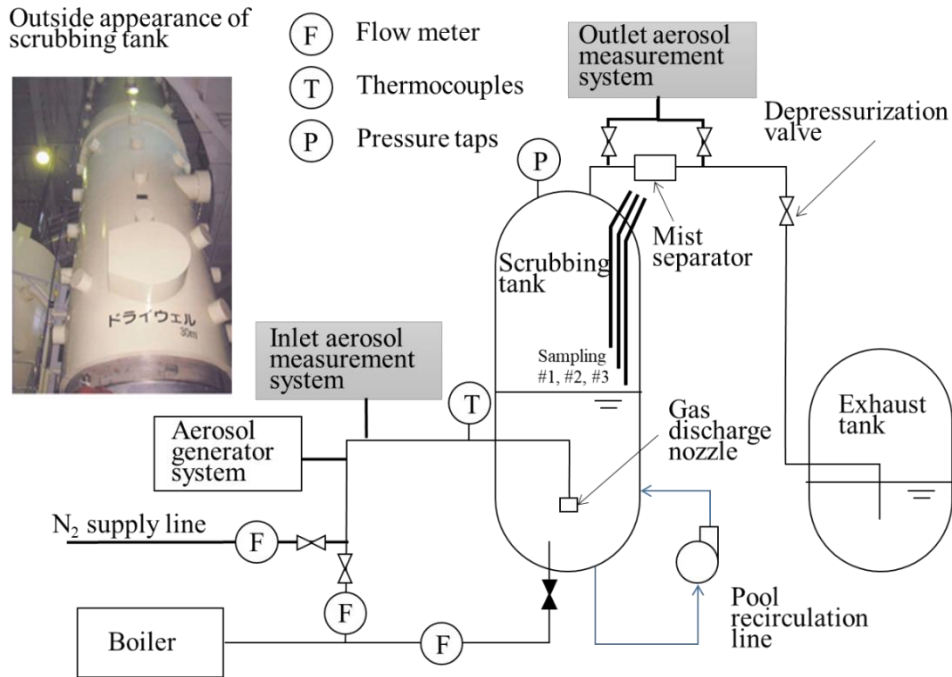
表 2.1.3-2 スクラビング大規模積分実験で使用したエアロゾル粒子

Table 2.1.3-2 Aerosol materials used in Large-scale tests

Material (Abbreviation)	Density (g/cm <sup>3</sup> ) Diameter (μm) <sup>※1</sup>	Characteristics
Barium sulfate (BaSO <sub>4</sub> )	4.5 0.3, 0.5 (polydisperse)	Hydrophilic Insoluble
Silica (SiO <sub>2</sub> )	2 ~ 1 (monodisperse)	Hydrophilic Insoluble
Techpolymer (TP)	1 ~ 0.3 (polydisperse)	Hydrophobic Insoluble Heatproof < 250 °C

※1 Representative diameter

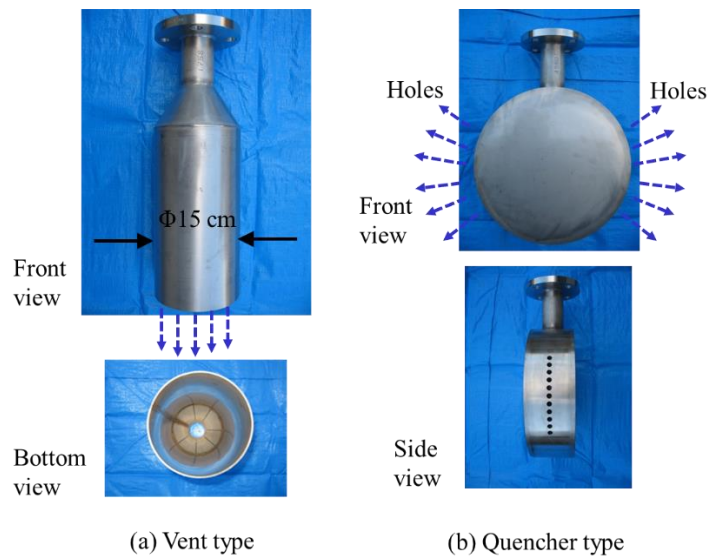
出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>  
(一部データ抜粋)



出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.3-1 スクラビング大規模積分実験装置の概略図

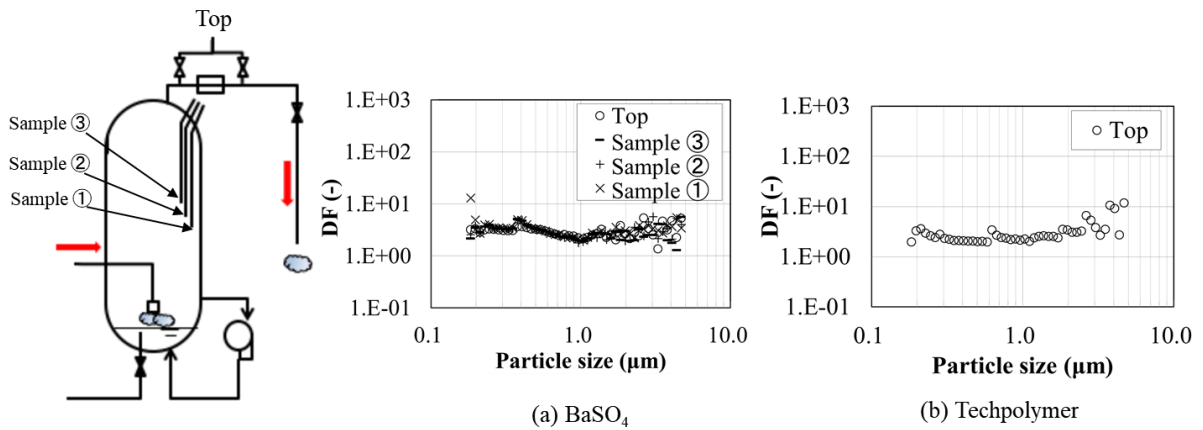
Fig. 2.1.3-1 Layout of large-scale pool scrubbing test facility



出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.3-2 ノズル形状

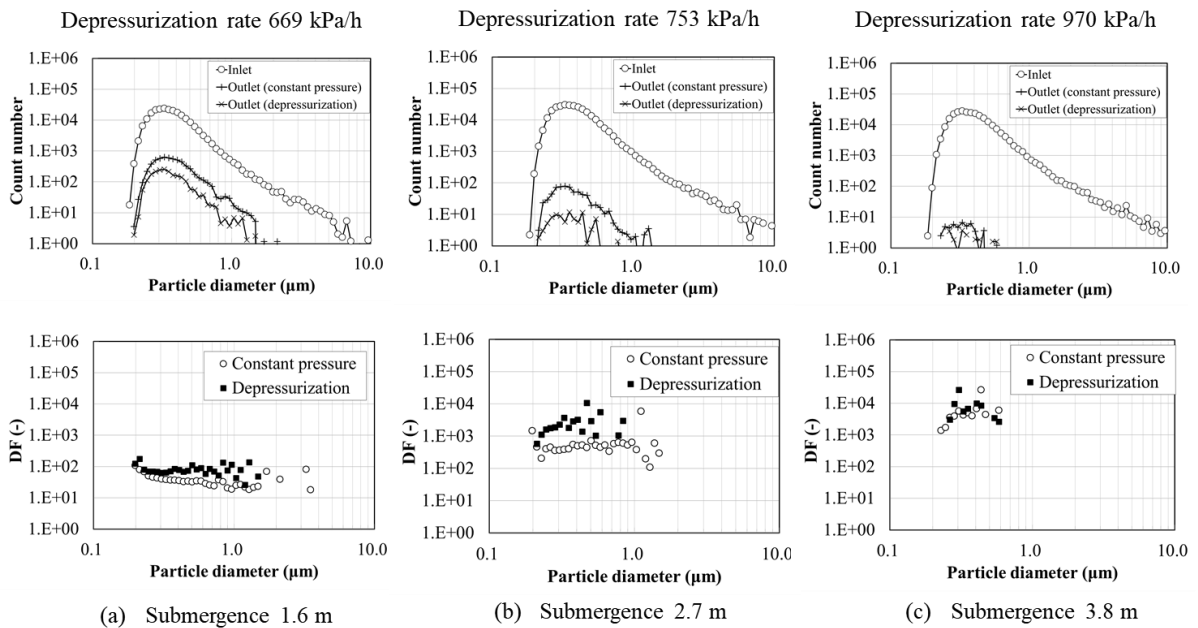
Fig. 2.1.3-2 Injection nozzles of large-scale tests



出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールのクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.3-3 バックグラウンド実験結果

Fig. 2.1.3-3 Background test results

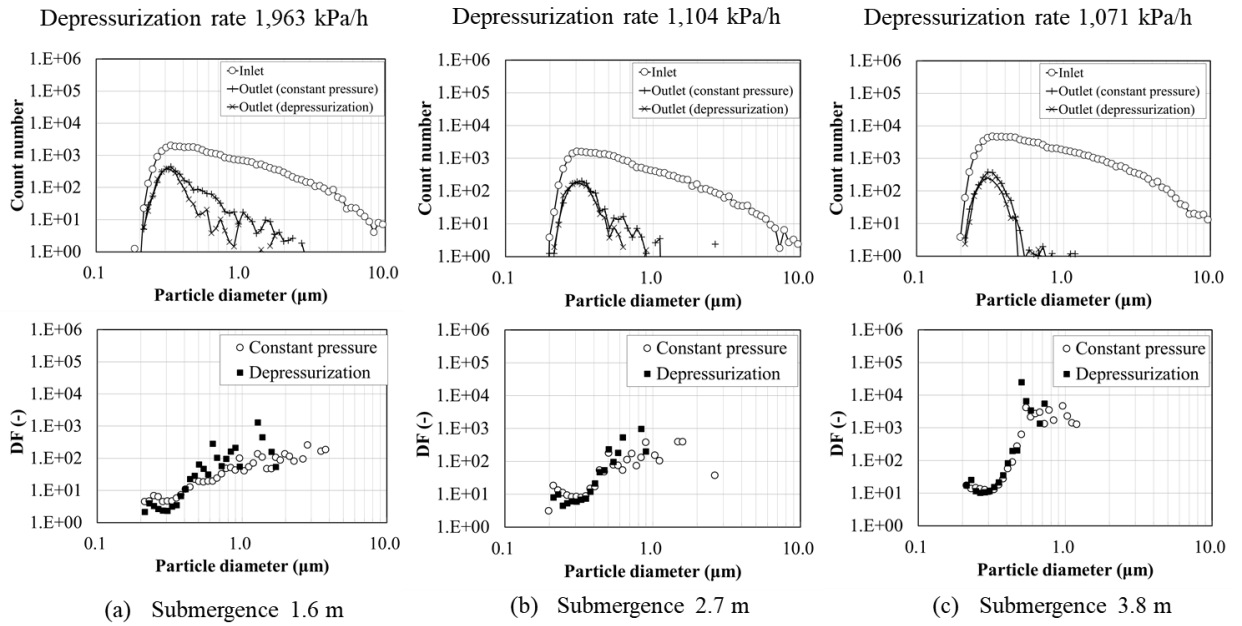


出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールのクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.3-4 代表的な定常実験の出入口エアロゾル粒子径分布

Fig. 2.1.3-4 Constant pressure and depressurization test results (BaSO<sub>4</sub>)

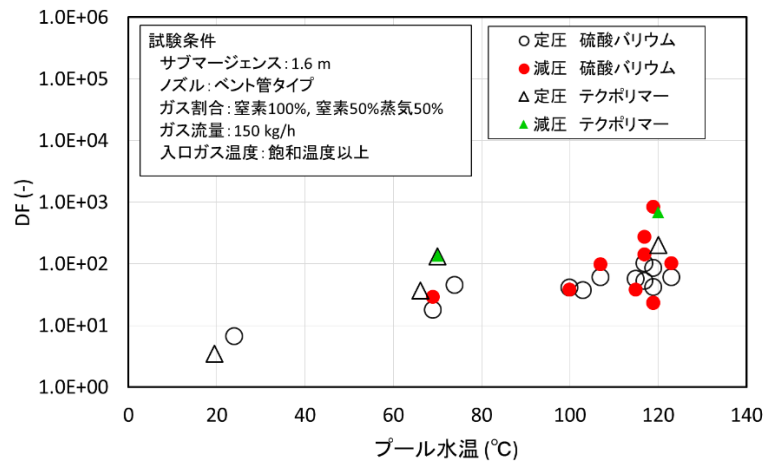




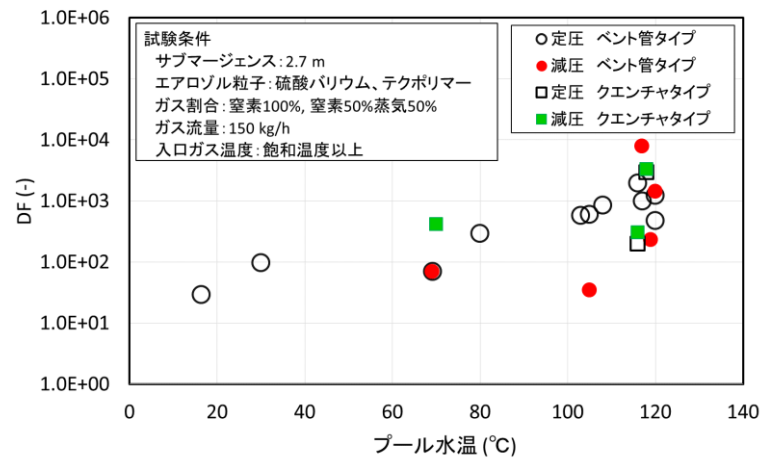
出典) 秋葉美幸、堀田亮年、阿部豊、孫昊旻、「粒子状放射性物質のプールのクラビングに関する実験的研究」、日本原子力学会和文誌、Vol.19, No.01, Mar. 2020.<sup>2.1.1-3</sup>

図 2.1.3-5 代表的な減圧実験の出入口エアロゾル粒子径分布

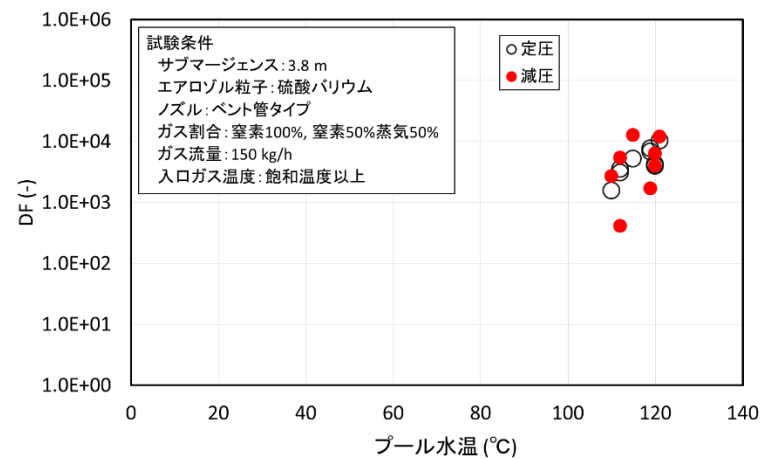
Fig. 2.1.3-5 Constant pressure and depressurization test results (Techpolymer)



(a) サブマージェンス 1.6 m



(b) サブマージェンス 2.7 m



(c) サブマージェンス 3.8 m

図 2.1.3-6 定圧時と減圧時のトータル DF の比較

Fig. 2.1.3-6 Comparison of total DF under constant pressure condition and depressurization condition

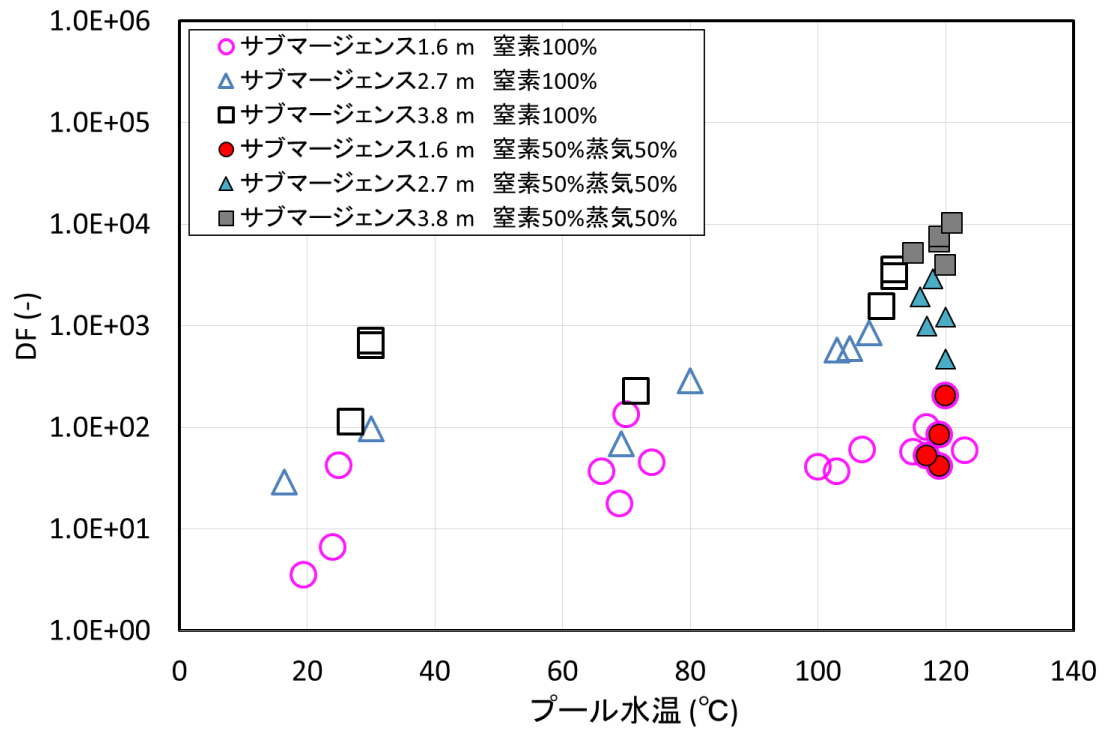


図 2.1.3-7 定圧時のトータル DF

Fig. 2.1.3-7 Total DF under constant pressure condition

#### 2.1.4 中規模実験

中規模実験では、大規模積分実験で得られた結果について、そのメカニズムを検討し、スクラビングモデルの高度化につなげることを目的とし、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託事業により、装置の製作及び製作した装置の妥当性を確認し、大規模実験で得られた DF のプール水温依存性に関する検討実験を行った。

##### (1) 実験装置

実験装置 PONTUS (POol scrubbiNg Test Unit on Separate effect)の概略図を図 2.1.4-1 に示す。装置は、試験部、エアロゾル発生器、中和器、エアロゾル混合輸送部及びエアロゾル計測器で構成した。試験部は、内径 0.2 m と 0.5 m の 2 種類、各内径に対して SUS 製とポリカーボネート製の計 4 種類とし、実験に応じて交換して設置できるものである。エアロゾル実験は SUS 試験部で、気液 2 相流実験はポリカーボネート試験部で実施した。SUS 試験部とポリカーボネート試験部は、1 m 程度長さの同径同材質の試験部円筒部材を数段重ねる仕様としており、最大全長はそれぞれ 3.5 m と 4.5 m となる。

エアロゾル発生器は大規模積分実験装置と同様、PALAS 社製の RBG 2000 を使用した。本発生器は粒子を充填した容器をピストンで押し上げ、上部に設置された回転ブラシでそれを削り粒子を生成して、キャリアガスとともに発生器からエアロゾル粒子として流出させる。したがって、発生エアロゾル粒子濃度は、キャリアガス流量とピストンの押し出し速度によって制御される。

発生させたエアロゾル粒子は、中和器 (EAN 581, TOPAS 社製) において除電され、エアロゾル混合輸送部で試験部流入ガスと混合し、試験部底部の内径 10 mm の注入ノズルから上向きに試験部へ注入される。試験部を通過したエアロゾルは、大気に排出される。

エアロゾル計測も、大規模積分実験装置と同様、WELAS 装置を用い、試験部入口及び出口のエアロゾル粒子を計測した。

## PONTUS

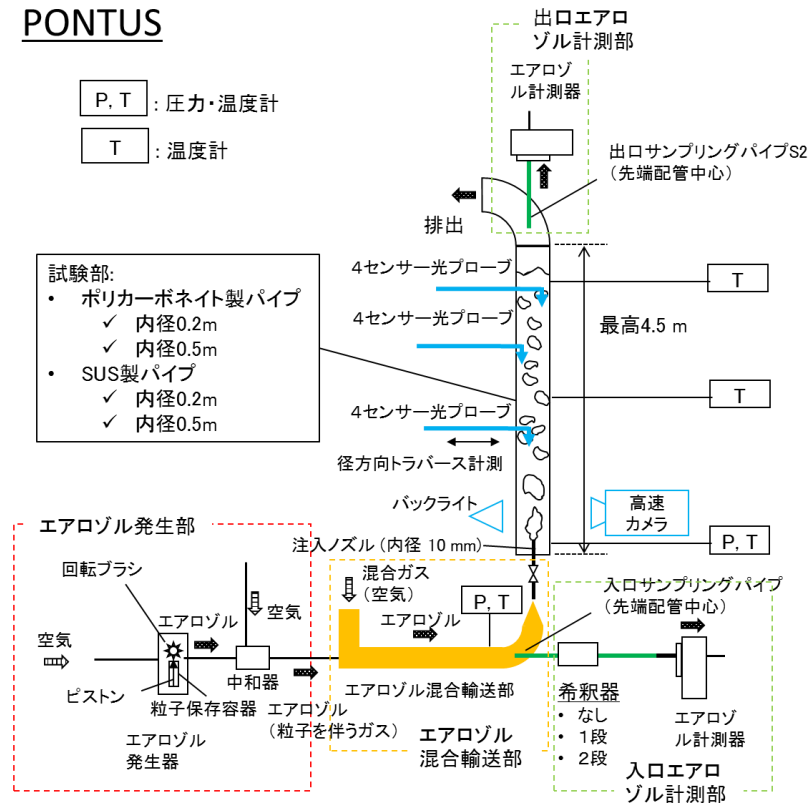


図 2.1.4-1 PONTUS 模式図

Fig 2.1.4-1 Schematic of PONTUS Apparatus

### (2) 装置の妥当性確認

プールスクラビング実験を行う前に、計測器や装置の妥当性を確認するための実験を行った。具体的には、計測器の妥当性及び試験部入口の混合輸送部の性能の確認である。

#### ①計測器の妥当性

エアロゾル計測器について、散乱光を利用して計測する WELAS と異なる計測原理である、凝縮核計数器 (condensation particle counter ; CPC) を用いて双方の計測結果を比較した。

なお、WELAS はエアロゾル粒子の直径と個数を計測できるが、CPC は個数のみである。試験部の出口サンプリングパイプを Y 字で 2 経路に分岐し、WELAS と CPC で同時計測した。図 2.1.4-2 に結果を示す。双方の計測した粒子数濃度は良好に一致しており、WELAS の妥当性が確認できた。

## ②混合輸送部の性能評価試験

発生させたエアロゾル粒子と試験部へ流入させるガスを混合させる混合輸送部について、混合不足や輸送部構造物等における粒子ロスを評価するため、2種類の確認実験を行った。

混合不足に関しては、混合前と混合後のエアロゾル粒子濃度からエアロゾル希釈率を求め、両ガス流量から算出したガス希釈（混合）率に対する比  $R_d$  をとり、粒子を伴って混合輸送部へ流入する流量  $Q_a$  を 70 L/min、200 L/min、混合ガス流量  $Q_g$  を 100~6000 L/min と変化させて評価した。代表的な結果として、 $Q_a$  が 200 L/min の結果を図 2.1.4-3 に示す。 $R_d$  はほぼ  $1 \pm 0.1$  の範囲内となり、混合性能が良好であることを確認した。

なお、 $Q_a$  が 70 L/min でも  $1 \pm 0.1$  の範囲内であった。

粒子ロスに関しては、混合ガスが無い条件において、混合部内の上流と下流でエアロゾル粒子濃度を計測し、双方の比  $R_l$  を評価した。その結果、図 2.1.4-4 に示すように、ほぼ  $1 \pm 0.1$  の範囲内となっており、粒子ロスは DF 計測には影響が少ないことを確認した。

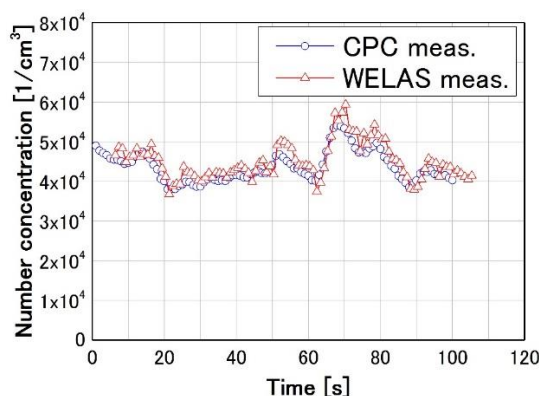


図 2.1.4-2 CPC と WELAS で計測した粒子数濃度の比較

Fig.2.1.4-2 Comparison of particle number concentration measured by WELAS and CPC.

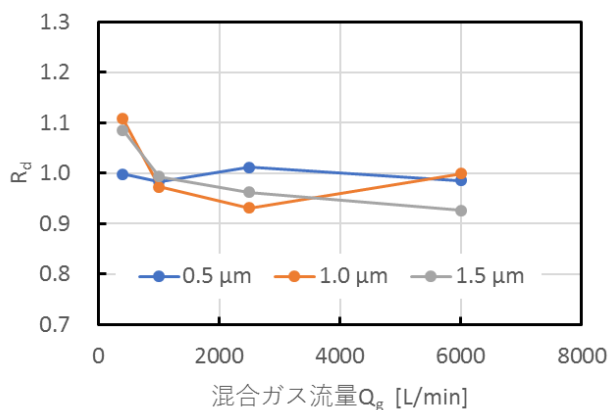


図 2.1.4-3 混合効率に関する実験結果 [ $Q_a$ : 200 L/min]

Fig. 2.1.4-3 Mixing efficiency [ $Q_a$ : 200 L/min]

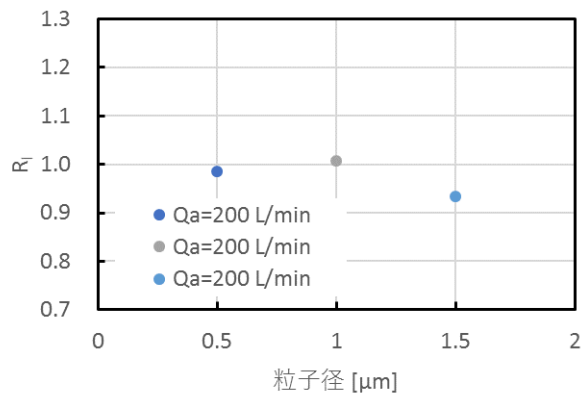


図 2.1.4-4 粒子ロスの評価結果

Fig. 2.1.4-4 Particle loss rate in mixing transport chamber

### (3) DF のプール水温依存性に関する検討実験

大規模実験で得られた DF のプール水温依存性のメカニズムを検討するため、中規模実験装置で同様な結果が得られるか確認実験を行った。

試験部は内径 0.5m の SUS 製とし、ガス注入流量は 80 L/min とした。実験は、0.8 m と 1.6 m の 2 つのプール水深で行い、各水深において 25、50、75°C を目標値としてプール水温を設定し、それぞれの DF を取得した。

なお、大規模実験の注入ガス温度は試験部容器の飽和温度以上としたが、中規模実験では第 1 ステップとしてプール水温と同じ温度で実験を行った。水温依存性の要因の一つにエアロゾル粒子表面への蒸気凝縮が考えられたため、表面への蒸気の付着しやすさを考慮し、エアロゾル粒子を親水性の  $\text{SiO}_2$  粒子と疎水性のポリマー粒子を用いた。

結果を図 2.1.4-5 に示す。プール水温の上昇に伴って DF が増加する結果となった。その増加傾向は、高い水深ほど顕著であった。ただし、 $\text{SiO}_2$  粒子とポリマー粒子の DF に違いは無く、ほぼ同等となった。

今後、装置の改良等を行い、詳細 2 相流計測と合わせてメカニズムを検討するとともに、流入ガス組成等も変化をさせて検討を進める予定である。

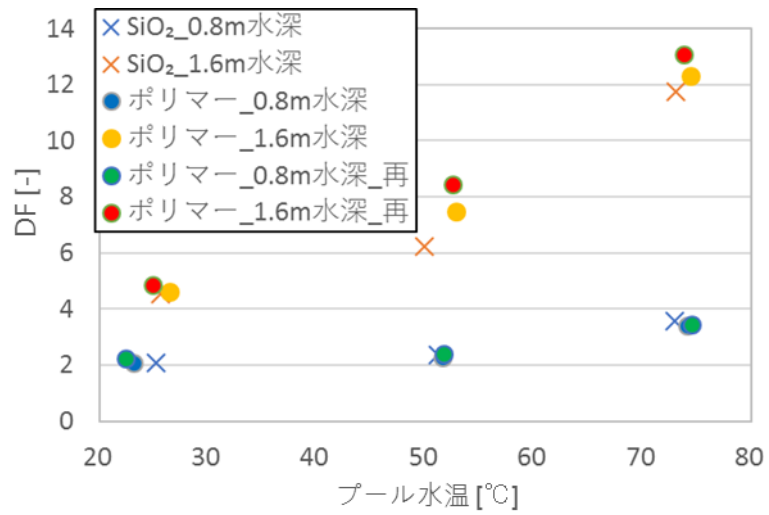


図 2.1.4-5 SiO<sub>2</sub> 粒子（親水性）とポリマー粒子（疎水性）に対する DF とプール水温の関係

Fig. 2.1.4-5 Relation between DF and pool water temperature for different particles of SiO<sub>2</sub> (hydrophilic) and polymer (hydrophobic)



## 2.2 重大事故時格納容器熱流動実験

### 2.2.1 知見の調査及び実験範囲の検討

東京電力福島第一原子力発電所で発生した事故では、格納容器の除熱機能を喪失したことにより格納容器上部のフランジ（以下「トップヘッドフランジ」という。）シール部が高温の過熱蒸気等に曝されて過温破損したことが格納容器バウンダリの機能喪失の原因の一つと考えられている<sup>2.2.1-1</sup>。BWRの格納容器のトップヘッドフランジシールを保護するための手段として、原子炉ウェルへの注水による外面冷却（以下「外面冷却」という。）がある。外面冷却に関する知見は既往研究においても検討された例があり、オークリッジ国立研究所（Oak Ridge National Laboratory ; ORNL）では、MELCORを用いて長期間全交流電源喪失（Long-Term Station Black Out ; LTSBO）及び交流電源喪失の継続（Extended Loss of AC Power ; ELAP）のシナリオが評価され、容器上部の水素の蓄積によって有効伝熱面が減少するという簡易モデルを採用し、ELAPシナリオでは外面冷却によってCV破損を数十時間遅らせるもしくは回避できるという結果が報告されている<sup>2.2.1-2</sup>。実験的には、これまでに多くの格納容器熱流動に関する研究が行われている<sup>2.2.1-3~10</sup>が、凝縮熱伝達や乱流などの個別の物理モデルの開発や妥当性を確認することを目的として実験データを取得していることが多く、トップヘッド周辺の熱伝達について、外面冷却、非凝縮性気体の存在、内壁の凝縮液膜の形成、自然対流等が複合的に与える効果や影響に着目して系統的な調査を行った例は見られない。また、そのような実験の多くは、実験装置の運転条件として圧力200kPa以下、温度150℃以下の範囲で実施されている場合がほとんどであり、SA時に推移するような圧力及び温度条件で上述の個別の現象に着目して取得された実験データは限定的である。したがって、このような実験データを取得することは、SAの静的な格納容器負荷に関する知見の拡充による安全性向上につながるだけでなく、今後のSA解析コードの高度化においても貴重な情報となることが期待でき、重要な要素である。

また、SA時に想定される格納容器スプレイの運転では、外部水源を利用するために格納容器内の保有水量が増加することを避けるため、間欠的な運転により最低限必要なスプレイ水の散布が実施される。また、SAの状態によってはスプレイポンプが定格運転できないような場合に至り、低流量かつ大液滴によるスプレイ作動となる可能性が考えられる。従来から格納容器スプレイは、その効果に関して広く実験されてきているが、このような、SAの状態で起こりうる定格の格納容器スプレイが実施できない状態を想定した場合の格納容器除熱の効果について知見を拡充することは重要である。

一方、格納容器を冷却によらず除熱する手段としてフィルタ付き格納容器圧力逃がし装置（Filtered Containment Venting System ; FCVS）がある。BWRでは、FCVS運転時には窒素ガスを追加充填し、炉心損傷や放射線分解によって生じた可燃性ガスを希釈して格納容器内やベント系統の配管内等を不活性化する対策が採られる。本研究ではこの手順に着目

し、ベント実施時の格納容器内流動を観測する。特に古い型式の **BWR** 格納容器では、トップヘッド周囲が下部に比べて細い形状をしているなど、**PWR** に比べて水素等の可燃性気体が相対的に滞留しやすい可能性がある。通常は窒素ガスによって不活性化されているものの、ベント実施によってどのような流動が格納容器内で生じるかを把握することは重要であり、例えばトップヘッド周囲に水素等が滞留している場合に格納容器ベントを実施することによって混合が促進されるか、といったような事象が研究課題として考えられる。また、ベントガスに含まれる放射性物質を除去することを目的に格納容器スプレイを組み合わせる場合も考えられる<sup>2.2.1-11~12</sup>。そのような複数の対策の同時作動が行われた場合についての知見を取得することも重要である。

以上の分析結果から、①格納容器外面冷却時の容器内対流及び熱伝達挙動、②多成分気体で構成される格納容器雰囲気熱流動挙動、③格納容器ベント及び④格納容器スプレイ等の冷却効果、をテーマとし、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託事業による実験研究を実施する。

なお、シビアアクシデント時に想定される 300℃以上の過熱蒸気を将来的に用いることを想定し、その前段階として、比較的低い温度での①～④に関する実験を行う。これらに対応する重要現象及び物理モデルを図 2.2.1-1 に示す。これらの実験を実施するため、新たに大型格納容器実験装置 **CIGMA** を整備し、装置性能試験を含めた実験を実施した。「2.2.4 外面冷却実験」項において①及び②に関する実験、「2.2.5 ベント実験」項において③、「2.2.6 スプレイ冷却実験」項において④に関する実験をそれぞれ述べる。

また、**CIGMA** 実験を補完することを目的に、浮力支配下の気体混合における乱流挙動や壁面の水蒸気凝縮挙動の個別現象に関する詳細データを得るための個別効果実験を実施した。前者については、アクリル製の矩形容器 **VIMES** により常温、大気圧条件でのプリューム及びジェットによる密度成層崩壊の基礎的実験を実施し、障害物が及ぼす乱流への影響の詳細観察や **CIGMA** 実験で考慮すべき条件の抽出等を実施した。後者については、凝縮壁面での熱及び物質移行の基本的なメカニズムを理解するため、凝縮液膜を伴う風洞 **WINCS** により、**LDV** 及び熱電対を用いて壁面近傍の流速分布及び温度分布を測定した。

「2.2.7 個別効果実験」項において詳細を述べる。

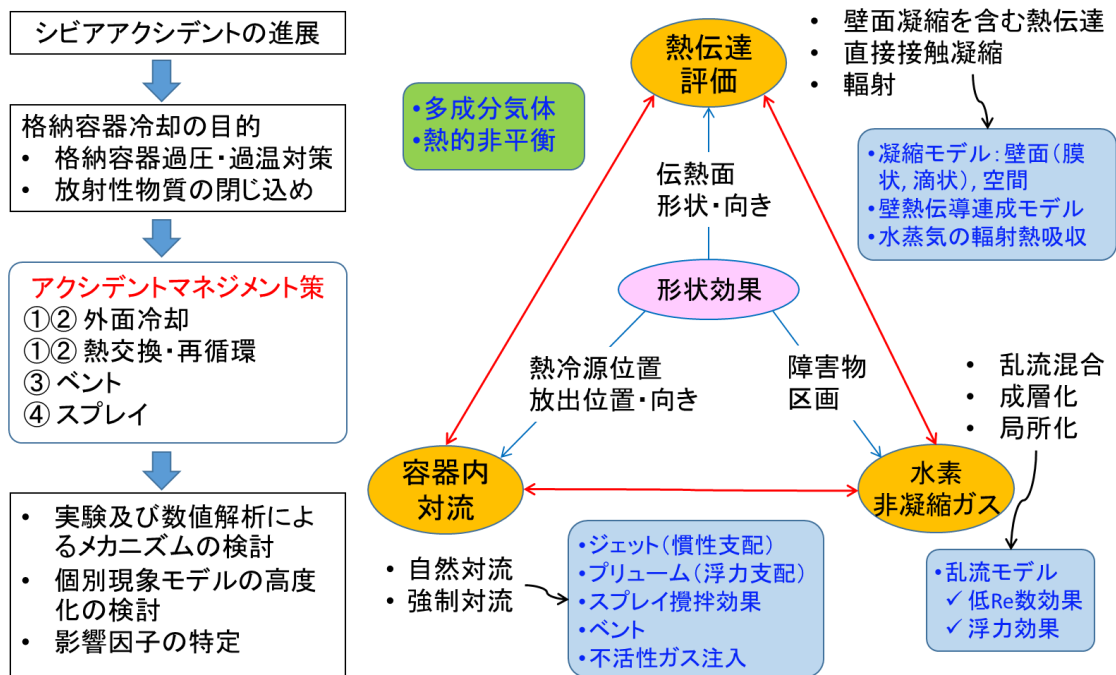


図 2.2.1-1 重大事故時格納容器熱流動実験の概要

Fig. 2.2.1-1 Overview on the CIGMA experimental project

## 2.2.2 大型格納容器実験装置の概要

大型格納容器実験装置 CIGMA の概要を以下に示す。

### (1) CIGMA 装置本体

CIGMA の試験部の外観と主な仕様を図 2.2.2-1 に示す。試験部は全高さ約 11 m (円筒部高さ 10 m)、直径 2.5 m、総体積約 51.0 m<sup>3</sup> の、円筒状のステンレス製圧力容器である。ステンレスには SUS304 を採用し、円筒部分の容器壁は厚さ 25 mm、上下鏡部分は 28 mm とした。試験部の内部は基本的に空洞であるが、BWR 格納容器で見られるバルクヘッドを模倣した邪魔板等の内部構造物を実験内容に応じて設置可能である。

なお、CIGMA で行う実験では、基準高さをサンプルの上端に設定し、EL+0 で表す。

試験部上部の外周は、外面冷却実験のためのプールと、内側壁での壁面凝縮を促進するための冷却ジャケットを取り付けた。上から上部プール、中段ジャケット、下段ジャケットと称し、上部プールは上部マンホールフランジと鏡を覆うように設置され、プールと接続する形で試験部外壁周りに中段ジャケットを設けた。さらにその下に独立して下段ジャケットを設置した。冷却ジャケットは流路ギャップ 50 mm であり、厚さ 6 mm のステンレス金属を挟んで厚さ 125 mm のロックウールで断熱した。

図 2.2.2-2 に、試験部へアクセスする冷却系・ガス供給系・排気系の系統概略図を示す。供給できるガスは蒸気、空気及びヘリウムの 3 種である。蒸気は熱出力 200 kW の蒸気発生器により主蒸気ラインを通して供給し、ヘリウムと空気はヘリウムボンベカードル及びエアコンプレッサにより供給する。主蒸気供給ラインは大容量過熱器が設置されており、最大 700°C までの過熱蒸気を生成でき、容器本体の耐熱性は最高 300°C までとした。

### (2) 冷却系

CIGMA の冷却系は、外面冷却系及び内部冷却系の 2 種からなり、前者には上部プール、中段ジャケット及び下段ジャケットへの冷却水の供給、後者は本体容器中へのスプレー注水やサンプルへの水張りのための冷却水の供給を担う。外部冷却系は、ループ状に構成されており、熱交換器や冷却タンクを備え、長時間の容器冷却が可能である。上部プール、中段ジャケット及び下段ジャケットは互いに分離され、それぞれに給排水管が設けられている。また、上部プールと中段ジャケットは、プール底の取外し可能な底板の脱着により、連結・分離を可能とした。また冷却水の供給方法によって、流路内で液膜流れを含む種々の流動形態を設定できる仕様とした。

外面冷却実験では、容器内壁において水蒸気凝縮が生じる。この凝縮量を測定するために、容器内壁全周に凝縮水を集積するガターを設置した。ガターで集めた凝縮水はリザーバータンクへ回収し、容器内の水位変化と温度測定によって凝縮量を見積もる。リザーバータンクは三つのガターと容器底のサンプルからの導出に対応して 4 台設けた。

### (3) 計測制御系

CIGMA には、気体及び壁面の温度測定とガス濃度測定のための熱電対とキャピラリー配管を設置した。図 2.2.2-1 中の黒丸箇所は容器中央縦断面における熱電対及びキャピラリーの設置位置である。両者は先端部が約 3~4 mm 離れたほぼ同位置に設置され、圧力測定も併せてその位置での気体密度を見積もるようにした。センサーは空間的に高密度な配置とし、容器内全体の詳細な流動を観測できるように配慮した設計とした。試験部に接続する系統配管には、流体の温度、濃度、圧力、差圧、流量等を計測するための計測器を設置した。

温度計測には細径の非設地型シース熱電対（助川電気工業株式会社製特注品）を使用した。シース径は、試験部の空間温度測定用が  $\phi 1.0$  mm、容器壁面温度測定用が  $\phi 1.6$  mm、その他は  $\phi 3.2$  mm とした。容器壁に設置する熱電対は先端チップ付きを用いてチップを壁面に溶接し、根元をクリート止めして壁面から浮かないようにした。壁面に設置した熱電対は壁内外表面に"対"を形成し、両者の温度差から壁を貫通する熱流束を見積もることができるような設計とした。

ガスをサンプリングするためのキャピラリーは四重極質量分析計（Quadro Mass Spectrometer ; QMS）（Hiden Analytical 社製 QIC Biostream）に接続し、ヘリウム、蒸気、空気の混合ガスの成分計測を行う。試験容器に設置される内径 1.0mm のステンレス製のキャピラリーチューブを回転式のマルチストリームバルブに接続し、このバルブによって計測チャンネルを切り替えて逐次混合ガスの成分を分析する。1 チャンネル当たりの計測時間は測定するガス種の数と測定精度に依存するが、本研究で扱うガス 4 種（He、O<sub>2</sub>、N<sub>2</sub>、H<sub>2</sub>O）の場合には最速で 10 秒程度以下と見積もった。逐次計測により濃度空間分布の同時刻データが得られないため、各チャンネルの時間データを線形補間して同時刻のデータに整理して空間濃度分布図を作成する。

なお、QMS の校正向けに、空気及びヘリウムと、バブリングを利用した加湿による蒸気を既知の濃度で設定できる校正ループを設置した。

容器内の気体の流速分布は粒子画像速度測定法（Particle Image Velocimetry ; PIV）を用いる。PIV のために、光学的に容器内にアクセスするためのカメラとレーザーライトシート（LLS）二つの可視窓を、異なる高さに 5 か所設置した。これらは一つの窓で約 1m 四方の広範囲の流速分布を得られるように設計し、5 組の窓全てで容器内全体を撮影視野としてカバーできる。すべての窓ノズルにはヒータを組み込み、窓ガラスを周方向から加熱することによって蒸気によるガラスの曇りを防止する。

試験部にアクセスする配管の気体流量計測には渦流量計を用いた。空気とヘリウムの供給流量計測には質量流量計を使用した。供給側は単体ガスにそれぞれ流量計を設置し、渦流量計で得られた体積流量は、圧力と温度計測結果と共に質量流量に換算することができる。

容器内に蓄積される水の水位はサンプル部に設けた差圧導圧管により水位が計測される。また、サンプル及びガターから捕集される凝縮水は、各々に用意されたリザーバータンクの水位変化で凝縮水量が見積もられる。水の密度は水温及び圧力データから算出される。

