

平成 27 年度
原子力発電施設等防災対策等委託費
(軽水炉の事故時熱流動調査) 事業
に関する報告書

平成 28 年 3 月

国立研究開発法人
日本原子力研究開発機構
安全研究センター

目次

1. 緒言	3
2. 全体計画	5
2.1. 研究方法	5
2.2. 研究内容	6
3. 炉心損傷前の原子炉熱流動の調査	11
3.1. 前年度までの実施内容	11
3.2. 本年度の実施内容	11
3.2.1. PWR を模擬した総合効果実験	11
3.2.1.1. 事故を模擬する非定常実験	12
3.2.1.2. 現象把握のための定常実験	29
3.2.2. 炉心伝熱及びスケーリング実験	43
3.2.2.1. 単管炉心伝熱実験	43
3.2.2.2. 斜め管 CCFL 実験	54
3.2.2.3. 4 センサープローブ	58
3.2.2.4. ワイヤメッシュセンサー処理プログラム	66
3.2.3. 解析	80
3.2.3.1. RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析	80
3.2.3.2. 単管伝熱実験用模擬スペーサ等の流動解析	93
3.2.4. MARS 法に関する文献調査	107
3.3. 今後の計画	118
4. 炉心損傷後の格納容器熱流動の調査	120
4.1. 前年度までの実施内容	120
4.1.1. 大型格納容器実験装置	120
4.1.2. 解析	121
4.2. 本年度実施内容	122
4.2.1. 格納容器実験	124
4.2.1.1. 格納容器加圧実験	124
4.2.1.2. ガス濃度計測確認試験	131
4.2.1.3. 格納容器冷却実験	138
4.2.1.4. 密度成層浸食実験	156
4.2.2. CIGMA 改造	164
4.2.3. 解析手法の検討	166

4.2.3.1.	CIGMA の CFD 解析用メッシュデータの整備および試験解析.....	166
4.2.3.2	スカラー乱流輸送モデルの実装および試験解析	176
4.2.4.	液滴によるエアロゾル除去に関する文献調査	186
4.3.	今後の計画	191
4.3.1.	大型格納容器実験	191
4.3.2.	エアロゾル関連実験	193
5.	結言	195
	本事業に関連する外部発表	198
	参考文献	200
	用語の解説.....	206

1. 緒言

本事業は、東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、福島第一事故と呼ぶ）の教訓を踏まえて改正された新規制基準に基づく安全規制を支援することを主たる目的とし、熱水力安全分野に着目し、大規模実験、個別効果実験、解析等を実施するものである。事業で考慮する背景には、規制基準の改正に加えて、国産システム解析コードの開発の進展、熱水力評価手法の高度化に係る国外、及び、産業界の方向性があり、以下では、これら本事業の背景と、それを踏まえた事業目的を説明する。

平成 25 年に改正された新規制基準は、シビアアクシデント対策が強化されたことが最大の特徴である。これに対応し、熱水力安全研究では、従来の主に設計基準事故に対する評価手法だけでなく、多重故障条件下の事故時熱水力挙動やシビアアクシデントの防止並びに影響緩和のためのアクシデントマネジメント(AM)策の有効性についての評価手法の高度化がより重要視されることになった。新規制基準で要求する AM 策の整備では、起こり得る可能性のある事故状況において、合理的に実施し得る効果的手段を準備しておくことが要求される。よって、従来の熱水力安全研究では想定していないような、多重故障を考慮したシナリオの検討も必要である。例えば、炉停止の失敗を伴う事故(ATWS)等の高出力条件下での炉心伝熱挙動の評価が要求されるため、従来の事故評価ではあまり重要視されなかったスペーサ効果等の把握が重要となる。また、代表的な重大事故シーケンスにおける AM 策の適切さを、解析の不確かさを踏まえて説明することが要求されることから、AM 策の有効性を評価するにあたっての不確かさについても把握することが重要になる。これらの原子炉内の熱水力挙動に加えて、格納容器内外での熱水力挙動は、格納容器健全性に対する脅威事象としての水素燃焼や過温破損、並びに、放射性微粒子（エアロゾル）等の移行挙動に強く影響することから、これらについての評価手法の高度化を行うことも重要な検討事項となる。

新規制基準の策定に加えて国産コードの開発の進展も本事業の背景としているところである。自ら開発したコードを使用することは、安全研究で得られた成果を迅速かつ主体的に安全規制に反映させるために、極めて有効であるとの認識から、規制庁においてシステムコードの開発が進められている。また、近年の社会情勢の変化から、米国等で開発された安全評価用コードのソースコードの入手が困難になったことから、国産コード整備の重要性が認識されている。これらに加えて、現在世界的に使用されている安全評価用のコードの多くは、コンピューター言語の様式や設計手法が古く、ソースコードが非常に読みにくく改造がしにくいことも、国産コードを開発する重要な理由と言える。最新のプログラミング技術を用い、改造が容易で最新知見の反映を容易にするコードを開発することは、安全研究分野を若手研究者にとって魅力あるものにすることや国際貢献の観点からも重要である。

さらに、評価手法の高度化に係る国内外の方向性も、本事業で考慮する重要な背景である。世界的に、設計基準事故についての安全評価が、保守的な評価手法から、不確かさを考慮した最適評価手法に移行しつつある。また、原子力学会が統計的安全評価手法に係る標準を整備するなど、産業界においても本手法の導入を希望する方向性がある。この方法では、入力パラメータや評価モデルの不確かさの伝播を解析コードを用いて検討することにより、計算結果の不確かさの幅を適切に評価し、不確かさを踏まえて評価される危険側の評価値が判断基準を満足していることを確認する。現状では、本手法に関するOECD/NEA等の国際機関でなされた評価¹⁾でも高度化のための課題は多くあるとされていることから、課題を踏まえ必要な知見や基準類を整備することが重要である。特に、このような解析に使用される安全解析コードの妥当性評価（Verification and Validation：V&V）においては、解析コードで使用されるモデルの実機適用性、すなわち、モデルの検証・開発に用いた実験と実機の大きさの違い等の影響（スケーリング効果）が適切に考慮されていることを検討することが重要である。産業界による研究開発の方向性としては、他に、原子炉の性能向上のための着実な手段としての新型燃料の開発や、燃料熱設計のためのサブチャンネル評価手法の高度化が継続されていることが重要である。福島第一事故後の我が国の現状では、産業界による新型燃料の許可申請は具体的には予定されていないものの、このような設計手法の高度化は、安全評価手法の高度化の方向を示す点からも重要である。

本事業では、これら新規基準の策定、国による国産コードの開発、安全評価手法の高度化に係る国内外の研究開発動向等を背景とし、主たる研究対象を、炉心損傷前の原子炉、及び、炉心損傷後の格納容器等での熱水力現象とし、実験を主体とする研究を実施する。研究により、事故時の原子炉及び格納容器等での熱水力挙動に関する現象理解を向上させ、実験データベースを構築するとともに解析モデルを整備する。これにより、審査マニュアルの整備、規制判断の際の技術的根拠の整備、事故解析コード開発の技術支援、事業者が実施する自主的安全性向上活動の評価等に役立つ成果を得ることを、本事業の目的とする。

本報告書では、以下の2章で全体計画について述べ、3章と4章では炉心損傷前及び損傷後の熱水力安全に係る調査内容について述べる。最後に5章で結論をまとめる。

2. 全体計画

2.1. 研究方法

本事業で実施する炉心損傷前の原子炉熱流動に関する研究では、従来から国内外の研究機関により熱水力安全評価に関し多くの研究が実施されてきたこと、並びに、熱水力コード開発支援のため広範囲な研究を実施する必要があることから、従来研究を十分踏まえるとともに複数の実験装置を用いた検討を実施する。複数の実験を効率的に行うために、汎用性を有する熱流動ループの整備を行なうとともに、原子力機構の既設装置も活用することにする。

研究対象とする熱水力現象の選択にあたっては、炉心損傷前の事故時熱水力評価については、最も重要なパラメータである燃料棒被覆管表面最高温度（Peak Cladding Temperature: PCT）に強く影響する現象に重点をおく。このため、炉心伝熱に直接的に影響する現象、並びに原子炉システム内での熱水力的な相互作用により間接的に PCT に強く影響する現象について検討する。また、改正された規制では、従来検討していなかったような多重故障を想定した事故シナリオでの AM 策の検討も重要視するため、総合効果実験装置 ROSA/LSTF 装置を用いて、重要な事故シナリオのうち、従来知見が少ないと考えられるものについて総合実験を実施する。

炉心損傷後の格納容器等での熱水力に関する研究では、近年ヨーロッパの研究機関で実施されている研究を踏まえ、格納容器の健全性に影響する水素燃焼に着目した研究を実施するとともに、従来の研究例が少ない過温破損を対象とした研究、並びに、熱流動が強く影響するエアロゾルの移行挙動に係る研究を実施する。

これらについて、実験的な検討を行う際には、実験体系と実機の大きさの違い等により生じる現象の違い、いわゆるスケーリング効果について十分検討する。スケーリング効果の把握には、従来より、物理現象を把握し、重要な現象の影響を無次元数で表し評価する方法がとられている。この際、現象を機構論的に把握するとともに、複数の装置を用いて様々な条件で得られた実験結果と比較検討することが効果的である。また、近年では、数値流体力学（Computational Fluid Dynamics: CFD）手法等の解析手法の高度化を背景とし、関連する重要な素過程をすべて解析的に考慮することにより実機での現象を評価することも行われつつある。このような素過程まで考慮した詳細評価手法の整備のためには、計測技術に関しても詳細なものが必要となる。

解析に関しては、従来より最適評価手法として整備されてきた集中定数(Lumped Parameter:LP)コードに使用する解析モデルの整備とともに、今後、重要視される CFD コ

ードに使用する解析モデルの整備を行う。特に、格納容器のような大規模体系においては三次元的な流動挙動が支配的となるため、CFD手法を用いることがAM策の有効性等を詳細に検討するために重要と考えられている。また、解析モデルの整備とともに、不確かさを踏まえた最適評価手法の高度化もLSTF実験等を活用し行うことにする。

以上から、本研究では、炉心損傷前の熱水力に関しては、PCTに影響する複数の重要現象に着目し、炉心熱伝達及びスケーリング効果の把握を目指した研究を汎用熱流動ループ等を整備し、実施する。また、従来あまり検討されていない厳しい多重故障を伴う事故について、ROSA/LSTF実験装置を用いて総合実験を実施する。炉心損傷後の格納容器での熱水力に関しては、水素爆発・燃焼や過温破損の格納容器脅威事象、並びに、熱水力挙動に密接に関係するエアロゾル移行挙動に着目した実験を行う。スケーリング効果の把握には、工学的考察に基づく無次元数等を用いた検討とともに、安全評価手法の高度化の方向性を踏まえCFD手法を用いた検討を実施する。さらにCFD手法の検証・開発のために詳細な実験データが必要なことから、二相流等の詳細計測も行うことにする。これら実験で得られたデータベースを活用し、LPコード及びCFDコードの高度化のための解析モデルの整備を行うとともに、不確かさを踏まえた最適評価手法の高度化を行う。

2.2. 研究内容

上で述べた炉心損傷前の熱水力に関する実験、及び、炉心損傷後の格納容器等での熱水力に関する実験について、以下に、その具体的内容とスケジュールについて説明する。

炉心損傷前の熱水力に関する実験のうち、炉心伝熱実験に関しては、原子力機構において過去に実施した多くの炉心実験の経験を踏まえ、それらのデータベースを拡充する実験を行うとともに、ATWS等の高熱流束条件での炉心伝熱の検討のために、従来あまり整備してこなかったスぺーサ効果等を把握するための実験を行う。産業界ではスぺーサ効果について、実験と解析研究をもとに熱設計手法の高度化の観点から、従来より詳細な検討を行っているが、規制側においては、従来の安全規制では、定格運転時の熱設計の妥当性評価を除き、あまり重要視していなかったこともあり十分な知見はない。実験装置としては、非加熱壁の影響やスぺーサ効果等の把握のための炉心バンドル実験装置、より詳細な計測を実施するための単管伝熱実験装置、リウエットやスぺーサ効果等に係る基礎的な現象を把握するための基礎実験装置を整備する。装置整備においては、汎用性のある熱流動ループを作成し効率的に装置整備を行うとともに、可能な限りこれまで原子力機構で整備してきた設備を活用する。実験においては、定常状態での実験のみならず、運転時の異常な過渡変化や、燃料棒被覆管表面最高温度(PCT)に強く影響する破断直後の急減圧時の挙動（ブローダウン挙動と呼ばれる）等に焦点をあてた非定常実験も実施する。

炉心以外の原子炉機器での事故時挙動を模擬する実験では、形状等を縮小したり、圧力・温度・使用流体等の条件を変えたスケーリング効果に着目した実験を実施する。一般に、スケーリングの歪み等から、原子炉システムを模擬する実機であっても、実機とは異なる現象が観測される場合が生じ得る。よって、実験結果に基づき予測モデルを作成する場合には、スケーリングの歪みによる影響を十分検討する必要がある。本研究では、原子力機構における原子炉事故模擬実験の経験を活用し、PCT に強く影響しかつスケーリングに関する不確かさが大きいと考えられる現象を対象とし、低圧での空気・水二相流実験や高圧での水・蒸気二相流実験を適切に組み合わせ、スケーリングの影響を検討するための実験を行う。当面は、従来の検討で PCT に強く影響することが示されている蒸気発生器(SG)入口部斜め配管での対向二相流等に焦点をあてた実験を行う。

さらに、多重故障を伴う事故時の原子炉全体での総合的な挙動を検討するために、ROSA/LSTF 装置を用いて、従来知見の不十分な現象に着目した検討を行う。当面は、PWR の高圧注水系と減圧系が不作動の場合の AM 策として実施される二次系減圧の効果に悪影響を与える恐れのある蓄圧注入系からの窒素ガスの流入に関する検討を行う。通常、蓄圧注入系からの注水終了後は、弁で隔離することにより窒素ガスが一次系に流入しないようにするが、これに失敗した場合には、蒸気発生器に窒素ガスが蓄積し、減圧を阻害する可能性がある。このようなことが生じる可能性や生じた場合の対策を検討することは、頑強な AM 策を整備する観点から重要である。

これらの実験を実施するにあたっては、規制庁による国産システムコードの開発を考慮し実験データを取得する。特に、本コードでは、RELAP5 等の既存コードにない特徴として、気液界面面積輸送モデルや液膜、液滴、蒸気の 3 流動場を取り扱う 3 流動場モデル等を導入し、評価手法の高度化を図る方向性があることから、これらモデルの妥当性評価に使用可能な詳細なデータを取得することにする。

炉心損傷後の格納容器での熱流動に関する実験では、格納容器等での気相部で生じる熱流動やエアロゾル挙動等に関する実験を実施する。熱流動実験では、OECD/NEA 等での水素リスクに関する検討で課題となっている基礎的な熱流動現象（噴流、密度成層、自然循環、凝縮等）や、それらに対する幾何形状や機器等の影響、並びに、AM 策の有効性等に関する実験を実施する。又、福島第一事故での格納容器損傷原因の一つとして考えられている過温破損について、従来あまり実験が行われていないことから、高温条件に着目した実験を実施する。AM 策に関する実験では、格納容器の外面冷却、スプレイ水による冷却、ベントによる排気効果、窒素ガス注入による置換効果等に関する実験を実施する。エアロゾル移行に関連した実験としては、プールスクラビングや、ミストによるエアロゾル除去、大空間での重力沈降、壁への付着、それらに対する熱水力現象の影響に着目した実験を実

施する。

国産システムコードや CFD コード用の評価手法の高度化に使用するためには、詳細なデータを取得する必要がある。このため、ボイド率や気液界面面積濃度の分布等の詳細な二相流計測のためのワイヤーメッシュセンサーや 4 センサープローブを用いた実験を実施する。また、格納容器内の熱水力に関する実験では、速度分布計測のために、光学的な計測手法である粒子画像流速計 (Particle Image Velocimetry; PIV) やレーザードップラー流速計 (Laser Doppler Velocimetry; LDV) 等を用いるとともに、混合ガス成分計測のためには、ガスを吸引し質量分析計等を用いて解析する。これらの高度な計測手法を効果的に使用するために、機構の既存設備等を活用した予備的な実験を実施し手法を整備した上で本事業の試験装置に使用することにする。

整備された実験データベースは LP コードと CFD コード用の解析モデルの高度化に活用する。ここで LP コードとは、安全研究で性能が検証され、安全評価において使用されてきたコードであり、RELAP5、TRACE、MELCOR、MAAP 等や、事業者が使用する多くの評価コードがあり、開発中の国産システムコードもこの範疇である。比較的大きな検査体積 (コントロールボリューム、ノード、セル、メッシュとも呼ばれる) 中での質量・熱量等の保存則を計算することにより、熱水力挙動を解析する。LP コードには、保守的評価 (EM) コードと最適評価 (BE) コードの二種類があり、本研究では BE コードを直接の研究対象とする。LP コードによる評価性能の高度化の方向性としては、多次元解析機能、界面面積輸送モデル、液膜、液滴、蒸気の 3 流動場を取り扱う 3 流動場モデルの追加等があり、本事業ではこれらの方向性を考慮する。また、入力データや解析モデルの不確かさによって発生する評価結果の不確かさの検討についても、安全確認手法の高度化の観点から実施する。一方、CFD コードは、LP コードの場合と比べて保存則を計算するための検査体積は極めて小さく、原子炉システムを極めて多くの検査体積に分割し計算するため、一般に極めて長時間の計算時間を必要とするが、3 次元的な流動を詳細に解析することができる。本事業においては、CFD コードに使用可能な乱流等にかかるモデルの検討を行う。

現段階での全体計画の概要を表 2.2-2 に示す。炉心損傷前の熱水力に関する実験では、H24 年度より高圧熱流動ループ並びに単管伝熱試験装置の整備を開始し H27 年度より実験を開始する。以降、装置整備を継続し、H28 年度には、バンドル実験部を完成させる。平行し、スケーリング効果の検討に関連し、斜め配管における気液二相流の対向流制限に関する実験を実施するとともに、機構の既設装置 ROSA/LSTF を用いた実験を実施する。炉心損傷後の格納容器熱水力に関する実験については、H25 年度から H26 年度にかけ大型格納容器実験装置 CIGMA を整備し、H27 年度より実験を開始するとともに、装置整備を継続し種々の実験を実施する。エアロゾルのプール中での除染に関する実験は、エアロゾル

発生機器や計測系の整備と、機構の既設装置を用いた実験を H25 年より開始し、H28 年以降は、気相中のエアロゾル除去に関する実験装置の整備を開始する。4 センサープローブ、ワイヤーメッシュセンサー、格納容器実験用の光学的計測手法等の詳細計測機器の整備はこれらと平行し実施する。これら実験研究の成果を活用し、解析研究を実施する。

表 2-1 軽水炉の事故時熱流動の調査

	H24	H25	H26	H27	H28	H29	H30	H31
格納容器 熱流動実験			(CIGMA等整備)	ループ改造 計測器整備		ループ改造・コン ポネント整備等	ループ改造・コン ポネント整備等	ループ改造・コン ポネント整備等
					CIGMA計測・制御系 等の整備等 凝縮熱流動装置	(内訳) ・高圧熱流動装置との 接続 ・インターナルクー ラー製作 ・PAR等模擬熱源製作	(内訳) ・冷却系をループ化 (HEX) 予熱器、ボ ンプ増強など)	(内訳) ・コンパートメント 効果検証用の試験 部製作 (エアロゾ ル試験部としての 利用も視野)
エアロゾル 除去実験			(エアロゾル装置等整備)		基礎実験装置 液滴計測機器 エアロゾル関連機器	ブルスクラビング 直方体装置設計 液滴等によるエアロ ゾル除去装置改造 計測装置	ブルスクラビング 装置製作 液滴等によるエアロ ゾル除去装置改 造 計測装置	ブルスクラビング 装置改造 液滴等によるエアロ ゾル除去装置改造 計測装置

	H24	H25	H26	H27	H28	H29	H30
原子炉熱流動実験 炉心熱伝達実験							
					設計・工事等 架構整備等	熱交換器等 ループ改造 設計・工事等	
スケール実験					4x4バンドル製作 単管ループ改造 単管試験体スベサ交換	単管試験体製作	
					個別効果実験 (スベサ効果)	個別効果実験1 (スベサ効果) 個別効果実験2 (先行冷却)	低圧スケール試験装置

3. 炉心損傷前の原子炉熱流動の調査

本章では、炉心損傷前の事故時熱流動の調査に関し、これまでの実施内容について簡単に述べた後、本年度実施した ROSA/LSTF 装置を用いた総合効果実験、並びに、炉心熱伝達やスケール効果に着目した実験について述べる。次に、LSTF 実験に係る解析結果について述べた後、今後の解析手法の高度化に関連した二相流解析手法に係る文献調査の結果と、本年度の成果を踏まえた今後の計画について述べる。

3.1. 前年度までの実施内容

単管炉心伝熱実験装置を製作するとともに、関連研究の調査、実験装置の設計等、本計画を遂行するにあたって必要な準備作業を実施した。また、スケーリング実験の一環として、大口径垂直管実験装置を用いた二相流詳細計測を実施した。実施内容は以下の通りである。

- 高圧熱流動ループの詳細設計を実施した。大型格納容器試験計画の進行に伴い、補機類や電源等を共有することが合理的であることが判明したため、高圧熱流動ループを大型格納容器試験装置と同建屋に新たに設置することとした。本ループは、本計画における中核となる装置で、沸騰水型軽水炉（BWR）及び加圧水型軽水炉（PWR）における事故や異常過渡の代表的圧力条件（大気圧～12MPa）で運転可能なループである。なお、当初は本ループにおいて実施予定であった単管炉心伝熱試験は、以下の通り別ループにおいて実施することとした。
- H25 年度までに高圧熱流動ループの基本部として製作した、大気圧条件での水-空気ループを、単管炉心伝熱実験用ループとして改造した。また、主に実機定常出力に近い条件からの post-BT や再冠水実験等を実施するための、単管炉心伝熱試験部を製作した。
- スケーリング実験の一環として、既設の大口径垂直管実験装置を用い、電気抵抗式ボイドプローブによる二相流の詳細計測を実施した。センサーに金製の鍼灸針を適用することで、センサー表面の酸化を防止可能となり、ボイド率計測の精度が向上した。また、センサーと界面が接触する時に生じるメニスカスが計測誤差に与える影響を調査し、メニスカスが界面速度の計測値に有意な影響を与えることを示した。

3.2. 本年度の実施内容

3.2.1. PWR を模擬した総合効果実験

PWR の事故時熱水力挙動を模擬する総合効果実験装置(LSTF)を用いた実験を通じて、東京電力(株)福島第一原子力発電所事故の様な極めて過酷な多重事故条件での炉心損傷防止のためのアクシデントマネジメント(AM)策の有効性を検討する。本年度は、高圧注入系が不作動の場合の安全対策として実施される蒸気発生器(SG)二次側減圧による一次系減圧に

関し、蓄圧注入系の隔離失敗による窒素ガス流入の影響に着目して実験データを取得する。図 3.2.1-1 に示す様に、流入した窒素ガスが SG 伝熱管に蓄積する場合には、凝縮熱伝達が低下して十分な一次系減圧ができず、代替注水系等の低水頭ポンプを用いた安全対策の有効性に影響を与えることが考えられる。AM 策の整備に際しては、窒素ガス流入による減圧阻害現象や低圧での現象の把握と予測手法の整備が重要であるが、減圧阻害現象や低圧での現象に関する実験データが十分ではない。そこで、LSTF を用いて、全電源喪失かつ、一次系冷却材ポンプシール部からの漏洩を考慮した小破断時における SG 二次側減圧と給水などによる AM 策と、窒素ガスの一次系への流入を模擬した非定常実験を実施する。また、窒素ガスが流入する際の一次系冷却材量や一次系内のガス量分布、圧力、SG 二次側条件などのパラメータが減圧阻害現象に与える影響を調査するため、炉心出力一定条件で、低圧での定常自然循環実験を実施する。

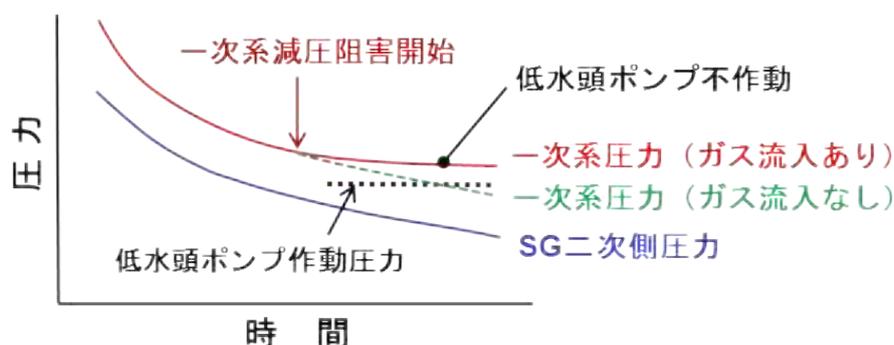


図 3.2.1-1 窒素ガス流入の有無と蒸気発生器二次側減圧時一次系圧力の概略関係図

3.2.1.1. 事故を模擬する非定常実験

図 3.2.1.1-1 に原子力機構が所有する LSTF の系統図を示す。LSTF [1]は、ウェスチングハウス社型の電気出力 1100MW 級 4 ループ PWR である日本原子力発電(株)の敦賀 2 号機を参照炉とし、同炉を同一高さ、体積比 1/48、2 ループで模擬するとともに、実機の定格圧力から大気圧まで広範な圧力条件下で実験を行うことができる世界最大の総合実験装置である。1000 本を超える模擬燃料から成る最高出力 10MW(参照炉の定格出力の縮尺値の 14%)の電気加熱式模擬燃料集合体、環状のダウンカマを有する圧力容器、内径 207mm の高温側配管と低温側配管、141 本の実長の U 字伝熱管を有する SG、一次系冷却材ポンプ、加圧器、非常用炉心冷却系など、PWR の主な機器の模擬設備から成る。模擬燃料の直径、加熱長及びブスパーサの数、並びに SG 伝熱管の高さと直径は参照炉と同一である。高温側配管と低温側配管の寸法は、フルード数保存のため配管長と直径の平方根の比を保存することにより二相流の流動様式遷移条件を模擬している。SG 伝熱管は 141 本中 6 本が計装管であり、直管部長さが 9.4m、10m、10.6m の 3 種類から成る。加圧器は健全側ループ(ループ A)に接続される。LSTF は 1985 年に実験を開始し、TMI 事故模擬実験をはじめこれま

でに 200 回以上の実験を実施している。過去の ROSA-V 計画において、窒素ガス流入による減圧阻害に関する非定常実験を行っており、福島事故を踏まえた全電源喪失ないし小破断冷却材喪失事故、あるいはそれらを組み合わせた事故を模擬し、破断口の位置や大きさを変えた条件で、SG 逃し弁の作動による SG 二次側減圧や給水などによる AM 策の有効性に関するデータを取得している。

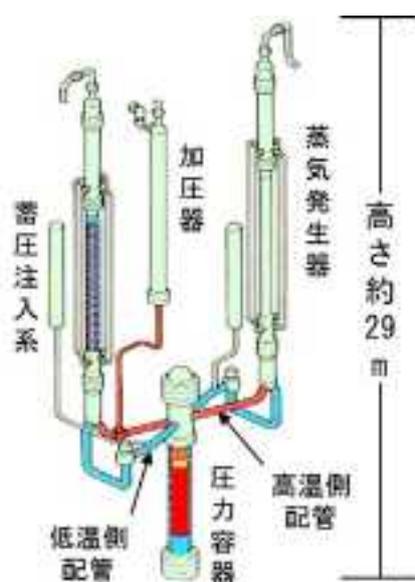


図 3.2.1.1-1 LSTF 系統図

非定常実験(実験番号：TR-LF-16)の主な初期条件は、以下の通りである。初期条件に設定後、実験開始(低温側配管破断と同時に SG 主給水停止)まで 1 時間以上維持し、LSTF システム全体を熱的に安定させる。

- 炉心出力は LSTF の最高出力である 10MW とし、軸方向炉心出力分布は 9 領域から成るコサイン分布でピーキングファクターは 1.49 とする。従来の LSTF を用いた全電源喪失実験と同様、径方向炉心出力分布は flat とする。
- 加圧器と SG 二次側圧力は、それぞれ 15.5MPa、7.3MPa とする。
- 高温側配管と低温側配管の流体温度は、それぞれ 598K、562K とする。
- 一次系ループ流量は 25kg/s とし、一次系冷却材ポンプの回転数により調整する。
- 加圧器と SG 二次側の水位は、それぞれ 7.2m (加圧器全容積の 65%相当)、10.3m (SG 伝熱管のうち、長い管の頂部付近) とする。
- SG 主給水流量は 1 ループ当たり 2.7kg/s、主給水温度は 495K とする。

過去の ROSA-V 計画における SG 二次側減圧 AM 実験[2]、[3]では、AM 策として、炉心露出を確認した時点で SG 二次側減圧を開始し、二次側圧力が 1MPa に低下した時点で SG 二次側への給水を開始したが、一次系圧力が 1MPa 以上で実験を終了した。しかし、窒素

ガスの流入現象は一次系圧力に大きく依存するため、より低圧でのデータが必要となる。また、電力会社において、全電源喪失後速やかに安全対策を講じることが検討されており、早期の AM 策開始を考慮する必要がある[4]。そのため、全電源喪失・蓄圧注入系隔離失敗を伴う二次側減圧 AM 実験のベースケースとして、破断条件と減圧条件をパラメータとした非定常実験を実施した。破断条件は、一次系冷却材ポンプシール部からの漏洩を考慮して低温側配管 0.1%破断とした。また、AM 策として、実験開始直後に SG 二次側減圧と SG 二次側への給水を開始した。なお、減圧速度が小さく、実験時間が長くなり過ぎる場合には、加圧器逃し弁を開放してその効果を検討することとした。非定常実験の主な仮定は、以下の通りである。

- 高圧注入系の全故障を仮定する。
- 一次系冷却材ポンプシール部からの漏洩は低温側配管 0.1%破断として模擬する。このとき、破断口は内径 3.4mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 時刻ゼロに破断信号を発信し、破断側ループ(ループ B)の低温側配管に取り付けた破断口ユニットの破断弁を開にすると同時に SG 主給水を停止し、実験を開始する。同時刻でスクラム信号を発信し、SG 主蒸気止め弁閉止や SG 主蒸気隔離弁閉止等を模擬する。ここで、破断口ユニットから放出された冷却材は、流量計測のための積算タンクに専用配管を介して導く。
- 一次系冷却材ポンプ回転数と炉心出力は、従来の LSTF を用いた全電源喪失実験と同様、それぞれ表 3.2.1.1-1 と表 3.2.1.1-2 に示す予め定めた計画値を与える。

表 3.2.1.1-1 一次系冷却材ポンプ回転数

時間 (秒)	ポンプ 回転数比	時間 (秒)	ポンプ 回転数比	時間 (秒)	ポンプ 回転数比
0	1.000	38	0.370	88	0.140
18	1.000	48	0.280	98	0.125
20	0.850	58	0.220	108	0.110
23	0.730	68	0.185	118	0.100
28	0.540	78	0.160	268	0.000

表 3.2.1.1-2 炉心出力

時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)
0	10	80	3.209	600	1.998	5000	1.103
18	10	100	2.929	800	1.743	6000	1.052
20	8.316	150	2.589	1000	1.653	8000	0.980
30	5.532	200	2.429	1500	1.508	10000	0.929
40	4.670	300	2.246	2000	1.404	20000	0.795
50	4.072	400	2.166	3000	1.262		
60	3.704	500	2.079	4000	1.169		

- AM 策として、実験開始直後、両ループの SG 逃し弁を開放する。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。また、両ループの SG 逃し弁の開放とともに、補助給水系の作動による SG 二次側への注水を行う。補助給水流量は 1 ループ当たり 0.7kg/s、補助給水温度は 310K とする。なお、SG 二次側水位が約 12m に到達した時点で、補助給水流量の調整により SG 二次側水位は約 12m に維持する。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、蓄圧注入系の作動により両ループの低温側配管へ均等に注水する。蓄圧注入系の注水温度は 320K とする。
- 窒素ガスの一次系への流入を模擬するため、蓄圧注入系は隔離しない。
- 減圧速度が小さい場合、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始する。ここで、加圧器逃し弁は内径 6.83mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 一次系圧力が 1MPa 以下に低下したことを確認した時点で、低压注入系の作動により両ループの低温側配管へ均等に注水する。低压注入系の注水温度は 310K とする。
- 低压注入系の作動による注水により炉心冷却が確保されることを確認した時点で、炉心出力をゼロにするとともに、破断弁を閉として実験を終了する。

表 3.2.1.1-3 に非定常実験で観察された主な事象の時系列の推移を示す。また、図 3.2.1.1-2 ～図 3.2.1.1-17 に主なデータを 0～18000 秒でグラフ表示する。さらに、図 3.2.1.1-18～図 3.2.1.1-21 に代表的な過程としてそれぞれ実験開始直後、蓄圧注入系からの窒素ガス流入直前、加圧器逃し弁開放直後、低圧注入系作動直前における水位データに基づく一次系・二次系冷却材分布状況を示す。非定常実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

破断と同時にスクラム信号が発信し、SG 主蒸気止め弁閉止が 1 秒に、SG 主給水停止が 2 秒に、SG 主蒸気隔離弁閉止と SG 逃し弁開放が 8 秒に生じた。炉心出力は事前に定めた出力曲線にしたがい 19 秒から減衰を開始した(図 3.2.1.1-2)。また、一次系冷却材ポンプ回転数は事前に定めた回転数曲線にしたがい 21 秒にコーストダウンを開始し、一次系ループ流量も低下した(図 3.2.1.1-3)。269 秒に一次系冷却材ポンプを停止した。

破断後、加圧器水位は単調に低下し、410 秒に加圧器水位を喪失した(図 3.2.1.1-4)。まもなく高温側配管のループ A で水位を形成した(図 3.2.1.1-5)。高温側配管のループ B と低温側配管の両ループでは 1150 秒に水位を形成した(図 3.2.1.1-6)。蓄圧注入系の注水開始直後に高温側配管と低温側配管の水位の上昇が開始し、約 4000 秒から満水に維持された。しかし、蓄圧注入系の注水終了後、再び水位を形成し、加圧器逃し弁開放による一次系減圧開始まで、高温側配管水位は配管頂部近くに維持されたが、低温側配管水位は徐々に低下した。一次系減圧開始後低圧注入系の注水開始まで、高温側配管は配管内径高さの約 3/4～5/8 の水位に変化し、低温側配管は配管内径高さの約 1/2 の水位に維持された。低圧注入系の注水により、高温側配管と低温側配管の水位は回復した。破断流は低温側配管の流動に依存して水単相放出ないし二相放出に変化した(図 3.2.1.1-7)。

SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧開始により(図 3.2.1.1-8)、SG 二次側圧力の低下にしたがい一次系圧力は低下した(図 3.2.1.1-10)。また、SG 二次側水位も低下したが、26 秒に開始した補助給水系の作動により、約 2000 秒以降 SG 二次側水位は上昇に転じた(図 3.2.1.1-9)。約 6000 秒に SG 二次側水位は約 12m に到達したことから、以後補助給水流量の調整により SG 二次側水位は約 12m に維持した。実験開始直後の SG 二次側減圧の開始により、実験を通じて一次系圧力は SG 二次側圧力を上回った。1470 秒に蓄圧注入系による注水が開始し、6830 秒、7320 秒にそれぞれループ A、ループ B の蓄圧注入系の注水が終了した(図 3.2.1.1-12)。蓄圧注入系停止後の一次系圧力の低下速度が遅いことから(図 3.2.1.1-11)、一次系圧力が 1.36MPa まで低下した 12520 秒に加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を実施した。加圧器逃し弁の開放後、一次系圧力の低下は顕著となり、加圧器水位は上昇した。

SG 計装管のうち、Tube 1 と Tube 6 は短い管、Tube 2 と Tube 5 は中間長さの管、Tube

3 と Tube 4 は短い管である。加圧器逃し弁開放による一次系減圧開始後、SG 計装管に水位が形成した。ループ A において、水位低下速度は Tube 2 が最も遅く、Tube 6 が最も早かった。しかし、低圧注入系の作動開始により(図 3.2.1.1-13)、SG 計装管は空にならなかった(図 3.2.1.1-14)。一方、ループ B において、水位低下速度は Tube 2 が最も遅く、その他の計装管はほぼ同じであり、SG 計装管は空になった(図 3.2.1.1-15)。しかし、低圧注入系の作動開始により、SG 計装管の水位は回復した。一次系減圧開始直後、自然循環流量は大きな振動を伴い、ループ間で異なる自然循環流量となった(図 3.2.1.1-3)。蓄圧注入系が停止後、流入した窒素ガスは SG 伝熱管がほぼ満水であったため、圧力容器上部への蓄積、加圧器逃し弁や破断口からの放出により、SG 伝熱管への窒素ガスの蓄積による減圧阻害は見られず、一次系圧力が 1MPa 以下に減圧されることが示された。図 3.2.1.1-17 に示す代表的な燃料被覆管温度のうち、Pos. 9 は炉心最上部(=炉心中央部から 1.78m 上の高さ)、Pos. 5 は炉心中央部の温度である。低圧注入系の作動開始前までの炉心水位の低下は僅かであったため(図 3.2.1.1-16)、実験期間中燃料被覆管表面の過熱は検出されなかった。一次系圧力が 0.92MPa まで低下した 17220 秒に低圧注入系の作動による注水を開始し、炉心冷却が確保されたことを確認して、18129 秒に炉心出力をゼロにするとともに、18169 秒に破断弁を閉として実験を終了した。

表 3.2.1.1-3 非定常実験で観察された主な事象

時間 (秒)	事 象
0	破断弁開、スクラム信号発信 (実験開始)
1	蒸気発生器主蒸気止め弁閉止
2	蒸気発生器主給水停止
8	蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止
8	蒸気発生器逃し弁の開放(両ループ) (蒸気発生器二次側減圧開始)
19	一次系冷却材ポンプコーストダウン開始
21	炉心出力減衰開始
26	補助給水系作動(両ループ)
269	一次系冷却材ポンプ停止
410	加圧器水位喪失
1470	蓄圧注入系作動(両ループ)
6000	蒸気発生器二次側水位を約 12m に維持開始
6830	蓄圧注入系停止(ループ A)
7320	蓄圧注入系停止(ループ B)
12520	加圧器逃し弁の開放 (一次系減圧開始)
12570	加圧器水位上昇開始
17220	低圧注入系作動(両ループ)
18129	炉心出力ゼロ
18169	破断弁閉 (実験終了)

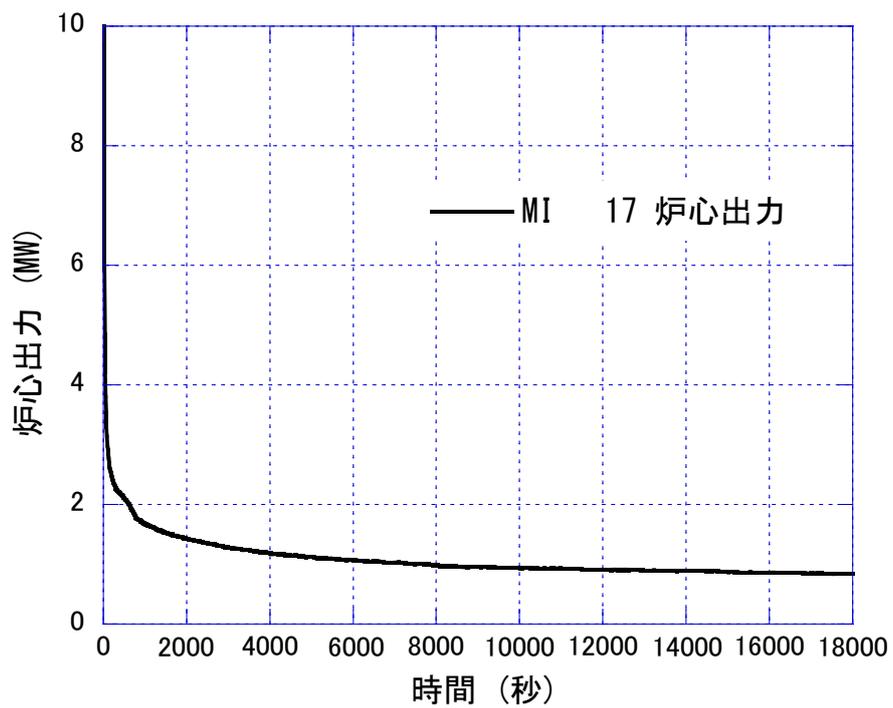


図 3.2.1.1-2 炉心出力

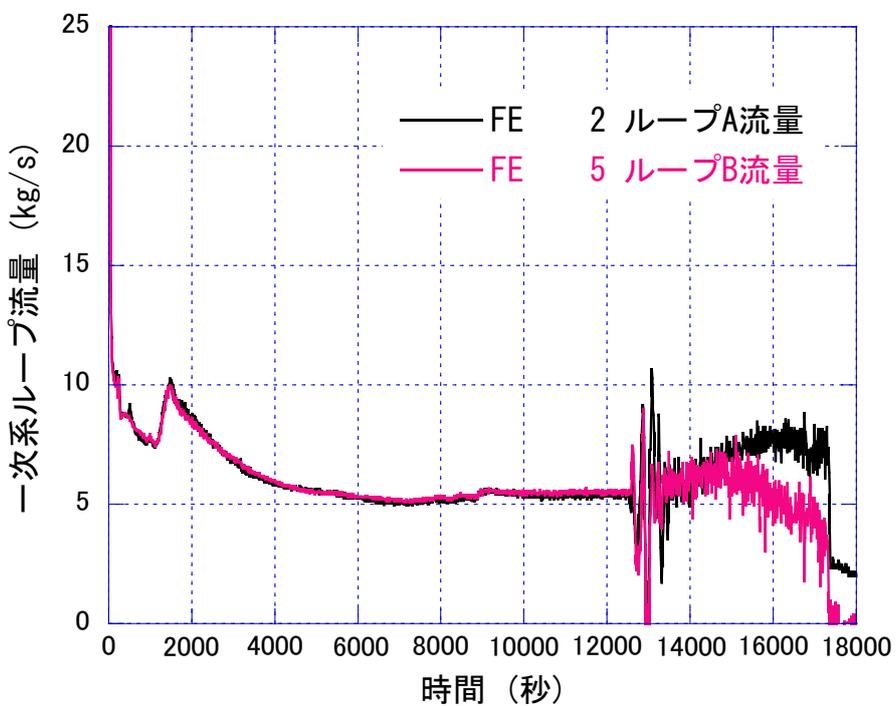


図 3.2.1.1-3 一次系ループ流量

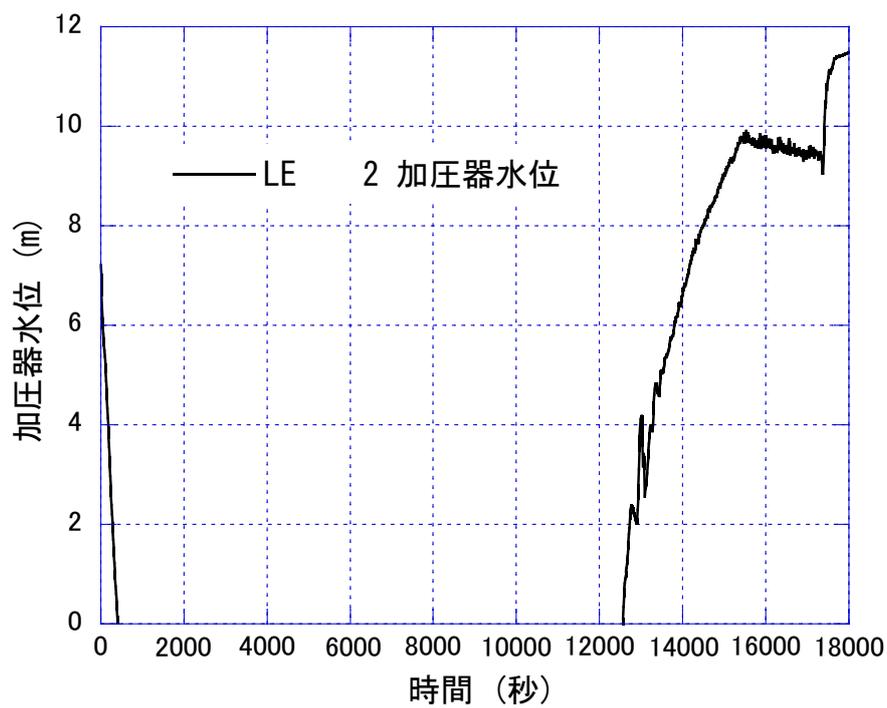


图 3.2.1.1-4 加压器水位

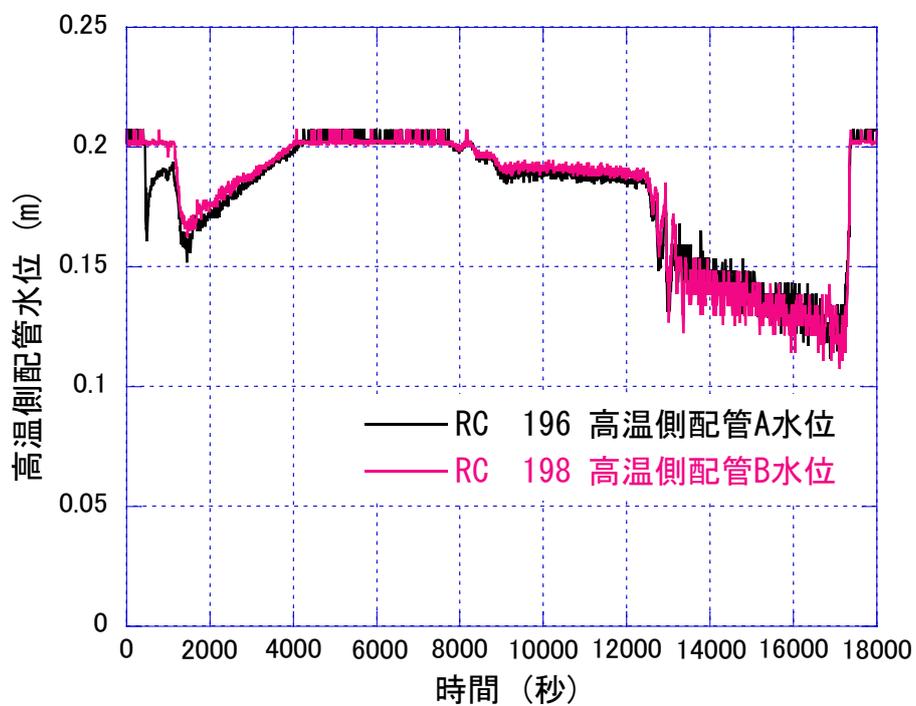


图 3.2.1.1-5 高温侧配管水位

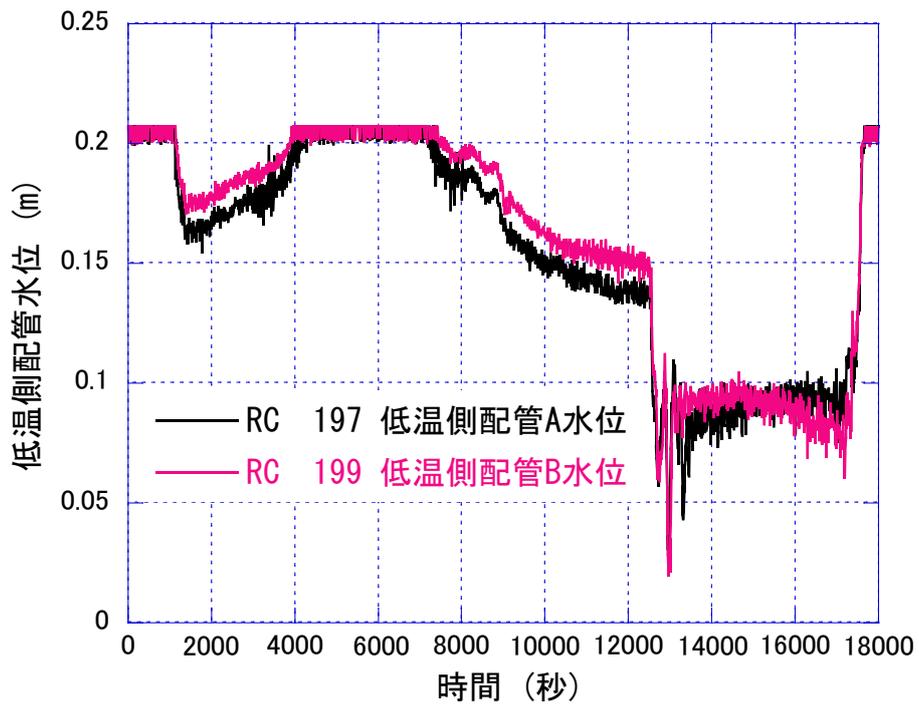


图 3.2.1.1-6 低温侧配管水位

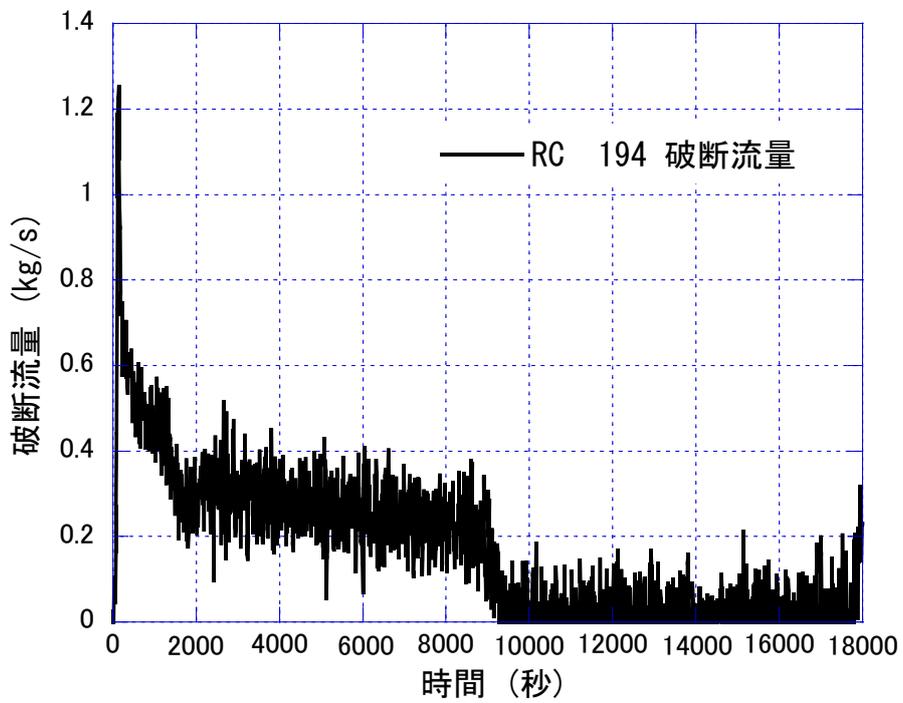


图 3.2.1.1-7 破断流量

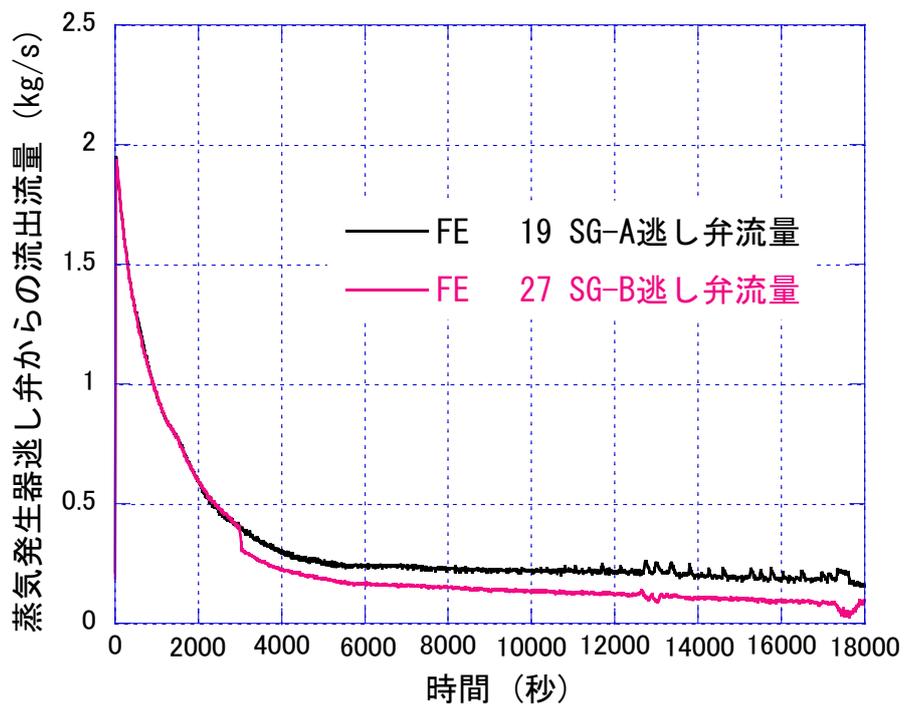


図 3.2.1.1-8 蒸気発生器逃し弁からの流出流量

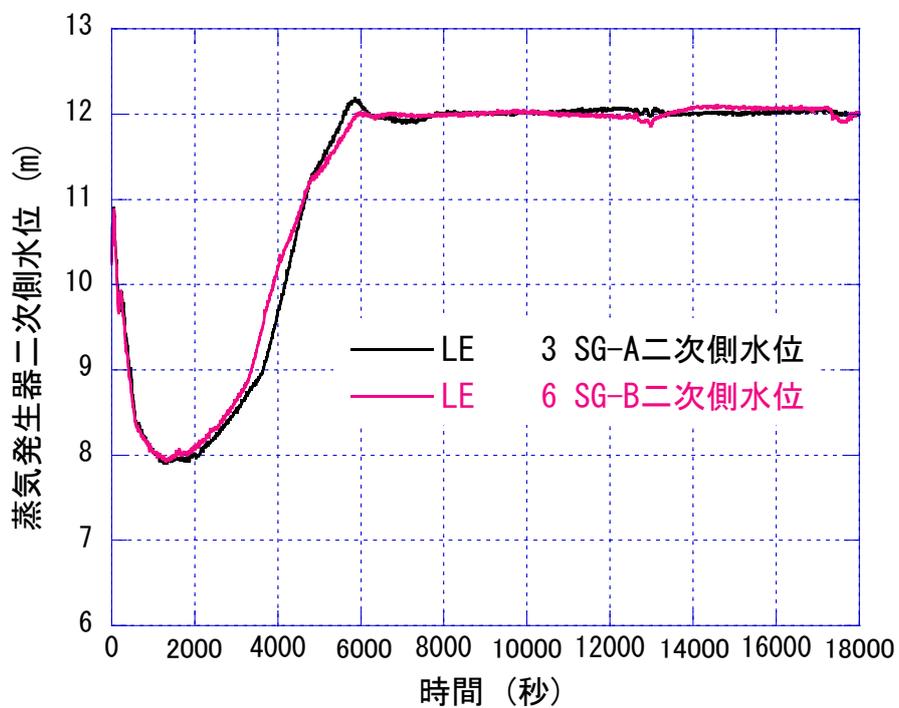


図 3.2.1.1-9 蒸気発生器二次側水位

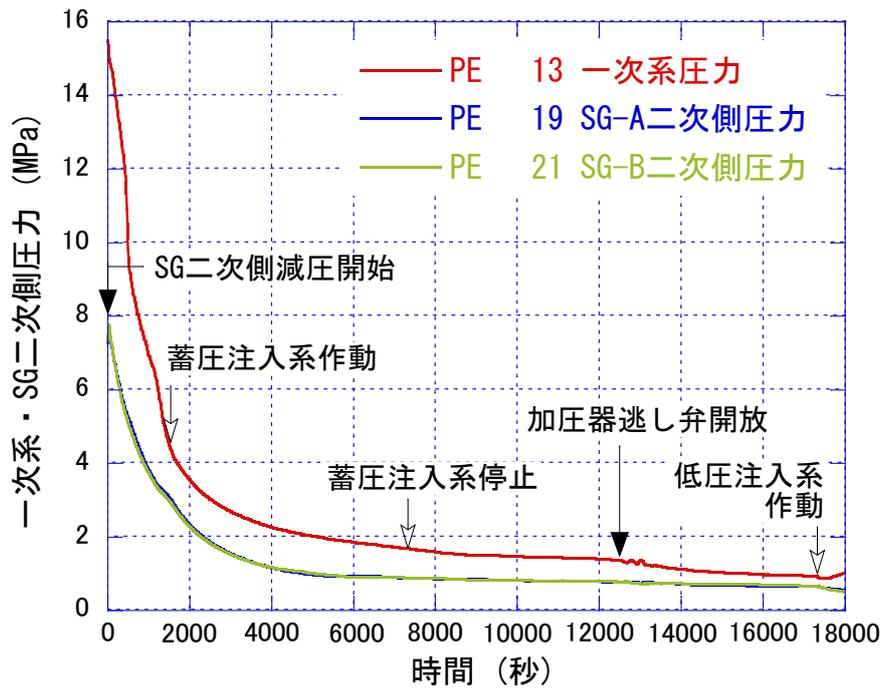


図 3.2.1.1-10 一次系・蒸気発生器二次側圧力 (縦軸：0-16MPa)

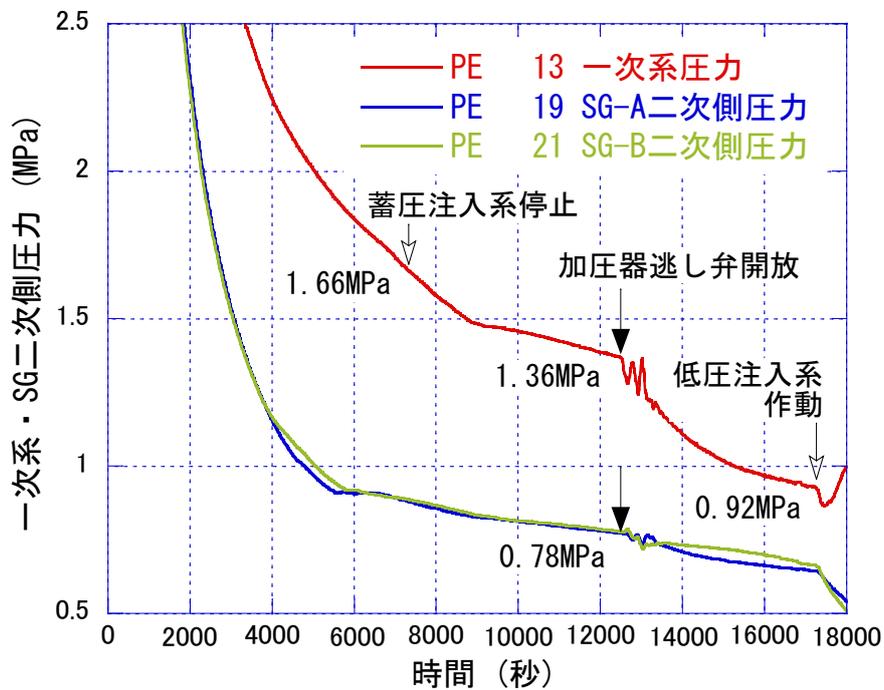


図 3.2.1.1-11 一次系・蒸気発生器二次側圧力 (縦軸：0.5-2.5MPa)