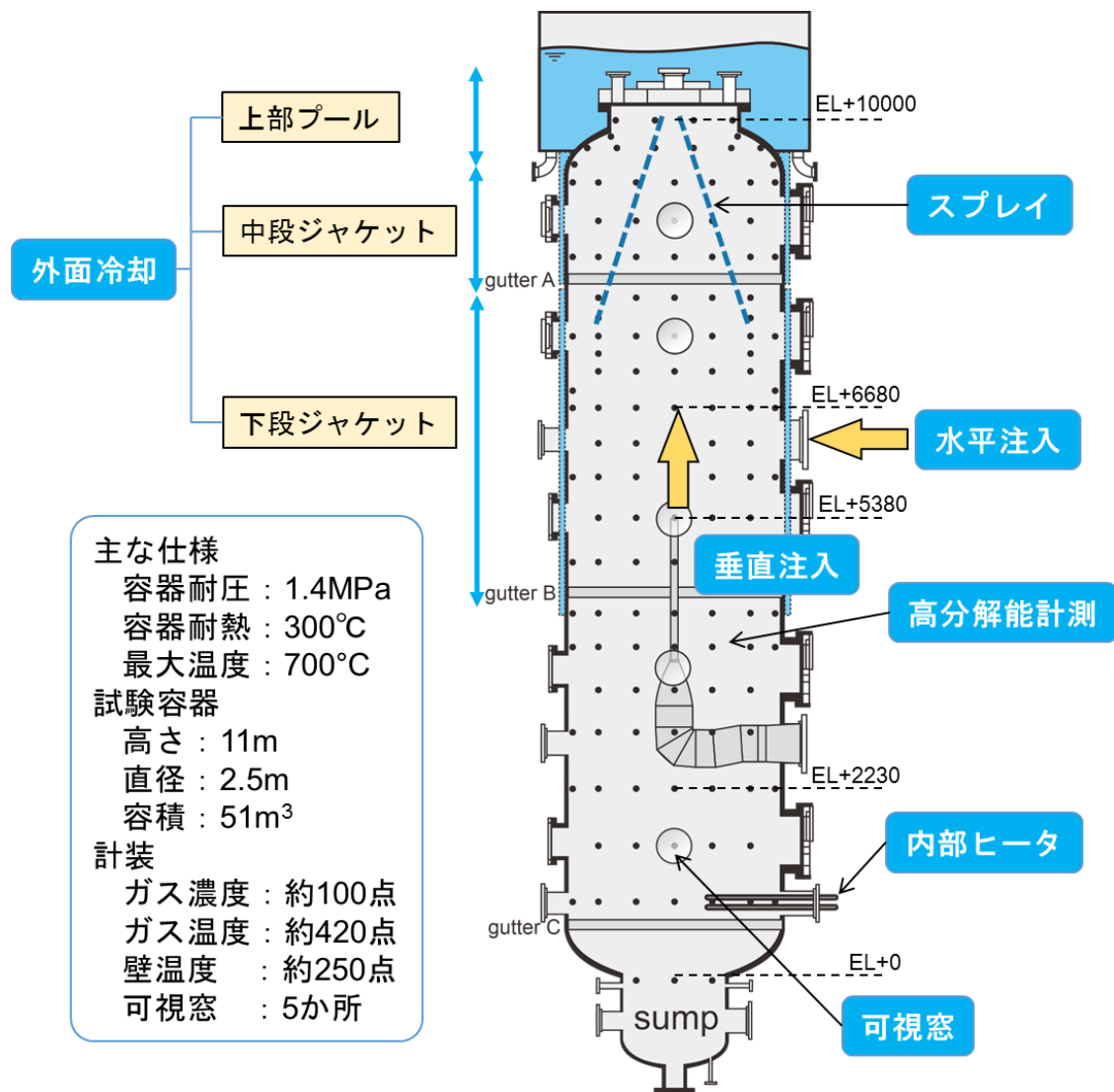


図 2.2.2-1 大型格納容器実験装置 (CIGMA) の試験部概略図

Fig.2.2.2-1 Schematic view of the CIGMA test vessel

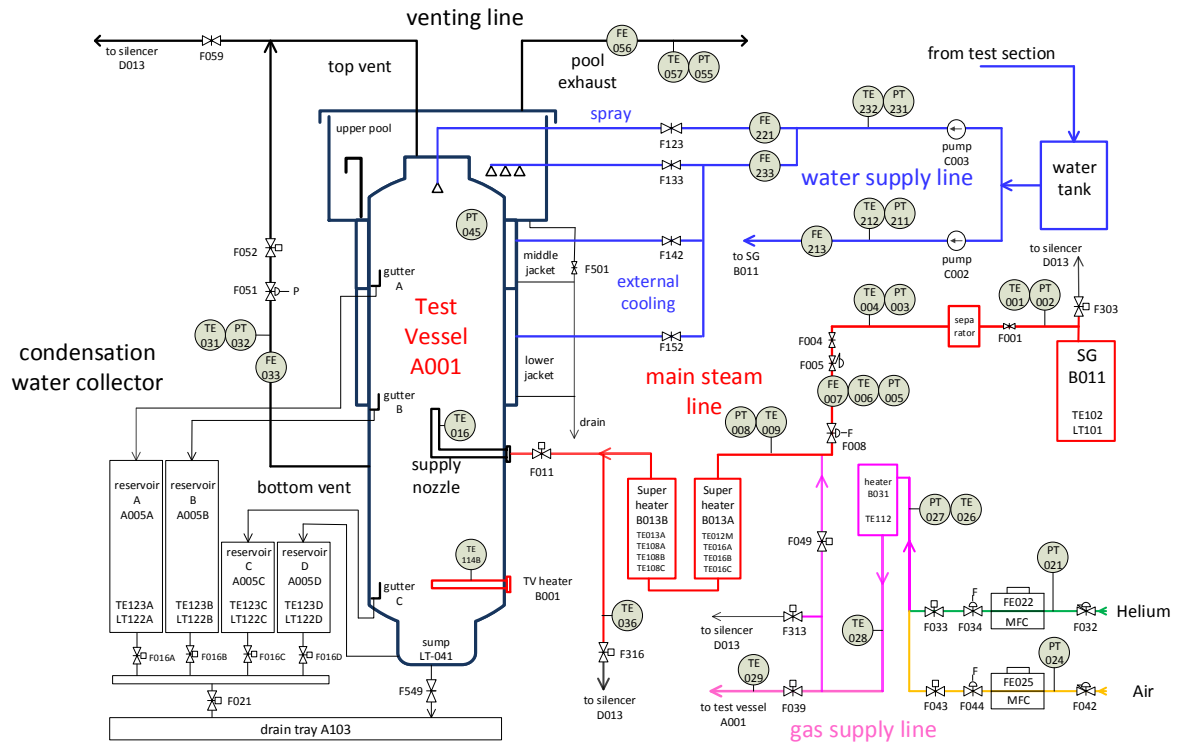


図 2.2.2-2 大型格納容器実験装置 (CIGMA) の冷却・ガス供給・排気の系統概略図

Fig.2.2.2-2 Piping and Instruments diagram over the CIGMA installation

### 2.2.3 予備実験

#### (1) 混合ガスにより形成される密度成層実験

密度の小さい気体によって形成された密度成層の崩壊挙動は、格納容器内の気相流動等の現象理解や数値解析に用いる乱流モデルの適用性を確認する上でのベンチマーク的な現象と位置付けられ、これまでに ISP-47<sup>2.2.1-2</sup>等の多くの取り組みが行われてきた。そのような取組で実施された密度成層崩壊の実験として、「浮力プルームに誘起される混合」と「壁面熱伝達による自然循環に誘起される混合」の二つの実験が存在する。本研究ではいずれの実験も対象とし、これら実験を通じて CIGMA の実験装置としての妥当性、PIV 等の計測系の再現性の確認を行った。

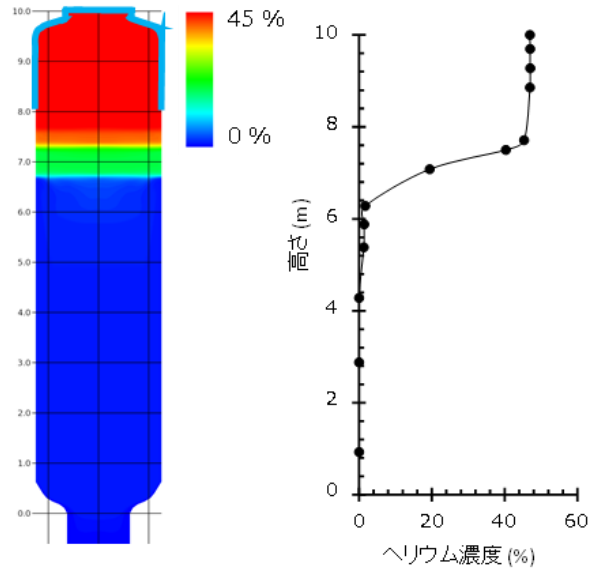
図 2.2.3-1 に示すように、初期条件として試験容器内の流体は 160°C、170 kPa に空気により加温・加圧し、濃度 45% のヘリウム密度成層を試験容器上部 3 m に形成した。試験容器は閉空間とし、CIGMA 試験装置の上部プール及び上段冷却ジャケットに冷却水を 5 kg/s で注入することで、試験容器上部 2m の領域を外部冷却した。

図 2.2.3-2 に冷却開始から 240、740、1240、1740 秒の流体温度の空間分布を示す。試験容器上部では冷却とヘリウムの滞留により低温領域が形成される。

実験初期 (t=240 秒) では低温領域が初期密度成層内に限定され、その下部層との混合は顕著ではない。時間経過とともに低温領域は更に温度低下し、下部高温層との温度差は拡大する。実験中盤 (t=740~1240 秒) で低温領域は下方へ大きく拡がり、ヘリウム成層も下方に拡がる。この際、容器上部 (EL=8m 付近) の容器中央部の流体温度は時間とともに徐々に上昇していく。これは、初期成層の下部まで巻き込んだ大きな対流が生じたことで、下方の高温流体が試験容器上部に輸送されたことによる。実験終盤 (t=1740 秒) には更に冷却が進み、低温領域は容器全体に及ぶ。

図 2.2.3-3 に各計測高さ位置のヘリウム濃度の時間変化を示す。冷却開始から 500 秒程度までは試験容器上部のヘリウム高濃度を維持し、500 秒以降に EL=7.1 m でヘリウム濃度が急激に上昇する。これは、冷却により生じた上部の対流が下方にまで拡がったことで、上部の高濃度のヘリウムを含んだ気体が下方の流体と混合したことによる。このように、OECD/NEA/CSNI-SETH2 で実施された MISTRA-NATHCO 実験<sup>2.2.3-1</sup>で確認された傾向を本実験でも確認することができ、CIGMA に設置した計測系により特徴的な物質移行現象を計測できることが示された。

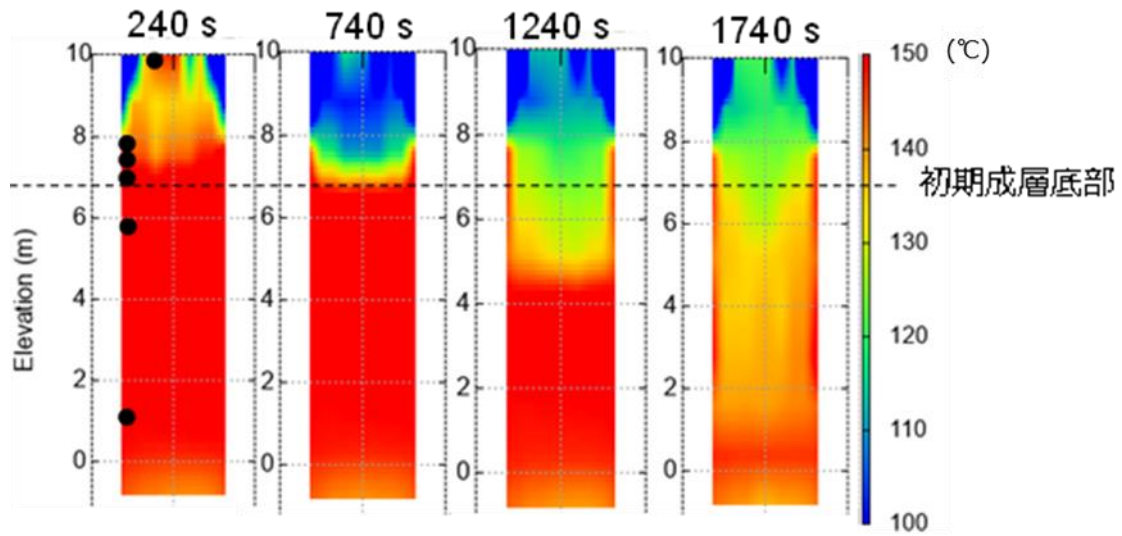




出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.3-1 ヘリウム濃度の初期鉛直分布

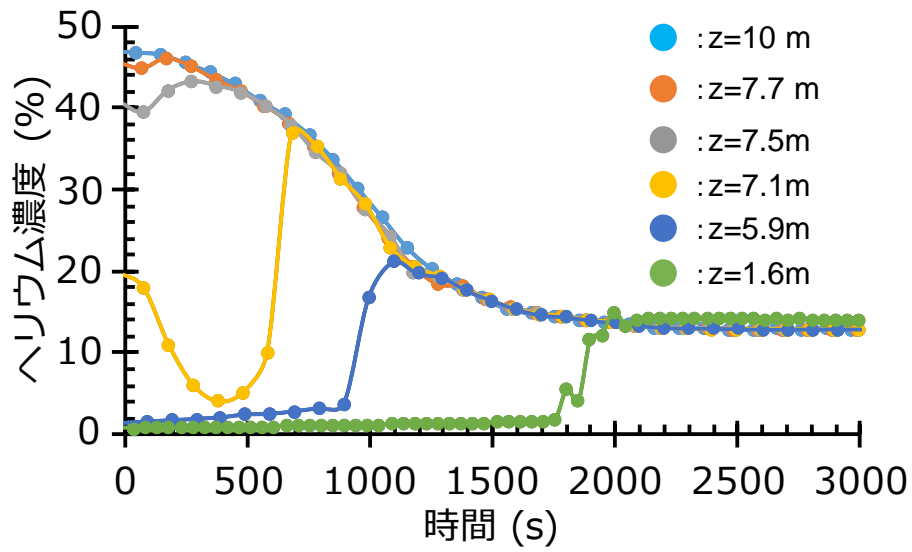
Fig. 2.2.3-1 Initial vertical distribution of helium molar fraction



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.3-2 密度成層浸食実験の試験容器内流体温度分布

Fig. 2.2.3-2 Fluid temperature in test vessel of density-stratified layer erosion test



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2-3-2</sup>

図 2.2.3-3 密度成層浸食実験のヘリウム濃度の時間変化

Fig. 2.2.3-3 Time transients of helium molar fraction of density-stratified layer erosion test

## (2) 高温蒸気ジェットによる容器過温実験

SA 環境で想定される高温過熱蒸気の格納容器フランジへ及ぼす影響分析に向けたファイバビリティ実験として、以下の条件により温度計測を行った。試験容器を大気圧、120°C (±5°C) の過熱蒸気で満たしたところに高温蒸気を注入し、容器内気体及び壁面の温度上昇を観察する。試験容器は下部のドレンを大気開放し、容器壁は冷却系を用いず断熱条件とした。蒸気噴流は容器中央部で鉛直上向き（注入ノズル出口直径 0.0831 m、噴出口高さ EL=5.4 m）とし、以下の 3 条件の実験を実施した。

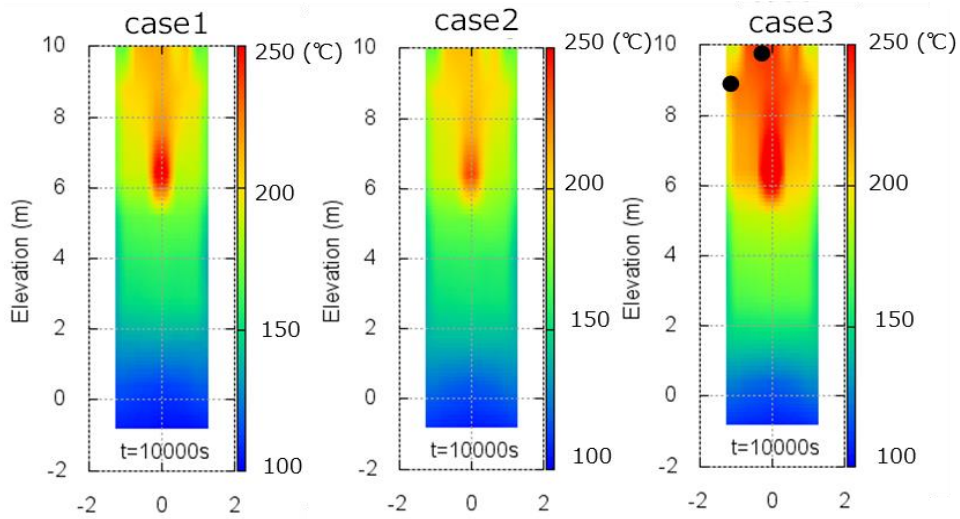
- Case 1: 質量流量 50g/s、蒸気温度 430°C（注入エンタルピ 167kW）
- Case 2: 質量流量 70g/s、蒸気温度 350°C（注入エンタルピ 222kW）
- Case 3: 質量流量 70g/s、蒸気温度 440°C（注入エンタルピ 235kW）

図 2.2.3-4 に蒸気吹き込み開始から 10000 秒後の容器縦断面の空間温度分布を示す。上向き注入であるため、注入高さ EL=5.4 m より上部の試験容器中心部において高い温度を示し、容器上部で温度成層化する。これは、噴流温度及び流量が最も高い Case 3 において顕著で、EL=8m 以上では 200°C 以上の蒸気が滞留することが確認できる。

Case 1 と Case 2 の比較では、注入エンタルピは Case 2 の方が大きいですが、温度条件は Case 1 の方が大きく、温度分布結果は Case 1 において注入口付近が高く推移するものの全体としては大きな差は見られない。

図 2.2.3-5 に容器頂部 2 点（EL10m と 9.3 m、図 2.2.3-4 の右図 Case 3 に黒丸で図示）における容器壁内表面の温度変化を示す。温度上昇は Case 3 で最も速く、Case 1 と Case 2 で同程度の変化となった。高さ位置の低い EL=9.3 m の温度が EL=10 m での温度より高温で推移するのは壁面の熱容量が関係していると考えられ、前者は厚さ 28 mm の容器壁に位置するのに対し、後者は厚さ 180 mm のトップヘッドフランジに相当することが原因と考えられる。

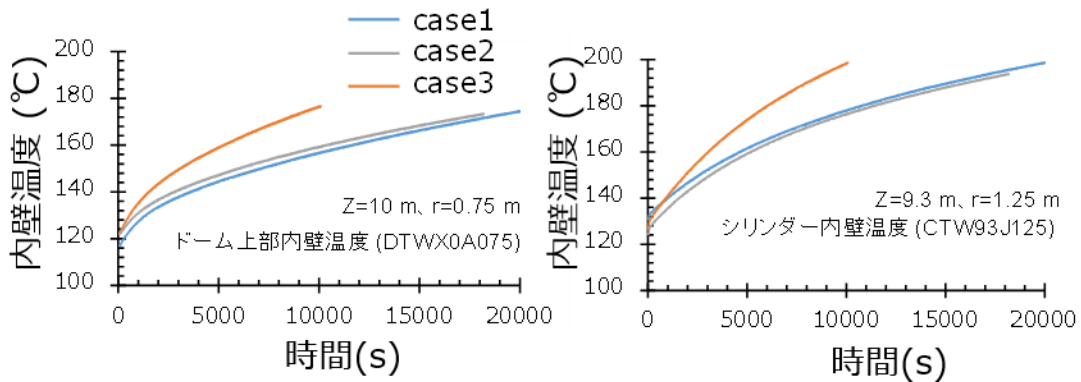
壁面を含む容器内の温度分布は、噴流温度や容器内気体成分、壁熱容量に依存し、3 次元流体力学解析に関連するため、これらの実験結果の解釈には、数値流体力学解析によって得られる詳細情報も考慮して、さらに分析が必要である。



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書」、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.3-4 高温ジェット注入 CIGMA 内流体温度分布

Fig. 2.2.3-4 Fluid temperature in CGMA for high temperature jet injection



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書」、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.3-5 CIGMA 内壁温度の時間変化

Fig. 2.2.3-5 Time transients of inner wall temperature of CIGMA

## 2.2.4 外面冷却実験

本実験では、容器の外面冷却によって駆動される容器内の自然循環と熱伝達及びガス種の分布挙動の関係を分析することを目的とした。初期及び境界条件を実機で想定される条

件を考慮して網羅的に変更し、容器内の自然循環が有意に促進され、ヘリウムの混合が促されるかを計測・観察した<sup>2.2.4-1</sup>。

### (1) 実験条件

実験条件を表 2.2.4-1 に要約する。初期条件として試験容器を 450 kPa まで加圧し、初期ガス温度は凝縮が生じない乾燥状態を確立するために飽和条件よりもわずかに高く保った。その後、容器上部外側を冷却し、壁面の熱伝達によって駆動される試験部内の自然循環とそれに伴う減圧挙動を観察する。冷却水は上部フランジが冠水した時点で給水を停止した。冷却開始後は容器を閉じた条件とし、注入や排気は行わない。

試験パラメータは初期のガス種の組み合わせとその初期分布とした。各ガス種の容器垂直方向の濃度分布を図 2.2.4-1 に示す。ガス濃度は容器の中心軸と内壁表面から 350 mm の鉛直高さ方向に沿って計測したが、同時刻における両垂直分布は概ね同じプロファイルであったため、内壁表面から 350 mm の計測結果で代表した。

### (2) 圧力応答

図 2.2.4-2 に各実験で観測した圧力履歴を示す。CC-PL-07 は、実験初期 900 秒間において、蒸気単成分で実験した CC-PL-11 での減圧速度にほぼ等しい結果となった。CC-PL-07 の初期状態は、容器上部の伝熱面が接する空間は蒸気で占有されているため、初期は蒸気単体の条件と同様の挙動を示したものと考えられる。CC-PL-09 は、全実験の中で最も遅い減圧速度を観測した。これは、明瞭なヘリウム層が頂部ヘッドに形成され、この層が凝縮壁に向かう蒸気拡散に対して大きな抵抗となることが原因である。CC-PL-10 では、蒸気濃度の減少するにつれて圧力は減少し、その履歴は CC-PL-08 と同じ曲線に重なる。

### (3) 2成分系での実験結果 (CC-PL-07、CC-PL-08、CC-PL-09)

図 2.2.4-3 に CC-PL-07 及び CC-PL-08 で観測した空気濃度の時刻歴、図 2.2.4-4 に CC-PL-09 で観測したヘリウム濃度の時刻歴を示す。CC-PL-07 では、少なくとも最初の 500 秒間容器上部が蒸気で満たされ、CC-PL-08 では空気が全期間にわたって平均的な分布で推移する結果を観測した。CC-PL-09 では、冷却開始直後に容器頂部に 80%を超える薄いヘリウム層が形成され、実験の終わりまで比較的長時間残存した。

図 2.2.4-5 に CC-PL-07 及び CC-PL-08、図 2.2.4-6 に CC-PL-09 で取得した EL + 9.7 m 及び EL + 10m における壁面を通過する熱流束の結果をそれぞれ示す。CC-PL-07 では、実験初期に上部に滞留していた蒸気が 1500 秒程度で全体濃度が均一化されるため、気体組成が CC-PL-08 とほぼ同様となる。これにより、伝熱面を通過する熱流束が CC-PL-08 と同等の値に漸近する結果となった。CC-PL-09 は、上述のとおり実験期間全体にわたり伝熱面に 80%を超えるヘリウム層が形成されたため、凝縮壁への蒸気拡散が阻害され、EL+10 m で

の熱流束は他の実験より低い値を示した。一方 EL+9.7 m では他実験と同水準の熱流束が示されており、ヘリウムによる熱伝達の阻害は壁面近傍のみの狭い領域で生じたものと考えられる。

#### (4) ヘリウム-空気-蒸気 3 成分系の結果 (CC-PL-10 と 12)

図 2.2.4-7 に各気体成分の濃度変化を示す。上段に示す CC-PL-10 は、CC-PL-08 と類似の応答を示した。初期条件として水蒸気が均一分布であることが共通しているためと考えられる。ヘリウムと空気は初期によく混合されており、凝縮開始後も CC-PL-09 で観測したような伝熱面近傍での局所的なヘリウム層は見られなかった。下段に示す CC-PL-12 の結果では、凝縮面に隣接する容器上部の空気濃度が低いために、一時的に非凝縮性気体としてのヘリウム分率が増加し、ヘリウムが容器頂部に蓄積して伝熱面に沿って層状に分布する傾向が得られた。

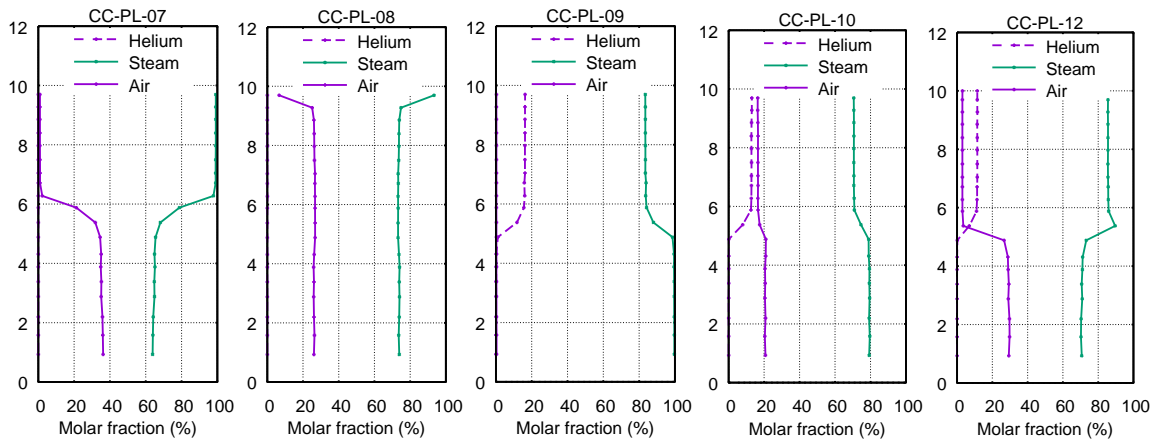
図 2.2.4-6 に CC-PL-10 及び CC-PL-12 で観測した壁面熱流束を示す。CC-PL-12 の結果では、最初の 4000 秒間は上部領域で蒸気分率が大幅に低下し、ヘリウム及び空気分率は時間とともに徐々に増加するために、EL+10 m の壁熱流束がほぼゼロを示し、この層が蒸気の凝縮に対して熱及び物質移動の大きな抵抗となっている。その後、凝縮によって引き起こされる上昇流で、高温の塊が引き上げられたことにより、EL+10 m での壁面熱流束がステップ状の急激な増加を示した。

表 2.2.4-1 外面冷却実験の実験条件パラメータ  
Table 2.2.4-1 Experimental conditions for outer surface cooling experiments

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

S: 成層状態、H: 混合状態を表す。

出典) 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 成果報告書、2017.<sup>2.2.4-1</sup>

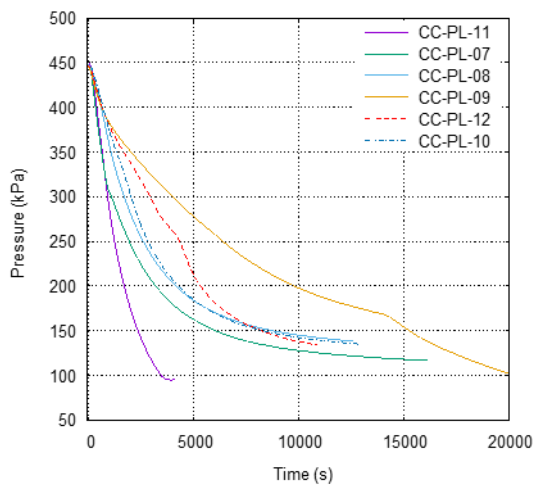


出典) 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2017.<sup>2.2.4-1</sup>

図 2.2.4-1 各実験における初期垂直方向ガス濃度分布

Fig.2.2.4-1 Initial gas concentration distributions of the experiments

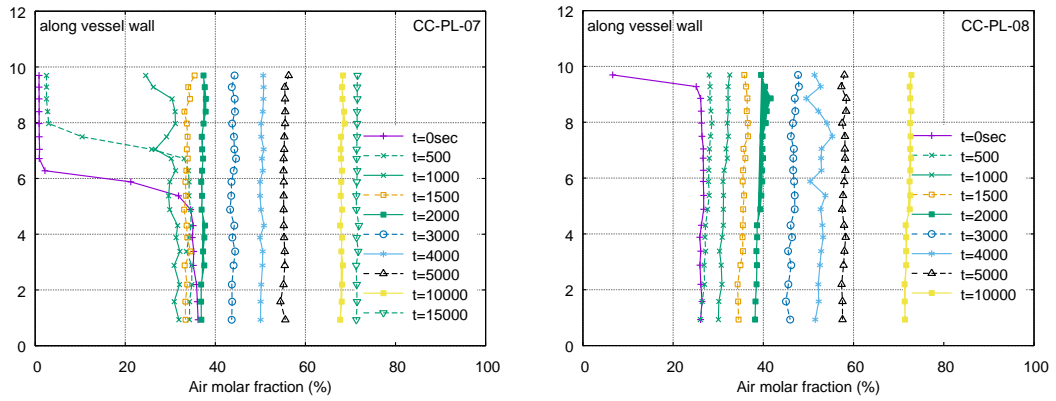
(CC-PL-07, CC-PL-08, CC-PL-09, CC-PL-10, CC-PL-12)



出典) 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 成果報告書、2017.<sup>2.2.4-1</sup>

図 2.2.4-2 外面冷却実験の試験容器圧力

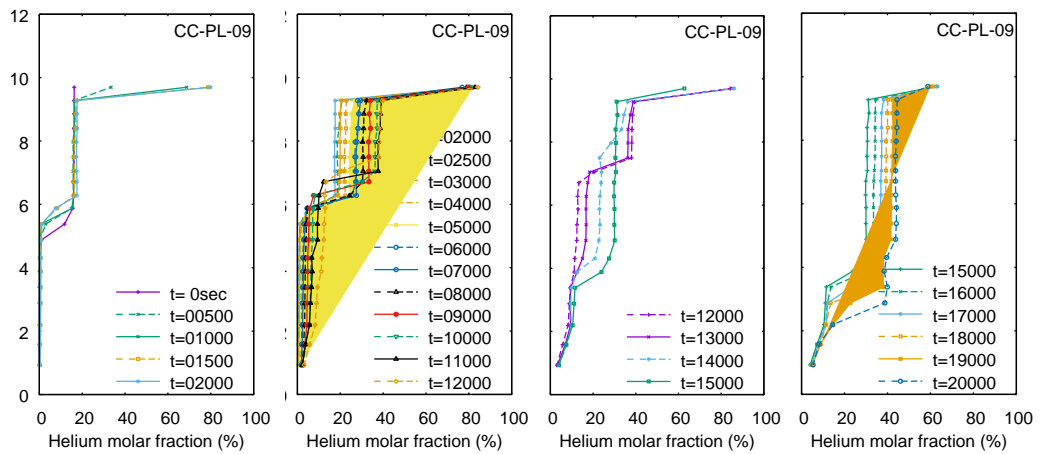
Fig.2.2.4-2 Pressure profiles observed at the external cooling experiments



出典) 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 成果報告書、2017.2.2.4-1

図 2.2.4-3 空気濃度の垂直方向分布（CC-PL-07 と 08）

Fig.2.2.4-3 Air concentration distributions on vertical direction (CC-PL-07 and CC-PL-08)

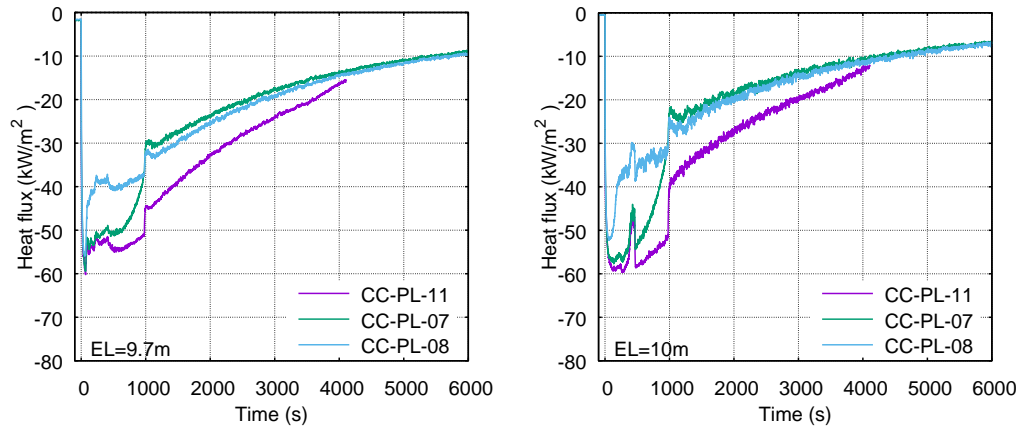


出典) 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2017.2.2.4-1

図 2.2.4-4 ヘリウム濃度の垂直方向分布（CC-PL-09）

Fig.2.2.4-4 Helium concentration of CC-PL-09

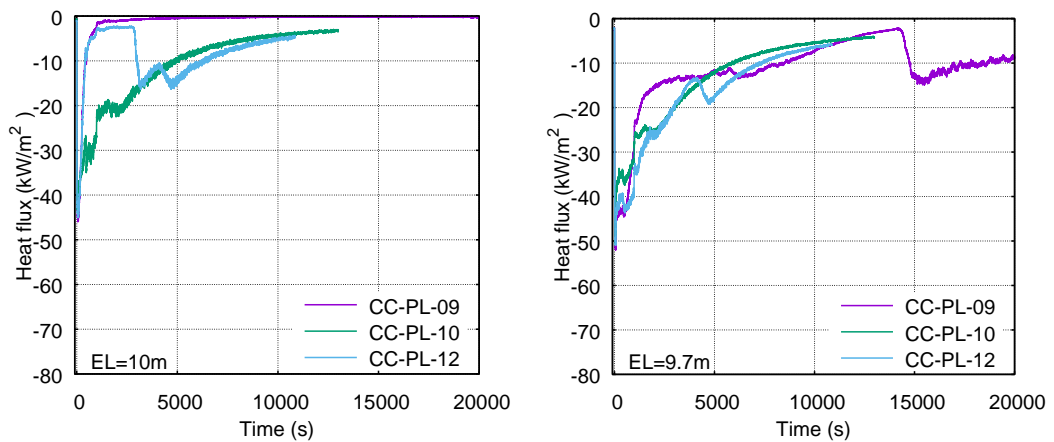




出典) 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2017.2.2.4-1

図 2.2.4-5 EL9.7m 及び 10m での壁熱流束の比較  
(CC-PL-07, CC-PL-08, CC-PL-11)

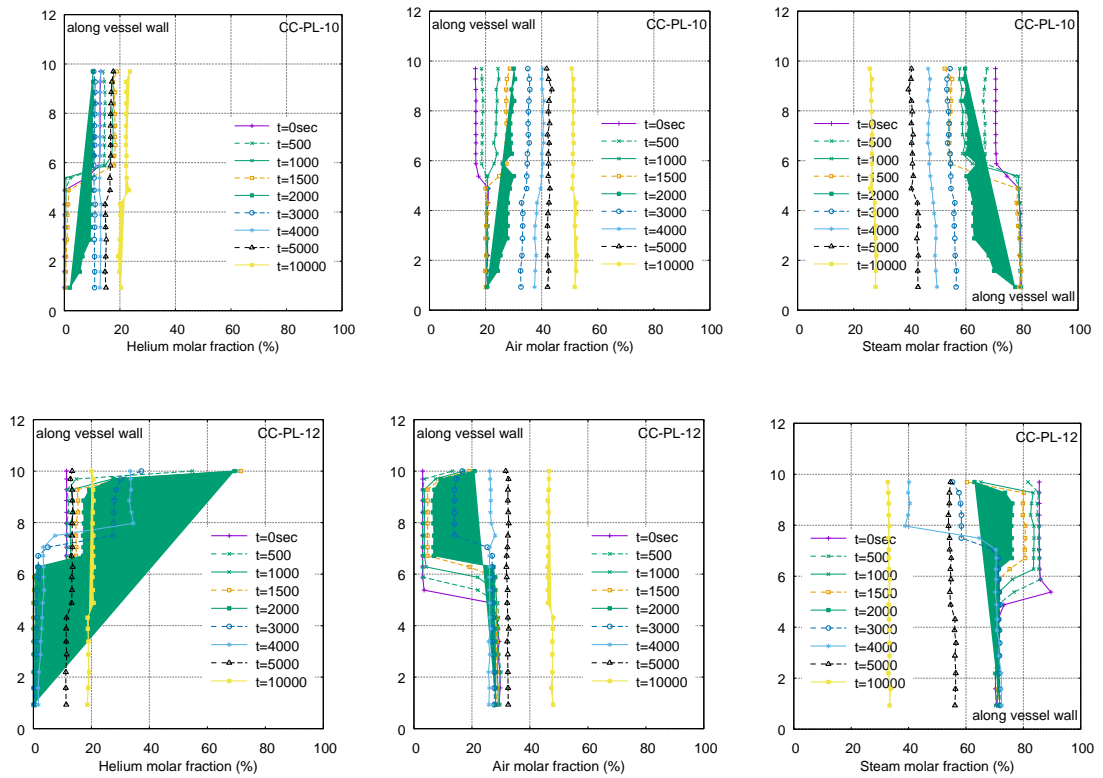
Fig.2.2.4-5 Comparison of Heat flux at EL+9.7m and +10m  
(CC-PL-07, CC-PL-08, CC-PL-11)



出典) 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 成果報告書、2017.2.2.4-1

図 2.2.4-6 EL+9.7m 及び+10m における壁面熱流束  
(CC-PL-09, CC-PL-10, CC-PL-12)

Fig.2.2.4-6 Profiles on heat flux at EL+9.7m and +10m  
(CC-PL-09, CC-PL-10, CC-PL-12)



出典) 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 成果報告書、2018.2.2.4-1

図 2.2.4-7 各ガス種濃度の垂直方向分布

(上段 : CC-PL-10、下段 : CC-PL-12)

Fig.2.2.4-7 Gas concentrations of CC-PL-10 and 12

### 2.2.5 ベント実験

本実験では、格納容器ベントの基本的な熱水力挙動を把握することを目的として、格納容器内の上部にヘリウム成層を形成した条件において、ベント時の減圧及びヘリウムの移行挙動を実験的に調べた。実験の第一段階として容器内が空状態でのデータを取得し、その後、容器を上下に分割するバルクヘッドを模した障害物を設置した条件で実験した。

#### (1) 初期条件・境界条件

実験初期条件を決定する際には、仏型 PWR900 の格納容器 (50,000 m<sup>3</sup>) と CIGMA の試験部 (約 50 m<sup>3</sup>) の容積比、初期圧力及びガス組成から算出される分圧等の要素を考慮した。想定する水素量は、OECD/NEA/CSNI-BSAF<sup>2.2.5-1</sup> 等で議論された数値を参考とした。これらの条件から、各気体成分濃度を、ヘリウム 17%、空気 25%、水蒸気 58%とした。

ベント流量は、BWR、PWR でのベント流量/格納容器自由体積の比 (以下「特性比」という。) を考慮し決定した。表 2.2.5-1 に代表的な BWR、PWR でのベント流量、格納容器自由体積、得られた特性比<sup>2.2.1-10, 2.2.5-2</sup>に加えて、CIGMA 装置で同程度の特性比とするためのベント流量も併せて示した。ベント位置は試験部の底部 EL+0.93 m とした。

#### (2) ヘリウム成層に対するベント流量の影響 (VT-LV-01、VT-LV-03)

ベント流量を変化させた際の影響について検討した。各実験における実験条件を表 2.2.5-2 に示す。ベント流量は VT-LV-01 では約 80 m<sup>3</sup>/h、VT-LV-03 では約 500 m<sup>3</sup>/h を初期流量として設定した。図 2.2.5-1 にベント開始を時刻ゼロとした圧力履歴を示す。ベースケースである VT-LV-01 では 1 時間程度で大気圧まで減圧した。ベント流量は、初期圧力が臨界条件であるためベント開始後しばらくは体積流量がほぼ一定となり、VT-LV-01 では約 1500 秒、VT-LV-03 では約 250 秒で体積流量が変化した。この体積流量の変化とほぼ同じタイミングでヘリウムの混合した気体が排出された。この時点までは臨界条件が維持された状態であり、ヘリウム排出に伴って体積流量が変化していることから、排出される混合気の組成に従って音速が変化し、配管の縮流部で生じる臨界流条件が変化したものと考えられる。容器内圧力が約 200 kPa 以下になると体積流量が減少する。

図 2.2.5-2 に各気体成分の質量流量を算出した結果及びこれらの総和の質量流量を示す。これらは、ベント配管中の流量計とガス濃度分析結果を用いて算出した。容器内の減圧とともにガス密度が減少するため、質量流量は単調減少した。ベント初期は容器内下部に滞留する蒸気と空気のみが排出され、ヘリウムは VT-LV-01 では約 1500 秒、VT-LV-03 では約 200 秒以降に排出が始まった。

図 2.2.5-3 に VT-LV-01 及び VT-LV-03 の容器内の垂直方向ヘリウム濃度分布を、ベント開始からの経過時間に応じて示す。初期ヘリウム成層は濃度等の状態を保ったまま時間変化せず、高濃度ヘリウムの領域が一次的にベント放出口がある下方へ拡大する様子が観

測された。本実験のように、体系下部からベントする条件では、ベント開始後しばらくは下部空間の雰囲気のみを排出するために、体系上部に形成される成層には影響を与えにくい。特に本実験条件では試験部の予熱により凝縮を抑制したため、上部空間の混合気組成が変化しにくい状態にあった。また、ベント設計流量は CIGMA 装置において試験部断面平均速度が約 5 mm/s 程度と極めて小さく、容器直径を代表長さとしたレイノルズ数は初期条件で 1700 程度であり、排気による有意な乱れや混合は誘発されにくい。このため、ヘリウムで形成した成層はより安定化し、減圧に従って一次的にその領域を拡大する結果となったと考えられる。VT-LV-03 の結果においても、VT-LV-01 と同様の傾向を示した。VVT-LV-03 の条件は VT-LV-01 に対してベント流量が 6 倍であるが、容器断面平均流速は 28 mm/s 程度にとどまり、時刻 300~400 秒にかけて密度界面の多少の乱れが見られるものの、ベントによる試験部内の有意な混合促進は観察されなかった。

図 2.2.5-4 にベント配管内のヘリウム濃度の時間変化を示す。図中のポート番号 70~74 はセンサーの設置位置を表す。本実験では配管の予熱を行っていないが、VT-LV-01、VT-LV-03 共にベント初期において空気及び蒸気の通過により配管が加熱される。ヘリウムが排出される時刻には配管が十分に加熱されている状態にあり、蒸気凝縮によるヘリウム濃度の上昇はなく、放出後の濃度はほぼ一定で推移した。

### (3) 障害物の影響 (VT-LV-06)

障害物を容器内に設置した際のベント実験 VT-LV-06 の結果について示す。障害物は、直径 2460 mm 円盤形状の板を、高さ EL4.6 m の容器中央に設置した。円盤中央には直径 250 mm の開口部があり、メインノズルがその開口部を貫通し、ノズル配管の周りにはギャップ 83.5 mm の円環状の開口部ができる。開口率（開口部の面積／容器断面積の比）は約 0.9% である。実験条件を表 2.2.5-2 に示す。ベント流量は 124 m<sup>3</sup>/h とし、その他は既出の実験と同様とした。

図 2.2.5-5 に圧力履歴を VT-LV-01 と比較して示す。VT-LV-06 のベント流量が VT-LV-01 の 1.5 倍程度になっているため減圧速度も大きい。図 2.2.5-6 にベント開始後のヘリウム濃度垂直分布の時間変化を示す。VT-LV-01 とほぼ同様の挙動を示した。この垂直分布は容器の中心軸から半径方向に 0.9 m の軸上で測定したものであり、障害物を設置した EL4.6 m 位置より下方ではベントによりヘリウムが容器の中央部から壁側に供給されるが、図に示すように現象は一次的に推移するため、本実験条件では障害物の影響がほとんど見られなかった。

以上から、いずれの実験においても格納容器体積に対するベント流量（特性比）が極めて小さいことから、定性的なガス挙動は垂直方向に一次的であり、障害物の影響も見られなかった。上部のヘリウム成層はその濃度を保ったまま存在領域が下方へと拡大し、最終的には容器全体にわたって一様な濃度分布になる挙動となった。

表 2.2.5-1 ベント流量比

Table 2.2.5-1 Venting flow rate ratio

	ABWR (KK-67)	PWR 900 MWe (Sand-bed filter)	CIGMA (ABWR)	CIGMA (PWR)
Containment pressure (kPa)	720	500	400	400
Containment Temperature (°C)	200	140	150	150
Gas composition (vol%)	H <sub>2</sub> O (100)	Air (33), H <sub>2</sub> O (29), CO <sub>2</sub> (33), CO (5)	H <sub>2</sub> O (100)	H <sub>2</sub> O (100)
Gas density (kg/m <sup>3</sup> )	3.43	4	2.12	2.12
Design vent flow rate (kg/s)	31.6	3.5	0.073	0.002
Design vent flow rate (m <sup>3</sup> /s)	9.21	0.875	0.03437	0.00094
Design vent flow rate (m <sup>3</sup> /h)	33139	3150	124	3
Containment volume (m <sup>3</sup> )	12400	50000	50	50
Vent characteristic (s <sup>-1</sup> )	6.9×10 <sup>-4</sup>	1.8×10 <sup>-5</sup>	6.9×10 <sup>-4</sup>	1.9×10 <sup>-5</sup>

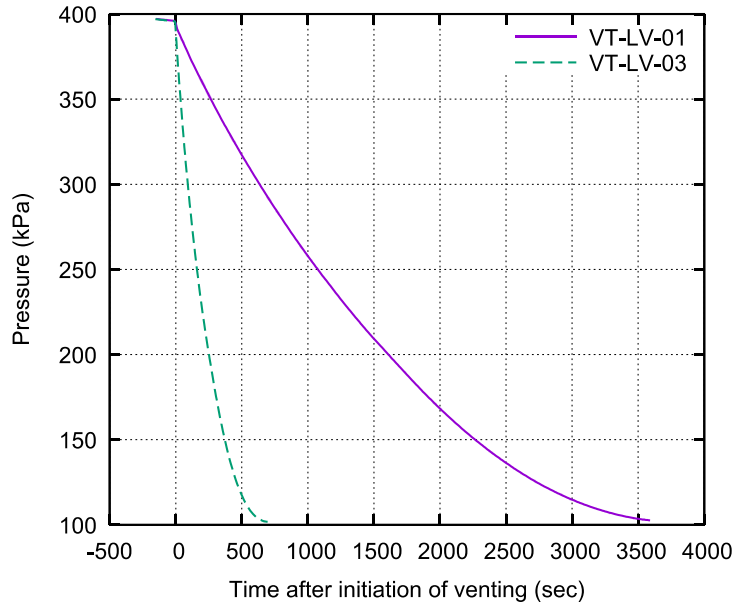
出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

表 2.2.5-2 実験条件 (VT-LV-01, VT-LV-03, VT-LV-06)

Table 2.2.5-2 Experimental conditions of VT-LV-01, VT-LV-03 and VT-LV-06

RunID	VT-LV-01	VT-LV-03	VT-LV-06
初期条件			
圧力 (kPa)	400	400	400
温度 (°C)	~140	~140	~140
ヘリウム分圧 (kPa)	34	34	34
空気分圧 (kPa)	100	100	100
蒸気分圧 (kPa)	266	266	266
初期混合	蒸気・空気予混合	蒸気・空気予混合	蒸気・空気予混合
ベント条件			
ベント位置	下部 (EL0.93 m)	下部 (EL0.93 m)	下部 (EL0.93 m)
流量 (m <sup>3</sup> /h)	80	500	124
使用流量計	FE-033	FE-037	FE-033

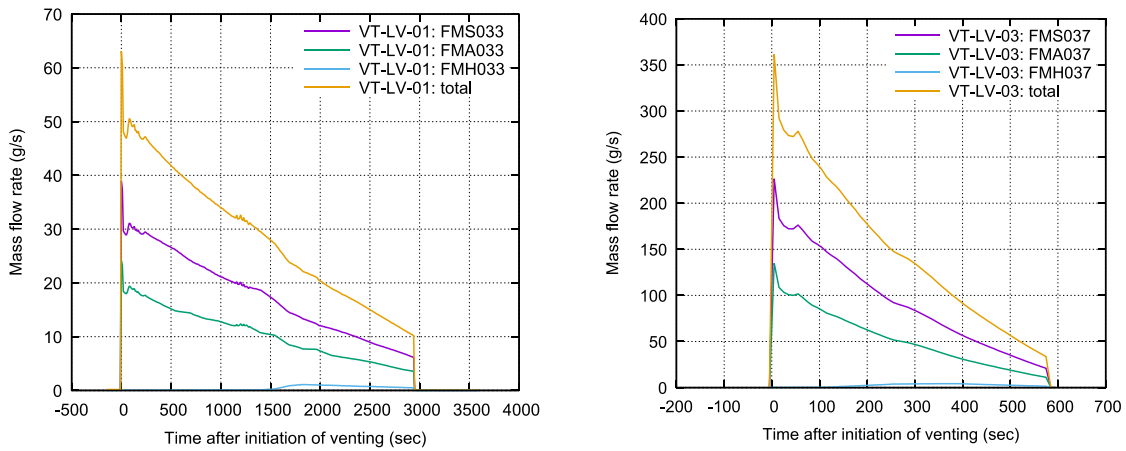
出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書」、2020.<sup>2.2.5-3</sup>



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.5-1 圧力履歴 VT-LV-01、VT-LV-03

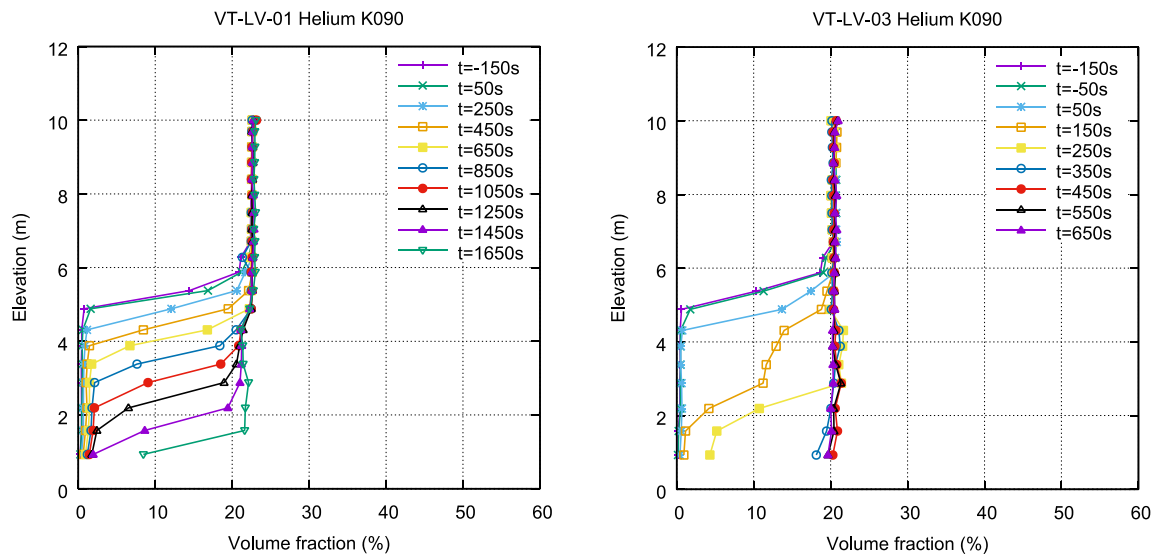
Fig. 2.2.5-1 Pressure history of VT-LV-01 and 03



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.5-2 ベント流量 (紫: 蒸気、緑: 空気、青: ヘリウム、橙: 混合気)

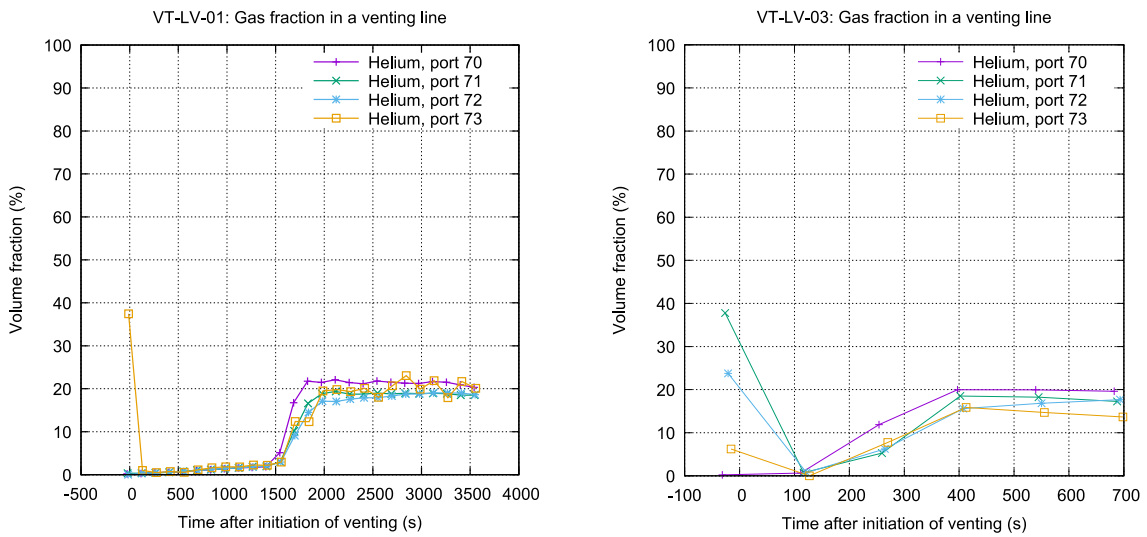
Fig. 2.2.5-2 Venting flow rates (Purple: steam, green: air, blue: helium, orange: mixed gas)



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.5-3 VT-LV-01 及び VT-LV-03 のヘリウム濃度分布

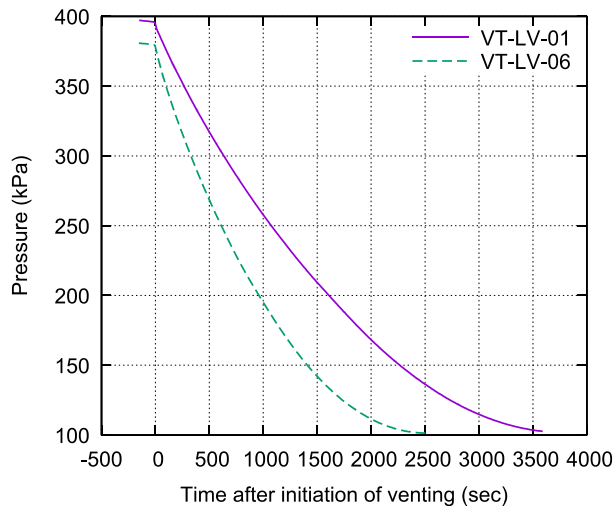
Fig 2.2.5-3 Helium concentration of VT-LV-01



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.5-4 ベント配管内のヘリウム濃度

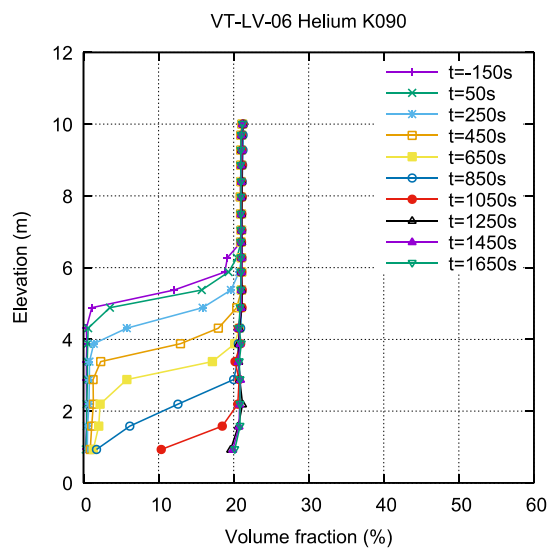
Fig. 2.2.5-4 Helium concentration in the venting line



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.5-5 圧力履歴 (VT-LV-01, 06)

Fig. 2.2.5-5 Pressure history of VT-LV-01 and 06



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.5-6 VT-LV-06 のヘリウム濃度分布

Fig. 2.2.5-6 Helium concentration of VT-LV-06



## 2.2.6 スpray冷却実験

本実験では低流量の Spray によるガス攪拌や減圧等の影響について検討した。Spray 流量と容器体積の比 (/s) は、炉型に依存し、実機 BWR 定格流量で  $1 \times 10^{-5}$ 、PWR で  $1 \times 10^{-6}$  のオーダーであり<sup>2.2.1-11</sup>、本実験ではこれを参考に Spray 流量を実機定格規模及びその 1/10 以下程度の 0.19kg/s と 0.015kg/s (それぞれ特性比が  $3.7 \times 10^{-6}$  と  $2.9 \times 10^{-7}$ ) とした。

表 2.2.6-1 に実験条件を示す。実験パラメータとして初期のガス濃度分布と Spray 流量を変化させた。CC-SP-11、CC-SP-13B は蒸気・空気の成層を作り、CC-SP-12 と CC-SP-14 は容器上部にヘリウム成層を形成させ、CC-SP-11 と CC-SP-12 は流量 0.19 kg/s、CC-SP-13B と CC-SP-14 は流量 0.015 kg/s で Spray 水を注入した。図 2.2.6-1 に各ケースの初期のガス濃度分布を示す。CC-SP-11、CC-SP-13B 及び CC-SP-12、CC-SP-14 でそれぞれほぼ同一の初期ガス濃度分布である。Spray ノズルは拡がり角が 15 度のもの使用しており、これは試験容器の円筒部壁面に Spray 水が触れずに底部へ到達する条件となる。ただし、CC-SP-11 と CC-SP-12 で用いたノズルは定格流量の下限值が 0.5 kg/s であり、実験条件 (0.19kg/s) はこれを下回るため、拡がり角が 15 度よりやや小さい。

図 2.2.6-2 に圧力履歴を示す。Spray 流量が少ない CC-SP-13B と 14 は減圧速度が遅く、減圧速度に対する初期ガス組成の影響は見られない。図 2.2.6-3 から 2.2.6-6 にガス濃度および密度の鉛直方向分布を示す。Spray 流量の大きい CC-SP-11、CC-SP-12 とともに冷却開始から 300 秒程度の短時間でガス濃度分布が均質になる。一方、CC-SP-13B、CC-SP-14 においても冷却開始から 1600 秒程度でガス濃度は均質化する。低 Spray 流量条件では、容器内の減圧効果は低下する一方、容器内攪拌効果の低下は顕著ではなかった。また、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を維持する傾向が見られた。図 2.2.6-7 に CC-SP-11 の流体温度コンターを示す。Spray の拡がり角が 15 度で容器全体に Spray 領域が広がらないにも関わらず、中心軸近傍から壁面近傍まで温度が時間経過とともに低下していく様子が見られた。

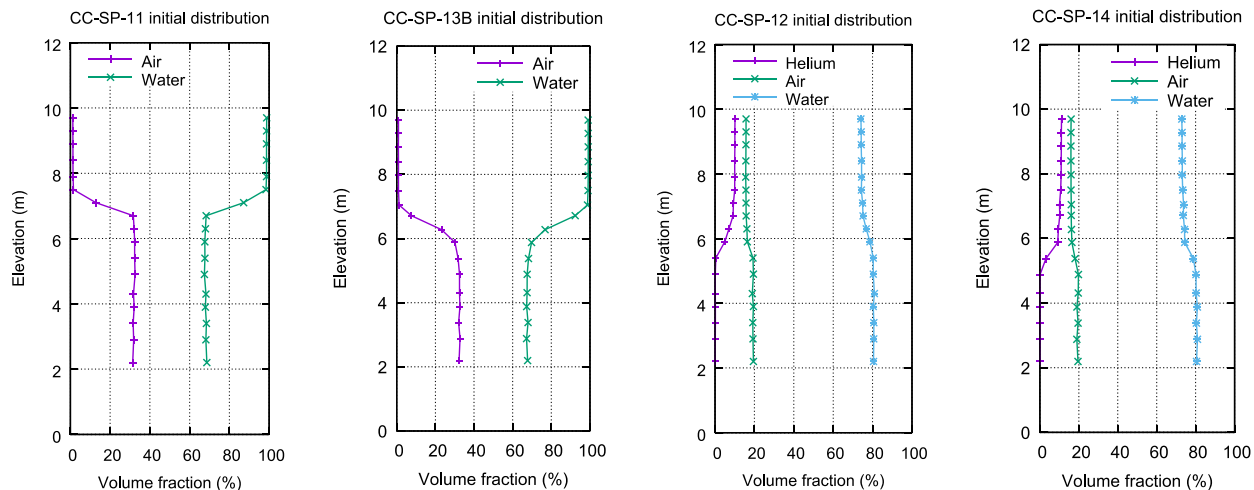
PWR 実機定格流量の 5% 程度の非常に低い Spray 流量であっても、本実験を行った範囲での結果では、Spray によるガスの攪拌は顕著であり、早期にガス濃度が均質化する結果が得られた。

表 2.2.6-1 スpray冷却実験の実験条件

Table 2.2.6-1 Experimental conditions of spray cooling experiments

RunID	CC-SP-11	CC-SP-13B	CC-SP-12	CC-SP-14
比較目的	蒸気・空気系でのスpray流量の差による影響を検討。		蒸気・空気・He系でのスpray流量の差による影響を検討。	
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
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pray注水	内部スpray注水	内部スpray注水	内部スpray注水
冷却水温度（℃）	20	20	20	20
流量(kg/s)	0.19	0.015	0.19	0.015

出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

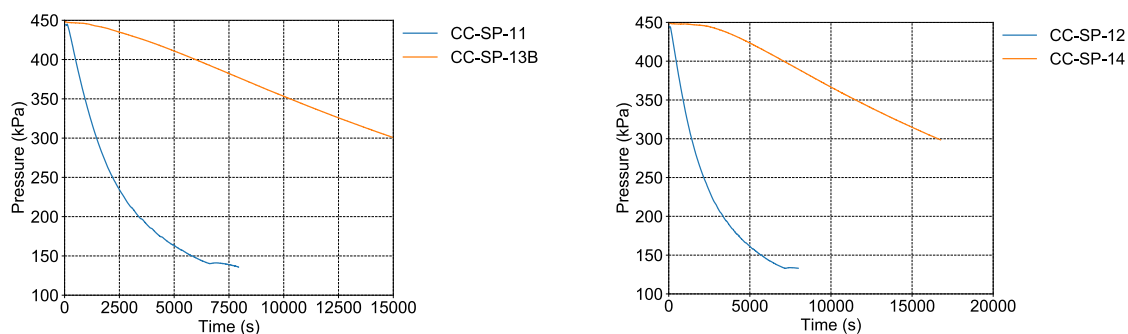


出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>、

出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.6-1 スプレイ冷却実験の初期ガス濃度分布

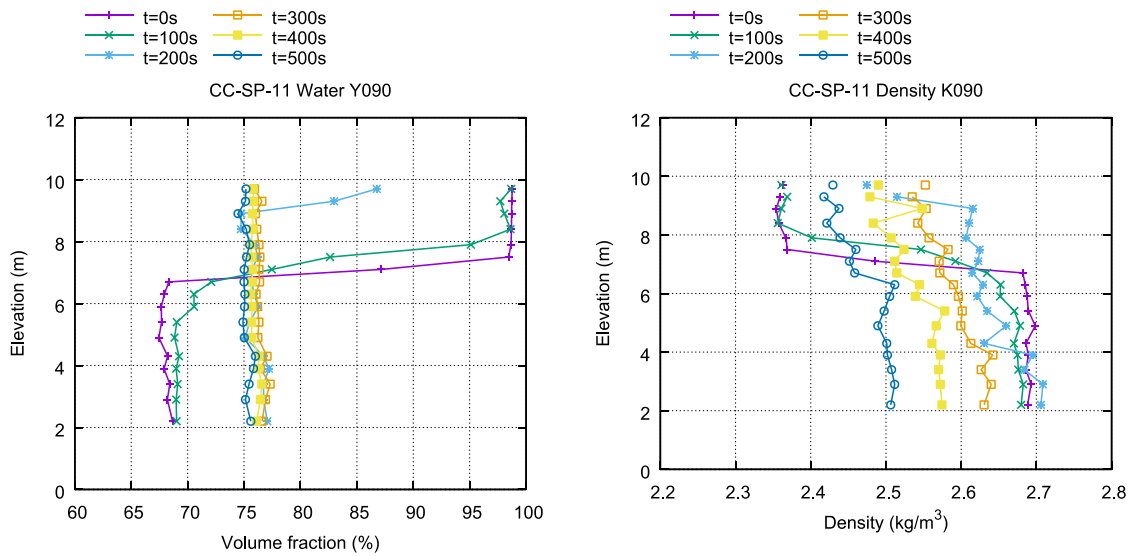
Fig. 2.2.6-1 Initial gas concentration distributions of spray experiments



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.6-2 圧力履歴。左図：CC-SP-11、13B、右図：CC-SP-12、14

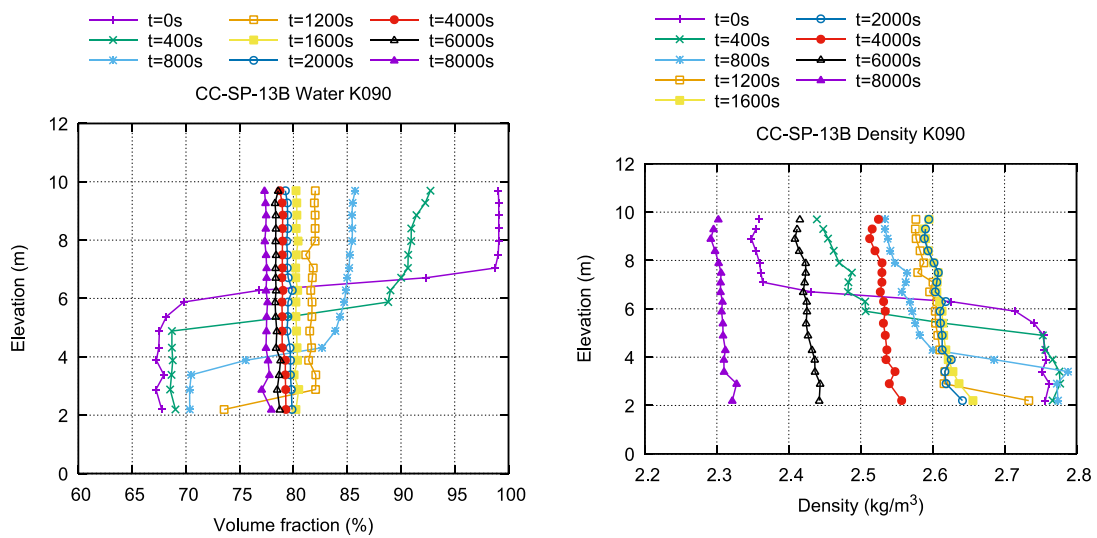
Fig. 2.2.6-2 Pressure history



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.6-3 CC-SP-11 の水蒸気濃度分布 (左図) と密度分布 (右図)

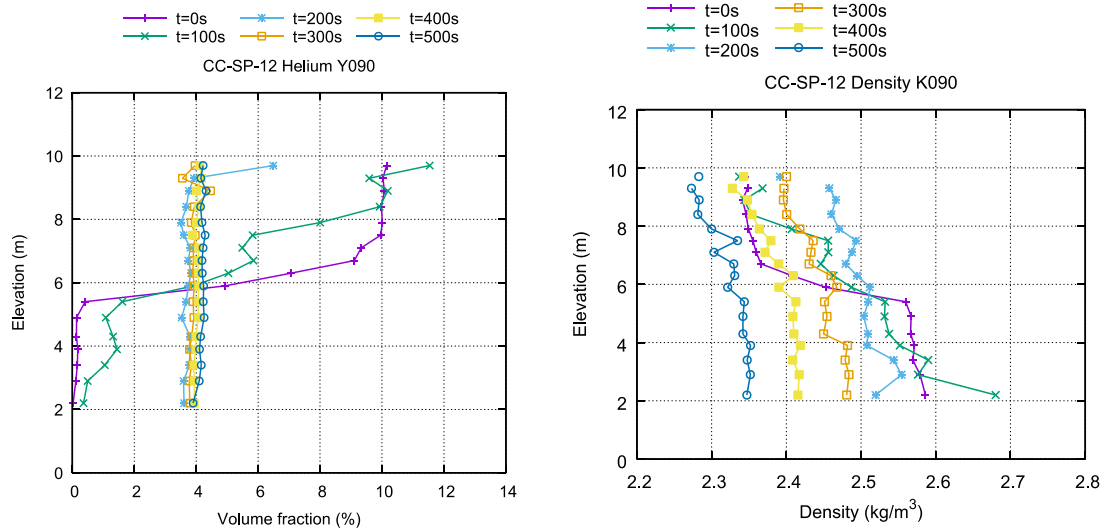
Fig. 2.2.6-3 Steam concentration and density distribution of CC-SP-11



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.6-4 CC-SP-13B の水蒸気濃度分布 (左図) と密度分布 (右図)

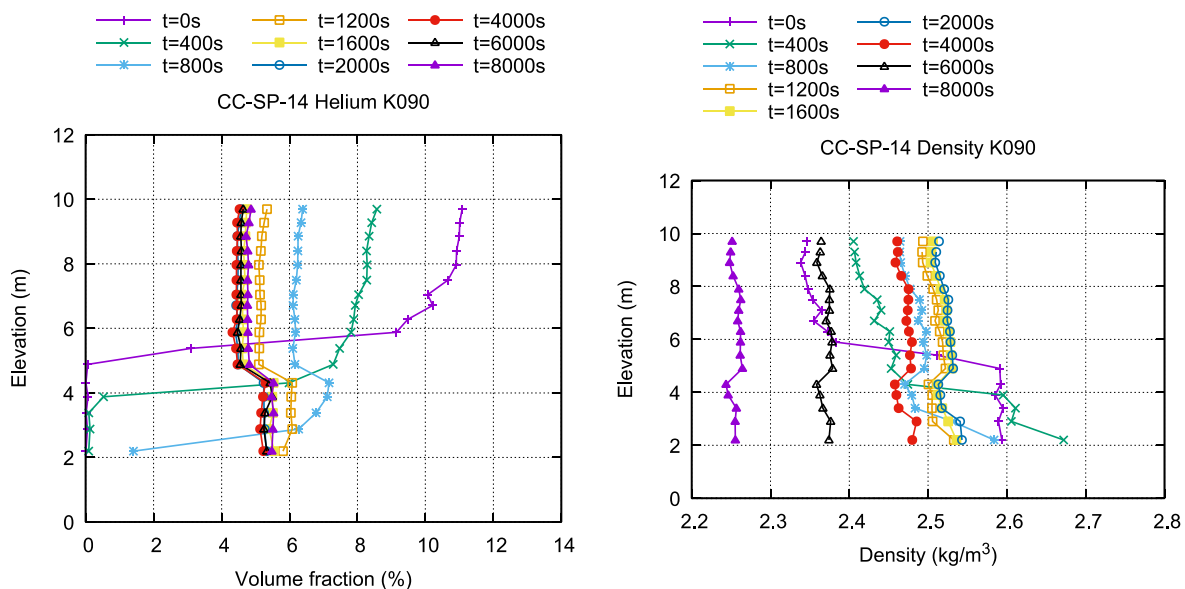
Fig. 2.2.6-4 Steam concentration and density distribution of CC-SP-13B



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.6-5 CC-SP-12 のヘリウム濃度分布 (左図) と密度分布 (右図)

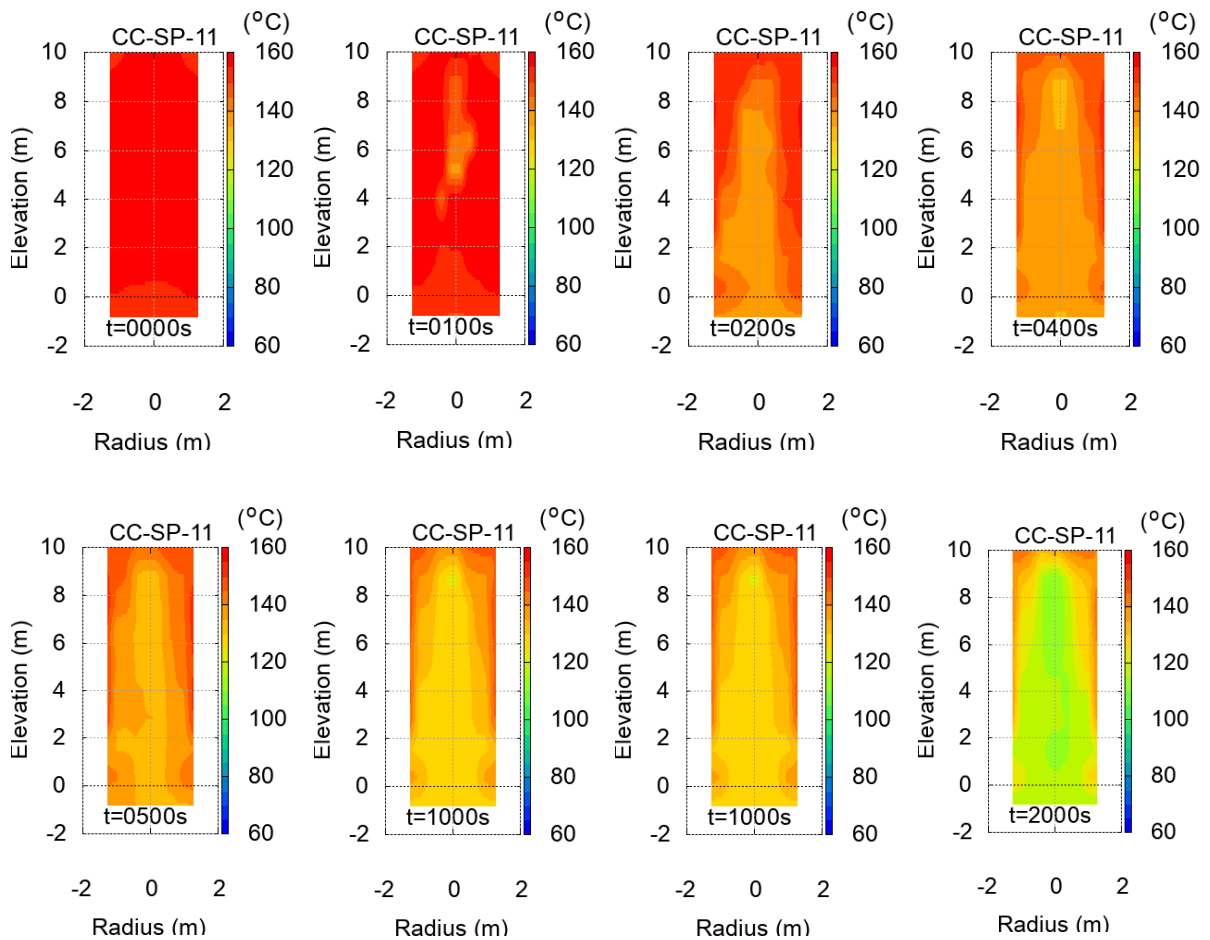
Fig. 2.2.6-5 Helium concentration and density distribution of CC-SP-12



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.6-6 CC-SP-14 のヘリウム濃度分布 (左図) と密度分布 (右図)

Fig. 2.2.6-6 Helium concentration and density distribution of CC-SP-14



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.6-7 流体温度コンター (CC-SP-11)

Fig. 2.2.6-7 Fluid temperature contour of CC-SP-11

## 2.2.7 個別効果実験

### (1) VIMES 実験

本装置はヘリウムを用いて、流体混合を可視化観察することに特化させた大気圧実験装置である。図 2.2.7-1 に VIMES 装置の概要を示す。試験容器は、幅 1.5×奥行き 1.5×高さ 1.8 m<sup>3</sup> の直方体透明容器で、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。容器内に空気、ヘリウムを流量制御しながら流入させ、CIGMA 実験同様に、PIV とローテーションバルブ付 QMS を用いて流れ場の可視化とガス濃度測定をした。

鉛直上向きジェット実験では、初期条件として試験容器の上半分にヘリウム密度成層を形成し、容器下部から空気の垂直噴流を衝突させ、両者の混合及び成層の崩壊を観察した。実験条件は、Studer らの既往研究<sup>2.2.7-1</sup>を参考にジェット慣性と成層密度差で定義される密度フルード数 (Frd) を、1~3 の範囲で変化させた。図 2.2.7-2 に、Frd=2 (ノズル出口流速 5.0 m/s) 条件での PIV 計測結果とヘリウム濃度の時間変化を示す。PIV 計測結果から多様な渦構造が観察でき、画面中心部で強い上向きの流れが密度成層に突入し、密度差と噴流慣性が釣り合うと考えられる高さで横向き流れに変化し、下降する様子を観測した。ヘリウム濃度の変化は、鉛直噴流開始直後に成層下部で急激に濃度が低下し、成層上部では濃度の減衰は緩やかであるものの成層の浸食に伴って急激な濃度低下が見られるといった、既往研究で知られている挙動<sup>2.2.7-1</sup>と同様のことが確認できた。

次に、グレーチング型構造物が噴流や密度成層浸食・崩壊へ及ぼす影響について調査した<sup>2.2.7-2</sup>。開口面積率 75.3% 及び 53.3% の 2 種類のグレーチング型構造物を作成した。構造物はアクリル製で作成し、PIV レーザーの乱反射を防ぐために表面に黒体スプレーによる塗装を施した。構造物設置位置は、噴流放出口と密度成層下端の中央付近とした。

図 2.2.7-3 に、PIV で得られたグレーチング上流及び下流の速度場を示す。グレーチング開口部の通過域では障害物が無い場合と比較して流速が大きく、噴流の拡がりは抑制された。これは、流路縮小により半径及び周方向の速度成分は鉛直方向に整流され、主流方向速度が大きくなったためと考えられる (整流効果)。また、障害物下端の上流部では横向きの流れが観察され、流路閉塞による抵抗効果が見られた。これは開口面積率が最も小さい条件で顕著である。

図 2.2.7-4 には、各グレーチングによる密度成層内のヘリウム濃度の時間変化への影響を示す。開口面積率の低下によって成層崩壊完了までに要する時間が長くなり、抵抗の効果は顕著に現れている。

これまでに本装置を用いて得られた実験結果は「軽水炉の格納容器破損防止対策及び確率論的リスク評価に関する解析手法の整備」で実施している CFD 解析の乱流モデルの検討<sup>2.2.7-3</sup>に活用した他、OECD/NEA-HYMERES2<sup>2.2.7-4</sup>での類似実験の実験計画策定や実験結果の定量的な分析の議論へ貢献した。

## (2) WINCS 実験

WINCS (WIND tunnel for Condensation of Steam and air mixture)の装置全体図を図 2.2.7-5 に示す。助走部長さは 0.3 m、試験部長さ 1.5 m、試験部内高さ 7 cm、幅 35 cm の 2 次元風洞とした。試験部底面は厚さ 25 mm 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、5~90 度の範囲で変更可能である。図 2.2.7-6 に示すように、蒸気及び空気が試験部に供給され、凝縮液が下面を覆い流下する。試験部内の流速分布をレーザードップラー流速計 (LDV)、温度分布は熱電対のトラバースにより計測する。

装置性能の確認実験として、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 5000 L/min で流入させた際、試験部入口からの距離  $x=390$  mm、800 mm、1200 mm、1580 mm での壁に垂直な方向の速度分布を計測した。本流量条件は、代表長さを試験部高さとした場合、Reynolds 数が約 15000 程度に相当する。図 2.2.7-7 に装置性能試験における  $z$  方向 (壁垂直方向) の平均流速分布を示す。風洞の上面と下面で形成される速度境界層は上下対称であり、試験部上流の縮流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を有することを確認した。

凝縮実験として、蒸気・空気の混合気体を流入させ、助走部からは併せて液膜を供給した際の速度分布と温度分布を計測した。流入条件は、空気流量は 3000 L/min、蒸気流量は 14.6 kg/h、混合気体の温度を 60°C以上とした。液膜として純水を 30 L/min で助走部底面から供給し底面で冷却を行った。純水の温度は約 9.5°C、試験部の傾斜角度は 5 度、流速及び温度の計測位置はそれぞれ  $x=1600$  mm, 1610 mm とした。図 2.2.7-8 に液膜近傍の速度分布と温度分布の結果を示す。温度分布の結果は、液膜直上 ( $z=4$  mm) では 31°C以上を示したが、一方で液膜内の温度は 11.4°C程度であった。厚さ数 mm 程度の空間に 20°C程度の大きな温度差が存在し、凝縮による高い伝熱が確認できた。これらの計測結果を基にして、Clauser-chart 法により摩擦速度  $u_\tau$  を算出した。液膜厚さは目視による観察で 2~3 mm 程度で変動していたため、液膜厚さを 2.5mm、3mm の 2 種類で評価した。無次元速度  $u^+$ 、無次元距離  $y^+$  は以下のとおりである。

$$u^+ = \frac{U}{u_\tau}, \quad y^+ = \frac{yu_\tau}{\nu}$$

$U$  は液膜に対する気相部の相対速度、 $y$  は液膜からの高さ、 $\nu$  は動粘性係数である。

図 2.2.7-9 に規格化した無次元速度を示す。仮定した液膜厚さの大きさにより、 $y^+=10$  近傍の分布が変化しているが、 $y^+<5$  近傍での粘性底層では、 $u^+=y^+$  の分布とおおよそ一致することが確認できた。また  $y^+>30$  の領域では対数則分布とよく一致する速度分布となった。これらの結果から凝縮を伴う条件での速度計測が妥当なことが示された。

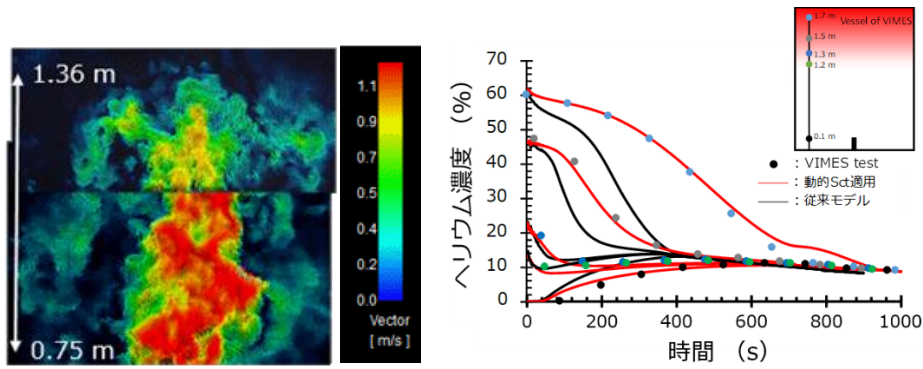




出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.7-1 VIMES 装置及びグレーチング型構造物

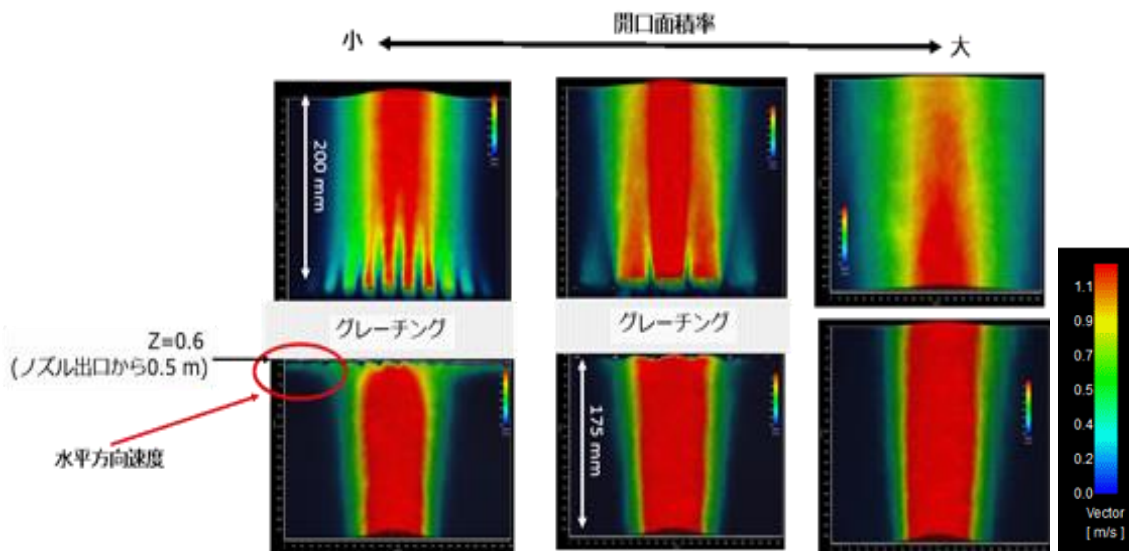
Fig. 2.2.7-1 VIMES apparatus and grating type obstacle



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.7-2 噴流と成層の相互作用領域での流れ場

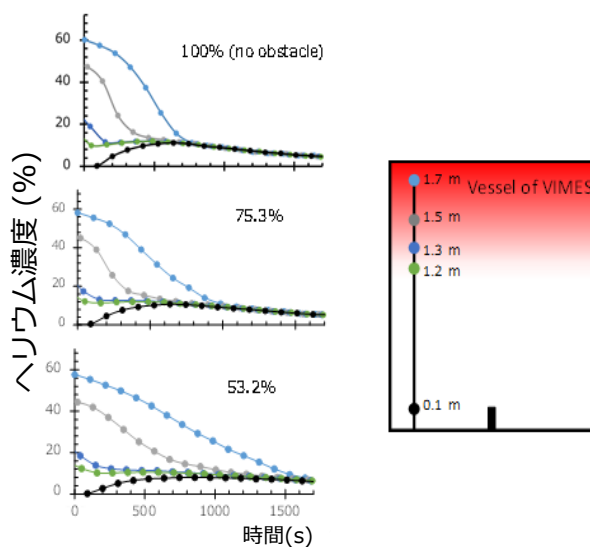
Fig. 2.2.7-2 Flow field of the interaction region of the jet and stratification



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.7-3 グレーチング型構造物周りの流れ場

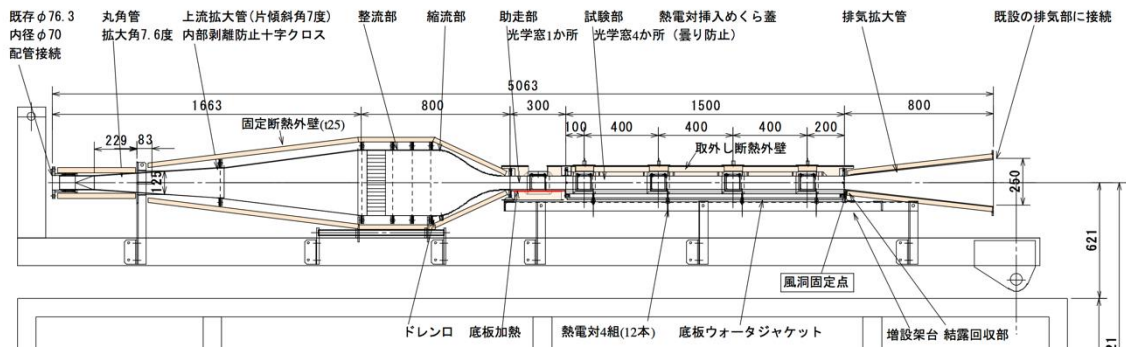
Fig. 2.2.7-3 flow fields around the grating type obstacle



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.7-4 ヘリウム濃度の時間変化

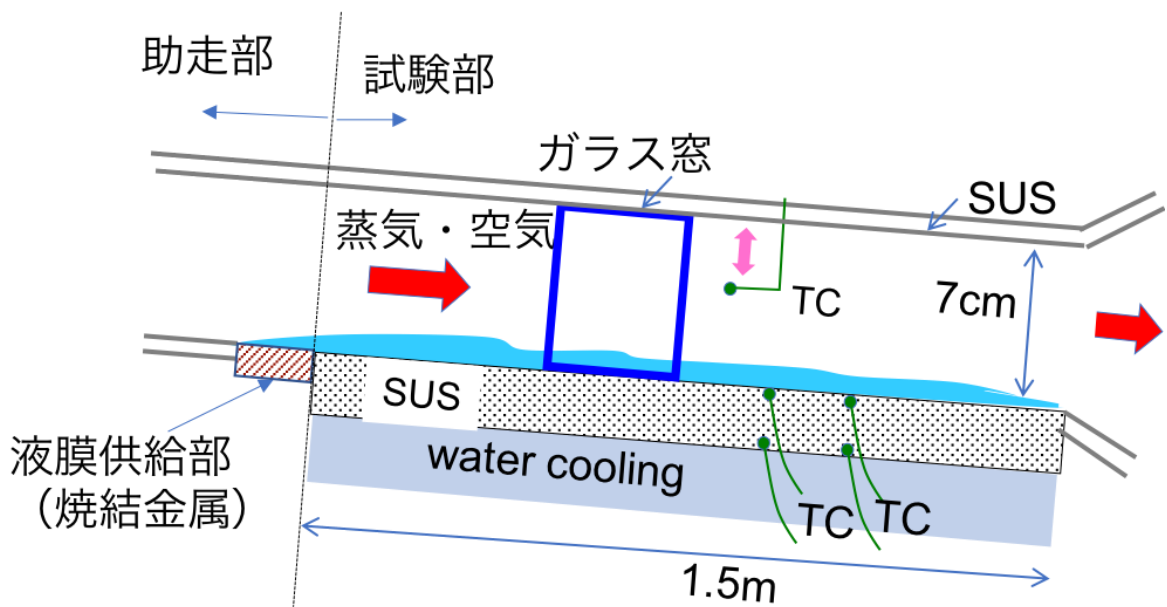
Fig. 2.2.7-4 Time transients of helium molar fraction



出典) 平成30年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.7-5 WINCS 全体図

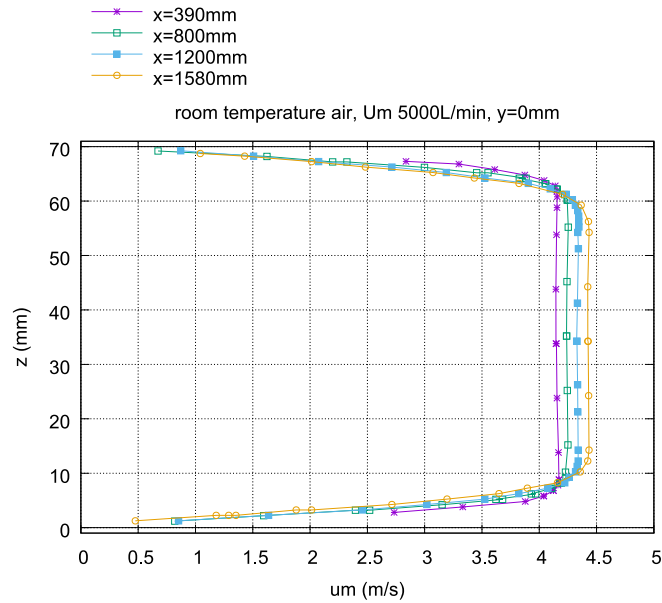
Fig. 2.2.7-5 Schematic view of WINCS



出典) 平成30年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.7-6 液膜供給部模式図

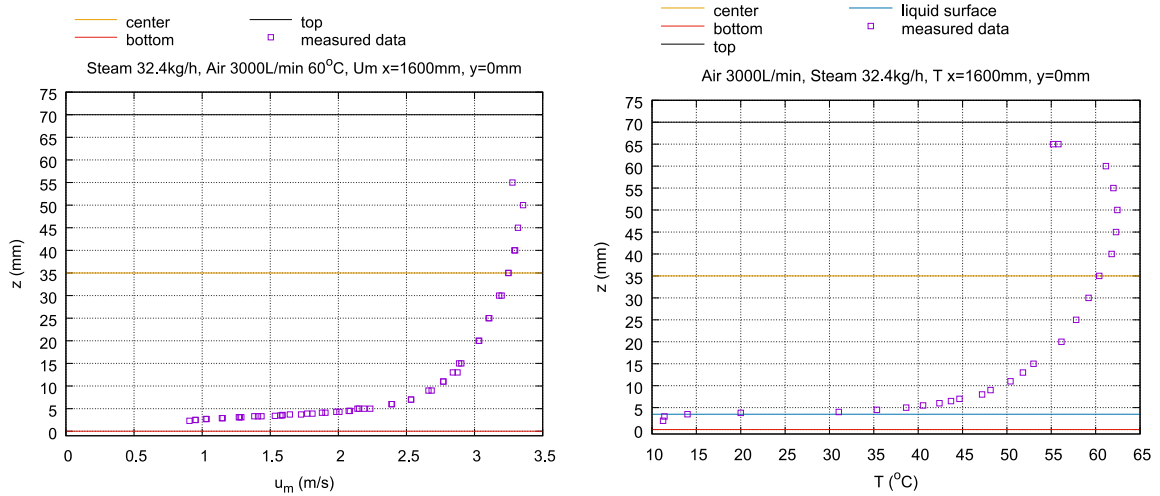
Fig. 2.2.7-6 Schematic view of injection of liquid film



出典) 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 成果報告書、2018.<sup>2.2.6-1</sup>

図 2.2.7-7 室温空気 5000L/min で流した際の各 x での平均流速分布

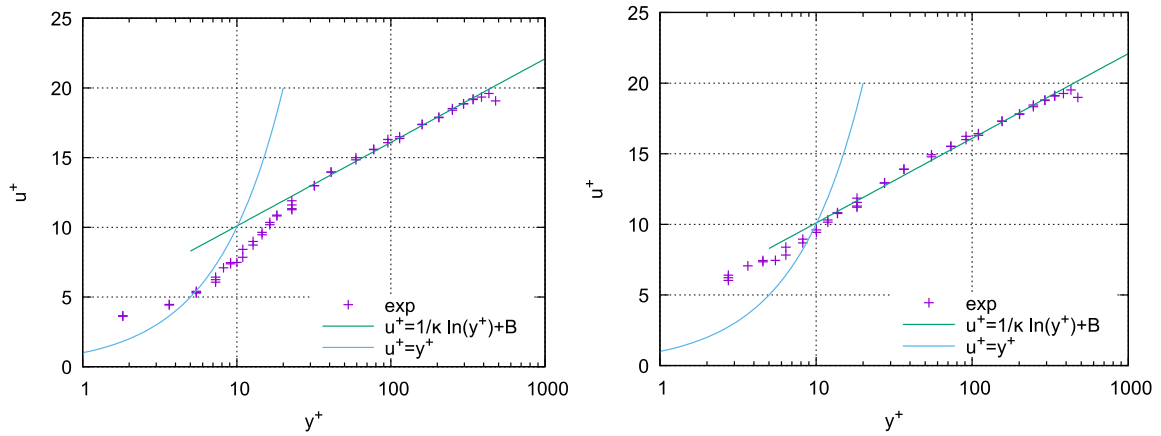
Fig. 2.2.7-7 Average velocity profile at each x positions (room temperature air 5000L/min)



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.2.3-2</sup>

図 2.2.7-8 凝縮条件での速度分布と温度分布 (液膜面近傍含む)

Fig. 2.2.7-8 Velocity and temperature profiles with condensation condition



出典) 平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.2.5-3</sup>

図 2.2.7-9 無次元速度分布 左: 液膜厚さ 2.5mm で規格化、右: 液膜厚さ 3mm で規格化

Fig. 2.2.7-9 Normalized velocity profile.