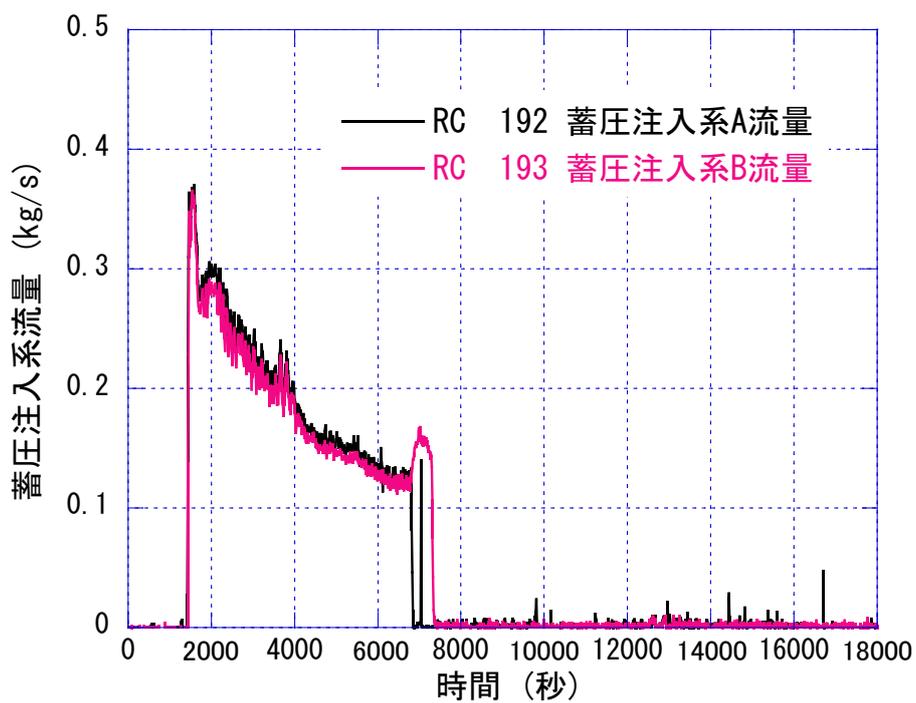


图 3.2.1.1-12 蓄压注入系流量

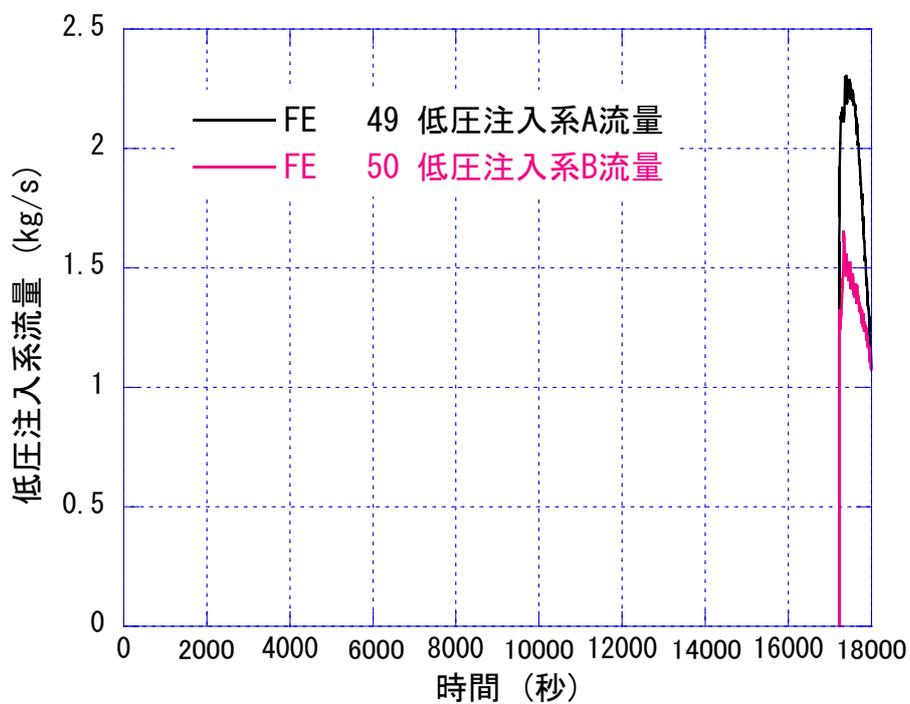


图 3.2.1.1-13 低压注入系流量

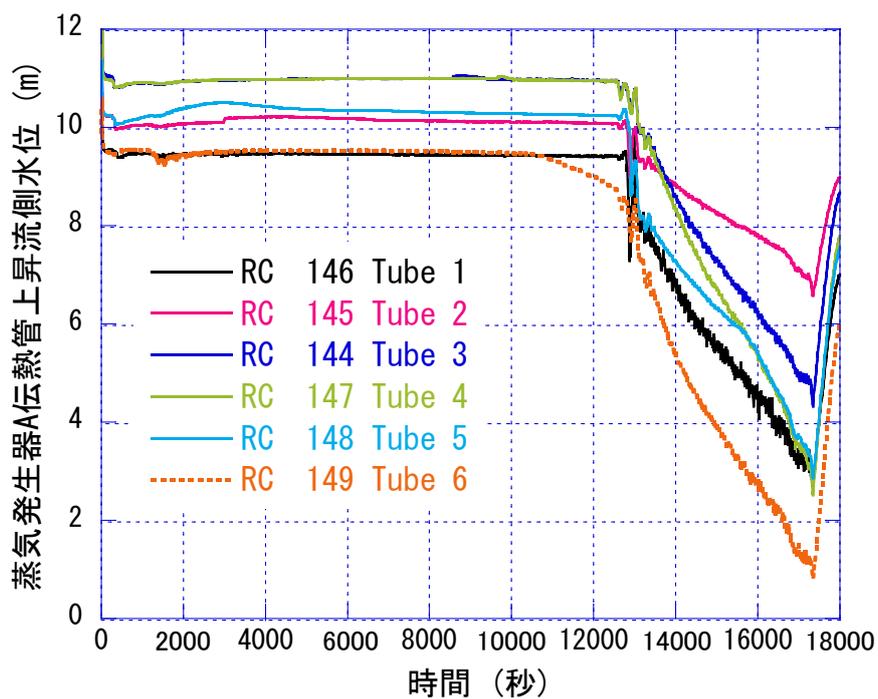


図 3.2.1.1-14 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ A)

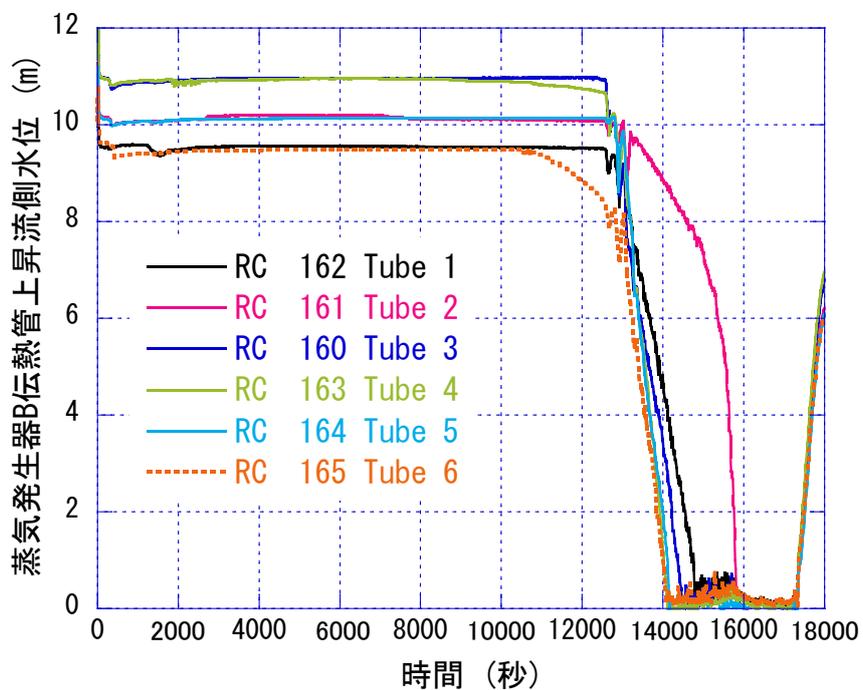


図 3.2.1.1-15 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ B)

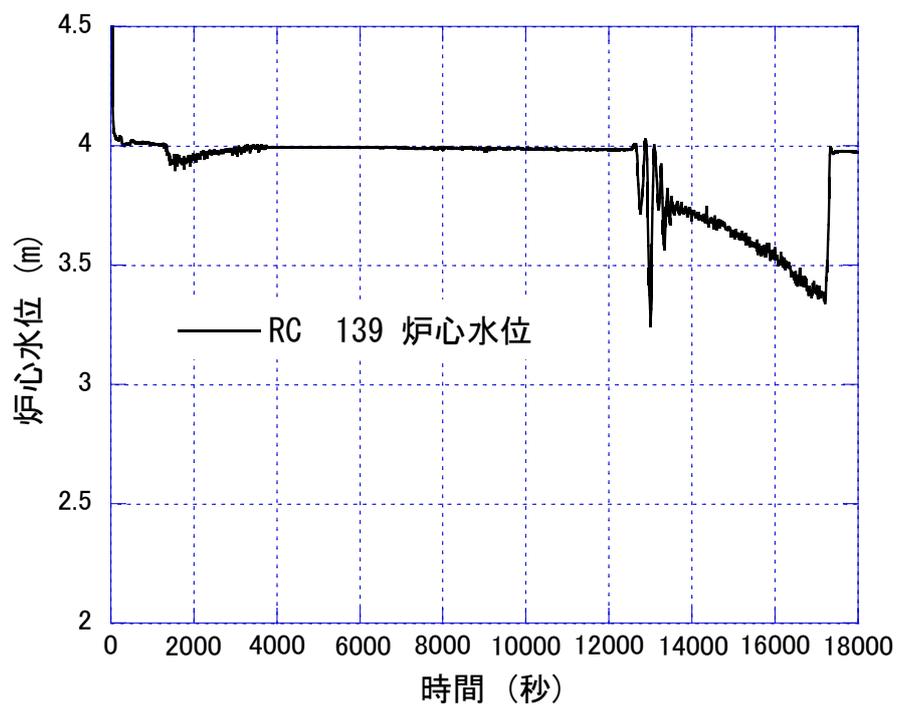


图 3.2.1.1-16 炉心水位

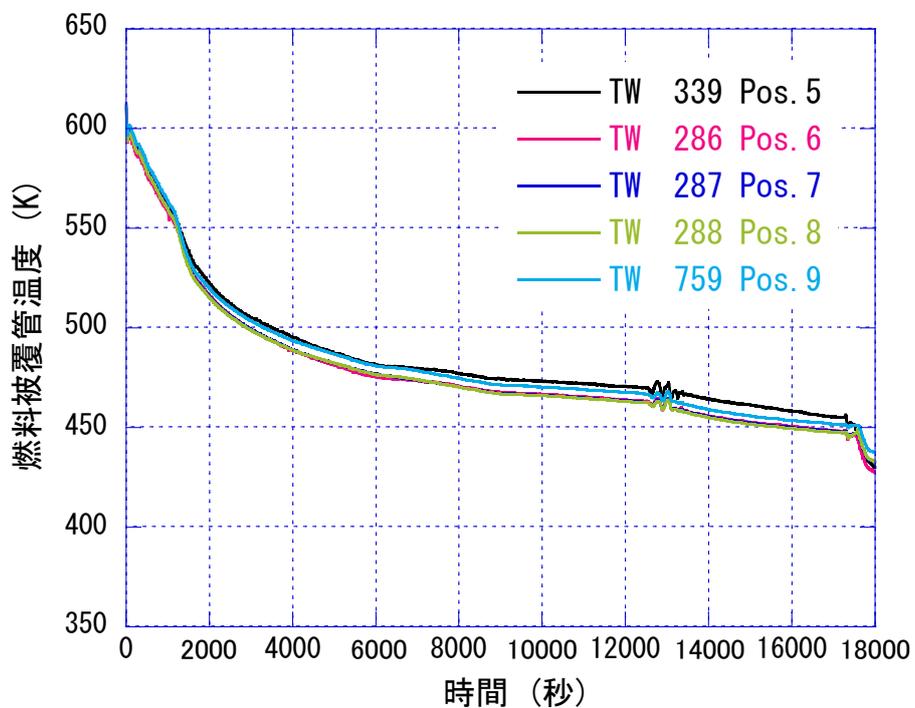


图 3.2.1.1-17 燃料被覆管温度

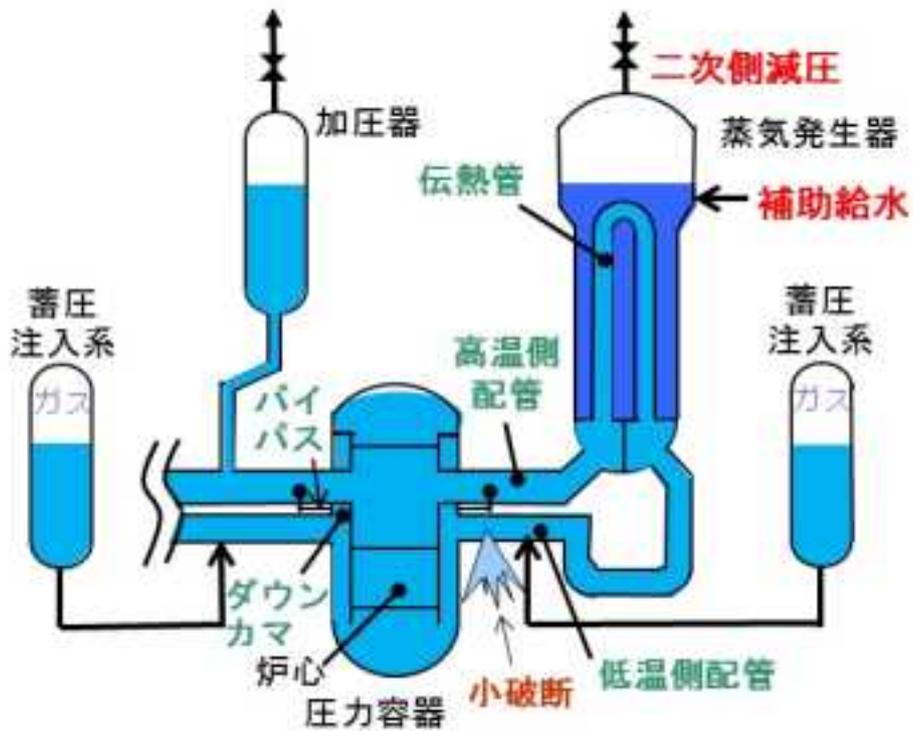


図 3.2.1.1-18 実験開始直後における一次系・二次系冷却材分布状況

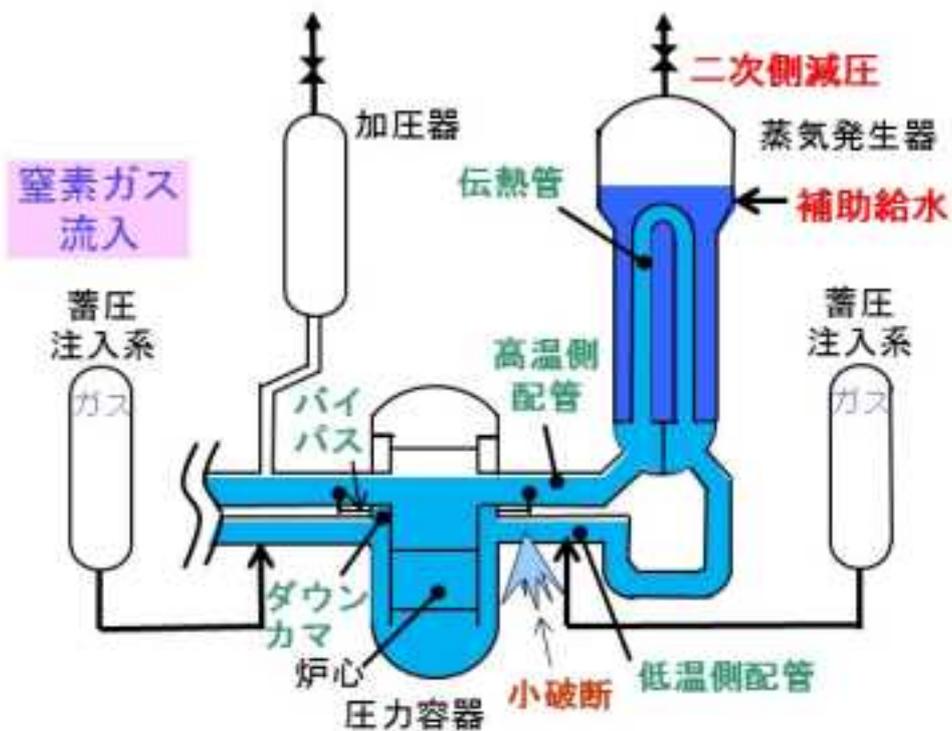


図 3.2.1.1-19 蓄圧注入系からの窒素ガス流入直前における一次系・二次系冷却材分布状況

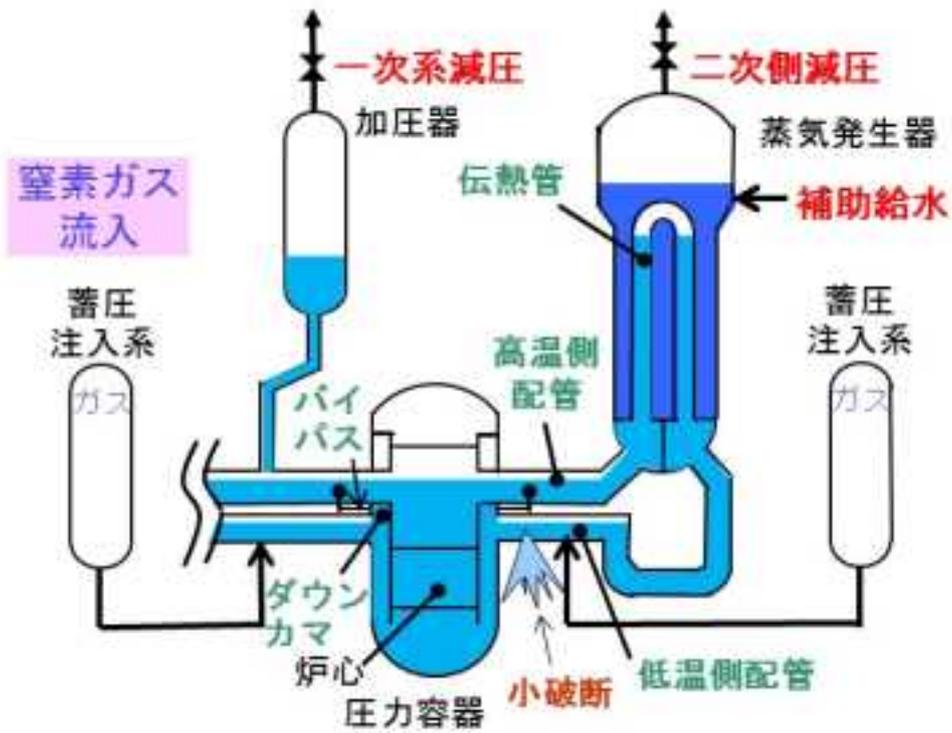


図 3.2.1.1-20 加圧器逃し弁開放直後における一次系・二次系冷却材分布状況

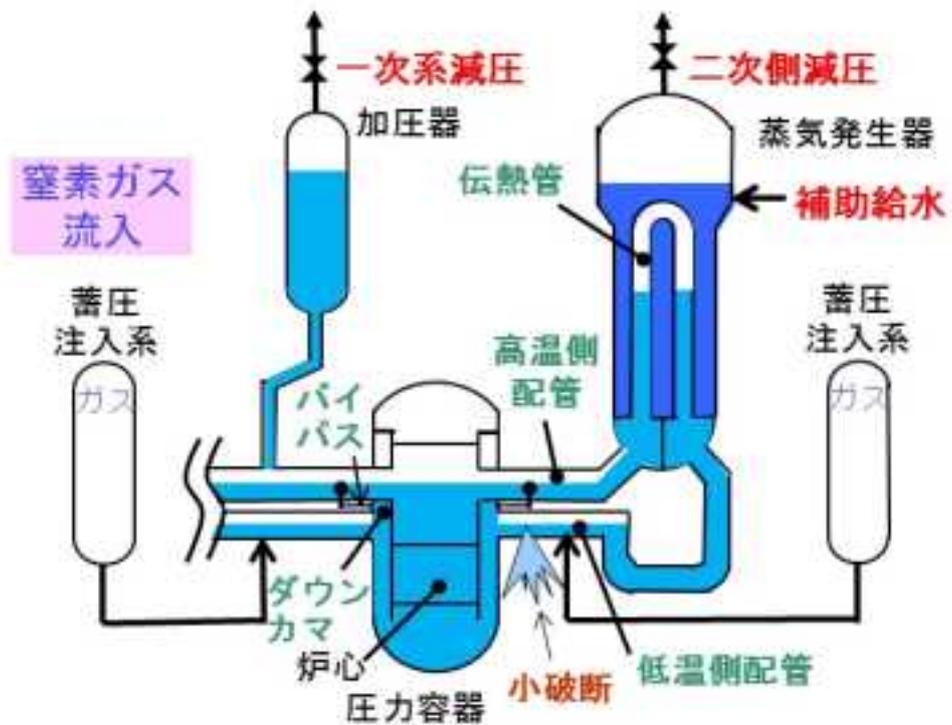


図 3.2.1.1-21 低圧注入系作動直前における一次系・二次系冷却材分布状況

3.2.1.2. 現象把握のための定常実験

過去に実施した LSTF による現象把握のための定常自然循環実験(実験番号：ST-NC-12)では、リフラックス冷却条件で炉心出力が 1MW 一定かつ、SG 二次側水位は SG 伝熱管頂部を超える高さに維持し、SG 入口プレナムに窒素ガスを注入した。窒素ガスの流入現象は一次系圧力に大きく依存するが、一次系圧力は 1MPa 以上であったため、より低圧でのデータが必要となる。そのため、炉心出力は 0.5MW 一定かつ、SG 二次側水位は SG 伝熱管頂部を超える高さに維持し、一次系圧力は 1MPa 以下で窒素ガスの蓄積量を変えて定常実験を実施した。定常実験(実験番号：ST-NC-45)の主な条件は、以下の通りである。

- 炉心出力は 0.5MW (PWR 全出力の 0.7%相当) 一定とする。
- 一次系圧力は 1MPa 以下とする。
- SG 二次側圧力は 0.5MPa 以下とする。
- SG 二次側水位は SG 伝熱管頂部を超える高さ (約 12m) に維持する。
- 圧力容器底部のオートブリードラインから一次系冷却材を徐々に排出し、水単相自然循環、二相自然循環、リフラックス凝縮過程を模擬する。
- リフラックス凝縮過程において、蓄圧注入系加圧用の窒素ガスをループ A、ループ B の順番でガス供給ラインを介して SG 入口プレナムのガス供給ノズルから一定流量で注入、系を安定させるために一定時間の保持を繰り返す。図 3.2.1.2-1 に窒素ガス注入方法の概略図を示す。

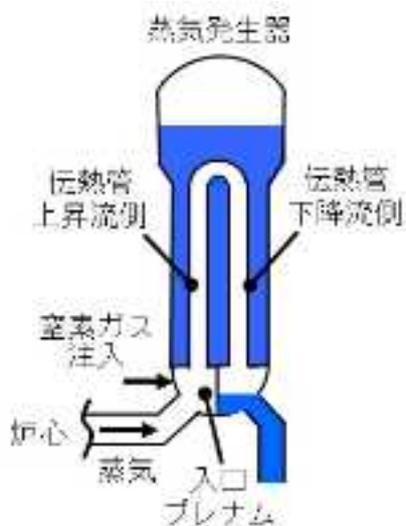


図 3.2.1.2-1 窒素ガス注入方法の概略図

定常実験の主な手順は、以下の通りである。

- 炉心出力を約 2MW (PWR 全出力の 2.8%相当) とする。なお、径方向の炉心出力は flat とする。

- SG 二次側圧力が約 0.7MPa に到達後、SG 二次側水位を約 12m に調整する。
- 一次系圧力は約 1.5MPa に調整する。
- 加圧器水位を約 7.2m とする。
- 炉心出力を 0.5MW (PWR 全出力の 0.7%相当) とする。
- 両ループの一次系冷却材ポンプを停止する。
- 加圧器スプレイポンプを停止する。
- 系を安定させるために約 15~20 分保持する。
- 圧力容器オートブリードラインの弁を開くことにより、一次系冷却材の排出を開始する。ここで、排出された冷却材は、オートブリードラインから流量計測のための積算タンクに専用配管を介して導く。なお、一次系冷却材の排出開始を時刻ゼロとする。
- 約 2%づつ段階的に一次系冷却材の排出および系を安定させるために約 15~20 分の保持をリフラックス凝縮過程が開始するまで繰り返す。
- SG 出口プレナムの頂部と底部のほぼ中間になるように水位を調整する。
- リフラックス凝縮過程で、窒素ガスをループ A、ループ B の順番でガス供給ラインを介して SG 入口プレナムのガス供給ノズルから 1 ループ当たり一定流量(200NL/min)で 4 分間注入し、系を安定させるために約 15~20 分の保持を 7 回繰り返す。
- 炉心出力をゼロにして実験を終了する。

表 3.2.1.2-1 に一次系冷却材排出開始後の一次系インベントリと一次系ループ流量の関係を示す。また、図 3.2.1.2-2 と図 3.2.1.2-3 にそれぞれ一次系冷却材排出量と一次系ループ流量を示す。ここで、一次系冷却材排出開始時に一次系圧力が約 0.8MPa であるため、一次系平均密度(897kg/m³)に一次系容積(6.841m³)を乗じることで、初期インベントリを 6137kg と評価した。また、一次系インベントリは、初期値(6137kg)と、積算タンクの水位変化から求めた一次系冷却材排出量の差で評価した。さらに、一次系冷却材の排出後系を安定させるために保持した時間の中から評価時間を選定し、その時間における一次系インベントリと一次系ループ流量の平均値を評価した。その結果、一次系冷却材の排出開始からインベントリが 89.7%に減少するまでの期間では、水単相自然循環が継続するため、一次系ループ流量に大きな変化は生じなかった。その後、インベントリが 87.6%のとき、二相自然循環に移行するためにループ流量は増加し、インベントリが 81.6%、77.5%のとき、それぞれループ A、B の流量は最大値を示した。一方、インベントリが 61.3%、49.3%に減少するまでの期間では、それぞれループ A、B の流量は低下した。この二相自然循環過程において、ループ流量は大きな変動を伴いながら推移し、ループ A、B 間の流量に大きな違いが見られた。以後、リフラックス凝縮過程に移行し、計測誤差(±1.2kg/s)を考慮して、このときのループ流量はほぼゼロと評価した。

図 3.2.1.2-4 に窒素ガス注入流量を示す。窒素ガスはループ A、ループ B の順番で約

12Nm³/h(約 200NL/min 相当)の流量で 4 分間注入し、1 ループ当りの窒素ガス総注入量は約 5Nm³ と評価した。蓄圧注入系の隔離失敗により蓄圧注入タンクから一次系へ流入する窒素ガス量は一次系圧力の低下とともに増加するが、評価値(約 5Nm³)は一次系圧力が約 1MPa において蓄圧注入タンクから流入する 1 ループ当りの窒素ガス量に相当する。窒素ガス注入後の一次系圧力や SG 伝熱管流体温度等は、窒素ガスの注入後系を安定させるために保持した時間の中から評価時間(5 分間)を選定し、その時間における平均値を評価した。ここで、評価時間は、窒素ガス注入の 1 回目が 22100~22400 秒、2 回目が 24000~24300 秒、3 回目が 25300~25600 秒、4 回目が 26700~27000 秒、5 回目が 28200~28500 秒、6 回目が 29700~30000 秒、7 回目が 31300~31600 秒とした。以後、ループ A の実験結果を代表して述べる。

図 3.2.1.2-5 に一次系・SG 二次側圧力を示す。窒素ガスの注入を重ねると、蓄積したガス量が増加し、凝縮熱伝達の低下により、一次系圧力が上昇した。ここで、窒素ガス注入の 1 回目が 0.42MPa、2 回目が 0.51MPa、3 回目が 0.61MPa、4 回目が 0.71MPa、5 回目が 0.82MPa、6 回目が 0.93MPa、7 回目が 1.03MPa であった。一方、SG 二次側圧力は 1 回目が 0.26MPa であり、2 回目以降やや低下した。代表的な SG 伝熱管流体温度の結果として、図 3.2.1.2-6~図 3.2.1.2-9 にそれぞれ伝熱管入口から 0.811m、2.101m、3.381m、伝熱管出口から 0.811m での流体温度を、一次系飽和温度及び SG 二次側流体温度と比較して示す。Tube 1 と Tube 6 は短い管、Tube 2 と Tube 5 は中間長さの管、Tube 3 と Tube 4 は長い管である。なお、計測した伝熱管の流体温度のうち一部ではあるが、トレンドが正しくない、あるいは、計測精度を逸脱している流体温度は除外している。実験結果は、SG 伝熱管群での非一様な流動挙動を示した。伝熱が生じている伝熱管では、蒸気流に対応して鉛直上向き方向に流体温度の低下が計測された。一方、伝熱が生じていない伝熱管、たとえば、伝熱管出口から 0.811m での中間長さの管や長い管の流体温度は、二次側流体温度とほぼ同じとなった。なお、窒素ガスの注入位置に近い伝熱管入口部近くの流体温度は、その他の計測位置での流体温度に比べて大きな変動を伴った。

図 3.2.1.2-10~図 3.2.1.2-15 にそれぞれ短い管(Tube 1 と Tube 6)、中間長さの管(Tube 2 と Tube 5)、長い管(Tube 3 と Tube 4)の一次系流体温度と飽和温度の差で評価したサブクール度を示す。これらの図の中で、1~7 回目の窒素ガス注入時のサブクール度についてそれぞれ○印、□印、◇印、×印、▽印、△印、●印で示す。また、図 3.2.1.2-16~図 3.2.1.2-18 にそれぞれ短い管、中間長さの管、長い管におけるサブクール度に基づく 1 回目の窒素ガス注入でのガスの蓄積状況を示す。窒素ガスは伝熱管の出口部から入口部に向かって蓄積する。窒素ガスの注入を重ねると、伝熱管内ほぼ全ての計測位置でサブクール度が高くなった。短い管(Tube 1 と Tube 6)に関しては、1 回目の窒素ガス注入で伝熱管内全ての計測位置でサブクール状態となり、ガスが蓄積した。また、窒素ガスの各注入時において、伝

熱管内全ての計測位置ではほぼ同じサブクール度を示した。ここで、**Tube 1** と **Tube 6** はほぼ同じ流動挙動を示した。中間長さの管(**Tube 2** と **Tube 5**)に関しては、**Tube 2** の伝熱管入口から **0.811m** では1回目の窒素ガス注入で飽和温度を示し、ガスが蓄積しなかった。しかし、2回目の窒素ガス注入でサブクール状態となり、ガスが蓄積した。**Tube 2** のその他の計測位置と **Tube 5** の全ての計測位置では、1回目の窒素ガス注入でサブクール状態となり、ガスが蓄積した。また、上昇流側では鉛直上向き方向にサブクール度は高くなったが、下降流側ではほぼ同じサブクール度を示した。ここで、**Tube 2** と **Tube 5** はほぼ同じ流動挙動を示した。長い管(**Tube 3** と **Tube 4**)に関しては、伝熱管入口から **0.811m** では1回目及び2回目の窒素ガス注入で飽和温度を示し、ガスが蓄積しなかった。しかし、3回目の窒素ガス注入でサブクール状態となり、ガスが蓄積した。**Tube 3** では伝熱管入口から **2.741m** まで、一方、**Tube 4** では伝熱管入口から **3.381m** まで1回目の窒素ガス注入で飽和温度を示したが、2回目の窒素ガス注入でサブクール状態となった。**Tube 3** と **Tube 4** のその他の計測位置では、1回目の窒素ガス注入でサブクール状態となった。また、中間長さの管と同様、上昇流側では鉛直上向き方向にサブクール度は高くなったが、下降流側ではほぼ同じサブクール度を示した。ここで、**Tube 3** と **Tube 4** はほぼ同じ流動挙動を示した。

表 3.2.1.2-1 一次系インベントリと一次系ループ流量の関係

一次系 冷却材 排出 ステップ	評価時間 (秒)	一次系インベントリ (評価時間での平均値)		一次系ループ流量 (評価時間での平均値)	
		一次系 冷却材 排出量(kg)	インベ ントリ (%)	ループ A 流量 (kg/s)	ループ B 流量 (kg/s)
排出前	-40~0	0	100 ^{*1}	4.0	4.1
1	160~740	172.9	97.2	4.0	4.1
2	860~1140	314.9	94.9	4.0	4.1
3	1320~1560	464.8	92.4	4.0	4.0
4	1780~2180	618.2	89.9	4.0	4.1
5	2360~2860	760.5	87.6	5.0	5.1
6	3020~3480	892.0	85.5	6.4	6.3
7	3660~4000	1014.0	83.5	7.6	7.0
8	4140~4600	1131.9	81.6	9.8	7.0
9	4740~5200	1260.1	79.5	9.2	8.6
10	5360~5800	1383.6	77.5	8.8	9.5
11	5940~6340	1506.1	75.5	8.4	9.0
12	6560~7000	1631.9	73.4	7.9	8.3
13	7160~7560	1755.8	71.4	6.6	7.5
14	7800~8300	1879.1	69.4	6.6	5.9
15	8440~8980	2000.8	67.4	6.3	5.3
16	9180~9700	2125.8	65.4	5.7	4.2
17	9920~10380	2250.6	63.3	4.0	4.0
18	10560~11000	2373.4	61.3	1.4	4.8
19	11240~11680	2498.4	59.3	*2	4.3
20	11880~12400	2622.0	57.3	*2	2.9
21	12600~13080	2744.5	55.3	*2	2.6
22	13280~13800	2864.2	53.3	*2	2.3
23	13980~14280	2987.2	51.3	*2	2.6
24	14500~15000	3108.9	49.3	*2	1.1
25	15200~15700	3236.8	47.3	*2	*2

*1 基準 : 6137kg(100%インベントリ)で評価

*2 計測誤差(±1.2kg/s)を考慮して、一次系ループ流量はほぼゼロと評価した。

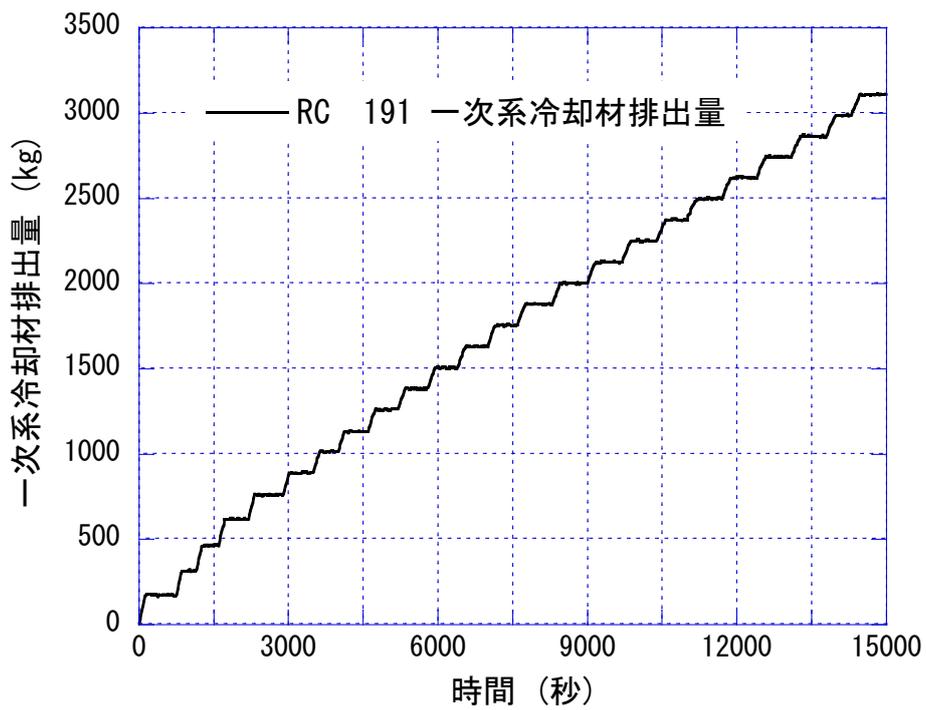


図 3.2.1.2-2 一次系冷却材排出量

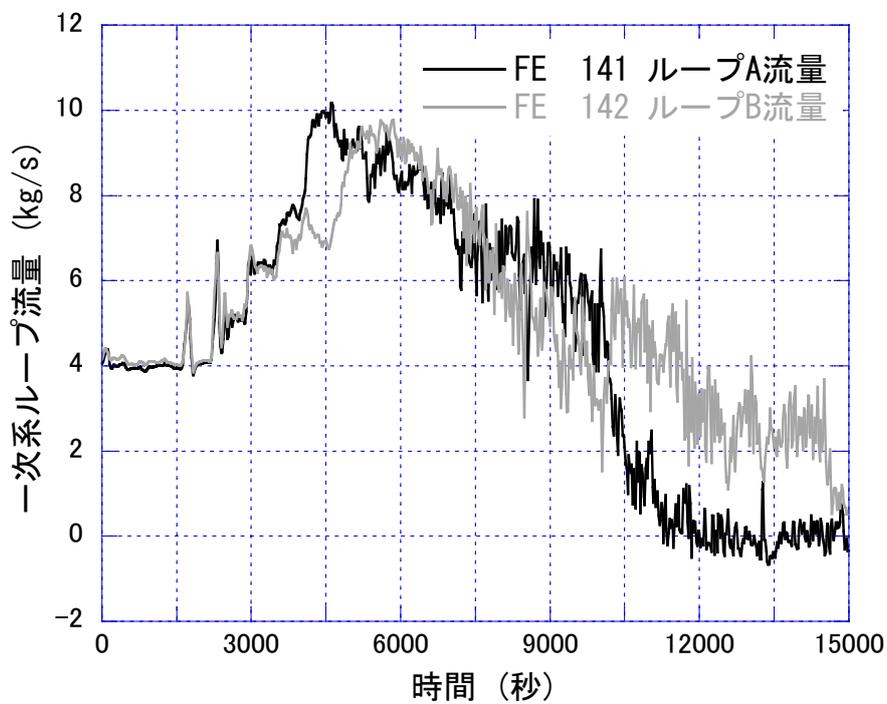


図 3.2.1.2-3 一次系ループ流量

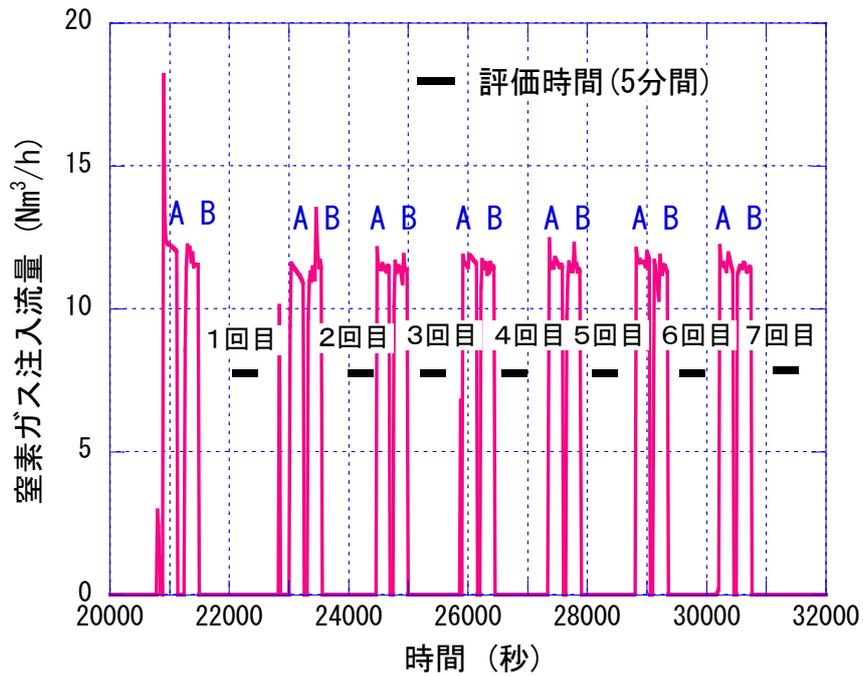


図 3.2.1.2-4 窒素ガス注入流量

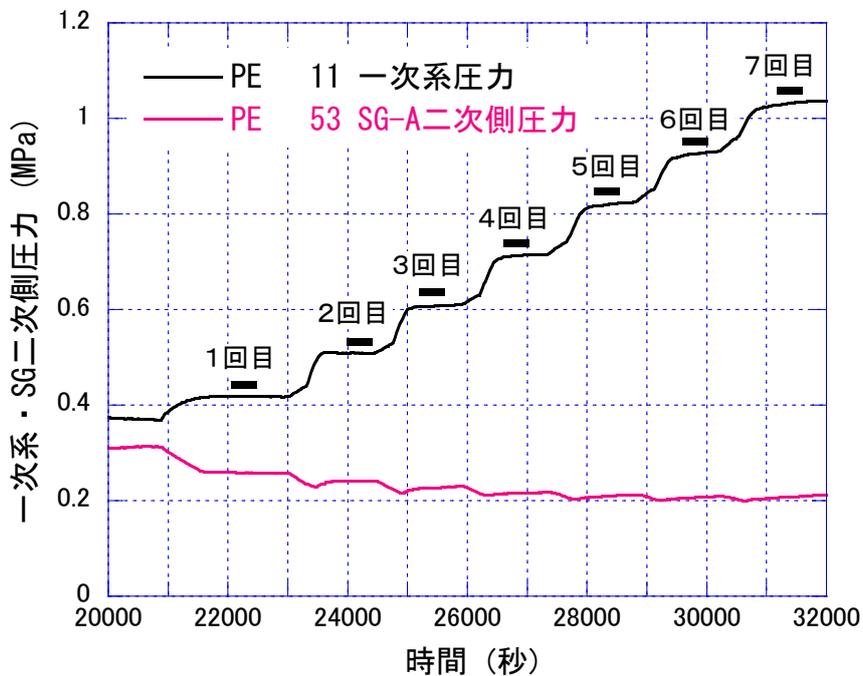


図 3.2.1.2-5 一次系・蒸気発生器二次側ループ A 圧力

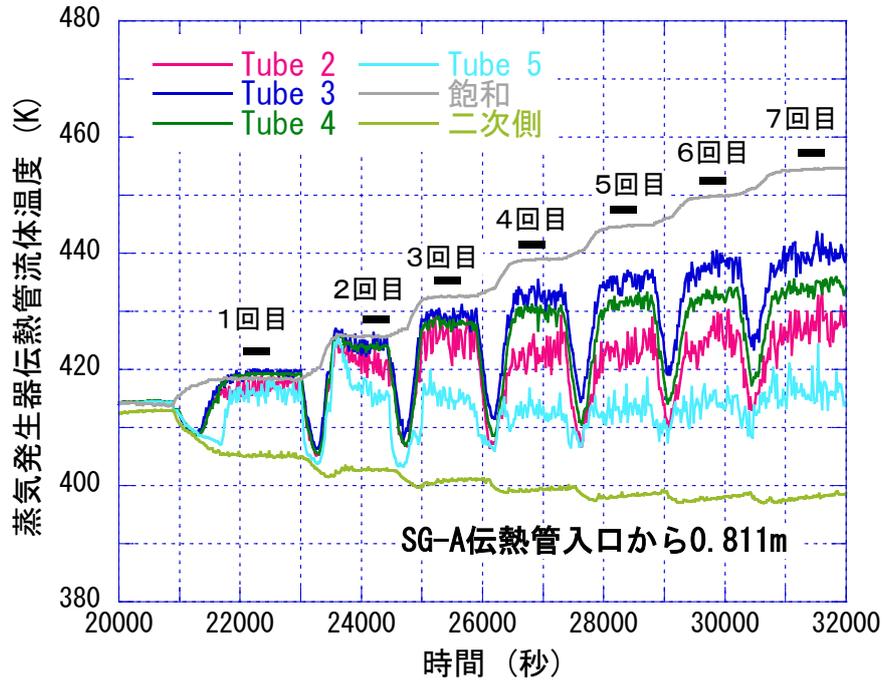


図 3.2.1.2-6 蒸気発生器伝熱管入口からの距離 0.811m での流体温度(ループ A)

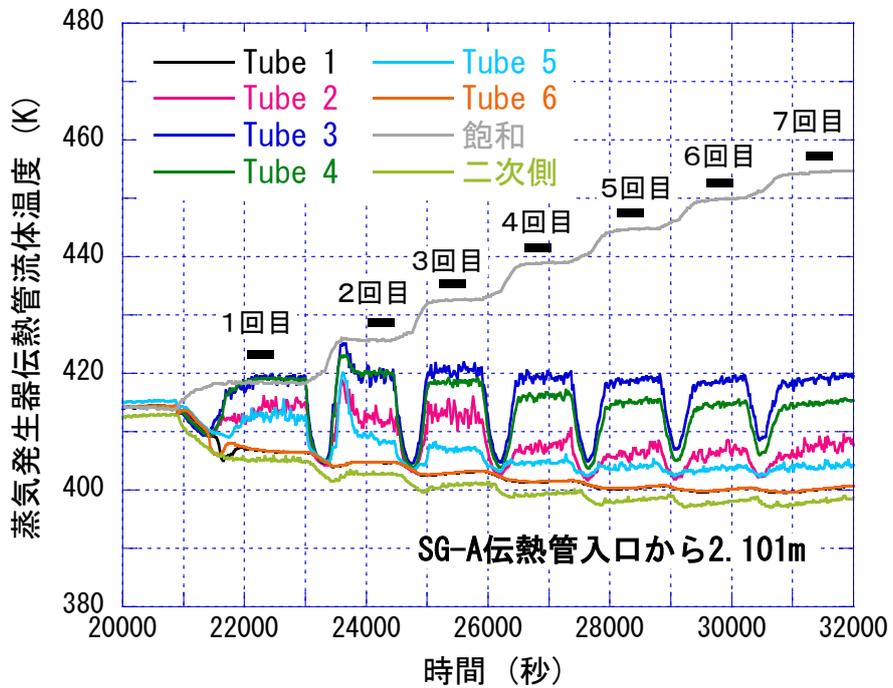


図 3.2.1.2-7 蒸気発生器伝熱管入口からの距離 2.101m での流体温度(ループ A)

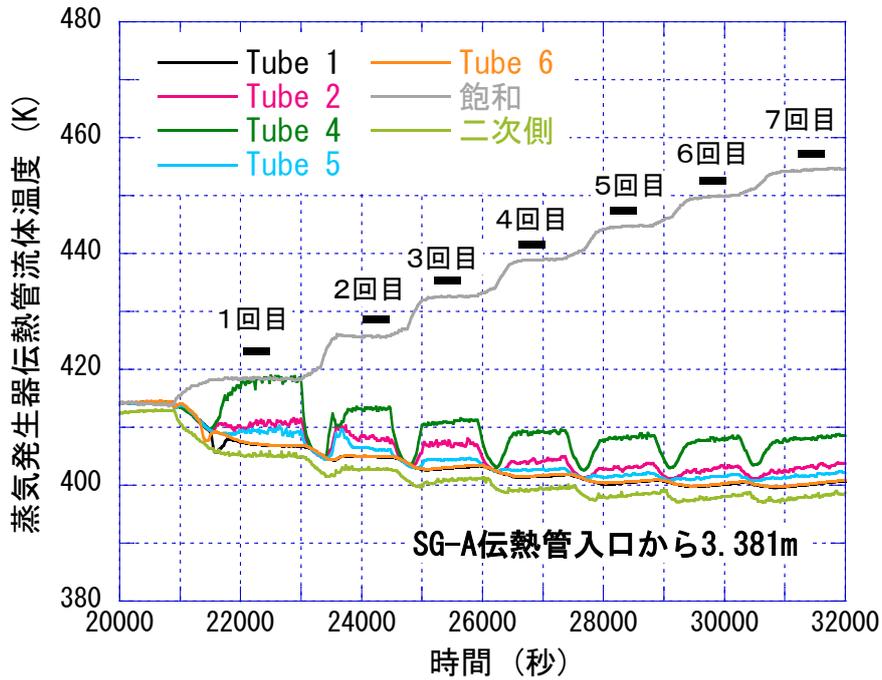


図 3.2.1.2-8 蒸気発生器伝熱管入口からの距離 3.381m での流体温度(ループ A)

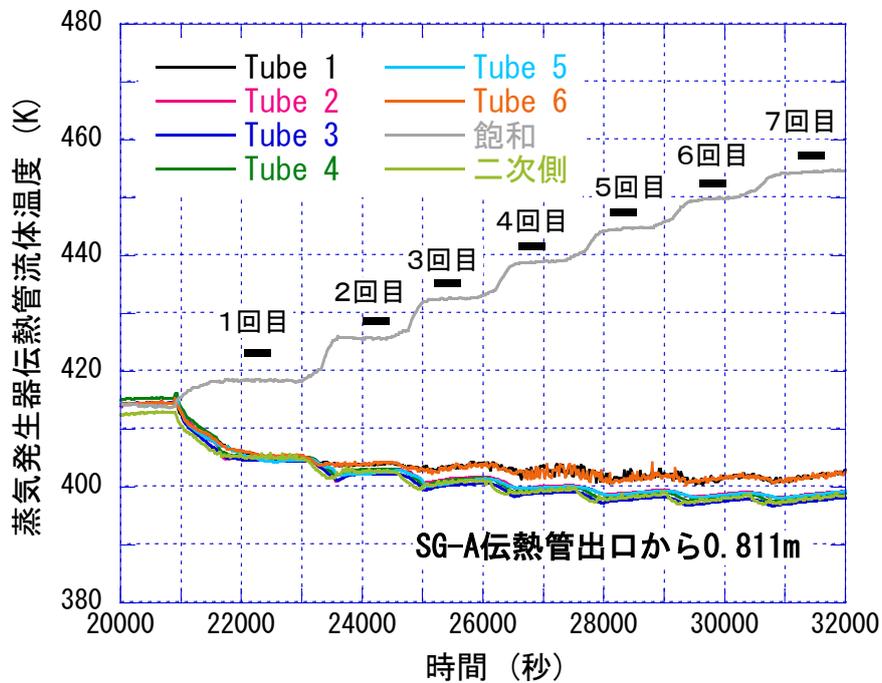


図 3.2.1.2-9 蒸気発生器伝熱管出口からの距離 0.811m での流体温度(ループ A)

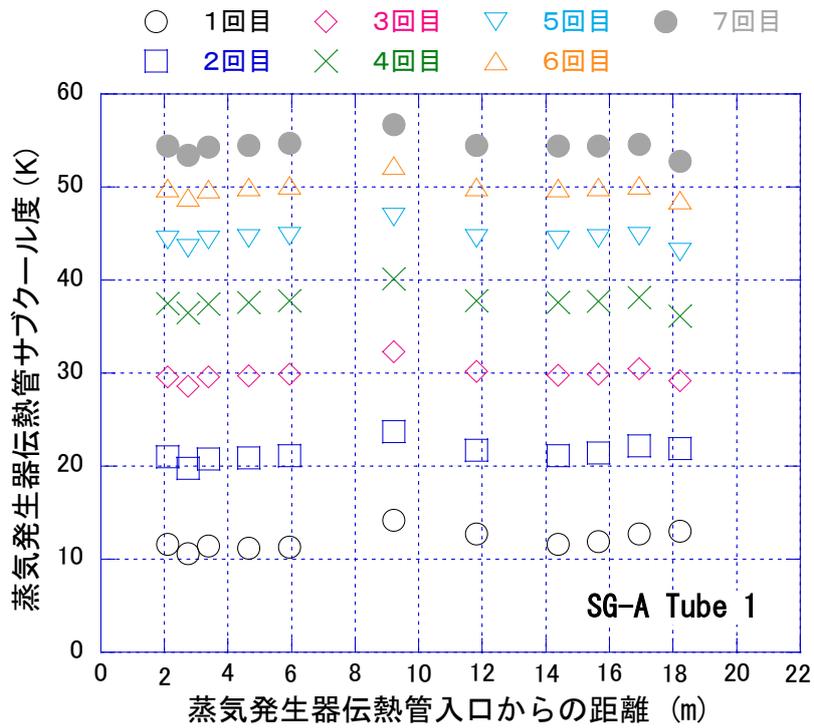


図 3.2.1.2-10 蒸気発生器短い管(Tube 1)のサブクール度(ループ A)

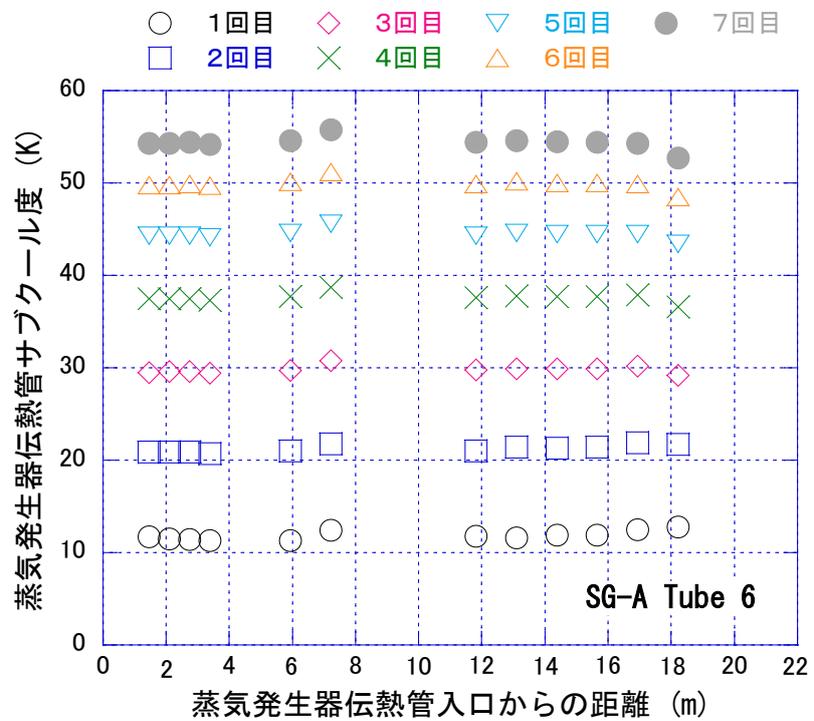


図 3.2.1.2-11 蒸気発生器短い管(Tube 6)のサブクール度(ループ A)

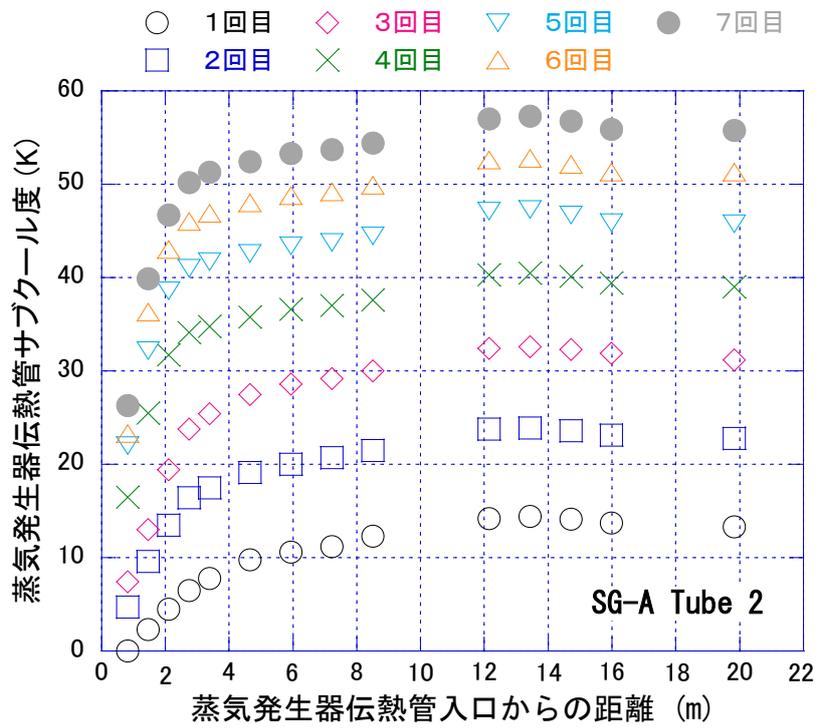


図 3.2.1.2-12 蒸気発生器中間長さの管(Tube 2)のサブクール度(ループ A)

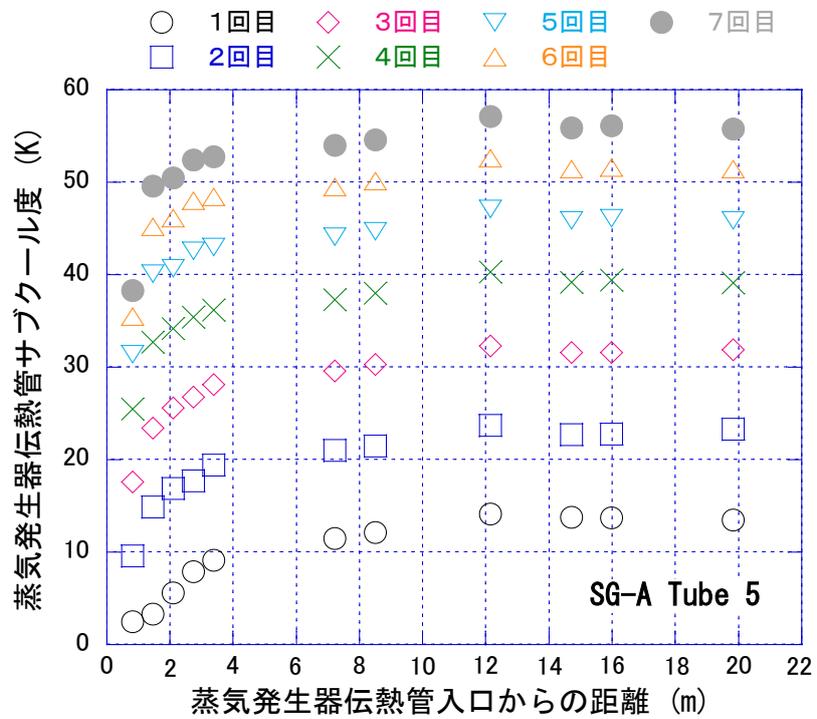


図 3.2.1.2-13 蒸気発生器中間長さの管(Tube 5)のサブクール度(ループ A)

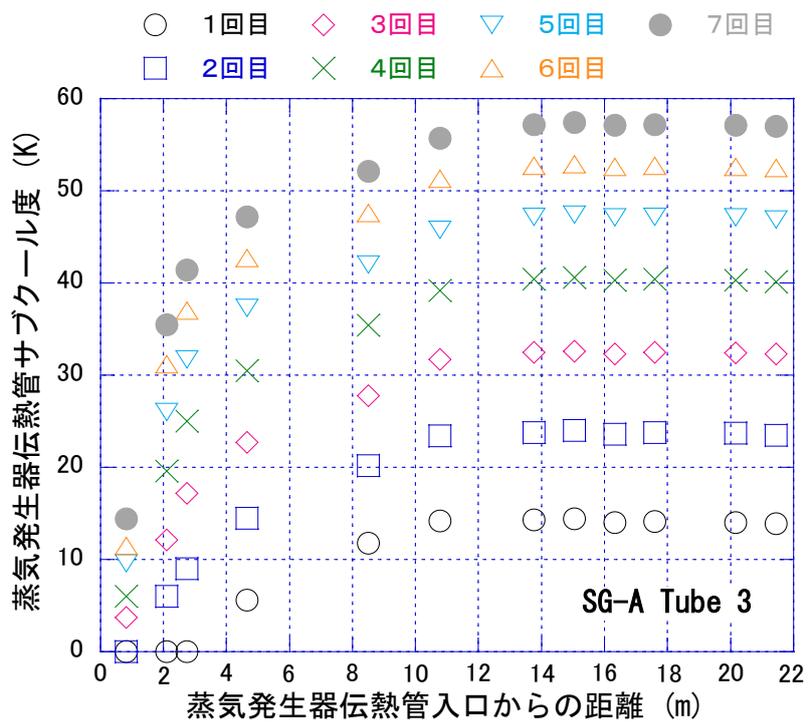


図 3.2.1.2-14 蒸気発生器長い管(Tube 3)のサブクール度(ループ A)

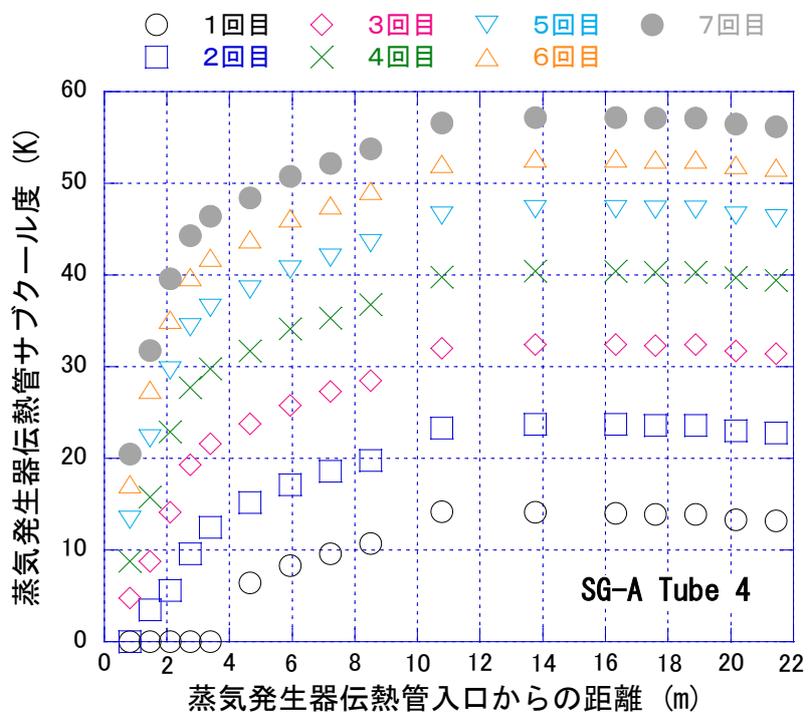


図 3.2.1.2-15 蒸気発生器長い管(Tube 4)のサブクール度(ループ A)

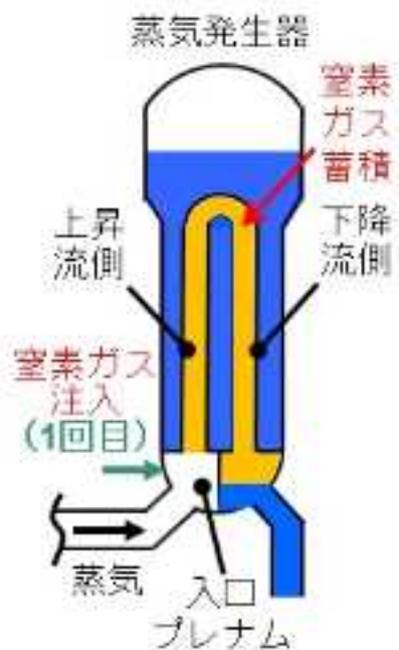


図 3.2.1.2-16 蒸気発生器中間長さの管の窒素ガスの蓄積状況(窒素ガス注入 1 回目)

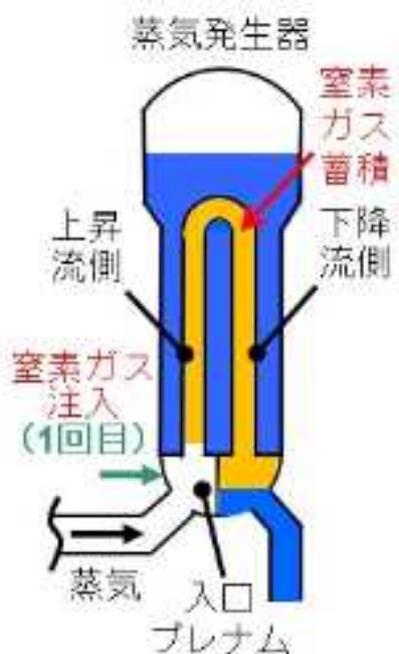


図 3.2.1.2-17 蒸気発生器長い管の窒素ガスの蓄積状況(窒素ガス注入 1 回目)

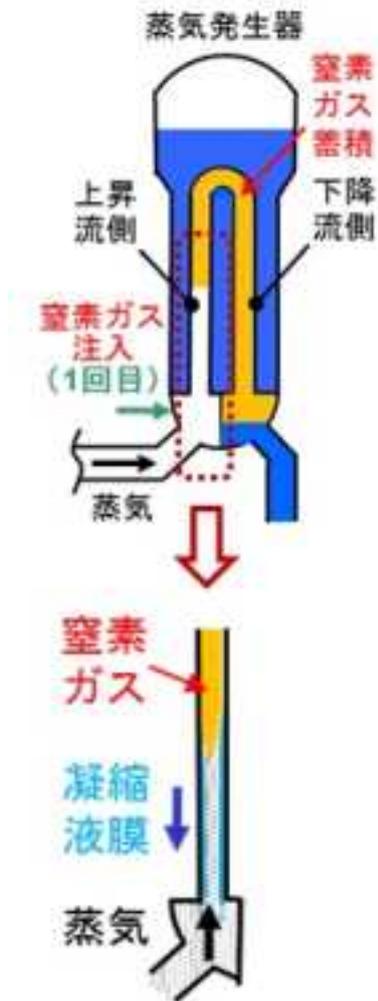


図 3.2.1.2-18 蒸気発生器長い管の窒素ガスの蓄積状況(窒素ガス注入 1 回目)

3.2.2. 炉心伝熱及びスケーリング実験

本節では、炉心伝熱とスケーリング効果に着目した実験について述べる。炉心伝熱に関する実験では、本年度から実験を開始した単管炉心伝熱実験装置の概要、データ処理方法、実験結果について述べる。次に、スケーリング実験の一つである、PWR ホットレグを模擬した斜め管内における CCFL について実験結果を示す。さらに、スケーリング効果に関する実験に使用するための、4 センサープローブとワイヤーメッシュセンサーについて、データ処理方法及び実験結果を示す。

3.2.2.1. 単管炉心伝熱実験

(1) 単管試験体

単管試験体の概略図を図 3.2.2.1-1 に示す。単管試験体は、内径 12.2mm、厚さ 2.3mm のインコロイ 800HT 製の直管を絶縁フランジを介して直列につなぎ合わせた構造であり、測定部と、その上流側に 3 本の予熱助走部が配置される。それぞれの直管の両端には電極を兼ねたフランジが付いており、フランジを介して交流電源に接続され、直接通電加熱により発熱する。測定部と 3 本の予熱部それぞれにサイリスタを設けることにより、独立に電力制御を行うことが可能である。測定部は長さ 690mm（有効発熱部はフランジ部除く長さ 500mm）で、最大熱出力はおよそ 35kW である。予熱助走部は、長さ 1130mm（有効発熱部 1000mm）で、最大熱出力はおよそ 65kW である。測定部、予熱助走部には温度計測のため熱電対を設置した。熱電対はシース径 $\phi 1.0\text{mm}$ の K 型熱電対であり、直管の外表面にスポット溶接で取り付けられた。取り付け位置は、特に測定部と最下流側予熱部の上部（下流側）に集中させた（図 3.2.2.1-2、3.2.2.1-3）。

(2) 熱流束と壁面過熱度

測定部内表面での熱流束と壁面過熱度は、外表面温度を境界条件として熱伝導方程式より求める。熱流束 q_2'' は、軸方向の熱伝導を考慮し、以下で求められる。

$$q_2'' = \frac{\dot{Q}_2}{2\pi r_0 \delta_2} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) dz \quad (3.2.2.1-1)$$

ここで、 \dot{Q}_2 は測定部の熱出力、 δ_2 は測定部の加熱長、 r_0 は直管の内径を表す。温度 T には、熱電対で測定した外表面温度 T_1 をそのまま適用した。 λ は直管の熱伝導率であり、本来は温度の関数であるが、ここでは一定値で近似した。一方、内壁温度 T_0 は、無限円筒定常熱伝導式から外挿して、

$$T_0 = T_1 - \frac{\dot{Q}_2}{2\pi(r_1^2 - r_0^2)\delta_2\lambda} \left\{ r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_0}\right) - \frac{1}{2}(r_1^2 - r_0^2) \right\} \quad (3.2.2.1-2)$$

で求められる。ここで、 r_1 は直管の外径を表す。

(3)液滴伝達係数

液滴伝達率 m_D は、液滴伝達係数 k_D と液滴濃度 C を用いて、以下のように表される。

$$m_D = k_D C \quad (3.3.2.1-3)$$

液滴濃度は局所の液滴流速と気相流速の関数として

$$C = \frac{W_d}{\frac{W_g u_d}{\rho_g u_g} + \frac{W_d}{\rho_l}} \approx \rho_g \frac{W_d u_g}{W_g u_d} \quad (\because \rho_l \gg \rho_g) \quad (3.2.2.1-4)$$

で表される。ここで、 W は流量、 u は流速、 ρ は密度を表し、添え字 d 、 g 、 l はそれぞれ液滴、気相、液相を表す。ここで、Hewitt らの方法に習い、液滴伝達係数を温度測定値等の実験データから算出する。予熱部下流端でドライアウトさせ、その下流側フランジ部(非加熱部)と測定部で形成される液膜が、液滴伝達のみで形成されたと考える。さらにその液膜が、測定部での加熱によって再び全て蒸発し、測定部下流端でドライアウトする状態では、熱バランスを以下のように表せる。

$$\frac{q_2''(\delta_2 \pi d)}{h_{fg}} = \pi d \int_0^{\delta_1 + \delta_2} m_D dz \quad (3.3.2.1-5)$$

ここで h_{fg} は蒸発潜熱、 δ_1 は非加熱部長さ (0.17m) である。一方、測定部の液滴流量 W_d と蒸気流量 W_g は、測定部上端でドライアウトしているとする、

$$\begin{cases} W_d = W_0(1 - x_1) \\ W_g = W_0 x_1 \end{cases} \quad (3.3.2.1-6)$$

と表される。ここで W_0 は総流量、 x_1 は測定部入口のクオリティである。ここでは、非加熱部及び測定部で生ずる液滴伝達及び液膜の蒸発のバルク流への寄与が小さいとして、これを無視している。すなわち、測定部の出口クオリティ x_2 と x_1 が等しいことを仮定している。また、測定部での加熱熱量が全て液膜の蒸発に使われると仮定している。式(3.3.2.1-5)に式(3.2.2.1-3)、(3.2.2.1-4)を代入し、式(3.3.2.1-6)を用いると、液滴伝達係数を以下のように表せる。

$$k_D = \frac{q_2''}{h_{fg}} \frac{\delta_2}{\delta_1 + \delta_2} \frac{\rho_l x + \rho_g (1 - x_1)}{\rho_l \rho_g (1 - x_1)} \quad (3.3.2.1-7)$$

ここでは均質流を仮定し、 $u_d/u_g=1$ とした。

(4)実験結果

本年度は、熱伝達率、液滴伝達係数等を計測結果から算出し、過去に原子力機構が実施した実験結果[1]と比較することで、本実験装置の特性を評価した。

限界熱流束

定常流量、温度の水を試験体に流入している状態で、予熱助走部の出力を段階的に準定常的に上昇させ、予熱部下流端でドライアウトした時の熱流束を限界熱流束とした。図 3.2.2.1-4 に限界熱流束を Katto-Ohno の相関式[2]とともに示す。今回の実験では $600\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上の高質量流束側での測定は行っていないものの、少なくとも低質量流束側では相関式と良く一致し、前回実験とも近い計測値となった。

熱伝達係数・沸騰曲線

限界熱流束を測定した状態、すなわち予熱部下流端でドライアウトした状態をスタートとし、測定部出力を段階的に準定常的に上昇させ、Post-BT 実験を行った。図 3.2.2.1-5 に伝熱面過熱度に対する熱伝達係数を示す。図中の実線と破線はそれぞれ改良 Dougall-Rohsenow 式と、Groeneveld5.9 式である。両式は日本原子力学会の Post-BT 基準[3]の中で沸騰遷移後の熱伝達率予測式として推奨されている。図より、低過熱度の核沸騰領域で熱伝達係数が大きく、高過熱度の膜沸騰領域で小さいことが分かる。また、質量流束が大きくなると、全領域で熱伝達係数が増加した。二つの相関式と実験結果を比較すると、低質量流束で改良 Dougall-Rohsenow 式が若干非保守側となるが、両式と実験結果は良く一致した。過去の実験結果との比較では、遷移沸騰領域（グラフの傾きが鉛直から水平に変化する周辺）で、今回の実験における熱伝達係数が大きくなっているが、全体的には良く一致した。

図 3.2.2.1-6 に沸騰曲線を示す。図中の破線は改良 Dougall-Rohsenow 式である。 $G=300$ 、および $500\text{kg/m}^2\text{s}$ の両者とも、核沸騰、遷移沸騰および膜沸騰領域が明確に確認できる。 $G=300\text{kg/m}^2\text{s}$ の場合、わずかに相関式が高熱流束側になっているが、本相関式が膜沸騰領域の熱流束を良く表していることが分かる。過去の実験結果と比較すると、遷移沸騰領域の挙動に差異が見られるが、過熱度 100K 以上の膜沸騰領域では良好な一致が見られた。

液滴伝達係数

図 3.2.2.1-7 に、式 3.2.2.1-7 から得られた液滴伝達係数を、過去の実験結果及び Govan

らの式[4]を Okawa らが改良した相関式[5]とともに示す。グラフの横軸は、均質流を仮定した場合の液滴濃度であり、式 3.2.2.1-4 から求められる。液滴濃度が増すと液滴伝達係数が減少しており、相関式と良く一致した。また、過去の実験結果よりも液滴伝達係数の値が若干高いが、変化の傾向は一致した。

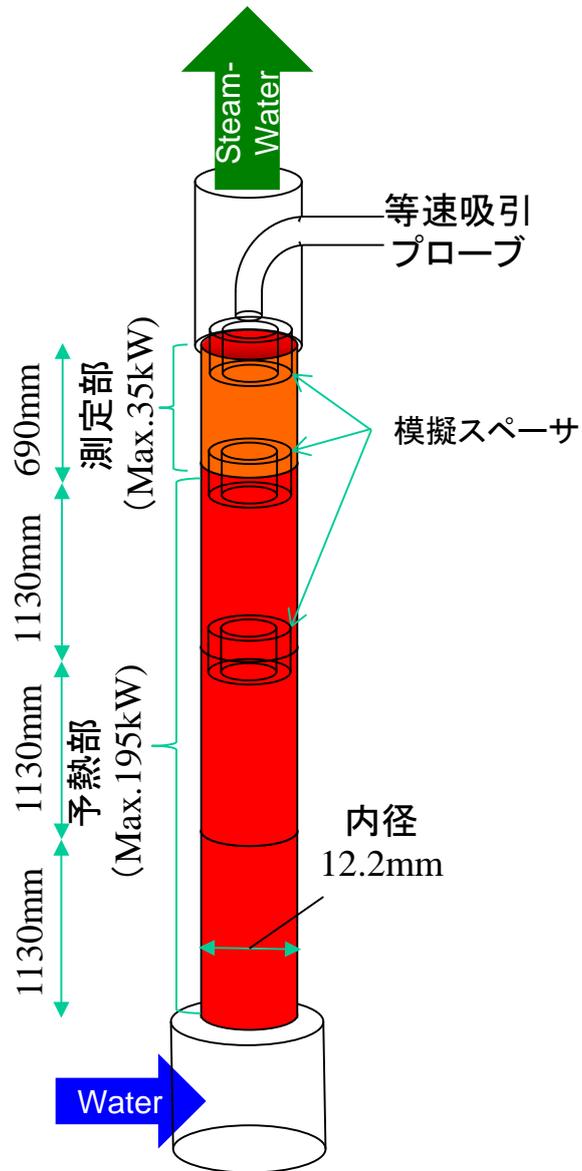


図 3.2.2.1-1 単管試験体概略図

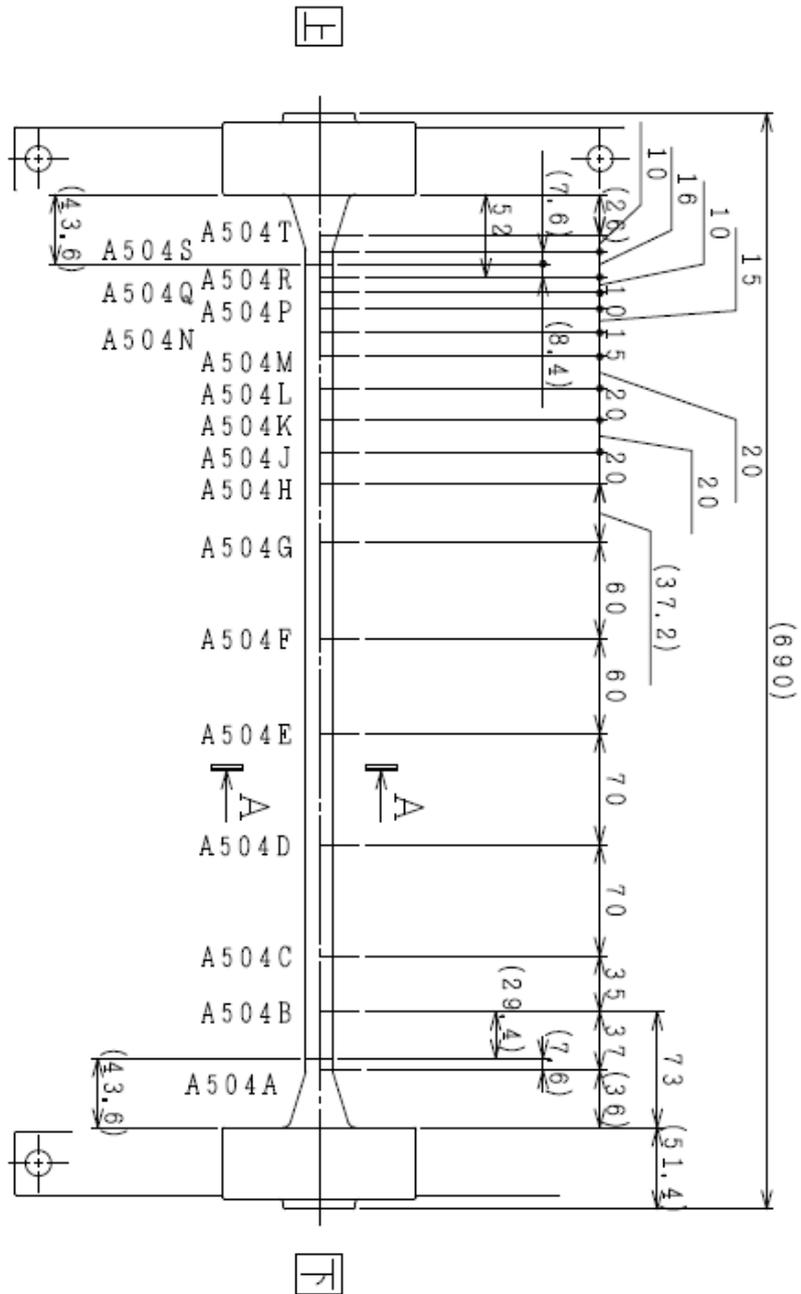


図 3.2.2.1-2 測定部熱電対配置

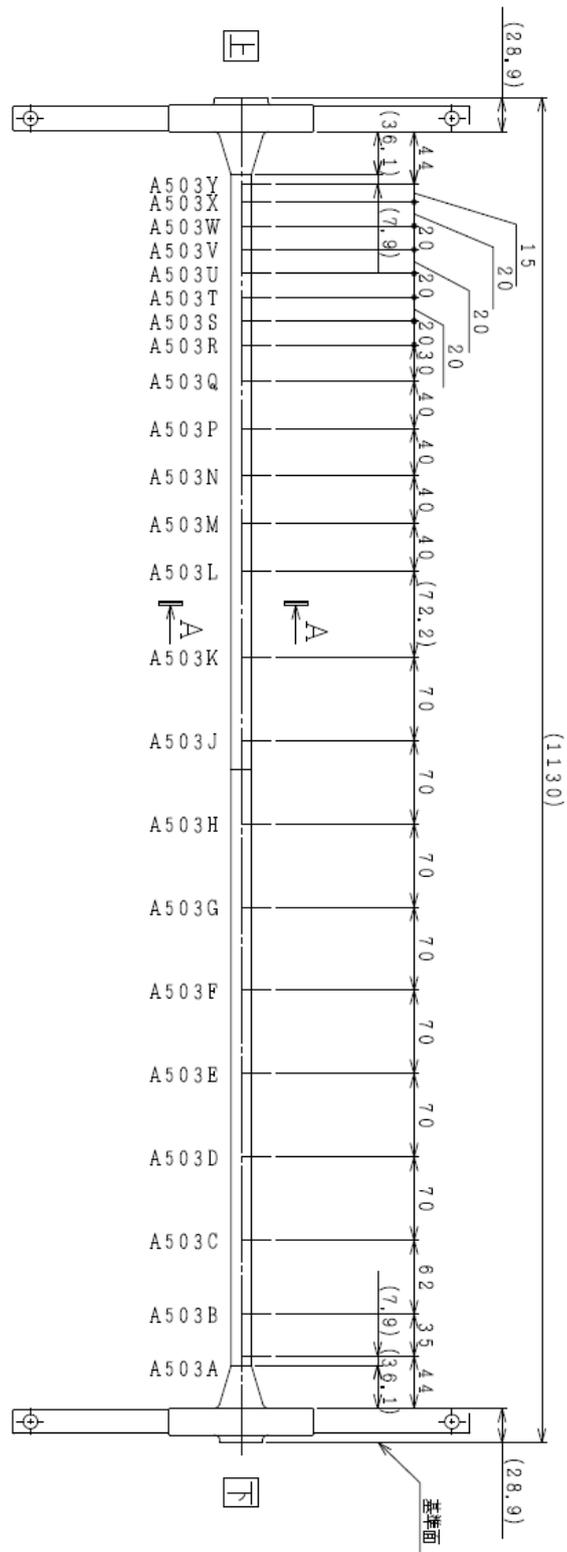
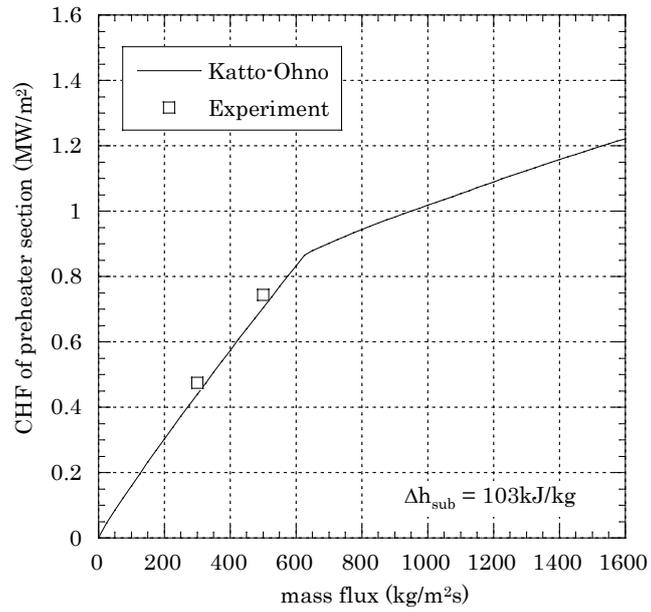
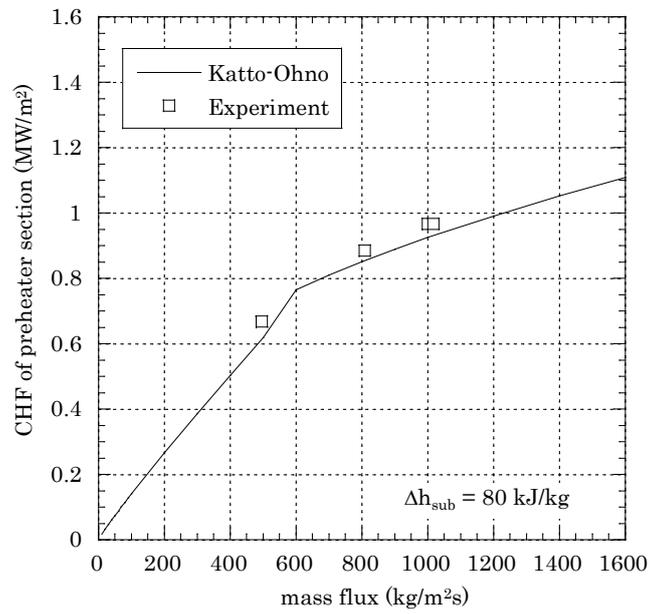


図 3.2.2.1-3 予熱部上部熱電対配置

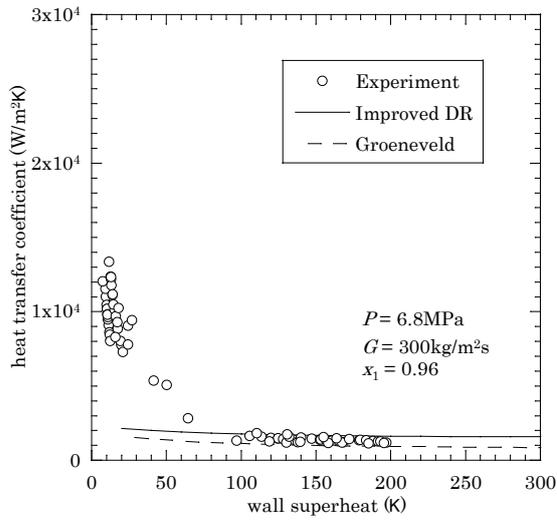


(a) 今回の実験

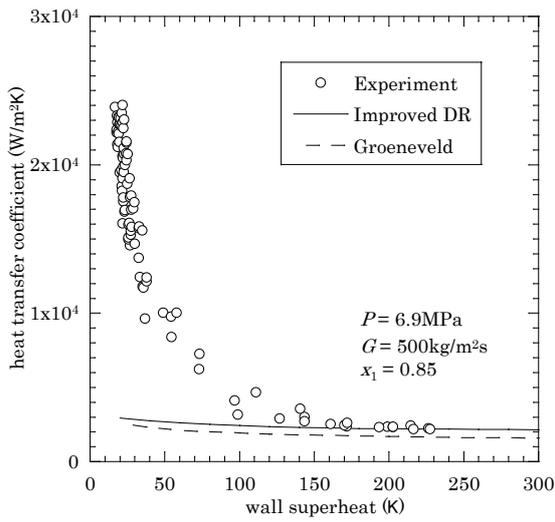


(b) 過去の実験

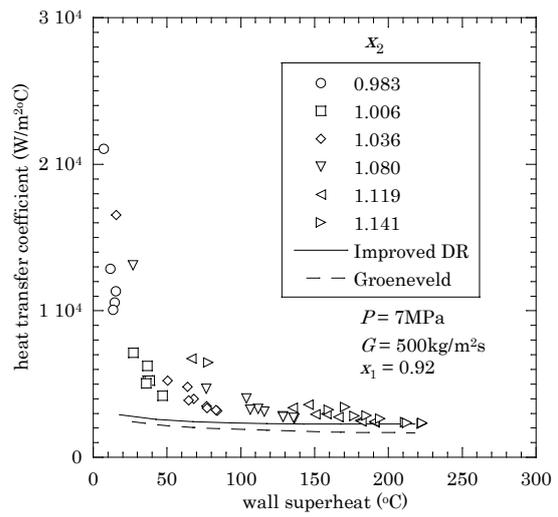
図 3.2.2.1-4 限界熱流束



(a) $G=300\text{kg/m}^2\text{s}$

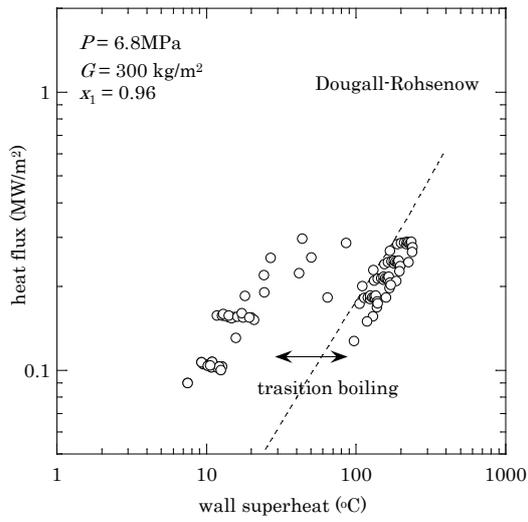


(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$

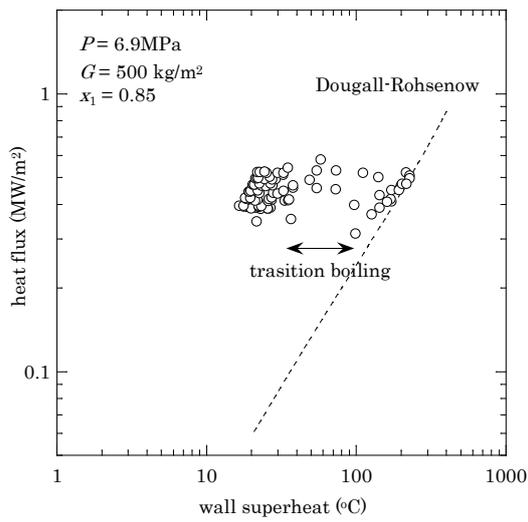


(c) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$ (過去の実験)

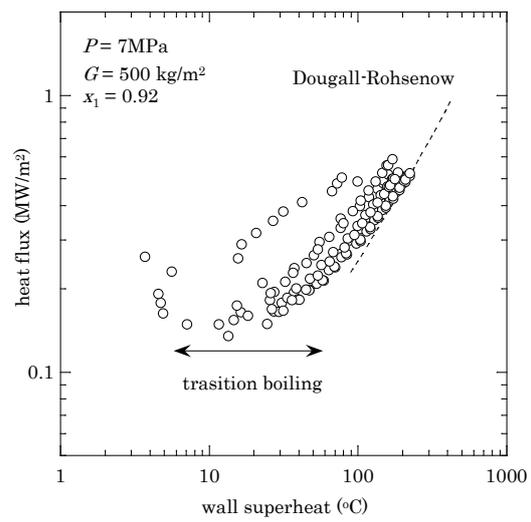
図 3.2.2.1-5 熱伝達係数



(a) $G=300\text{kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



(c) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$ (過去の実験)

図 3.2.2.1-6 沸騰曲線

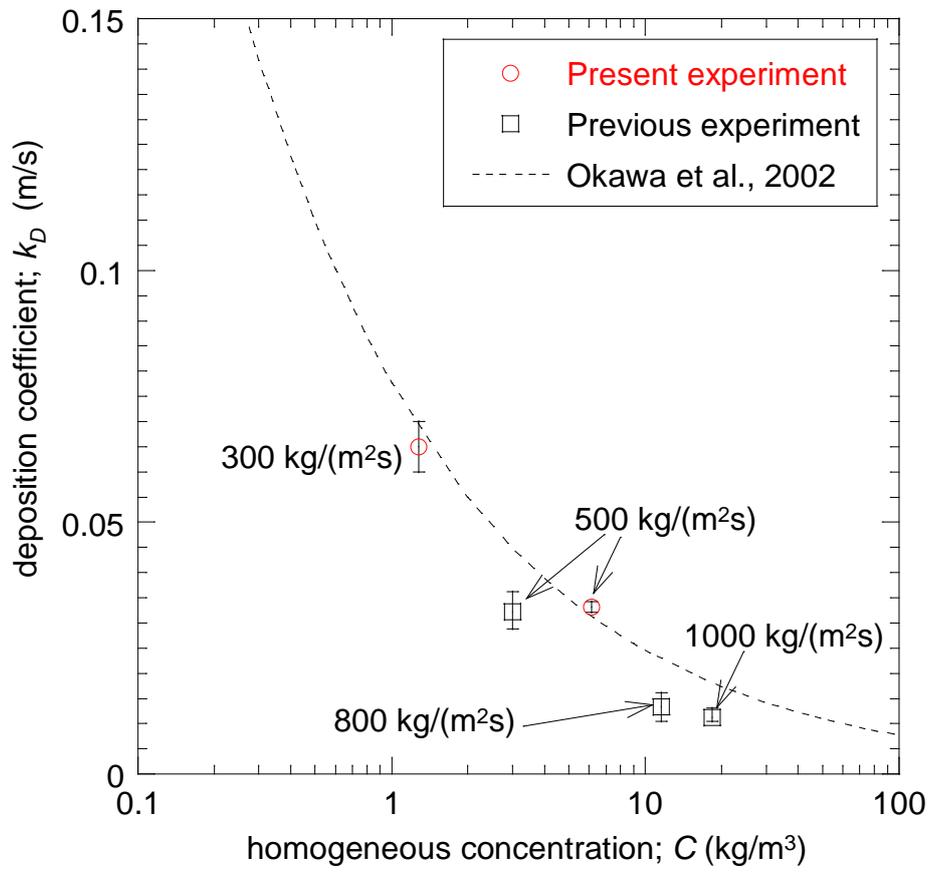


図 3.2.2.1-7 液滴伝達係数

3.2.2.2. 斜め管 CCFL 実験

(1) 概要

PWR における事故時には、炉心で発生し蒸気発生器に向かう蒸気と、蒸気発生器で凝縮し重力により炉心に向かう水がホットレグ内で気液対向流を形成する。条件によっては、蒸気の流れが水の流量を制限する気液対向流制限 (CCFL) の状態となり、炉心に流入する水の流量を減少させるとともに、蒸気発生器入口斜め配管や入口プレナムの水頭を増加し、炉心水位を押し下げる効果が発生する。これらから、ホットレグ斜め配管での CCFL 挙動は、安全上重要な現象と考えられている。このため、本現象については、昨年度の報告書[1]で文献レビューを行ったとおり、多くの研究がなされている。しかし、口径の小さい円管や、矩形管を用いた実験が多く、現象の把握も不十分であった。従って、本研究では、比較的大口径の円管を用いた実験を実施し、空気、水流量をパラメータとした現象の詳細把握を行うとともに、CCFL 発生条件のモデル化を行う。本年度は、装置の特性把握を行った。

(2) 実験装置

図 3.2.2.2-1 に実験装置の概略を示す。装置は PWR の SG を模擬した上部タンク、ホットレグを模擬した斜め管、ベンド管及び水平管、原子炉容器の上部プレナムを模擬した下部タンク、リザーバタンク、水・空気の供給系からなる。水はポンプによってリザーバタンクから上部タンク下部に供給され、ホットレグ模擬部に流入する。さらに下部タンクに流入し、ドレン配管を通じリザーバタンクに戻る。空気はコンプレッサーによって下部タンク側面から流入し、ホットレグ模擬部を通り上部タンクに流入し、大気開放される。水、空気の最大供給可能流量は、それぞれ $35\text{m}^3/\text{h}$ 、 $1000\text{Nm}^3/\text{h}$ である。ホットレグ模擬部、上・下部タンクの寸法を図 3.2.2.2-2 に示す。ホットレグ模擬部は管径 200mm の円管で実機と相似形状となっており、直径及び長さは実機のおよそ $1/3.5$ である。ホットレグ模擬部には 8 カ所に静電容量式水位計が設置でき、流れ方向の水位分布を計測できる。また 4 カ所にワイヤメッシュセンサーを取り付けでき、液面形状の変化を計測可能である。ホットレグ模擬部から下部タンクに流出する水の流量は、下部タンクの上下端の差圧を計測することにより求める。流動の状況は、ハイスピードカメラ (Photoron WX-100) を用いて記録した。

(3) 実験

CCFL の発生条件を把握するため、水、空気の流量 (それぞれ Q_L 、 Q_G) をパラメータとして変化させ、流動の状況を調べた。 Q_L を一定とし、 Q_G を増加させ、CCFL が発生する境界点を調べ、さらに Q_G を最大値まで増加させる。CCFL の発生、消失にヒステリシスが存在するかを調べるため、 Q_G を CCFL が発生しなくなる流量まで減少させる。気液対向流における液相、気相流量の関係 (CCFL 特性) は、Wallis[2]が慣性力と重力の釣り合いを考

慮して定義した、以下のパラメータを用いて整理した。

$$J_k^{*0.5} = \sqrt{J_k \sqrt{\frac{\rho_k}{gD(\rho_L - \rho_G)}}}, \quad (k = G, L) \quad (3.2.2.2-1)$$

ここで D は管径、 ρ は密度、 J_k は気相、液相の断面平均体積流束 ($=4Q_k/\pi D^2$) である。図 3.2.2.2-3 に CCFL 特性を示す。図中の実線は、Al Issa[3]らが本実験装置とほぼ同規模の装置 (管径 190mm) を用いて導いたデフラッディング、すなわち CCFL の消失点の相関式

$$J_G^{*0.5} + 0.69J_L^{*0.5} = 0.60 \quad (3.2.2.2-2)$$

である。本実験で発生した CCFL は、図 3.2.2.2-3 に示すような、Al Issa らが ADE (Active Droplet Entrainment) CCFL と呼ぶ、ホットレグと上部タンクの接続部付近で液滴のエントレインメントを伴いながら発生するタイプであった。すべての水流量条件において、CCFL とデフラッディングの発生する空気流量は等しく、ヒステリシスは現れなかった。CCFL 発生点はほぼ直線上に並び、式 3.2.2.2-2 とよく整合している。しかしながら、Al Issa らの実験では、CCFL 発生点はデフラッディング点よりも $J_G^{*0.5}$ が 0.1 程度高く、すなわちヒステリシスが生じており、この点が本実験の結果と異なる。

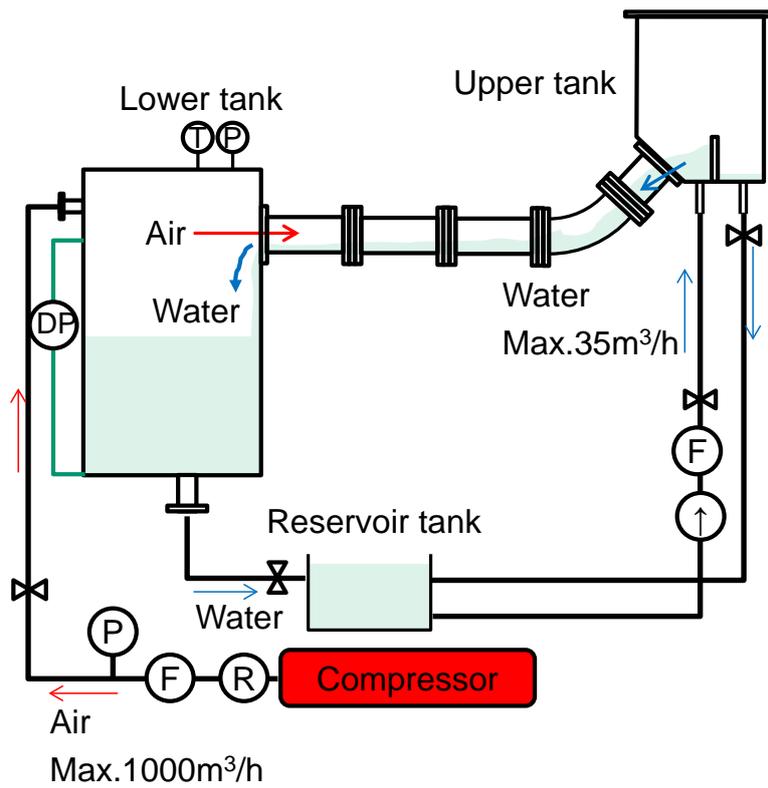


図 3.2.2.2-1 斜め管内 CCFL 実験装置概略図

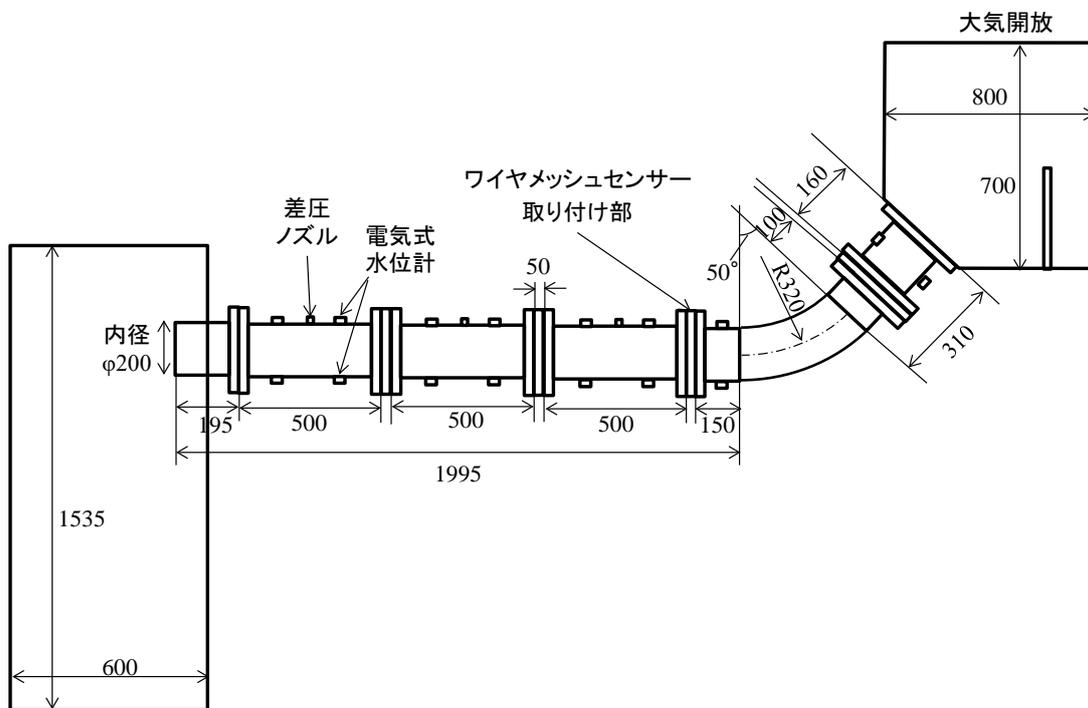


図 3.2.2.2-2 試験部寸法

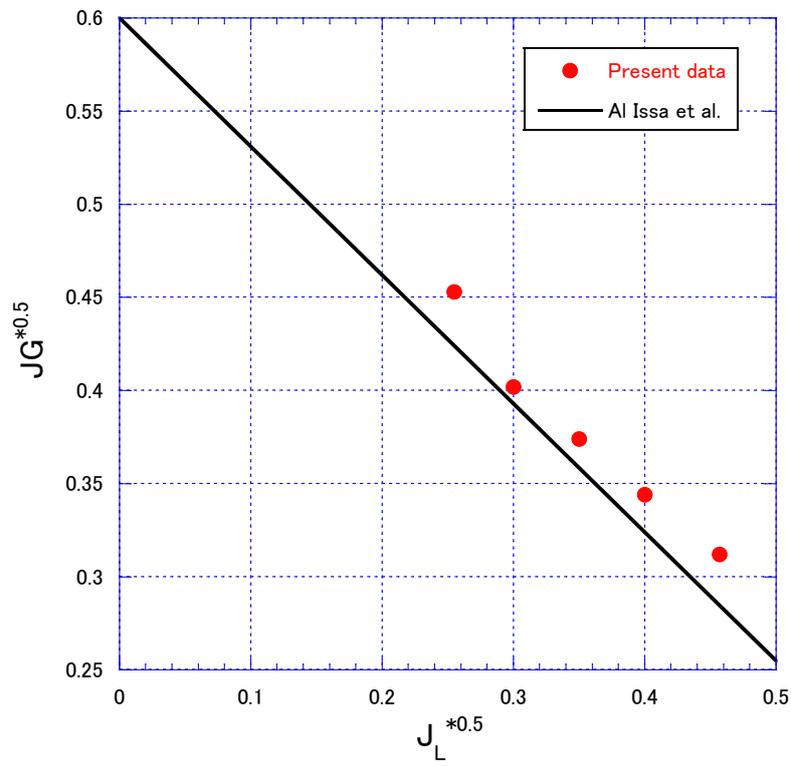


図 3.2.2.2-3 CCFL 特性

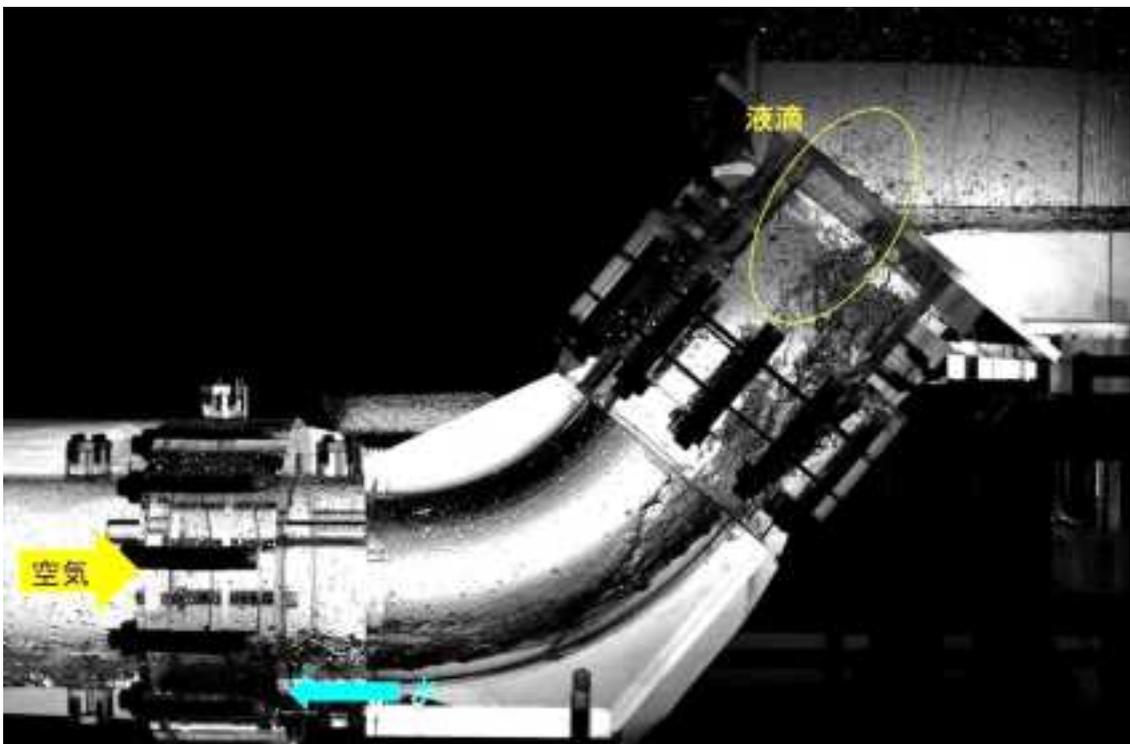


図 3.2.2.3-4 CCFL 発生時の流況

3.2.2.3. 4 センサープローブ

(1) 概要

現在原子力規制庁は、安全研究成果の規制への迅速な反映等に資するため、我が国独自の最適評価(BE)コードを開発している。本コードは、RELAP5等の既存のBEコードの機能に加えて、さらに高度な機能を有することを狙いとし、特に三次元性、時間依存性の強い現象を精度良く解析するために、界面積濃度輸送方程式等の導入を計画している。本事業では、管内二相流の詳細なデータを取得し、高精度なモデル開発に役立てることを目的として、原子力機構が保有する大口径垂直管実験装置を用いた実験を実施している。本年度は、ボイド率等の二相流データを取得するための4センサープローブの誤差評価及びデータ処理法の改良を行うとともに、気泡界面の管軸方向速度、界面積濃度分布を取得した。

(2) 界面速度及び界面積濃度の算出法

4センサープローブは、1本のフロントセンサーと3本のリアセンサーから成り、フロントセンサーとリアセンサー間を界面が通過する時間差を計測することで、界面速度、ひいては界面積濃度を計測することが出来る。Shenら[1]に習うと、 l 番目の界面の速度

$V_{i,l} = |V_{i,l}|n_{v,l}$ は以下のように表される。

$$|V_{i,l}| = \frac{|A_0|}{\sqrt{(A_{01,l})^2 + (A_{02,l})^2 + (A_{03,l})^2}} \quad (3.2.2.3-1)$$

$$n_{v,l} = \begin{cases} \frac{|A_0|}{A_0} \times \frac{A_{01,l}}{\sqrt{(A_{01,l})^2 + (A_{02,l})^2 + (A_{03,l})^2}} \\ \frac{|A_0|}{A_0} \times \frac{A_{02,l}}{\sqrt{(A_{01,l})^2 + (A_{02,l})^2 + (A_{03,l})^2}} \\ \frac{|A_0|}{A_0} \times \frac{A_{03,l}}{\sqrt{(A_{01,l})^2 + (A_{02,l})^2 + (A_{03,l})^2}} \end{cases} \quad (3.2.2.3-2)$$

$$A_0 = \begin{vmatrix} \cos \eta_{x01} & \cos \eta_{y01} & \cos \eta_{z01} \\ \cos \eta_{x02} & \cos \eta_{y02} & \cos \eta_{z02} \\ \cos \eta_{x03} & \cos \eta_{y03} & \cos \eta_{z03} \end{vmatrix} \quad (3.2.2.3-3)$$

$$A_{01,l} = \begin{vmatrix} \frac{1}{V_{m01,l}} & \cos\eta_{y01} & \cos\eta_{z01} \\ \frac{1}{V_{m02,l}} & \cos\eta_{y02} & \cos\eta_{z02} \\ \frac{1}{V_{m03,l}} & \cos\eta_{y03} & \cos\eta_{z03} \end{vmatrix} \quad (3.2.2.3-4)$$

$$A_{02,l} = \begin{vmatrix} \cos\eta_{x01} & \frac{1}{V_{m01,l}} & \cos\eta_{z01} \\ \cos\eta_{x02} & \frac{1}{V_{m02,l}} & \cos\eta_{z02} \\ \cos\eta_{x03} & \frac{1}{V_{m03,l}} & \cos\eta_{z03} \end{vmatrix} \quad (3.2.2.3-5)$$

$$A_{03,l} = \begin{vmatrix} \cos\eta_{x01} & \cos\eta_{y01} & \frac{1}{V_{m01,l}} \\ \cos\eta_{x02} & \cos\eta_{y02} & \frac{1}{V_{m02,l}} \\ \cos\eta_{x03} & \cos\eta_{y03} & \frac{1}{V_{m03,l}} \end{vmatrix} \quad (3.2.2.3-6)$$

ここで、 $\eta_{\xi 0k}$ はフロントセンサーから k 番目 ($k=1,2,3$) のリアセンサーへの距離ベクトル s_{0k} と ξ 軸 ($\xi = x, y, z$) とがなす角度である。また $V_{m0k,l}$ は s_{0k} ベクトル方向の界面速度であり、

$$V_{m0k,l} = \frac{|s_{0k}|}{\delta t_{0k,l}} \quad (3.2.2.3-7)$$

で表される。ここで $\delta t_{0k,l}$ は界面がフロントセンサーとリアセンサーを通過する時刻差である。さらに、界面の曲率を無視すると時間平均の界面積濃度は以下のように書ける。

$$a_i = \frac{1}{\Omega} \sum_{l=1}^{N_i} \frac{1}{|V_{i,l}|} = \frac{1}{\Omega} \sum_{l=1}^{N_i} \frac{\sqrt{(A_{01,l})^2 + (A_{02,l})^2 + (A_{03,l})^2}}{|A_0|} \quad (3.3.2.3-8)$$

(3) メニスカスによる計測誤差

上記のように、界面速度や界面積濃度の正確な計測には、界面がセンサー先端を通過す

る時刻を正確に計測することが必要である。しかし、昨年度の報告書[2]で示したように、センサーが界面を貫通する時にセンサー周囲にメニスカスが形成されることにより、計測時刻に誤差が生じる。このメニスカスによる誤差が、界面速度の計測値に与える影響を、センサーの太さ、界面への突入角度をパラメータとして調査した。昨年度の調査において、電気抵抗式プローブのセンサーの絶縁被膜としてフッ素樹脂を用いることで、センサーの気液貫通時のメニスカスをほぼなくせることが明らかとなったため、ここではフッ素樹脂被膜のセンサーを使用し、液気貫通時の誤差についてのみ調べた。センサー径は $\phi 0.24\text{mm}$ と $\phi 0.12\text{mm}$ の二種類を用い、貫通角度を鉛直（90度）と45度に設定して実験を行った。図 3.2.2.3-1 にセンサーの液気貫通速度に対する速度の計測値の相対誤差を示す。ここで、4 センサープローブの一般的な寸法として、フロントセンサーとリアセンサーの軸方向距離を 0.7mm、径方向距離を 0.5mm としている。全てのケースでおよそ 0.01m/s 付近に誤差のピークが見られる。0.01m/s 以上の領域では、誤差が貫通速度の対数にほぼ比例して減少している。また、45 度貫通の場合、鉛直貫通の場合と比較しておよそ 1.5 倍の誤差が生じている。センサー径が大きいと誤差が大きくなるが、 $\phi 0.12\text{mm}$ と非常に細い径の場合でも特に 45 度貫通の場合に最大 18% 程度の誤差が生じる。

一方、光学式ボイドプローブを用いた場合の誤差についても調べた。光学式ボイドプローブのセンサーは、径が $\phi 0.125\text{mm}$ の光ファイバー製で、電気抵抗式プローブのセンサーのように先端が針状になっていない。電気抵抗式の場合との比較結果（図 3.2.2.3-2）に示すように、 $\phi 0.24\text{mm}$ の電気抵抗式の場合よりも誤差が大きくなっている。これは、電気抵抗式の場合は先端が針状になっており、センサーが界面を貫通した直後には接液している部分のセンサー径が非常に小さい（ $\sim 10\mu\text{m}$ ）のに対し、光学式の場合は接液直後から $\phi 0.125\text{mm}$ であるため、界面貫通直後のメニスカスの成長が早いためと考えられる。

(4) 界面速度計測値の誤差修正

上述のフッ素樹脂被膜センサーを用いると、気液貫通時にはほぼメニスカスによる誤差は生じず、液気貫通時にはメニスカスの影響により誤差が生じ、実際の液面速度よりも遅い速度が計測されることになる。したがって、本センサーを気泡流計測に適用する場合、気泡の下面の速度はメニスカスの影響を受けず、上面の速度はメニスカスの影響により実際よりも遅く計測される。そこで、大口径垂直管実験装置において、気泡流の計測を実施し、メニスカスによる誤差の影響を確かめるとともに、簡易的な誤差修正を試みた。誤差修正には、図 3.2.2.3-1 の $\phi 0.24\text{mm}$ 、90 度貫通の場合のデータを 0.01m/s 以上の領域で最小二乗近似（図 3.2.2.3-3）した式

$$Err = 0.047 - 0.075 \log(V) \quad (3.2.2.3-9)$$

を用い、測定結果として得られる $V_{m0k,l}$ （式 3.2.2.3-7）に対し、気泡上面から得られた値にだけ誤差の修正を行った。図 3.2.2.3-4 に界面速度の鉛直方向成分の径方向分布の一例を示

す。流動条件は、 $j_l=0.312\text{m/s}$ 、 $j_g=0.037\text{m/s}$ である。赤い実線が気泡上面、青い実線が気泡下面、赤い破線が誤差修正後の気泡上面速度を表す。上で予測したとおり、気泡上面の速度が遅く計測されており、誤差修正によって下面の速度分布に近づくことが分かる。

(5) 界面面積濃度

$j_l=0.312\text{m/s}$ 、 $j_g=0.037\text{m/s}$ の場合において、4 センサープローブによる計測値に対し式 3.2.2.3-1 から 3.2.2.3-8 を用い、界面面積濃度を求めた結果を図 3.2.2.3-5 に示す。赤い実線が気泡上面、青い実線が気泡下面から得られた値であり、赤い破線は誤差修正後の値である。本条件の場合、界面面積濃度は管中央部で高く、半径 40mm 程度まで比較的高い値を維持するが、それより外側では急激に減少することが分かる。また、気泡上面の計測から得られた界面面積は、メニスカスによる計測誤差の影響もあり気泡下面から得られた値よりも高い傾向があるが、上述の誤差修正を適用することにより両者の値は近づいた。