Left: liquid film thickness 2.5mm, right: liquid film thickness 3mm.

## 2.3 ソースターム実験

### 2.3.1 知見の調査及び実験範囲の検討

シビアアクシデント時におけるソースターム（放出される放射性物質の種類、性状、量、化学形、放出開始時刻及び放出継続時間）情報は、重大事故等対策の有効性評価、安全性向上評価並びに原子力災害事前対策の妥当性を判断する上で不可欠である。ソースタームは、シビアアクシデント時の炉心溶融進展挙動、熱流動挙動及び原子炉冷却系内や格納容器内における放射性物質の移行挙動等に係る研究によって開発された複数の現象モデルを統合した数値解析コードを用いて評価される。各現象モデルはそれぞれ異なる不確かさの幅を有するため、それらを十分に包括できる保守的な評価が重要であるとともに、それら不確かさの低減が求められる。東京電力福島第一原子力発電所事故後に欧州や日本で実施された重要度ランク表（PIRT：Priority Identification and Ranking Table）の分析では、放射性物質の移行挙動について酸化的条件下や原子炉冷却系内の高温領域での化学挙動が不確かさが大きく、かつ重要な現象として抽出された<sup>2.3.1-1,2</sup>。ここで、化学挙動とは化学反応による化学形態の変化のことである。

従来の多くのソースターム評価では、気相部での化学挙動を考慮しておらず、放射性物質に対して気相を移行する主要な化学形態を仮定しその化学形の物性値に基づき物理状態（気体又はエアロゾル）のみが変化するモデルが用いられている。ソースターム評価における重要なマイルストーンである NUREG-1465<sup>2.3.1-1</sup>では、公衆に対する被ばくを考慮する上で重要な放射性物質であるセシウムとヨウ素は、それぞれ水酸化セシウム（CsOH）とヨウ化セシウム（CsI）が仮定されており、どちらの化学形も格納容器で想定される温度領域ではエアロゾルとして移行するとされている。一方で、フランスで実施された Phebus-FP 計画の炉内実験及びその解析において、上記と異なる化学形のヨウ素及びセシウム化合物が原子炉冷却系内で形成され得ることが示された<sup>2.3.1-2</sup>。特に、炭化ホウ素（B<sub>4</sub>C）の制御材が炉心に含まれた実験では、有意な割合の気体状ヨウ素が原子炉冷却系から模擬格納容器に移行するという結果が得られており、ホウ素含有体系での化学挙動が重要であることを示している。これは、気体の方がエアロゾルよりも物理的に移行しやすくソースタームを増大する可能性があるためである。

また、東京電力福島第一原子力発電所事故後のモニタリングでは、エアロゾル状のヨウ素と合わせて、有意な量の気体状ヨウ素が観測されている<sup>2.3.1-3,4</sup>。しかしながら、ホウ素含有体系における化学挙動について、モデル化に資する実験データは十分といえない。そこで本研究において、ホウ素含有体系各雰囲気条件における化学挙動に係るモデル構築に資する実験的なデータベースを拡充することとした。

平成 27 年時点でのホウ素含有体系での放射性物質の化学挙動に着目した実験としては、フランス放射線防護原子力安全研究所（IRSN）と欧州共同体が共同で主催して実施した Phebus-FP 実験<sup>2.3.1-2</sup>、フィンランド国立技術研究センター（VTT）が EXSI-PC 装置を用い

て実施した実験が挙げられる<sup>2.3.1-5</sup>。その他、仏国原子力・代替エネルギー庁（CEA）が実施した VERCORS 実験でホウ素含有体系での実験が実施されているが、ホウ素の影響に関するデータは得られていない<sup>2.3.1-6</sup>。Phebus-FP 実験は、炉心から格納容器を模擬する体系（ホットレグ、コールドレグ配管、蒸気発生器等）で照射済み燃料を使用して実施した総合的な実験である。計 4 回実施された Phebus-FP 実験の内ホウ素含有体系は、B<sub>4</sub>C 制御棒を使用した水蒸気条件の FPT-3 のみである。前述のとおり、B<sub>4</sub>C 共存下ではその他の制御棒での実験に比べ気体状ヨウ素が増加する結果が示されている<sup>2.3.1-2</sup>。VTT の EXSI-PC 装置は、加熱炉とエアロゾルフィルタ等で構成される捕集システムで構成される。同装置によるホウ素に係る個別影響評価実験として、ヨウ化セシウムと酸化ホウ素（B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>）の混合粉末を不活性の加湿雰囲気中で加熱し、ホウ素含有体系で気体状ヨウ素割合がホウ素非含有系に比べて増加する結果を得ている<sup>2.3.1-5</sup>。

既往実験プロジェクトの実験条件を参考に、拡充が必要な実験範囲を対象に、日本原子力研究開発機構への委託事業で実験データを取得した。設定した本研究でのデータ取得範囲と実験項目を、それぞれ図 2.3.1-1 及び表 2.3.1-1 に示す。前述のとおり、ホウ素含有体系における実験データは総合的な実験と、混合粉末を同一のつぼで加熱することによる液相同士での反応体系での実験の結果のみの断片的なものであり、これらを補完するように実験条件を設定した。

雰囲気に関しては軽水炉事故時に想定される水蒸気雰囲気に加え、事故時の炉内構造物の酸化等により生じ得る水素雰囲気条件を設定した。また、事故時に化学反応が促進される高温領域での気相反応や、炉心での放射性物質とホウ素の放出速度の違いにより発生し得る固気反応を想定した実験とした。試料は、ホット実験では照射済み燃料を用い、コールド実験ではホット実験結果の解釈に資するよう、セシウム、ヨウ素とホウ素の化学反応に関する基盤的なデータを取得するため、ヨウ化セシウムと酸化ホウ素を用いた。

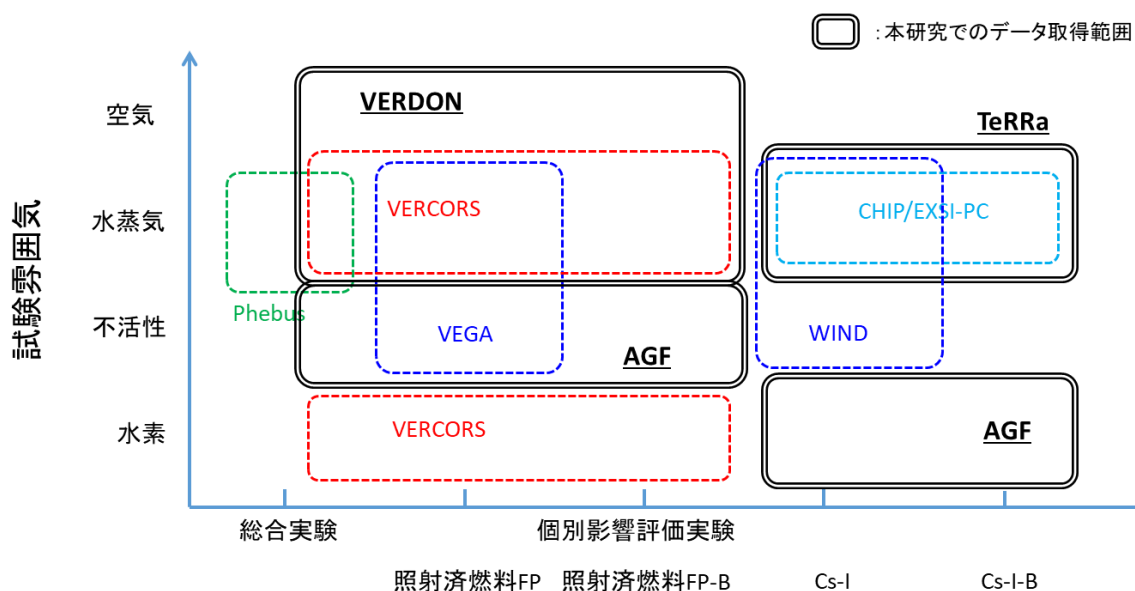
実験は大きく分けて、a) 放射性物質とホウ素を同時に発生させて、双方の気相化学反応を評価する「放射性物質の気相化学反応に与えるホウ素の影響」に関する実験と、b) 放射性物質を蒸発させて装置内各所に沈着させ、その後ホウ素を蒸発させ沈着物との作用を評価する「放射性物質の再移行に与えるホウ素の影響」に関する実験の 2 種類を行った。

なお、「放射性物質の気相化学反応に与えるホウ素の影響」に関する実験では、水蒸気雰囲気におけるホット実験及びコールド実験、不活性雰囲気におけるホット実験、水素雰囲気におけるコールド実験を実施した。以下では各成果について述べる。

表 2.3.1-1 実験マトリックス

Table 2.3.1-1 Test matrix

着目反応	雰囲気	試料	報告書項番号
B,Cs,I 蒸気種 (気相反応)	水蒸気雰囲気 (Ar-H <sub>2</sub> O)	照射済燃料/B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.3.2 (1)①
		CsI/B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.3.2 (1)②
	不活性雰囲気 (Ar)	照射済燃料/B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.3.2 (2)①
	水素雰囲気 (Ar-H <sub>2</sub> )	CsI/B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.3.2 (3)①
B 蒸気種-Cs, I 沈着物 (気相-固相間反応)	水素雰囲気 (Ar-H <sub>2</sub> )	CsI/B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.3.3



出典) 令和元年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2020.<sup>2.3.1-7</sup>

図 2.3.1-1 本研究でのデータ取得範囲

Fig. 2.3.1-1 Scope of data acquired in this experiments



## 2.3.2 放射性物質の気相化学反応に与えるホウ素の影響

### (1) 水蒸気雰囲気での実験

#### ①ホット実験による気相化学反応データ取得（使用施設／装置：VERDON）

##### a. 実験の概要

本実験は、多様な雰囲気下でのシビアアクシデント条件における実燃料からの放射性物質放出・移行を再現及び理解することを目的として CEA がカダラッシュ研究所に設置した、放射性物質放出・移行再現実験装置 VERDON を用いて実施した。同装置は、燃料を設置する高周波誘導加熱炉より下流の装置構成を変更することで、燃料からの放射性物質放出若しくは放出された放射性物質の移行挙動に特化した実験を実施可能である。放射性物質の移行挙動に着目した装置構成は、燃料熔融温度まで加熱可能な高周波誘導加熱炉、973～423 K で線形的な温度勾配を付けた（複数系統の）温度勾配管（図中の TGTM）、エアロゾルフィルタ、気体状ヨウ素を捕集する May-pack フィルタ、放射性物質や B 蒸気種を捕集するコンデンサー、気体状の Ru 酸化物を捕集する P4VP フィルタ、放射性物質ガスを測定するためのガスクロマトグラフィ装置である。移行挙動データ取得用の VERDON 体系において特徴的な複数系統の温度勾配管は、各実験条件（シーケンス）で切り替えそれぞれの温度勾配管での放射性物質分布を比較することで、各実験条件の放射性物質挙動に与える影響の推定を可能にしている。また、加熱炉の燃料装荷部、エアロゾルフィルタ及び May-pack フィルタ部位に配置している  $\gamma$  線スペクトロメーターにより  $\gamma$  線放出核種の放出速度、エアロゾルの沈着・再蒸発速度及び気体状ヨウ素の生成量をオンラインで測定している。加えて、実験後に温度勾配管を含む各部位の  $\gamma$  線スペクトル測定を行うことにより、 $\gamma$  線放出核種量及びその分布を測定している。

本研究では、移行挙動データ取得用構成の同装置によるホウ素含有条件の VERDON-5 実験を CEA、IRSN、EDF 及び ENGIE の多機関と共同で実施し、ホウ素存在下での燃料から放出される各放射性物質の移行挙動に係るデータを取得した。さらに、ホウ素非含有条件かつその他の実験条件が VERDON-5 実験と類似する既往実験 VERDON-2 のデータを取得し、両実験の結果を比較することで放射性物質移行挙動に対するホウ素の影響を推定した。

ここで VERDON-2 実験は、国際ソースタームプログラム（ISTP：International Source Term Program）の枠組みにおいて 2012 年 6 月に実施されたものであり、シビアアクシデント時に想定される空気混入シナリオにおけるソースタームに係わるデータベースを拡充・改良することを目的としたものである。また温度勾配管内の放射性物質沈着物の X 線回折測定等の機器分析を新たに実施し、沈着物等の化学形態に係る知見を拡充した。

##### b. 実験条件

加熱実験に供した燃料試料は、VERDON-2 実験で燃焼度 60 GWd/t の被覆管付き MOX 燃料、VERDON-5 実験で燃焼度 70 GWd/t の UO<sub>2</sub> 燃料であり、燃料内に短半減期放射性物質

を生成させるために、加熱実験直前に研究炉 OSIRIS において短期間の再照射を実施した。高周波誘導加熱炉に設置した燃料から放出された放射性物質ガスは、キャリアガスに混合されて移行し、温度勾配管の入口直前で 2 系統に分岐し、常時 2 系統の温度勾配管へと流れ込む。温度勾配管は 4 本設置し、各 phase で 2 本ずつ放射性物質が流入するよう、切り替えて使用した。phase-1 ~ phase-3 の水蒸気条件において系統 1 及び系統 2、phase-4 の空気条件では系統 2 及び系統 3 を使用した。したがって、温度勾配管の各系統の条件変化は以下となる。

- ・ 系統 1：水蒸気条件（ホウ素蒸気含有）
- ・ 系統 2：水蒸気条件（ホウ素蒸気含有）→空気条件
- ・ 系統 3：空気条件

なお、VERDON-2 及び VERDON-5 の実験過程における相違点は、phase-2 の水蒸気条件におけるホウ素蒸気の有無である。ホウ素蒸気はホウ酸溶液を蒸発させて生成した。

### c. 主な実験結果

当該詳細データは、CEA との共同研究契約に基づき研究成果の公開に制限があるため、ここでは、VERDON-2 と VERDON-5 とを比較しながら主な結果をまとめる。

- ・ 温度勾配管系統 1 のセシウム沈着分布について、ホウ素蒸気含有の VERDON-5 は VERDON-2 に比べて高温領域での沈着量が増加した。VERDON-5 ではホウ素の影響によって、高温領域において VERDON-2 に比べて飽和蒸気圧の低いセシウム化学種が生成した可能性がある。
- ・ ホウ素を混入した VERDON-5 において、水蒸気雰囲気温度勾配管系統 1 と、途中から空気雰囲気にした系統 2 のセシウム沈着分布を比較すると、系統 2 の沈着量が減少しており、空気混入による再移行が確認された。一方、ホウ素がない VERDON-2 では系統 1 と 2 のセシウム沈着分布に大きな違いは無く、再移行は確認されていない。ホウ素含有体系では空気雰囲気になると、揮発しやすいセシウム化学種が生成した可能性がある。
- ・ 温度勾配管系統 1 のヨウ素沈着分布について、VERDON-2 と VERDON-5 を比較すると、どちらも中温領域に沈着の極大ピークが得られた。ただし、この沈着量のピークは温度ピーク位置とは若干のズレが見られた。
- ・ これらの結果から、ヨウ素は、ホウ素有無によらず空気雰囲気ですぐ再移行しやすい化学種に変化すると予想される。

なお、加熱実験中における各測定部での  $\gamma$  線スペクトル測定により、 $\gamma$  線放出核種（セシウム (Cs)、ヨウ素 (I)、モリブデン (Mo)、バリウム (Ba)、ルテニウム (Ru) 等) の

放出履歴を得た。さらに燃料からのバースト放出として特徴的なクリプトン (Kr)、キセノン (Xe) 等の放射性物質ガスについて、ガスクロマトグラフ質量分析計によりその放出履歴を得た。加えて加熱実験後の温度勾配管内の沈着物を温度勾配管軸方向に対して連続的に  $\gamma$  線スペクトル測定することで、各温度勾配管内での  $\gamma$  線放出核種の沈着分布を得た。同測定は、phase ごとに切り替えた温度勾配管の全系統に対して実施し、実験条件の変化による沈着分布の変化に係る知見を得た。

さらに、VERDON-2 及び VERDON-5 実験で得られた放射性物質及びホウ素の沈着試料に対する X 線回折測定及びラマン分光測定を実施し、ホウ素を含む沈着試料の化学形を同定するためのデータを取得した。

## ②コールド実験による気相化学反応データ取得 (使用施設/装置: TeRRa)

### a. 実験の概要

VERDON を用いたホット実験で得られたホウ素有無によるセシウム、ヨウ素の移行挙動の違いを検討するため、日本原子力研究開発機構 (JAEA) の放射性物質放出・移行挙動再現装置 (TeRRa) により非放射性的セシウム及びヨウ素を用いて移行時の化学挙動に関するデータを取得した。

TeRRa は、多様な雰囲気下でのシビアアクシデント条件における放射性物質放出・移行時の化学的な挙動に関するデータ取得を目的として JAEA が原子力科学研究所に設置したものである。TeRRa の模式図及び外観をそれぞれ図 2.3.2-1 及び図 2.3.2-2 に示す。本装置は、VERDON 装置と同様に試料を蒸発させる加熱炉と放出された放射性物質等を捕集する温度勾配管等から構成されている。放射性物質発生部から温度勾配管までの流路に曲がり部が無く、熱流動の影響が小さい状態で化学挙動に関するデータが取得可能である。

試料の加熱は、最高温度が 2500 K の高周波誘導加熱若しくは 1273 K の電気抵抗炉により行う。加熱炉の下流に接続された温度勾配管は、上流約 1000 K から下流 約 400 K へと線形的に温度分布が付けられており、温度勾配管内に直列に充填された SUS304 製のサンプリング管 (内径 39.4 mm × 100 mm : 13 本) により放射性物質の沈着物を捕集できる。この温度勾配管の他、温度勾配管の出口に配置されている SUS 製焼結金属フィルタ (公称ろ過精度: 1  $\mu\text{m}$ )、PTFE メンブレンフィルタ (0.3  $\mu\text{m}$ ) によりエアロゾル状の試料を捕集する。また、これらの下流側に設置されたガス捕集瓶中の水酸化ナトリウム及びチオ硫酸ナトリウム溶液 (0.2 mol/L NaOH + 0.02 mol/L Na<sub>2</sub>S<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) により気体状の試料を捕集することが可能である。

### b. 実験条件

TeRRa を用いた実験では、特に VERDON 実験におけるホウ素有無による沈着履歴の違

いを検討するために、非放射性のヨウ化セシウムを用いた加熱実験を行い、移行時の化学反応に与えるホウ素の影響を確認するためにホウ素有無、流量（化学反応時間、粒子移動距離）をパラメータとした実験を実施した。

加熱実験には、高純度のヨウ化セシウム粉末（和光純薬工業製、99.9%）と酸化ホウ素粉末（高純度化学研究所製、99.995%）を用いた。表 2.3.2-1 に加熱実験条件を示す。ヨウ化セシウム粉末約 2.8 g 及び酸化ホウ素粉末約 1.4 g を、電気抵抗炉内のそれぞれ 1050 K 及び 1150 K となる位置にアルミナ製のつぼに入れて装荷した。

なお、電気抵抗炉内流路は入口側の温度が低い。電気抵抗炉の中心温度を 1273 K（昇温速度 10 K/min、保持時間 60 分）、温度勾配管の温度を 1023 K（上流）～ 400 K（下流）、雰囲気は、露点 60°Cの水蒸気を含む流量が異なる Ar ガスフロー（2, 1, 0.5 L/min）雰囲気下として加熱実験を行い、蒸発した試料を温度勾配管内に充填されている SUS 製のサンプリング管、焼結金属フィルタ等に沈着させた。

サンプリング管、焼結金属フィルタ、メンブレンフィルタ、下流側の配管内に沈着した試料やガス捕集液を ICP-MS 分析し、沈着物中に含まれる元素量を定量した。ICP-MS 分析（パーキンエルマージャパン社製 ELAN DRC-II）では、セシウム-133、ヨウ素-127、ホウ素-10 及びホウ素-11 を対象とした。SUS 製サンプリング管等に沈着したセシウム、ヨウ素及びホウ素化合物を溶解させるため、サンプリング管等を、0.04 mol/L 水酸化ナトリウム溶液に浸漬した後、18 時間室温で静置した。沈着物の溶解後、溶液をメスフラスコに回収し、イオン交換水を添加しメスアップを行って分析サンプルとした。

### c. 主な実験結果

露点 60°Cの水蒸気を含む Ar ガスフローの流量を 2 L/min、1 L/min 及び 0.5 L/min とした CsI+B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験において ICP-MS 分析により取得したサンプリング管及び焼結金属フィルタへの沈着物中のセシウム、ヨウ素及びホウ素の元素量をそれぞれ図 2.3.2-3、図 2.3.2-4 及び図 2.3.2-5 に示す。得られた結果を以下にまとめる。

- (a) 流量に関わらずサンプリング管及び焼結金属フィルタへの沈着物中のセシウムとヨウ素の元素量はほぼ同じであった。
- (b) ホウ素は、2 L/min で焼結金属フィルタに沈着したが、1 L/min 及び 0.5 L/min ではほとんど沈着は無かった。
- (c) またホウ素に関しては、流量に関わらず 1000 K 以上の高温領域に沈着していた。

装置流路内の付着物中の元素量の分析結果より算出したヨウ化セシウムの蒸発量（重量減少により算出）に対する各領域への沈着量（ICP-MS 分析結果により算出）の割合を表 2.3.2-2 に示す。ヨウ化セシウム発生用つぼの下流側に設置した酸化ホウ素発生用つぼについても元素量の分析を行ったので、表中に記載した。

なお、付着物の回収率や ICP-MS の分析結果の不確かさにより、全ての和が 1 になって

いない。結果をまとめると、次のとおりである。

(セシウム)

(d) ヨウ化セシウムの下流側に設置した酸化ホウ素用るつぼで多く沈着した。これは 1 L/min で特に多かった。

(e) 焼結金属フィルタを通過して下流まで移行した量はわずかであった。

(ヨウ素)

(f) 酸化ホウ素用るつぼでは沈着は生じていない。

(g) 焼結金属フィルタの下流側にあるガス補修瓶までの配管内でも沈着した。

(h) 2 L/min ではホウ素用るつぼに沈着したセシウムと同じ割合のヨウ素が焼結金属フィルタ以降の配管で沈着した。一方で、1 L/min 及び 0.5 L/min ではホウ素用るつぼに沈着したセシウムより焼結金属フィルタ以降の配管のヨウ素の付着量は低くなる傾向であった。

これらの結果を踏まえると、発生している現象の一例として、次のようなものが考えられる。

(a)から、温度勾配管内では、ほぼヨウ化セシウムが沈着していると考えられる。候補としては、(2.3.1-1)式のような反応も発生していると想定される。



例えば、酸化ホウ素用るつぼ近傍でヨウ化セシウムとホウ素化合物が反応して飽和温度の比較的低い CsBO<sub>2</sub> が生成されたとすると、(c)、(d)及び(e)となる。さらに、CsBO<sub>2</sub> の生成時に揮発性の高い HI が生成され、金属フィルタ以降の配管で沈着したと考えると(f)及び(g)となる。酸化ホウ素用るつぼ近傍でヨウ化セシウムとホウ素化合物が反応して生成された HI は流速が速ければそのまま低温側へ移行するが、流速が遅い場合には HI が他のヨウ素化合物となり、温度勾配管において沈着すると(h)が解釈できる。

なお、セシウム化合物の高温側での沈着は、VERDON を用いたホット実験でも得られており、本実験は VERDON 実験を再現できていると考えられる。

表 2.3.2-1 水蒸気雰囲気における気相化学反応データ取得のための加熱実験条件  
 Table 2.3.2-1 Heating test conditions for gaseous chemical reaction in a steam atmosphere

項目		条件	
試料	化合物	CsI	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	装荷重量 (g)	2.8	1.4
試料加熱	加熱温度 (K) (試料加熱温度)	1273 (CsI : 1050、B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> : 1150)	
	昇温速度 (K/min)	10	
	保持時間 (min)	60	
	ガスフロー雰囲気	Ar + 露点 60°C	
	ガスフロー流量 (L/min)	2, 1, 0.5	
温度勾配管加熱	サンプリング管寸法	内径 39.4×100 mm : 13 本	
	最高温度 (K)	1000	
	最低温度 (K)	400	
	温度分布	線形	

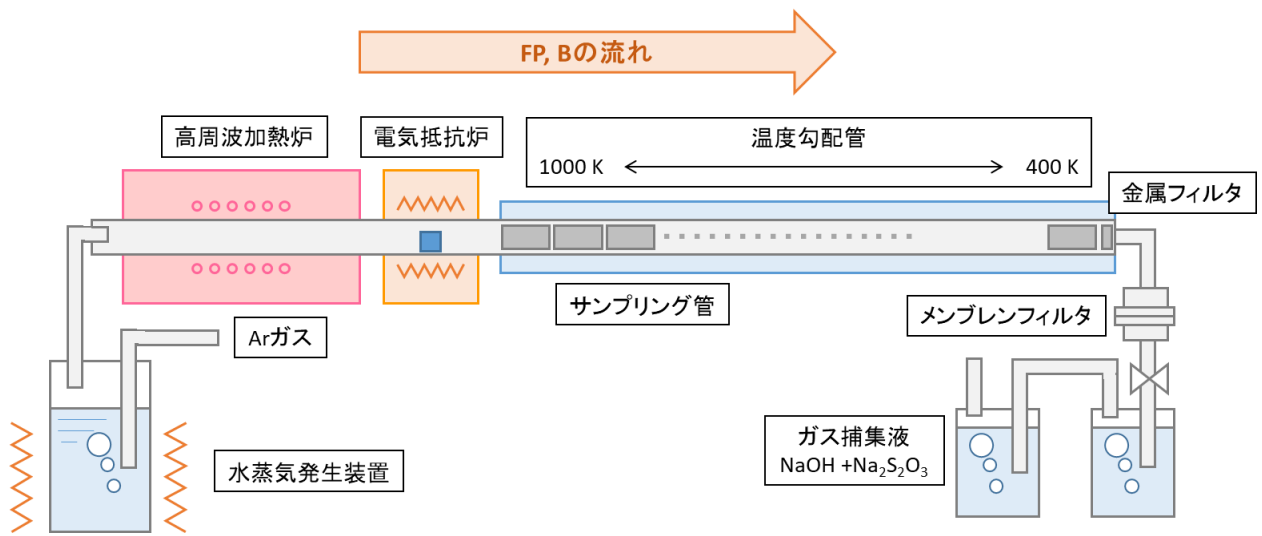
出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.3.2-1</sup>

表 2.3.2-2 水蒸気雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布  
 Table 2.3.2-2 Distributions of cesium and iodine after the heating test in a steam atmosphere

捕集箇所*		2 L/min	1 L/min	0.5 L/min
Cs	ホウ素るつぼ	0.20	0.48	0.29
	サンプリング管	0.27	0.23	0.35
	焼結金属フィルタ	0.31	0.00	0.01
	配管内	0.05	0.00	0.05
	ガス捕集瓶	0.00	0.00	0.00
I	ホウ素るつぼ	0.00	0.00	0.00
	サンプリング管	0.29	0.34	0.38
	焼結金属フィルタ	0.31	0.02	0.03
	配管内	0.20	0.16	0.21
	ガス捕集瓶	0.00	0.00	0.00

\* : 「焼結金属フィルタ」より下流に設定された「配管内」「ガス捕集瓶」で捕集されたものを気体状物質と定義

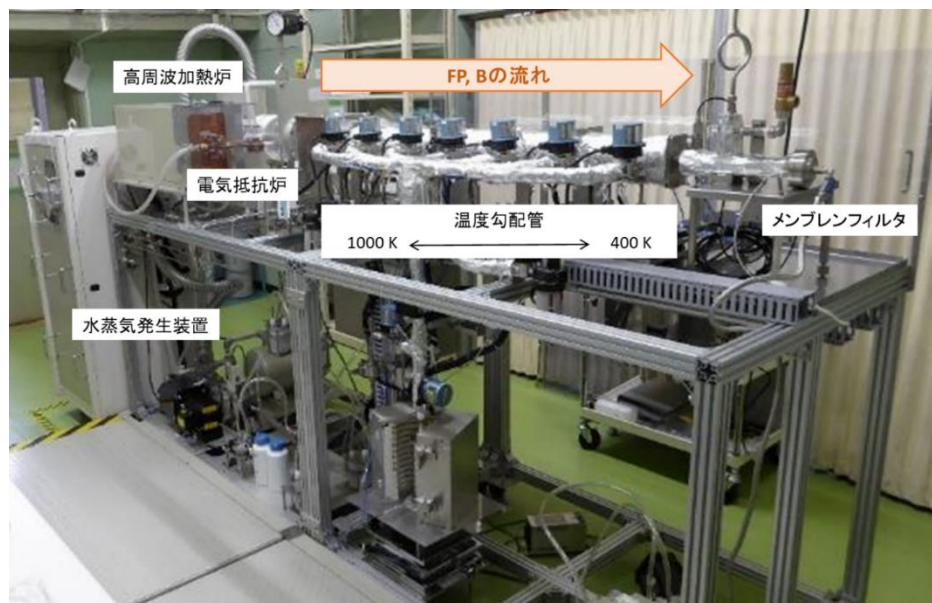
出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019.<sup>2.3.2-1</sup>



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-1 放射性物質放出移行挙動再現実験装置 (TeRRa) の模式図

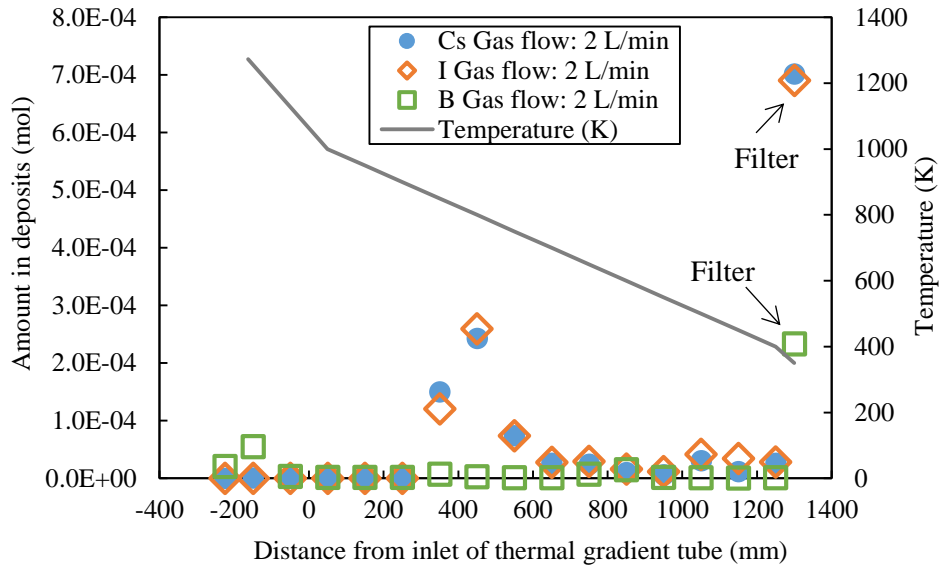
Fig. 2.3.2-1 Schematic view of heating apparatus reproducing FP release and transport (TeRRa)



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-2 放射性物質放出移行挙動再現実験装置 (TeRRa) 外観写真

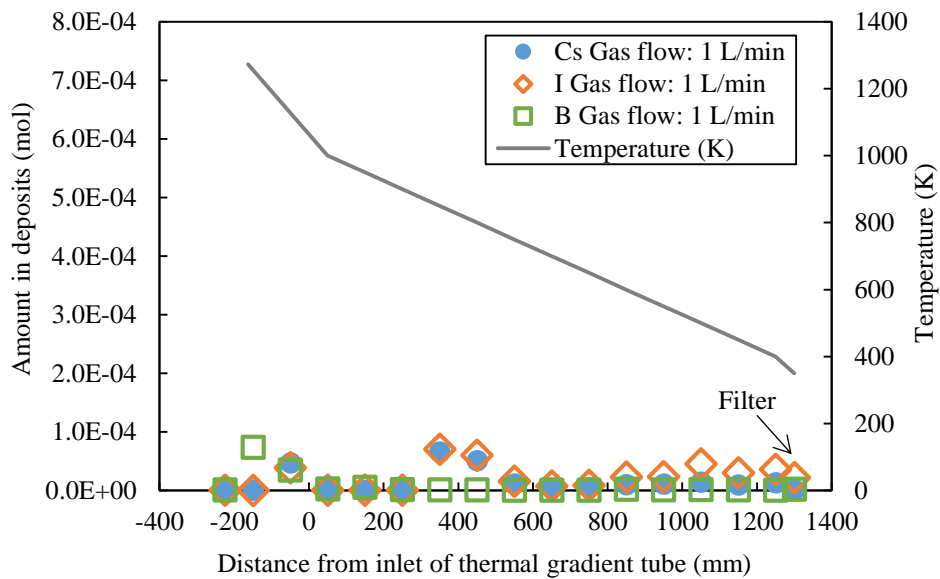
Fig. 2.3.2-2 Appearance of heating apparatus reproducing FP release and transport (TeRRa)



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-3 温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布 : 2 L/min

Fig. 2.3.2-3 Distribution of cesium, iodine and boron in the thermal gradient tube: 2 L/min

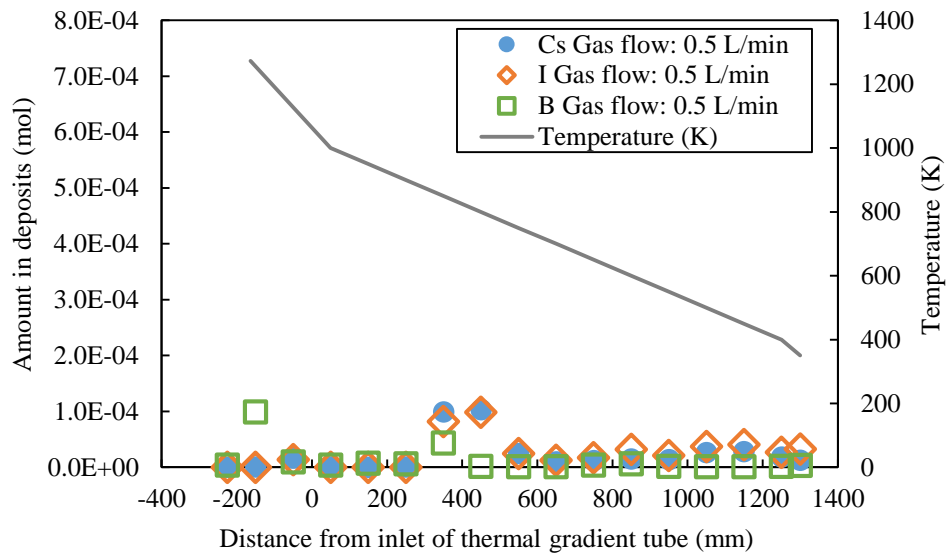


出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-4 温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布 : 1 L/min

Fig. 2.3.2-4 Distribution of cesium, iodine and boron in the thermal gradient tube: 1 L/min





出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-5 加熱実験後の温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布 : 0.5 L/min

Fig. 2.3.2-5 Distribution of cesium, iodine and boron in the thermal gradient tube: 0.5 L/min

## (2) 不活性雰囲気での実験

### ①ホット実験による気相化学反応データ取得（使用施設／装置：AGF）

#### a. 実験の概要

VERDON 装置と試験体系や計測系が同等の JAEA の AGF に設置されている放射性物質放出移行試験装置を用いて、不活性雰囲気でのホット実験を行うことにより水蒸気雰囲気における VERDON 装置を用いた実験を補間するデータを取得した。

放射性物質放出移行試験装置の模式図及び外観をそれぞれ図 2.3.2-6 及び図 2.3.2-7 に示す。放射性物質放出移行試験装置は、加熱炉、温度勾配管、焼結金属フィルタ、ガス供給システム、放射性物質トラップシステム等から構成される。また、放射性物質等の放出速度等を計測するため、 $\gamma$  線スペクトロメーター、放射性物質ガス等の捕集システム、ガスクロマトグラフィが設置されている。加熱炉は高周波誘導加熱を用いており、加熱雰囲気は不活性雰囲気に限定されるが、約 3000 K までの高温加熱が可能である。

加熱炉上部に接続された温度勾配管は、1023 K（上流）～423 K（下流）の間で線形的に温度分布が付けられており、内部に直列に充填された SUS304 製のサンプリング管（内径 4.2 mm × 30 mm : 14 本）により放射性物質の沈着物を捕集できる。この温度勾配管の他、温度勾配管の出口に配置されている公称ろ過精度が異なる SUS 製焼結金属フィルタ（入口側から公称ろ過精度：43  $\mu$ m、30  $\mu$ m、10  $\mu$ m、5  $\mu$ m、1  $\mu$ m）によりエアロゾル状の試料を捕集する。これらの放射性物質沈着物を捕集可能な温度勾配管及び焼結金属フィルタは二系統（A 系統及び B 系統）を有しており、放出温度等、異なる条件で放出した放射性物質を捕集することが可能である。

$\gamma$  線スペクトロメーター（セイコーEG & G 社製 GEM15P4-70PL）は A 系統の温度勾配管の出口に設置されている焼結金属フィルタを対象としており、 $\gamma$  線核種の焼結金属フィルタへの沈着速度をオンラインで計測することが可能である。ガス捕集システムは、加熱により放出された放射性物質ガスを最下流のグローブボックスに設置されているサンプリングボトルに捕集し、捕集したガスのガスクロマトグラフ分析（ヤナコ社製 G2800T）を行うことにより、ガスの定量分析を行うことが可能である。

#### b. 実験条件等

表 2.3.2-3 に加熱条件を示す。加熱実験には新型転換炉原型炉「ふげん」で最高燃焼度を達成した集合体である PPFEO9 (E09) にて照射された MOX 燃料（製造時プルトニウム (Pu) 富化度：3.01%）及び酸化ホウ素粉末（高純度化学研究所製、99.995%）を用いた。「ふげん」は減速材に重水、冷却材に軽水をそれぞれ利用しており、燃料集合体が圧力管内に装荷された原子炉である。E09 は「ふげん」炉心の第 16 ～ 25 サイクルまで炉心中心位置で照射され、本加熱実験に供した中間層燃料棒の照射履歴中における最大線出力は 34.1 kW/m であり、最高約 45 GWd/t の燃焼度を達成している。ホウ素有無の 2 回の加熱実験に用いた試

料は外層のほぼ同じ個所に装荷された MOX 燃料であり、燃焼度は約 41.6 GWd/t である。

外層燃料棒から試料重量が約 5 g になるように、ダイヤモンドホイールを用いて乾式にて輪切り切断を行い、燃料ペレットを取り出した。加熱時における燃料ペレットからの放射性物質放出量を促進させることを目的に、粉碎機を用いて燃料ペレットを小片に粉碎した。粉碎した燃料を装置に装荷するが、ホウ素含有体系の加熱実験においては、酸化ホウ素（融点：約 750 K）が蒸発前に燃料中の放射性物質と反応することを防ぐために、小型のタングステン製るつぼを準備し、約 5 g の「ふげん」燃料と約 30 mg の酸化ホウ素試料を別々の加熱炉に装荷した。一方、ホウ素無しの加熱実験においては、空の小型タングステン製るつぼと約 5 g の「ふげん」燃料を装荷した。

加熱炉の温度 2173 K（昇温速度 3 K/s、保持時間 20 分）、温度勾配管の温度を 1023 K（上流）～ 423 K（下流）でアルゴン（Ar）ガスフロー（1 L/min）雰囲気下で試料を加熱し、温度勾配管に充填されている SUS 製のサンプリング管、焼結金属フィルタ等にて放出した放射性物質及びホウ素化合物を捕集した。一回の加熱実験により燃料から放出した放射性物質とホウ素を異なる割合で作用させたデータを取得するために、所定温度到達から 5 分後（加熱時間は A 系統：2173 K / 3 K/s + 5 分 = 約 15 分、B 系統：約 15 分）において捕集流路の切り替え（A 系統から B 系統）を行った。