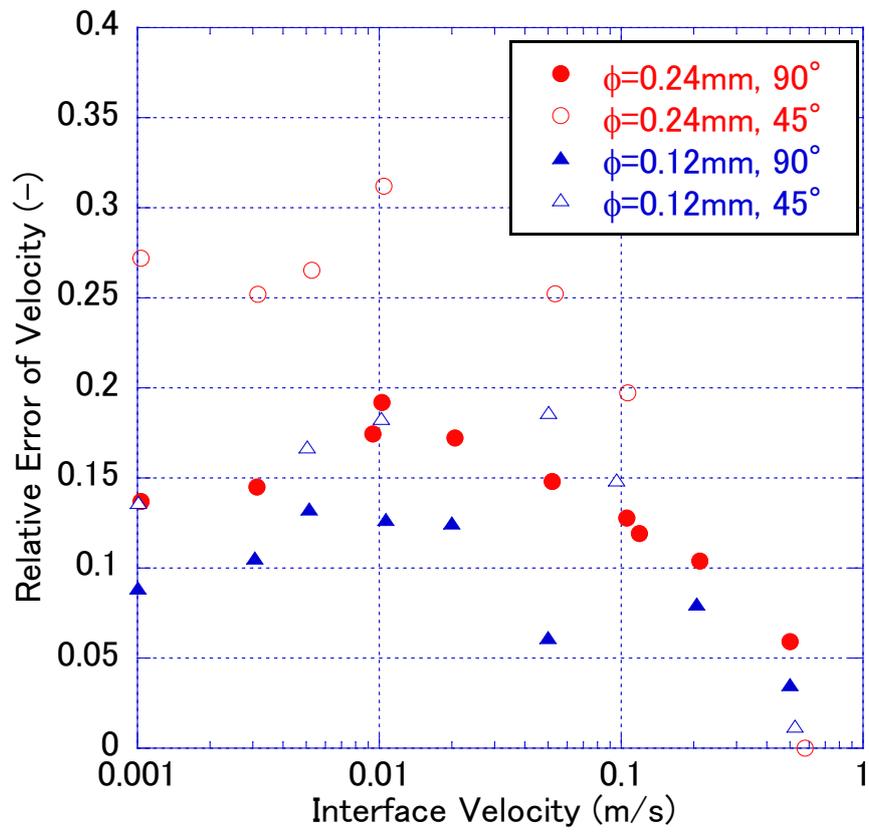


図 3.2.2.3-1 速度計測誤差 (貫通角度の影響)

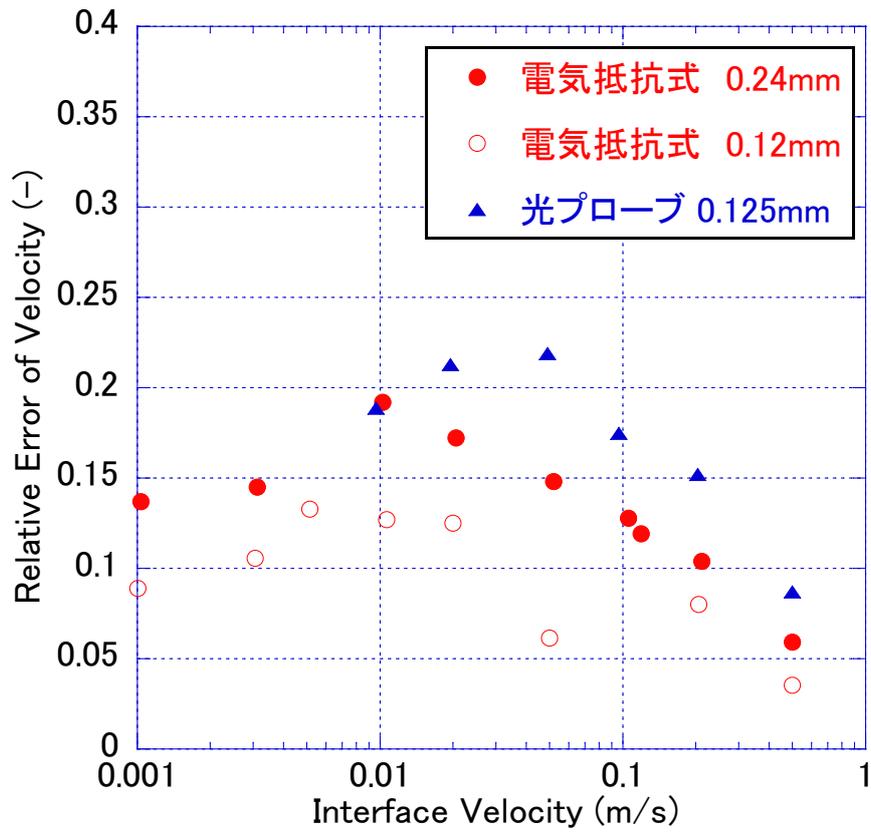


図 3.2.2.3-2 速度計測誤差 (センサー径の影響)

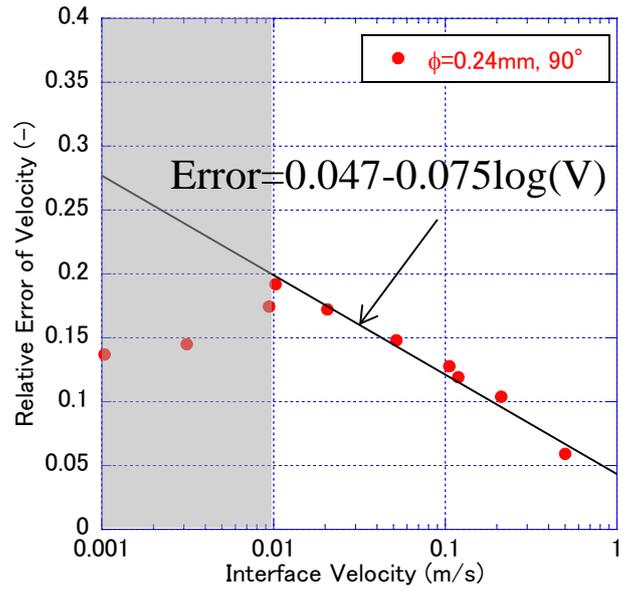


図 3.2.2.3-3 誤差の最小二乗近似

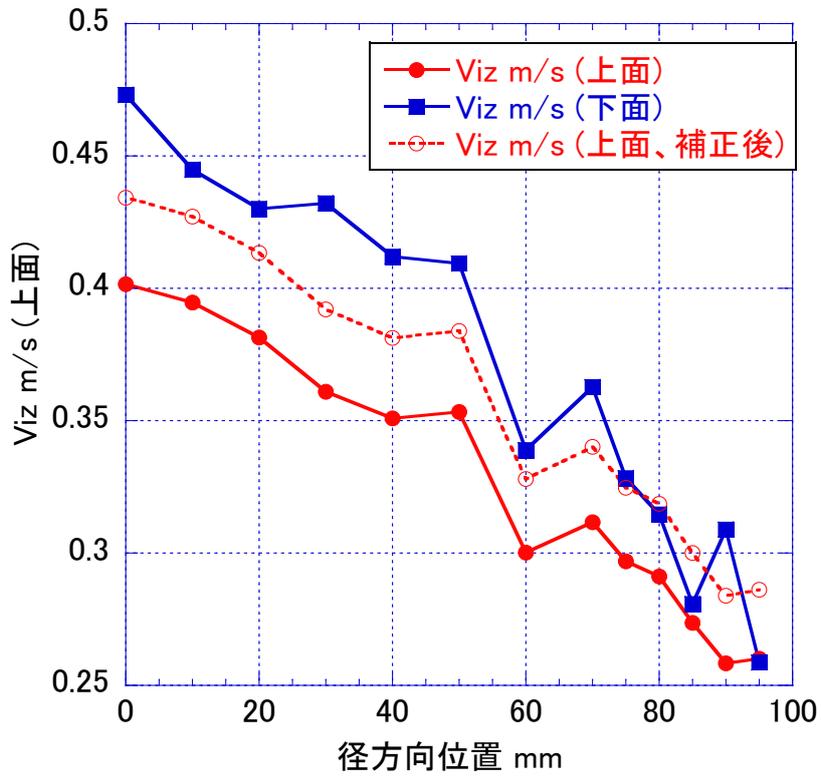


図 3.2.2.3-4 気泡界面の鉛直方向速度分布

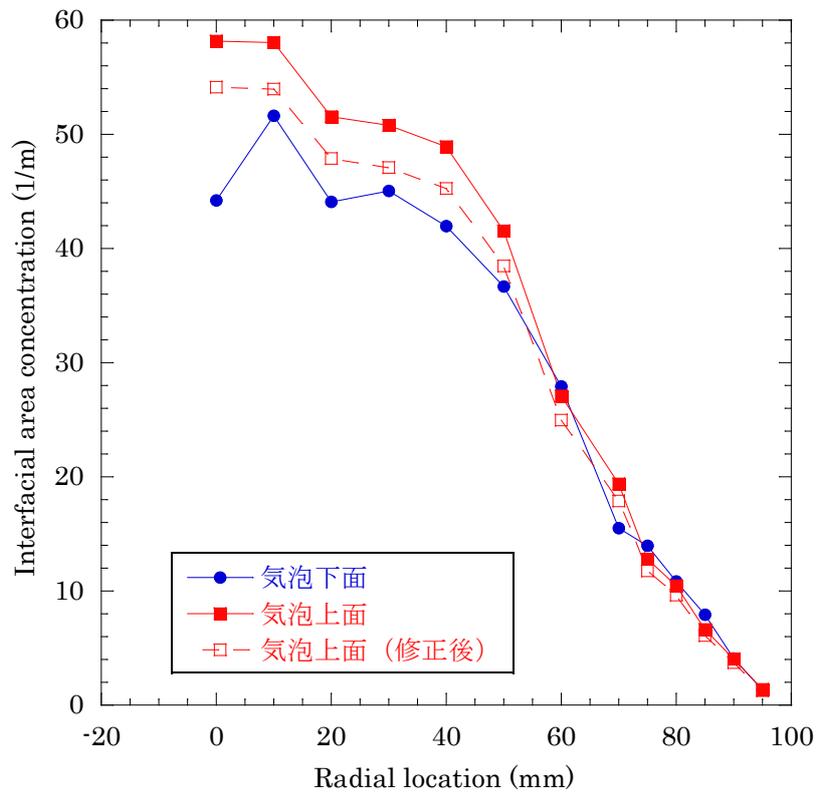


図 3.2.2.3-5 界面面積濃度分布

3.2.2.4. ワイヤーマッシュセンサー処理プログラム

本節では、ワイヤーマッシュセンサーシステム(Wire-Mesh-Sensor-System WMS200, teletronic Rossendorf GmbH & HZDR Innovation GmbH 社製)を用いた気泡識別法および気泡の運動の捕捉手法について説明し、その方法の一部を試験的に実測データに適用した例を示す。

(1) ワイヤーマッシュセンサーシステム概要

実測に用いるワイヤーマッシュセンサーシステムの外形および寸法を図 3.2.2.4-1 に示す。ワイヤーマッシュセンサーは、金属製のワイヤを縦横直交するように等間隔格子状に張り巡らせた構造を持ち、フランジを介して配管に取り付けられる。ワイヤの各交点（以下グリッドと称す）が電極対となり、配管（円管）内を流れる流体中の気相割合によって一意に決まる電気伝導度に応じた電圧の履歴が、相対値として特定の周波数で記録される。ワイヤーマッシュセンサーは、図 3.2.2.4-1 の上段右側にあるポンチ絵のように、上流側と下流側とに計 2 セット設置される。それぞれのセンサーで得られる信号の時間的空間的変動を解析することで、それぞれの気泡の識別やその運動についての情報を得ることが可能になる。ワイヤーマッシュセンサーの主な寸法値を表 3.2.2.4-1 にまとめる。以下の各項目では、各グリッドで得られた測定電圧時系列データを基に、気泡についての各種情報を算出する手順について述べ、一部について適用例を紹介する。

(2) 気泡識別法

本項では文献[1][2][3]に沿って、ワイヤーマッシュセンサーシステムによって得られたデータから気相率を算出し、個別の気泡を識別する手順について述べる。

● 気相率の定義

気相率はグリッド番号(i, j)ごと、時間フレーム k ごとに、ワイヤーマッシュセンサーによって測定された電圧 $U_{i,j,k}$ を使って以下の式により算出される：

$$\epsilon_{i,j,k} = \frac{U_w - U_{i,j,k} - U_a}{U_w} = 1 - \frac{U_{i,j,k}}{U_w} \quad (3.2.2.4-1)$$

ここで U_w は液相電圧、 U_a は気相電圧であるが、 U_a は常に $U_a = 0$ に固定する。グリッド(i, j)ごとに各時間フレームで得られた電圧値のヒストグラムを作り、指定した閾値以上で頻度が最大になる電圧値を U_w とみなす。図 3.2.2.4-2 にひとつのグリッドで得られたヒストグラムの例を示す。ここでは閾値を 1000 としているため、 U_w は約 3000 であることが分かる。測定電圧は相対値なので、値は無次元量である。また、円管の外部に位置するグリッド(i, j)は評価の対象外とする。なお、以下便宜のため、グリッド(i, j)とフレーム k とを合わせて一セ

ットとし、グリッド(i, j, k)などと書く場合がある。

式(3.2.2.4-1)によって得られた気相率に対しては、指定閾値以下の微小な気相率を持つグリッドを完全な液相（気相率ゼロ）とみなす補正を施す。また、円管内部において各グリッドが担当する計測範囲の面積が異なることによる気相率への影響を取り除くための補正を行う。図 3.2.3.4-3 に示したように、各グリッドが支配する測定面積は、グリッドを中心として各方向についてワイヤー間隔分の長さが占める領域で、かつ円管内部に属する領域として定義される。したがって、円管壁付近のノードでは測定面積が実効的に小さくなっている。そこで、グリッド(i, j)が支配する測定面積を $a_{i,j}$ として、気相率の値を $\epsilon_{i,j,k} a_{i,j} / \Delta x \Delta y$ に置き換える。 Δx および Δy はメッシュ平面上の各方向のワイヤー間隔である。以下の式中に現れる $\epsilon_{i,j,k}$ は、すべてこれらの補正を適用したものである。図 3.2.2.4-4 に、あるひとつのグリッドで得られた気相率の時系列の例を示す。図の横軸は測定時間フレームインデックスになっている。

後の使用のため、気相率の平均量を導入する。各フレームのグリッド平均気相率を以下の式で定義する：

$$\bar{\epsilon}_k = \epsilon(t) = \sum_i \sum_j a_{i,j} \epsilon_{i,j,k} / A_c \quad (3.2.2.4-2)$$

ここで、 A_c は円管の断面積である。また、各グリッド(i, j)におけるフレーム平均気相率を以下の式で定義する：

$$\bar{\epsilon}_{i,j} = \frac{1}{k_{max}} \sum_{k=1}^{k_{max}} \epsilon_{i,j,k} \quad (3.2.2.4-3)$$

ここで、 k_{max} はフレームの最大インデックスである。

● 一次元速度相関

円管内の気泡は一般に三次元的に振る舞うが、最も支配的であるのは管の軸方向に沿った運動であると考えられる。ここでは気泡の近似的な運動を取り扱うために、一次元管軸方向の速度を見積もる方法を導入する。一次元気泡速度は、相対するグリッド間における上流側気相率と下流側気相率との相互相関がピークとなるフレーム差分量を、気泡がセンサー間を移動する時間とみなすことで求めることができる。グリッド(i, j)における相互相関は以下の式で定義される：

$$F_{i,j,\Delta k} = \frac{\sum_k \epsilon'_{1,i,j,k} \epsilon'_{2,i,j,k+\Delta k}}{\sqrt{\sum_k \epsilon'^2_{1,i,j,k}} \sqrt{\sum_k \epsilon'^2_{2,i,j,k}}} \quad (3.2.2.4-4)$$

ここで、 Δk は上下流間のフレームインデックスの差分量（整数）である。相関曲線は Δk の関数として得られ、相関がピークとなるときの Δk を Δk_{max} と書く。また、 $\epsilon'_{i,j,k}$ は気相率から式(3.2.2.4-3)で求めたフレーム平均気相率を引いたものである($\epsilon'_{i,j,k} = \epsilon_{i,j,k} - \bar{\epsilon}_{i,j}$)。添え字の1と2はそれぞれ、上流側と下流側の量であることを示す。図3.2.2.4-5に相関曲線の一例を示す。この図の場合、 Δk_{max} は20フレーム程度となっていることがわかる。これを用いて、センサー間を気泡が通過するのに掛かる時間 Δt は、 f_s を測定周波数として、

$$\Delta t = \Delta k_{max} / f_s \quad (3.2.2.4-5)$$

と計算することができる。

実践的には、フレーム数が多くなると、式(3.2.2.4-4)の計算処理に多大な時間が掛かる場合がある。処理を効率的に行うには、以下のクロススペクトルを用いた方法が有効である[4]。いま、上流側の信号時系列を $X(t)$ 、下流側の信号時系列を $Y(t)$ とし、それらをフーリエ変換した周波数領域信号を $X(\omega)$ 、 $Y(\omega)$ とする。このとき、両信号のクロススペクトルは、

$$P_{XY}(\omega) = \frac{1}{T} E[X^*(\omega)Y(\omega)] = \frac{T}{N^2} E[(A_X(\omega) + iB_X(\omega))(A_Y(\omega) - iB_Y(\omega))] \quad (3.2.2.4-6)$$

と書くことができる。ここで、 T は信号の測定時間、 N は離散点数である。 $*$ は複素共役を表し、 A は添え字の信号の実部を、 B は添え字の信号の虚部を表す。 $E[\dots]$ は信号のアンサンブル平均をとることを表す。相互相関関数はクロススペクトルをフーリエ変換することで得られる：

$$C_{XY}(\Delta k) = \int_{-\infty}^{\infty} P_{XY}(\omega) e^{i2\pi f \Delta k} d\omega \quad (3.2.2.4-7)$$

この式を高速フーリエ変換アルゴリズムにより計算することで、式(3.2.2.4-4)を直接計算するよりも短い時間で相関曲線を得ることができる。

● 個別気泡識別

ここまでで得られる気相率の時空間分布を基に、個別気泡の識別を行い、円管内の気泡のサイズ分布などの統計的な情報を引き出す。本節で算出される気泡についての情報は、すべての気泡（の幾何学的中心）が管軸に沿って一次的に運動することを前提としていることに注意する。

個別気泡識別は、「探索開始気相率」「探索気相率幅」「探索終了気相率」をあらかじめ設定した上で、以下のアルゴリズムに従ってすべてのグリッド (i, j, k) に気泡番号を示すラベル付けをすることによって行われる（気泡に属さないグリッドにも、そのことを示すラベルを付ける）。

-
- ① 全グリッド (i, j, k) を端から順に探索し、最初に見つけた指定気相率の範囲内（※）に収まるグリッドをピックアップする。
※）1周目は「探索開始気相率」で指定した値と、その値から「探索気相率幅」で指定した値を引いた値との間の範囲。それ以降は⑤で決まる範囲。
 - ② ①でピックアップしたグリッドに固有のラベルを与える。
 - ③ ②で与えたラベルを持つグリッドに隣接しかつ気相率が①の範囲に収まるグリッドに、②と同じラベルを与える。
 - ④ ②で与えたラベルを持つリストに隣接しないが、気相率が①の範囲に収まるリストに対して別の未使用の固有ラベルを与え、それらに対しても③と同様の処理を行う。
 - ⑤ 全グリッドを探索したら、気相率の探索範囲を「探索気相率幅」だけ小さい方に平行シフトし、気相率の探索範囲下限が「探索終了気相率」で指定した値に達するまで、①～④を繰り返す。ただし、すでにラベルがついているグリッドは探索を飛ばす。
-

例)

「探索開始気相率」= 1.0、「探索終了気相率」= 0.1、「探索気相率幅」= 0.1 とした場合：

- ・ 1周目：気相率が 1.0～0.9 の範囲に収まるグリッドを探索してラベル付け
- ・ 2周目：気相率が 0.9～0.8 の範囲に収まるグリッドを探索してラベル付け
- ・
- ・ 9周目：気相率が 0.2～0.1 の範囲に収まるグリッドを探索してラベル付け

以上に述べた手順は一つのやり方であるが、これが最適な方法であるかどうかについて

の検討は今後の課題である。

- 気泡サイズ分布の算出

同じラベルを持つグリッドは一つの気泡に属するとみなされる。ラベル n が割り当てられた気泡の重心位置は以下の式で算出される：

$$\begin{aligned}x_{CM,n} &= \frac{\sum_{j,k} i \Delta x \varepsilon_{i,j,k}}{\sum_{j,k} \varepsilon_{i,j,k}} \\y_{CM,n} &= \frac{\sum_{j,k} j \Delta y \varepsilon_{i,j,k}}{\sum_{j,k} \varepsilon_{i,j,k}} \\z_{CM,n} &= \frac{\sum_{j,k} k (w_b / f_s) \varepsilon_{i,j,k}}{\sum_{j,k} \varepsilon_{i,j,k}}\end{aligned}\tag{3.2.2.4-8}$$

ここで、 w_b は管軸方向の速度である。 w_b には、座標 $(x_{CM,n}, y_{CM,n})$ が属するグリッド (i, j) の速度（式（3.2.2.4-5）で求めたもの）を採用する。各気泡の体積は、 w_b を使って、

$$V_{b,n} = \frac{\Delta x \Delta y w_b}{f_s} \sum_{i,j,k} \varepsilon_{i,j,k}\tag{3.2.2.4-9}$$

と定義することができる。ただし、和はラベル n が割り当てられているグリッドについてのみ計算する。これを使うと、体積平均気泡径は、

$$D_{b,n} = \sqrt[3]{\frac{6V_{b,n}}{\pi}}\tag{3.2.2.4-10}$$

となる。気泡径としては、ほかに投影面積を基に定義することもできる。気泡 n を時間軸に垂直な平面上に射影すると、その面積は

$$A_{xy,n,k} = \Delta x \Delta y \sum_{i,j} \varepsilon_{i,j,k}\tag{3.2.2.4-11}$$

となる。ここで求めた面積は時刻 k に依存するが、それらのうち最大の面積を $A_{xy,n,max}$ とすれば、最大投影気泡径を以下の式で定義することができる：

$$D_{xy,n} = \sqrt{\frac{4A_{xy,n,max}}{\pi}} \quad \text{with } A_{xy,n,max} = \max(A_{xy,n,i}) \quad (3.2.2.4-12)$$

● 実測データへの適用

以上の理論を実測データに適応して気泡サイズ分布を算出した例を示す。なお、ここで示す気泡サイズ分布は、本節でここまで示した図と同じ測定データから一連の手続きに沿って算出されたものである。測定条件を表 3.2.2.4-2 にまとめる。気相率の分布のスナップショットの例を図 3.2.2.4-6 に示す。色が赤いほど気相率が大きく、青いほど気相率が小さいことを表している。図 3.2.2.4-7 に気泡サイズ（最大投影気泡径）分布の例を示す。2mm をピークとして、それより大きいサイズではべき乗型の分布に近い形をしていることが分かる。

(3) 気泡の三次元挙動捕捉に向けて

ここまで導入した手法では、幾何学的中心が同じグリッド(i, j)にある気泡はすべて同一の速度で管軸正の向きに運動することを仮定して、サイズ分布を算出した。実際には、各気泡は同じグリッド(i, j)上であっても別々の速度で運動し、かつ三次元的に、平面方向にグリッドをまたいで移動しているはずである。ここでは、気泡の三次元的な挙動を気泡スケールごとに、マクロに捉えるための手法として、ウェーブレット解析を援用する手法を導入する。ここで導入する手順は文献[5][6]を踏襲するものである。

ウェーブレット解析（ウェーブレット変換）は、ウェーブレットと呼ばれる解析関数で表される波束と原信号との相関を計算することにより、原信号の周波数特性を引き出すための、1980 年代以降に発展した比較的新しい解析手法である[7]。ウェーブレット変換はフーリエ変換とは違い、変換後も時間領域の情報が保持されることが特徴である。したがって、本節で扱っているような激しく時間変動する信号の周波数特性、言い換えれば気泡のスケールに関する情報を、時刻ごとに抽出するためには有用な手法であると言える。

ウェーブレット変換は以下の式で定義される：

$$(W_{\psi}f)(b, a) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int f(t) \overline{\psi\left(\frac{t-b}{a}\right)} dt \quad (3.2.2.4-13)$$

$f(t)$ は変換対象となる時間領域信号、 $\psi(t)$ はウェーブレットである。 a は基底となるウェーブレットを時間方向に圧縮もしくは伸長させるためのスケールパラメータであり、これによって原信号からスケール特性が抽出される。 b はウェーブレットの時間シフト量を表す

ためのパラメータである。 a を固定した状態で、 b を変化させて原信号上をウェーブレットによりスイープすることで、各時刻におけるスケール a のウェーブレットと原信号との相関が計算される。これをさまざまな a について実行することにより、 (b, a) 平面上の強度分布を得ることができる。ウェーブレット $\psi(t)$ に対してはさまざまな関数が提案されているが、よく使われるものの一つとして、周波数分解能に優れた **Gabor wavelet** がある：

$$\psi(t) = \frac{1}{2\sqrt{\pi\sigma}} \exp\left(-\frac{t^2}{4\sigma^2} + i\omega_0 t\right) \quad (3.2.2.4-14)$$

ω_0 は周波数、 σ はウェーブレットの分散を規定するパラメータである。**Gabor wavelet**の波形を図 3.2.2.4-8 に示す。図 3.2.2.4-9 に、実測で得られた気相率時系列 (上段) に対して、**Gabor wavelet** によりウェーブレット変換を施した例を示す。縦軸のスケールは周波数の逆数の相対値である。上段の時系列において、比較的変動の激しい部分は小さな気泡、変動が小さく気相率が高い状態を保っている部分は大きな気泡の通過に相当すると考えられる。下段の平面図を見ると、前者に相当する時刻では小さなスケールに、後者に相当する時刻では大きなスケールが強調されており、このマップが通過する気泡のサイズと時間の両方の情報を保持していることが分かる。

以上のウェーブレット変換を、上流側下流側両方のすべてのグリッド (i, j) の気相率時系列に対して計算してスケール別に整理することで、スケールごとに、気泡スケールの時空間マップを得ることができる。こうしてできた上下流間の気泡スケール強度マップに対して、図 3.2.2.4-10 のように上流側の 1 グリッドと下流側の 21x21 グリッド間の相互相関を計算し、21x21 のうち最も相関の大きいグリッドを管軸に対して垂直な平面内の移動先とみなす。これを上流側の各グリッドに対して適用することにより、気泡のスケールごとに三次元のマクロな速度場を得ることが可能になる。これらの実際の処理については今後の課題である。

(4) 解析ツール開発

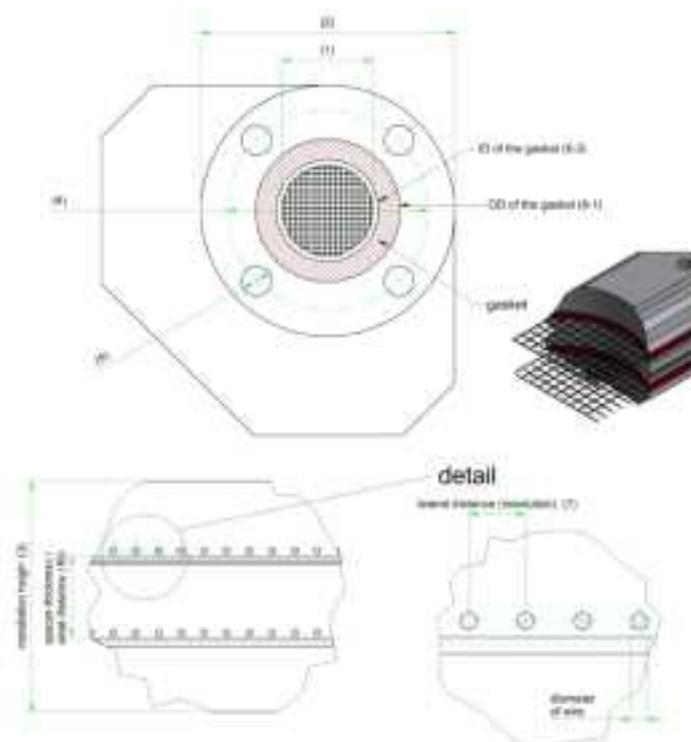
現在、本節で説明した機能を実装した解析ツールを開発中である。図 3.2.2.4-11 に起動時の GUI 画面 (開発中) を示す。最小限のパラメータを入力して実測データを指定することで、自動的に必要な気泡識別解析処理を行えるシステムを整備していく予定である。

表 3.2.2.4-1 ワイヤーマッシュセンサー寸法

項目	値
配管内径	200 mm
配管外径	330 mm
チャンネル (グリッド) 数	64 x 64
グリッド間隔	3.125 mm
上流下流センサ間距離	20 mm
ワイヤ太さ	0.2mm

表 3.2.2.4-2 実測条件

項目	値
測定周波数	1250 Hz
フレーム数	112500



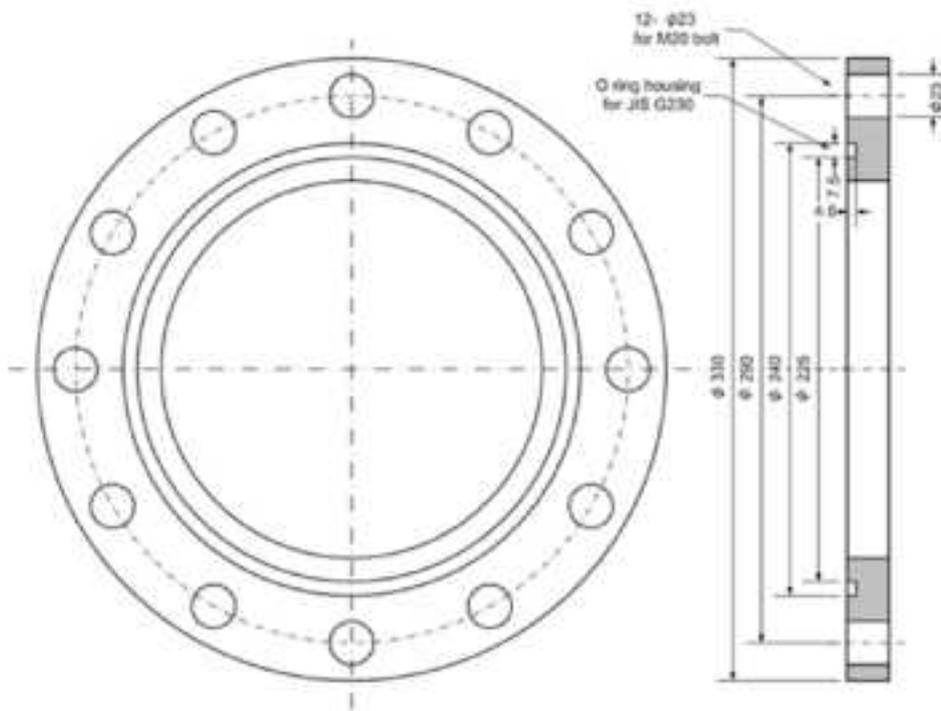


図 3.2.2.4-1 ワイヤメッシュセンサー外形・寸法
(HZDR Innovation GmbH 社提供スペックシートより転載)

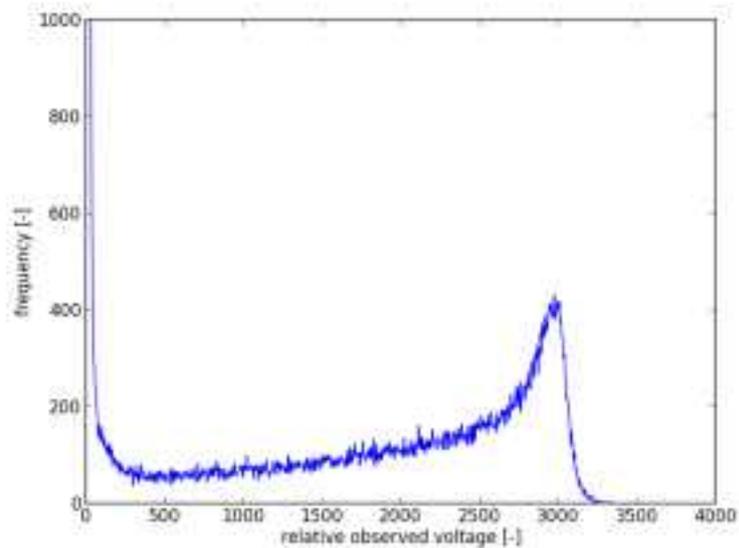


図 3.2.2.4-2 測定電圧ヒストグラムの例

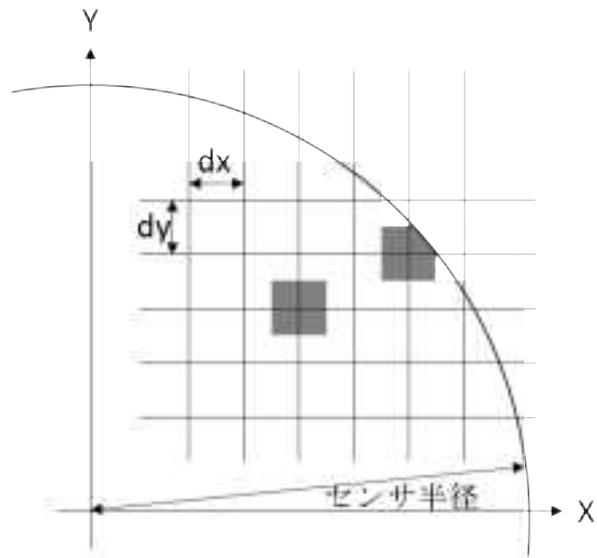


図 3.2.2.4-3 ワイヤーマッシュ測定面面積 ([1]を基に改変)

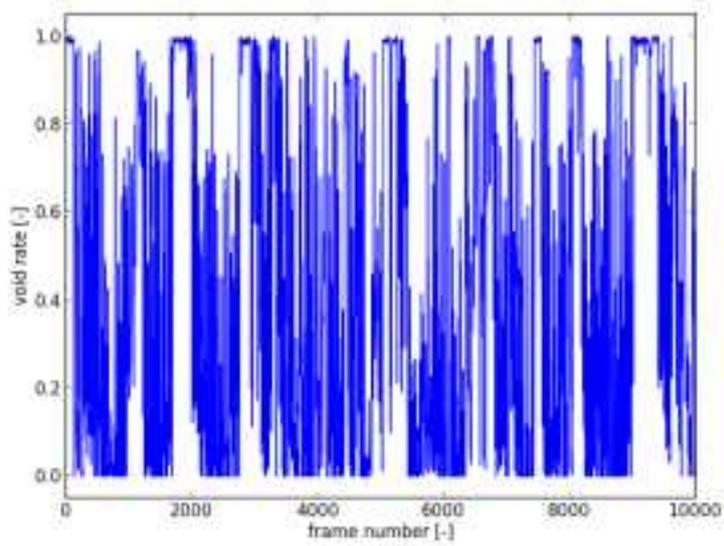


図 3.2.2.4-4 気相率時系列の例

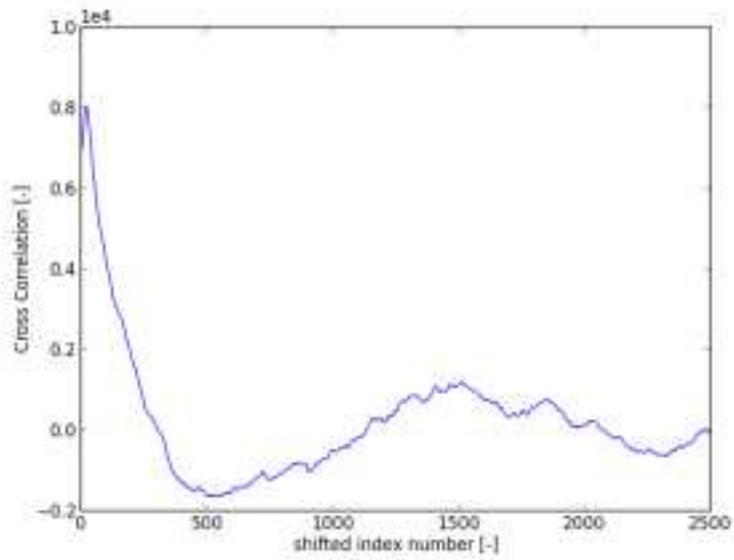


図 3.2.2.4-5 速度相関の例

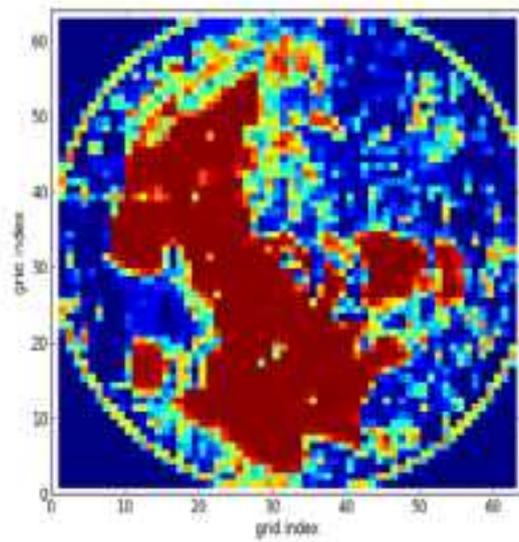


図 3.2.2.4-6 気相率分布の例(フレーム番号 : 50000)

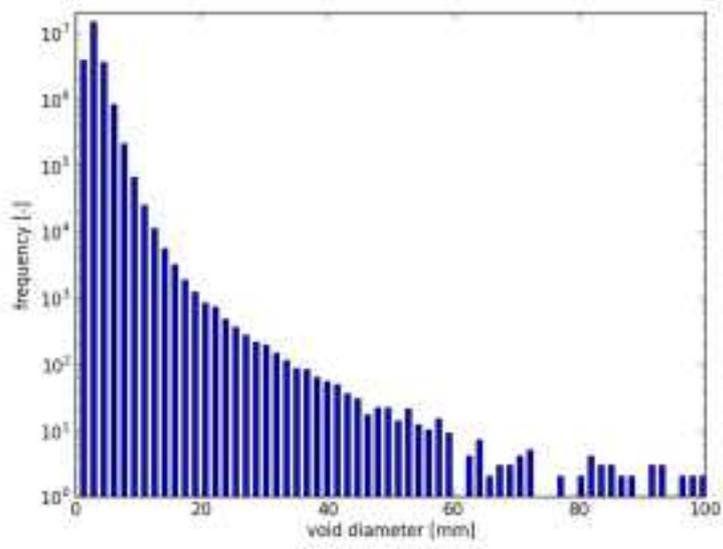


図 3.2.2.4-7 気泡サイズ分布

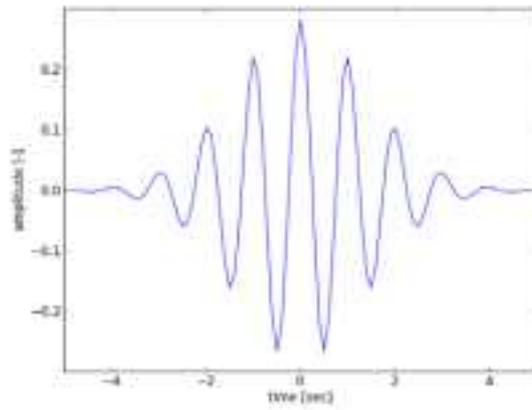


図 3.2.2.4-8 Gabor wavelet ($\omega_0 = 2\pi, \sigma = 1.0$)

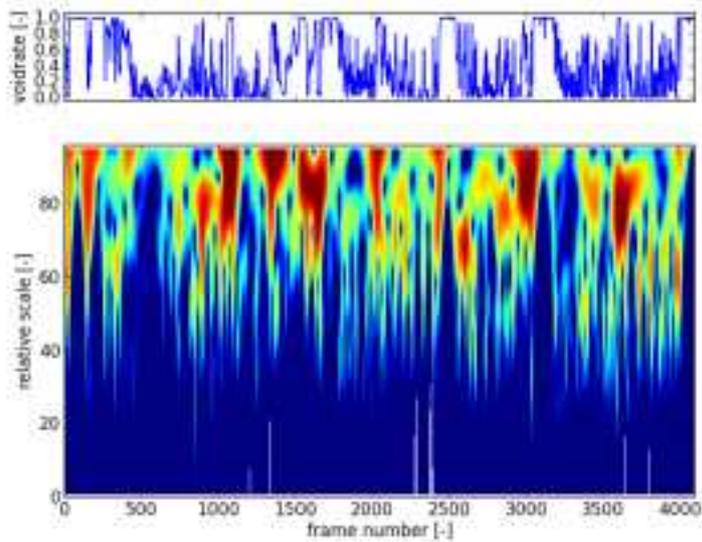


図 3.2.2.4-9 ウェーブレット変換の例
 (上段：気相率履歴、下段：ウェーブレット変換マップ)

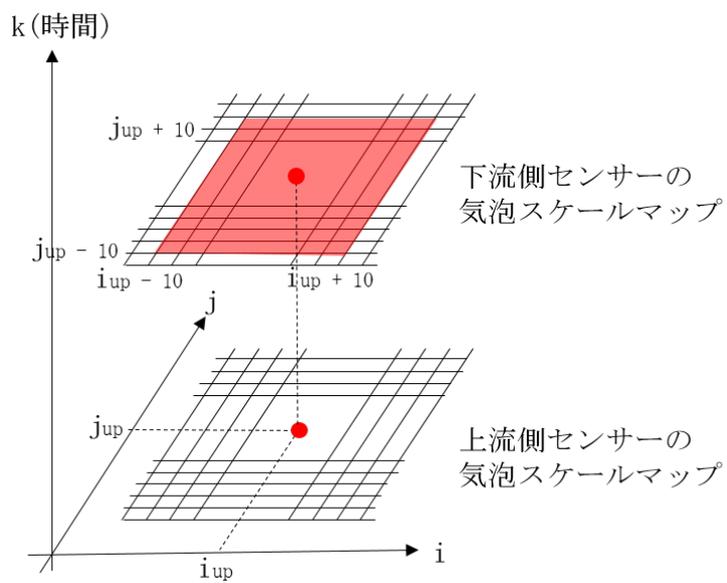


図 3.2.2.4-10 三次元相関イメージ

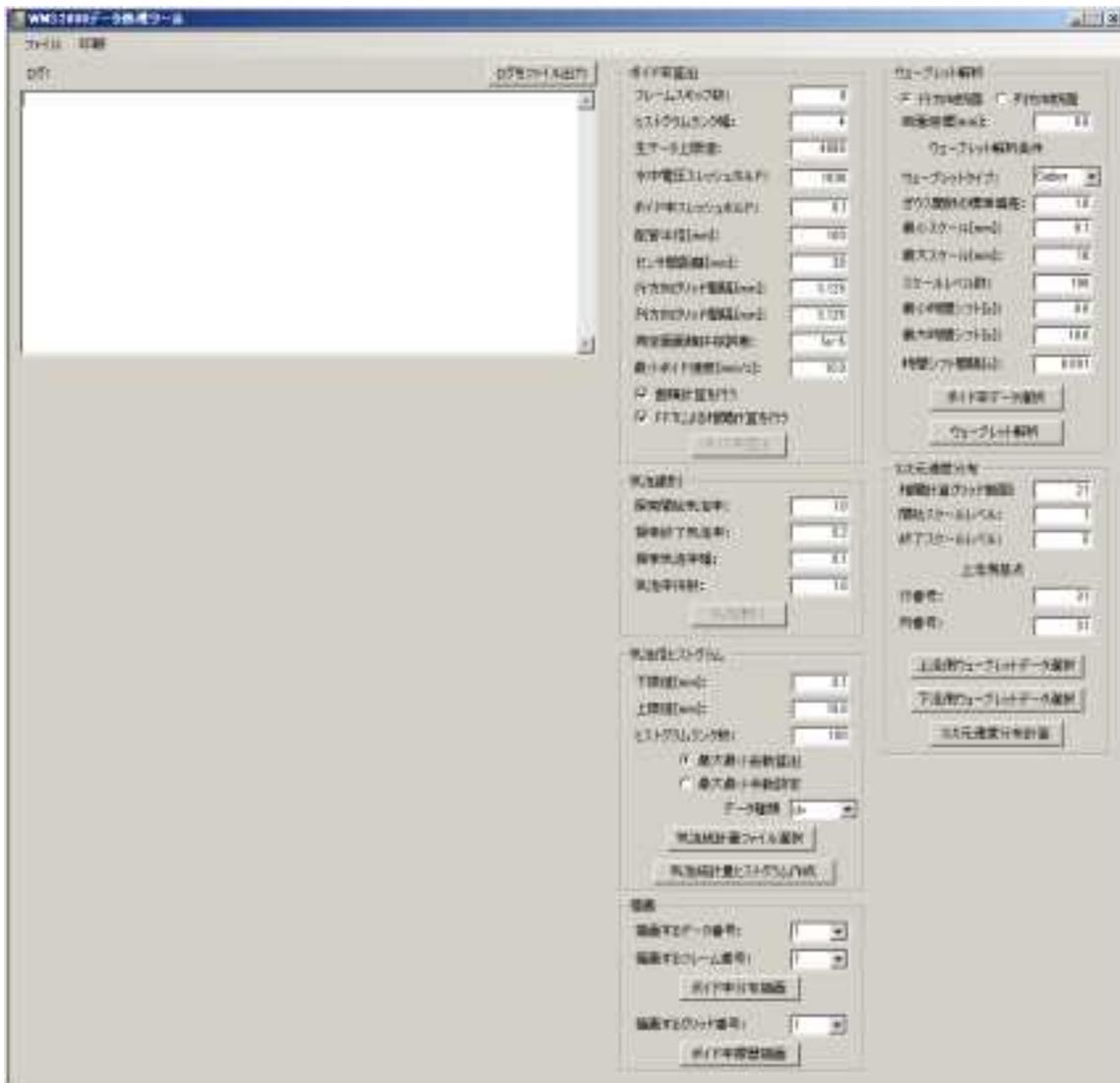


図 3.2.2.4-11 気泡識別ツール（開発中 GUI 画面）

3.2.3. 解析

燃料被覆管最高温度(PCT)等に影響を及ぼす現象に対する予測の不確かさについて検討するため、RELAP5/MOD3.3 コードを用いて ROSA/LSTF により過去に実施した PWR 事故模擬実験に対する事後解析や感度解析を実施した。また、単管伝熱実験装置で使用するスペーサ等について、CFD 解析用のメッシュを作成し、その基本的な性能を確認した。

3.2.3.1. RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析

原子力機構では、これまで LSTF を用いた PWR 事故模擬実験とともに、RELAP5 コード等を用いた解析を実施している。事故解析においては、PCT 等に影響を及ぼす現象に対する予測の不確かさを把握することは重要である。そこで、炉心の露出・過熱が観察された LSTF 実験のうち、2010 年 2 月 25 日に行った、低温側配管 17%破断冷却材喪失事故模擬実験[1]を対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析や感度解析を実施した。その際、原子力機構で所有している LSTF 解析用入力データを基に、炉心部のデータ等を整備した。

LSTF 実験の主な初期条件は、以下の通りである。

- 炉心出力は LSTF の最高出力である 10MW とし、軸方向炉心出力分布は 9 領域から成るコサイン分布でピーキングファクターは 1.49 とする。径方向高出力領域のピーキングファクターは 1.51 とする。
- 加圧器と SG 二次側圧力は、それぞれ 15.5MPa、7.3MPa とする。
- 高温側配管と低温側配管の流体温度は、それぞれ 598K、562K とする。

LSTF 実験の主な仮定は、以下の通りである。

- ループ B の低温側配管 17%破断とする。破断口は内径 41.0mm のノズルで模擬する。
- 補助給水系は不作動とする。
- 非常用炉心冷却系の条件として、高压注入系、蓄圧注入系、低压注入系は、一次系圧力がそれぞれ 12.27MPa、4.51MPa、1.24MPa に低下した時点で作動し、ループ A の低温側配管のみに注水する。高压注入系と低压注入系の注水では、ディーゼル発電機の単一故障を想定する。注水温度は、それぞれ 310K、320K、310K とする。
- 一次系圧力が 12.97MPa に低下した時点でスクラム信号を発信し、SG 主給水喪失、SG 主蒸気隔離、一次系冷却材ポンプのコーストダウン等を模擬する。
- 燃料被覆管温度(T)が 958K を超える場合、T に対応した次の炉心出力制御により炉心を保護する。

T : 958K=計画値の 70%、961K=35%、966K=13%、977K=5%、1003K=0%

ここで、スクラム信号発信後の炉心出力の計画値として、従来の LSTF 冷却材喪失事故模擬実験で用いた値を与える。

図 3.2.3.1-1 に LSTF 実験解析用のノーディング図を示す。LSTF の圧力容器、一次系ループ、加圧器、SG、SG 二次側等をモデル化する。各 SG の伝熱管は単チャンネルで模擬する。炉心部は、高出力、中間出力、低出力の炉心バンドルに対応する鉛直方向流路を模擬する。ここで、炉心出力分布を考慮し、鉛直方向流路は均等に 9 分割する。また、炉心部の配置を考慮し、中間出力と高出力の炉心バンドル間のクロスフローと、高出力と低出力の炉心バンドル間のクロスフローを模擬する。低温側配管頂部に接続した破断ノズルを含む破断ユニットは、形状を考慮してモデル化する。ここで、破断ノズル部は均等に 5 分割する。

解析上の主な仮定は、次の通りである。

- 臨界流モデルとして、Ransom-Trapp モデルを用いる。事後解析では、破断口流出係数(Cd)は 1.0 とする。
- 式(1)に示す Wallis タイプの気液対向流制限(CCFL)モデル[2]を SG 入口プレナム、SG 伝熱管入口、上部プレナムに適用する。

$$j_G^{*1/2} + mj_L^{*1/2} = C \quad (1)$$

ここで、 j^* は無次元体積流束、G は気相、L は液相を示す。事後解析では、式(1)の係数は、SG 入口プレナム、SG 伝熱管入口に対して $m=1$ 、 $C=0.75$ とする[3]。また、上部プレナムに対して $m=1$ 、 $C=0.85$ とする。

- 実験と異なり、燃料被覆管温度が 958K を超えていても、炉心出力の制御は行わない。

破断流量、低温側配管水位(ループ B)、一次系・SG 二次側ループ A 圧力、SG 入口プレナム水位(ループ A)、SG 伝熱管水位(ループ A)、クロスオーバーレグ下降流側水位(ループ A)、上部プレナム水位、炉心水位、燃料被覆管温度、非常用炉心冷却系流量(ループ A)に対する実験結果と事後解析結果について、それぞれ図 3.2.3.1-2～図 3.2.3.1-11 に示す。破断流は低温側配管の流動(図 3.2.3.1-3)に依存して、破断後短時間の水単相放出後、二相放出に変化することを解析で再現し、破断流量を概ね予測した(図 3.2.3.1-2)。比較的大きな破断サイズであることから早い一次系減圧が生じたが、一次系・SG 二次側圧力を概ね予測した(図 3.2.3.1-4)。破断後まもなく SG 伝熱管の水位が低下し始め、SG 入口プレナム及び SG 伝熱管上昇流側には高い蒸気流速に起因した CCFL による蓄水が生じて、炉心水位の低下を促進させたこと(図 3.2.3.1-9)を解析で再現した。しかし、SG 入口プレナム水位は過小評価し(図 3.2.3.1-5)、SG 伝熱管上昇流側水位は過大評価した(図 3.2.3.1-6)。クロスオーバーレグ下降流側水位の低下が継続し、ループシールクリアリング(図 3.2.3.1-7)に至るまでの過程における炉心水位の低下を解析で再現した(図 3.2.3.1-9)。しかし、上部プレナム下端に CCFL により残存する冷却水を過大評価した(図 3.2.3.1-8)。炉心水位の低下により燃料被覆管表面

がドライアウトしたが、解析では実験に比べて燃料被覆管温度がやや遅く上昇し始めた(図 3.2.3.1-10)。蓄圧注入系による注水流量を過小評価したため(図 3.2.3.1-11)、解析では実験に比べて炉心水位の回復が遅く、PCT を過大評価した(図 3.2.3.1-10)。このとき、実験では燃料被覆管温度が 958K を超えてから炉心出力制御を開始し、PCT は 978K となり、炉心出力は計画値の 5%まで低下した。なお、解析では、PCT は Pos. 6(=炉心中央部から約 0.2-0.6m 上の高さ)のノードで生じ、実験と同様であった。高圧注入系の作動開始時間や注水流量を概ね予測したが、解析では実験に比べて蓄圧注入系の作動が早く終了したため、低圧注入系が早く作動した(図 3.2.3.1-11)。

表 3.2.3.1-1 に感度解析条件を示す。事後解析を基に、PCT に影響を与える可能性がある現象に係るパラメータを抽出するとともに、影響の大きさを調べるために範囲を設定した。感度解析に係るパラメータと設定範囲は、以下の通りである。

- 破断口流出係数(Cd)に対して 1.0 ± 0.1
- 炉心出力に対して計画値 ± 0.1 MW
- 炉心蒸気単相対流熱伝達係数に対して $\pm 30\%$
- 炉心相間摩擦係数に対して $\pm 80\%$
- SG 入口プレナムと伝熱管入口での Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C に対して 0.75 ± 0.15
- 上部プレナムでの Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C に対して 0.85 ± 0.05

ここで、破断口流出係数(Cd)、炉心蒸気単相対流熱伝達係数、上部プレナムでの Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C については、比較的小さい係数の差が PCT に与える影響を調べた。一方、炉心相間摩擦係数については、関連研究で使用された値[4]を参照しつつ、比較的大きい係数の差が PCT に与える影響を調べた。なお、炉心出力については、LSTF の計測誤差(± 0.07 MW)を考慮した。SG 入口プレナムと伝熱管入口での Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C については関連研究の結果[5]を参照した。RELAP5 コードにおいて、蒸気単相対流熱伝達(ボイド率 0.999 以上)は、乱流強制対流モデルとして Dittus-Boelter の相関式、層流強制対流モデルとして Sellars-Tribus-Klein の相関式、自然対流モデルとして Churchill-Chu の相関式によりヌセルト数を計算し、その最大値を用いている。感度解析では、蒸気単相対流熱伝達係数に 0.7 ないし 1.3 を乗じた。また、相間摩擦は、流動様式毎に適用する相関式が異なり、感度解析では炉心相間摩擦係数に 0.2 ないし 1.8 を乗じた。

破断口流出係数(Cd)、炉心出力、炉心蒸気単相対流熱伝達係数、炉心相間摩擦係数、SG 入口プレナムと伝熱管入口での Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C、上部プレナムでの Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C の燃料被覆管温度に対する感度解析結果について、事後解析結果と比較してそれぞれ図 3.2.3.1-12～図 3.2.3.1-17 に示す。破断口流出係数(Cd)

が 1.1 の場合、PCT は事後解析結果を上回った(図 3.2.3.1-12)。炉心出力が計画値+0.1MW の場合、PCT は事後解析結果を上回った(図 3.2.3.1-13)。炉心蒸気単相対流熱伝達係数が -30% の場合、PCT は事後解析結果を上回った(図 3.2.3.1-14)。炉心相間摩擦係数が $\pm 80\%$ の範囲において、PCT は事後解析結果とほぼ同じであった(図 3.2.3.1-15)。SG 入口プレナムと伝熱管入口での Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C が 0.9 の場合、PCT は事後解析結果を上回った(図 3.2.3.1-16)。上部プレナムでの Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C が 0.8 の場合、PCT は事後解析結果を上回った(図 3.2.3.1-17)。以上から、破断口流出係数(Cd)、炉心出力、炉心蒸気単相対流熱伝達係数、SG 入口プレナムと伝熱管入口での Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C、上部プレナムでの Wallis タイプ CCFL モデルの係数 C については、PCT に与える影響が大きいことを示している。

表 3.2.3.1-1 LSTF 実験の感度解析条件

現象	パラメータ	設定範囲
臨界流	破断口流出係数(Cd)	1.0±0.1
崩壊熱	炉心出力	計画値±0.1MW
炉心熱伝達	炉心蒸気単相対流熱伝達係数	±30%
炉心二相水位	炉心相間摩擦係数	±80%
蒸気発生器入口プレナムと伝熱管 上昇流側での蓄水	蒸気発生器入口プレナムと伝熱管 管入口での CCFL 係数 C	0.75±0.15
上部プレナムでの蓄水	上部プレナムでの CCFL 係数 C	0.85±0.05

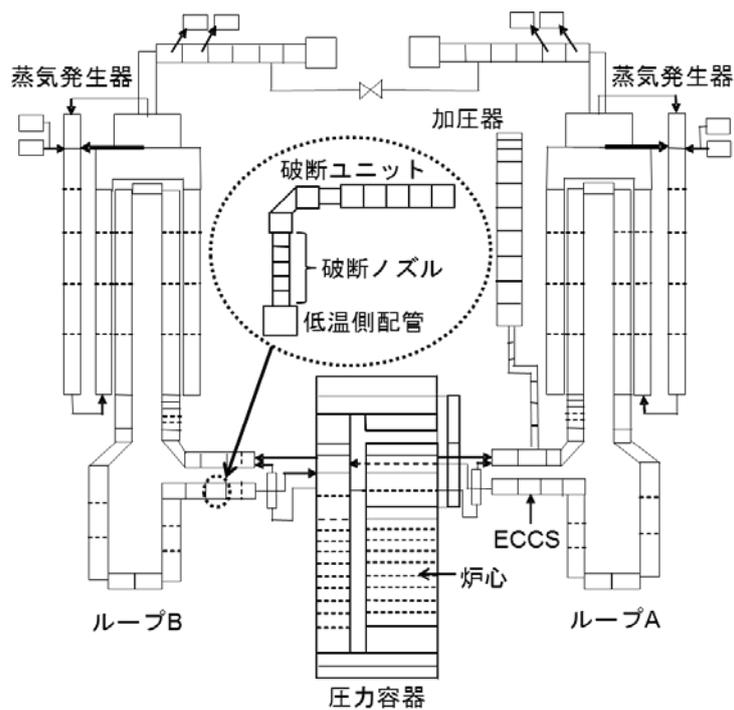


図 3.2.3.1-1 LSTF 実験解析用ノーディング図

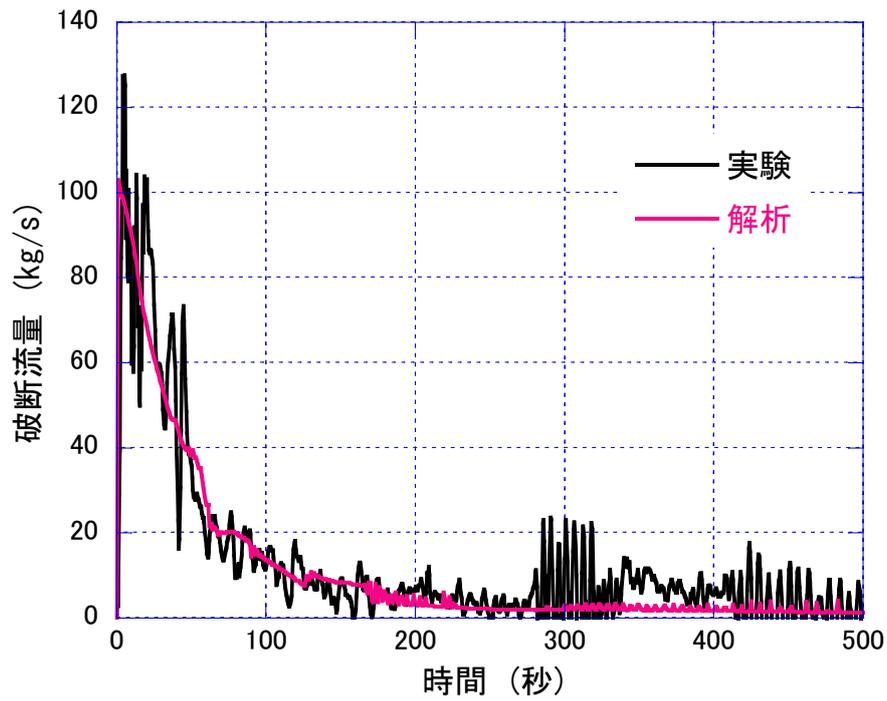


図 3.2.3.1-2 破断流量に対する実験及び事後解析結果

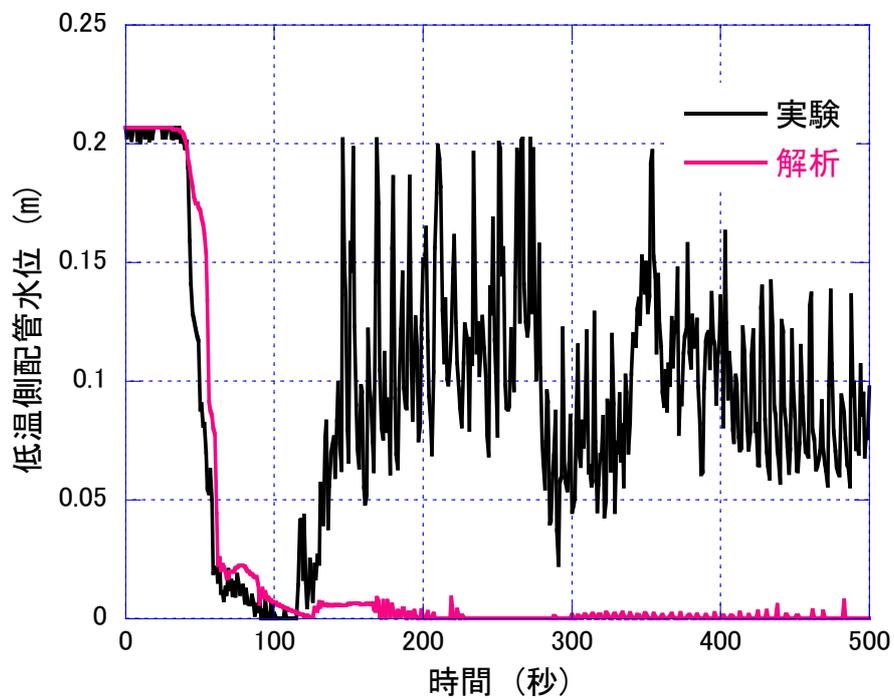


図 3.2.3.1-3 低温側配管水位(ループ B)に対する実験及び事後解析結果

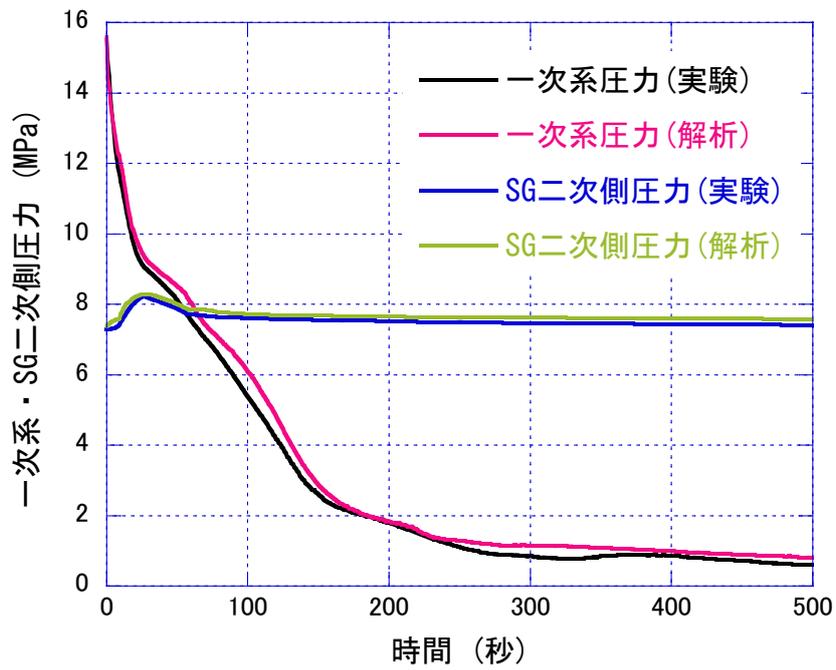


図 3.2.3.1-4 一次系・蒸気発生器二次側ループ A 圧力に対する実験及び事後解析結果

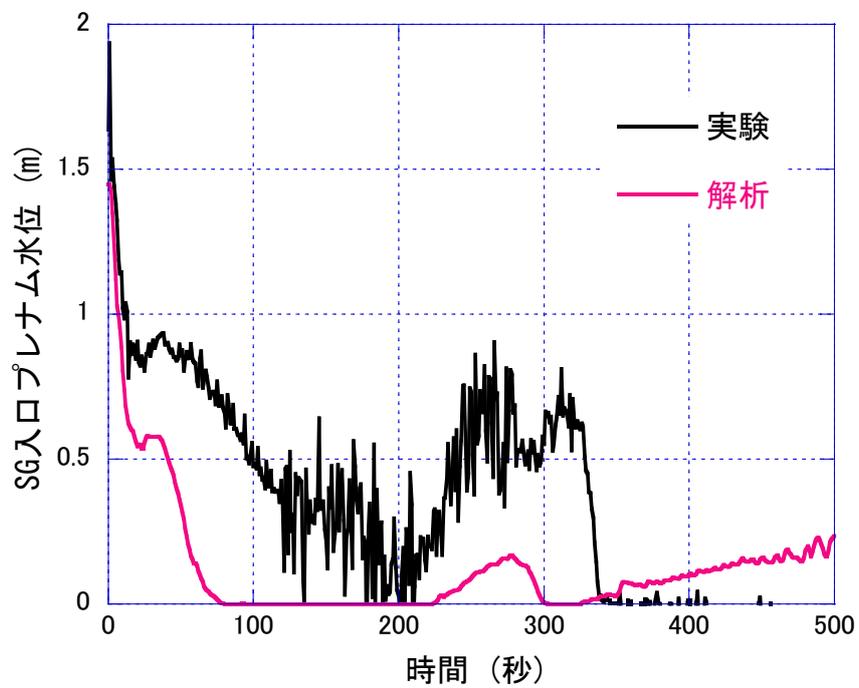


図 3.2.3.1-5 蒸気発生器入口プレナム水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

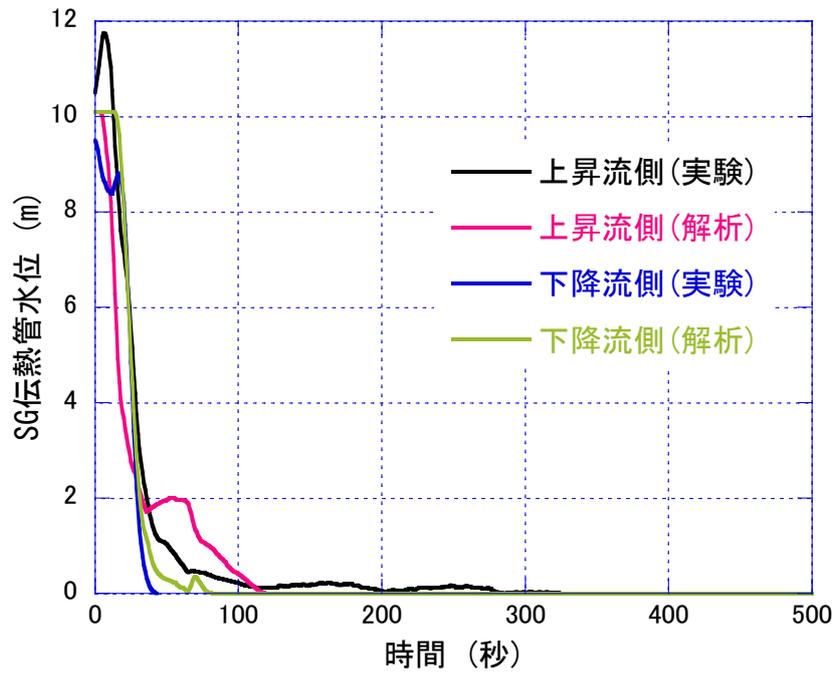


図 3.2.3.1-6 蒸気発生器伝熱管水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

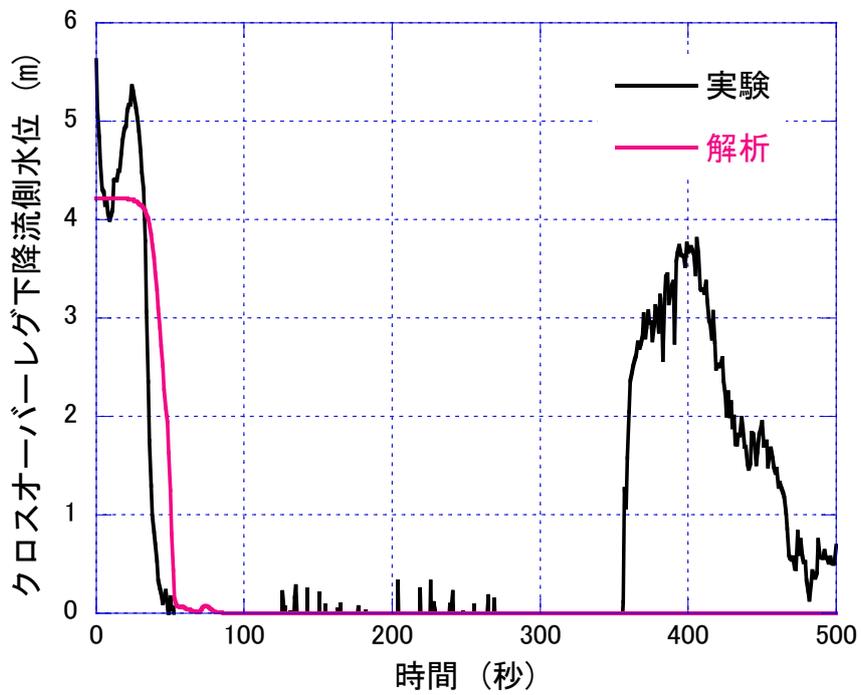


図 3.2.3.1-7 クロスオーバーレグ下降流側水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

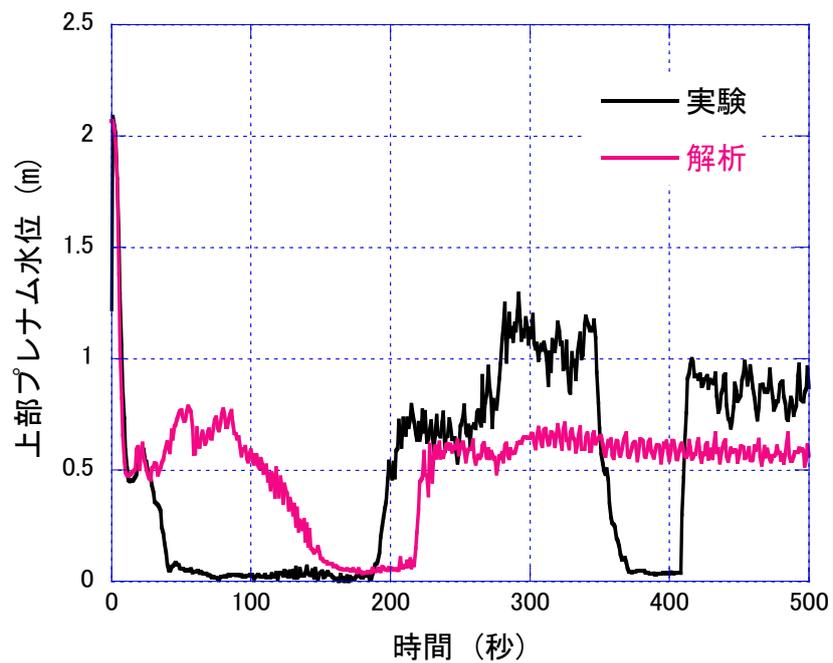


図 3.2.3.1-8 上部プレナム水位に対する実験及び事後解析結果

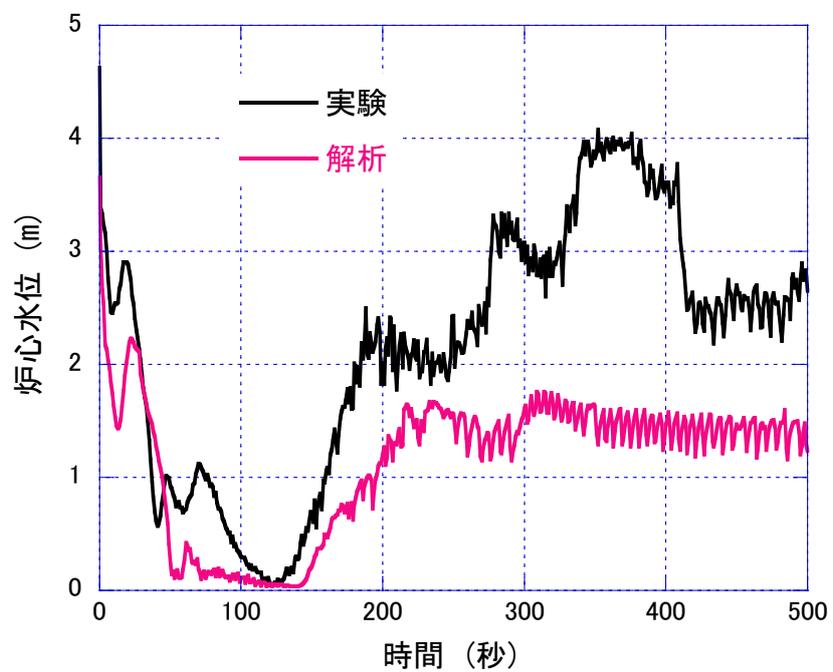


図 3.2.3.1-9 炉心水位に対する実験及び事後解析結果

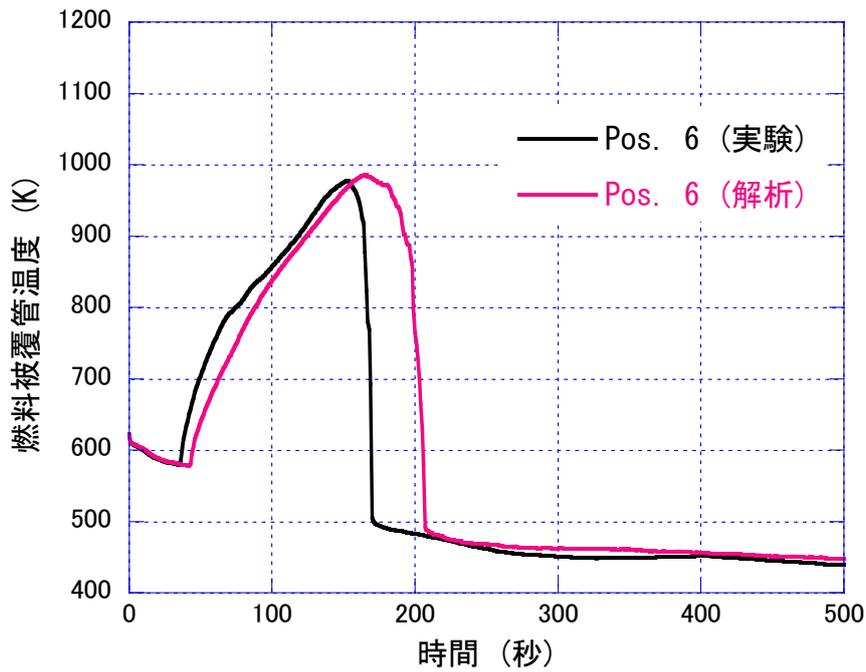


図 3.2.3.1-10 燃料被覆管温度に対する実験及び事後解析結果

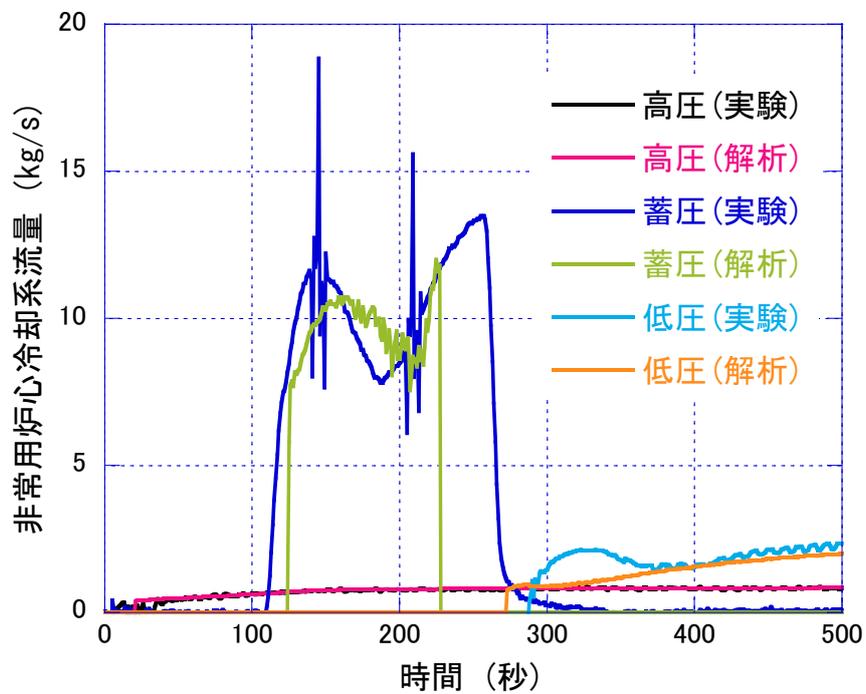


図 3.2.3.1-11 非常用炉心冷却系流量(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

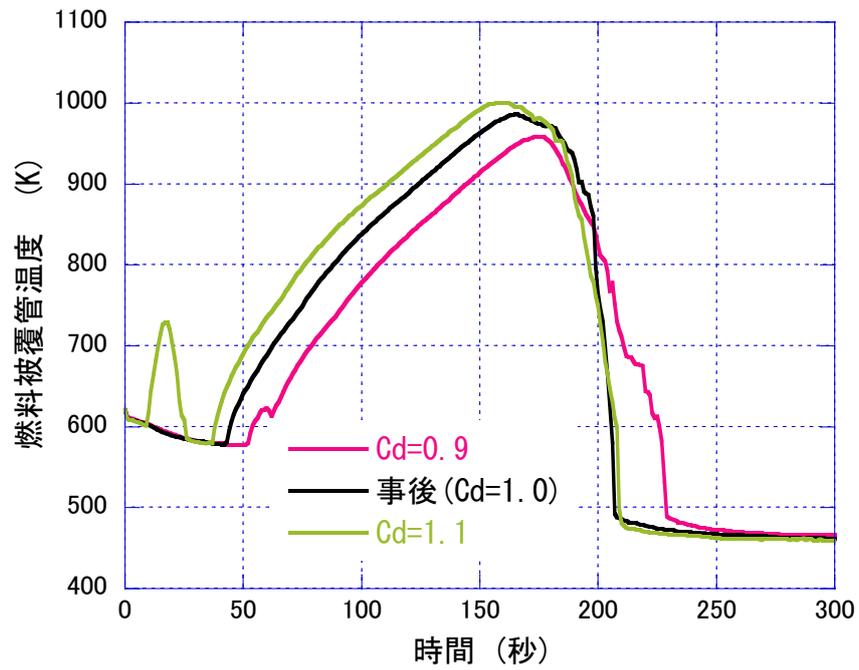


図 3.2.3.1-12 破断口流出係数(C_d)の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

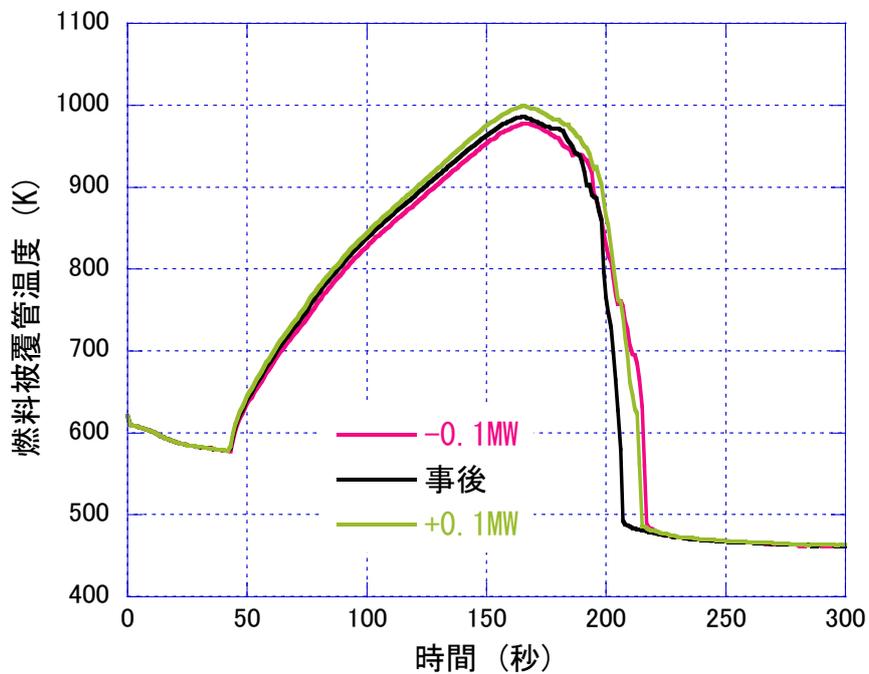


図 3.2.3.1-13 炉心出力の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

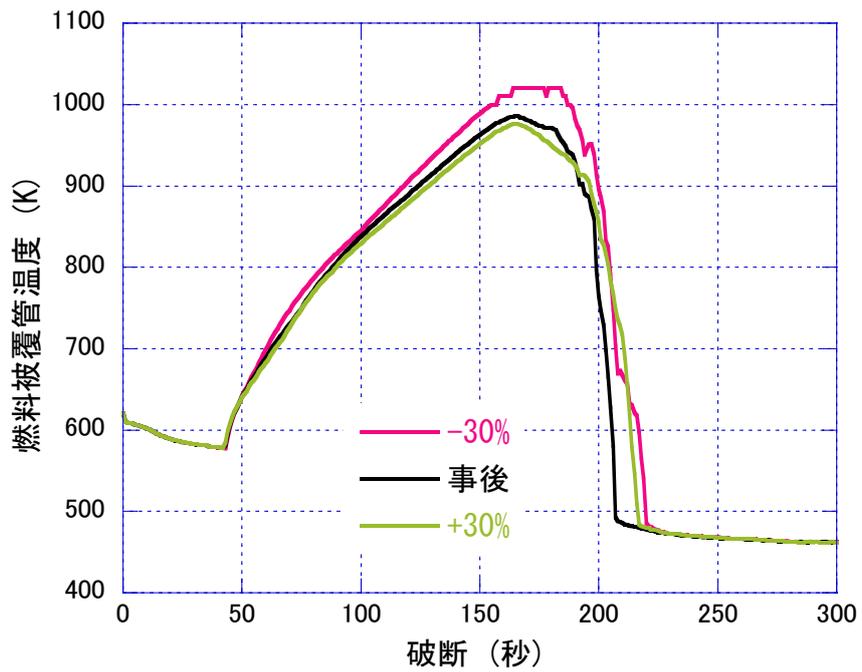


図 3.2.3.1-14 炉心蒸気単相對流熱伝達係数の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

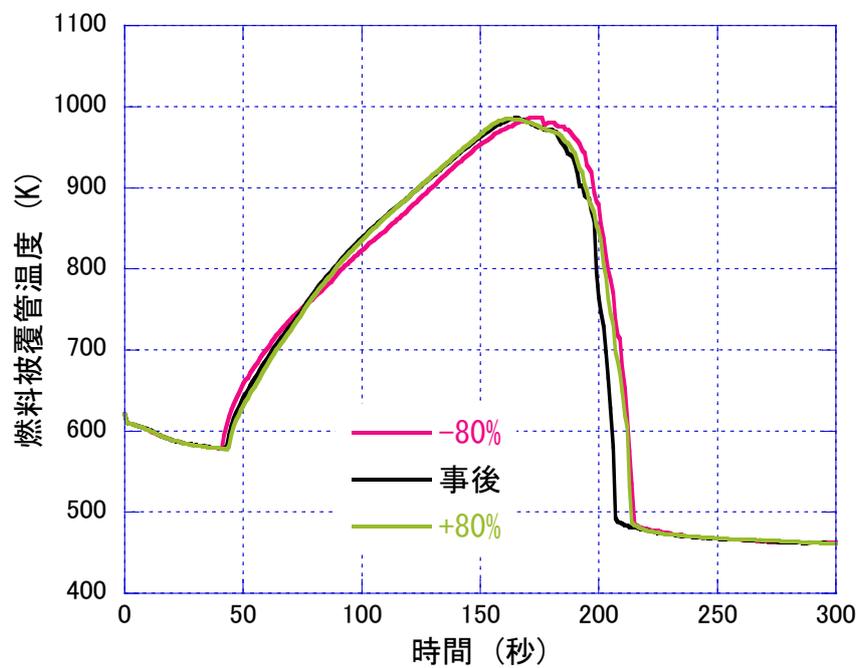


図 3.2.3.1-15 炉心相間摩擦係数の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

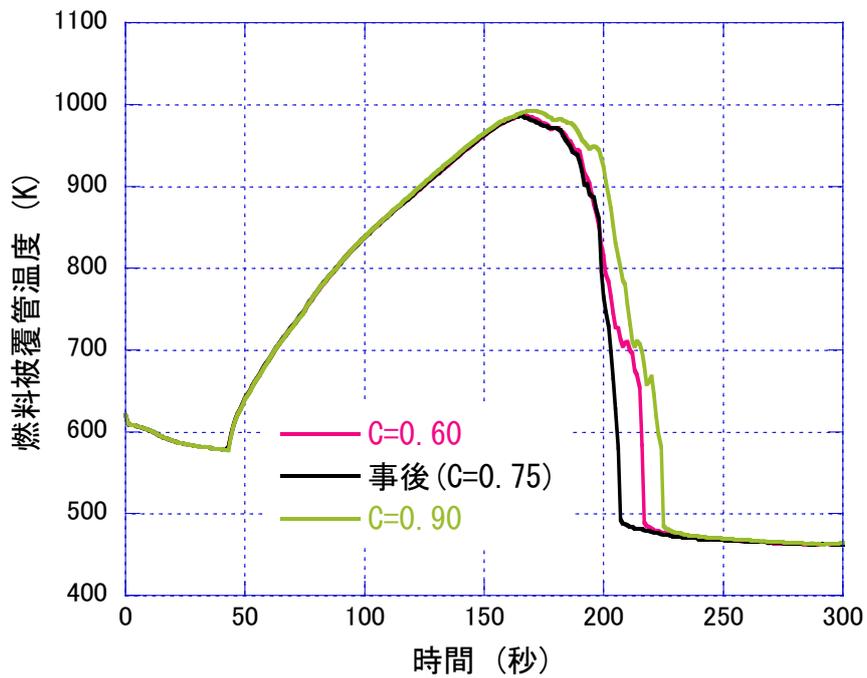


図 3.2.3.1-16 SG 入口プレナムと伝熱管入口での CCFL 係数 C の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

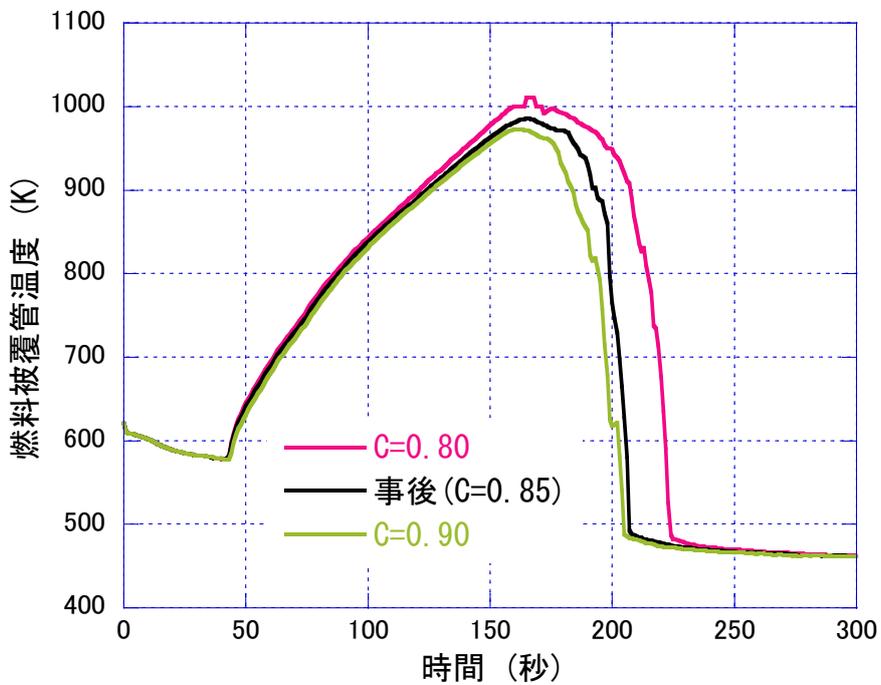


図 3.2.3.1-17 上部プレナムでの CCFL 係数 C の燃料被覆管温度に対する感度解析結果

3.2.3.2. 単管伝熱実験用模擬スパーサ等の流動解析

単管伝熱実験装置では、燃料集合体のスパーサ効果による液滴挙動への影響調査を目的とした実験を予定している[1]。そのため、単管伝熱実験に使用するスパーサ等が流動場へ及ぼす影響を CFD 解析し、今後実施する実験と合わせてスパーサ効果に係る基礎的な知見を把握する必要がある。また、今後製作予定のスワールスパーサ選定に資する情報を取得する狙いもある。

これまでに、スパーサを有する体系での CFD 解析は数多く行われてきたが、その多くは燃料集合体サブチャンネル内の流動を想定したものであった（例えば、KAERI で行われたロッドバンドルの CFD ベンチマークテスト[2]）。単管試験体での模擬スパーサによる実験は、Okawa らによって行われてきた[3]、[4]。

本作業では、単管伝熱実験において使用する模擬スパーサ等のメッシュデータを作成し、CFD コード OpenFOAM による流動解析を行った。

(1) CAD データ作成

図 3.2.3.2-1 に単管試験体、図 3.2.3.2-2 に模擬スパーサ等の解析体系を示す。図 3.2.3.2-1 に示すように、助走区間流れを想定し[2]、模擬スパーサ等は単管試験体の上流から 40D 下流に配置した。模擬スパーサ等形状は、図 3.2.3.2-2 に示すように、(a)比較のためにスパーサを配置しないもの、(b)平成 26 年度に製作したステップ状の流路障害物[1]、(c)平成 27 年度に製作した丸セル型スパーサを模擬したもの、(d)スワール型スパーサを模擬したものの 4 種類を想定し、図 3.2.3.2-3 に示すように CAD データを作成した。

(2) メッシュデータ作成

図 3.2.3.2-4、3.2.3.2-5 に示すように LES 解析を想定したメッシュデータを作成した。セル形状はすべてヘキサ（6 面体）であり、セル数は(a)が約 603 万、(b)が約 834 万、(c)が約 1000 万、(d)が約 1172 万である。メッシュ・ジェネレータは、ANSYS ICEM CFD を使用した。メッシュは $y^+=100$ （モデル第一層セル間隔約 0.21mm）程度となるようにし、速度依存型の壁関数を使用した標準 Smagorinsky モデルを適用した。また、セルサイズは、主流方向には流入及び流出面近傍を約 1.3mm、スパーサ等領域近傍を 0.1mm、周方向及び径方向には概ね 0.2mm、壁面近傍を 0.05mm とするよう作成した。

(3) CFD コード OpenFOAM による試解析

作成したメッシュの検証を行うために、OpenFOAM ver.2.3.0 を用いて CFD 解析を行った。解析手法は、非定常熱伝達用ソルバである PimpleFoam、乱流モデルは LES の標準 Smagorinsky モデルを使用した。計算においては、スパーサ等配置直下位置までに乱流に遷移している必要があるため、OpenFOAM の標準機能である入口変動境界条件を適用した。予め変動量の影響を確認するために、スパーサを配置しない体系(a)において、比較検討を

行った。ここで、水平方向を x 軸、垂直方向を y 軸、主流方向を z 軸と定義し、半径方向は x 軸と y 軸の 2 方向とする。解析条件は、入口からの飽和蒸気の流入を想定し、基準圧力は 7.0MPa とした（以後の解析と共通）。表 3.2.3.2-1 に示すように、流速は 5.048m/s に対し、主流方向に 2% 及び半径方向に 1% (CASE1a)、主流方向に 0.2% 及び半径方向に 0.1% (CASE1b) の変動量とし、入口条件にランダムに課した。

計算結果を図 3.2.3.2-6 から図 3.2.3.2-10 に示す。図 3.2.3.2-8、9 の瞬時流速コンター図及び図 3.2.3.2-10 の瞬時速度分布より、それぞれの入口変動量において、周流方向への影響は少なく、両者に大きな違いは見られなかった。しかしながら、半径方向速度の絶対値の比較において、変動量が 0.2% では、径方向に一様な分布となった。以上の結果と実験条件を考慮し、CASE1a の条件を採用することとした。また、今回は、円管内の乱流遷移のために円管直径の 40 倍の助走区間を設けたが、両ケースともにスペーサ等配置直下位置 $z=488\text{mm}$ において、乱流に遷移していると考えられる。そのため、他の解析ケースにおいても助走区間を含めて $z=1230\text{mm}$ の体系で計算を実施した。計算時間は、1s までに 120 時間程度 (/64 並列) であった。

以上の検討解析を踏まえ、解析条件を表 3.2.3.2-2、(b)~(d) の模擬スペーサ等の形状に対する解析ケースを表 3.2.3.2-3 に示す。CASE2 は (b) ステップ状障害物、CASE3 は (c) 丸セル型模擬スペーサ、CASE4 は (d) スワール型模擬スペーサである。

CASE2~CASE4 の計算結果を図 3.2.3.2-11 から図 3.2.3.2-16 に示す。速度分布は、入口断面より z 方向に 122mm (助走区間の 1/4)、244mm (助走区間の 1/2)、488mm (スペーサ等配置直下)、518mm (スペーサ等下流 20mm)、600mm (スペーサ等下流 102mm)、800mm (スペーサ等下流 302mm) の 6 箇所についてプロットした。スペーサ等形状による乱流促進効果の違いは顕著に現れており、主流速度に着目すると、ステップ状障害物に比べ、丸セル型模擬スペーサでは、図 3.2.3.2-12 より、7m/s を超える領域が下流 102mm 付近まで伸びていることがわかる。一方、スワール型模擬スペーサでは、図 3.2.3.2-14 に示すようにスペーサ下流 20mm 付近で局所的に約 6.5m/s 付近まで上昇しているが、より下流の位置において 6m/s 以上上昇することはない。半径方向では、他のスペーサ等がスペーサ等配置直下で流速が大きく変動するのに対し、スペーサ通過後に流速が増加し、ほぼ左右対称なピークを持つ分布となる。また、流速減少が小さく、スペーサ下流 302mm においても最大で約 0.6m/s ある。図 3.2.3.2-15 に示す瞬時流速コンター図より、中心を境目にプラスとマイナスの分布となっている。しかしながら、現時点の結果から旋回流の発生可能性を指摘することは困難であり、計算時間をより長く確保し、詳細な可視化を行う必要がある。

以上より、模擬スペーサ等を有する単管試験体の CAD データ及びメッシュデータを作成、OpenFOAM による流動解析を実施し、非定常気流によって混合・拡散挙動が解析できることが確認された。今後、単相伝熱、二相流液滴伝熱等の解析を進めていくと共に、実験と比較し、より詳細な検討を行って行く予定である。

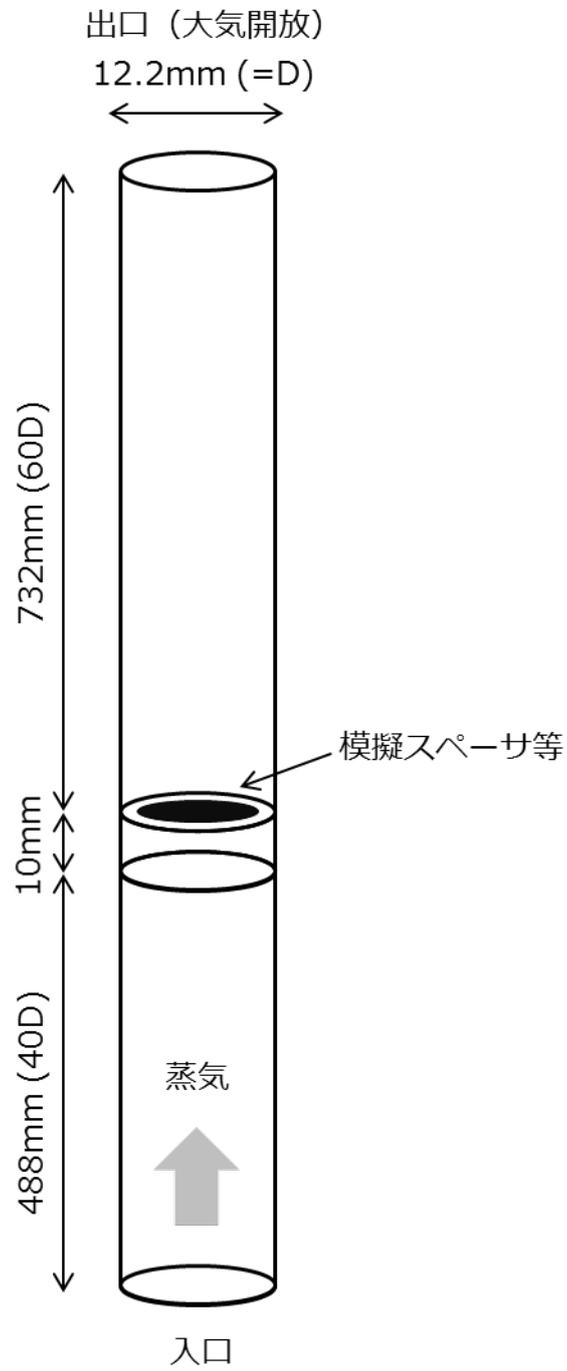


図 3.2.3.2-1 単管試験体の解析体系

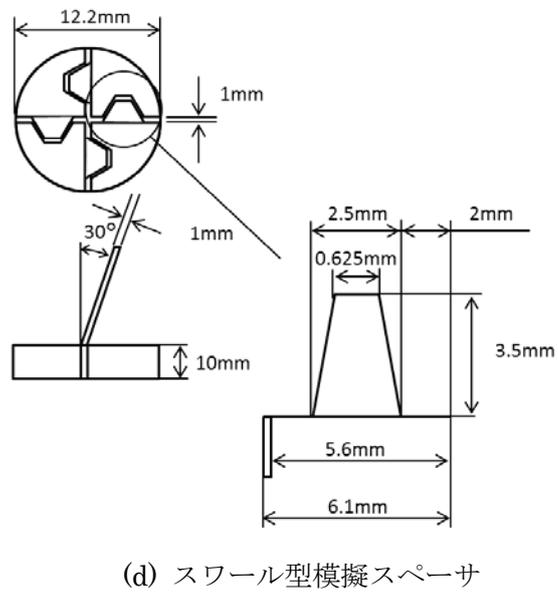
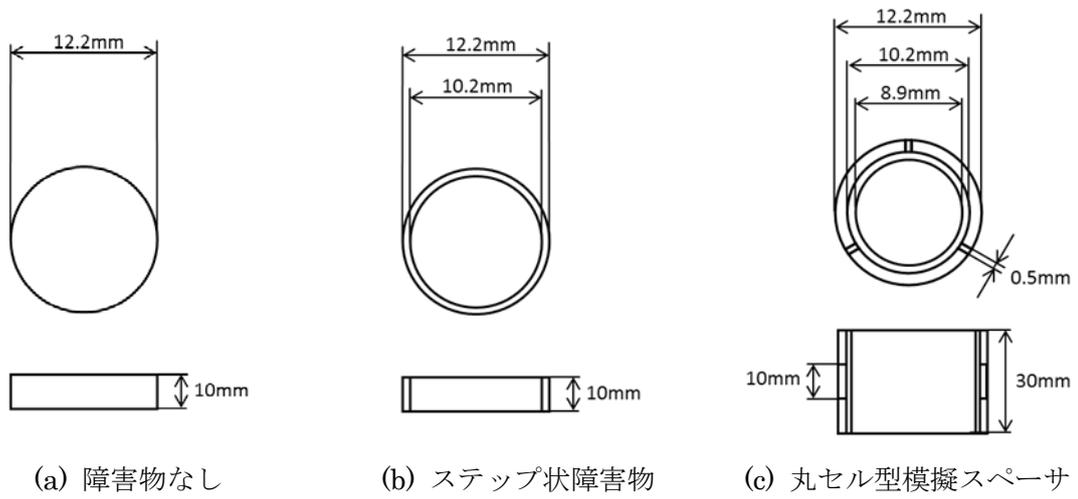
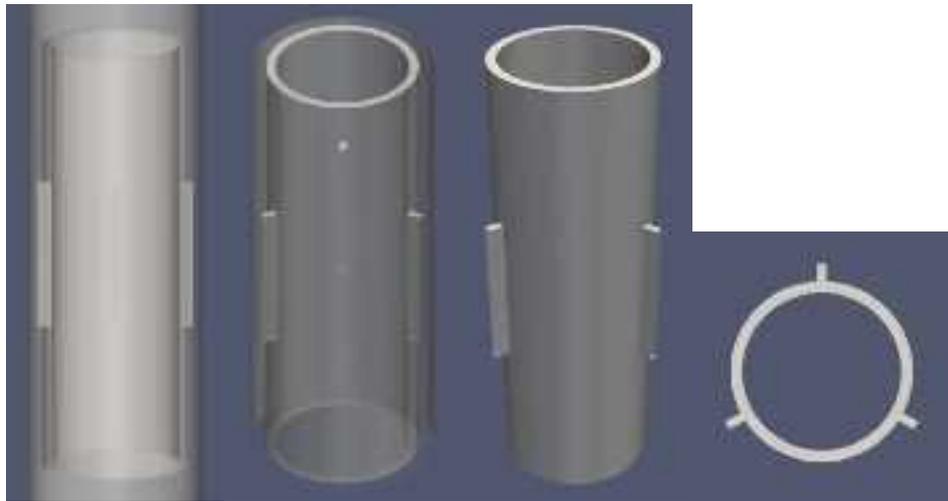


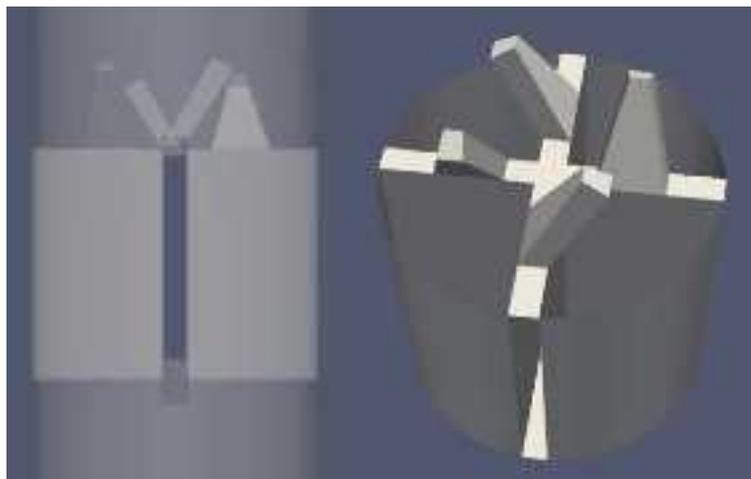
図 3.2.3.2-2 模擬スペーサ等の解析体系



(b) ステップ状障害物



(c) 丸セル型模擬スペーサ

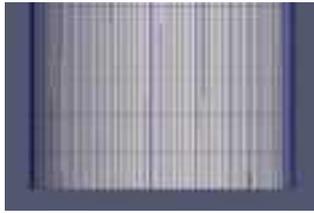


(d) スワール型模擬スペーサ

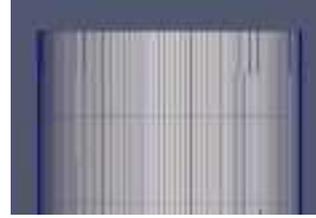
全体図

スペーサ等とその周囲

図 3.2.3.2-3 CAD データ

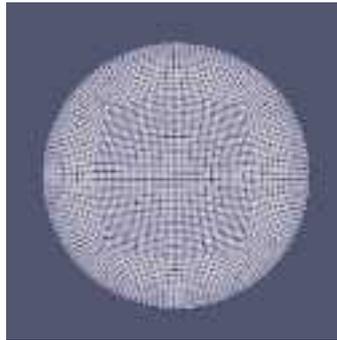


入口断面（上流）付近



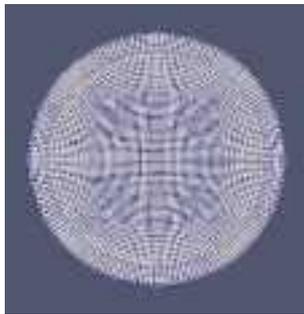
出口（下流）付近

(0) 共通領域

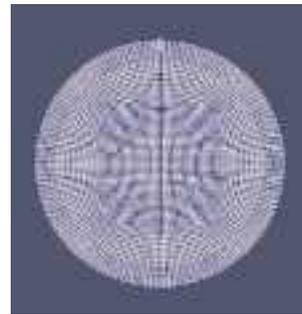


入口・出口断面

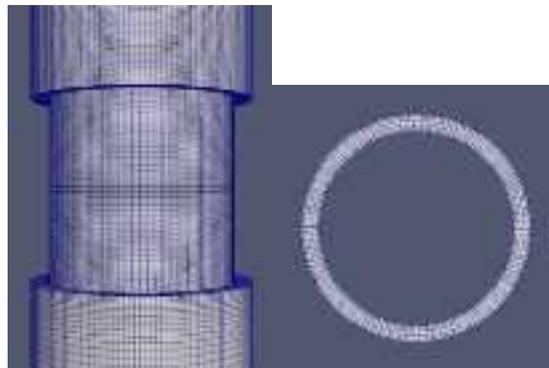
(a) 障害物なし



入口断面

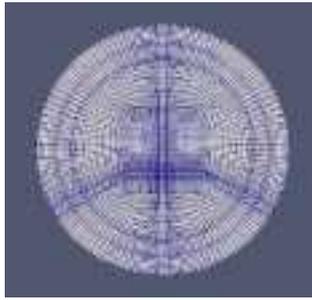


出口断面

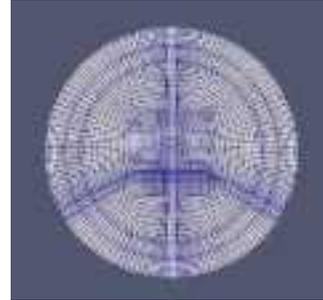


(b) ステップ状障害物

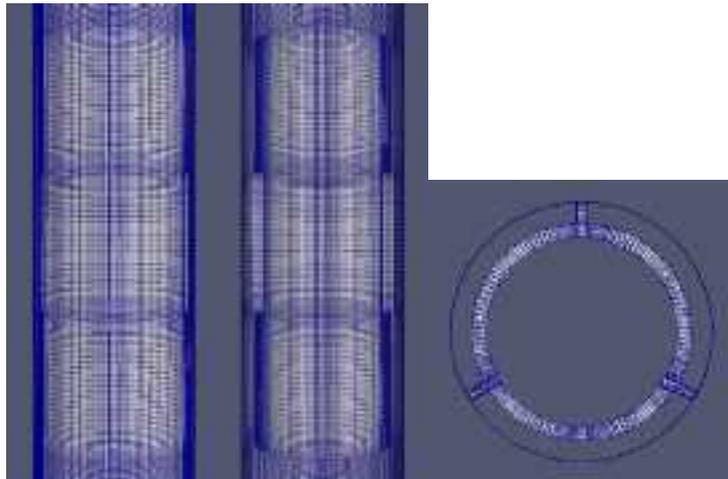
図 3.2.3.2-4 メッシュデータ (1)



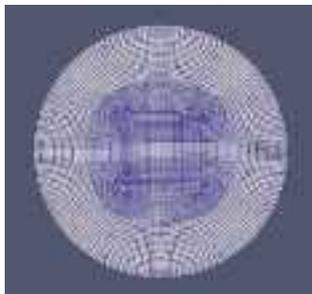
入口断面



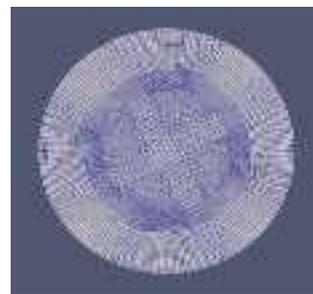
出口断面



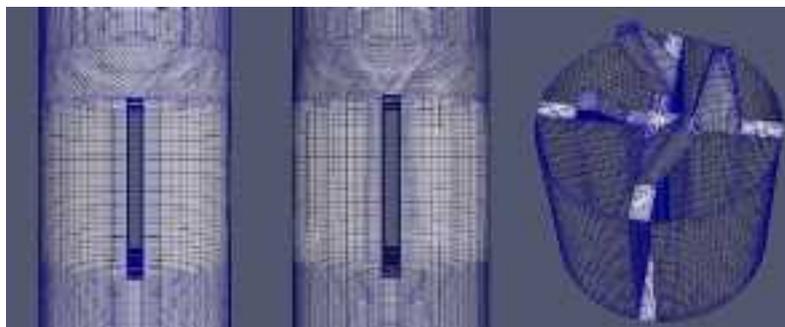
(c) 丸セル型模擬スペーサ



入口断面



出口断面



(d) スワール型模擬スペーサ

図 3.2.3.2-5 メッシュデータ (2)

表 3.2.3.2-1 変動値検討 解析ケース

ケース名	主流方向変動量	半径 (xy) 方向変動量
CASE1a	$0.020 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.10076$	$0.010 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.05038$
CASE1b	$0.002 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.0010076$	$0.001 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.0005038$

表 3.2.3.2-2 解析条件

項目	条件
流体	飽和蒸気
基準圧力	7.0 MPa
密度	36.52 kg/m ³
粘性係数	$1.9 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$
入口流速	5.038 m/s turbulentInlet 境界により入口変動量を以下のように設定 主流方向 = $0.020 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.10076$ 半径方向 = $0.010 \times 5.038 \text{ m/s} = 0.05038$
出口条件	U の境界条件: 逆流部以外では $du/dx=0$ 、逆流部では出口境界に接し、内部セルの法線方向速度の逆流が生じたパッチに適応 P の境界条件: $P=7.0 \text{ MPa}$ (差圧ゼロ)
壁面	固体壁
速度条件	標準 Smagorinsky モデルを想定 速度依存型の壁関数、及び van Driest 型減衰関数

表 3.2.3.2-3 解析ケース

ケース名	スペーサ等形状
CASE2	(b) ステップ状障害物
CASE3	(c) 丸セル型模擬スペーサ
CASE4	(d) スワール型模擬スペーサ



図 3.2.3.2-6 CASE1a (左) 及びCASE1b (右) の
流速ベクトル絶対値の xz 断面瞬時流速コンター図 ($t=1.0s$)

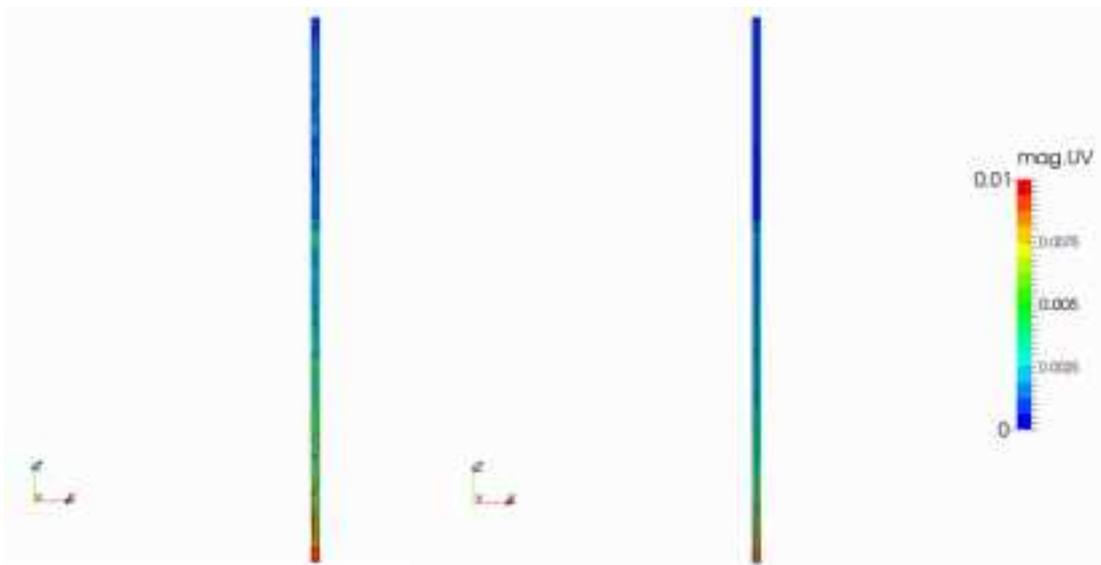


図 3.2.3.2-7 CASE1a (左) 及びCASE1b (右) の
半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値の xz 断面瞬時流速コンター図 ($t=1.0s$)

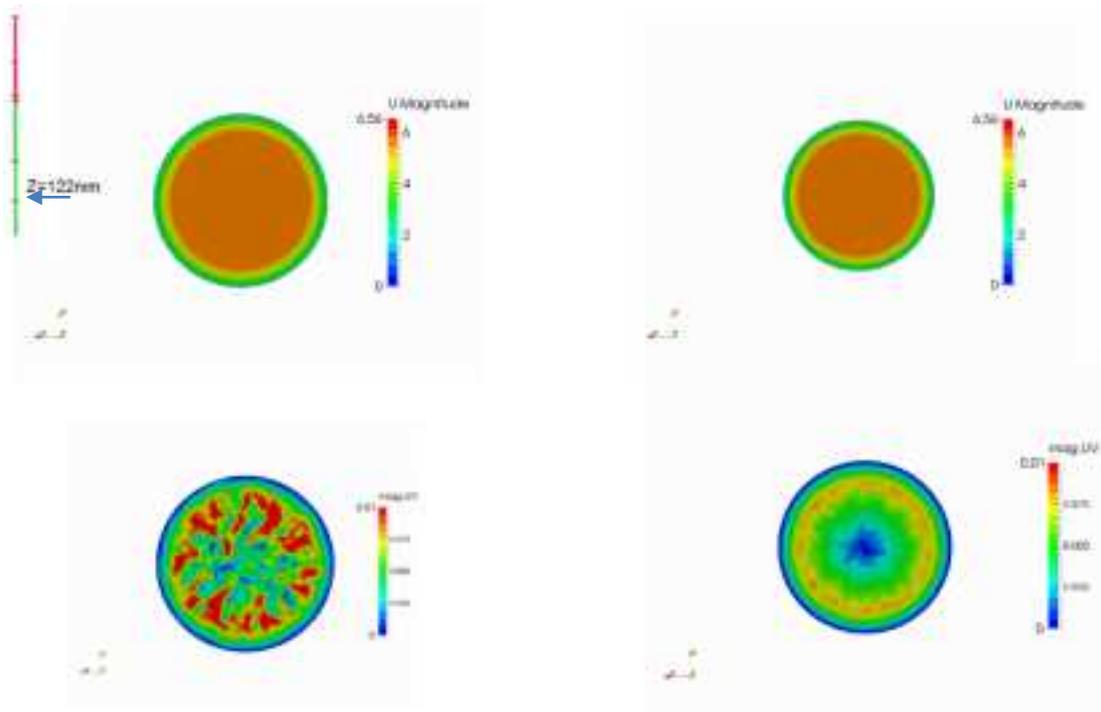


図 3.2.3.2-8 CASE1a (左) 及びCASE1b (右) の
 $z=122\text{mm}$ における xy 断面瞬時流速コンター図

流速ベクトル絶対値 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) ($t=1.0\text{s}$)