加熱実験において SUS 製サンプリング管及び焼結金属フィルタに沈着した放射性物質化合物を定量するため、SUS 製サンプリング管及び焼結金属フィルタを水溶液に浸漬し、放射性物質化合物を溶出させた後、誘導結合プラズマ質量分析法（ICP-MS）により溶出した放射性物質化合物を定量した。SUS 製サンプリング管においては、テフロン製メスフラスコ内の 0.04 mol/L 水酸化ナトリウム溶液 20 mL 中で約 16 時間浸漬を行った。その後、イオン交換水で 50 mL に定容した。また、焼結金属フィルタの場合は、テフロン製ビーカー内の 0.04 mol/L 水酸化ナトリウム溶液 20 mL 中で約 16 時間浸漬を行った。その後、イオン交換水で 50 mL に定容した。

### c. 実験結果

ICP-MS においては、四重極型誘導結合プラズマ質量分析装置（アジレント・テクノロジー株式会社製 7500cx）を用いた。測定試料として、ヨウ素の検出を目的とした 0.001 mol/L 水酸化ナトリウム溶液に調製した試料と、ヨウ素以外の元素の検出を目的とした 1 mol/L 硝酸溶液に調製した試料の 2 種類の試料を準備した。また、目的とする溶液組成に調製するよう、測定試料の濃度に応じて倍率を 20, 100 又は 1000 倍で希釈した。

ICP-MS 測定結果を基に、本実験における温度勾配管へのセシウム等の沈着分布をまとめたものを表 2.3.2-4 に示す。本実験と同様に水蒸気を含まない雰囲気にて過去仏国で実施された VERCORS HT1 及び HT3 実験の結果を合わせて示す<sup>2,3,1-6</sup>。セシウムは約 900 K 及び約 700 K で沈着し、それぞれテルル及びヨウ素と同じ温度領域に沈着している。各実験

で装置体系、加熱温度条件、流量条件等の違いはあるものの、本実験の A 系統においては、ホウ素の有無に依らずセシウムはブロードな分布を示しており、ヨウ素及びテルルと共存した結果が得られていることから、既往の実験結果と合わせて、本実験においてセシウムテルライド ( $\text{Cs}_2\text{Te}$ ) やヨウ化セシウム ( $\text{CsI}$ ) 等の化合物が形成したことを示唆している。

一方、ホウ素の有無の影響に関しては、ホウ素含有体系の A 系統の約 950 K においてホウ素の沈着が見られ、また B 系統の約 850 K 及び 450 K においてホウ素の沈着が見られた。これらのホウ素の沈着分布は、セシウムの沈着箇所と一致しており、かつホウ素無しの加熱実験の結果では A 系統の約 950 K でセシウムの沈着が見られないことから、これらの高温領域における沈着ピークはセシウムとホウ素の反応生成物であるホウ酸セシウム ( $\text{Cs-B-O}$ ) 系化合物が生成した可能性を示している。

以上の結果より、不活性雰囲気においても、セシウムやヨウ素とホウ素が相互作用を生じ、揮発性のヨウ素化合物の生成が促進された可能性が示された。

表 2.3.2-3 不活性雰囲気における気相化学反応データ取得のためのホット実験条件

Table 2.3.2-3 Heating test conditions for gaseous chemical reaction in an inert atmosphere

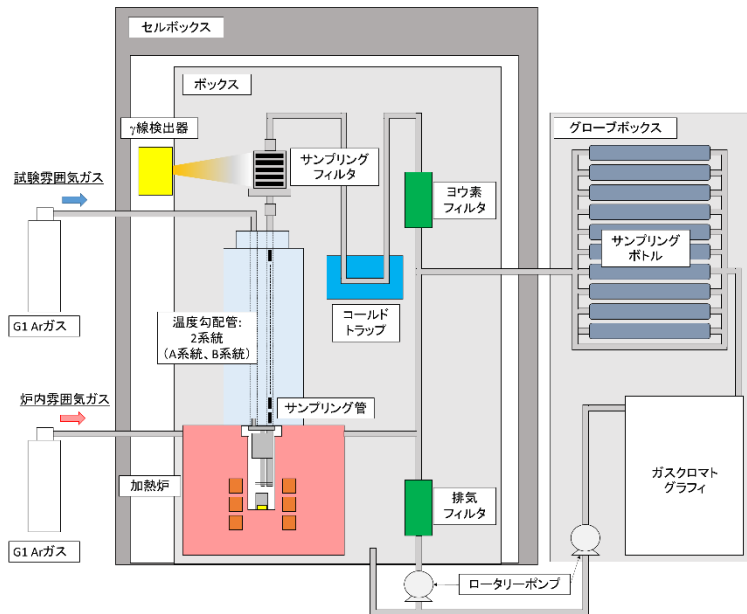
		ホウ素有り	ホウ素無し
		新型転換炉「ふげん」	新型転換炉「ふげん」
照射 燃料	照射炉 Pu 富化度 (製造時：%)	3.01 (MOX 燃料)	3.01 (MOX 燃料)
	燃焼度 (GWd/t)	41.6	41.6
	装荷重量 (g)	5	5
ホウ素 化合物	化学形	$\text{B}_2\text{O}_3$	—
	装荷重量 (mg)	30	—
試料 加熱	加熱温度 (K)	2173	2173
	昇温速度 (K/s)	3	3
	保持時間 (min)	20	20
	ガスフロー雰囲気	Ar	Ar
	ガスフロー流 (L/min)	1	1
温度勾配管 加熱	サンプリング管寸法	内径 4.2×30 mm : 14 本	内径 4.2×30 mm : 14 本
	最高温度 (K)	1023	1023
	最低温度 (K)	423	423
	温度分布	線形	線形

出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム  
評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019.<sup>2,3,2-1</sup>

表 2.3.2-4 不活性雰囲気での加熱実験後のセシウム、ヨウ素、テルル及びホウ素の分布  
 Table 2.3.2-4 Distributions of cesium, iodine, tellurium and boron after the heating test in an inert atmosphere

試験名	条件	沈着温度ピーク [K]			
		Cs	I	Te	B
VERCORS HT1 <sup>2.3.1-6</sup>	UO <sub>2</sub>	900		900	—
	水素	720	720		
VERCORS HT3 <sup>2.3.1-6</sup>	UO <sub>2</sub>	950		950	
	水素	900			—
		780			
		660	660		
AGF A-route	MOX 不活性 ホウ素有	720	720	850	
AGF B-route		670	670	<u>560</u> 720	850
AGF A-route	MOX 不活性	<u>450</u>		470	450
AGF B-route		720	720	850 720	
AGF B-route		670	670	720	
				470	

出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費(シビアアクシデント時ソースターム  
 評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. <sup>2.3.2-1</sup>



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-6 AGF における放射性物質放出移行試験装置模式図

Fig. 2.3.2-6 Schematic view of heating apparatus for FP release and transport in AGF



出典) 平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2019. 2.3.2-1

図 2.3.2-7 AGF における放射性物質放出移行試験装置外観写真

Fig. 2.3.2-7 Appearance of heating apparatus for FP release and transport in AGF

### (3) 水素雰囲気

#### ① コールド実験による気相化学反応データ取得（使用施設／装置：AGF）

##### a. 実験の概要

事故時の炉内構造物の酸化等により生じ得る水素雰囲気条件におけるホウ素の影響を検討するため、JAEA の AGF における放射性物質移行挙動模擬実験装置により非放射性的のセシウム及びヨウ素を用いて移行時の化学挙動に関するデータを取得した。

放射性物質移行挙動模擬試験装置の模式図及び外観をそれぞれ図 2.3.2-8 及び図 2.3.2-9 に示す。本装置は、AGF のホット実験装置である放射性物質放出移行試験装置と同寸法・同体系の装置であり、試料を蒸発させる加熱炉と放出された放射性物質等を捕集する温度勾配管等から構成される。試料の加熱は、高周波誘導加熱により行い、最高温度は 2273 K、最高昇温速度は 15 K/s である。加熱炉上部に接続された温度勾配管は、1023 K（上流）～423 K（下流）の間で線形的に温度分布が付けられており、充填された SUS304 製のサンプリング管（内径 4.2 mm 又は 6.2 mm × 30 mm : 14 本）により放射性物質の沈着物を捕集できる。この温度勾配管の他、温度勾配管の出口に配置されている公称ろ過精度の異なる SUS 製焼結金属フィルタ（入口側から公称ろ過精度：43 μm、30 μm、10 μm、5 μm、1 μm）、PTFE メンブレンフィルタ（0.1 μm）によりエアロゾル状の試料を捕集する。また、これらの下流側に設置されたガス捕集瓶中の水酸化ナトリウム及びチオ硫酸ナトリウム溶液（0.2 mol/L NaOH + 0.02 mol/L Na<sub>2</sub>S<sub>2</sub>O<sub>3</sub>）により気体状の試料を捕集することが可能である。

##### b. 実験条件

加熱実験には、高純度のヨウ化セシウム粉末（高純度化学研究所製、99%）と酸化ホウ素粉末（高純度化学研究所製、99.995%）を用いた。これらの蒸発温度が異なる物質を加熱容器の温度の異なる場所に装荷することによって、蒸発タイミングを合わせて気相中で反応させるようにした。表 2.3.2-5 に加熱条件を示す。ヨウ化セシウム粉末約 150 mg を加熱容器上部に、酸化ホウ素粉末約 300 mg を加熱容器下部のタングステン製のつぼに入れ加熱炉に装荷し、加熱炉の温度 1773 K（昇温速度 2 K/s、保持時間 120 分）、温度勾配管の温度を 1023 K（上流）～400 K（下流）で Ar + 4% H<sub>2</sub> ガスフロー（1 L/min）雰囲気下で全量を蒸発させ、温度勾配管に充填されている SUS 製のサンプリング管、焼結金属フィルタ等に沈着させた。

サンプリング管、焼結金属フィルタ、下流側の配管内、メンブレンフィルタに沈着した試料やガス捕集液も ICP-MS 分析を行った。ICP-MS 分析（パーキンエルマージャパン社製 ELAN DRC-II）では、セシウム-133、ヨウ素-127、ホウ素-10 及びホウ素-11 を対象とした。SUS 製サンプリング管等に沈着したセシウム、ヨウ素及びホウ素化合物を溶解させるため、サンプリング管等をテフロン製ビーカに入れ、0.04 mol/L 水酸化ナトリウム溶液を 20 ml 添加後、18 時間室温で静置した。沈着物の溶解後、50 ml メスフラスコに回収し、イオン交

換水を添加しメスアップを行って分析サンプルとした。

### c. 実験結果

ICP-MS 分析により取得したサンプリング管の沈着物中のセシウム、ヨウ素及びホウ素の元素量を図 2.3.2-10 に示す。サンプリング管への沈着物についてホウ素の元素量は低温側ほど増加した。セシウム及びヨウ素に関しては、670~770 K でセシウムとヨウ素の元素量はほぼ同じであった。装置流路内の付着物中の元素量の分析結果より算出したヨウ化セシウムの装荷量に対する各領域への沈着物の割合を表 2.3.2-6 に示す。ヨウ素に関しては有意量がガス捕集瓶で捕集されており、気体状のヨウ素化合物が生成したことが分かった。これにより、CsI 蒸気種と B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 蒸気種が水素雰囲気中の気相中において反応することにより、CsI は異なる化学形に変化し、エアロゾル状の Cs 化合物と気体状のヨウ素が生成することが分かった。

表 2.3.2-5 水素雰囲気における気相化学反応データ取得のための加熱実験条件  
Table 2.3.2-5 Heating test conditions for gaseous chemical reaction in a hydrogen atmosphere

		条件	
試料	化合物	CsI	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	装荷重量 (mg)	150	300
試料加熱	加熱温度 (K) (試料加熱温度)	1773 (CsI : 最高 1020、B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> : 1773)	
	昇温速度 (K/s)	2	
	保持時間 (min)	120	
	ガス雰囲気	Ar + 4%H <sub>2</sub>	
	ガス流量 (L/min)	1	
温度勾配管加熱	サンプリング管寸法	内径 6.2 mm × 30 mm : 14 本	
	最高温度 (K)	1023	
	最低温度 (K)	423	
	温度分布	線形	

出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. <sup>2.3.2-2</sup>



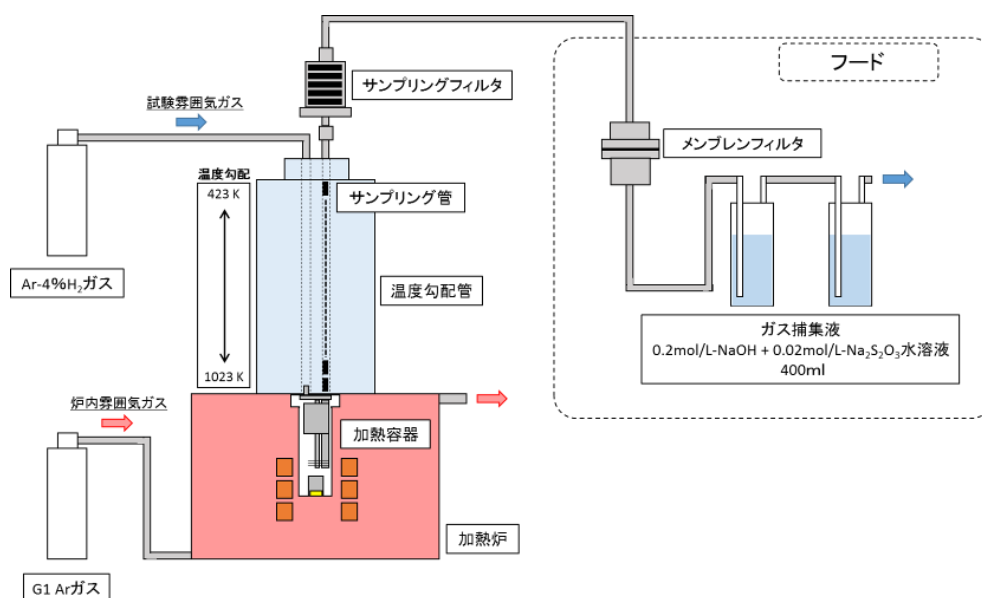
表 2.3.2-6 水素雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布

Table 2.3.2-6 Distributions of cesium and iodine after the heating test in a hydrogen atmosphere

	捕集箇所*	沈着割合
Cs	サンプリング管	0.27
	焼結金属フィルタ	0.67
	メンブレンフィルタ	0.00
	配管内	0.00
	ガス捕集瓶	0.00
I	サンプリング管	0.30
	焼結金属フィルタ	0.38
	メンブレンフィルタ	0.00
	配管内	0.02
	ガス捕集瓶	0.18

\*: 「焼結金属フィルタ」より下流に設定された「配管内」「ガス捕集瓶」で捕集されたものを気体状物質と定義

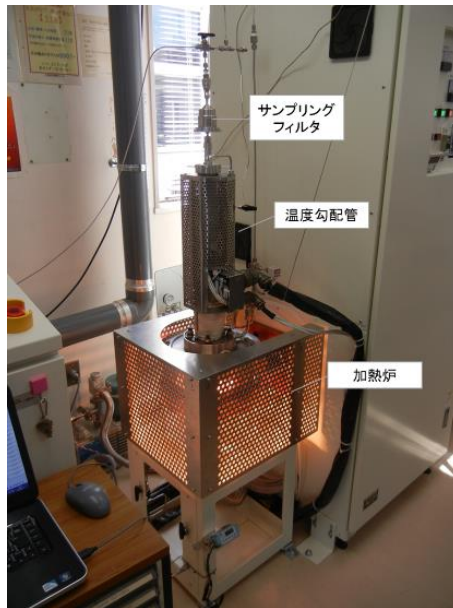
出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2



出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2

図 2.3.2-8 AGF における放射性物質移行挙動模擬試験装置模式図

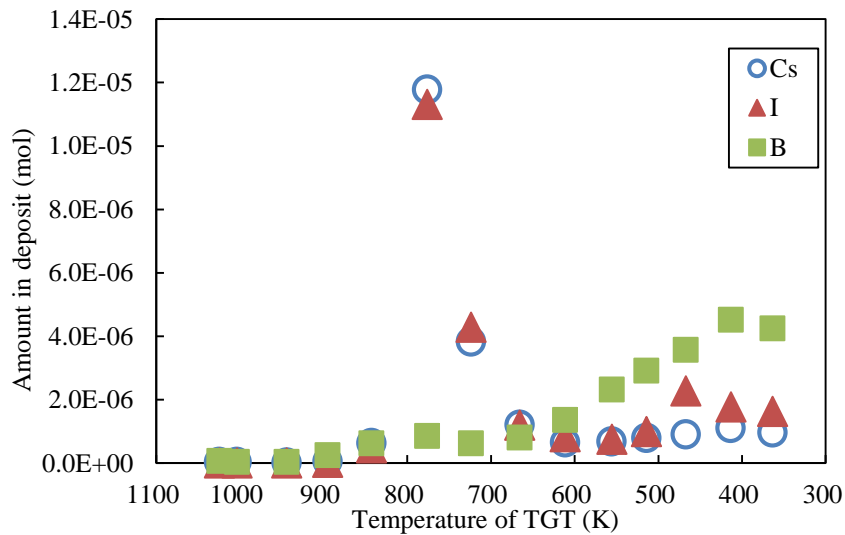
Fig. 2.3.2-8 Schematic view of heating apparatus reproducing FP transport in AGF



出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2

図 2.3.2-9 AGF における放射性物質移行挙動模擬試験装置外観写真

Fig. 2.3.2-9 Appearance of heating apparatus for FP release and transport in AGF



出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2

図 2.3.2-10 温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布

Fig. 2.3.2-10 Distribution of cesium, iodine and boron in the thermal gradient tube

### 2.3.3 放射性物質の再移行に与えるホウ素の影響

(1) コールド実験による固気化学反応データ取得（使用施設／装置：AGF）

#### a. 実験の概要

セシウムやヨウ素の壁面沈着物がホウ素によって再移行する影響を検討するため、JAEA の AGF における放射性物質移行挙動模擬実験装置により、非放射性のセシウム及びヨウ素を用いた再移行時の化学挙動に関するデータを取得した。

実験には、高純度のヨウ化セシウム粉末（高純度化学研究所製、99%）と酸化ホウ素粉末（高純度化学研究所製、99.995%）を用いた。表 2.3.3-1 及び図 2.3.3-1 にそれぞれ加熱条件及び実験フローを示す。ホウ素の影響を評価するため、比較としてヨウ化セシウムのみを蒸発・沈着させた場合（CsI 実験）とヨウ化セシウムを蒸発・沈着させた後に酸化ホウ素を蒸発させ沈着物と作用させる場合（CsI+B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験）の 2 回の加熱実験を行った。

#### b. 実験条件

実験の流れは、先ず約 80 mg のヨウ化セシウムをタングステン製のつぼに入れ加熱炉に装荷し、加熱炉の温度 2173 K（昇温速度 3 K/s、保持時間 60 分）、温度勾配管の温度を 1023 K（上流）～400 K（下流）で Ar+4% H<sub>2</sub> ガスフロー（1 L/min）雰囲気下で全量を蒸発させ、温度勾配管に充填されている SUS 製のサンプリング管、焼結金属フィルタ等に沈着させた。その後、再加熱を実施した。再加熱時の条件は、CsI 実験ではタングステン製のつぼに試料を入れず、CsI+B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験では 160 mg の酸化ホウ素をタングステン製のつぼに入れ、到達温度 2108 K（昇温速度 3 K/s、保持時間 60 分）、温度勾配管の温度を 1023 K（上流）～423 K（下流）とし、最初の加熱雰囲気と同様に Ar+4% H<sub>2</sub> フロー（1 L/min）雰囲気とした。

サンプリング管、焼結金属フィルタ、下流側の配管内、メンブレンフィルタに沈着した試料やガス捕集液も ICP-MS 分析を行った。ICP-MS 分析（パーキンエルマージャパン社製 ELAN DRC-II）では、セシウム-133、ヨウ素-127、ホウ素-10 及びホウ素-11 を対象とした。前項で示した方法と同様に SUS 製サンプリング管等に沈着したセシウム、ヨウ素及びホウ素化合物を溶解させるため、サンプリング管等をテフロン製ビーカーに入れ、0.04 mol/L 水酸化ナトリウム溶液を 20 ml 添加後、18 時間室温で静置した。沈着物の溶解後、50 ml メスフラスコに回収し、イオン交換水を添加しメスアップを行って分析サンプルとした。

#### c. 実験結果

ICP-MS 分析により取得した CsI 実験及び CsI+B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験におけるサンプリング管の沈着物中のセシウム及びヨウ素の元素量をそれぞれ図 2.3.3-2 及び図 2.3.3-3 に示す。図 2.3.3-3 に示す CsI+ B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験では、ホウ素の元素量は低温側ほど増加する傾向を示した。セシウム及びヨウ素に関しては、図 2.3.3-2 の CsI 実験ではほぼ同等な分布であったセシウムとヨ

ウ素が、図 2.3.3-3 の CsI+ B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験では 770 K 付近でセシウムの元素量に比べヨウ素の元素量が有意に減少した。装置流路内の付着物中の元素量の分析結果より算出したヨウ化セシウムの装荷量に対する沈着物の割合を表 2.3.3-2 に示す。サンプリング管及びフィルタへの沈着物については、セシウムの元素量とヨウ素の元素量はほぼ同じ割合であった。図 2.3.3-3 で示されたサンプリング管において減少したヨウ素に関しては、ガス捕集瓶等では検出されなかった。

ヨウ化セシウム沈着物と酸化ホウ素蒸気種が水素雰囲気において反応することにより、沈着物からもヨウ素の再蒸発が促進されることが分かった。気体状のヨウ素は生成していないことから、再蒸発したヨウ素はエアロゾルを形成したものと考えられる。

表 2.3.3-1 水素雰囲気における固気化学反応データ取得のための加熱実験条件

Table 2.3.3-1 Heating test conditions for gas-solid chemical reaction in a hydrogen atmosphere

項目		CsI 実験		CsI+B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 実験	
		1 回目	2 回目	1 回目	2 回目
試料	化合物	CsI	-	CsI	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	装荷重量 (mg)	80	-	80	160
試料加熱	加熱温度 (K)	2173	2108	2173	2108
	昇温速度 (K/s)	3	3	3	3
	保持時間 (min)	60	60	60	60
	ガス雰囲気	Ar + 4% H <sub>2</sub>	Ar + 4% H <sub>2</sub>	Ar + 4% H <sub>2</sub>	Ar + 4% H <sub>2</sub>
	ガス流量 (L/min)	1	1	1	1
	サンプリング管寸法	内径 4.2 mm × 30 mm : 14 本			
温度勾配管 加熱	最高温度 (K)	1023	1023	1023	1023
	最低温度 (K)	423	423	423	423
	温度分布	線形	線形	線形	線形

出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. <sup>2.3.2-2</sup>

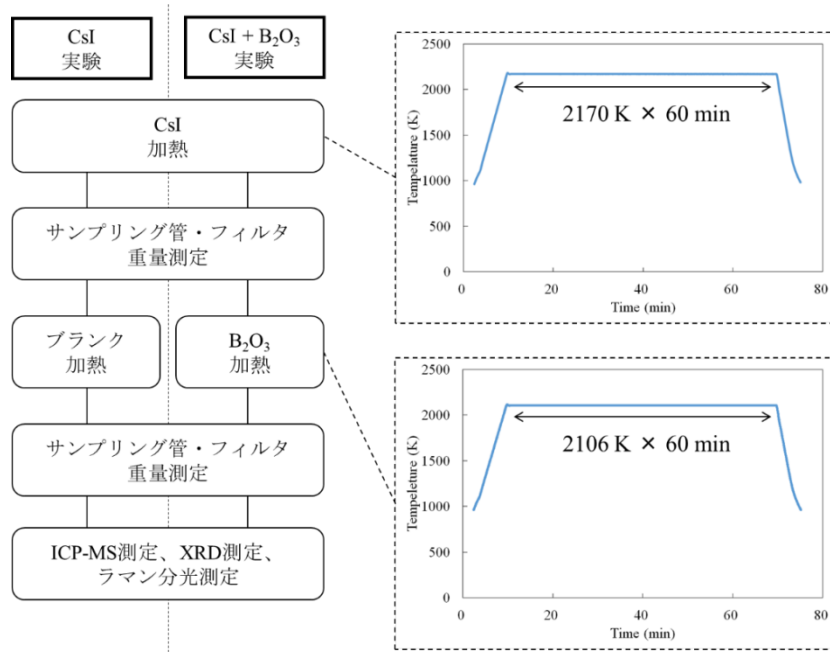
表 2.3.3-2 水素雰囲気における加熱実験後のセシウム及びヨウ素分布

Table 2.3.3-2 Distributions of cesium and iodine after the heating test in a hydrogen atmosphere

	捕集箇所*	CsI 実験	CsI+B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 実験
Cs	サンプリング管	0.48	0.47
	焼結金属フィルタ	0.57	0.53
	メンブレンフィルタ	0.00	0.01
	配管内	—	—
	ガス捕集瓶	0.00	0.00
I	サンプリング管	0.44	0.33
	焼結金属フィルタ	0.57	0.36
	メンブレンフィルタ	0.00	0.00
	配管内	—	—
	ガス捕集瓶	0.00	0.00

\*:「焼結金属フィルタ」より下流に設定された「配管内」「ガス捕集瓶」で捕集されたものを気体状物質と定義

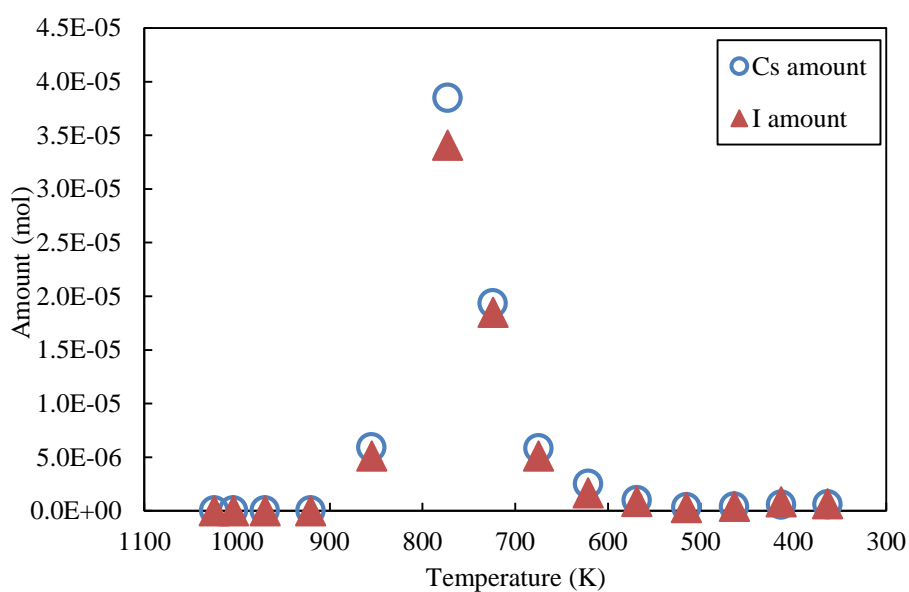
出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2



出典) 平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2018. 2.3.2-2

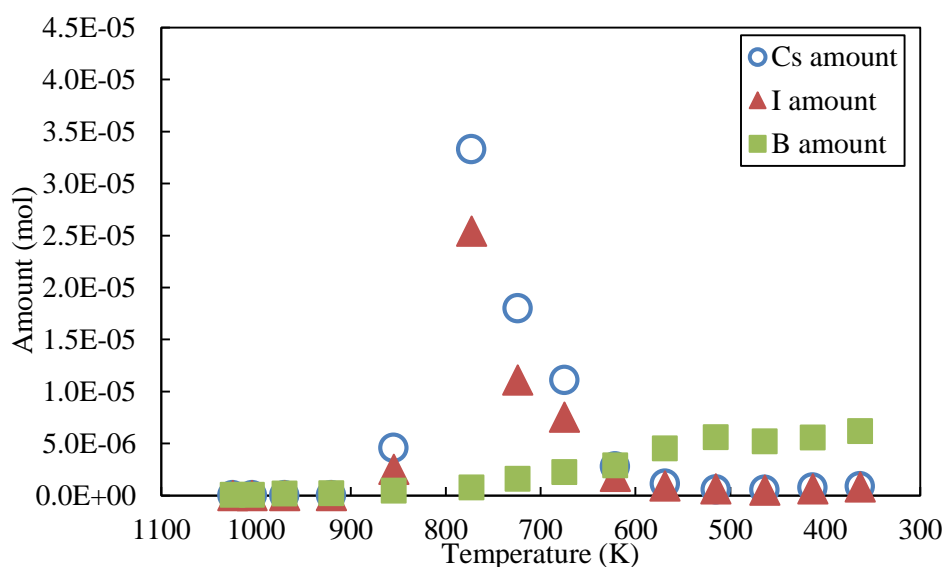
図 2.3.3-1 水素雰囲気における固気化学反応データ取得のための加熱実験フロー

Fig. 2.3.3-1 Test flows for gas-solid chemical reaction in a hydrogen atmosphere



出典) 平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2016. 2.3.2-3

図 2.3.3-2 CsI 実験における温度勾配管内のセシウム、ヨウ素分布  
 Fig. 2.3.3-2 Distribution of cesium and iodine in the thermal gradient tube



出典) 平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費 (シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化) 事業 成果報告書、2016. 2.3.2-3

図 2.3.3-3 CsI+B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 実験における温度勾配管内のセシウム、ヨウ素、ホウ素分布  
 Fig. 2.3.3-3 Distribution of cesium, iodine and boron in the thermal gradient tube

## 2.4 燃料デブリ形成過程個別現象実験

### 2.4.1 知見の調査及び実験範囲の検討

本研究では、軽水炉の重大事故において、原子炉圧力容器の下部ヘッドから放出される溶融デブリがキャビティプールに落下し、非均一な幾何形状、組成、及び発熱分布を有するデブリベッドの形成及び冷却過程の評価法を開発している。この評価においては、プール中での溶融デブリのエントレインメント、液滴の固化、デブリベッド形成、堆積したデブリベッド内の二相熱流動、デブリベッド内の流路閉塞による再溶融等、多くの物理プロセスが係っている。原子炉圧力容器内溶融デブリ保持 (In-Vessel Melt Retention=IVMR)、溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI=Fuel-Coolant Interaction)、溶融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI=Molten Corium – Concrete Interaction) に係る既往研究により、これらの現象に関する知見が得られているが、モデル開発のための現象解明及び実機プラント予測における不確かさは大きい。

我が国の軽水炉では、原子炉圧力容器底部が破損する前にキャビティに注水し、落下した溶融デブリを冷却し MCCI を抑制する対策が採用されている。図 2.4.1-1 に示すように、高温の溶融ジェットが浸入すると、プール水深が十分に深い場合には、水との相互作用によって全てが液滴化し、十分に固化した粒子デブリが床面に堆積するが、水深が浅い場合には、溶融デブリの一部は溶融デブリとして床面と衝突し、床面上を横方向に拡がる。また、表面近くのごく一部のみ固化した液滴同士が固化の過程で集積すると、透水性の低いデブリとなる。現実には、このような落下パターンが複数回繰り返されることとなり、デブリベッドの形態はさらに複雑となる。デブリベッドには圧力容器内外の構造物が混入していることも考えられ、サンプルやドレイン配管が床とつながっている場合、デブリの一部がこれらに流入する可能性がある。

実施中の別プロジェクト「軽水炉の重大事故時における不確かさの大きな物理化学現象に係る解析コードの開発に関する研究」では、このようなデブリベッド形成の詳細な個別現象の連鎖をイベントツリーの分解し、評価モデルとして組み込むべき現象を以下の 6 現象グループに分類している<sup>2.4.1-1</sup>。

なお、デブリベッド内の形態変化については、e. セルフレベリング、f. 粒子層への溶融相浸透/酸化物及び金属等の物質相互作用の 2 つに分けている。

- a. 原子炉圧力容器下部ヘッド破損
- b. 溶融ジェットのプール中での液滴化、液滴の固化・集積及び粒子デブリの堆積
- c. プール中での溶融デブリ拡がり
- d. キャビティ床面に堆積したデブリベッド内の二相流動による伝熱流動
- e. デブリベッド内の形態変化 (セルフレベリング)
- f. デブリベッド内の形態変化 (粒子層への溶融相浸透/酸化物、金属等の物質相互作用)

この内、項目 a については、上記事業の中で、既往の実験的研究、及び有限要素法、数値流体力学等を用いた解析手法の研究成果が蓄積されており、検討対象とする炉型に対する詳細設計情報が得られれば、現時点においても詳細な評価を行うことが可能と考え、検討対象から外した。その結果、項目 b から項目 f の 5 項目を検討対象とし、これらを高解像度のモデルにて解析するモジュール化コード **THERMOS** を開発している<sup>2.4.1-2</sup>。

これらの各グループは、更に多くの要素現象に細分化されるが、これらの現象は、IVMR における下部ヘッドデブリベッドの形成と冷却にも深く関わっている。さらに、FCI や MCCI においても、上記のほぼ全ての現象が、その前段階に関わっていることは言うまでもない。本プロジェクトで実施すべき個別効果実験の範囲を検討するため、こうした現象に関する既往の実験データについて調査し、**THERMOS** の各モジュールの妥当性確認の観点から利用可能なデータについて分析し、データ拡充すべき実験の範囲を分析した。表 2.4.1-1 に、この分析結果と、既に実施した又は計画中の **THEMROS** モジュールの妥当性確認状況をまとめている<sup>2.4.1-3</sup>。



表 2.4.1-1 デブリベッド形成及び冷却に関する重要現象及び THERMOS モジュールの妥当性確認計画

Table 2.4.1-1 Important phenomena relevant to formation and cooling of debris beds, test data and validation plan of THERMOS

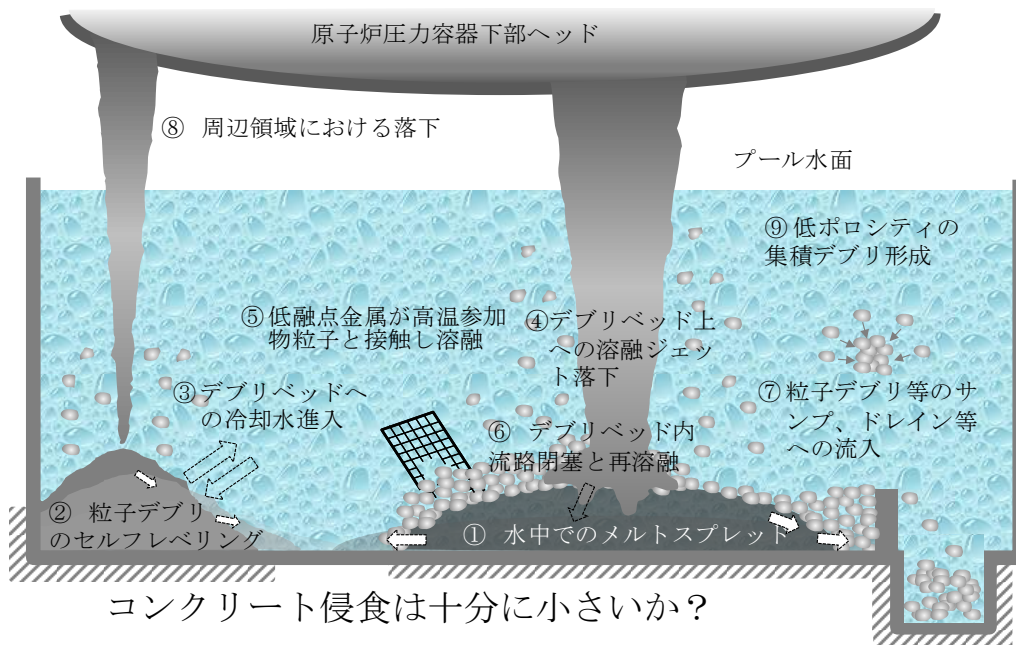
確認すべき重要現象	既存データベース *1	
	参照可能な実験	妥当性確認状況*3
<b>I: 溶融ジェットのパール中での液滴化、液滴の固化・集積及び粒子デブリの堆積: THERMOS モジュール = JBREAK</b>		
注目すべきデータ項目	FARO	P
	JAEA	-
	COTELS	-
a. 溶融ジェットブレークアップ (ブレークアップ長さ等)		✓
b. 液滴落下飛跡		
c. 特定高さにおける粒子堆積形状		
d. 溶融ジェット落下中パール温度変化		
e. 液滴化した粒子デブリの粒径分布		✓
f. 十分に固化しない粒子デブリの集積化割合		
<b>II: パール中での溶融デブリ拡がり : THERMOS モジュール = MSPREAD</b>		
注目すべきデータ項目	KATS-12	C
	ECOKATS-1	C
	VULCANO-VE-U7	C
a. 溶融デブリ・床面の温度分布変化		✓ (dry floor)
b. 非等方拡がり		✓ (dry floor)
c. 床面上への溶融ジェット衝突		✓ (dry floor)
d. 上面クラスト成長		✓ (dry floor)
e. 上面熱伝達		
f. 底面熱伝達(クラスト / 溶融デブリ-床面)		✓ (dry floor)
g. 底面熱抵抗 (起伏 / 冷却水進入等)		
h. 床面材質 (コンクリート / セラミック, etc.)		✓ (dry floor)
i. 上面クラスト起伏、メルトエラプション (注水の場合)		
<b>III: キャビティ床面の堆積したデブリベッド内の二相流動を介した伝熱流動: THERMOS モジュール = DPCOOL</b>		
注目すべきデータ項目	DEBRIS Top /bottom flood	C
	DEBRIS downcomer	C
	Chu's air injection tests	C
	COOLOCE13	C
a. 粒子-冷却水間摩擦		✓
b. 水-蒸気界面摩擦		✓
c. 粒子-冷却水間熱伝達		✓
d. 対向流現象によるドライアウト		✓
e. ダウンカマ又はチムニ効果		✓
f. 固体-固体接触及び冷却水対流の混合熱伝達		
<b>IV: デブリベッド内の形態変化 (セルフレパリング) : THERMOS モジュール = DPCOOL</b>		
注目すべきデータ項目	ANL	-
	PDS	C
	JAEA	P
a. 蒸気及び非凝縮気体による粒子攪拌		✓

b. 重力-浮力		✓
c. 粒子ベッド傾斜角及び安息角		✓
d. 粒子表面形状		✓
V: デブリベッド内の形態変化（粒子層への熔融相浸透/酸化物、金属等の物質相互作用）： THERMOS モジュール = REMELT		
注目すべきデータ項目	MP-2	P
	PHEBUS-FPT4	P
	MASCA	-
a. 接触角（ぬれ性）		
b. 粒子形状		
c. 粒子層ポロシティ（空隙の飽和度）		
d. 粒子層温度分布		
e. 物質相互作用（共晶、相変化）		✓

\*1: ✓ = THERMOS モジュール妥当性確認のため、十分なデータを確認

\*2: ✓ = 本プロジェクトで実験を実施あるいは計画中

\*3: C=終了、 P=計画中



出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019年 春の年会（発表資料） 2.4.1-3

図 2.4.1-1 注水されたキャビティ内に落下した熔融デブリ冷却に関連する諸現象  
Fig. 2.4.1-1 Relevant phenomena of molten debris cooling released into the pre-injected cavity

**(1) 熔融ジェットのプール中での液滴化、液滴の固化・集積及び粒子デブリの堆積挙動**

重力落下する熔融ジェットとプール水（又は蒸気）の相互作用による液滴発生メカニズムとしては、ジェット側面の Kelvin-Helmholtz 型不安定、ジェット先端部（Vortex ball）の Rayleigh-Taylor 型不安定、ジェット先端部の水平端部からのストリッピング、ジェット先

端部が水面に衝突することによる分裂(breakup)等が考えられる<sup>2.4.1-4</sup>。液滴は、二相流中の複雑な乱流の影響を受けながら落下し、床面又はデブリベッド上に到着する直後において十分に固化していない粒子同士が集積し、オープンポロシティが低いために冷却されにくい集積デブリ (Agglomerated debris) を形成することになる<sup>2.4.1-5</sup>。大きなジェット径に対してプール水深が比較的浅い場合、固化率の低い液滴やジェット本体が床面やデブリベッド上に到達し、これらが近傍の固化液滴も巻き込むことにより集積デブリの生成が大きくなる場合がある。

集積デブリに関する実験データは少なく、KTH が DEFOR-A(Debris Formation and agglomeration-A)装置を用いて系統的データを取得した事例が唯一のものであった。Kudinov 等は、DEFOR-A 装置を用いた実験により、模擬物質として  $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$  を用い、ジェット径 10 mm - 25 mm、プール深さ 1.42 m - 1.52 m の範囲において A1 から A9 までの 9 ケースを実施し、プール内に 0.3 m ピッチで設けた 1/4 セクションのキャッチャにより粒子デブリ及び集積デブリを捕捉し、集積デブリの質量割合をプール水深の関数として整理している。彼らは、水深 0.5 m - 0.6 m では 25% - 90% と高い割合で集積デブリが生成され、多くのケースにおいて水深の増加とともに液滴固化が進み割合が急激に減少することを観察した。一方で、溶融物過熱度が高い場合には、こうした傾向とは整合しない結果(A7 及び A9)も報告されている<sup>2.4.1-5</sup>。

本研究においては、DEFOR-A における実験装置を改造し、集積デブリ生成過程を理解し、そのモデルのためのデータベースを拡充することとする。

## (2) プール中での溶融デブリ拡がり挙動

ウェット床面上のメルトスプレッド実験は、FARO<sup>2.4.1-6</sup>, KATS<sup>2.4.1-7</sup> 及び、S3E<sup>2.4.1-8</sup> 等が実施されているが、ドライ床面上と比較するとパラメータを系統的に変化させたデータの数が少なく、かつ数十センチ程度以上の十分な水深条件での実験はさらに小数となる。これは、比較的浅い水深のプールに高温の溶融物を落下させると、所謂、成層化タイプの溶融物-冷却材相互作用が発生する頻度が高いためであると考えられる。本研究に先立って調査した範囲では KTH の PULiMS (Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading) が系統的に得られたデータとしては唯一のものである。

PULiMS で行われた 4 回の実験(PULiMS-E1, E3 - E5)では、 $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$  と  $\text{ZrO}_2\text{-WO}_3$  の共晶・非共晶組成混合物を用い、落下高さ 400 mm、ジェット径 20 mm、過熱度 70 - 300 K、水深 200 mm 及びサブクール度 21 - 28 K の条件で、高温溶融物をステンレス鋼 (以下、SS) 製床面上に落下させ、その後の 2 次元拡がり挙動を放射状に配置した熱電対及び高速度カメラにより観察した。本実験では、4 回中の 2 回という高い確率で溶融物-冷却材相互作用 (以下、MCI=Melt-coolant-interaction と呼ぶ。) が発生した<sup>2.4.1-9</sup>。このような限られたデー

データベースに基づき、Konovalenko と Kudinov は、Dinh 等によるモデルを拡張した終端メルト厚みに関する予測法を提案している<sup>2.4.1-10</sup>。

以上の先行する調査結果により、本研究においては、PULiMS 装置を改造し、熔融物-冷却材相互作用の発生を回避する条件を探索しつつ、プール中でのメルトスプレッド挙動に関するデータベースを拡充することを目標とした。

### (3) キャビティ床面に堆積したデブリベッド内の二相流動による伝熱流動

プール中の発熱粒子層中の二相熱流動に関する研究は、TMI-2 事故におけるデブリベッド冷却メカニズムの研究を契機として多くの機関において行われた。Tutu 等は、冠水した粒径 3.18 mm から 12.7 mm の非発熱粒子層に底部から空気を注入した実験により、粒子層の圧損の説明には気液界面摩擦を考慮する必要があるとした<sup>2.4.1-11</sup>。Chu 等は、9.9 m 粒径の粒子層を用いた水-空気実験を実施し、圧損、ボイド割合、気相見かけ流速に関する広範囲のデータを得た<sup>2.4.1-12</sup>。これらの等温条件での非発熱系実験に基づき、界面摩擦の寄与を相対的透水係数により表現するモデルが提案された。

既往実験調査より、系統的に見て十分な数の実験データを得られることを確認したため、本研究では、これらの一部のデータを多次元の発熱多孔質体内の二相伝熱流動解析コード DPCOOL の妥当性確認のために利用することとした。一方、デブリベッドは、粒子状デブリ、塊状デブリ(lumped debris)、集積デブリ、及び内部の冷却材流れを有する熱構造材(heat structure)から構成されると考えており、これらの間の熱伝達係数に関する構成方程式を確立するための実験が必要となると判断した。

### (4) デブリベッド内の形態変化 (セルフレベリング)

粒子デブリは塊状デブリの上部を覆い、その厚さ分布及びポロシティはデブリベッドの除熱性に大きな影響を及ぼす可能性がある。セルフレベリングは、1970 年代に Hasson 等<sup>2.4.1-13</sup> 及び Gabor 等<sup>2.4.1-14</sup> による先駆的な実験により説明された。Gabor 等の実験では、粒径 1 mm 以下の銅粒子、SS 粒子、 $UO_2$  粒子 : SS = 1 : 1 で混合物から成るデブリベッドを誘導コイルにより加熱した。本実験では、加熱量が小さい条件でもレベリングが進行し、特に不規則形状の  $UO_2$  粒子を含むデブリベッドにおいて流体摩擦が大きく、ほぼ平坦な状態にまでレベリングすることが観察された<sup>2.4.1-14</sup>。

最近の事例としては、高速炉分野における Cheng 及び Morita 等の研究を挙げることができる<sup>2.4.1-15,16</sup>。軽水炉分野では、Basso、Konovalenko 及び Kudinov の研究を挙げることができる。彼らが実施した PDS-C 実験では、直立矩形セクション(vertical rectangular test section)に球形 SS (粒径 = 1.5 mm、3.0 mm、6.0 mm) 及び円筒形 SS (等価直径 = 3.4 mm、4.3 mm) を単独、あるいは球形と円筒形を混合して粒子層を冠水させ、底部より空気を注入することにより沸騰を模擬した。球形度は 0.8 – 1.0 と報告されている<sup>2.4.1-17-19</sup>。

本研究では、多次元の解析コードへ組み込みが可能な空間・時間依存のモデル化に結び付けられている Basso 等の実験に主に注目しモデルを構築することとした。一方で、粒子層を特徴づけるパラメータ、特に実機の粒子デブリの不規則な表面形状の影響については、Basso 等の実験のみではデータベースとしては不十分であると考え、Cheng 及び Morita 等の研究結果についても併せて検討対象とする予定である。

#### (5) デブリベッド内の形態変化（粒子層への熔融相浸透/酸化物、金属等の物質相互作用）

ここでは、高温の酸化物粒子層内に、低融点の熔融金属が浸透し、共晶、融解等の物質相互作用、低温部でのクラスト形成による熔融プールの発生、流路閉塞による再熔融の発生等の現象に着目する。

熔融金属と他の流体（冷却水及びガス状物質）の密度比が大きいことを考慮すると、浸透流は熔融金属の運動量によって支配されていると考えられる。Reed による研究の一環として、相対透水係数と透過率が多孔質媒体の有効流体飽和の有理関数として表され、毛管圧が接触角、表面張力、ポロシティ、透水係数、及び Leverett による S 字曲線により表される有効飽和度の関数として表される運動量方程式が提案された。有効飽和の定式化では、毛管力が大きくなると多孔質体中で熔融金属が断裂するしきい値としての残留飽和が含まれる<sup>2.4.1-20</sup>。

既往の物質相互作用を含む総合効果及び個別効果実験は、最終的な妥当性確認実験と位置付けられるが、熔融金属の浸透流に関するモデル開発のためには、粒子層への熔融金属浸透流が、重力、流体粒子摩擦、毛管圧力及び温度勾配によって引き起こされる相変化が、物質相互作用の影響によって不明瞭にならない条件下で実施される実験が必要となる。そこで、本研究では、固体層のポロシティ、表面形状、温度分布、液体層の浸透時の水頭、液体層と固体層間の濡れ性を実験パラメータとする個別効果実験として、新たに REMCOD（Remelting of Multi -Component Debris and debris – structure interactions）という実験装置を設置しデータベースを拡充することとした。

#### 2.4.2 実験の実施

前項 2.4.1 の既往実験データに関する整理の結果、本研究においては、以下の 3 種類の実験によりデータベースの拡充を図るものとした。

- 熔融デブリの形成過程については、プール中を落下する熔融ジェットから発生する液滴の集積挙動、及び水中での熔融物拡がり挙動について系統的データを拡充することが必要と判断されたため、KTH に設置されている DEFOR-A 及び PULiMS 装置による実験を実施することとした。（DEFOR-A 実験、PULiMS 実験）
- 熔融金属の高温の酸化物粒子層への浸透挙動の粒子材料、温度分布等に対する効果

に関するモデルの妥当性を確認するには、共晶物生成や粒子材料の酸化等の物質相互作用の影響を受けない条件で、粒子特性、温度分布等のパラメータを系統的に変化させた実験によりデータベースを取得することが必要と判断されたため、KTHにおいて REMCOD と呼ばれる装置を新たに設置し、実験を実施した。(REMCOD 実験)

上記各装置の概念図を図 2.4.2-1(a)から(c)に示す。これらの実験結果については、実験報告書として公表されている<sup>2.4.2-1-6</sup>。以下には、得られた成果をまとめる。

### (1) DEFOR-A 実験

DEFOR-A 実験に用いる装置では、図 2.4.2-1 (a)に示すように、高さ 2 m 及び断面 0.5 m 四方の角柱形状の水槽に水を張り、側面は Plexiglas 製の透明な窓が設けられ、熔融ジェットの分裂挙動を直接観察することができるようになっている。この水槽の上部に誘電加熱による熔融槽を設置し、模擬物質として重量比にて 43:57 の  $\text{Bi}_2\text{O}_3:\text{WO}_3$  系酸化物混合物を投入する。相線図から得られる理論上の融点は 1143 K となる。この模擬物質をできるだけ均一に熔融し、水槽直上に設置されたファンネルに導かれ、その底部のノズルからジェット径にて水槽内に落下させる。

実験中の温度は、熔融槽、ファンネル、及び水槽内の複数高さに熱電対を設置することにより計測された。熔融ジェットの分裂挙動は、高速度ビデオによる画像により観測した。また、ステンレス製のキャッチャを、軸方向に約 300 mm ピッチにて 3 箇所設置し、これに床面を合わせた 4 箇所においてテストセクション断面の各 1/4 象限ずつをカバーするような配置にして水槽内を沈降する粒子デブリを捕捉した。各キャッチャの周辺部には金属製ネットが設置され、一度捕捉した液滴及び粒子状デブリが再度落下しない構造としている。

本研究では A23 から A27 の 5 ケースの実験を実施した。各キャッチャ位置で捕捉された粒子状デブリの粒子径はシービング（網目を用いた振り分け）法により計測し、キャッチャ上の全デブリ量から集積デブリの質量割合を求めた。キャッチャ上のデブリ堆積形状は、レーザースキャナによりデジタル化され、かつ画像化された。A27 実験に関するレーザースキャナ処理結果を図 2.4.2-2(b)に示す。これらに基づき、デブリベッドの体積とポロシティを評価している。また、全ての実験ケースについて、最上部キャッチャ-1 は計算により熔融ジェットのブレイクアップが終了しているとされる位置よりも下方に位置している。

図 2.4.2-2(a)に示すように、集積デブリの生成割合は、一般的に水面から遠ざかるにつれて急激に減少する。本研究以前に実施した熔融物の過熱度が高い A7 及び A9 では他のケースのような単調な減少は示さず、図 2.4.2-2(a)に示すように、A9 では第 2 及び第 3 キャ

ツチャにおいて集積デブリ割合がピークを示す。これらの実験については、キャッチャ-1の位置決めが十分に正確ではなく、ここで跳ね返り捕捉できなかった液滴と粒子状デブリが下方に沈降した可能性があるとして推測されている。

本研究において実施された A27 では、キャッチャの形状を変更し A9 と同じ条件において再現実験を行った。その結果、他のケースと同じように水深に対して単調減少の結果が得られたものの、全ての水深範囲において高い集積デブリ生成割合が見られ、過熱度が高いことによる影響が表れたものと考えられる。A25 は、過熱度が比較的 low、ジェット径が 34 mm と大きく、ここでも集積デブリ生成割合が水深に対して非単調に変化する結果が得られた。

図 2.4.2-2(b)には、A27 において、各キャッチャ位置におけるデブリベッド形状を、レーザーキャナにより画像処理した結果を示す。図 2.4.2-2(c)には、THERMOS のモジュールである 3 次元熔融ジェット落下解析コード JBREAK の妥当性確認のフローを图示している。まずキャッチャ位置で収集したデブリの粒子径分布に対して、シービング法により粒径分布を測定することになる。この結果は、一般的には、これまで液滴粒子サイズの説明において実績のある Rosin-Rammler 分布などでフィッティングすることによりモデルに反映する。液滴が水槽内を固化しながら沈降する現象は、乱流場を考慮したラグランジアン解析により求める。

集積デブリ生成割合の説明では、Kudinov 等が提案しているように、液滴がキャッチャ位置に着床した際の各粒子の固化割合を JBREAK のようなモデルにより求め、それがある値よりも低い場合、その一定割合が互いに集積すると仮定することが考えられる。JBREAK では、液滴の過熱度の効果を解析的に考慮することができるが、これまでに実施された実験の傾向を説明するには単純過ぎることが分かっている。そこで、水槽内の 3 次元気液二相流動が、液滴落下に及ぼす影響をラグランジュ法液滴沈降挙動により求めることも検討する予定である。これにより、各キャッチャ位置において、キャッチャ真下への回り込みなどを考慮したデブリベッド形状を予測することが可能であり、これをレーザーキャナ画像と直接比較することができる。

## (2) PULIMS 実験

PULIMS 実験は、図 2.4.2-1(b)に示す水深 0.2 m 程度の浅いプールを形成できる水槽において実施された。この装置の側面は透明なアクリル窓製に囲まれ、床面はステンレス平板である。水深は約 0.2 m に維持され、模擬物質として、DEFOR-A と同じ共晶組成の  $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$ （質量割合で 43:57）が用いられ、これを熔融炉において十分均質な温度を保ちながらできるだけ均一に熔融した。ファンネル下部の放出ノズルを水面近くに位置決めし、熔融炉から導かれた熔融デブリを水槽中に投入した。拡がり体系は、放出ノズルを中心とした 360°フル体系の他、薄い石英ガラスによって仕切られた 180°セクション体系及び 90°セ

クシオン体系の3種類を採用した。また、複雑な流動を経て拡がりに転じる様子を高速度VTRにより観察できるようにした。また、水槽を形成するフレームには4隅に支柱があり、この底部には投入された熔融物の重量履歴と、MCIが発生した場合の動的荷重を観測するための圧力センサーを設置した。

本研究では、E7からE18までの12ケースの実験を終了した。熔融物の拡がりは、ステンレス平板に放射状に埋め込まれた単一プローブタイプ又は3点プローブタイプの熱電対によってモニタリングされ、単一プローブでは熔融物の到達を、また軸方向の3点に熱電対を組み合わせた3点プローブタイプではその位置での熔融物の厚み変化を記録している。さらに、熔融物拡がり後のベッドの3次元形状は、レーザースキャナにより画像処理し、これに質量計測結果を合わせてデブリベッドの体積とポロシティを算出した。

熔融炉に投入した酸化物の組成は上述のように共晶組成に対応するものであったが、E16からE18において、熔融炉からサンプリングした材料のSEM/EDX (Energy Dispersive X-ray)による金相分析を実施した。また、MCIの発生を抑制するため、共晶組成に対する液相線に対する過熱度が大きくならない範囲(15 - 92 K)において実験を実施したが、この中でE15では150 Kと、他のケースよりも高い過熱度において実験が行われた。また、この熔融物と熔融炉壁面物質との反応が原因と考えられる大量の黒色物質の発生によって、実験の後半における拡がりの直接目視を困難にしたため、材料の変更等が途中で試みられ、最終的には可視性がかなり改善された。

過熱度が異なる3ケース(E15、E16及びE18)について、ビデオ画像に基づき分析した異なる方位角方向における熔融物先端位置の時間発展を図2.4.2-3(a)に示す。本図より、過熱度が最も低いE18では他のケースよりも拡がり距離が小さいが、これは水槽中に落下した直後から固化が進行するためと考えられる。各ケースについて、こうした異方性を考慮した拡がりデータが得られている。

E10について、拡がり後の最終状態の情報からの撮影画像及びレーザースキャナ画像処理結果を図2.4.2-3(b)に示す。拡がり中のビデオ画像の詳細観察からは、過熱度が高いケースでは、拡がり初期段階では熔融物上面では膜沸騰が維持されていることが分かった。しかし、後半になってからは上述の黒色物質が水槽の広範囲に及ぶために沸騰状態の観察が大変困難となった。事後観察の結果、冷却材沸騰の効果により、熔融物上面には顕著な凹凸や内部からの蒸気によるメルトエラプションが発生している可能性があり、これによって上面での熱伝達が促進されるメカニズムの重要性が示唆されている。

PULiMSでは、E7、E15及びE17という3ケースにおいてMCIが発生したことが記録されており、この発生状況を図2.4.2-4に示す。この内、E7では、過熱度が92.2 Kに設定され、相当量の熔融物が水槽中に到達し、相当程度、床面上を拡がった後に比較的大きなMCIが発生した。以上のような小規模なMCIの発生は、模擬熔融物質を用いた他の実験においても報告されている。また、E7を含む様々な形態のMCIの発生メカニズムについては、



後の研究課題として注目している。

PULiMS 実験に基づく MSPREAD の妥当性確認計画を図 2.4.2-3(c)にまとめる。方位角方向の特定位置における熔融物先端到達時間と熔融物厚み変化は熱電対及びビデオ画像解析により求める。また、拡がり終了後の形状はレーザースキャナ画像処理結果により詳細に定量化されており、これらと解析結果を直接比較することができる。また、床面内温度及びプール水温は、底面及び上面からの熱伝達に対する比較データとして活用することができる。

### (3) REMCOD 実験

本実験は、物質相互作用によって挙動が影響を受けにくい条件を設定し、低融点の熔融金属が高温の粒子層中を浸透する挙動に関する系統的データを得るために開始した。REMCOD-1、2 及び3における本格的な装置による実験に先立ち、実験手法や計測法等の実験技術を確立するため単純な体系における予備実験を実施した。

#### ① 予備実験及びREMCOD-1/2実験

予備実験、REMCOD-1、及び2の実験体系は図2.4.2-1(c)に示すようにほぼ共通の体系であり**エラー! 参照元が見つかりません。**には、これまでに実施したケースの着眼点、条件、結果及び粒子層の特徴（金属融点に対する過熱度、粒子径、濡れ性及び熱伝導率）をまとめる。これらの体系では、高さ× 横幅= 400 mm×75-80 mmの薄型のアルミ製のフレームに前面と後面に、距離約20 mmを維持して石英ガラス製の耐熱窓を設け、内部に様々なサイズ及び形状の粒子層を装荷し、上部にネットホルダー設けて固定した。さらにテストセクションをステンレス棒により 2 個から 4 個のコンパートメントに分割し、複数の浸透実験を同時に実施できるようになっている。これまでに、予備実験、EMCOD-1及びREMCOD-2において合計15ケースの実験を終了している。

各コンパートメントに装荷する粒子として今回選定した材料は、アルミナ、ステンレス鋼、ガラス、ジルコニア、そして銅であり、各々球、円筒、不規則等の形状を用意した。低融点金属としては、予備実験では純粋錫（融点505.2 K）を用い、REMCOD-1、及び2では錫-ビスマスの共晶組成（モル分率=61:39、融点412.2 K）を用いた。上方の水平棒に沿って移動するファンネルが設置され、これを各コンパートメントの真上に固定し、粒子層の上部から熔融状態の金属を注ぎ込む。この際、テストセクションに注入された熔融金属の量は、フレームの底部に設置された圧力センサーにより測定された。

予備実験(E01からE07)は室温で行われた。E08以降のREMCOD-1及び2体系による実験は加熱条件で行われ、前面及び後面に石英ガラスを覆う形で板状ヒータを設置した。局所温度の監視のため、ファンネル、及び粒子層の3か所（上部、中間、底部）に熱電対を設定し

た。粒子層中の熔融金属の浸透挙動は、一時的に前面ヒータを外し、その間にビデオ撮影を行うことにより観察した。

REMCOD-1 及び 2 における実験パラメータは、溶融物過熱度、粒子層材質、粒子形状、ポロシティ及び粒子層（初期）温度分布である。浸透挙動においては、毛細管圧力（表面張力と接触角度）、粘性及び重力のバランスが極めて重要である。REMCOD-1 で用いられた  $\text{Al}_2\text{O}_3$  及びステンレス鋼では接触角  $> 90^\circ$  であり濡れ性が悪く、ガラスでは接触角が約  $90^\circ$  であり濡れ性がややよいことが分かっている。

これらのケースでは用いられた粒子サイズが比較的大きいことから、毛細管圧力が浸透挙動に与える影響はさほど大きいものではない。そこで、REMCOD-2(E12 以降)以降では、熱伝導率が高くと余裕金属との濡れ性の良い粒径 1 mm 程度の銅粒子を用いることにより毛細管圧力の影響により焦点を当てた。加えて、フレームの気密性及び剛性を高める他、可視性の向上、熱電対設置法改善、赤外線カメラによる温度計測等の装置改良が行われた。銅表面の濡れ性の程度は、表面粗さなどで大きく異なることが知られている。本実験は大気環境下で行われているが、Sb-Bi 合金と銅表面の濡れ性に関する個別実験では、酸化銅被膜の形成により接触角は  $90^\circ$  以上となり濡れ性が急激に低下することが分かっている。各ケースの注目点は**エラー! 参照元が見つかりません**。にまとめるとおりである。

E8 では、直径 6 mm、高さ 6 mm の円筒形アルミナ粒子から構成された粒子層を加熱し、異なる過熱度の熔融金属の浸透深さの時間依存挙動を観察している。図 2.4.2-5(a)及び(b)には、本ケースの実験前後の状況を示し、同図(c)には各コンパートメントの浸透深さの時間依存特性を示す。

## ② REMCOD-3実験

REMCOD-3 の装置外観を図 2.4.2-6 に示す。本装置では、REMCOD-1/2 の経験を活かし、目視観察時の放熱を抑制し、壁面摩擦による影響を極力抑制するために石英ガラス製の円筒形のテストセクションをヒータにより囲む体系とした。テストセクションは、内径が 120 mm、高さが約 300 mm であり、3 ゾーンのヒータ分割により、軸方向温度分布の設定精度を高くしている。最高温度は  $1200^\circ\text{C}$  に到達し、継続運転温度はそれにほぼ匹敵する  $1100^\circ\text{C}$  となっている。

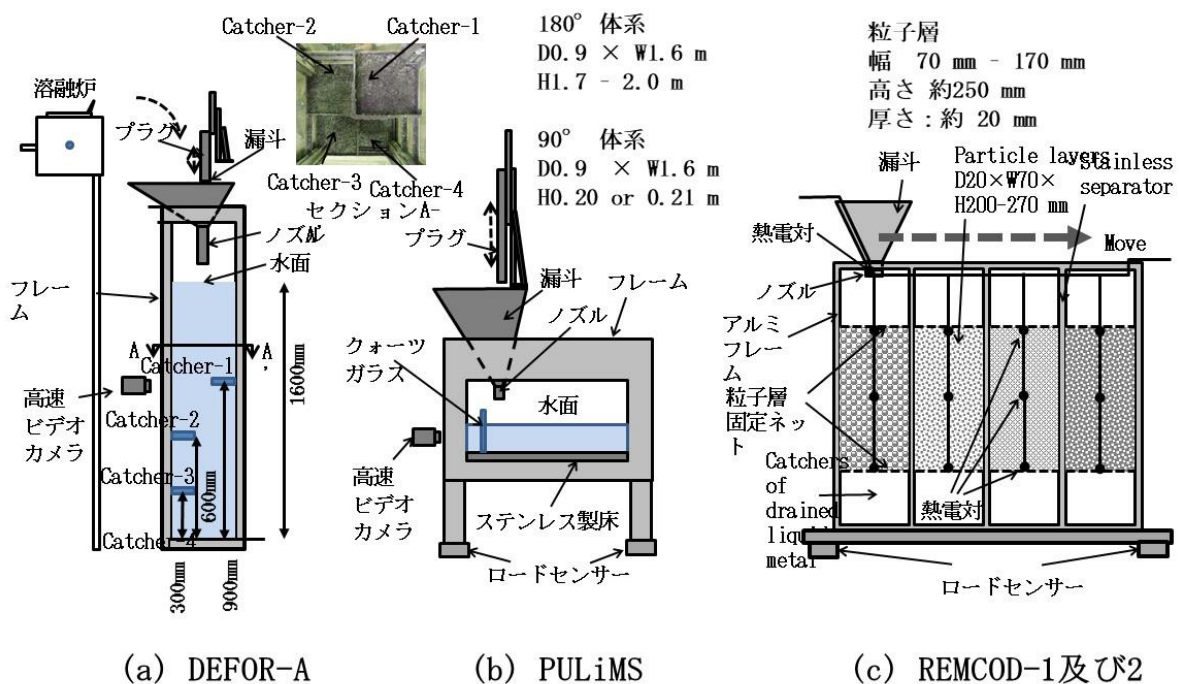
粒子層温度及び熔融金属先端の浸透挙動は、REMOD-1/2 と同様に、粒子層を含む各所に設置された熱電対及びビデオ撮影により監視した。一方で、粒子層が厚くなったため、浸透深さの径方向分布が有意になると考えられるが、同時に内部を直接目視することはできないため、応答時間が極めて短い光学的温度センサーであるファイバ・ブラッグ・グレーティング(Fiber Bragg Gratings=FBG)を軸方向の 6 箇所を設置し、熱電対及び目視による計測を補完した。

図 2.4.2-7 には、同装置で実施した REMCOD-3 実験結果を示す。本ケースでは、直径 1.5 mm の球形銅粒子層の温度を 125 °C に維持し、ここに温度 242 °C (過熱度 103 °C) の錫-ビスマス共晶組成溶融物を注入した。この時の接触角は 34-47° であり、濡れ性はよく、毛細管圧力の影響も有意と考えられる。同図(a)では、粒子層頂部からの溶融金属浸透状況を、同図(b)では粒子層各部の熱電対温度を、そして同図(c)には熱電対、ビデオ観察、及び FBG による溶融金属先端の浸透距離の時間遷移を示す。これらの図より、毛細管圧力及び重力による浸透挙動支配の遷移を判断することができる。

同様の実験は、接触角が異なる複数のケースにおいて実施されており、これらのデータを整理して、粒子層への溶融金属の浸透流のメカニズムに関する系統的データを得た。

### ③ REMELT 妥当性確認計画

図 2.4.2-5(d)には、REMELT の妥当性確認の流れを示す。REMELT では、REMCOD が提供する毛細管圧力の影響が無視できないパラメータ範囲における底部までの貫通、保持、再溶融に関する過渡的データに基づき、多孔質体内の多成分・多相モデルの妥当性を確認する。

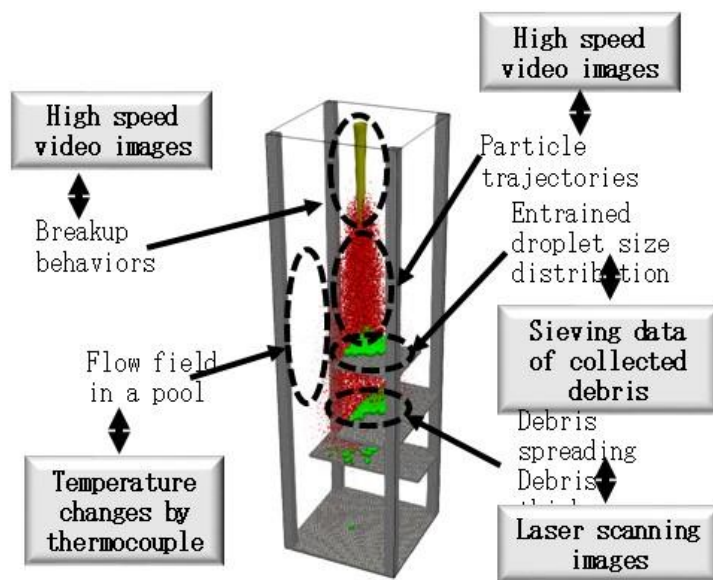
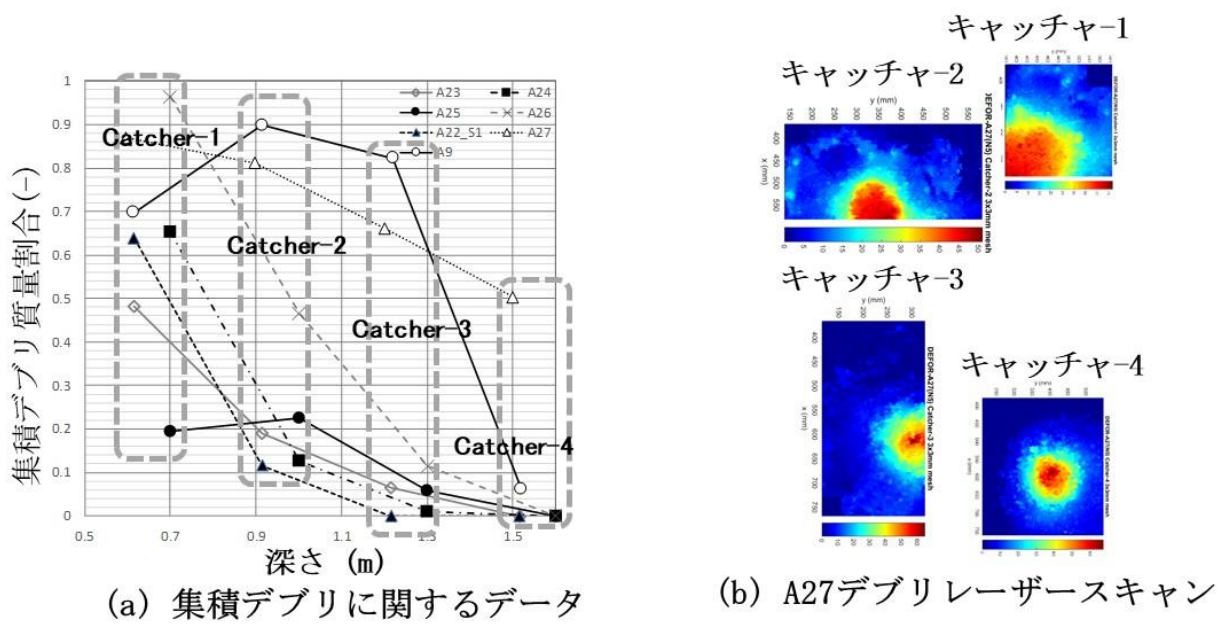


出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019 年 春の年会 (発表資

料) 2.4.1-3

図 2.4.2-1 スウェーデン王立工科大における実験装置の概略図

Fig. 2.4.2-1 Schematic view of three facilities in KTH test series

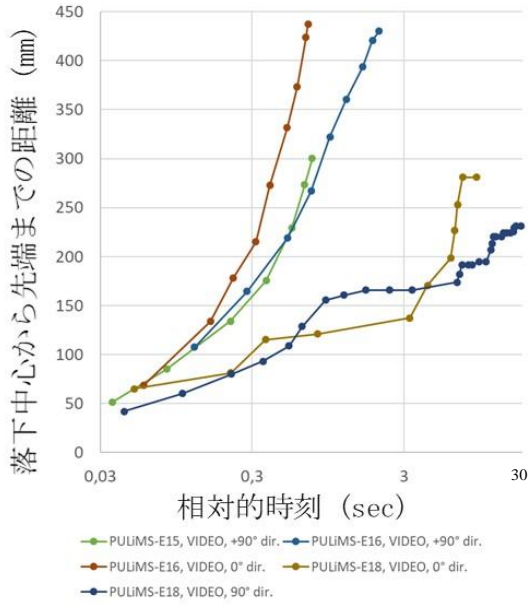


(c) JBREK妥当性確認計画

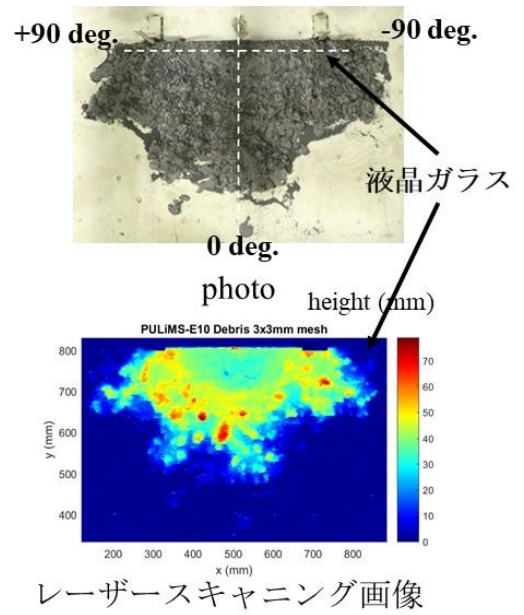
出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019年 春の年会 (発表資料) 2.4.1-3

図 2.4.2-2 DEFOR-A 実験実施状況及び JBREK コード妥当性確認計画

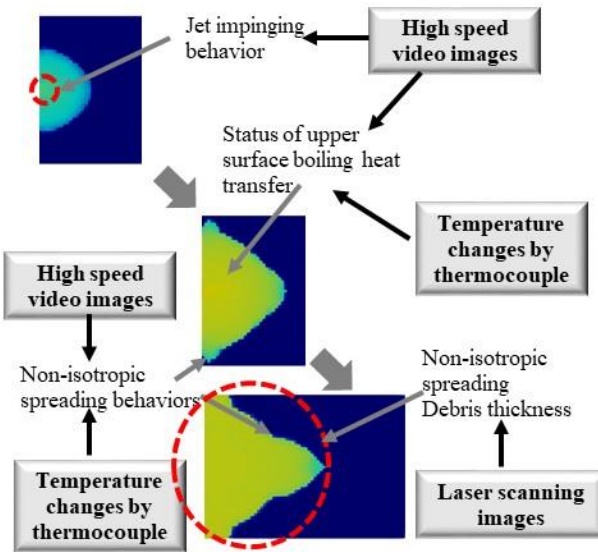
Fig. 2.4.2-2 A status of DEFOR-A test and validation plan of JBREK



(a) ビデオ画像に基づく  
溶融物広がり挙動データ



(b) E10の最終状態

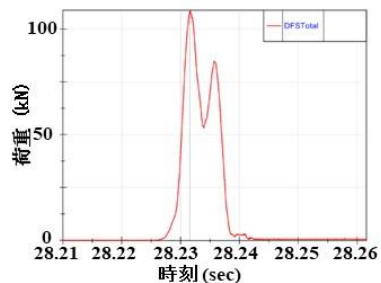


(c) MSPREADの妥当性確認計画

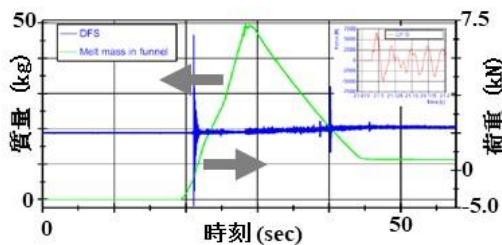
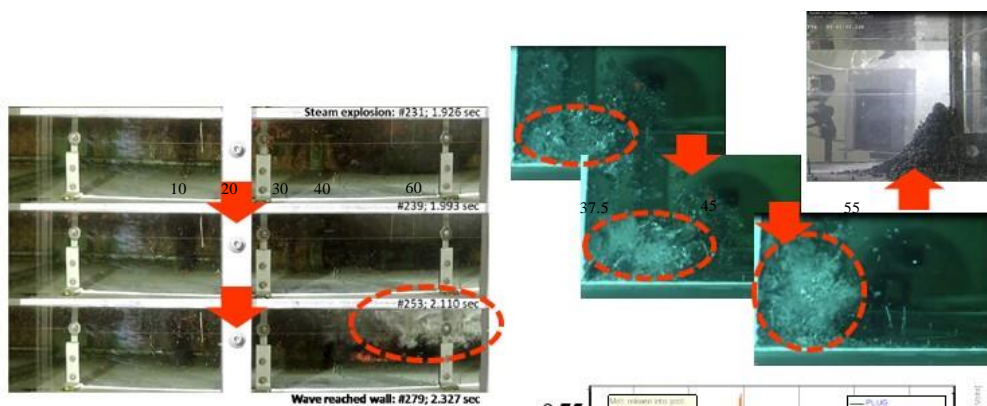
出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019年 春の年会 (発表資料) 2.4.1-3

図 2.4.2-3 PULiMS 実験実施状況及び MSPREAD コード妥当性確認計画

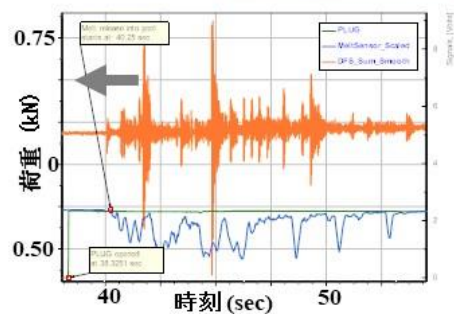
Fig. 2.4.2-3 A status of PULiMS test and validation plan of MSPREAD



(a) E7



(b) E15

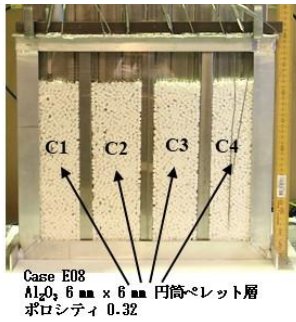


(b) E17

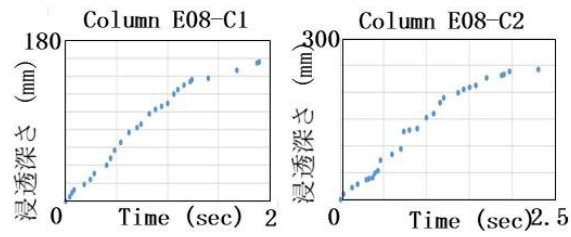
出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019年 春の年会 (発表資料) 2.4.1-3

図 2.4.2-4 溶融物-冷却材相互作用が観察された PULiMS 実験ケース

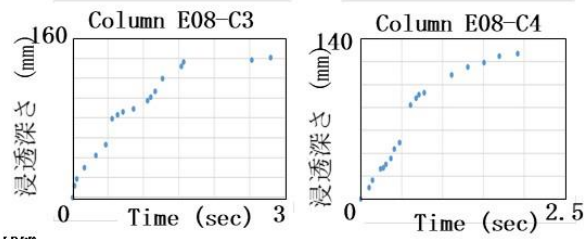
Fig. 2.4.2-4 Test cases of PULiMS where MIC has been observed



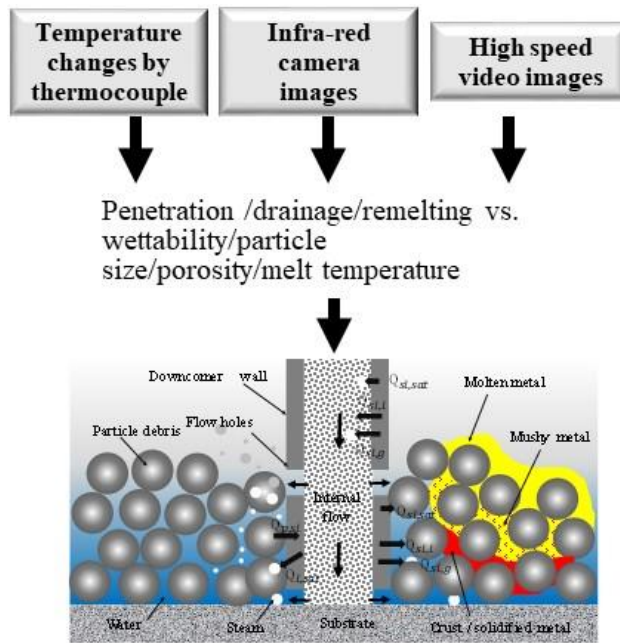
(a) E8の実験前



(b) E8の実験後



(c) E8の各カラムの貫通挙動



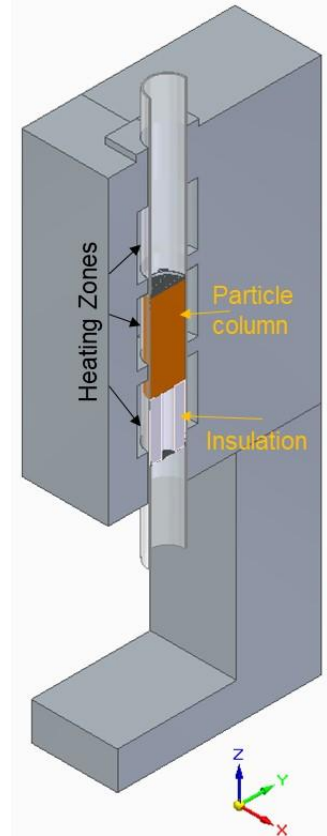
(d) REMELTの妥当性確認計画

出典) 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況、日本原子力学会 2019年 春の年会 (発表資料) 2.4.1-3

図 2.4.2-5 REMCOD-1/2 実験実施状況及び REMELT コード妥当性確認計画

Fig. 2.4.2-5 A status of REMCOD-1/2 test and validation plan of REMELT





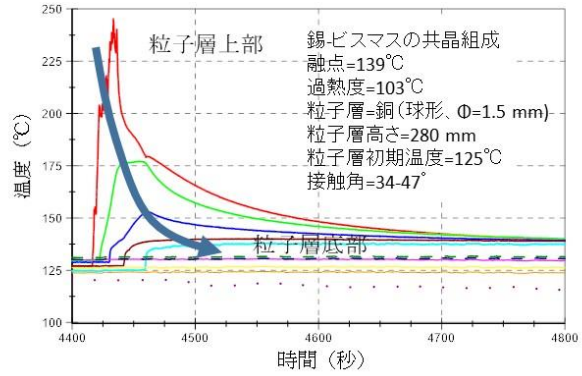
装置仕様	単位	値
出力	kW	3x3kw 13.6Ax3
入力電圧	V	AC 220V, 1 phase, 50Hz
最大温度	°C	1200
継続運転可能温度	°C	1100
加熱速度	°C/min	≤ 20
温度制御誤差	°C	± 1
過熱方法	-	抵抗線
温度計測用熱電対	KWH	B type Pt-Rh to Pt-Rh ≤ 80
テストセクション寸法	mm	Dia120x 約200mm (複数ゾーン)

出典) Division of Nuclear Power Safety. Phase-VI: Modification of the facilities and third test series of separate effect studies. Japan: Royal Institute of Technology. (to be published)  
2.4.2-6

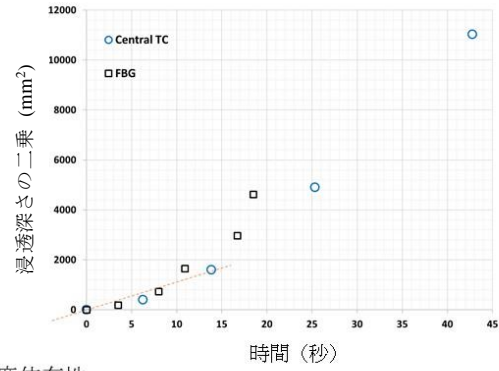
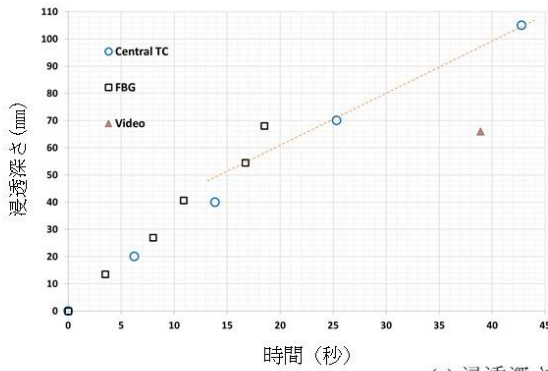
図 2.4.2-6 REMCOD-3 装置外観  
Fig. 2.4.2-6 Outlook of REMCOD-3 test facility



(a) 溶融金属浸透状況



(b) 実験条件及び粒子層温度



(c) 浸透深さ温度依存性

出典) Division of Nuclear Power Safety. Phase-VI: Modification of the facilities and third test series of separate effect studies. Japan: Royal Institute of Technology. (to be published)  
2.4.2-6

図 2.4.2-7 REMCOD-3 E16 実験結果  
Fig. 2.4.2-7 Outlook of REMCOD-3 test facility

### 2.4.3 粒子状デブリ冷却実験の検討

前述の 2.4.1 項の表 2.4.1-1 に示した「III：キャビティ床面の堆積したデブリベッド内の二相流動を介した伝熱流動」では「f. 固体－固体接触及び冷却水対流の混合熱伝達」に関するデータ拡充が必要であり、この実験に関する検討を行った。これは粒子状デブリが壁面等と点接触する場合のデブリから壁面への熱伝達に関するものであり、加えて、落下した配管等と粒子状デブリが接触した場合の対流による伝熱促進に関しても、実験データを拡充する。表に示したように、このような実験はこれまでにない。そのため、現象の分析を行い、必要な実験データを取得するための実験計画を策定し、実験条件、実験装置、試験部、及びデータ計測方法等を検討することが重要である。本プロジェクトでは、粒子状デブリ冷却を支配するパラメータ及び試験部の概略形状を検討し、測定すべき項目を抽出してまとめた。

図 2.4.3-1 に試験部の概略図を示す。図のように配管の外側に模擬粒子状デブリを配置し、粒子を加熱する。流体には、空気及び水を使用し、図に示したように 3 種類の雰囲気条件で実施する。また、表 2.4.3-1 に実験パラメータ、表 2.4.3-2 に計測項目を示す。

なお、粒子状デブリの加熱方法は、試験体である粒子状デブリの製作方法と併せて、実験パラメータ及び計測項目を満足する方法について、誘導加熱やヒータ加熱等を含めて検討する。自然対流に関しては、その流量の計測に関しても今後検討を行う。

表 2.4.3-1 粒子状デブリ冷却実験のパラメータ

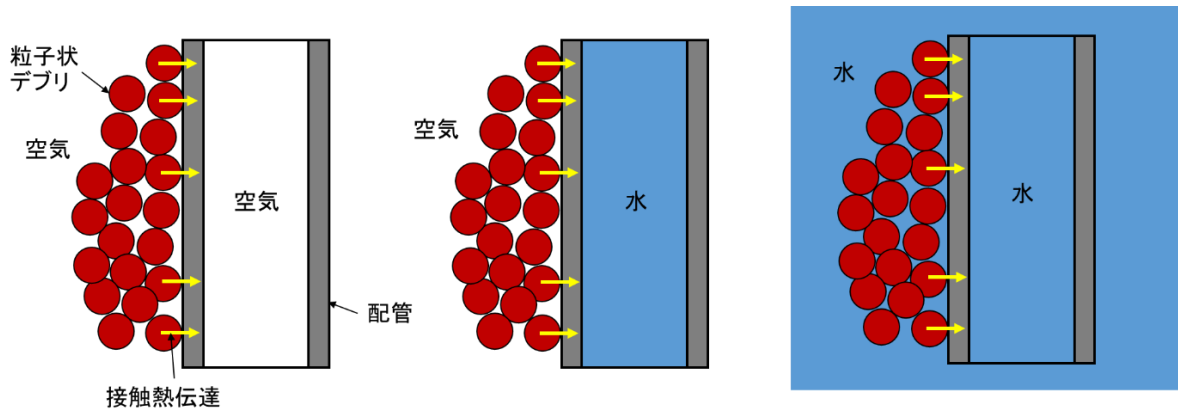
Table 2.4.3-1 Test parameters of particulate debris cooling experiment

No.	パラメータ	範囲
1	使用流体	①配管内外ともに空気、②配管内側水／配管外側空気、③配管内外ともに水
2	粒子直径	数ミリ程度
3	粒子状デブリ空隙率	粒子状デブリの製作方法とともに今後検討
4	粒子状デブリの加熱量	加熱方法とともに今後検討
5	配管材質	金属、テフロン等
6	粒子状デブリの配管への接触圧力	粒子状デブリ材質とともに今後検討

表 2.4.3-2 粒子状デブリ冷却実験の計測項目

Table 2.4.3-2 Measurement items of particulate debris cooling experiment

No.	計測項目	計測方法
1	粒子状デブリ温度分布	熱電対
2	粒子状デブリ周囲流体温度分布	熱電対
3	配管部温度分布	熱電対
4	配管内流体温度分布	熱電対
5	粒子状デブリから配管への接触熱伝達率	粒子状デブリ温度分布及び配管部温度分布等から算出
6	配管内外での自然対流の発生有無	流量計等