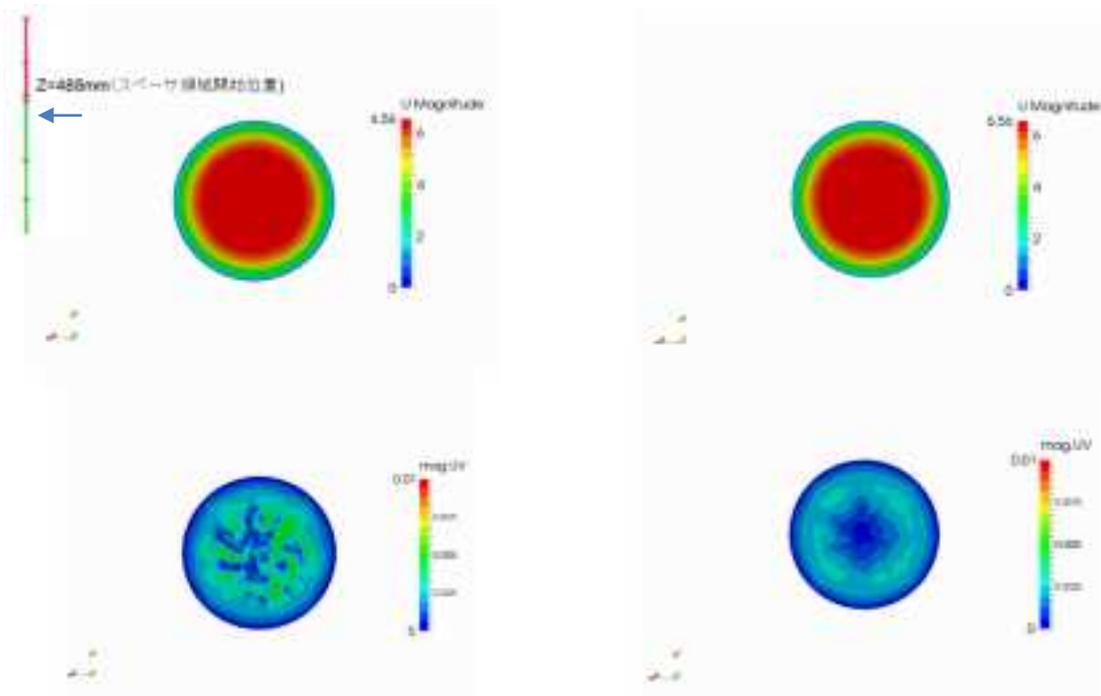


図 3.2.3.2-9 CASE1a (左) 及びCASE1b (右) の
 $z=488\text{mm}$ における xy 断面瞬時流速コンター図

流速ベクトル絶対値 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) ($t=1.0\text{s}$)

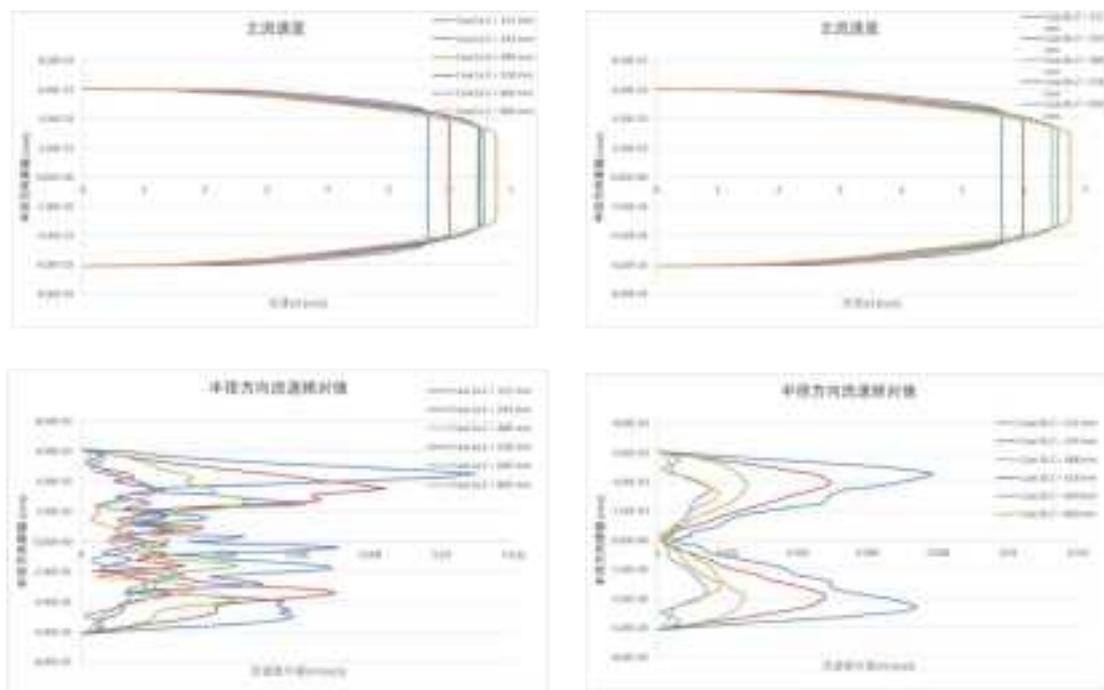


図 3.2.3.2-10 CASE1a (左) 及び CASE1b (右) の
 z 方向各断面における瞬時流速分布
 主流速度 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) ($t=1.0s$)

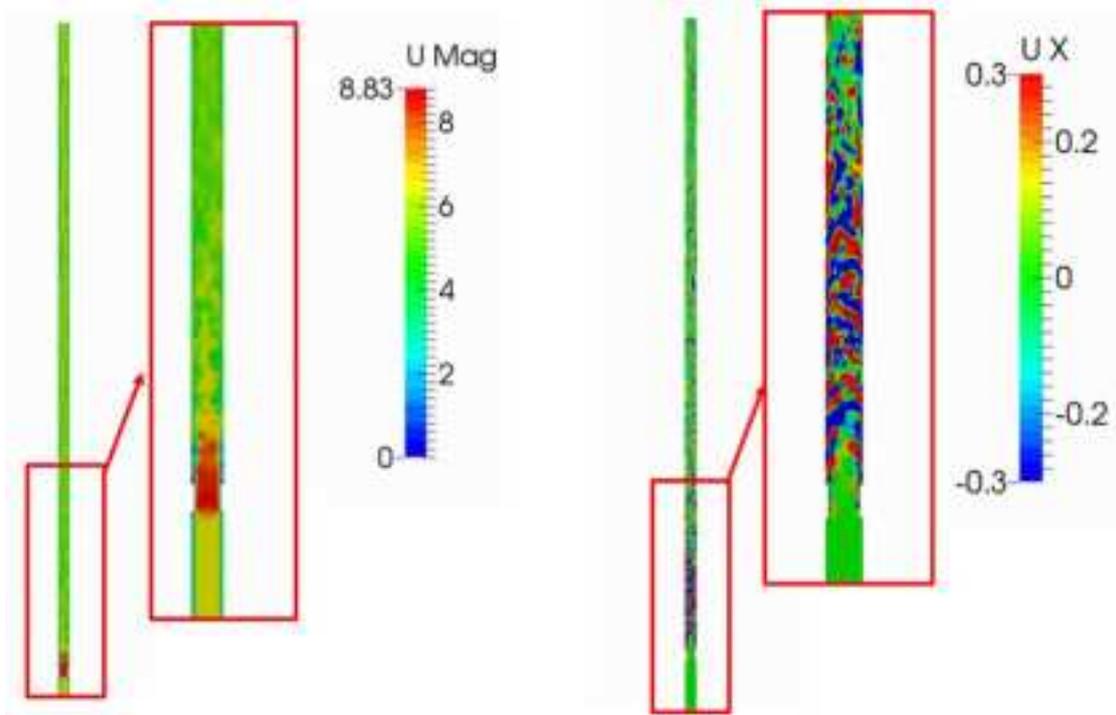


図 3.2.3.2-11 CASE2 の xz 断面瞬時流速コンター図
流速ベクトル絶対値 (左)、 x 方向速度 (右) ($t=1.0s$)

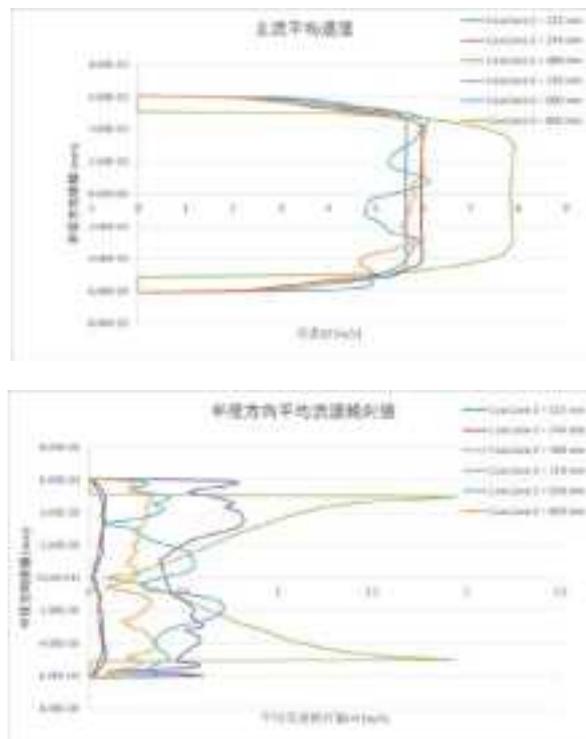


図 3.2.3.2-12 CASE2 の z 方向各断面における平均流速分布
主流速度 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) (平均処理 $t=0.5\sim 1.0s$)

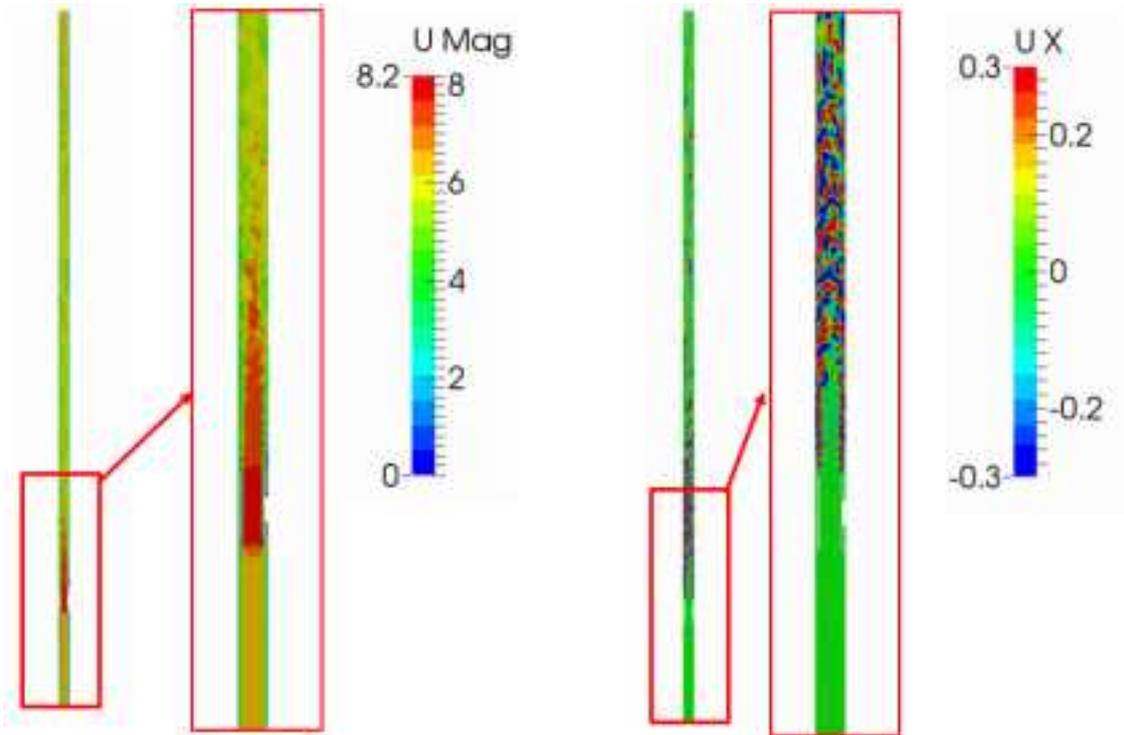


図 3.2.3.2-13 CASE3 の xz 断面瞬時流速コンター図
流速ベクトル絶対値 (左)、 x 方向速度 (右) ($t=0.5s$)

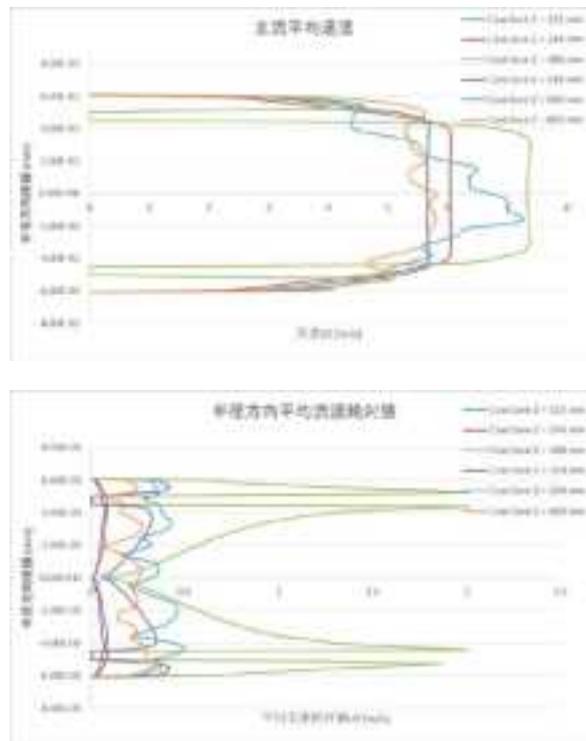


図 3.2.3.2-14 CASE3 の z 方向各断面における平均流速分布
主流速度 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) (平均処理 $t=0.0\sim 0.5s$)

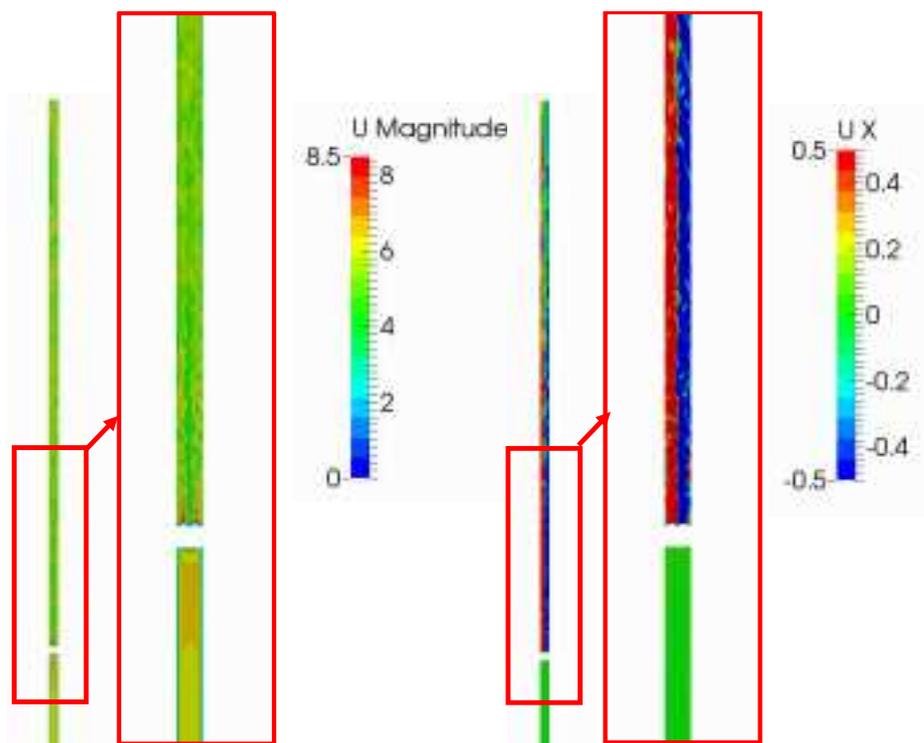


図 3.2.3.2-15 CASE4 の xz 断面瞬時流速コンター図
 流速ベクトル絶対値 (左)、 x 方向速度 (右) ($t=0.189s$)

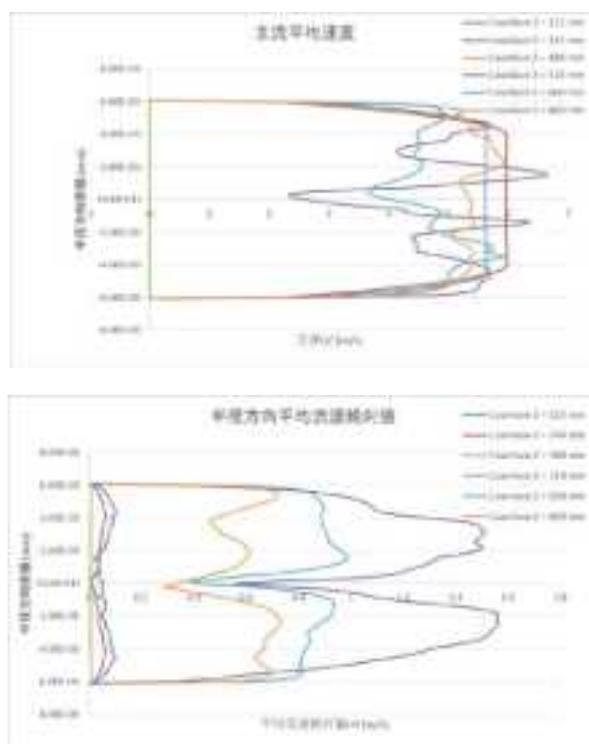


図 3.2.3.2-16 CASE4 の z 方向各断面における平均流速分布
 主流速度 (上段)、半径 (xy) 方向流速ベクトル絶対値 (下段) (平均処理 $t=0.0\sim 0.19s$)

3.2.4. MARS 法に関する文献調査

本事業で実施する CFD 手法を用いた二相流解析には、大別して、二流体モデルと VOF (Volume of Fluid) 法を用いる方法があり、後者は、気液界面形状を数値的に追跡することにより、現象をより少ない仮定で解析できるという特徴がある。これまでの事業においても、H25 年度には、検討に使用するコードを選定する観点から、又、H26 年度は、プールスクラビング実験を詳細に検討する観点から、OpenFOAM コードの VOF 手法を用いた検討を実施している。OpenFOAM の VOF 手法としては、気液界面垂直方向にボイド率分布を許容し、その拡散をドリフトフラックスモデルと同じ考え方を用いて防止する手法のみが実装されている。ここでは、VOF 手法をより広く検討するために、有力な手法の一つである MARS 法に対して行った文献調査並びに実装方法の検討結果をまとめる。

(1) 界面再構築手法の種類と特徴

二相流の数値計算においては、相ごとの体積保存性を満足しかつ時間変化する相界面の形状をそのつど精確に再構築することが可能な手法が要求される。これらの要求を満たすために、VOF 法に対してこれまでにさまざまな界面再構築手法が提案されてきた。それらは、大きく以下のようなタイプに分類される[1]：

- SLIC (Simple Line Interface Calculation) 型
- PLIC (Piecewise Linear Interface Calculation) 型
- WLIC (Weighted Line Interface Calculation) 型
- CLSVOF (Coupled Level Set Volume-of-Fluid) 法

SLIC 型は、各計算要素内における界面向きが座標軸に沿っているとみなして VOF 値 (液相率、F 値) を輸送する手法である。このため、図 3.2.4-1(a) のように本来曲面によって表現されるべき界面が、図 3.2.4-1 (b) のように軸に沿った階段状の面で近似される。したがって、SLIC 型は界面輸送のためのアルゴリズムが簡便で体積保存性に優れている一方、界面形状の再現性ははじめから考慮されていない。

PLIC 型は SLIC 型の欠点を補完するために、界面の勾配および隣接セル間の接続性を考慮して VOF 値を輸送する手法である。図 3.2.4-1(c) に示すように、適切なセルサイズを採用することによって PLIC 型は界面形状を精確に再構築することができる。PLIC 型の欠点は、ステップごとに界面を再構築するための幾何学的取り扱いが複雑になることである。特に三次元計算においては場合分けが多く、非常に複雑になる。

SLIC 型の簡便さと PLIC 型並みの精度との両立を目指して導入されたのが WLIC 型である。WLIC 型は図 3.2.4-1(d)(e) のように、SLIC 型と同様界面を座標軸に沿った階段状に近

似する。ただしこのとき、界面の法線ベクトルを基に、界面を軸方向ごとに別個に構築して輸送し、その重み付き平均をとることで全体の界面形状を再現するという手順をとる。

CLSVOF 法は、VOF 法を Level Set 法と組み合わせた手法である。液相率の輸送は VOF 法で行い、曲率や法線ベクトルの算出は Level Set 法で行うことにより、体積保存性に優れた VOF 法と形状保存性に優れた Level Set 法それぞれの長所を生かすことができる。

我々は、功刀[2,3]によって導入された、PLIC 型解法の一つである MARS 法による界面再構築法を採用する。MARS 法は PLIC 型の一つであるが、界面の幾何学的取り扱いが簡便であることを特徴とする手法である。以下の節で MARS 法の界面再構築手順について述べる。

(2) 界面再構築法

● MARS 法による界面再構築法[2,3,4]

MARS 法による界面再構築は、図 3.2.4-2 の状況設定の下で行われる。以下、2次元モデルを使って説明する。図中の黒太枠で囲われた領域は、2次元各方向について単位長さに規格化した計算セルの代表である。このセルのモデル座標系（グローバル座標系）における X 方向中心位置座標を $X = x_0$ と定義する。 x_0 の値は、以下で述べる定式化によりセル内部の液相占有率(F 値)と気液界面形状とから求めるべきものであり、先取りして言えば、MARS 法の要諦は x_0 をいかに求めるかという点にある。また、セルに固定した座標系として、図中のようにローカル座標系を定義する。グローバル座標系の変数は大文字で、ローカル座標系の変数は小文字で表記して区別する。いま、X 方向正の向きに速度 U_x で移流する流体の、ある瞬間における気液界面が図中赤線のようになっていたとし（赤線の下側が液相で上側が気相とする）、この界面曲線を X の関数として、

$$Y = S(X) \quad (3.2.4-1)$$

と表す。元の計算セルサイズを十分細かく採れば、ひとつのセル内における界面曲線を直線で近似することができる。この直線を、 $X = x_0$ における傾きを f' として

$$Y = C(X) = f'X + 0.5 \quad (3.2.4-2)$$

と定義する。 f' は、既知の界面法線方向ベクトル (n_x, n_y) を用いて、

$$f' = \frac{n_y/\Delta y}{n_x/\Delta x} \quad (3.2.4-3)$$

と定義される。 $(\Delta x, \Delta y)$ は規格化する前の計算セルの各方向長さである。ここで、この直線は図中の黒破線枠領域に示すように、 X 方向セル中心で $Y = C(X) = 0.5$ となるときに $X = x_0 = 0$ となるように定義されている。

以上の準備の下で、計算時間ステップ Δt の間に移動する液相量 δF を考える。 Δt の間に x 方向正の側のセル境界を通過して隣のセルに移動する液相量は、図 3.2.4-3 中で網掛けした台形領域として表され、

$$\delta F = \frac{1}{2}(U_x \Delta t)[C(x_0 + 0.5) + C(x_0 + 0.5 - U_x \Delta t)] \quad (3.2.4-4)$$

と書ける。速度 U_x は運動方程式から求められる既知量であるから、 x_0 が決まれば液相移動量が計算でき、すべてのセルで δF を計算することによって、次の時刻での各セルの液相量が決まることになる。

x_0 を求める手順の例を説明する。図 3.2.4-4(a)のように、着目したセル（黒枠）の既知の液相率が F （黒枠に対する網掛けで示した領域の面積割合）となる状況を考える。いま、着目セルを X 方向正の向きに仮想的に移動すると、ある地点でセルの右側面（線）が $Y = C(X) = 1$ と交差する。このときのセル位置は緑破線枠で示されており、この緑枠の中心座標を $X = x_1$ と定義する。また、セルの左側面（線）が $Y = C(X) = 1$ と交差するときのセル位置は橙破線枠で示されており、この橙枠の中心座標を $X = x_2$ と定義する。同様に、セルを X 方向負の向きに移動したときに左右側面（線）が $Y = C(X) = 0$ と交差するときのセル中心座標をそれぞれ $X = -x_1, -x_2$ と定義する。数式を使えば、たとえば正の側の x_1, x_2 は、

$$1 = C(x_1 + 0.5) = f'(x_1 + 0.5) + 0.5 \quad (3.2.4-5)$$

$$1 = C(x_2 - 0.5) = f'(x_2 - 0.5) + 0.5 \quad (3.2.4-6)$$

を満たすものとして求めることができる。ただし、ここでは $0 < f' < 1$ を想定している。液相率 F は台形公式より

$$F = \frac{1}{2}[C(x_0 + 0.5) + C(x_0 - 0.5)] \times 1 \quad (3.2.4-7)$$

となり、これを解くことで x_0 が求まる。このケースでは F 、したがって x_0 も x_1, x_2 には依存しなかった。次に図 3.2.4-4(b)のような状況を考える。この場合、 F はセル全体から網掛け

されていない小三角形を引いた量となり、

$$F = 1 - \frac{1}{2}(x_2 - x_0) \times (x_2 - x_0) \times f' \quad (3.2.4-8)$$

と表せ、これを解くことで x_0 が求まる。図 3.2.4-4(b)のようなケースになるのは、 $x_1 < x_0 < x_2$ となる場合であることに注意する。同様に図 3.2.4-4(c)のケースでは、 F は図中の網掛け小三角形領域となり、

$$F = \frac{1}{2}(x_2 + x_0) \times (x_2 + x_0) \times f' \quad (3.2.4-9)$$

と表せる。図 3.2.4-4 (c)のようなケースになるのは、 $-x_2 < x_0 < -x_1$ となる場合である。以上の例は $C(X)$ の傾きが正でかつ 1 未満の場合であるが、同様に傾きが負の場合や大きさ 1 以上の場合についても、それぞれ x_0 を求めることができる。これらに加えて $F = 1, F = 0$ となる場合も含めてすべてのケースについて求めると、以下のように定式化をまとめることができる：

$$\begin{aligned} x_0 &= x_2 - \sqrt{\frac{2}{f'} \left[F_{given} - \frac{1}{2} \{1 + \text{sign}(f')\} \right]} \text{ for } x_1 < \bar{x}_0 \\ x_0 &= \frac{\text{sign}(f')}{F'} \left(F_{given} - \frac{1}{2} \right) \text{ for } -x_1 < \bar{x}_0 < x_1 \\ x_0 &= -x_2 + \sqrt{\frac{2}{f'} \left[F_{given} - \frac{1}{2} \{1 + \text{sign}(f')\} \right]} \text{ for } \bar{x}_0 < -x_1 \end{aligned} \quad (3.2.4-10)$$

$$\bar{x}_0 = \frac{\text{sign}(f')}{F'} \left(F_{given} - \frac{1}{2} \right), F' = \min(1, \text{sign}(f') \times f')$$

$$x_1 = \frac{1}{2} \left| \text{sign}(f') \frac{1}{f'} - 1 \right|, x_2 = \frac{1}{2} \left| \text{sign}(f') \frac{1}{f'} + 1 \right|$$

ここで、 $\text{sign}(f')$ は f' の符号を表す。 F_{given} は、液相率が運動方程式で決まる既知量であることを強調するために添え字を付している。また、 F' は傾きの大きさが 1 よりも大きい小さいかによって場合分けするために導入された変数である。上の図の例のように傾きの大きさが 1 よりも小さい場合は $F' = 1$ となり、このとき \bar{x}_0 は x_0 そのものとなる。

以上の定式は $0 < f' < \infty$ および $-\infty < f' < 0$ である場合に適用される。特殊な場合として、 $f'=0$ のときには既知の液相率がそのまま平行移動するので、 $\delta F = F_{given}$ となる。また、 $f' = \pm\infty$ の場合には以下で説明する Donor-Acceptor 法により液相を移流させる。

● Donor-Acceptor 法による界面再構築

Donor-Acceptor 法（以下、DA 法）[5]では、図 3.2.3-5 のように 2 つずつペアとなるセルに着目し、上流側をドナーセル、下流側をアクセプターセルとして、一ステップの間にドナーセルからアクセプターセルに移動する液相率を見積もる。このとき、界面の向きと液相の流速の向きに応じて図のような場合分けの例が生じる。図中では水色で塗りつぶした領域が液相を示しており、界面の向きは液相から気相へ向かう向きとして定義される（界面向きが二通り採れる場合は、背後にある液相の奥行きがより長い方の界面を優先するなどの工夫がなされる）。たとえば図 3.2.4-5(a)では、ドナー側にある液相のうち、界面に接する長さ $U\Delta t$ の範囲だけが次ステップでアクセプター側に移動することになる（下段の青領域）。図 3.2.4-5(b)はドナー側の液相が一ステップの間にすべて移動する場合、図 3.2.4-5 (c) は界面と流速が同じ向きを向いている場合である。図 3.2.4-5 (d)は界面と流速方向が直交する場合であるが、MARS 法の中で DA 法を利用するのは $f' = \pm\infty$ のときに限るため、MARS 法ではこのケースは登場しない。

以上の各場合について、一ステップ間の移動液相量を定量化すると以下の通りになることが分かる：

- (a) $F_A U \Delta t \delta y_D$
- (b) $F_D \delta x_D \delta y_D$
- (c) $F_A U \Delta t \delta y_D + (1 - F_A) U \Delta t \delta y_D - (1 - F_D) \delta x_D \delta y_D$
- (d) $F_D U \Delta t \delta y_D$

ただし、 F_A と F_D とはそれぞれドナー側、アクセプター側の液相率、 δx_D 、 δy_D はドナー側セルの各方向の長さである。これらのうち、分かりにくい(c)の各項の意味を、以下の一般化した例（図 3.2.4-6）を使って解釈する。図 3.2.4-5 (c) は、図 3.2.4-6 で $F_A = 0$ となる特別な場合である。移動する液相は、図 3.2.4-6 中に示したドナーセルの水色領域のうち、アクセプターとの境界から見て距離 $U\Delta t$ までの範囲にあるものであり、これは赤色の点線枠と橙色の点線枠を足したものから桃色の点線枠を引いた面積に相当する。図中に示した各変数から、(c)の第一項が橙枠領域に、第二項が赤枠領域に、桃枠が第三項に相当し、確かにこの式が移動液相量を表していることが分かる。(a)-(d)を一つの式にまとめると、以下の通りに表現することができる。

$$\delta F = \min\{F_{AD}|V| + CF, F_D\delta x_D\delta y_D\} \quad (3.2.4-11)$$

$$CF = \max\{(1.0 - F_{AD})|V| - (1.0 - F_D)\delta x_D\delta y_D, 0.0\} \quad (3.2.4-12)$$

ここで、 $|V|$ は隣接セルに移動する体積を意味する ($|V| = \delta x_D\delta y_D$ もしくは $|V| = U\Delta t\delta y_D$)。また、添え字の AD が付いた F 値は、流れ方向と界面向きが平行な場合 (a, b, c) にはアクセプターセル側、垂直な場合 (d) にはドナーセル側で評価する。

(3) MARS 法アルゴリズム

前節の界面構築法を採用した MARS 法を用いた気液二相流数値計算全体のアルゴリズムを説明する[2,3,4]。気液二相からなる流体の基礎方程式系は、一流体近似を用いて以下のよう書き下せる[1]：

$$\text{連続の式：} \quad \vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \quad (3.2.4-13)$$

$$\text{運動方程式：} \quad \rho \left[\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \vec{\nabla}) \vec{u} \right] = -\vec{\nabla} p + \mu \vec{\nabla}^2 \vec{u} + \rho \vec{G} + [\vec{\nabla} \sigma + \sigma \kappa \vec{n}] \delta_{int} \quad (3.2.4-14)$$

$$\text{表面張力方程式：} \quad \vec{\nabla} p = \sigma \kappa \vec{n} \delta_{int} \quad (3.2.4-15)$$

$$\text{F 値輸送式：} \quad \frac{\partial F}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (F \vec{u}) - F \vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \quad (3.2.4-16)$$

$$\text{F 値定義：} \quad F = \frac{1}{\theta} \int_{\theta} X_1 d\theta \quad (3.2.4-17)$$

$$\text{換算速度：} \quad \vec{u} = \frac{F \rho_1 \vec{u}_1 + (1-F) \rho_2 \vec{u}_2}{F \rho_1 + (1-F) \rho_2} \quad (3.2.4-18)$$

$$\text{換算圧力：} \quad p = F p_1 + (1-F) p_2 \quad (3.2.4-19)$$

$$\text{換算密度：} \quad \rho = F \rho_1 + (1-F) \rho_2 \quad (3.2.4-20)$$

$$\text{換算粘性係数：} \quad \mu = F \mu_1 + (1-F) \mu_2 \quad (3.2.4-21)$$

$$\text{換算外力：} \quad \vec{G} = \frac{F \rho_1 \vec{G}_1 + (1-F) \rho_2 \vec{G}_2}{F \rho_1 + (1-F) \rho_2} \quad (3.2.4-22)$$

ここで、添え字の 1,2 は相のインデックスを表し、各方程式は各相の換算量で記述される。相 1 を液相、相 2 を気相とすると、液相のインジケータ X_1 を一つのセルに対して体積平均したものが F 値 (VOF 値、液相率) になる。 θ はセルの体積を表す。また、 σ は表面張力、 κ は界面の曲率、 \vec{n} は界面の法線ベクトル、 δ_{int} は界面のみに作用するディラックの δ 関数である。

MARS 法を含む VOF 法ではこれらの式を用い、図 3.2.4-7 のアルゴリズムに従って流体速度場と F 値の輸送を交互に計算する。速度場の計算には SIMPLE 法や PISO 法などの確

立された手法を用いればよい。現ステップの F 値および次ステップの速度場が与えられれば、次ステップの界面再構築を行うために必要な未知量は界面の法線方向ベクトルのみである。法線方向ベクトルは図 3.2.4-8 に示すように、四つのセルが交差するノードに対して、そのノードが属する四つのセルの F 値から次式によって求められる。

$$nx_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2}} = \frac{F_{i+1,j} + F_{i+1,j+1} - F_{i,j} - F_{i,j+1}}{2\Delta x} \quad (3.2.4-23)$$

$$ny_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2}} = \frac{F_{i,j+1} + F_{i+1,j+1} - F_{i,j} - F_{i+1,j}}{2\Delta y} \quad (3.2.4-24)$$

各セルの法線ベクトルは、これら四つのノードにおける法線ベクトルの重み付き平均として求めることができる。たとえばセル中心の法線ベクトルは次式から求めることができる：

$$\vec{n}_{i,j} = \frac{1}{4}(\vec{n}_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2}} + \vec{n}_{i+\frac{1}{2},j-\frac{1}{2}} + \vec{n}_{i-\frac{1}{2},j+\frac{1}{2}} + \vec{n}_{i-\frac{1}{2},j-\frac{1}{2}}) \quad (3.2.4-25)$$

法線ベクトルが求めれば、式 (3.2.4-3) より勾配、式 (3.2.4-4) よりセル中心座標が算出され、式 (3.2.4-10) より F 値の移動量 δF が算出できる。 F 値輸送方程式は、各方向について独立に順番に解かれる：

$$\frac{\tilde{F} - F^n}{\Delta t} = -\frac{(\delta F^n)_e - (\delta F^n)_w}{\Delta x} + F^n \frac{u_e^{n+1} - u_w^{n+1}}{\Delta x} \quad (3.2.4-26)$$

$$\frac{F^{n+1} - \tilde{F}}{\Delta t} = -\frac{(\delta \tilde{F})_n - (\delta \tilde{F})_s}{\Delta y} + \tilde{F} \frac{v_n^{n+1} - v_s^{n+1}}{\Delta y} \quad (3.2.4-27)$$

ここで、 \tilde{F} は中間時刻の F 値である。上付きの添え字は時間ステップを表す。下付きの添え字 e, w, n, s は着目セルの隣接セルを表し、それぞれの位置関係は図 3.2.4-8 に示されている。界面法線ベクトルは、一つの方向について F 値を輸送するごとに再計算する（フラクショナルステップ法）ことにより、隣接セル間の段差が生じないようにする。

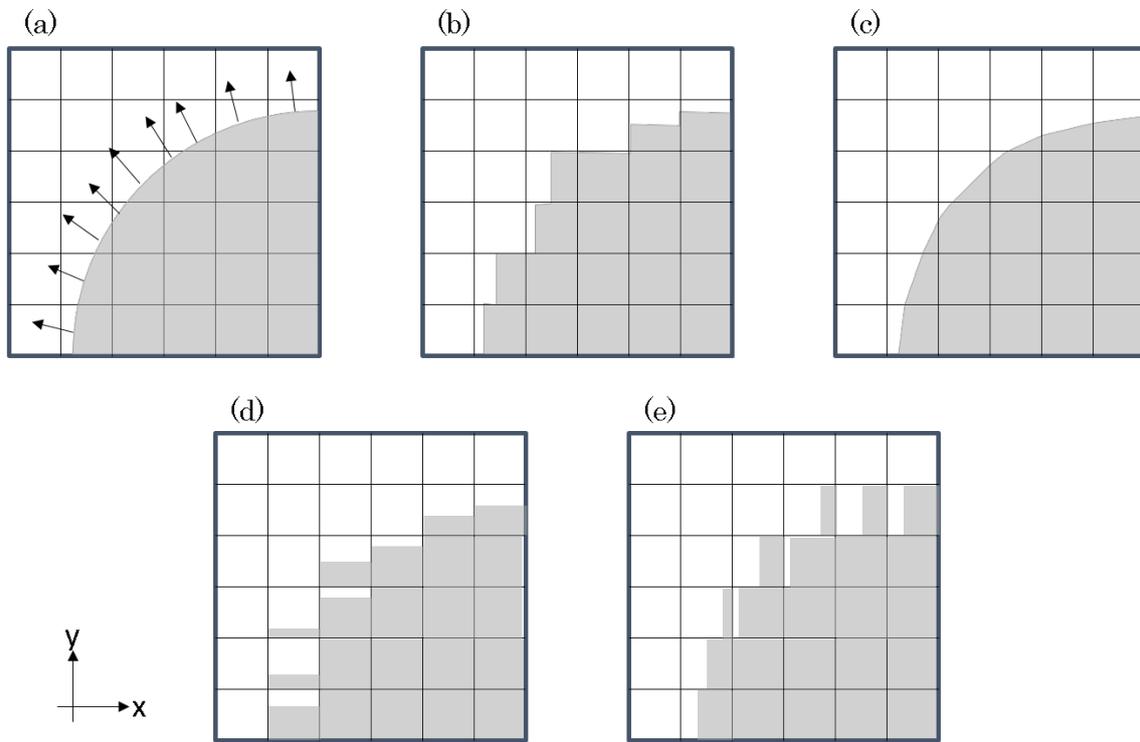


図 3.2.4-1 (a) 実際の界面(矢印は界面の法線ベクトル) (b) SLIC 型界面近似 (c) PLIC 型界面近似 (d) WLIC 型界面近似 (y 方向) (e) WLIC 型界面近似 (x 方向) ([1]を基に改変)

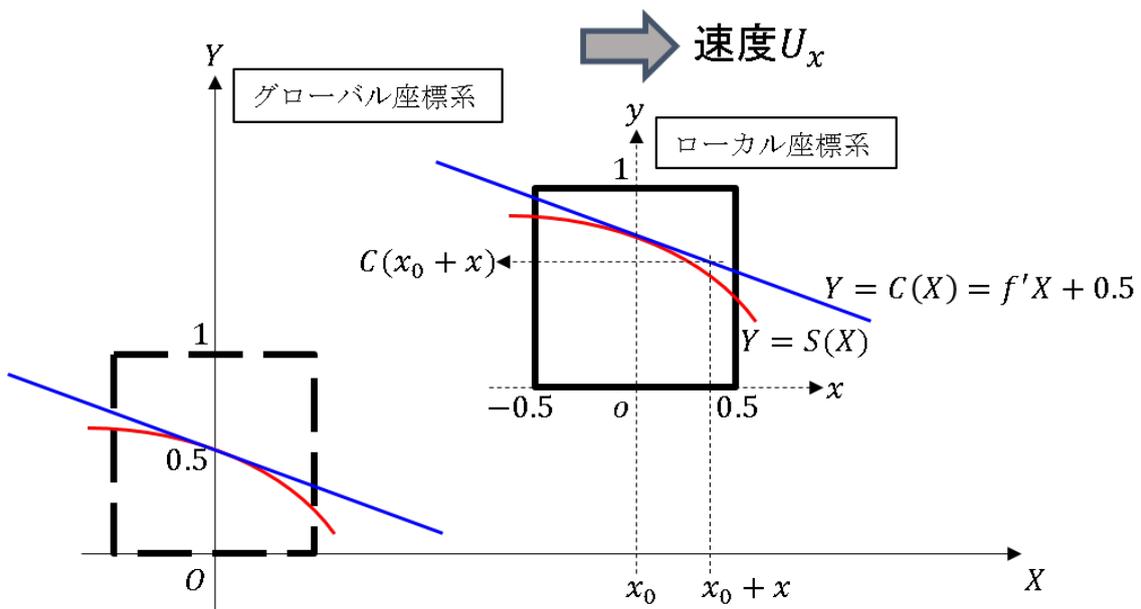
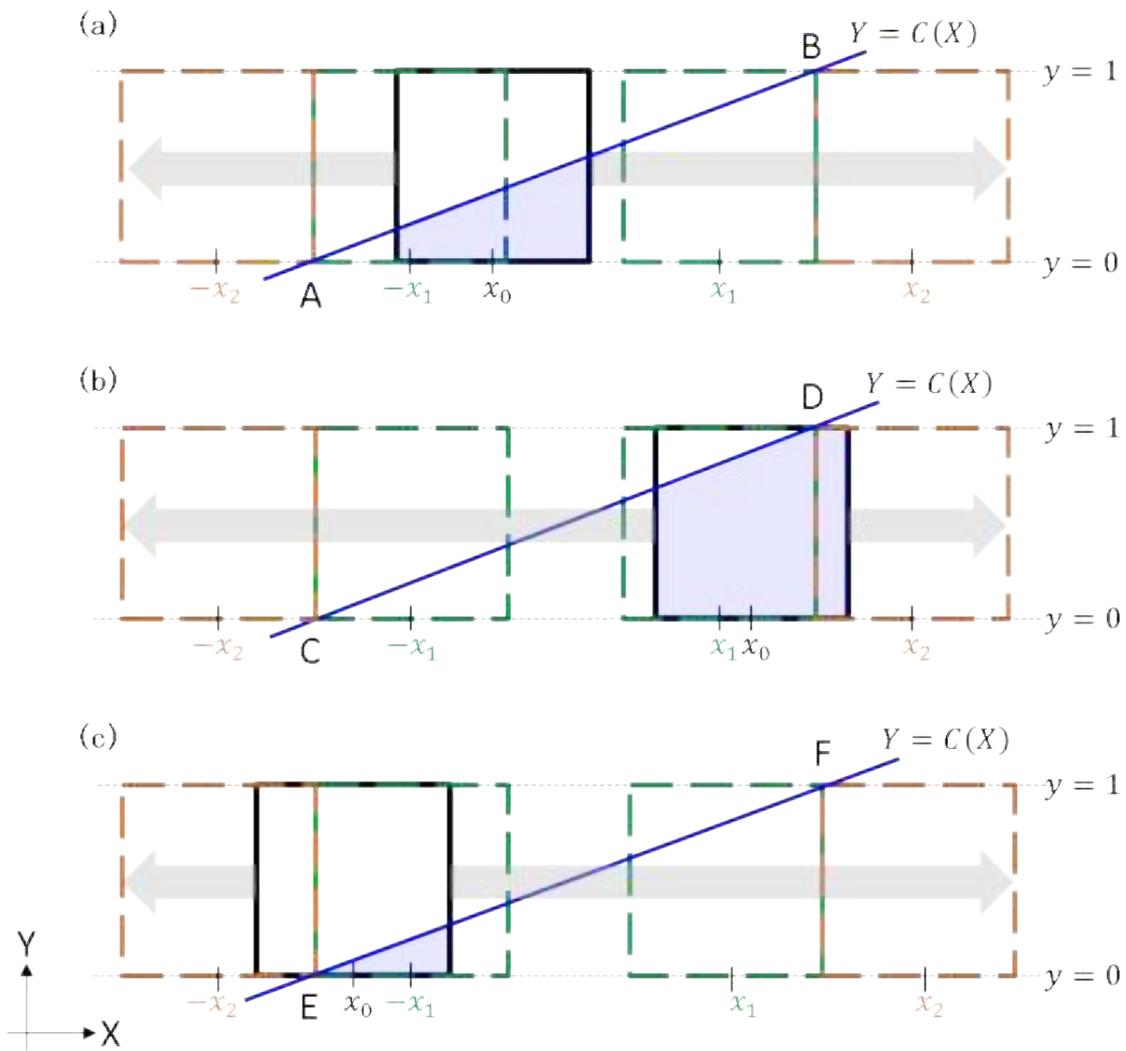
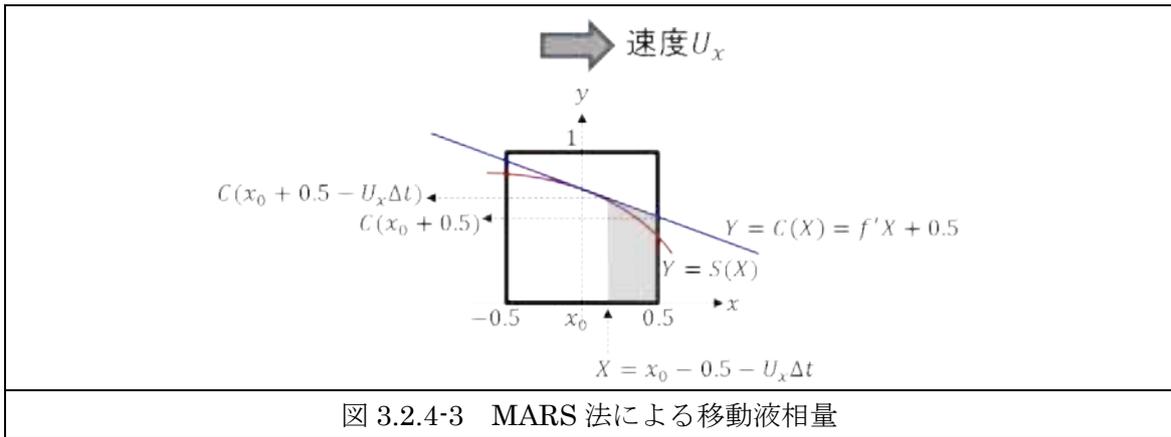


図 3.2.4-2 MARS 法界面構築対象セルと各量との関係



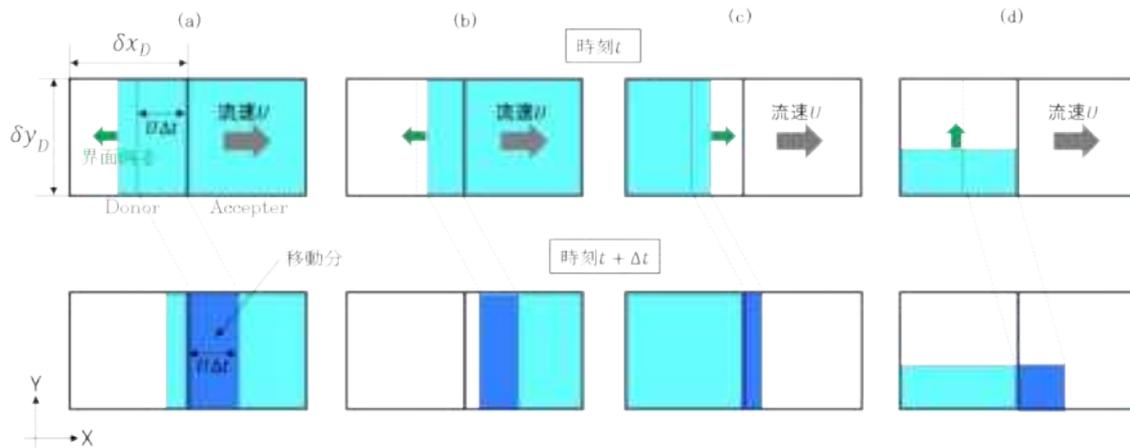


図 3.2.4-5 Donor-Acceptor 法による液相移動概念図

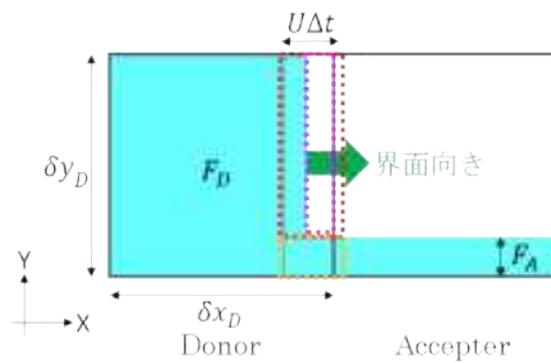


図 3.2.4-6 Donor-Acceptor 法による液相移動概念図(図 3.2.4-4(c)の一般的なケース)

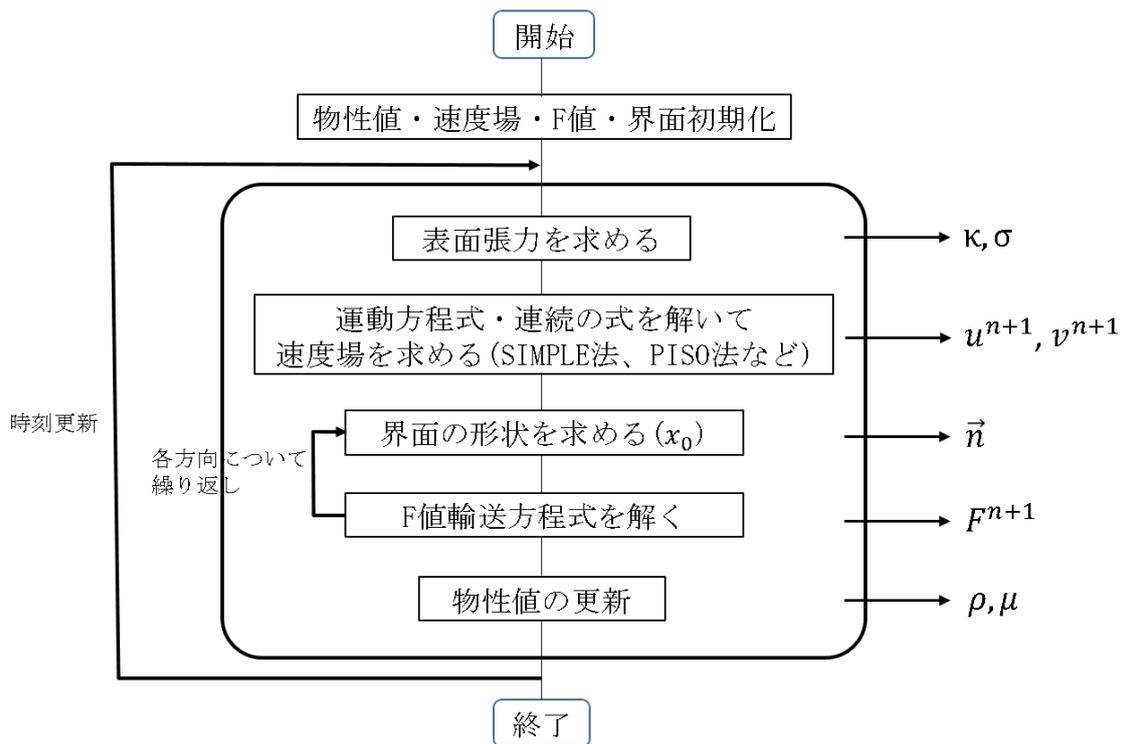


図 3.2.4-7 MARS 法全体アルゴリズム

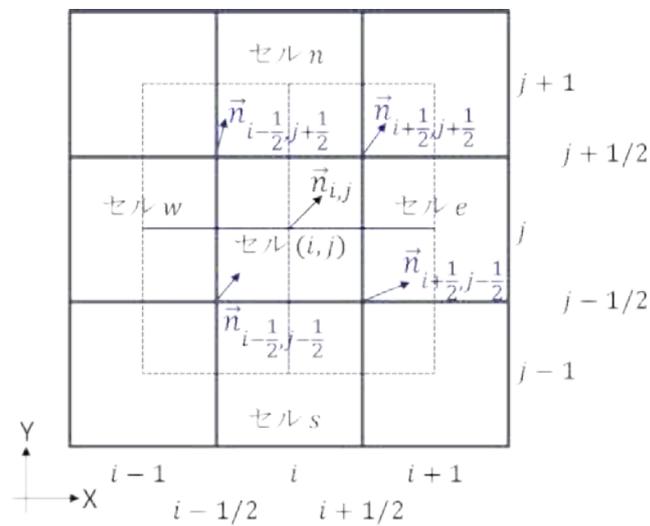


図 3.2.4-8 法線ベクトル算出位置

3.3. 今後の計画

ROSA/LSTF 実験については、多重事故条件での AM 策の有効性を検討するため、蓄圧注入系からの注水終了後の隔離失敗による窒素ガスの一次系への流入に着目した非定常実験を実施する。このとき、事故条件として、破断口の位置(低温側配管や圧力容器底部など)や大きさ(実機の 2 インチ配管相当など)等を変え、炉心が露出する状態であつ、運転員の操作遅れを考慮して SG 二次側減圧の開始が遅れる様な厳しい状況を模擬する予定である。また、リフラックス冷却条件での窒素ガスの影響を検討するため、炉心出力(0.5MW)一定かつ低圧(1MPa 以下)で、窒素ガス蓄積量を変えた定常実験を実施する。このとき、窒素ガスが流入する際の SG 二次側条件(水位等)の影響を調べるため、SG 二次側減圧時に二次側への給水が不十分な場合を想定し、SG 二次側水位は伝熱管頂部より低い高さに維持する予定である。

模擬炉心実験では、4x4 バンドル試験体及びこれを設置する高圧熱流動ループを H28 末までに完成させる。また、単管炉心伝熱実験装置を用いて、これまでよりも広いパラメータ範囲での実験を行う。さらに、液滴伝達へのスぺーサの効果調べるため、BWR の丸セルスぺーサを模擬したスぺーサを設置した実験を実施する。

スケール実験では、大口径垂直管実験において、本年度までに整備した 4 センサープローブおよびワイヤーメッシュセンサーを用い、ボイド率分布や界面面積濃度の計測を継続する。特に、本年度実施した実験装置の改造により、チャーン流領域の実験が可能となるため、広い気相流速範囲でのデータ取得を行う予定である。また、斜め管内 CCFL 実験においては、より広い流速パラメータ範囲での実験を実施するとともに、流路に液位計やワイヤーメッシュセンサーを設置することにより、液面変動の影響を調査し、CCFL 現象のモデル化に向けたデータの蓄積を行う。

さらに、リウエット時の先行冷却に関する基礎的な実験を実施する。先行冷却は、単管伝熱装置等で検討する高圧・高熱流束時のリウエット伝播の際に、リウエット点近傍 1cm 程度のドライアウト面での冷却挙動のことを言う。リウエット伝播挙動は先行冷却に強く影響を受けることが従来の検討から分かっている[1,2]。しかしながら、これについての従来研究はほとんどなく、その詳細は知られていない。そこで、先行冷却に着目した基礎的な実験を行なう。本装置試験部の概要を図 3.3.1 に示す。試験部は加熱長長さ 1m 程度の模擬燃料棒と、それを内蔵する石英ガラス管等で構成する。圧力条件は大気圧から最大数気圧程度で、試験部には、環状噴霧流が発生するような高速の空気流を流す。水は、燃料棒下端から焼結金属部を通して、燃料棒表面を沿って上昇するように注入する。これにより、ガラス面への液膜の付着を少なくし流れの可視化を可能にする。実験では、初期条件として模擬燃料棒を高温にし発熱量と高速空気流による冷却をバランスさせた後、水を注入し、

液膜が模擬燃料棒表面を冷却する状態を観測するとともに被覆管温度を計測する。これにより、先行冷却のモデル化に役立つ知見を取得する。

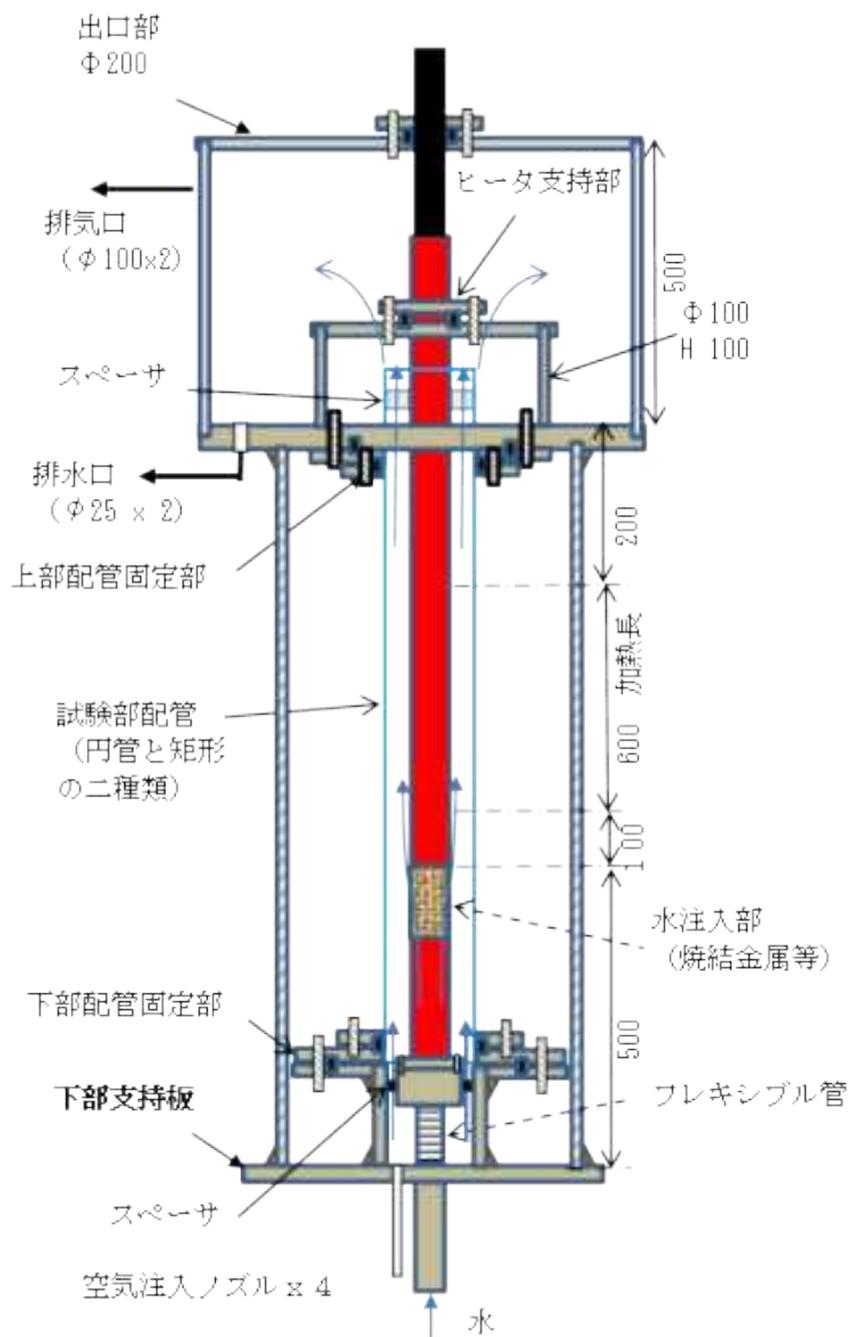


図 3.3-1 先行冷却に着目した伝熱試験装置試験部

4. 炉心損傷後の格納容器熱流動の調査

4.1. 前年度までの実施内容

4.1.1. 大型格納容器実験装置

昨年度（2014年度、平成26年度）は、大型格納容器実験装置の整備を開始した一昨年度（2013年度、平成25年度）の成果を引き継ぎ、実験装置を完成させた。一昨年度は、以下の整備を行っている。