(a) 配管内外ともに空気 (b) 配管内側水／配管外側空気 (c) 配管内外ともに水

図 2.4.3-1 粒子状デブリ冷却実験の試験部概念図

Fig. 2.4.3-1 Test section concept of particulate debris cooling experiment

## 2.5 海水注入影響評価実験

### 2.5.1 知見の調査及び実験範囲の検討

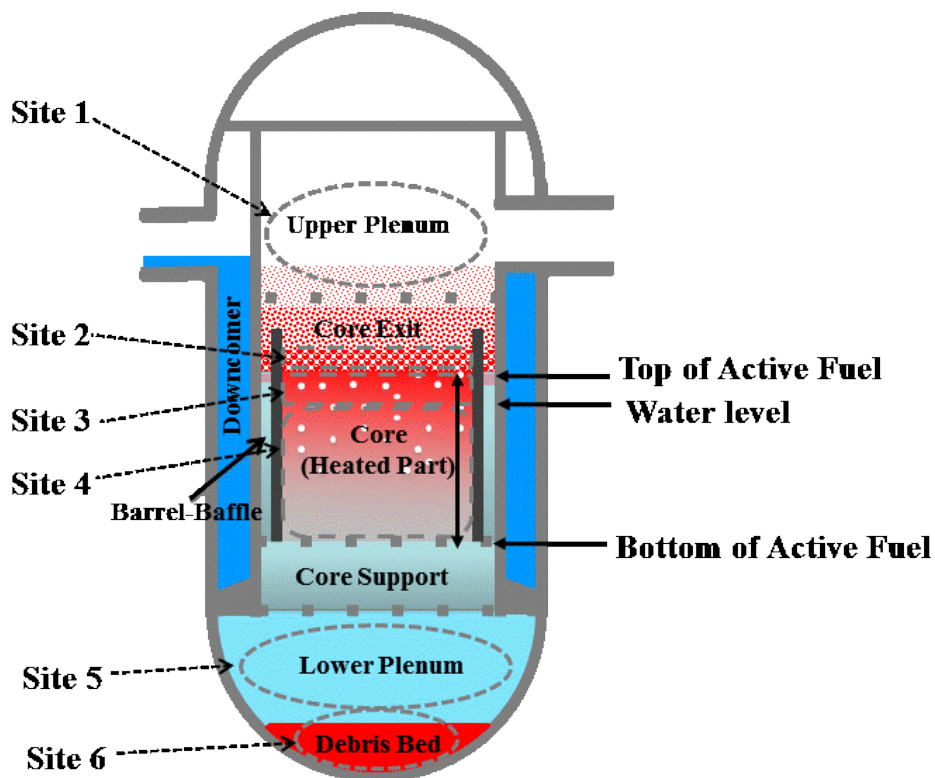
2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震及び津波によって引き起こされた東京電力福島第一発電所事故では、SBOや最終ヒートシンクの喪失が複数のプラントにおいて発生したことにより苛酷なプラント状態に至り、海水を代替水源として炉内へ直接注水する方策を1週間以上続けた<sup>2.5.1-1</sup>。新規制基準に基づき運転を認可されたプラントでは、BWR、PWRともに重大事故対策として海水を代替水源として位置づけており、実機のアクシデントマネジメントとして、BWR及びPWRの圧力容器、PWR蒸気発生器の二次系、使用済み燃料プール、及び下部プレナムに落下した熔融燃料等への注入が方策として採られている。

海水注入が長期化すると、大きな崩壊熱による冷却水の蒸発によって塩分濃度が徐々に上昇し、流れの停留領域等で局所的飽和濃度以上となり炉心、下部プレナム等、圧力容器の各所に塩析出物の堆積層が形成され、これらが局所的に集積し、流路狭隘部を閉塞して除熱性能を劣化させる可能性がある。特に、炉内及び使用済み燃料プールの燃料集合体は、崩壊熱を発生する約4mの発熱表面を有することに加えて、支持格子のような多数の複雑形状を有する構造物により狭い流路が形成されており、析出による閉塞の恐れが比較的高く、燃料の初期損傷挙動に影響を及ぼす可能性が考えられる。そのため、海水注入時の流量、流入の時間間隔等の運転方法により、析出による流路閉塞及びそれに伴う除熱性能劣化の程度を予測し、ドライアウト等の発生を十分に回避する手段を確立することが望ましい。

原子力プラントへの適用を目的とした類似の既往研究としては、PWRのLOCA時における、サンプスクリーン閉塞の観点からのホウ酸析出に関するWestinghouse社による研究<sup>2.5.1-2~5</sup>に着目する必要がある。彼らは、関連物質の熱的・輸送物性値計測<sup>2.5.1-2</sup>、単一ロッド試験<sup>2.5.1-3</sup>及び3x3バンドル試験<sup>2.5.1-4</sup>を実施し、これらの試験結果から現象を同定し、評価法の妥当性確認のためのランキングテーブルを作成した<sup>2.5.1-5</sup>。これらの既往研究に基づけば、海水注入における析出物堆積が発生する可能性のある場所を図2.5.1-1に示す6箇所と仮定することが適切である。

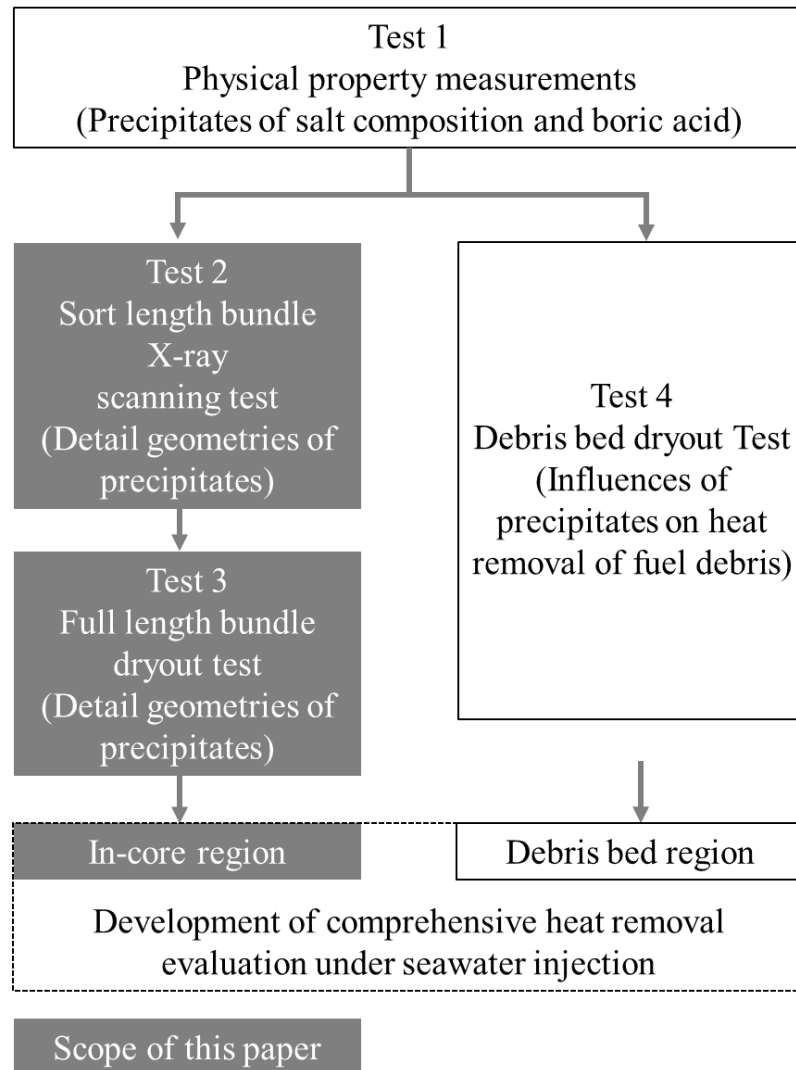
- Site-1: 二相水位上の非加熱構造（上部プレナム等の構造面）
- Site-2: 二相水位上の非加熱燃料部（燃料等非加熱部）
- Site-3: 二相水位上の加熱燃料部（燃料等加熱部）
- Site-4: 二相水位下の加熱燃料部（燃料等加熱部）
- Site-5: 二相水位下の非加熱構造（下部プレナム等の構造面）
- Site-6: 炉心、下部プレナム及びキャビティに存在するデブリベッド

本実験では、シビアアクシデントにおける初期炉心損傷とデブリベッド冷却性における影響評価を重視していることから、上記サイトの中で燃料加熱部（Site-3 及び 4）とデブリベッド（Site-6）を析出物堆積の対象サイトとすることとした。図 2.5.1-2 に本実験の流れ図を示す。実験は基礎物性値の計測(Test1)、短尺バンドル試験(Test2)、長尺バンドル試験(Test3)及びデブリベッドドライアウト試験(Test4)で構成し、炉心領域に関しては高速計算が可能な塩析出物堆積及び除熱性能モデル開発を行うことを目的とした。「2.5.2 燃料バンドル除熱性能実験」に Test2、Test3 及びモデル開発、「2.5.3 デブリベッド実験」に Test4 の成果について述べる。



出典) M. Akiba, A. Hotta, R. Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nucl. Eng. Des. 2018; 337: 378-393. <sup>2.5.1-6</sup>

図 2.5.1-1 原子炉圧力容器海水注水時に塩析出が発生する可能性のある部位  
Fig. 2.5.1-1 Potential sites of deposit layers of salt precipitates under seawater injection



出典) M. Akiba, A. Hotta, R. Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nucl. Eng. Des. 2018; 337: 378-393. <sup>2.5.1-6</sup>

図 2.5.1-2 重大事故時の海水注入影響実験の実施フロー

Fig. 2.5.1-2 Flow chart of study on slat precipitation deposit under severe accident

## 2.5.2 燃料バンドル除熱性能実験

燃料バンドル除熱性能実験は、加熱長さを短くした短尺燃料実験と実機燃料長さと同じくした長尺燃料実験の2種類を行った。短尺燃料実験では、燃料バンドル内の塩の析出分布の加熱時間による変化をX線CTスキャナで計測した。長尺燃料実験では、模擬燃料棒表面に設置した熱電対で析出による伝熱劣化の計測を行った。

なお、(1)短尺燃料実験、(2)長尺燃料実験は、一般財団法人電力中央研究所への委託事業で実施した。

### (1) 短尺燃料実験

#### ①実験装置及び実験条件

図 2.5.2-1 に実験装置の概略図を示す。水タンク、海水タンク、ダウンカマ部、試験部及び凝縮タンクで構成した。所定の濃度に調整した海水をダウンカマへ流入させる。ダウンカマ部と試験部は底部を配管で接続し、試験中はダウンカマ部の水位を一定に保つことで試験部水位が一定になる構成とした。試験部上部は凝縮器へと流出するラインを接続し、試験部内に設置した模擬燃料バンドルの試験体の加熱によって発生した蒸気を凝縮させる。

試験体は図 2.5.2-2 に示すように、実機燃料バンドルの一部を模擬した5×5バンドルとし、模擬燃料ヒータロッド径10 mm、ロッドピッチ13 mmで、発熱長530 mm、全長800 mmとした。軸方向、径方向ともに発熱分布は同様である。また、丸セルタイプのスペーサを発熱部中間に1体設置した。試験パラメータは表 2.5.2-1 に示すように、溶液を海水のみあるいは海水とホウ酸の混合溶液とし、熱流束、液位、加熱時間に伴う到達塩分濃度をパラメータとした。各条件で、目標塩分濃度に到達した時刻で加熱を終了し、試験部内の析出分布の計測をX線CTスキャナで行った<sup>2.5.2-1</sup>。

#### ②実験結果及び考察

図 2.5.2-3 に代表的な加熱時間に伴う析出の変化を示す。本ケースは海水、液位は発熱部上端(TAF)-200 mmの位置、熱流束9 kW/m<sup>2</sup>の条件で、塩分濃度40、50、60 wt%に到達すると計算される時刻まで加熱した結果を比較した。

なお、断面はTAF-10 mmの位置である。赤い部分が塩の析出箇所である。図より、模擬燃料ヒータロッドの表面に塩が析出しており、加熱時間の増加につれて析出層が成長し、析出量が多くなる結果が得られた。

図 2.5.2-4 に液位による軸方向析出分布の変化を比較した結果をまとめた。熱流束6 kW/m<sup>2</sup>、塩分濃度60 wt%到達時刻の条件について、液位がTAF、TAF-100 mm、TAF-200 mmについて比較した。図中、センタ、最外周コーナ、最外周サイド及び内周周囲位置のロッドについて、それぞれロッド1本に対する平均として軸方向の析出分布をプロットした。図より、析出量はほぼ、センタ、内周周囲、最外周サイド、最外周コーナの順に多い結果



となった。また、軸方向分布では、液面が発熱部上端のケースでは液面近傍で析出が増加し、液面が発熱上端より低いケースでは液面近傍及びその上方の発熱面で増加する結果となった。これらの結果の要因は、液位の変動領域では、発熱面が乾きと濡れを繰り返すことから、析出物が付着しやすいことによる。また、液面上の発熱面においては、飛散液滴や液塊の付着及び蒸発により析出が成長する。さらに、流れが集中するバンドル中央近傍における水位変動振幅が大きく、塩成分の供給が多いことにより析出が進む。

図 2.5.2-5 に海水とホウ酸の混合溶液についての軸方向析出分布の計測結果を示す。この図では、目標塩分濃度における析出分布を比較した。図より、混合溶液は塩分濃度が低い条件では海水のみに比較して析出量が少ないが、60 wt%を超えると急激に増加する傾向が見られた。

表 2.5.2-1 短尺燃料実験のパラメータ

Table 2.5.2-1 Basic Data for large-scale pool scrubbing facility

パラメータ	実験条件
試験溶液	濃縮海水 (2.5倍) ホウ酸海水混合溶液
熱流束	3,6,9kW/m <sup>2</sup>
水位	TAF, TAF-100 mm, TAF-200 mm
加熱時間	4700 ~ 35000 s
海水濃度	40, 50, 60, 70 wt%

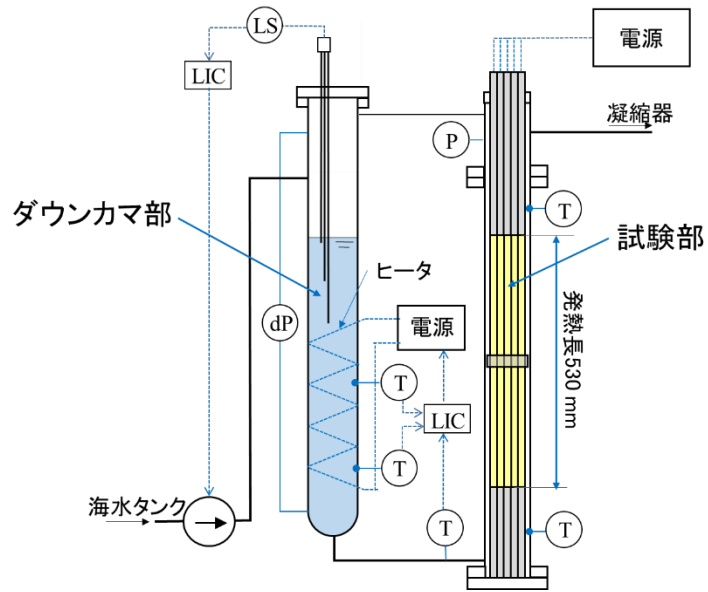


図 2.5.2-1 短尺燃料実験装置の概略図

Fig. 2.5.2-1 Schematic of short length test facility

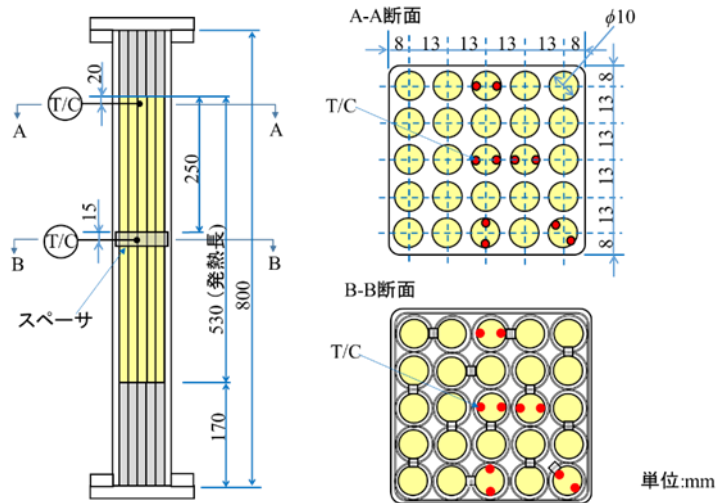
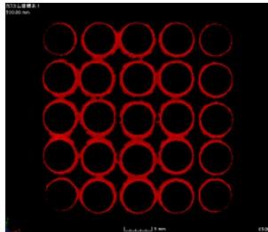


図 2.5.2-2 短尺燃料実験装置の試験部概略図

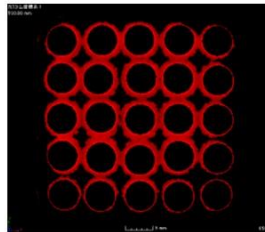
Fig. 2.5.2-2 Test section of short length test

塩分濃度40%  
(加熱時間1h18m)

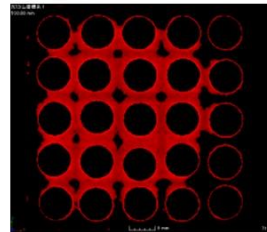


赤い箇所:析出部

塩分濃度50%  
(加熱時間2h04m)



塩分濃度60%  
(加熱時間3h12m)



試験条件

圧力:大気圧

溶液:模擬海水

液位:発熱部上端-200mm

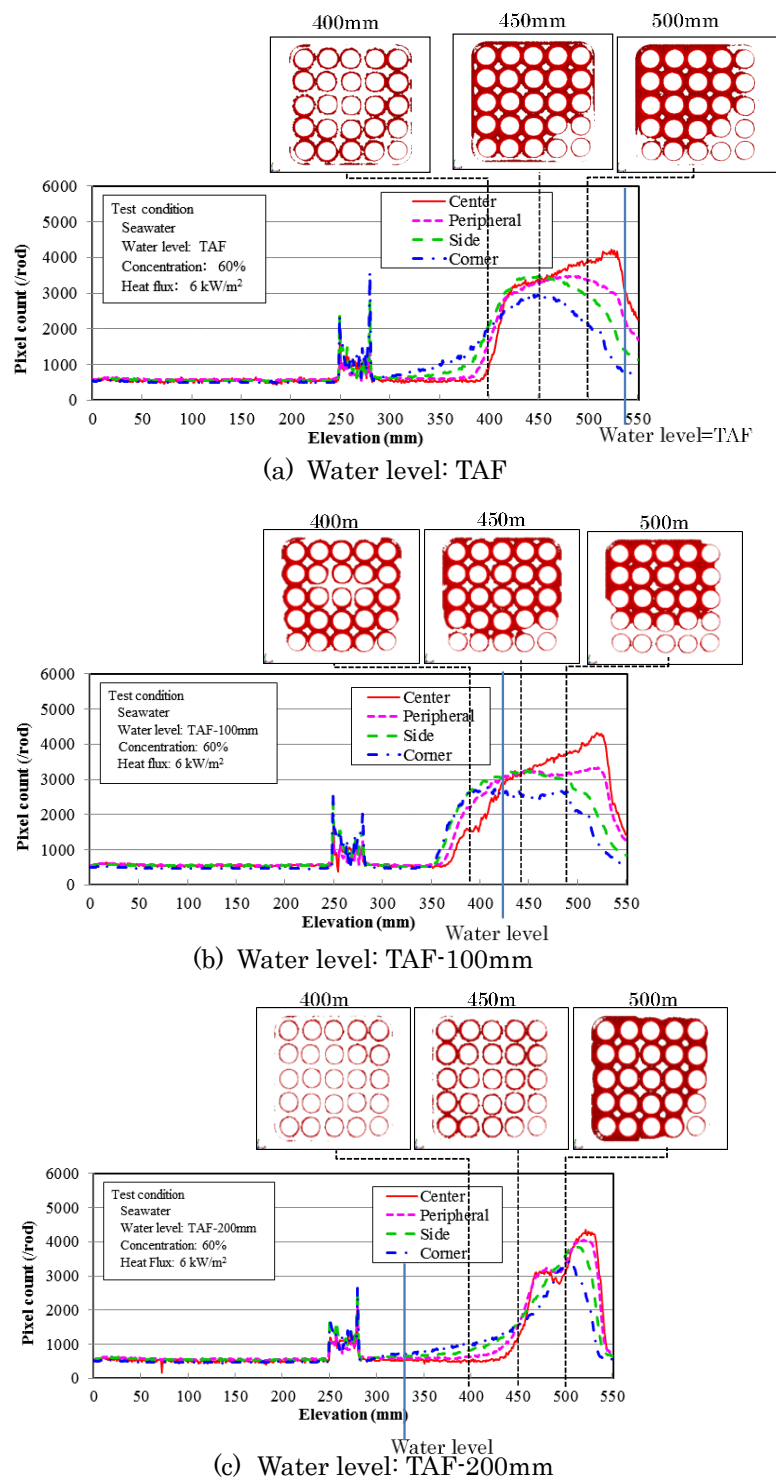
熱流束:9 kW/m<sup>2</sup>

画像軸方向位置:発熱部上端-10mm

出典) 秋葉美幸、堀田亮年、軽水炉のシビアアクシデント下の海水・ホウ酸注入時の影響に関する試験 (5)バンドル流路内における塩析出挙動の解析手法検討、原子力学会2016年春の年会(発表資料)、2016.<sup>2.5.2-2</sup>

図 2.5.2-3 短尺燃料実験の加熱時間による析出変化

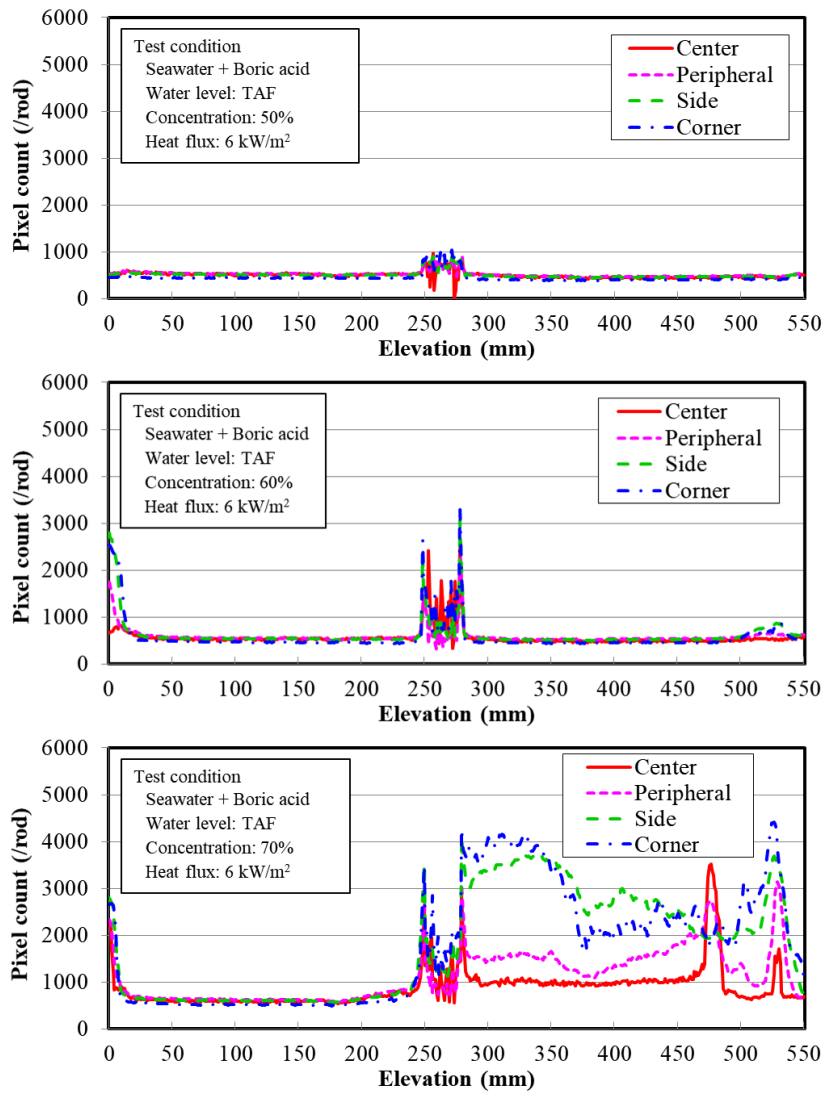
Fig. 2.5.2-3 Precipitation layer growth with heating time in short length test



出典) Miyuki Akiba, Akitoshi Hotta, Retsu Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nuclear Engineering and Design Vol. 337, 2018.  
 2.5.1-6

図 2.5.2-4 短尺燃料実験の水位による析出への影響

Fig. 2.5.2-4 Effect of water level on precipitation distribution in short length test  
 122



出典) Miyuki Akiba, Akitoshi Hotta, Retsu Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nuclear Engineering and Design Vol. 337, 2018.

2.5.1-6

図 2.5.2-5 海水ホウ酸混合溶液の析出の時間変化

Fig. 2.5.2-5 precipitation layer growth in boric acid mixed solution test

## (2) 長尺燃料実験

### ①実験装置及び実験条件

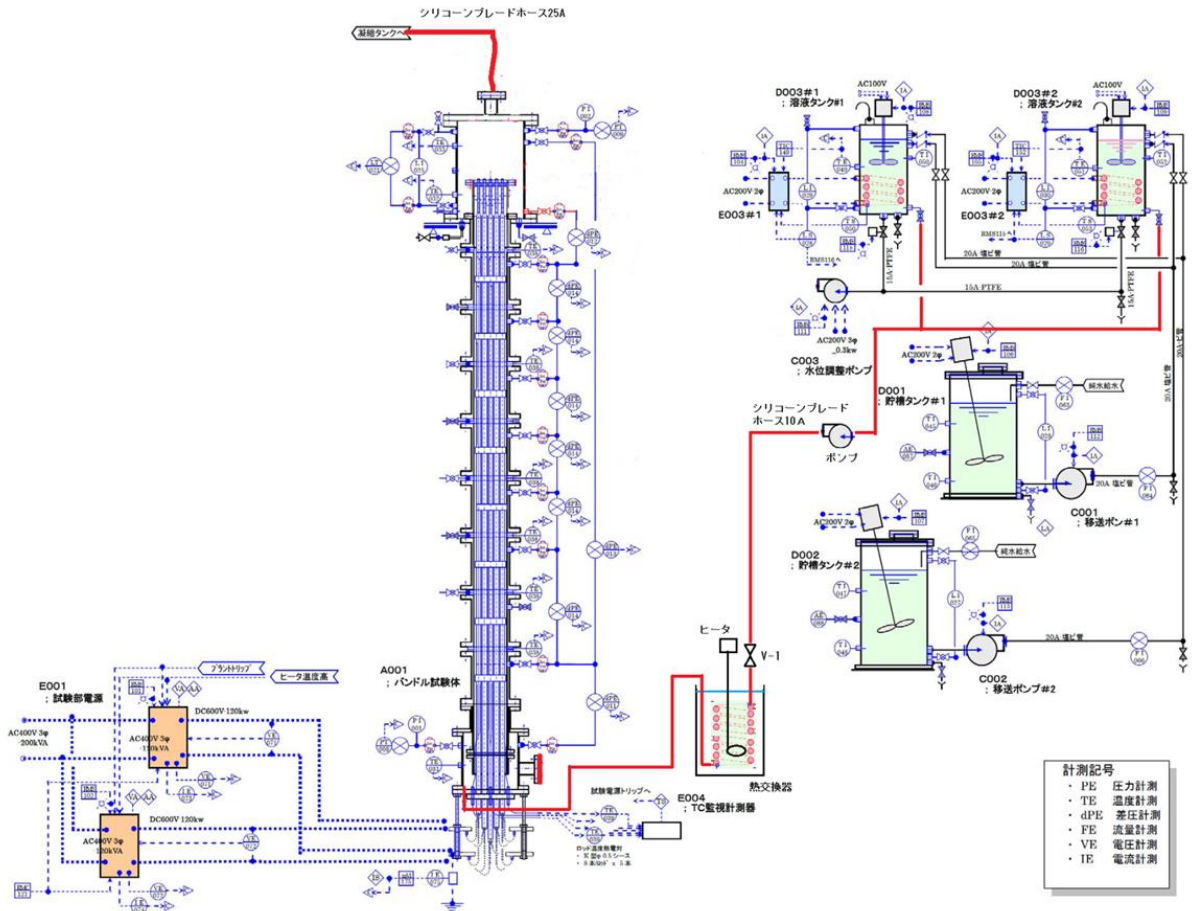
長尺燃料実験では、可視化容器試験部での内部の流動や析出状況の可視化と、模擬燃料ヒータロッド表面の熱電対による伝熱劣化の計測を行った。図 2.5.2-6 に装置の概略図を示す。溶液タンク、試験部及び凝縮タンクで構成した。海水の供給は、ポンプを用いて行い、試験部に設置した差圧計で水位を計測し、実験中水位が一定となるよう制御した。試験部は図 2.5.2-7 に示すように、チャンネルボックスを模擬した透明ポリカーボネートの容器とし、内部に試験体である模擬燃料バンドルを設置した。試験体は、模擬燃料ヒータロッドを 5×5 配列とし、実機と同様に軸方向 7 カ所に丸セルタイプのスペーサを設置した。加熱長は実機と同じ 3710 mm、ヒータロッド外径は 10 mm、軸方向及び径方向の発熱分布は均一とした。熱電対は、センタ、内周周囲、サイド及びコーナロッドの加熱部上端や燃料スペーサ近傍位置に設けた。液位は、沸騰による吹き上がりでの液喪失及び設定液位が低すぎることによるドライアウト発生を防止可能な液位を検討し、加熱部上端-1200 mm 位置に設定した。熱流束は 3 kW/m<sup>2</sup> とした。

### ②実験結果及び考察

図 2.5.2-8 にセンタロッドの表面温度の時間変化を示す。加熱を進めると、まず、最上部にある第 1 スペーサ位置で 336 分後に温度上昇し、さらに 392 分後に急上昇する結果が得られた。その後、第 1 スペーサ下、第 2 スペーサ内及び第 2 スペーサ下位置の温度が急上昇する結果となった。

この要因を可視化結果と併せて検討すると、336 分後の第 1 スペーサ位置の温度上昇は、スペーサ内に析出層が形成されたこと、また、392 分後の急上昇は、析出によりこのスペーサ位置の流路が完全閉塞したことによる。さらに、第 1 スペーサ下から第 2 スペーサ下位置までの温度上昇は、第 1 スペーサ下に密閉された蒸気が蓄積され、第 2 スペーサ下までドライアウトしたことによる。

なお、第 1 スペーサ上位置の温度が上昇していないが、これは、第 1 スペーサ位置で流路が分断される際に、第 1 スペーサ上部に溶液が残っていたためである。



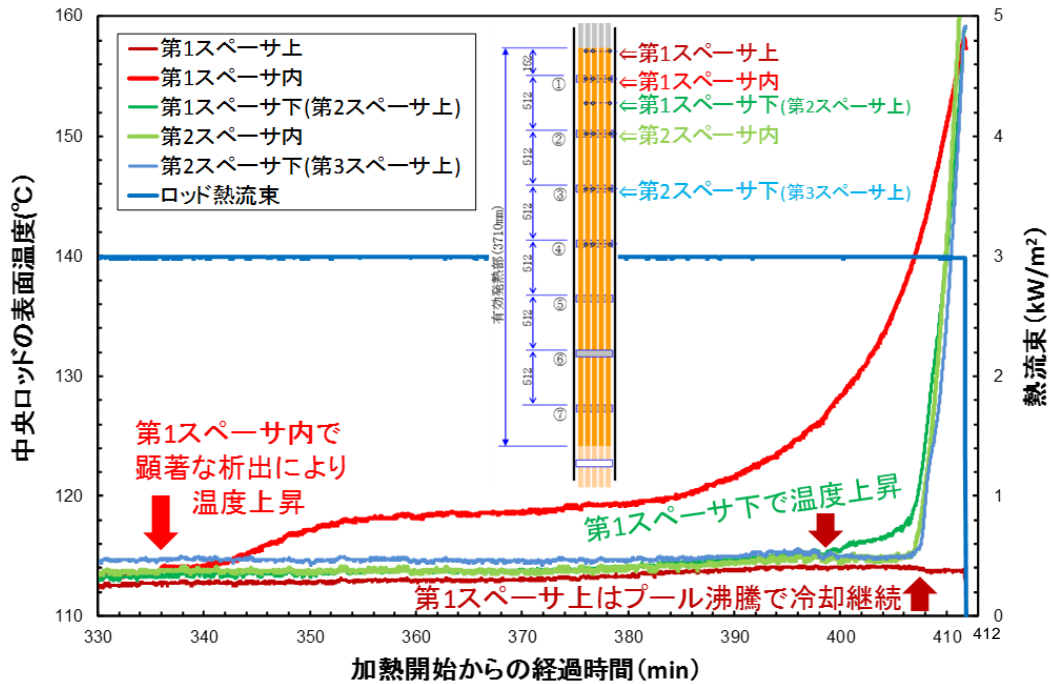
出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費 (海水及びホウ酸注入影響評価試験) 事業 成果報告書、2017. 2.5.2-3

図 2.5.2-6 長尺燃料実験装置の概略図

Fig. 2.5.2-6 Schematic view of full length test facility







出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費 (海水及びホウ酸注入影響評価試験) 事業 成果報告書、2017. 2.5.2-3

図 2.5.2-8 長尺燃料実験の結果

Fig. 2.5.2-8 Test results of full length test

### (3) 塩析出による伝熱劣化の評価手法の開発

短尺燃料実験では、塩分濃度 40、50、60 及び 70 wt% に到達したと算出される加熱時刻における析出分布を X 線 CT スキャナで計測した。加えて、加熱中の模擬燃料ヒータロッド表面温度の時間変化を計測した。そこで、析出層形状の加熱時間による成長及びそれに伴うヒータロッド表面温度を算出して、双方の相関を検討するための簡易的な解析モデルを作成した。これにより、ヒータロッド表面温度が上昇して伝熱劣化が発生する要因の検討を行った。

#### ①析出を考慮した模擬燃料棒表面温度の評価手法の作成

##### a. 析出層の成長モデル

析出分布はバンドル幾何の製造公差及び塩分濃度の双方の影響に加え、析出による流路形状変化の影響をも受けるため、数値的にこれを予測するアプローチは現実的とはいえない。そこで、短尺燃料実験において X 線 CT スキャナにより計測した析出分布データを用いることとした。ただし、目標塩分濃度までの加熱終了後に X 線 CT スキャナでの計測を行っているため、析出の最終形状のデータは取得されているが、その途中段階のデータがなく、時刻変化を把握することができない。そのため、析出量が時間とともに増加する

という観察結果に基づき析出モデルを考案した。

塩分の析出量は過飽和度とアレニウス型の成長速度係数を用いる松岡の式<sup>2.5.2-4</sup>で算出した。

$$\frac{dS}{dt} = kr \cdot \frac{\delta c^d}{dt} \dots\dots\dots(2.5.2-1)$$

- $S$  : 塩析出質量 [kg]
- $kr$  : 成長速度係数 [kg/s]
- $\delta c$  : 過飽和度  $((c - c_{crit})/c_{crit})$  [kg/kg]
- $c$  : 塩分濃度[kg/kg]
- $d$  : 任意指数 (通常は 1~2 であり、本計算では 1.0 を使用する)
- $c_{crit}$  : 析出しきい値[kg/kg]

また、 $kr$ は、次式のアレニウス式で表される。

$$kr = A \cdot \exp(-B/RT) \dots\dots\dots(2.5.2-2)$$

- $A$  : 係数[kg/s]
- $B$  : 活性化エネルギー[J]
- $T$  : 液相温度[K] (今回の実験は飽和状態のため 100°C で一定)

X 線 CT スキャナで計測した各高さ断面における各ロッドの周方向 10°毎に分割評価し、CT スキャナで計測した最終時刻においてこの画素数(塩の面積と密度から析出量を算出)に到達するよう、松岡の式で算出する析出量の係数を調整した。

## b. 模擬燃料棒の表面温度評価モデル

### 1) バンドル内二相流挙動モデル

プール内のボイド率及び発熱棒表面温度挙動の算出には、二相流動をドリフトフラックスモデルにより表現し、バンドル内を水平方向断面内で平均化した軸方向 1 次元体系モデルを適用した。析出が始まるまでは沸騰で生じる大小の気泡による攪拌のために海水等の塩分濃度が一様化され、バンドル内全体での平均量で取り扱っても差し支えないと想定されること、また、塩析出後についても、バンドル内の析出塩の成長を形状関数により求めていること等から、バンドル内 2 相流挙動を簡易に取り扱うことで問題はないと考えられる。したがって、Zuber-Findlay によるドリフトフラックスモデル<sup>2.5.2-5</sup>を用いてボイド率分布を算出した。

## 2) 模擬燃料棒の表面温度モデル

実験においては、発熱棒出力が一定に維持され、発熱棒表面温度の析出物堆積による熱伝達変化は十分に緩慢であり、塩堆積時間スケールに対してはほぼ一定と見なし得る。単純化のため、ヒータロッド内部の発熱コイル及び絶縁材構造熱伝導は考慮せず、被覆管内側及び外側表面の熱収支に基づく被覆管平均温度応答のみを考慮した。被覆管の周方向及び軸方向の熱伝導を無視すると、模擬燃料棒番号*i*、軸方向位置*k*における被覆管平均温度は次式のように単純に表現できる。

$$\rho_{c,i,k} C_{p,i,k} \frac{dT_{w,i,k}}{dt} = F_{in,i,k} - F_{out,i,k} \dots \dots \dots (2.5.2-3)$$

- $\rho_i$  : 被覆管密度[kg/m<sup>3</sup>]
- $C_{p,i}$  : 被覆管定圧比熱[J/kg/K]
- $T_w$  : 被覆管（ヒータパイプ）壁面温度[K]
- $F_{out}$  : 被覆管からの単位面積、単位肉厚当たりの除熱流量[W/m<sup>3</sup>]
- $F_{in}$  : 被覆管への単位面積、単位肉厚当たりの加熱流量[W/m<sup>3</sup>]

(2.5.2-3)式において、 $F_{in,i,k}$ は内表面に与えられる一定の熱流束から求め、 $F_{out,i,k}$ は以下に述べる外表面における二相流への熱伝達により求める。まず、塩堆積層の無い状態の熱伝達係数を与える。加熱表面が液相に覆われている場合には、核沸騰伝熱を仮定し Kutateladze の式<sup>2.5.2-6</sup>を用いた。

$$\frac{h_K l_a}{k_l} = 7.0 \times 10^{-4} \cdot Pr_l^{0.35} \left( \frac{q l_a}{\rho_g h_{gl} \nu_l} \right)^{0.7} \left( \frac{P l_a}{\sigma} \right)^{0.7} \dots \dots \dots (2.5.2-4)$$

- $l_a$  : ラプラス長さ[m] ( $= \{ \sigma / g(\rho_l - \rho_g) \}^{1/2}$ )
- $k_l$  : 液相熱伝導率[W/m/K]
- $Pr_l$  : 液相プラントル数[-]
- $q$  : 熱流束[W/m<sup>2</sup>] ( $= h_K \Delta T_{sat}$ )
- $L_{lg}$  : 潜熱[J/kg]
- $\nu_l$  : 冷却材の動粘性係数[m<sup>2</sup>/s]
- $\rho_l$  : 液相密度[kg/m<sup>3</sup>]
- $\rho_g$  : 気相密度[kg/m<sup>3</sup>]
- $\sigma$  : 表面張力[N/m]
- $P$  : 圧力[Pa]

同様に、液位が低く加熱部上部が露出する場合、気相流速が十分に大きいと仮定し、ロッド壁面と気相の間の熱伝達係数 $h_g$ として Dittus-Boelter 式<sup>2.5.2-7</sup>を用いた。

$$h_g = 0.023 \frac{k_g}{D_e} \left( \frac{G_g D_e}{\mu_g} \right)^{0.8} Pr_g^{0.4} \dots \dots \dots (2.5.2-5)$$

- $k_g$  : 気相熱伝導率[W/m/K]
- $G_g$  : 気相質量流束[kg/m<sup>2</sup>/s] (=  $\rho_g Wx$ )
- $\mu_g$  : 気相粘性係数[Pa·s]
- $Pr_g$  : 気相プラントル数[-]

各軸方向メッシュにおける熱伝達係数は、以上に示す壁面からの液相及び気相に対する熱伝達係数を、ボイド割合による重み付けして平均化することにより求める。

$$h_f = (1 - \alpha)h_K + \alpha h_g \dots \dots \dots (2.5.2-6)$$

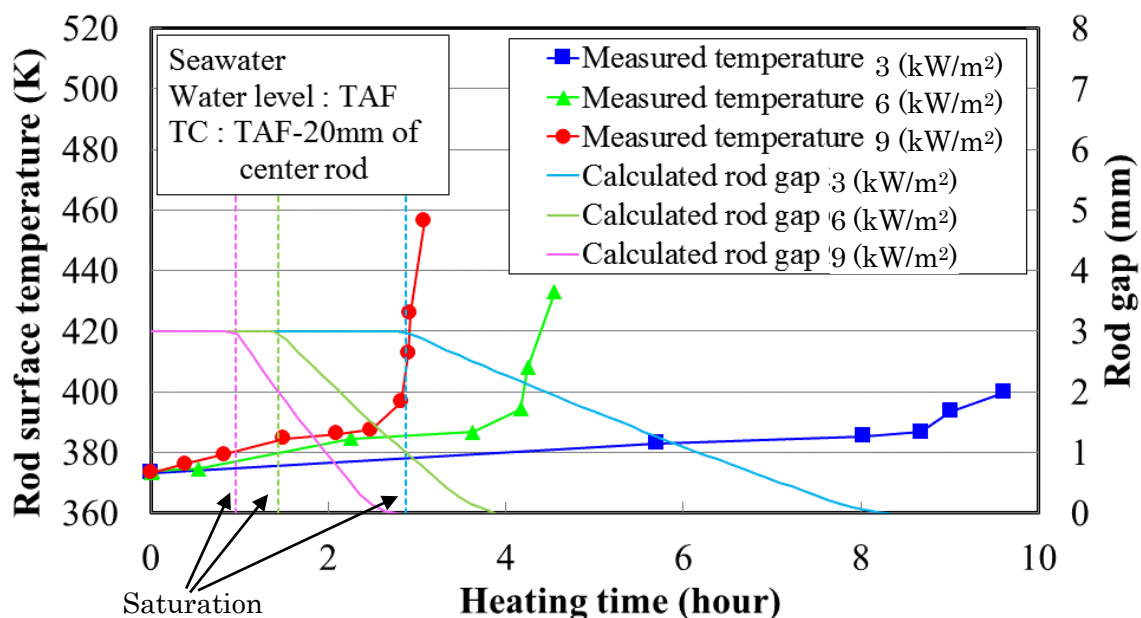
実際の堆積層は完全な結晶で構成されておらず多孔質層とみなされ、この多孔質層を透過する溶液が熱輸送に大きく影響すると考えられる。そのため、これを考慮すると、実効的な熱伝達係数 $H_{eff}$ は、堆積層の空隙率 $\varepsilon$ を重み係数として、壁面-二相流熱伝達係数 $h_f$ と、堆積層熱伝導コンダクタンス $\lambda_s/\delta$ により、次式で表される<sup>2.5.2-8</sup>。

$$\frac{1}{H_{eff}} = \frac{\varepsilon}{h_f} + \frac{1-\varepsilon}{\lambda_s/\delta} \dots \dots \dots (2.5.2-7)$$

②作成評価手法による伝熱劣化の要因検討

作成した評価手法を用いて、析出層の時間変化と、計測したヒータロッドの表面温度の変化を比較し、ヒータロッドの表面温度が上昇する要因を検討した。図 2.5.2-9 にその結果を示す。図では、温度を計測した熱電対が設置されている模擬燃料棒について、析出層の成長による、隣接ヒータロッドとのギャップ長さの時間変化をヒータロッド表面温度と比較した。実験装置のロッド間のギャップは 3 mm としており、実験開始から飽和塩分濃度に到達するまでは塩の析出が無いため、3 mm となる。飽和塩分濃度に到達した時刻から析出層が成長し始め、ロッド間ギャップ距離が狭くなり、最終的にギャップが 0 になるのは、熱流束 3、6、9 kW/m<sup>2</sup>でそれぞれ、8 時間 20 分、3 時間 53 分、2 時間 46 分となった。この時刻は計測されたロッド表面温度が大きく増加する時刻にほぼ等しい。図 2.5.2-10 に塩分濃度 50%に到達した時刻の CT スキャナ画像と、60%到達時刻の CT スキャナ画像を例

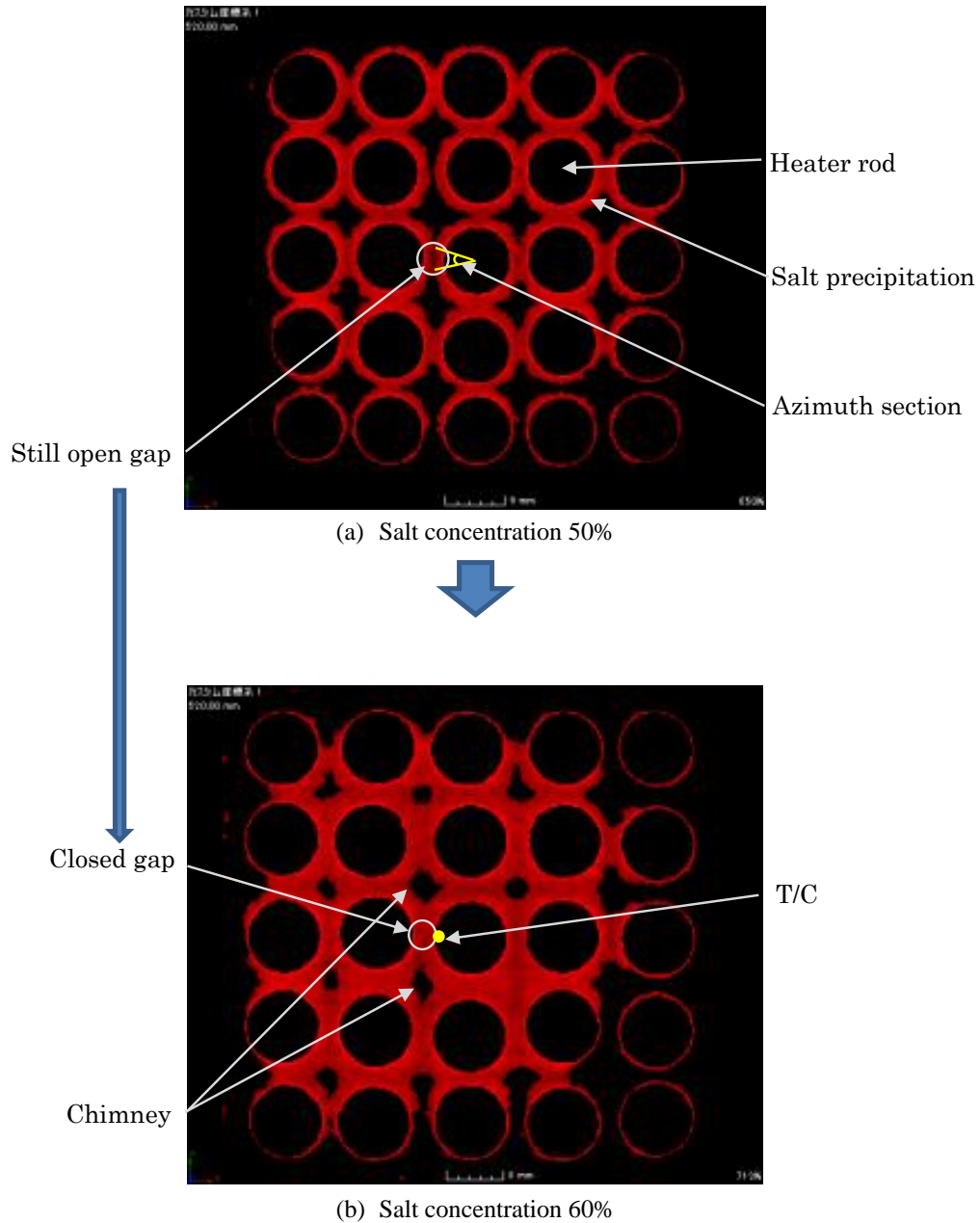
として示す。図 2.5.2-9 で得られた結果は、図 2.5.2-10 中に示したように、伝熱劣化が析出層の成長に伴うロッドギャップ閉塞で生じることが示唆された。ギャップ閉塞により、流体へ熱伝達する面積が減ることにより温度上昇した。



出典) Miyuki Akiba, Akitoshi Hotta, Retsu Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nuclear Engineering and Design Vol. 337, 2018.<sup>2.5.1-6</sup>

図 2.5.2-9 熱電対の温度計測結果と析出によるギャップの時間変化

Fig. 2.5.2-9 Responses of thermocouple attached just below TAF and predicted gap sizes at three different power levels



出典) Miyuki Akiba, Akitoshi Hotta, Retsu Kojo, Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions, Nuclear Engineering and Design Vol. 337, 2018.<sup>2.5.1-6</sup>

図 2.5.2-10 X線 CT スキャナ画像による析出層成長変化

Fig. 2.5.2-10 Typical growth of precipitation layer based on X-Ray CT image data (Simple seawater / water level TAF-200 / power level 9 kW/m<sup>2</sup> / elevation 510 mm )

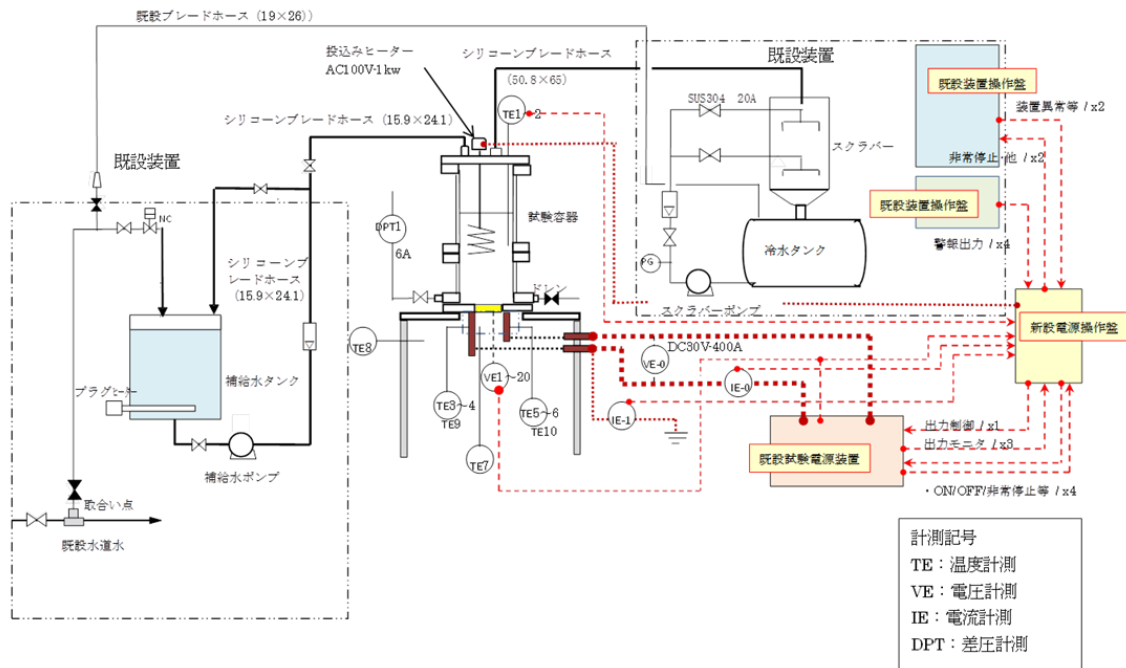
### 2.5.3 デブリベッド実験

デブリベッドの冷却時には、表面にクラストが形成され、その後クラック等が発生すると想定される。このクラックが沸騰による除熱性能を向上させるが、海水注入時にはクラック部分に塩が析出し、除熱性能が低下することが推定される。そこで、一般財団法人電力中央研究所への委託事業において、デブリベッドを模擬した試験体を用い、海水による除熱性能実験を行い、その挙動の計測を行った。

#### (1) 実験装置

図 2.5.3-1 に実験装置の概略構成を示す。試験装置は、沸騰試験を行う水槽と、それに所定温度の液を供給する給水タンク、また蒸発した蒸気を凝縮する冷水タンクとスクラバから構成した。実験は、水槽底面中央部にクラストを模擬した試験体を設置し、試験体を熱流束一定で加熱し、沸騰に伴う塩の析出による試験部温度変化を計測した。水槽は幅 210 mm、奥行き 210 mm、高さ 500 mm の立方体形状で、試験体での沸騰状況を観察可能とするためポリカーボネートで製作した。試験体の加熱は、底面にヒータとする金属箔を接着し、その金属箔を直接通電加熱する構造とした。水槽内の液の温度は熱電対で計測し、投げ込みヒータを用いて 98℃に制御した。

なお、水槽の圧力は大気圧とした。使用した海水は、実験時間短縮のため 2.5 倍濃縮の人工海水とした。



出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費 (海水及びホウ酸注入影響評価試験) 事業 成果報告書、2017. 2.5.2-3

図 2.5.3-1 デブリベッド実験装置の概略図

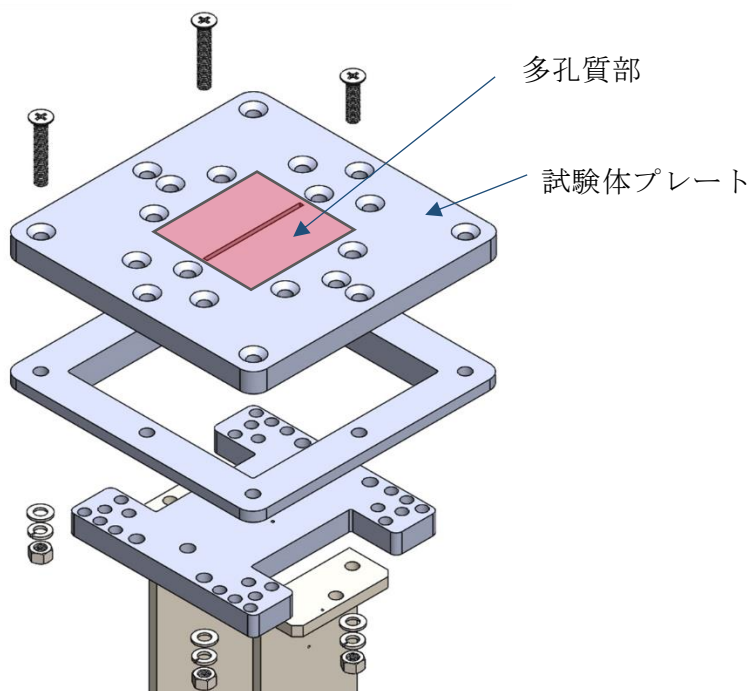
Fig. 2.5.3-1 Schematic of debris bed test apparatus

## (2) 試験体

試験体とするクラストは、多孔質体であり、空隙率や粒径等を精度良く製作するために三次元加工機を用いて製作した。図 2.5.3-2 に試験体プレートとそれを水槽底部に設置するための構造の概略図を示す。試験体プレートの材質はアルミナとし、粉末をレーザーで焼結しながら固化形成した。形状は、厚み 10 mm の 1 辺 130 mm の正方形とし、中央部 50 mm 四方を多孔質部として多孔質としない周辺部分と一体成形した。これは、多孔質部側面からの液の流入を防ぐためである。また、試験体プレートは、底面にヒータである金属箔を耐火パテで接着し、ヒータに通電することで加熱した。

なお、金属箔は厚み 20 $\mu$ m の SUS316 を使い、抵抗値によりヒータ温度を計測可能な構造とした。

多孔質部は空隙率を約 30%とした。製作した試験体の透水係数を確認したところ、 $4.99 \times 10^{-6}$  と、粘土（不透水）の透水係数  $10^{-8}$  オーダーに比較して 2 オーダー高く、透水性は確保できていることを確認した。また、クラックの影響を評価するため、試験対は多孔質部のみのもものと、多孔質部の中央に 2 mm のクラックを配置したものの 2 種類とした。



出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費（海水及びホウ酸注入影響評価試験）  
事業 成果報告書、2017.<sup>2.5.2-3</sup>

図 2.5.3-2 試験体プレートの概略図

Fig. 2.5.3-2 Test plate of debris bed test



### (3) 実験結果

図 2.5.3-3 にクラスト試験体について、試験後に観察した析出塩の写真を示す。試験体上面の塩については、みかけ密度の低い堆積塩を除去し、クラスト試験体上面に析出した塩を観察すると、クラック有／無のいずれの試験体ともクラスト上面を覆うように固着した析出塩が見られた。固着した塩は、試験体表面での沸騰により高濃度になり、成長したものと考えられる。

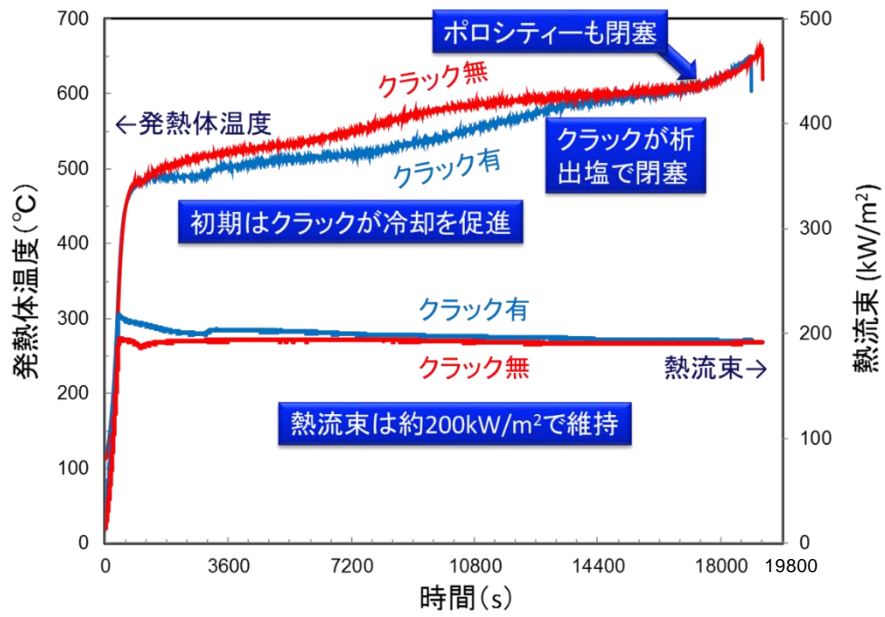
また、図 2.5.3-4 に加熱時間経過によるクラック有／無の試験体の発熱部温度及び熱流束を示す。図より、沸騰開始直後よりクラック有の温度の方がクラック無しに比べて発熱体の温度が低く、クラックが海水供給を促進して発熱体温度を低下させる効果が確認された。時間経過とともに伝熱面温度は連続的に上昇し、約 230 分後にクラックの有無で温度の差がなくなるのはクラックが析出塩で閉塞したとことによる。約 290 分後にはクラストの空隙も閉塞し、双方ともに温度が急上昇した。



出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費 (海水及びホウ酸注入影響評価試験) 事業 成果報告書、2017. 2.5.2-3

図 2.5.3-3 実験後の試験体

Fig. 2.5.3-3 Appearance of test plate after experiment



出典) 平成28年度原子力施設等防災対策等委託費 (海水及びホウ酸注入影響評価試験) 事業 成果報告書、2017.<sup>2.5.2-3</sup>

図 2.5.3-4 試験体の温度変化

Fig. 2.5.3-4 Test results of debris bed test

### 3. 結論

#### 3.1 成果の要点

本研究では、重大事故時の格納容器機能維持に係る解析上の不確かさの大きな現象に関連し、以下の五つの課題について国内外の実験装置を用いて実験データを取得し、知見の拡充を行った。

##### (1) プールスクラビング

小規模実験により、気泡内エアロゾル粒子挙動の明確化に繋がる油滴内流動を明らかにするとともに、気泡界面におけるエアロゾル濃度の計測方法を検討し、エアロゾルの濃度が高く、エアロゾルが多く捕獲される界面位置を明らかにする手法を開発し、データを取得した。また、エアロゾルの有無による気泡流動への影響等に関するデータを取得した。

東京電力福島第一原子力発電所事故に関連し、圧力抑制プールの減圧沸騰が DF へ及ぼす影響について大規模実験を実施し、本実験範囲ではその影響は小さいという結果が得られた。さらに、プール水の飽和温度より高いガスを流入させる条件等の本実験範囲内では、プール水温の上昇とともに DF が増加する結果が得られた。

これら大規模積分実験で得られた結果のメカニズム検討のための中規模実験装置を整備し、その妥当性を確認した。

##### (2) 重大事故時格納容器熱流動

重大事故時の格納容器内熱流動を模擬した実験を行い、容器内雰囲気温度 150°C 以下において、外面冷却、格納容器ベント及びスプレイに関するデータを取得した。

トップヘッドフランジの外面冷却に関しては、非凝縮性気体（水素模擬ヘリウム）、空気及び蒸気存在分布による自然対流や熱伝達への影響について実験を行い、初期分布によっては、容器頂部に薄いヘリウム層が形成され長時間滞留して雰囲気冷却が遅くなる挙動や、初期に容器上部のヘリウム及び空気の量が増加してもその後凝縮によって引き起こされる上昇流が発生し冷却が進む挙動等が観察された。

ヘリウム成層形成条件での格納容器ベントについては、ベント流量による影響及び障害物による影響を実験し、本実験で実施した実機相当条件範囲ではヘリウム成層が保たれたまま気体は容器から流出され、障害物による影響も無い結果が得られた。

スプレイについては、低流量条件でのガス攪拌や減圧への影響を実験し、減圧効果は低下するがガス攪拌効果の低減は顕著でない結果が得られた。

##### (3) ソースターム挙動

BWR で用いられている制御材のホウ素が放射性物質の移行へ及ぼす影響について、気相化学反応及び固相化学反応に関するソースターム実験を行った。その結果、気相化学反

応実験では、水蒸気雰囲気におけるセシウム及びヨウ素の化学挙動が、ホウ素の有無により異なることが示された。また、ホウ素共存下では高温領域で、凝縮性の高いホウ酸セシウム系の化合物が形成され、ヨウ素はより揮発性の高い気体状のヨウ素となることが明らかになった。

なお、ホウ素を介した気体状ヨウ素の生成は、水蒸気雰囲気のみならず水素雰囲気でも生じることが示された。固気化学反応に関する実験では、一旦沈着したセシウム、ヨウ素化合物が、ホウ素を介して再揮発することが示された。

#### (4) デブリの冷却性

燃料デブリ形成過程個別現象実験として、不確かさの大きい挙動である、①圧力容器から放出された熔融デブリジェットからの微粒化粒子の集積挙動、②水中床面での熔融デブリの拡がり挙動、③高温熔融物のデブリベッドへの浸透挙動等の熔融物－デブリベッド相互作用の実験を行った。

「集積挙動」実験については、比較的多くのケースで水深の増加とともに集積割合が減少する傾向が得られたが、実験装置の影響で単調減少しないケースも見られた。

「床面拡がり挙動」実験については、デブリの水中挙動に関し黒色物質の発生を抑える等の工夫を施し、高速度カメラでその詳細を観察し、大量に発生した蒸気流がデブリの流動に影響する様子等の知見を得た。また、MCIに関する挙動についてのデータも取得した。

「熔融物－デブリベッド相互作用」実験については、熔融物の粒子状デブリへの浸透挙動に関し、毛管現象に影響の大きい濡れ性等による影響を調べる実験データを取得した。

#### (5) 海水注入が炉心及びデブリベッドの冷却性に及ぼす影響

海水注入時に生じる海水塩の析出が炉心での熱伝達に及ぼす影響を評価するために、燃料バンドル実験及びデブリベッド実験を行った。模擬燃料バンドルを使った実験では、模擬短尺燃料を用いて加熱時間に伴う海水塩の析出分布の変化を X 線 CT スキャナにより計測し、実機と同等の模擬長尺燃料を用いて析出挙動の可視化と模擬燃料棒表面の温度計測を行った。短尺燃料実験により、液面の揺動で加熱面が濡れと乾きを繰り返す箇所に多く析出すること、燃料バンドルの中心燃料棒が多くコーナは少ないこと等の知見が得られた。長尺燃料実験では、液面の揺動範囲にスペーサがあると海水塩の析出によりスペーサ部の閉塞が起り、そのスペーサより下部位置で伝熱劣化が発生する結果が得られた。また、短尺燃料実験データを用いて、簡易的に海水塩析出による伝熱劣化を評価する解析手法を作成し、液面の揺動範囲にスペーサが無い条件での伝熱劣化の発生要因を検討し、燃料棒間のギャップ閉塞が支配的な要因の一つであることを示した。

デブリベッドに関しては、冷却に最も寄与すると考えられるクラストのクラックに着目し、加熱による海水塩析出が及ぼす影響についての実験を行った。その結果、クラックの

存在により除熱量は大きくなるが、クラックが海水塩の析出で閉塞するとクラックの効果はほぼ無くなり、さらにクラスト内の空隙が析出により閉塞すると更に除熱量が少なくなる結果が得られた。

### 3.2 目的の達成状況

前項に記載した成果より、目的の達成状況は以下となる。

#### (1) プールスクラビング実験

小規模実験において、気泡内エアロゾル粒子挙動及び気泡挙動に関する詳細データを取得し、解析モデルの改良のための実験データを取得した。大規模積分実験では、プール水の減圧沸騰が及ぼすスクラビング効果への影響に関するデータを取得した。さらに、大規模実験データのメカニズム検討のための中規模実験装置を整備した。したがって、当初の目的を全て達成している。

#### (2) 重大事故時格納容器熱流動実験

トップヘッドフランジの外表面冷却に関し、非凝縮性気体の存在分布が及ぼす、自然対流や熱伝達への効果について系統的に実験を行い、知見を拡充した。また、格納容器ベントにおける内部ガス挙動及び低流量スプレイの減圧や攪拌効果に関する実験データを取得した。当初予定どおり、150℃までの実験データを取得し、目的を全て達成している。

#### (3) ソースターム実験

ホウ素の放射性物質への影響について、気相化学反応実験を実施し、ホウ素によるセシウムやヨウ素等の化学挙動について、様々な雰囲気条件（水蒸気、不活性、水素雰囲気）でデータを取得した。さらに、再移行に関する固相化学反応実験を行い、気体—気体反応だけでなく、固体—気体反応のデータを取得した。当初目的は全て達成している。

#### (4) 燃料デブリ形成過程個別現象実験

「圧力容器から放出された熔融デブリジェットからの微粒化粒子の集積挙動」、「水中床面での熔融デブリの拡がり挙動」、「高温熔融物のデブリベッドへの浸透挙動等の熔融物—デブリベッド相互作用」の3種類の実験を行い、各挙動の詳細データを取得した。また、「粒子状デブリの冷却性」の実験の検討を行い、主要パラメータ及び計測項目を抽出してまとめた。当初目的は全て達成している。

#### (5) 海水注入影響評価実験

短尺、長尺燃料バンドル実験、及びデブリベッド実験により、塩の析出挙動及び除熱性

能に関するデータを取得し、その特徴等を検討した。加えて、短尺燃料バンドル実験のデータを用いて、簡易的に伝熱劣化を予測可能な手法を作成し、伝熱劣化の要因検討を行った。したがって、目的は全て達成している。

### 3.3 成果の活用等

原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査において、本研究で得られた知見等を活用し、議論がなされた。評価に使用されるプラント挙動解析モデル等は、複雑な空間依存かつ非平衡性の高い現象群を、事故進展シナリオに依存するような仮定を付した集中定数化、空間・時間平均化によりモデル化している。本研究で得られた知見を活用し、こうしたモデルの不確かさを念頭においた解析結果の適用性・妥当性の議論がなされた。活用された知見の具体的な例には、キャビティ（ペDESTAL）内のデブリベッドの形成過程及び冷却性に関する評価における検討すべき範囲、熔融デブリのブレイクアップ、粒子デブリの予混合、浅水プール等の水蒸気爆発に関する一連の最新知見、MCCI における不確かさ要因に関する最新知見、水中でのデブリ拡がりに関する最新知見等がある。

### 3.4 今後の課題等

スクラビング実験に関しては、大規模実験で得られた、DF への減圧の影響が小さいこと及びプール水温依存性に関するメカニズム検討が課題となっている。また、気泡内エアロゾル粒子挙動が明らかになってきたが、これらのエアロゾル挙動を計測する技術を確立し、解析コードに知見を集約することが課題である。

格納容器内熱流動挙動に関しては、本研究では 150°C以下の条件範囲でのデータを取得した。それ以上の温度範囲でのデータを取得し、データベースを拡充することが課題である。

ソースターム挙動に関しては、シビアアクシデントの雰囲気条件で気相化学反応及び固相化学反応によって、揮発性化学種及び凝縮性化学種について、ソースタームへの影響を保守的に分析することが課題である。

燃料デブリ形成過程個別現象実験では、不確かさの大きい 4 現象のうち、本研究で実施計画を検討した「粒子状デブリの冷却性」に関する実験データ取得が課題としてある。

これら課題は、本研究の継続プロジェクトで実施する予定である。

## 参考文献一覧

- 1.1-1 W. Klein-Heßling et al., “Conclusions on severe accident research priorities”, *Annal Nucl. Energ.*, 74 (2014) 4-11.
- 1.1-2 S. Suehiro et al., “Development of the source term PIRT based on findings during Fukushima Daiichi NPPs accident”, *Nucl. Eng. Des.*, 286 (2015) 163-174.
- 2.1.1-1 東京電力株式会社, “福島原子力事故調査報告書”, 平成26年6月.
- 2.1.1-2 P.C. Owczarski and K.W. Burk, “SPARC-90: A Code for Calculating Fission Product Capture in Supression Pools”, NUREG/CR-5765(1991).
- 2.1.1-3 秋葉美幸, 堀田亮年, ”粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究”, 日本原子力学会和文誌, Vol.19, No.01, Mar. 2020.
- 2.1.1-4 J.D. McCormack, D.R. Dickinson and R.T. Allemann, “Experimental results of ACE vent filtration, pool scrubber tests AA1-AA4 and DOP1-DOP5,” ACE-TR-A1, Junary(1989).
- 2.1.1-5 M.J. Marcos Crespo, F.J. Gomez Moreno, I. Melches Serrano, M. Martin Espigares and J. Lopez Jimenez, "LACE-Espana experimental programme on the retention of aerosols in submerged beds," Final report, CIEMAT-740(1994).
- 2.1.1-6 A. Dehbi, D. Suckow, S. Guentay, H. Schutt and H. Leute, “Aerosol retention in hot pools under realistic accident conditions,” Paul Scherrer Institute Scientific Report, Vol. IV: Nuclear Energy and Safety(1998).
- 2.1.1-7 J. Hakii, I. Kaneko, M. Fukasawa, M. Yamashita and M. Matsumoto, “Experimental Study on Aerosol Removal Efficiency for Pool Scrubbing under High Temperature Steam Atmosphere,” NUREG/CP-0116(1990).
- 2.1.1-8 Taizo Kanai, Masahiro Furuya, Takahiro Arai, Yoshihisa Nishi, ” Development of an aerosol decontamination factor evaluation method using an aerosol spectrometer,” *Nuclear Engineering and Design*, vol. 303, pp. 58–67, 2016.
- 2.1.2-1 R. Clift, J. R. Grace and M. E. Weber, "Bubbles, Drops, and Particles," Courier Corporation, 1978.
- 2.1.2-2 Hill and Micaiah John Muller, "On a spherical vortex," *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. A*, vol. 185, pp. 213-245, 1894.
- 2.1.2-3 T. Demitrack and F. J. Moody, "Planetary ellipsoid bubble model for fission product scrubbing," *Transactions of the American Nuclear Society*, vol. 45, pp. 483-485, 1983.
- 2.1.2-4 S. Takagi and Y. Matsumoto, "Surfactant effects on bubble motion and bubbly flows," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 43, pp. 615-636, 2011.
- 2.1.2-5 K. Fujiwara, W. Kikuchi, Y. Nakamura, T. Yuasa, S. Saito, A. Kaneko amd Y. Abe, "Experimental study of single-bubble behavior containing aerosol during pool scrubbing," *Nuclear Engineering and Design*, 348, pp. 159-168, 2019.

- 2.1.2-6 国立大学法人筑波大学、「平成30年度原子力施設等防災対策等委託費（スクラビング個別効果試験）委託 成果報告書」、平成30年3月。
- 2.1.2-7 国立大学法人筑波大学、「平成29年度原子力施設等防災対策等委託費（スクラビング個別効果試験）委託 成果報告書」、平成29年3月
- 2.1.2-8 D. D. Paul, D. C. Newman and R. A. Cudnik, "Gas-Liquid Hydrodynamics of Large Vent/Suppression Pool Systems of Nuclear Power Plants during Some Accident Conditions," Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1985.
- 2.1.2-9 W. L. Haberman and R. K. Morton, "An Experimental Investigation of the Drag and Shape of Air Bubbles Rising in Various Liquids," David Taylor Model Basin Report, DTMB No. 802 55715-102, Carderock, Maryland, Washington DC, 1953.
- 2.1.2-10 N. Zuber and J. Findlay, "Average volumetric concentration in two-phase flow systems," Journal of heat transfer, vol. 87(4), pp. 453-468, 1965.
- 2.1.2-11 A. Tomiyama, G. P. Celata, S. Hosokawa, and S. Yoshida, "Terminal velocity of single bubbles in surface tension force dominant regime," International Journal of Multiphase Flow, vol. 29(9), pp. 1497-1519, 2002.
- 2.1.2-12 H. J. Allelein, A. Auvinen, J. Ball, S. Güntay, L. E. Herranz, A. Hidaka, A. V. Jones, M. Kissane, D. Powers and G. Weber, "State of the art report on nuclear aerosols. Organisation for Economic Co-operation and Development/Nuclear Energy Agency," Committee on the Safety of Nuclear Installations, 28, 2009.
- 2.1.2-13 T. Kreis, "Digital holographic interference-phase measurement using the Fourier-transform method," JOSAA, vol. 3(6), pp. 847-855, 1986.
- 2.1.2-14 K. Fujiwara, Y. Nakamura, W. Kikuchi, A. Kaneko and Y. Abe, " Measurement of particle decontamination behavior using interferometer," Experiments in Fluids, 61(2): 37, 2020.
- 2.1.3-1 SEKISUI PLASTICS ホームページ  
<http://www.tech-p.com/en/index.html> (2019年12月16日確認)
- 2.1.3-2 江見準, “エアロゾル粒子の捕集”, 粉体工学会誌, 19(2), 135-144(1982).
- 2.1.3-3 川村慎一, 木村剛生, 大森修一, 奈良林直, “原子炉格納容器フィルタベントシステムの開発”, 日本原子力学会誌和文論文誌, 15(1), 12-20(2016).
- 2.2.1-1 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会、「最終報告（本文編）」、平成24年7月23日
- 2.2.1-2 Robb, K.R., “External Cooling of the BWR Mark I and II Drywell Head as a Potential Accident Mitigation Measure - Scoping Assessment,” ORNL/TM-2017/457, 2017.
- 2.2.1-3 International Standard Problem ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics, Final Report, NEA/CSNI/R(2007)10, 2007.
- 2.2.1-4 OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report, NEA/CSNI/R(2012)5, 2012.



- 2.2.1-5 OECD/HYMERES project Final Report, TM-42-17-16-Rev-1 / HYMERES-P-17-46-Rev-1, 2017.
- 2.2.1-6 Malet, J., et al., “OECD International Standard Problem ISP-47 on containment thermal-hydraulics Conclusions of the TOSQAN part, ” Nucl. Eng. Des., 240, 3209-3220, 2010.
- 2.2.1-7 Porcheron, E., et al., “Influence of Sump on Containment Thermal- Hydraulics : Synthesis of the TOSQAN Tests,” J. Nucl. Eng. Rad. Sci., 1, 041008-1, 2015.
- 2.2.1-8 Visser, D.C., et al., “Validation of a FLUENT CFD model for hydrogen distribution in a containment,” Nucl. Eng. Des., 245, 161-171, 2012.
- 2.2.1-9 Gupta, S., et al., “THAI test facility for experimental research on hydrogen and fission product behavior in light water reactor containments,” Nucl. Eng. Des., 294, 183-201, 2015.
- 2.2.1-10 Freitag, M., et al., “Simulation benchmark based on THAI-experiment on dissolution of asteam stratification by natural convection,” Nucl. Eng. Des., 299, 37-45, 2016.
- 2.2.1-11 OECD/NEA/CSNI, “Status report on filtered containment venting,” NEA/CSNI/R(2014)7, 2014.
- 2.2.1-12 OECD/NEA/CSNI, “Status report on hydrogen management and related computer codes,” NEA/CSNI/R(2014)8, 2014.
- 2.2.3-1 Abdo, D. et al., “OECD SETH II PROJECT – Report for MISTRA NATHCO tests,” Report SETH2-MISTRA-2010-02/A, DEN/DANS/DM2S/SFME/LEEF/RT/10-006/A, 2010.
- 2.2.3-2 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成30年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）に関する報告書」、平成31年3月
- 2.2.4-1 国立研究開発法人日本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）に関する報告書」、平成29年3月.
- 2.2.5-1 OECD/NEA, “Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project) Phase I Summary Report”, NEA/CSNI/R(2015)18, 2016.
- 2.2.5-2 原子力規制委員会ホームページ、「資料 2 – 3 柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」  
[http://warp.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/11242280/www.nsr.go.jp/disclosure/committee/youshikisya/tekigousei/power\\_plants/00000039.html](http://warp.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/11242280/www.nsr.go.jp/disclosure/committee/youshikisya/tekigousei/power_plants/00000039.html)、（2019 年 11 月 20 日確認）。
- 2.2.5-3 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）に関する報告書」、令和 2 年 3 月（予定）

- 2.2.6-1 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書」、平成 30 年 3 月。
- 2.2.7-1 Studer, E., Brinster, J., Tkatschenko, I., Mignot, G., Paladino, D., Andreani, M., “Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: largescale experiments and scaling issues,” Nucl. Eng. Des. 253, 406-412, 2012.
- 2.2.7-2 Abe, S., Ishigaki, M., Sibamoto, Y., Yonomoto, T., “Influence of grating type obstacle on stratification breakup by a vertical jet,” 12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (Nuthos-12), Qingdao, China, 2018.
- 2.2.7-3 西村 健、他、「軽水炉の格納容器破損防止対策及び確率論的リスク評価に関する解析手法の整備」、安全研究成果報告書（中間）、令和元年 11 月。
- 2.2.7-4 OECD/HYMERES-2 project ホームページ、  
<https://www.oecd-nea.org/jointproj/hymeres2.html>（2019年12月16日確認）。
- 2.3.1-1 L. Soffer et al., “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, NUREG-1465, 1995.
- 2.3.1-2 N. Girault et al., “Towards a Better Understanding of Iodine Chemistry in RCS of Nuclear Reactors,” Nucl. Eng. Des., 239, 1162–1170, 2009.
- 2.3.1-3 古田定昭 他, “福島第一原子力発電所事故に係る特別環境放射線モニタリング結果—中間報告（空間線量率, 空气中放射性物質濃度, 降下じん中放射性物質濃度）—”, JAEA-Review 2011-035, 日本原子力研究開発機構, 2011年8月。
- 2.3.1-4 T. Ohkura et al., “Emergency Monitoring of Environmental Radiation and Atmospheric Radionuclides at Nuclear Science Research Institute, JAEA Following the Accident of Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant,” JAEA-Data/Code 2012-010, Japan Atomic Energy Agency, May, 2012.
- 2.3.1-5 P.D.W. Bottomley et al., “Revaporization of fission product deposits in the primary circuit and its impact on accident source term,” Annal. Nucl. Eng., 74, 208-223, 2014.
- 2.3.1-6 Y. Pontillon et al., Behaviour of fission products under severe PWR accident conditions The VERCORS experimental programme—Part 2: Release and transport of fission gases and volatile fission products, Nucl. Eng. Des., 240, 1853-1866, 2010.
- 2.3.1-7 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和元年度原子力施設等防災対策等委託費（シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化）事業 成果報告書」、2020。
- 2.3.2-1 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成30年度原子力施設等防災対策等委託費（シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化）事業 成果報告書」、2019。

- 2.3.2-2 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成29年度原子力施設等防災対策等委託費（シビアアクシデント時ソースターム評価技術高度化）事業 成果報告書」、2018.
- 2.4.1-1 A. Hotta, M. Akiba, A. Konovalenko, W. Villanueva, S. Bechta, T. Matsumoto, T. Sugiyama, M. Buck et al., “Experimental and Analytical Investigation of Formation and Cooling Phenomena,” J. Nucl. Sci. Technol. Published online: 20 Nov 2019, <https://doi.org/10.1080/00223131.2019.1691078>.
- 2.4.1-2 A. Hotta, M. Akiba, Y. Doi and A. Morita, “Development of debris bed cooling evaluation code, DPCOOL based on heating porous media submerged in two-phase pool,” J. Nucl. Sci. Technol., 56(1): 55-69, 2019.
- 2.4.1-3 堀田亮年、秋葉美幸、小城烈、西村健、“デブリベッド形成と冷却性に関する評価手法開発と実験的研究の状況”、日本原子力学会2018年春の年会（発表資料）、2018.
- 2.4.1-4 SARNET edited by R. Sehgal, “Nuclear Safety in Light Water Reactors, Severe accident Phenomenology,” Academic Press. 329-331, 2012.
- 2.4.1-5 P. Kudinov, A. Karbojian, CT. Tran and W. Villanueva, “Agglomeration and size distribution of debris in DEFOR-A experiments with Bi<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-WO<sub>3</sub> corium simulant melt,” Nucl. Eng. Des., 263: 284-295, 2013.
- 2.4.1-6 W. Tromm, J. Foit and D. Magallon, “Dry and wet spreading experiments with prototypic materials at the FARO facility and theoretical analysis,” Wiss. Ber, FZKA 6475,178-188, 2000.
- 2.4.1-7 G. Fieg , F. Huber, H. Werle, R. Wittmaack, “Simulation experiments on the spreading behavior of molten core debris,” Proc. Natial Heat Transfer Conference; HTC-Vol.9: 121-129, August 3-6; Houston, USA, 1996.
- 2.4.1-8 BR. Sehgal, VA. Dinh, JA. Green, JA. Konovalikhin et al., “Experimental investigation of melt spreading in one-dimensional channel,” Sweden: RIT/NPS Research Report for European Union; EU-CSC-1D1-97, 1997.
- 2.4.1-9 A. Konovalenko, A. Karbojian and P. Kudinov, “Experimental results on pouring and underwater liquid melt spreading and energetic melt-coolant interaction,” Proc. NUTHOS9; N9P0303, Kaohsiung, Taiwan, 2012.
- 2.4.1-10 A. Konovalenko and P. Kudinov, “Development of scaling approach for prediction of terminal spread thickness of melt poured into a pool of water,” Proc. NUTHOS9; Kaohsiung, Taiwan, 2012.
- 2.4.1-11 NK. Tutu, T. Ginsberg and JC. Chen, “Interfacial drag for two-phase flow through high permeability porous beds,” J. Heat Transfer., 106(4): 865-870, 1984.
- 2.4.1-12 W. Chu, VK. Dhir and J. Marshall, “Study of pressure drop, void fraction and relative

- permeabilities of two phase flow through porous media,” In Heat Transfer Seattle, AIChE Symposium series., 79(225): 224-235, 1983.
- 2.4.1-13 JC. Hesson, RH. Sevy and TJ. Marciniak, “Post-accident heat removal in LMFBRs: in-vessel considerations,” USA: Argonne National Laboratory, ANL-7859, 1971.
- 2.4.1-14 JD. Gabor, ES. Sowa, L. Baker Jr and JC. Cassulo, “Studies and experiments on heat removal from fuel debris in sodium,” Proc. ANS Fast Reactor Safety Mtg, 823-844; Beverly Hills, USA, 1974.
- 2.4.1-15 S. Cheng, H. Yamano, T. Suzuki, Y. Tobita et al., “ Characteristics of self-leveling behavior of debris beds in a series of experiments,” Nucl. Eng. Technol., 45(3): 323-334, 2013.
- 2.4.1-16 K. Morita, T. Matsumoto, S. Nishi, T. Nishikido et al. , “A new empirical model for self-leveling behavior of cylindrical particle beds,” J. Nucl. Sci. Technol., 53(5): 713-725, 2016.
- 2.4.1-17 S. Basso, A. Konovalenko and P. Kudinov, “Effectiveness of the debris bed self-leveling under severe accident conditions,” Ann. Nucl. Energy., 95: 75-85, 2016.
- 2.4.1-18 S. Basso, A. Konovalenko and P. Kudinov, “Empirical closures for particulate debris bed spreading induced by gas-liquid flow,” Nucl. Eng., 297: 19-25, 2016.
- 2.4.1-19 S. Basso, A. Konovalenko, SE. Yakush and P. Kudinov, “The effect of self-leveling on debris bed coolability under severe accident conditions,” Nucl. Eng. Des., 305: 246-259, 2016.
- 2.4.1-20 A. Reed, “The effect of channeling on the dryout of heated particulate beds immersed in a liquid pool,” Doctoral Thesis. USA: Massachusetts institute of Technology, Cambridge; 1982 February.
- 2.4.2-1 Division of Nuclear Power Safety, “Investigation of cooling phenomena of high temperature molten core Phase-I: Establishment of experimental plan and experimental facility,” Japan: Royal Institute of Technology; 2019.
- 2.4.2-2 “Ditto Phase-II: Melt-coolant interaction experiments on melt spreading under water,” Japan: Royal Institute of Technology; 2019.
- 2.4.2-3 “Ditto Phase-III: Commissioning and exploratory test series of REMCOD-1 facility. Second series of experiments on debris bed formation and liquid melt spreading,” Japan: Royal Institute of Technology. (*to be published*)
- 2.4.2-4 “Ditto Phase-IV: Remelting of multi-component debris (REMCOD), debris bed formation (DEFOR), pouring and underwater liquid melt spreading (PULiMS) ,” Japan: Royal Institute of Technology. (*to be published*)
- 2.4.2-5 “Ditto Phase-V: Modification of the facilities and third test series of separate effect studies,” Japan: Royal Institute of Technology; 2019.

- 2.4.2-6 “Ditto Phase-VI: Modification of the facilities and third test series of separate effect studies,” Japan: Royal Institute of Technology. (*to be published*)
- 2.5.1-1 東京電力ホームページ  
[http://www.tepco.co.jp/en/nu/fukushima-np/images/handouts\\_110909\\_06-e.pdf](http://www.tepco.co.jp/en/nu/fukushima-np/images/handouts_110909_06-e.pdf)  
 (2019年12月16日確認)
- 2.5.1-2 William A. Byers, W.L. Brown et al., “Summary of Tests to Determine the Physical Properties of Buffered and Un-buffered Boric Acid Solutions”, Rev.1, WCAP-17021-NP, Westinghouse Electric company, Pittsburgh, PA., 2010.
- 2.5.1-3 W. A. Byers, W. L. Brown et al., “Small Scale Un-buffered and buffered Boric Acid Nucleate Boiling Heat Transfer Tests with a Single Fuel Rod in a Vertical Channel” , Rev.0, WCAP-17040-NP, Westinghouse Electric company, Pittsburgh, PA., 2012.
- 2.5.1-4 W. A. Byers, J. P. Spring et al., “Small Scale Unbuffered and buffered Boric Acid Nucleate Boiling Heat Transfer Tests with Sump Debris in a Vertical 3x3 Rod Bundle”, Rev.0, WCAP-17060-NP, Westinghouse Electric company, Pittsburgh, PA., 2010.
- 2.5.1-5 W. L. Brown, B. E. Kellerman et al., “Phenomena Identification and Ranking Tables (PIRT) for Un-Buffered/Buffered Boric Acid Mixing/Transport and Precipitation Modes in a Reactor Vessel During Post-LOCA Conditions” , Rev.0 WCAP-17047-NP, Westinghouse Electric company, Pittsburgh, PA., 2009.
- 2.5.1-6 Miyuki Akiba, Akitoshi Hotta, Retsu Kojo, “Characterization of salt deposit layer growth and prediction of cladding temperature of heated rod bundles under long-term seawater injection and pool boiling conditions,” Nuclear Engineering and Design Vol. 337, 2018.
- 2.5.2-1 Masahiro Furuya, Riichiro Okawa, Takahiro Arai, Hiroki Takiguchi, Kenetsu Shirakawa, “Precipitation profile and dryout concentration of sea-water pool-boiling in 5×5 bundle geometry,” Nuclear Engineering and Design Vol. 341, 2019.
- 2.5.2-2 秋葉美幸、堀田亮年、“軽水炉のシビアアクシデント下の海水・ホウ酸注入時の影響に関する試験 (5)バンドル流路内における塩析挙動の解析手法検討”、原子力学会2016年春の年会（発表資料）、2016.
- 2.5.2-3 一般財団法人電力中央研究所、「平成28年度原子力施設等防災対策等委託費（海水及びホウ酸注入影響評価試験）事業 成果報告書」、平成29年3月.
- 2.5.2-4 松岡正邦、“結晶成長”、日本海水学会誌、第45巻、第6号、1991.
- 2.5.2-5 Zuber, N., Findley, A., “Average volumetric concentration in two-phase flow system,” Trans. ASME J. Heat Transfer 87, 453, 1965.
- 2.5.2-6 Kutateladze, S.S., “Heat transfer in condensation and boiling”, US AEC Rep., AEC-tr-3770. 1952.

- 2.5.2-7 Dittus, F.W., Boelter, L.M.K., “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, Univ. of California Press, Berkeley, Cal., USA, pp. 13–18, 1930.
- 2.5.2-8 Ueyama, A., Moriya, S., Nakamura, M., Kajishima, S., “Immersed boundary method for liquid-solid two-phase flow with heat transfer,” *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B* 77(775), 402–413, 2011. (in Japanese).

## 執筆者一覧

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ シビアアクシデント研究部門  
秋葉 美幸 主任技術研究調査官  
堀田 亮年 主任技術研究調査官  
西村 健 技術研究調査官  
森田 彰伸 技術研究調査官