- (1) 大型格納容器実験装置の設置場所の整備
- (2) 大型格納容器実験装置の計画設計と一部材料調達
- (3) 大型格納容器実験装置の電源の製作
- (4) ガス濃度計測システムの製作

昨年度は(1)(2)を受けて装置本体を製作するとともに、(3)の電源系や(4)の計測系を装置本体と接続し、併せてデータ収録系の整備も行うことで実験システムとして完成させた。本装置を CIGMA (Containment InteGral Measurement Apparatus) と名付けた。CIGMA は大きく分けて以下で構成される。

- (i) 試験部圧力容器
- (ii) 試験部へのガス供給系及び排気系
- (iii) 試験部の内部及び外部冷却系

(i)~(iii)に関する主要な仕様を以下にまとめる。

圧力 (MPa) 温度 (K) 蒸気発生器 (kW)	0.5(high temp.), 1.5(max) 573(ave), 973(max) 200
試験容器サイズ 高さ (m) 直径 (m) 容積 (m ³)	 11 2.5 51
ノズル 可視化(Laser) 可視化(Camera) 蒸気注入 マンホール その他計装等	 5 10 4 3 38
冷却システム 外部冷却	上部プール, 中段/下段ジャケット

内部冷却	スプレイノズル
計装 温度 ガス濃度分布 流速分布	熱電対: ~650 QMS: ~100 PIV/LDV

欧州では、格納容器熱水力挙動の先行研究例として PANDA (スイス PSI)、MISTRA (仏 CEA)、THAI (独 Becker Technology) 等の比較的大型の実験装置を用いた研究があり、これらの装置と比較した場合の CIGMA 特徴として、実験での熱水力条件を大幅に拡大できることと、計測点の空間密度の高さが挙げられる。前者においては、既存装置の試験容器が 200°C耐熱なのに対し CIGMA は 300°C耐熱であり、さらに(ii)の供給ガスとしては最高 700°Cまでの過熱蒸気を扱えることができる。また、(iii)の冷却系として格納容器を壁越しに外側から冷却できる外部冷却系を備えていることも既存装置には無い特徴のひとつである。このような外部冷却は、注水量が格納容器の内圧に影響を受けないことから有効な格納容器冷却手段のひとつとして考えられ、現行の新規制基準適合性審査においても、格納容器の過温破損対策のひとつとして、原子炉ウエルへの注水が検討されている。CIGMA はこのような AM 策の有効性の検討にも使用する。

4.1.2. 解析

平成 24 年度は、BE コードのモデル整備や実験装置の検討などに今後道具として使用する二相流 CFD コードの選定を目的とし、既存のコードを調査した。調査では二流体モデルを用いたコード及びVOF法を用いたコードについて、それぞれベンチマーク解析を実施し、計算速度、並列効率、計算精度、使用の容易さ等の観点から比較を行った。その結果、当面、オープンソースコードである OpenFOAM を使用して CFD コード用のモデル等を検討することにした。

平成 25 年度は、当コードの改造の容易さを活用し LP コード用解析モデルの検討ツールとして使用する可能性を検討するため、均質二相流モデルを組み込む改造を実施するとともに、試計算を行った。改造では、LP コードの特徴である各セルの保存則に対応した連立線形代数方程式を行列演算に基づき解を求める機能や蒸気表計算機能を有するライブラリを整備した。試計算では壁からの伝熱を伴う一次元配管流れの解析を行い保存則が満足されていること等を確認した。その結果、OpenFOAM を本目的に使用できる可能性は高いことを明らかにした。

平成 26 年度は、OpenFOAM を用いて以下に示す 4 項目について、CFD 解析を行った。

- (1) PANDA ベンチマークテスト実験結果との比較による格子作成時のパラメータ設定が結果に及ぼす影響調査

- (2) メッシュタイプが及ぼす計算結果への影響調査
- (3) 水平ジェットによる密度成層侵食・崩壊に関する解析
- (4) プールスクラビングに関わるノズル体系に伴う気液二相流の検討解析

4.2. 本年度実施内容

本年度は、昨年度までに完成させた大型格納容器実験装置（CIGMA）を用いて、装置の特性と計測系の有効性を確認するための実験を行った。実験装置の試験部と系統図の概略を図 4.2-1 に示す。以降の実験結果の説明に際し、外部冷却系と凝縮水捕集系に関する記述が頻出するため、その概要をここで解説する。図に示したとおり、CIGMA 試験容器は、頂部に上部プール、円筒の側壁部に中断ジャケットと下段ジャケットという外部冷却設備を備えている。また、容器内壁面で凝縮した水を捕集するために 3 段の高さレベルでガターと称する樋が設られ、それぞれが試験容器外部に設置したリザーバタンクと接続され、タンク内の水位変化によって凝縮水を見積もることができる。壁面以外での凝縮水を捕集・計測するために、最低部のサンプルリザーバタンクに接続されている。ガターA とガターB は、外部冷却の中断ジャケットと下段ジャケットの下端レベルに設置されている。系統図においては、蒸気供給系、ガス供給系、冷却水供給系、凝縮水捕集系、排気系として大きく分けられ、それぞれの機能においては昨年度報告書[1]にて詳述したとおりである。また、試験容器内の計測器のコーディングについても昨年度報告書[2]に詳述した。

一連の実験を終えた後、ガス供給系、排気系、冷却系に係る弁や計測系の増設、及び、ガス濃度計測点数増設のために新たに購入した切り替えバルブ付質量分析計の CIGMA への接続などに関する装置改造を実施した。

数値解析として、CIGMA 体系のメッシュの作成と同メッシュの基本機能を確認するための解析等を実施した。本節では、実験と解析の主な結果と考察をまとめる。

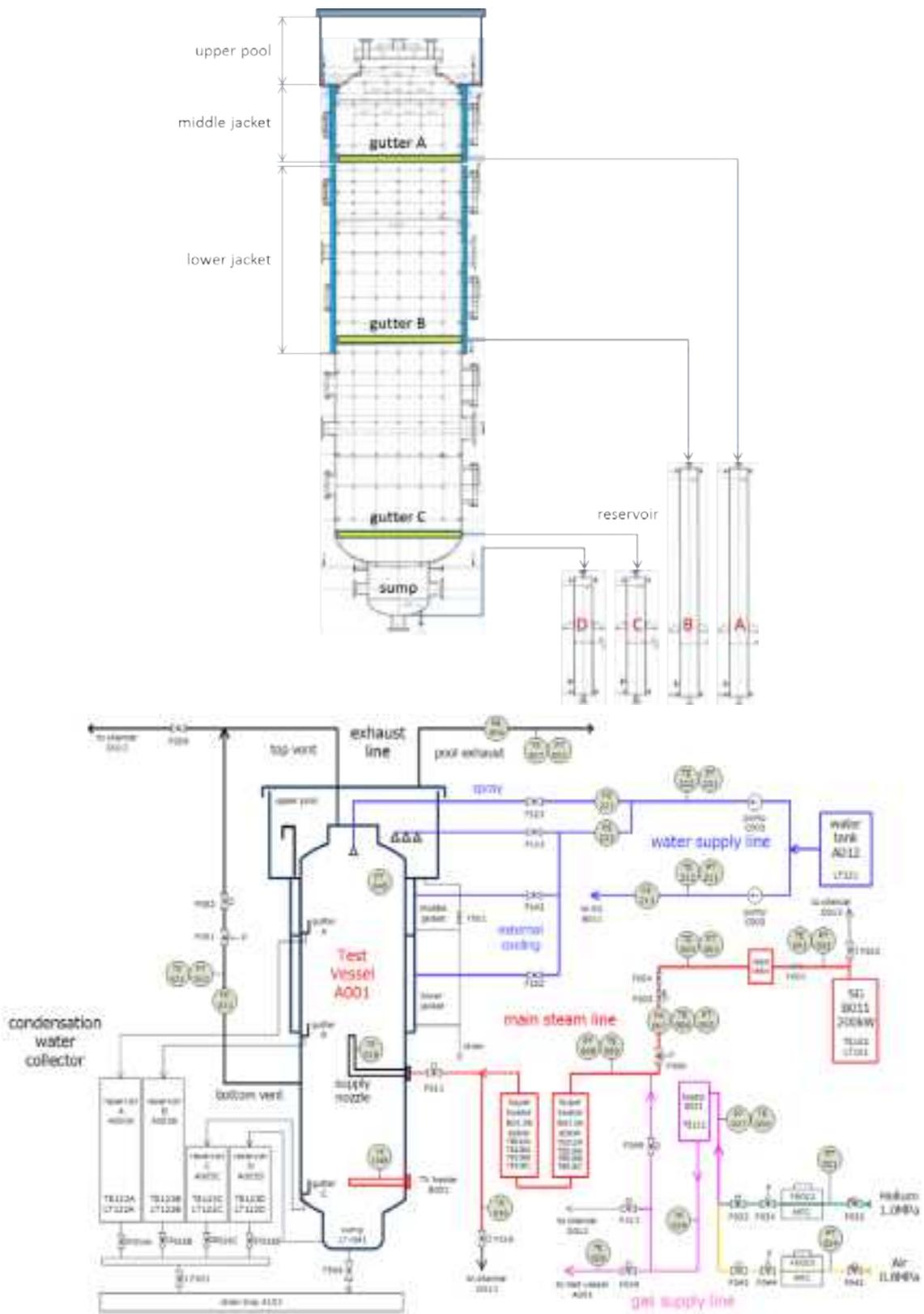


図 4.2-1 CIGMA 試験部と系統図

4.2.1. 格納容器実験

CIGMA 特性試験として次の項目を実施した。

- 加圧実験：蒸気注入による試験容器加圧 (PR-SJ)
- 計測器評価実験：高圧下のガス濃度計測 (ME-QMS)
- 格納容器冷却実験:冷却による減圧
 - 内部スプレイ (CC-SP)
 - 外部冷却 (CC-PL)
- 密度成層浸食実験：ヘリウム-空気体系
 - 上昇ジェット (AR-AJ)
 - 上昇空気ジェットによるヘリウム成層浸食 (SE-AJ)
 - 分子拡散による成層崩壊 (SE-NJ)

上記の実験に対し、実験番号 (run number) を次の規則で命名した。

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの2文字：実験の種類
 - PR：PReSSurization；加圧試験
 - CC：Contenmant Cooling；格納容器冷却試験
 - ME：MEasurement；計測器有効性評価試験
 - SE：Stratified layer Erosion；成層浸食実験
 - JT：JeT 実験
- 第二ブロックの2文字：実験パラメータ
 - SJ：Steam Jet；蒸気噴流
 - AJ：Air Jet；空気噴流
 - NJ：No Jet；噴流無し
 - SP：Spray；内部スプレイ
 - PL：PooL；上部プール
 - QMS：Qadupole Mass Spectrometry；四重極質量分析計
- 第三ブロックの2文字：補足実験パラメータ（必要ならば）
 - 記号の意味は第二ブロックと同じ
- 第四ブロックの2文字：実験通し番号

以下では、上記に挙げた各実験についての主要な結果とその考察を記述する。

4.2.1.1. 格納容器加圧実験

試験容器内に蒸気発生器からの蒸気を注入し、その昇圧過程を観察する。試験容器の初期条件は、温度が室温～70℃程度、圧力が大気圧の空気+飽和水蒸気混合ガスで、以下の境

界条件で昇圧させた。

- PR-SJ-01：飽和蒸気注入
- PR-SJ-02：過熱蒸気注入
- PR-SJ-PL-01：上部プール冷却＋飽和蒸気注入

各実験の実験パラメータとそれを模式的に描いたイラストを表 4.2.1.1-1 と図 4.2.1.1-1 にまとめた。このうち、ベース実験となる PR-SJ-01 の結果について述べる。注入した蒸気流量と試験容器の圧力変化を図 4.2.1.1-2 に示す。蒸気流量は渦流量計 (DY-015) で計測し流量調節弁に流量制御を行った。渦流量計の原理は、オブスタクル後流渦と流速で規格化されるストローハル数が広いレイノルズ数範囲で一定であることを利用し、発生渦周期から流速を見積もるもので、すなわち体積流量計測計である。境界条件として、設定した質量流量を得るためには、流量計を一定圧力下で運用する必要がある。CIGMA の流量計測系では、上流から、

蒸気発生器 → ミストセパレータ → 減圧弁 → 渦流量計 → 流調弁 → 過熱器

とし、つまり流量計を減圧弁と流量調節弁の間に設置することで、計測器がボイラーの圧力上昇や試験容器の圧力変化に影響を受けないような配置とした。実験開始の最初は発生蒸気をバイパスラインを使って外部へ逃し、3600 秒で F011 と F316 のバルブ切り替えにより試験部内への蒸気注入を開始し、300s ごとに流量をステップ上に変化させ、4800 秒以降は蒸気発生器の最大出力となる約 260kg/h の流量を確保する自動制御運転に移行した。なお時刻は、後にパラメータ実験間での比較を容易にするため、蒸気注入開始時刻を揃え、収実際の録時刻にオフセットをかけている (表 4.2.1.1-2)。

図 4.2.1.1-2 の右側には圧力変化を示している。試験容器はノズルの閉止フランジを含め約 40ton のステンレス鋼で製作されており、その大きな熱容量によって容器内の気体温度よりも壁温度が遅れて温度上昇し、壁面では凝縮を伴うことになる。この実験では 1.3MPa まで上昇させるのに蒸気注入開始から約 22000 秒の時間を要した。図内の点線は集中定数系コード HOTCB を用いた数値計算の結果で実験の圧力変化履歴とよく一致している。計算では壁の熱伝達に、不凝縮ガス割合を考慮した凝縮熱伝達係数 (内田式) と蒸気 of 自然循環熱伝達係数 (Churcill-Chu 式) を重畳して用いた。割合としては前者の凝縮熱伝達が 2 ケタ以上大きく支配的である。別途行った感度解析によれば、熱伝達係数が 300～400W/m²K 程度以上の大きさになれば、圧力変化に対する凝縮熱伝達率の影響はほとんどなく、むしろ壁の熱容量の大きさで圧力変化は決定されてしまうことになった。すなわち、このような場合、格納容器圧力は単純なエネルギーバランスで決定され、壁との熱伝達率の程度は問題にならない。

図 4.2.1.1-3 には、試験容器内の内壁で生じた蒸気凝縮量を示す。CIGMA 試験容器には容器内壁にガターと称した雨樋のような溝状の受けが周方向に高さを変えて 3 か所設置されており、この樋を用いて内壁での凝縮流下液膜を捕集し、容器外に繋がるリザーバタンクに捕集水を導き、水位変化によって凝縮水量を計測する。空中で凝縮し、落下したミストは最下部のサンプルで同様に捕集される。右側のグラフはリザーバタンク内の水位を表したもので、4 つのタンク共に内径は等しい。図から、最初は容器中部（リザーバタンク B）での凝縮量が多いが、7000 秒あたりから下部ガター（リザーバタンク C）での凝縮量が増加し始める。16000 秒ぐらいでリザーバタンク C の液位が減っているのは、容器が満水に近くなったため排水作業をしたことによる。この作業によって図 4.2.1.1-2 に示した圧力挙動にも若干の変化がみられる。

図 4.2.1.1-5 には容器中心軸上の温度変化を計測箇所の絵と共に示す。図の黒い実線は圧力で決まる蒸気飽和温度を示す。図から、垂直上向きに注入された蒸気により、容器上部から温度上昇していき、順次飽和温度に達する。過熱されていない蒸気-空気二成分系で局所温度が総圧で決まる飽和温度を示した場合、その箇所では蒸気分圧が 100%であると判断することができる。つまり、注入蒸気により、容器内の空気は上部から順次飽和蒸気に置換されていき、空気は容器の下部へと圧縮されながら蓄積されていく。最下部のサンプル部温度は飽和温度よりも常に低い状態で、その温度で決まる飽和蒸気分圧を保持した圧縮空気であると考えられる。図 4.2.1.1-5 には同様に試験容器壁の内表面と外表面の温度を示す。容器壁には内面と外面を一对として熱電対が設置されており、この図は同じ径方向の温度をピックアップしてプロットした。トレンドの傾向としてはガス温度変化と類似している。

この実験結果から、試験容器内を蒸気 100%の初期状態とする場合の手順がわかった。この実験のように、設定圧力より十分高い圧力まで蒸気注入によって加圧し、その後にサンプルから繋がる F549 バルブを開けることで容器底部からサンプルに蓄積された空気をパージする。減圧することで、壁面や可視窓に付着した液膜や液滴も減圧沸騰することになり、また、壁の熱容量があるため、液滴の無い過熱された蒸気環境を設定できる。後続の実験ではこのような手順で蒸気 100%の状態を設定している。

各加圧実験での昇圧過程を図 4.2.1.1-6 に比較した。3 つの実験で蒸気注入量は同じである。図の左側は注入蒸気の温度で、PR-SJ-02 は過熱器を用いて蒸気を升温させた。CIGMA の過熱器は最大 700°C までの過熱蒸気をつくる能力があるが、この実験では、最初の実験であることと容器に耐熱性の低い (260°C) 可視窓がついていることもあり、最高 240°C までの過熱蒸気にとどめている。当然の結果ではあるが、飽和蒸気注入のベースケースと比較して、過熱蒸気注入では昇圧速度が早く、容器最上部のプールに冷却水を溜めた実験では

昇圧がなかなか進まない結果となっている。本実験により、試験容器初期状態の設定手順や初期設定に要する時間等の目途を把握できた。

表 4.2.1.1-1 加圧試験のパラメータ

Run ID	PR-SJ-01			PR-SJ-02	PR-SJ-PL-01	
Date	2015.09.16			2015.09.17	2015.09.29-10.01	
Description	simple pressurization by saturated steam injection					
Data ID	PR-SJ-01: main test					
	PR-SJ-01A: depressurization after max. pressure is reached					
Initial Condition	Pressure(kPa)		100	100	100	
	Temperature(C)		~70	~80	~30	
	Ambient Gas Composition	Air(%)		100	100	100
		Steam(%)		0	0	0
		Helium(%)		0	0	0
	Helium Layer	Helium(%)		-	-	-
Thickness(m)			-	-	-	
Steam Injection	Mass Flow Rate (kg/h)		260	260	260	
	Temperature (C)		saturation	superheat+40	saturation	
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)		-		0	
	Temperature (C)		-		20	
	Location		-		pool	
Venting			-			

表 4.2.1.1-2 実験の時刻オフセット

	Time of seam injection	Time offset (injection start at t=3600)
RR-SJ-01	3600	0
PR-SJ-02	3600	0
PR-SJ-PL-01	2400	1200

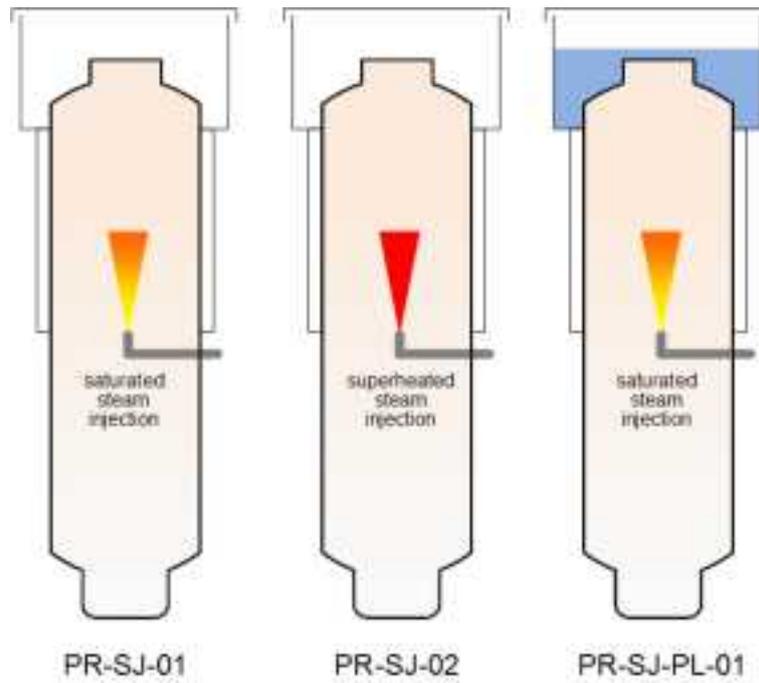


図 4.2.1.1-1 加圧実験の模式図

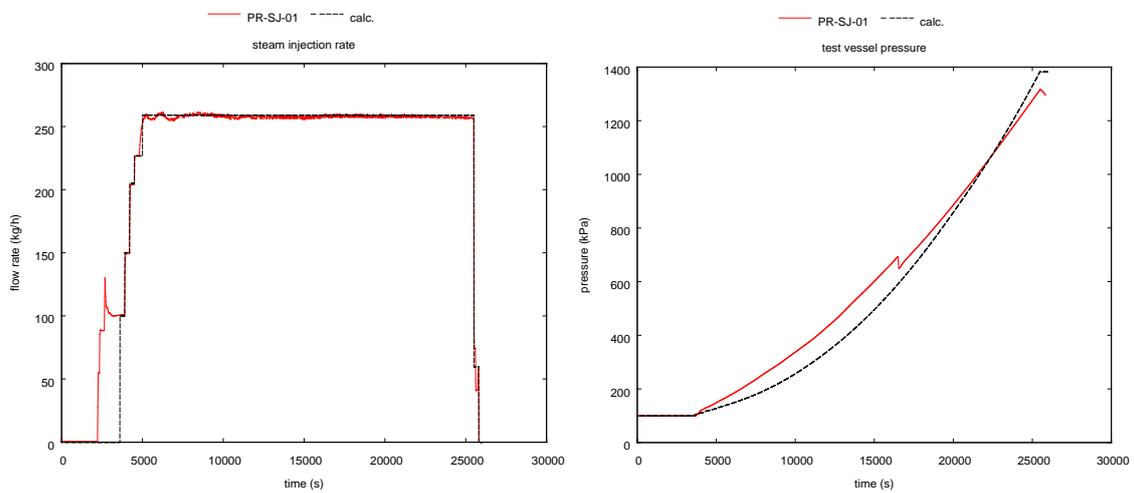


図 4.2.1.1-2 蒸気注入流量と試験部圧力 (PR-SJ-01)

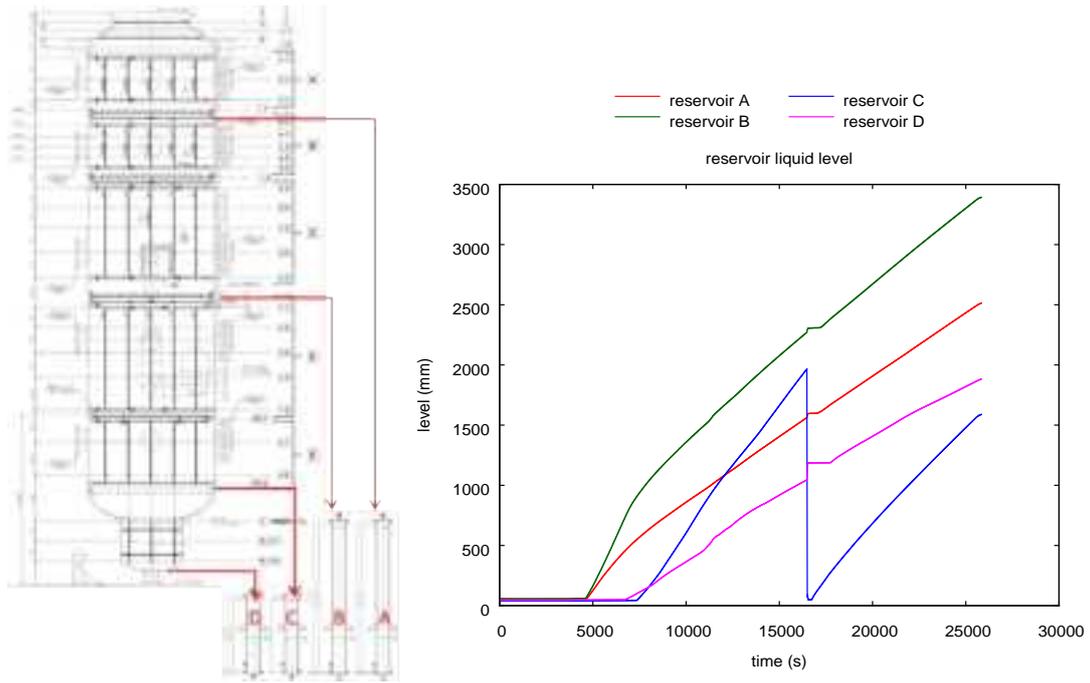


图 4.2.1.1-3 凝缩水量 (PR-SJ-01)

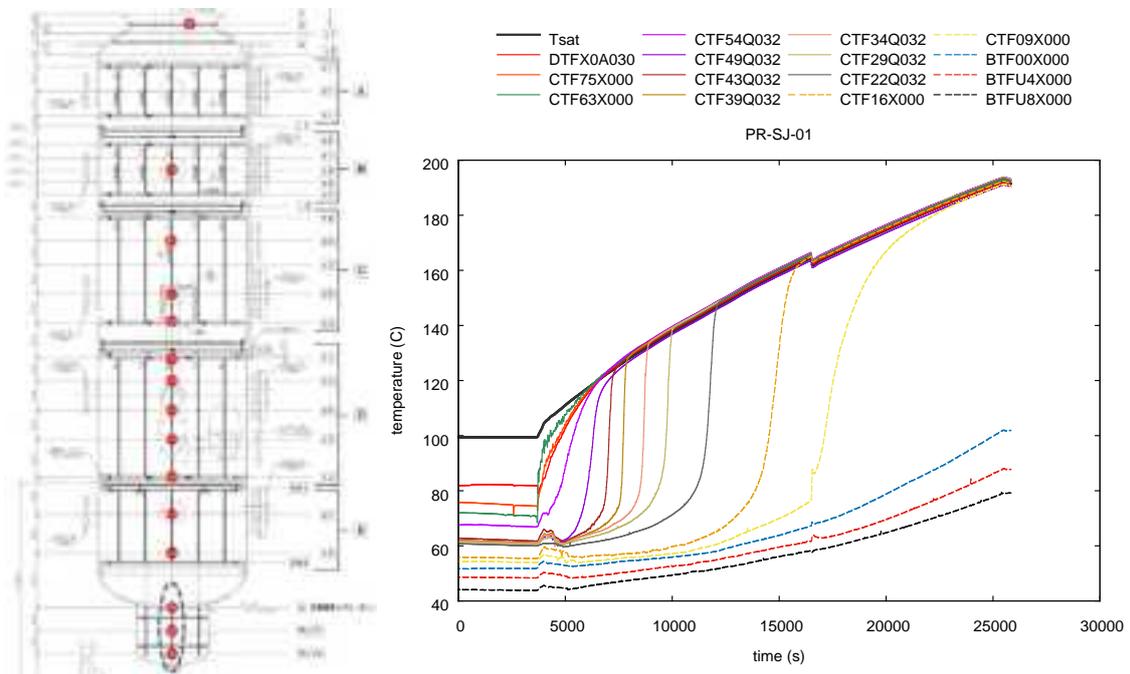


图 4.2.1.1-4 容器中心轴气相温度 (PR-SJ-01)

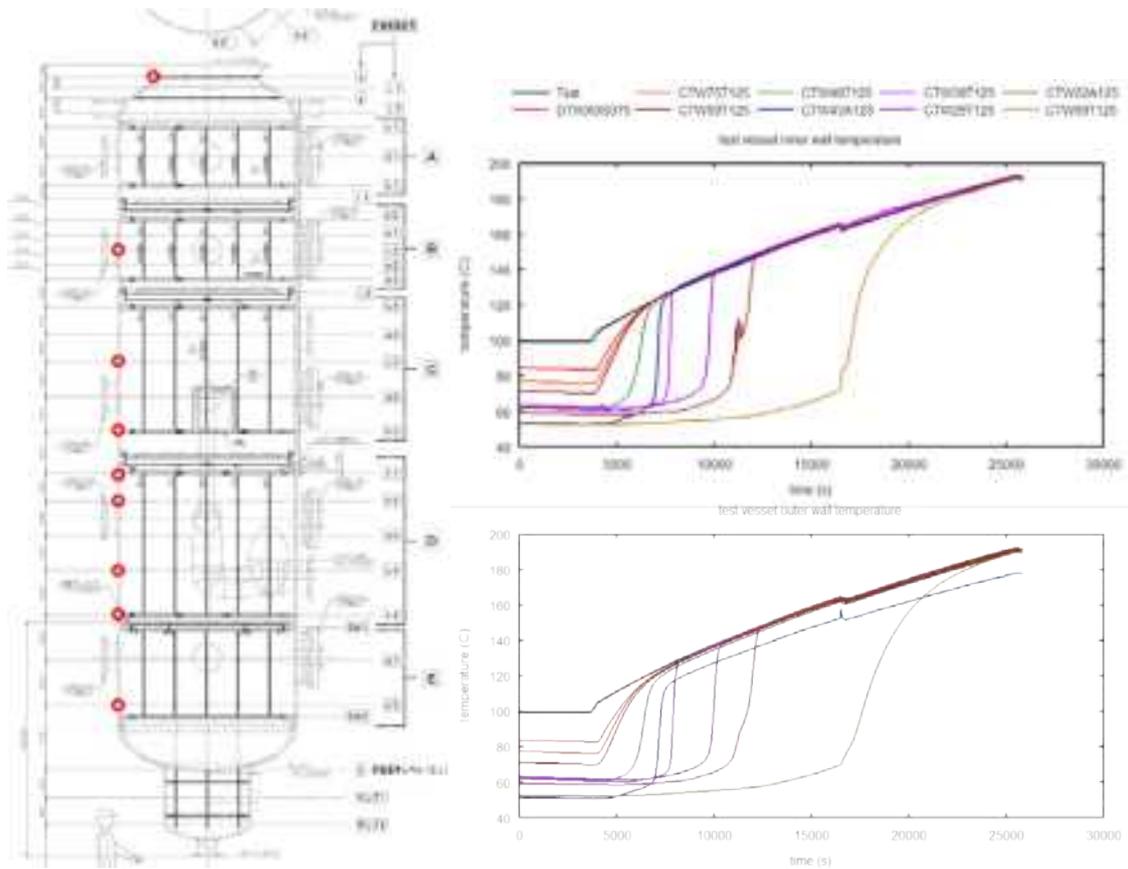


図 4.2.1.1-5 試験容器壁の内鏡面と外表面の温度 (PR-SJ-01)

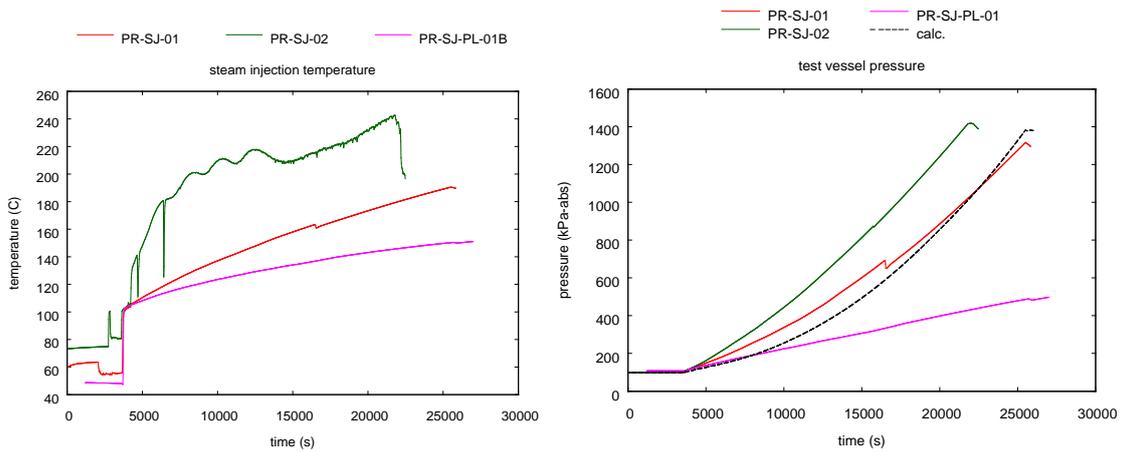


図 4.2.1.1-6 加圧実験の比較

4.2.1.2. ガス濃度計測確認試験

QMS の較正実験

本節では、QMS によるガス濃度測定について、最初にキャリブレーション実験について述べ、そのあとに、CIGMA での高圧条件での計測結果について説明する。

ガス濃度計測には、四重極質量分析器 (QMS) とガスサンプリング切り替えバルブを組み合わせた分析装置 (QIC Bio-Stream multi gas analysis system ; HIDDEN 社) を用いた。QMS による定量計測は使用するガス種を用いた較正が必要であるため、ヘリウム-空気-水蒸気を既知の濃度でつくることのできるループを別途製作し、較正実験を行った。Hidden 社 Biostream や較正ループについては昨年度の報告書に詳述したため[1]、ここでは計測の概略を説明する。図 4.2.1.2-1 に較正ループの模式図を示す。MFC で流量制御し、既知の体積流量比 (=モル比=分圧比となる) のヘリウム-空気混合ガスを、一定水温に保った 3 つの水槽に通し加湿する。水蒸気分圧は水槽の水温で決まる飽和蒸気圧となるため、3 種ガスの混合比がわかる。これをヘッダーに導き、真空ポンプに繋いだキャピラリーチューブで吸引し、分析装置に送る。本システムでは、経路途中の蒸気凝縮を避けるために、加湿後の全てのコンポーネントを恒温槽内に内包し、配管はヒーターにより過熱している。蒸気濃度 (蒸気分圧) は鏡面式露点計 (S-8000 Remote; Michell 社) で測定し、測定された蒸気分圧と MFC による非凝縮ガスの成分比と共に QMS の較正に使用する。

QMS のガス較正は既知濃度成分の一点で行えばよく次の較正式で濃度評価される。

$$\text{calibrated data} = 1 + \frac{\text{raw data} - \text{background}}{\text{calibration factor}}$$

background は、目的とするガス種が含まれてない条件 (ヘリウムの場合大気、空気と水蒸気はヘリウムガスボンベから等) により得て、較正ガスからは、ガス種それぞれについて calibration factor が得られることになる。得られた calibration factor を用いて水蒸気分圧を変えたときの計測結果を図 4.2.1.2-2 に示す。QMS の計測結果を横軸にとり、鏡面式露点計から見積もられる水蒸気割合を縦軸にとった。露点計の精度は±1.5℃以下で、室温～100℃の温度範囲の蒸気分圧に換算すれば最大 5kPa 程度となる。実験は大気圧下(100kPa)で行っているため、上記割合 50%は分圧 50kPa に相当する。図からわかるように、蒸気分圧 70% (蒸気分圧 70kPa、飽和温度約 90℃に相当) まで、測定精度 1%以下の結果となった。70%以上のデータが無いのは較正ループの不具合によるもので、吸引流路の途中で加熱不足の箇所があり、管内で凝縮が生じてしまった結果である。本年度はその部分に改造も実施し、本計測器の CIGMA 装置への組み込みについても、この知見を活かした。

CIGMAでの実測

ガス濃度計測システムを CIGMA システムに組み込み、実際に計測した際の計測挙動を確認した。特に、較正データを取得した条件と異なる、容器内が高圧の条件での実測可能性を観察した。実験の内容を表 4.2.1.2-1 にまとめる。試験容器内にはガス濃度計測用に約 100 本のサンプリングチューブが挿入されており、そのうちの 40 本が計測システムに接続されている。その 40 本の配置を図 4.2.1.2-3 に示す。以降、ガス濃度の空間分布を容器中心軸垂直方向と容器壁際垂直方向としてプロットする。本ガス濃度計測システムは 1 つの分析器に対し 40 本のサンプリングラインが接続されている。1ch の成分計測に約 6 秒の時間が必要であり、切り替えバルブによって 40 本をシーケンシャルに計測するため、サンプリング時間は 4 分弱となる。このため各 ch で計測時間には差があり、同時刻のガス濃度空間分布が得られるわけではない。以下のデータ処理では、時系列データの時間内挿により同時刻の濃度を計算し、その値を元にガス濃度の空間分布をプロットした。

最初に、実験 ME-QMS-01 では、空気で満たされた試験容器内に蒸気を注入し、大気圧から 400kPa まで昇圧する過程を計測した。つまりガス濃度成分は空気（酸素と窒素の均質混合と見なす）と水蒸気の 2 成分である。初期の空気はサンプ部を除いて 90~100℃程度に昇温し、サンプ部においても 80℃前後の温度に昇温した。図 4.2.1.2-4 は、蒸気注入量と試験容器圧力の履歴であり、100→200→50→200kg/h と蒸気注入量を変化させ、約 10000 秒で容器を 100→400kPa まで昇圧させた。そのときの水蒸気濃度の垂直方向分布の変化を図 4.2.1.2-5 に示す。蒸気注入される時刻 2552 秒以前は水蒸気濃度がほぼゼロであり、注入開始直後から水蒸気濃度が上がっていくのがわかる。グラフ内の計測位置は蒸気注入ノズル出口（図 4.2.1.2-3 の 22 番の位置）より上に位置しており、前節で示したとおり、この注入方式では容器の上部から空気が水蒸気に置換されていくため、約 8000 秒以降は水蒸気が 95%程度以上の高濃度になっていくのがわかる。但し、8000 秒までの過程においては濃度分布がばらついた結果となった。これはデータ処理の内挿計算によるものと、高圧環境下での計測結果によるものが考えられる。

ME-QMS-02 では、01 とは逆に、蒸気を薄める過程を観察した。初期に蒸気 100%を満たしたところに下部から過熱した空気を注入する。初期蒸気は、最初 400kPa 程度まで昇圧した後に、下部ドレンから 150kPa まで減圧し、蒸気 100%環境を作った。その後 2900 秒でメインノズルから乾燥空気を飽和温度以上に過熱して容器内に注入した。このとき下部ベントのバルブを開として、容器内が約 150kPa 程度で推移するような運転を行った。図 4.2.1.2-7 に図 4.2.1.2-5 と同様に水蒸気濃度の垂直方向分布の時間変化を示す。空気注入直後はほぼ 100%水蒸気の分布を示し、下部からの空気侵入に伴って下部から濃度が低下し、注入軸状にある容器中心軸の低下速度の方が早く、遅れて壁側の濃度が低下していくのがわかる。この実験は 150kPa と比較的低压での実験であったことと、容器内が常に過熱され

ており液滴の存在が無い（少ない）環境であったことから、ばらつきの無いきれいな濃度分布の変化が計測できた。

二つの実験をとおして、容器内圧力が 200kPa を超えると、吸引流量が初期設定の 10 倍以上となり、吸引ガスのバックグラウンドデータ（前節の較正式参照）は較正実験時の値から変化することが予想される。定量評価をするためには、容器内圧力と吸引流量を変化させたときのバックグラウンドデータの差を別途見積もっておく必要があると思われる。

表 4.2.1.2-1 計測有効性評価試験のパラメータ

Run ID	ME-QMS-01		ME-QMS-02	
Date	2015.10.15		2015.10.14	
Description	pressurization by steam injection			
	QMS feasibility			
Data ID	ME-QMS-01: main test			
Initial Condition	Pressure(kPa)		100 -> 400	
	Temperature(C)		100	
	Ambient Gas Composition	Air(%)	100	0
		Steam(%)	0	100
		Helium(%)	0	0
	Helium Layer	Helium(%)	-	
Thickness(mm)		-		
Steam Injection	Mass Flow Rate (kg/h)		50-200	
	Temperature (C)		100-300	
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)		-	
	Temperature (C)		-	
	Location		-	
Venting			open	

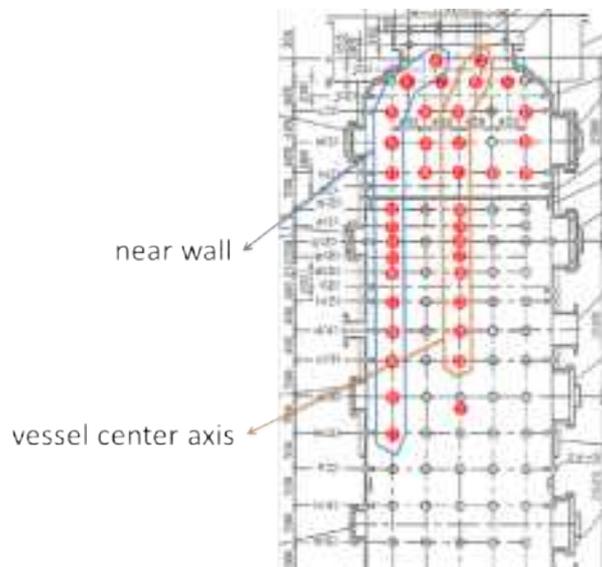


図 4.2.1.2-3 サンプルングライン

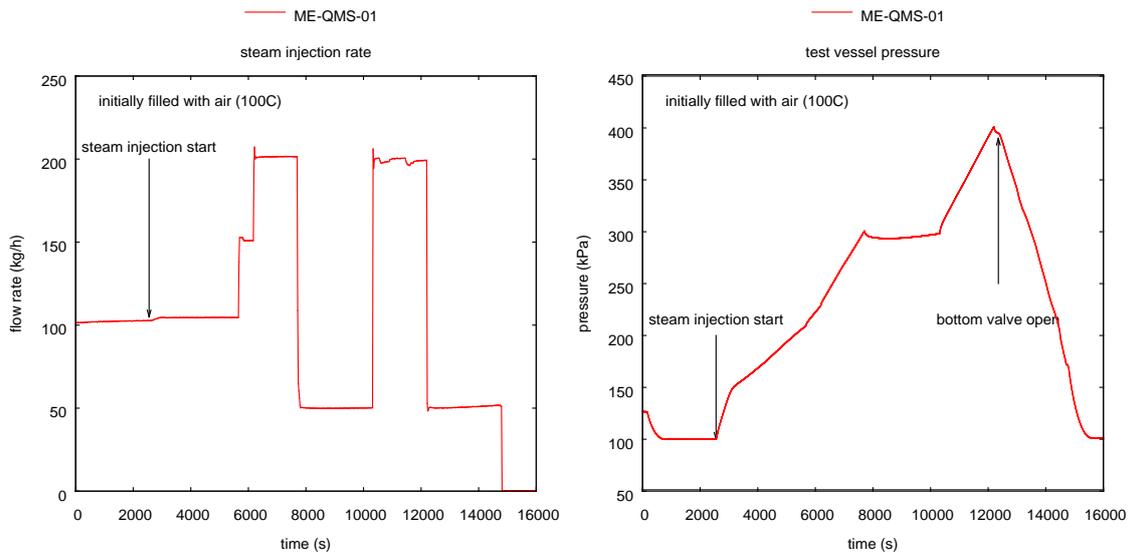


図 4.2.1.2-4 圧力と蒸気注入量の履歴 (ME-QMS-01)

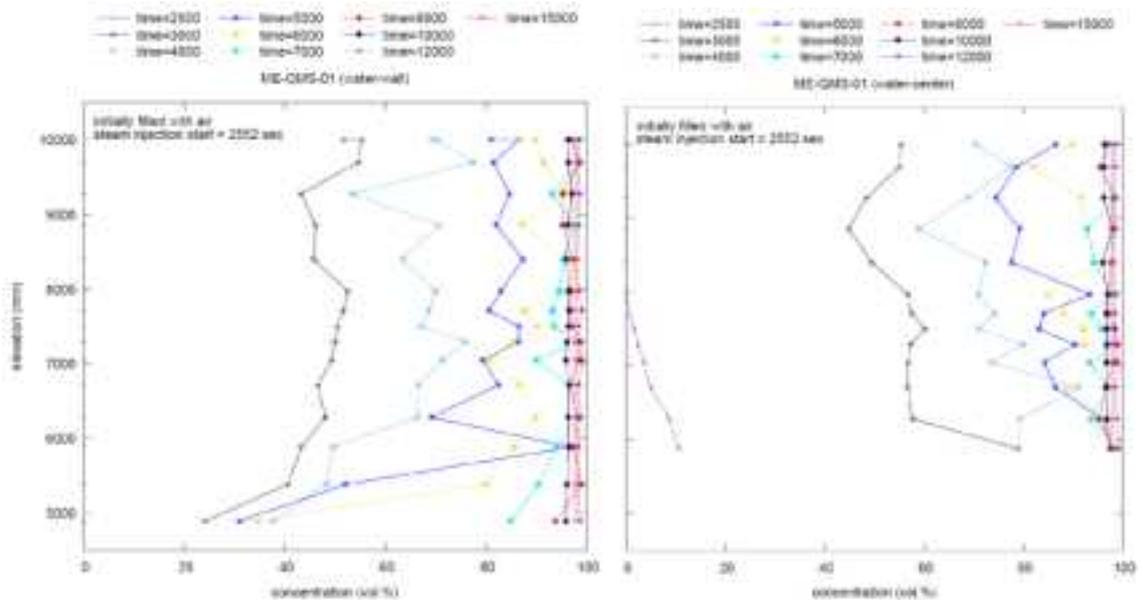


図 4.2.1.2-5 水蒸気濃度の鉛直方向分布 (ME-QMS-01)

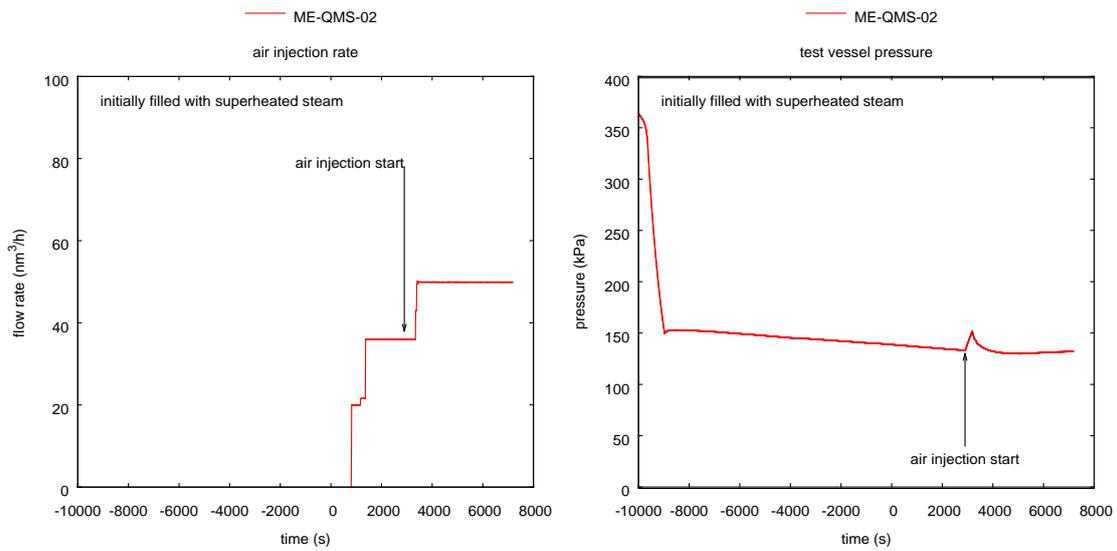


図 4.2.1.2-6 圧力と蒸気注入量の履歴 (ME-QMS-02)

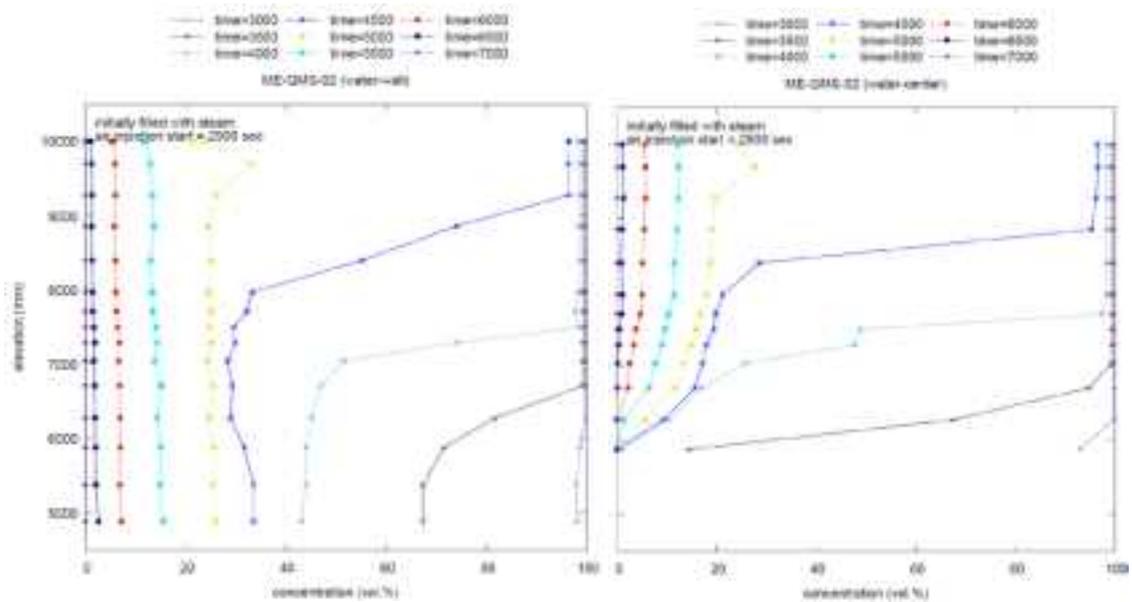


図 4.2.1.2-7 水蒸気濃度の鉛直方向分布 (ME-QMS-02)

4.2.1.3. 格納容器冷却実験

このシリーズでは、初期に試験容器内を 450kPa に昇圧し、その後内部スプレーまたは外部プール冷却を行い、減圧過程を観察した。初期雰囲気は蒸気 100%と空気分圧を大気圧分残した場合（蒸気 78%-空気 22%）の条件を試した。内部スプレー実験と外部冷却実験に分けて解説し、最後に両者の比較を行う。

内部スプレー実験

実験条件を表 4.2.1.3-1 にまとめ、これらの実験の模式図を図 4.2.1.3-1 のイラストに示す。スプレー流量がシステム上最大の 2.7m³/h、初期雰囲気が蒸気 100%で、温度 150°C（過熱度約 2 度）となる CC-SP-03 をベース条件とし、そこから、初期雰囲気温度や初期気体組成をパラメータとして変化させている。本実験は容器内部にスプレーを行うため、サンプリングラインへの液滴吸入を避けるためにガス濃度計測は行っていない。以降に示すグラフの時間軸について、実験間の比較を容易にするために、冷却開始時刻を 100 秒となるように実際の収録時刻にオフセットをかける。各時間の時刻オフセットを表 4.2.1.3-2 にまとめた。

スプレーノズルは市販のものを使用した。ノズル特性は別途製作した装置を用いて、スプレーの高速度カメラ撮影、流量分布拡がり（ヒストグラム）、スプレーコーン端部での液滴径（レーザー回折法を使用）を計測した。例えば、スプレー出口の流動を撮影した写真を図 4.2.1.3-2 に示す。レヒラーノズル（1713A）はホローコーン（スプレー円錐中心部に液滴が無い）で、そのほか 3 つのノズル（すべて **Spraying System Co.**製）はフルコーンノズル（円錐状に円形全面スプレーを形成）であり、おおよそ型式どおりのスプレー広がり角が得られており、本実験ではこの中で広がり角の一番大きい B3/4-HMFP-SS9084 を用いた。HMFP タイプは異物によるスプレーの詰まりを回避できるような設計のノズルで、使用ノズルの最大異物通過径が 7.9mm であり、図 4.2.1.3-2 に挙げた他のノズル 6.4~7.9mm と比較してやや大きいという特徴がある。

ベース実験となる CC-SP-03 のスプレー流量と圧力変化を図 4.2.1.3-3 に示す。スプレー注入はグラフ上の時刻で 100 秒後に開始し、ポンプ回転数及びバルブ開度を全開として行い、流量制御はしていない。よって系内の減圧と共に流量は徐々に増加し、最終的に 2.7m³/h 程度に漸近した。スプレー水注入によって圧力は減少し、注入開始から 3060 秒後で大気圧に達した。本実験は蒸気 100%環境であるため、その後も減圧し続けるため、約 90kPa に達したところで装置保護のために下部ベントを開とした。図 4.2.1.3-4 には、側壁のガターによる捕集水の蓄積をプロットした。水位が減少しているところはリザーバタンクが満水近くなって排水したからである。この実験では壁での凝縮だけでなく、スプレー水そのものもガターでキャッチされている。図 4.2.1.3-5 に試験容器中心軸上の温度変化をプロット

した。容器縦断面図で熱電対の計測位置も示す。図から明らかなように、蒸気 100%雰囲気であり、かつスプレイ冷却による飽和体系であるため、容器内は圧力で決まる飽和温度の均質分布で推移する。図 4.2.1.3-6 には同様に壁面の温度変化を示す。熱電対計測位置を示した絵にはスプレイ広がり角 (90 度) も模式的に示した。容器レベル 9m より下はスプレイ水が壁に直接あたり良く冷却され、飽和温度線に沿って均質に冷却されていくが、スプレイ水が直接当たらない上部の壁は 500~1000 秒付近から過熱しはじめ、以降 130℃程度の過熱が実験終了まで維持される。

図 4.2.1.3-7 では、CC-SP-03,04,02 の圧力履歴を比較した。ベースの CC-SP-03 と比較して、初期雰囲気に空気を混入させた場合 (CC-SP-04 と 02) のほうが減圧速度が遅く、初期温度が高い場合 (CC-SP-02) は更に減圧が遅くなる。特に 150kPa 以降の減圧速度は緩慢で、蒸気 100%時と比較して大気圧付近まで減圧するのに 2 倍以上の時間がかかった。CC-SP-02 では室温の冷却水を系内に注入しているにも関わらず、初期に昇圧する結果となった。これは、スプレイノズルが上部の厚さ 180mm と 85mm の閉止フランジを貫通しているからで、フランジの持つ熱容量によって冷却水が暖められ、一部蒸発して系内に注入されたことが原因と思われる。

表 4.2.1.3-1 内部スプレー実験のパラメータ

Run ID	CC-SP-01		CC-SP-02	CC-SP-03	CC-SP-04	
Date	2015.10.06		2015.10.23	2015.10.09	2015.11.05	
Description	depressurization by internal spray initial saturated steam condition					
Data ID	CC-SP-01A: set initial condition CC-SP-01: main test					
Initial Condition	Pressure(kPa)	450				
	Temperature(C)	~150	~160	~150	~150	
	Ambient Gas Composition	Air(%)	0	22	0	22
		Steam(%)	100	78	100	78
		Helium(%)	0	0	0	0
	Helium Layer	Helium(%)	-			
Thickness(m)		-				
Steam Injection	Mass Flow Rate (kg/h)	-				
	Temperature (C)	-				
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)	2.3	2.7	2.7	2.7	
	Temperature (C)	20	20	20	20	
	Location	Internal spray				
Venting			-			

表 4.2.1.3-2 各実験の時刻オフセット

run ID	onset of cooling	offset (cooling start at t=100)
CC-SP-01	3400	3300
CC-SP-02	108	8
CC-SP-03	812	712
CC-SP-04	210	110

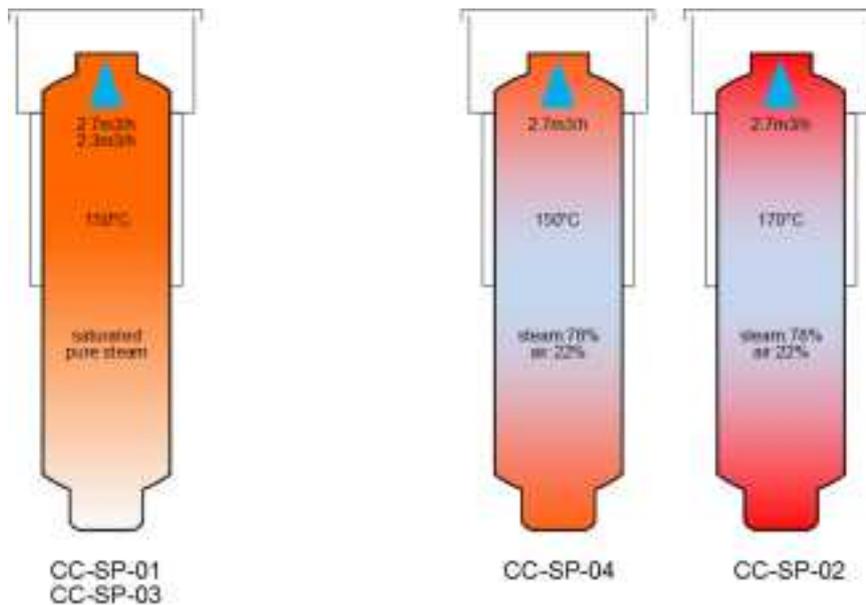


図 4.2.1.3-1 内部スプレー冷却実験の模式図

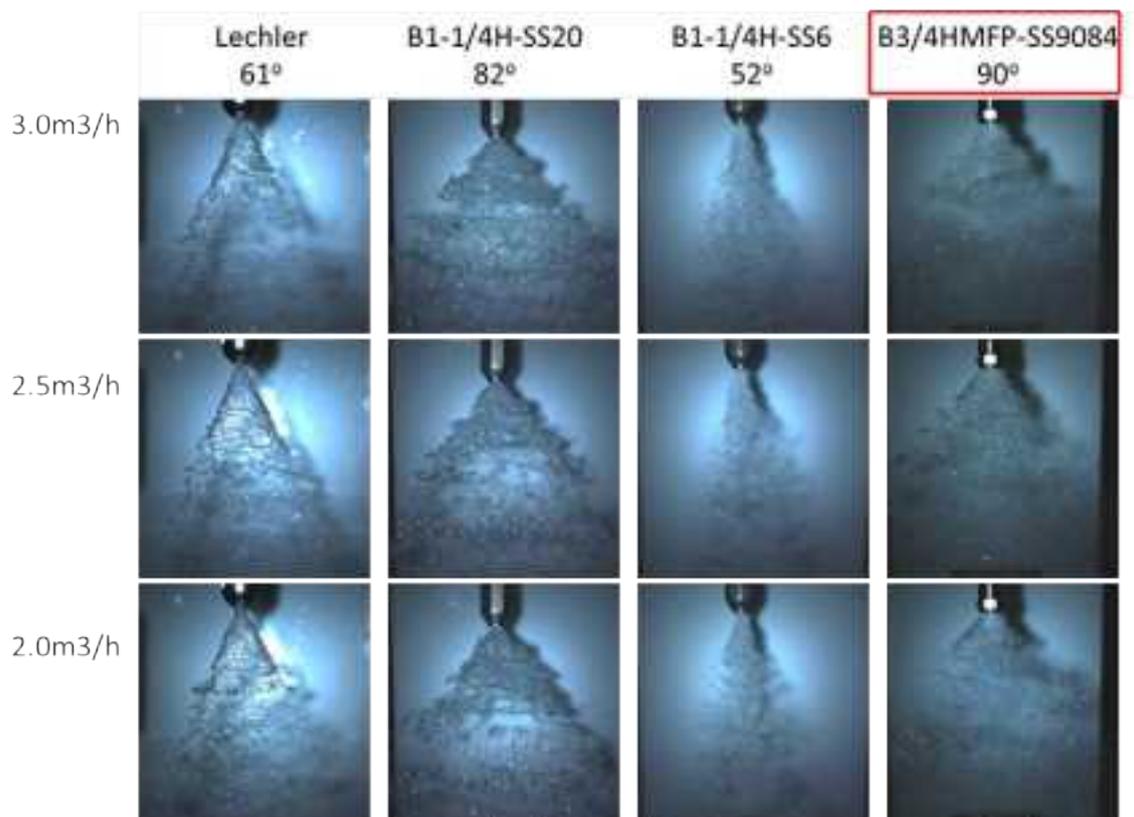


図 4.2.1.3-2 スprayノズル

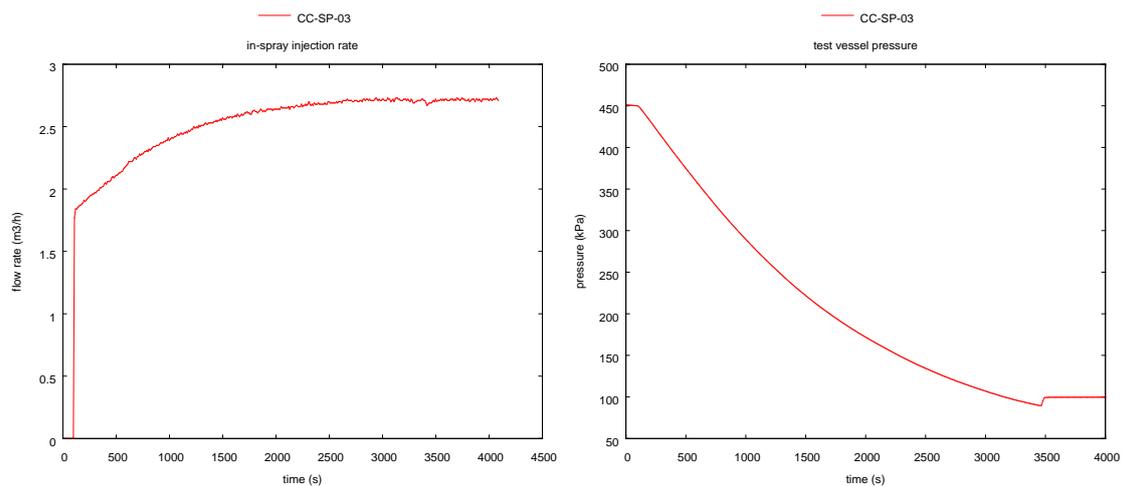


図 4.2.1.3-3 スpray冷却ベース実験 (CC-SP-03) のスpray流量と圧力変化

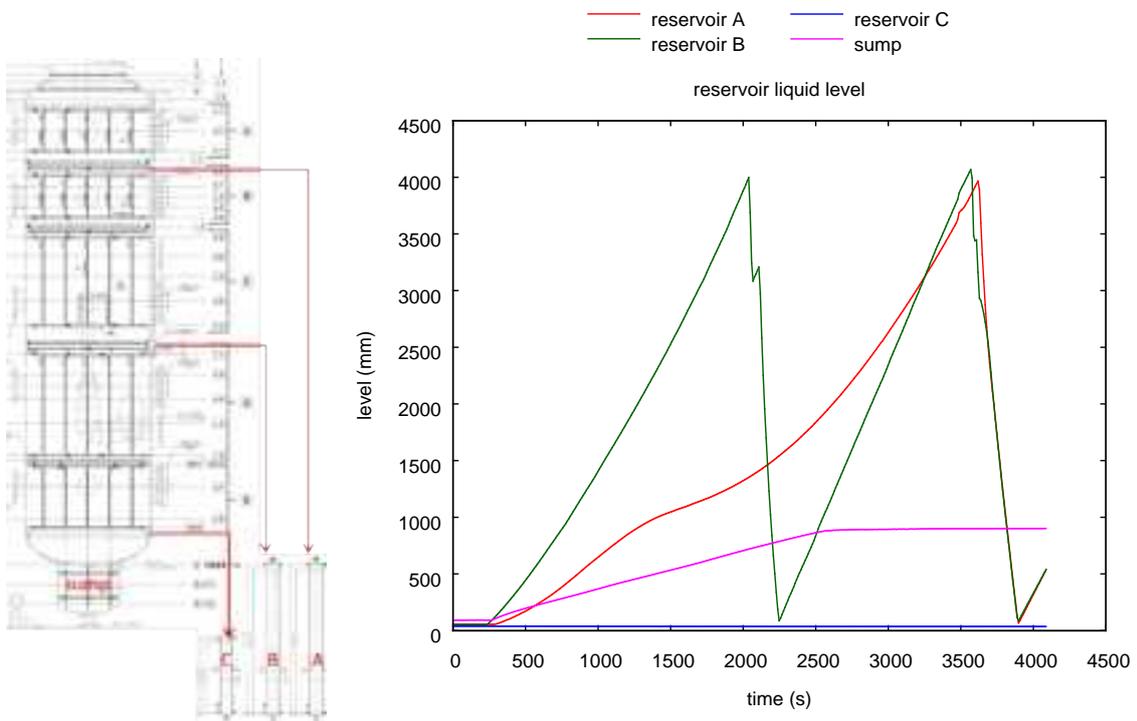


図 4.2.1.3-4 ガターによる捕集水 (CC-SP-03)

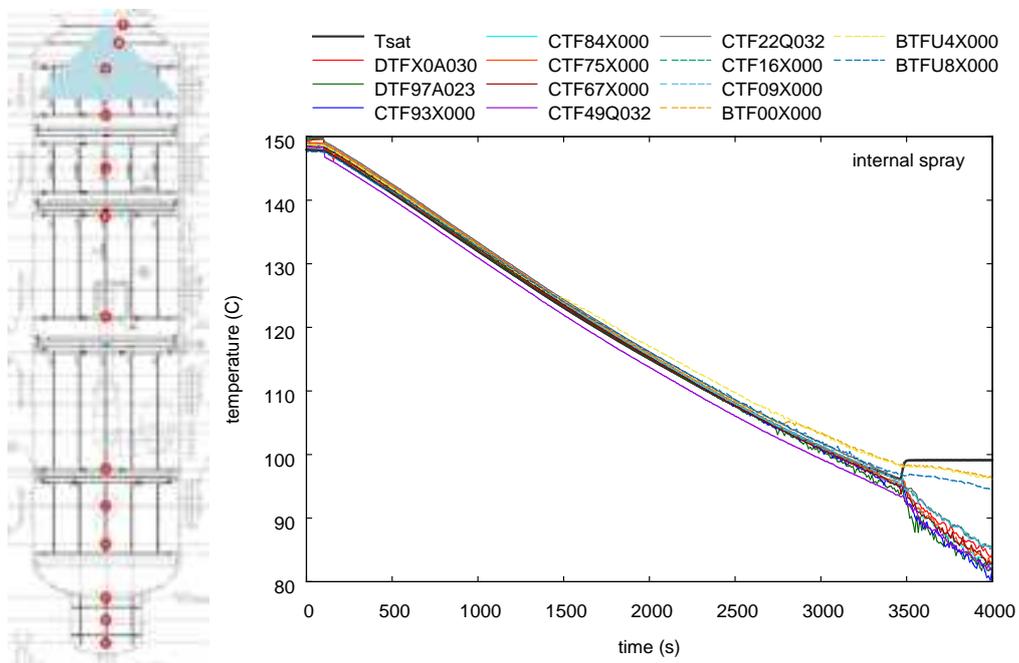


図 4.2.1.3-5 試験容器中心軸上の温度変化 (CC-SP-03)

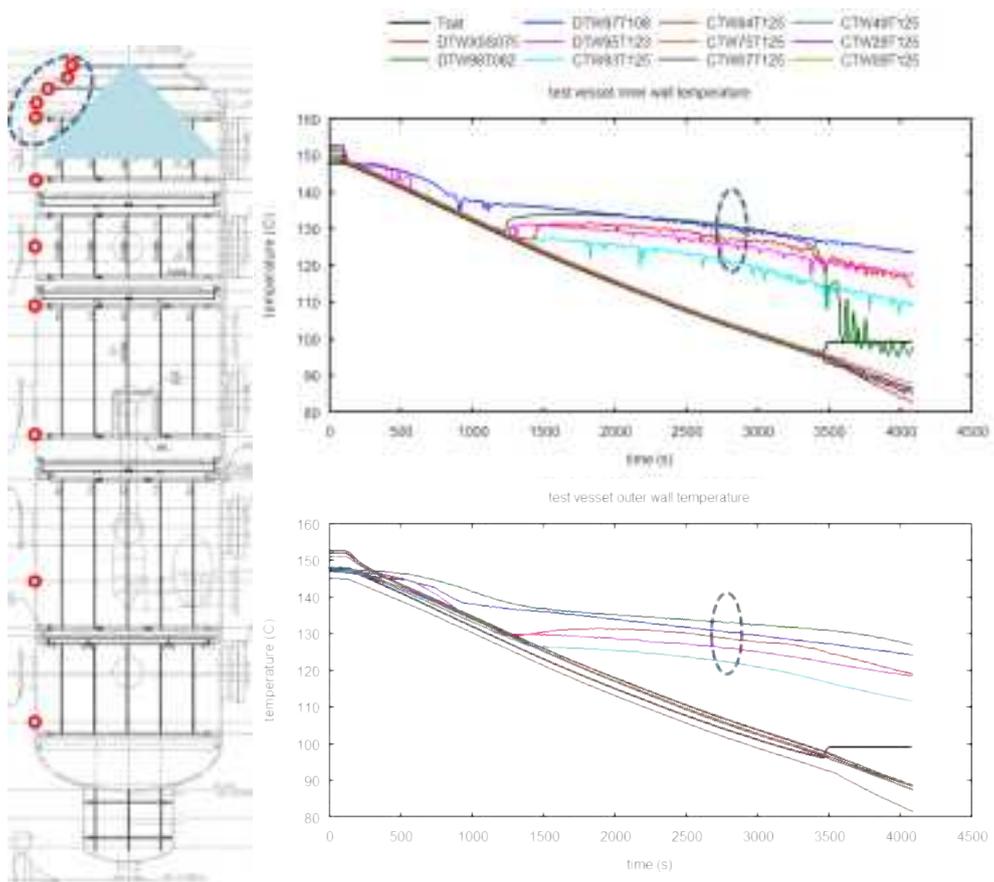


図 4.2.1.3-6 試験容器壁の温度変化（上段内壁表面，下段外壁表面，CC-SP-03）

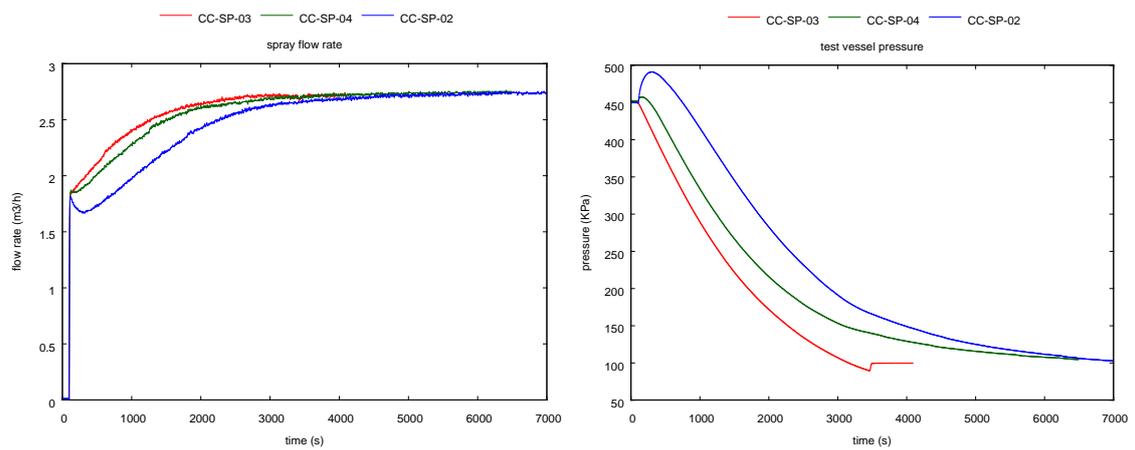


図 4.2.1.3-7 内部スプレー実験の圧力履歴の比較

外部冷却実験

この実験シリーズでは、先ほどの内部スプレイ実験と同じ初期条件から、容器頂部の上部プールに冷却水を噴射して、容器外側から壁越しに冷却した。噴射した水は頂部を伝わった後、側壁を覆う中部ジャケットに流れ込み、排水される。よって、EL=8.2m より上の壁が直接冷却水に接することになる。実験パラメータとそれを模式的に描いたイラストをを表 4.2.1.3-3 と図 4.2.1.3-8 にまとめた。初期蒸気 100%、温度 150°C（過熱度約 2 度）のベース条件が CC-PL-01 で、初期気体に 100kPa の空気混入や初期温度を 160°C に上昇させたパラメータ実験を行った。CC-PL-SJ-01 では、外部冷却中にも容器内蒸気注入を継続させた実験である。水蒸気-空気体系の CC-PL-02 と 04 では容器内のガス濃度計測も行った。以降に示すグラフの時間軸について、実験間の比較を容易にするために、冷却開始時刻を 100 秒となるように実際の収録時刻にオフセットをかける。各時間の時刻オフセットを表 4.2.1.3-4 にまとめた。

ベース実験 CC-PL-01 の上部プール供給水流量と圧力の時間変化を図 4.2.1.3-9 に示す。外部プールへの注水のため容器圧力の影響を受けずに、給水流量はほぼ一定を保つ。給水開始から約 820 秒で大気圧まで減圧され、90kPa になったところでベントバルブが開となった。図 4.2.1.3-10 にはガターによるリザーバタンク内捕集水の水位変化を示す。左側の絵に外部冷却で直接冷却される外壁の領域を青線で示した。この実験では内部に蒸気やスプレイなどを注入してないため、ガターで捕集される水は外部冷却による凝縮水であると思なすことができる。最上部と上から 2 段目のガター A, B は、本節冒頭の図 4.2-1 に示したとおり、中断ジャケットと下段ジャケットの下端のレベルに合わせて設置されており、各ジャケットで冷却された凝縮水を捕集していると考えられる。図から、冷却水供給直後からガター A による捕集水の水位が急上昇しており、一方で、B~D では水位変化が見られず壁面凝縮が生じていないことがわかる。図 4.2.1.3-11 は容器中心軸上に設置した熱電対による温度変化である。外部冷却開始後 500 秒程度までは容器内は均質に冷却され、圧力で決まる飽和温度線に沿って低下するが、500 秒後には容器全体が過熱状態になり、不均質な温度分布を示した。図 4.2.1.3-12 は同様に容器壁の内表面（上段グラフ）と外表面（下段グラフ）の温度変化である。冷却水と直接接する壁においては、外表面は温度が急降下しており、内表面においても飽和温度曲線に沿って低下し、高い除熱効果が得られている。一方、冷却水が直接接触しない上部以外の壁の温度は初期温度からほとんど低下することは無く、飽和温度よりも高い温度を保ったまま推移し、壁面凝縮が生じていないとした図 4.2.1.3-10 の結果と整合した。このような温度変化の様子を可視化するために、容器内熱電対と計測値それらの内挿によって表される 2 次元マップを描画することを試みた。図 4.2.1.3-13 が容器縦断面図、図 4.2.1.3-14 が容器壁を広げた展開図である。容器壁は内表面温度を表している。上記に挙げたトレンドグラフの様子が視覚的に明瞭に表された。最初は容器内全体が均質に冷却され、時刻 500 秒以降から壁の温度低下が気相の温度低下より

も遅れ始めて、壁面付近の過熱が明確に観察され、容器中央部の温度が低い。壁面においても直接接触冷却される領域は温度低下が顕著で、中段冷却ジャケット下端の 8.2m 付近に明瞭な温度境界が生じている。壁の温度境界は、内部の気相に及んでいるが、上下方向の温度成層よりも径方向の温度分布が顕著となる傾向にある。また、蒸気注入ノズルより下のサンプル部の温度は終始低く保たれている。

次に、初期に空気を大気圧分封入した CC-PL-04 の結果について、CC-PL-01 の結果と比較しながら考察する。先ほどと同様に、図 4.2.1.3-15 に供給水流量、試験容器圧力、図 4.2.1.3-16 に凝縮水捕集リザーバタンクの水位変化、図 4.2.1.3-17 試験容器中心軸上温度、図 4.2.1.3-18 試験容器壁内外表面温度の時間変化をプロットした。供給流量は CC-PL-01 とほぼ同じで、最初の 400 秒ぐらいまでは減圧速度も同程度であるが、その後は不凝縮ガスである空気の混入の効果で減圧速度が減衰し、数 1000 秒の長い時間をかけて 100kPa へ漸近していく。蒸気凝縮が生じる場所は容器上部に限定される傾向は同じあり、容器内部と壁面の温度変化も同様の傾向をたどる。但し、内壁表面の温度は、蒸気 100%条件よりも大きく低下しており、すなわち容器内側壁付近の気相部の温度差が大きくなっている。外部冷却においては、容器外表面液膜熱伝達 | 壁内熱伝導 | 内表面凝縮熱伝達という 3 層構造の熱抵抗があり、一般に（例えば定常状態を考えると）熱抵抗の大きなところで大きな温度差がつくことから、内部が蒸気単体では壁内熱伝導が支配的な熱抵抗であったのに対し、不凝縮ガスが混ざることによって内壁面凝縮熱伝達の熱抵抗が大きくなったことが示された。図 4.2.1.3-19 には、ガス濃度計測システムで計測した水蒸気濃度の垂直方向分布の時間変化をプロットした（CC-PL-04）。壁付近と容器中心軸の分布を分けてプロットしており、それぞれのセンサー位置は図 4.2.1.2-3 に示したとおりである。冷却前の濃度分布は容器上部に水蒸気が多く、下部にいくほど空気濃度が上がる分布となっていて均質ではない。これは、前項に挙げたとおり、蒸気単体のところに空気を継ぎ足しており、コンプレッサの押し込み圧不足から容器上部まで注入空気が届いていないことによる。冷却開始後は直ちに水蒸気濃度が低下し始め、注入開始 690 秒後には垂直方向にほぼフラットな分布となり、その分布を保ったまま減圧速度と共にゆっくりと水蒸気が失われていく様子がわかる。本実験は 450kPa の高圧からの計測であったが、ガス濃度分布は少なくとも定量的にはきれいに計測できた。この実験のように、蒸気が飽和もしくは過熱の条件ではバルクでの液滴生成や浮遊する液滴も無い場合、液滴吸い込みによる濃度変化のばらつきは小さく抑えられ、比較的落ち着いた計測結果を得ることができる。

図 4.2.1.3-20 には、外部冷却実験の試験容器圧力履歴についてパラメータ間の比較を示した。右側は給水流量の違いを表した CC-PL-01 (10m³/h) と 03 (2.7m³/h) の比較で、流量が小さい方が減圧速度が遅い。左側は、給水条件は同一で、容器内の初期条件の違いを見たものであり、結論として、空気が混入された場合の方が減圧が遅く、また、CC-PL-SJ-01

の蒸気注入を継続した場合は減圧が若干遅くなるものの、大きな差は生じなかった。

表 4.2.1.3-3 外部冷却実験のパラメータ

Run ID	CC-PL-01		CC-PL-02	CC-PL-03	CC-PL-04	CC-PL-SJ-01	
Date	2015.10.07		2015.10.20	2015.10.29	2015.10.28	2015.11.06	
Description	depressurization by pool spray initial saturated steam condition						
Data ID	CC-PL-01A: set initial condition CC-PL-01: main test						
Initial Condition	Pressure(kPa)		450	450	450	450	
	Temperature(C)		~150	~160	~150	~150	
	Gas Composition	Air(%)		0	22	0	22
		Steam(%)		100	78	100	78
		Helium(%)		0	0	0	0
	Helium Layer	Helium(%)		-	-	-	-
Thickness(mm)			-	-	-	-	
Steam Injection	Mass Flow Rate (kg/h)		-	-	-	260	
	Temperature (C)		-	-	-	140	
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)		10	10	2.6	10	
	Temperature (C)		20	20	20	20	
	Location		pool-jacket	pool-jacket	pool-jacket	pool-jacket	pool-jacket
Venting			-	-	-	-	

表 4.2.1.3-4 外部冷却実験の時刻オフセット

run ID	onset of cooling	offset (cooling start at t=100)
CC-PL-01	1044	944
CC-PL-02	177	77
CC-PL-03	111	11
CC-PL-SJ-01	308	208

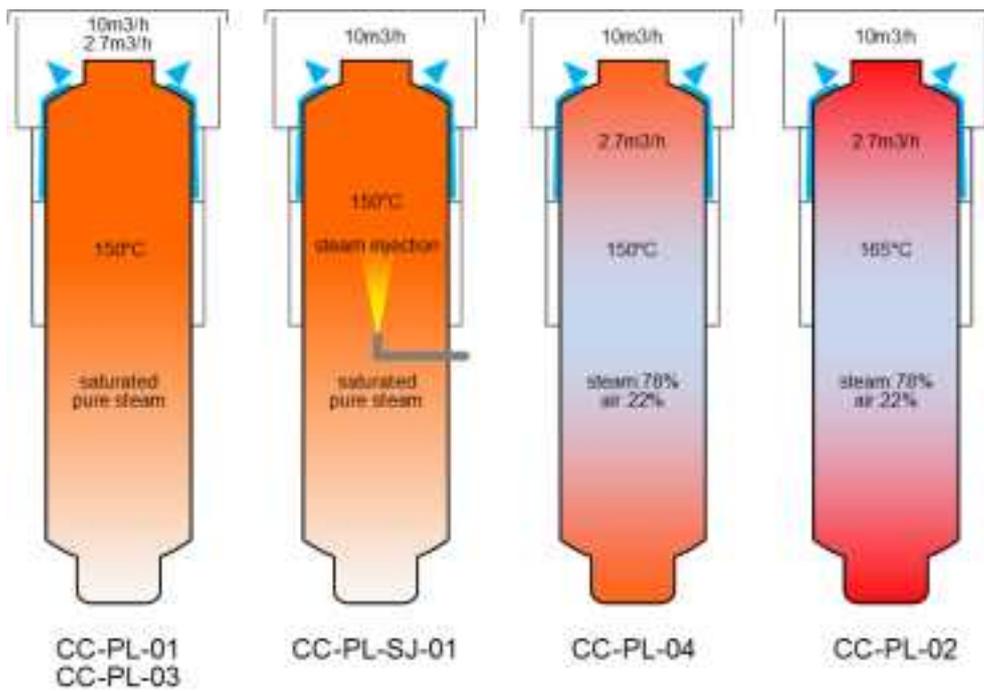


図 4.2.1.3-8 外部冷却実験の模式図

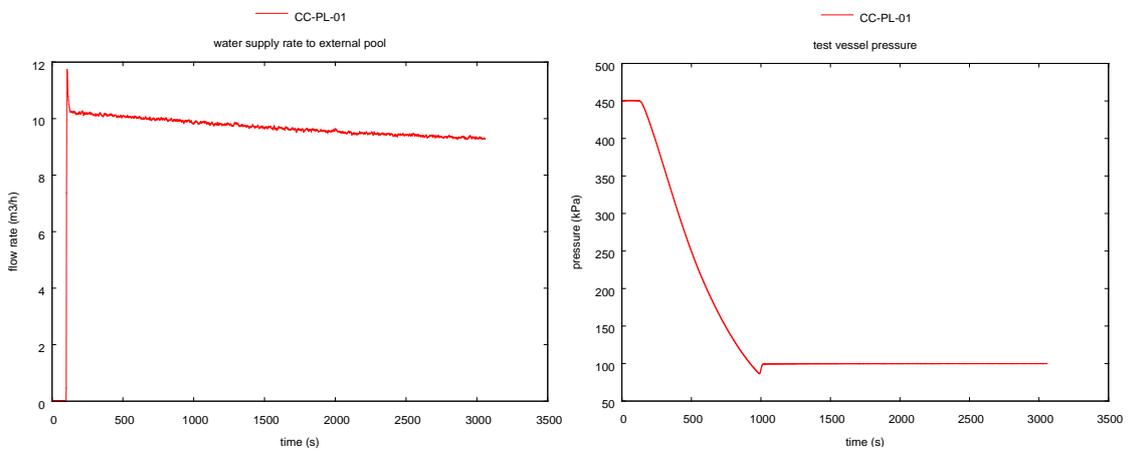


図 4.2.1.3-9 外部冷却ベース実験 (CC-PL-01) のスプレー流量と圧力変化

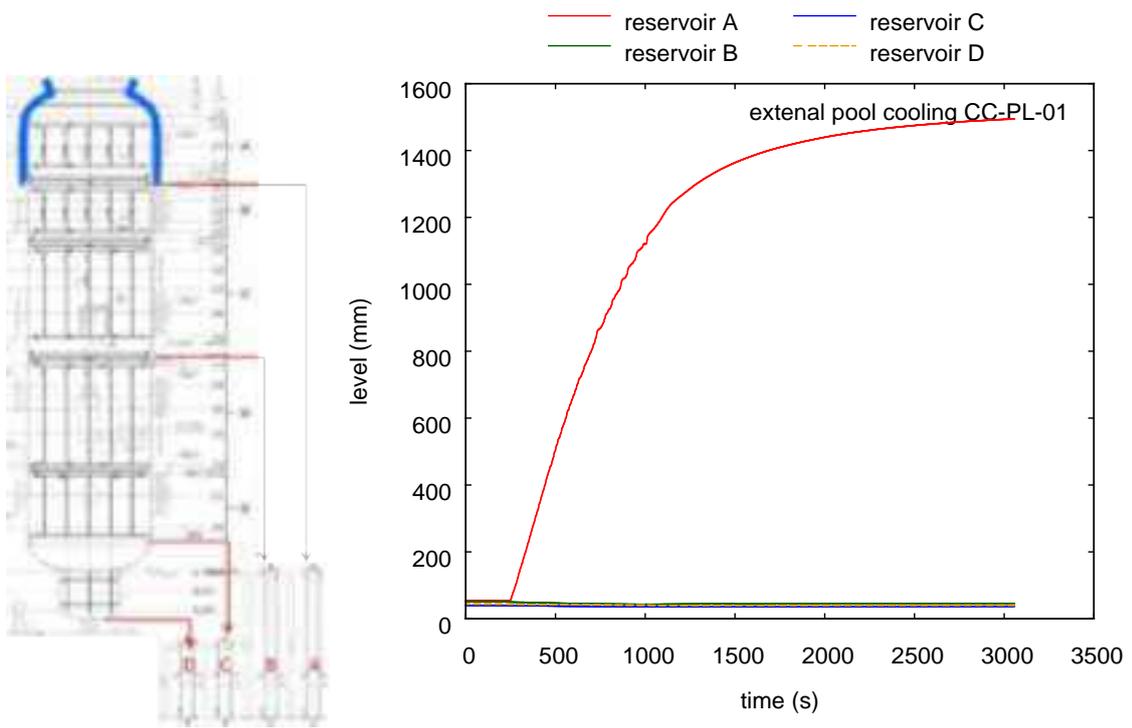


図 4.2.1.3-10 ガターによる捕集水 (CC-PL-01)

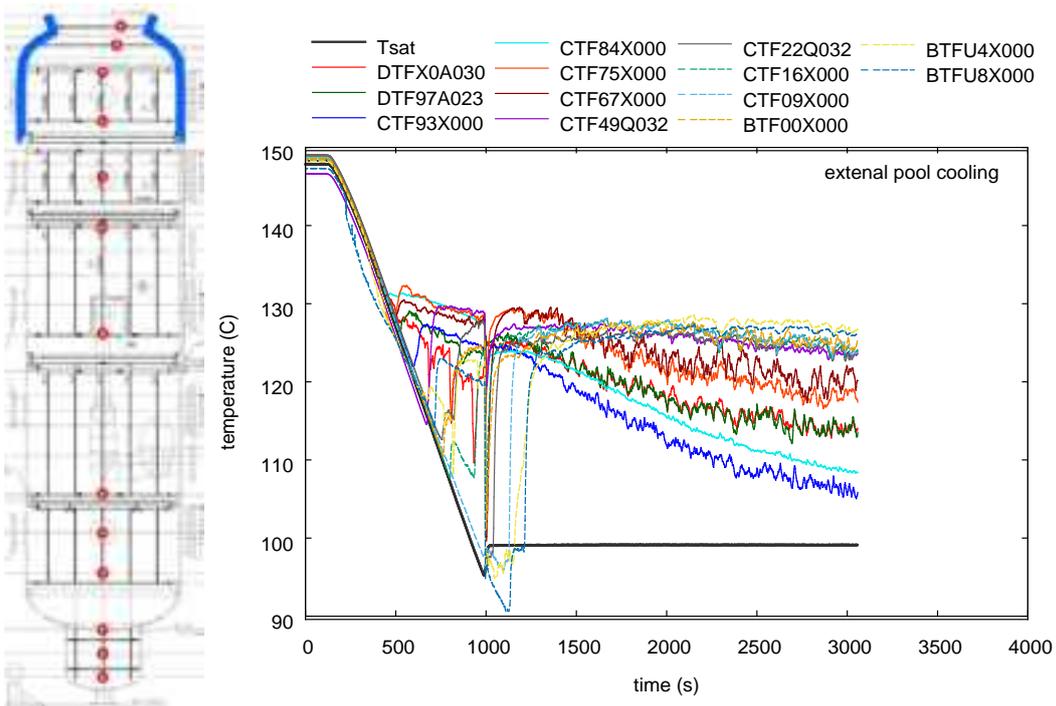


図 4.2.1.3-11 試験容器中心軸上の温度変化 (CC-PL-01)

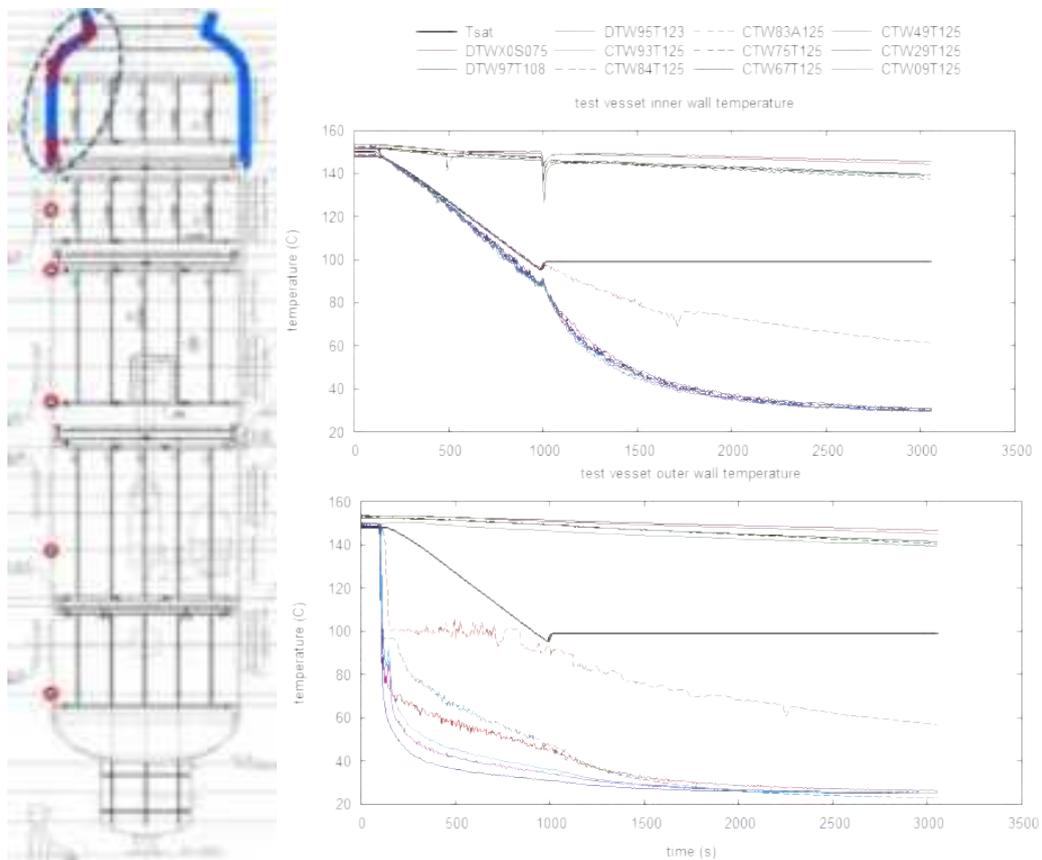


図 4.2.1.3-12 試験容器壁の温度変化 (上段:内壁表面, 下段:外壁表面, CC-PL-01)

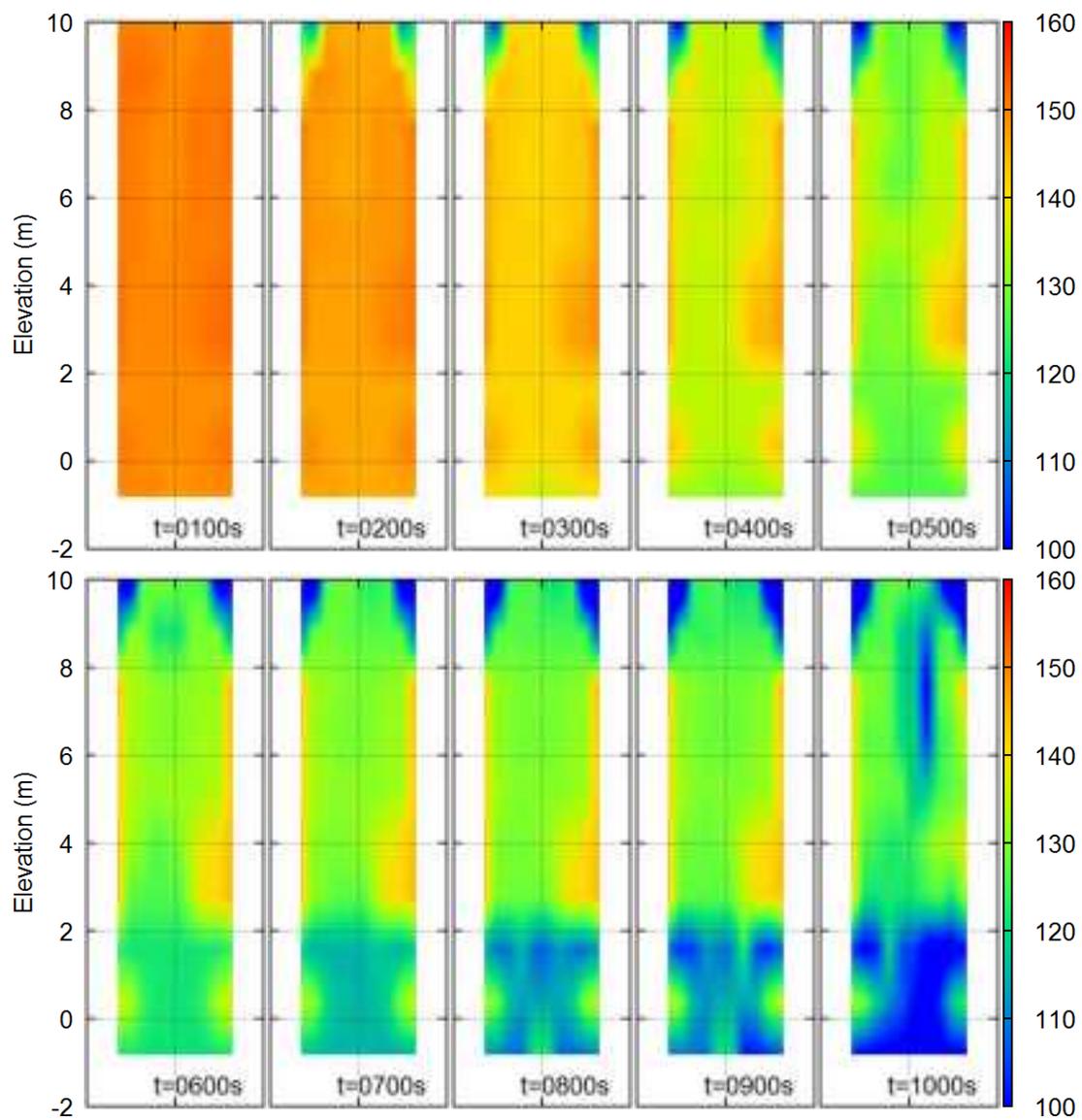


図 4.2.1.3-13 2D 温度マップ (容器縦断面図, CC-PL-01)

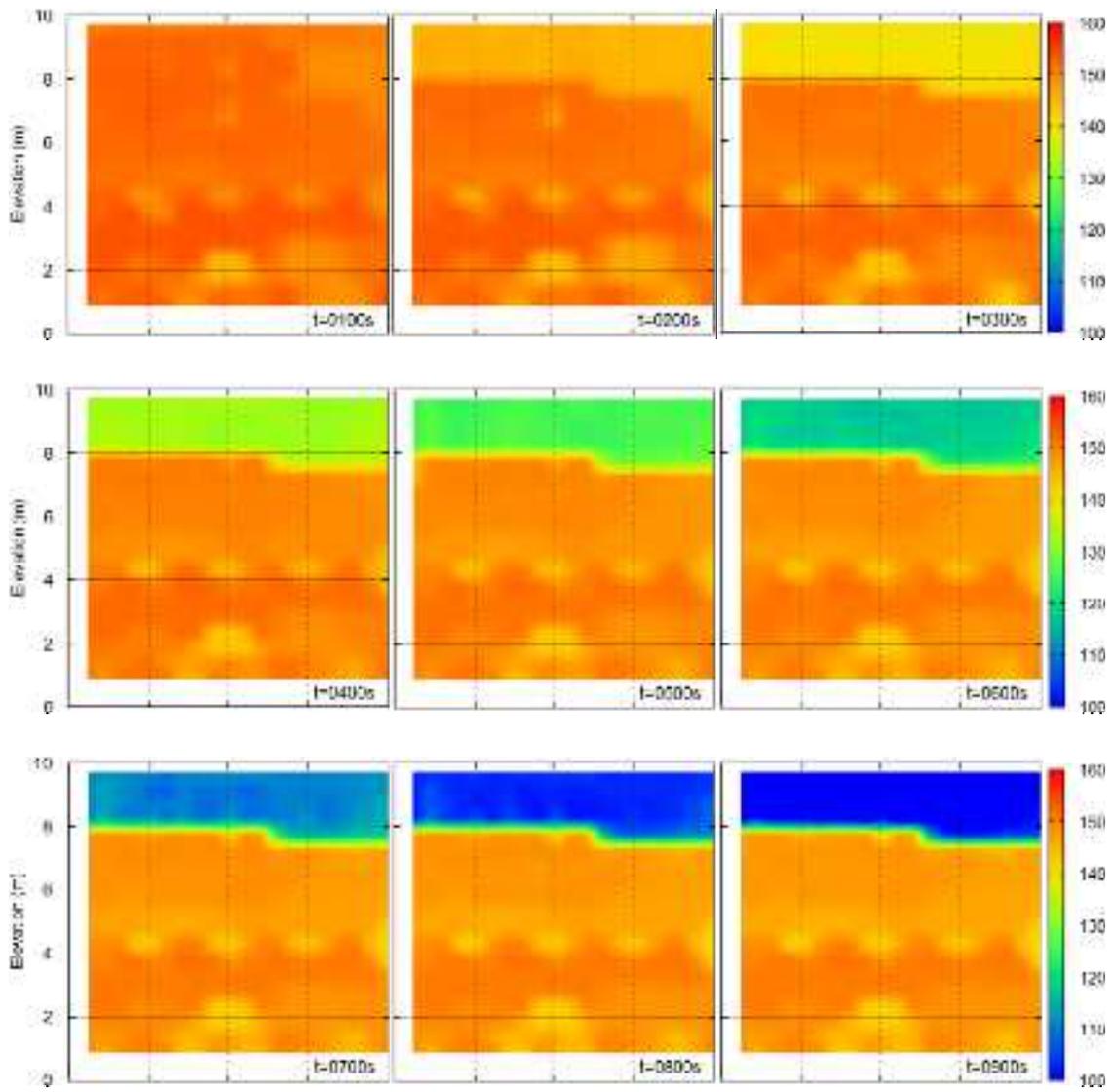


図 4.2.1.3-14 2D 温度マップ (容器壁展開図, CC-PL-01)

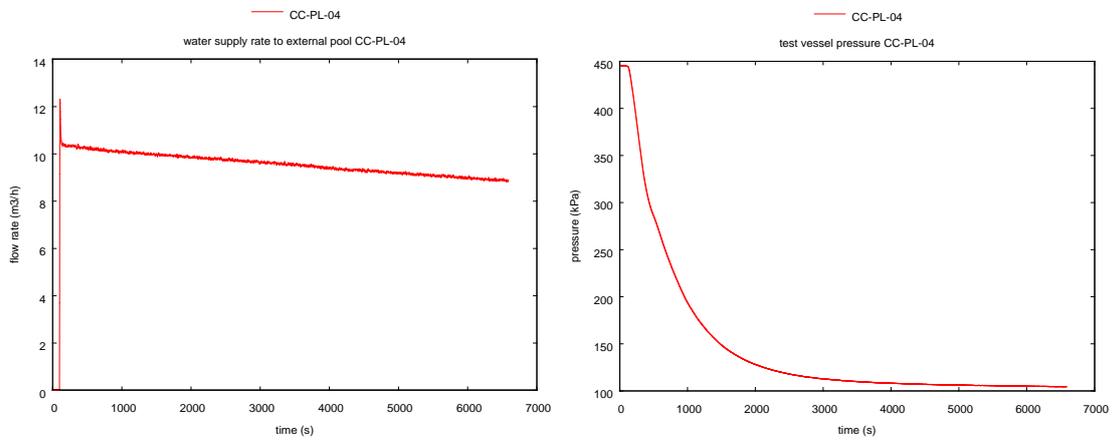


図 4.2.1.3-15 供給冷却水流量と試験容器圧力履歴 (CC-PL-04)

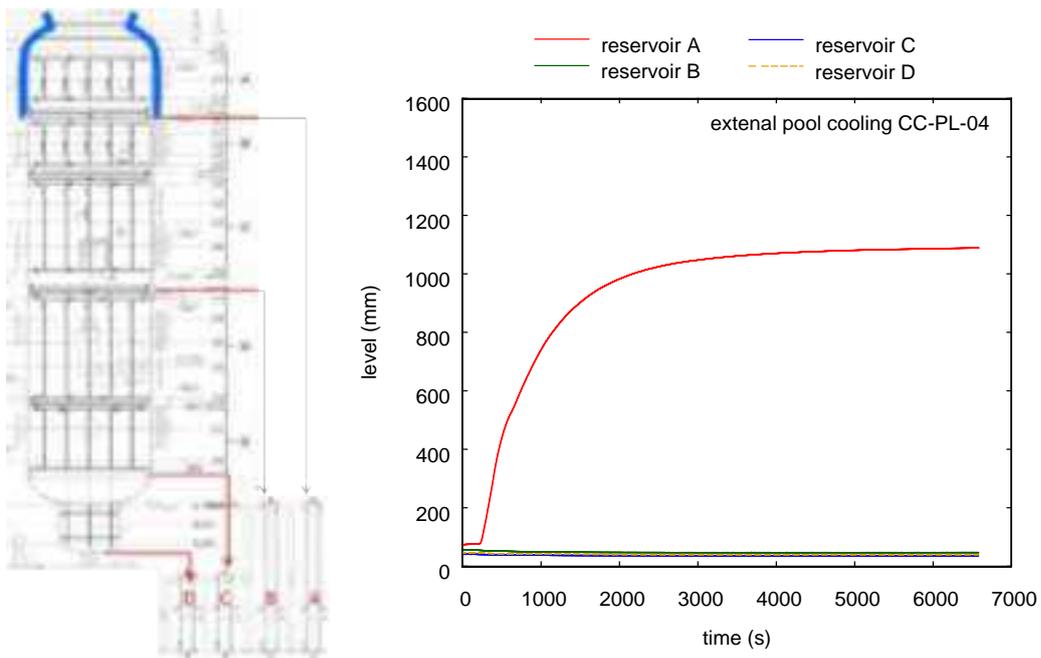


図 4.2.1.3-16 ガターによる捕集水 (CC-PL-04)

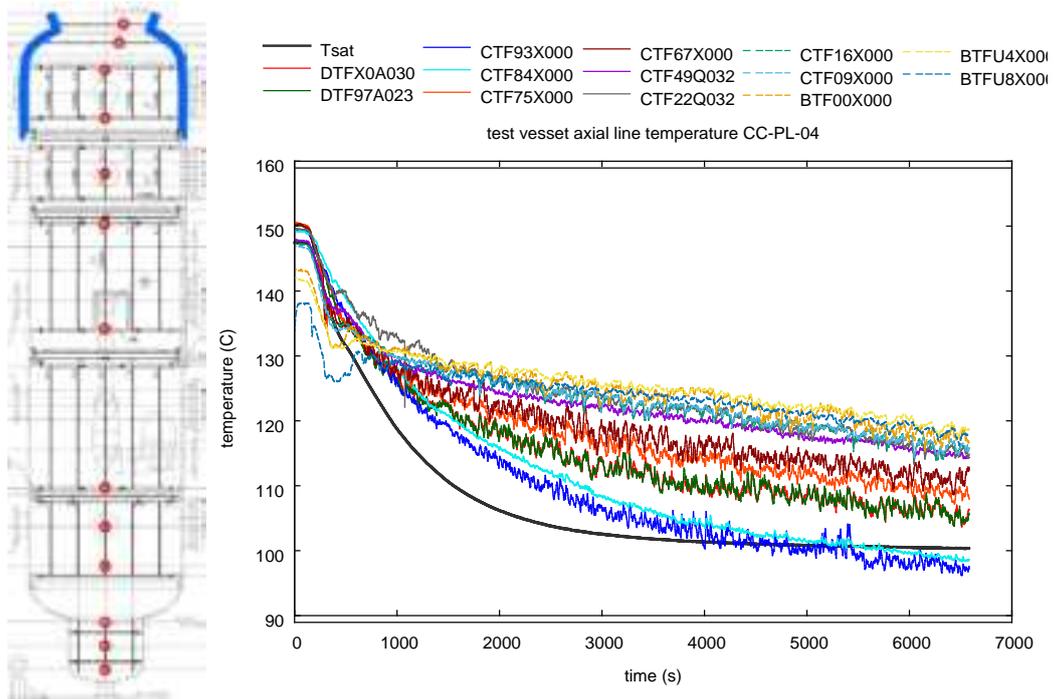


図 4.2.1.3-17 試験容器中心軸上の温度変化 (CC-PL-01)

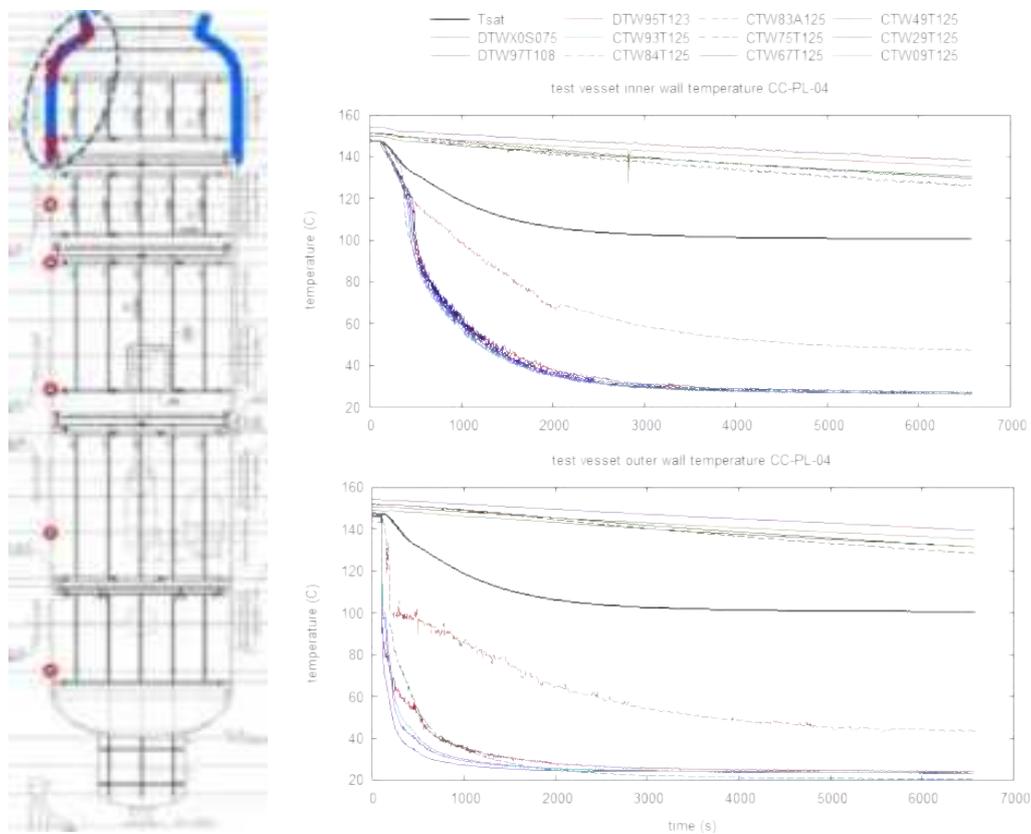


図 4.2.1.3-18 試験容器壁の温度変化 (上段:内壁表面, 下段:外壁表面, CC-PL-04)

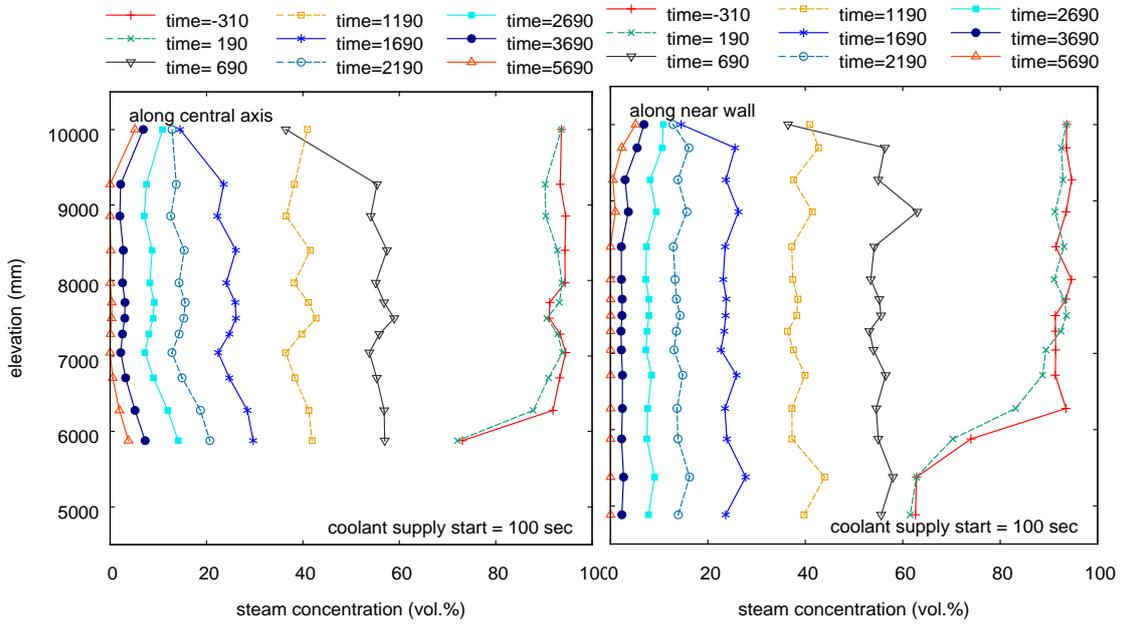


図 4.2.1.3-19 垂直方向水蒸気濃度分布の時間変化 (左:壁付近, 右:容器中心軸, CC-PL-04)

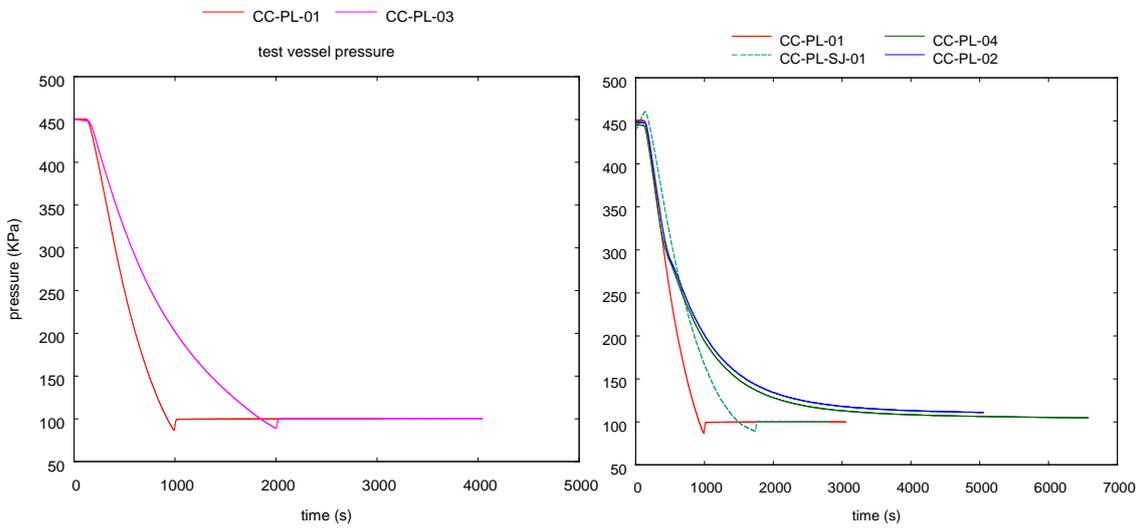


図 4.2.1.3-20 外部冷却実験の圧力履歴の比較

内部スプレー実験と外部冷却実験の比較

内部スプレーと外部冷却の減圧速度の差を比較する。図 4.2.1.3-21 の左図は、初期条件を蒸気単体とし、給水境界条件を同一にしたときの比較で、外部冷却の方が減圧速度が速い。今回の実験で用いたスプレーは広がり角が大きく、噴射後スプレーコーンの端部は壁に衝突し、スプレーは気相部だけでなく過熱された壁も直接接触により冷やすことになった。外部冷却でも壁を冷やしているが、冷却材と直接接触する面積がスプレーの方が広い。このため、内部スプレーでは、壁の熱容量を余分に冷却することになり、系内の気相も過熱されず、減圧に要する時間が長くなる結果となっている。このようなスプレー冷却は実機を模擬していないので来年度以降は、スプレーの広がり角が狭い設計流量以下での実験、並びに、広がり角の狭いスプレーを用いた実験を実施する。

図 4.2.1.3-21 の右図は、初期条件として空気を混入させた場合の比較である。こちらは給水流量が内部スプレーと外部冷却で同一ではない。同様に内部スプレーの方が減圧速度は遅く、その理由は先ほど述べたように、壁の熱容量の効果による。非凝縮ガスの凝縮熱伝達への影響については更なるパラメータを振った実験を行う予定である。

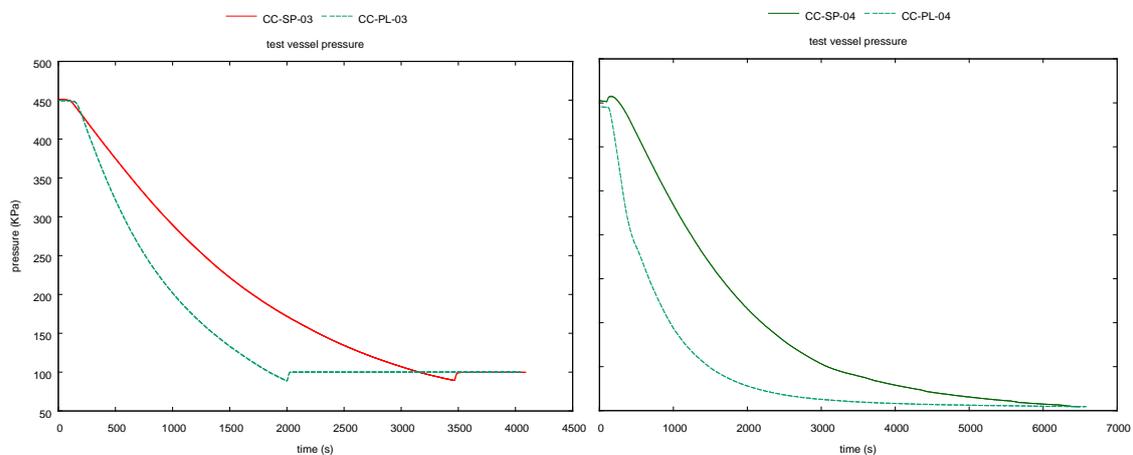


図 4.2.1.3-21 内部スプレーと外部冷却の比較（左：飽和蒸気体系，右：蒸気-空気体系）

4.2.1.4. 密度成層浸食実験

本シリーズでは、水素移行挙動の解明に資するデータを取得するために、水素を模したヘリウム密度成層の上昇空気ジェットによる浸食実験を行った。密度成層浸食実験に先立って、成層に貫入するジェットの特性を把握するために、ジェット単体の速度計測実験も行った。実験パラメータと実験の様子をイラストに表したものを表 4.2.1.4-1~2 と図 4.2.1.4-1 に示す。いずれの実験も注入ジェットには空気単体を選び、試験容器は下部のベントラインを開放として大気圧下で実施した。また、SE-NJ-01 は、密度成層浸食後に残った成層を放置し、分子拡散による浸食がどの程度かを観察した実験である。ジェットの流速計測には PIV を用い、密度成層浸食実験ではガス濃度計測を行った。以下に、代表的な実験の結果を解説する。

ジェット実験

試験容器内にメインノズルから乾燥空気を供給し、空気ジェットの上昇流を PIV 用いて流速分計測した。光学系のセットアップを図 4.2.1.4-2 に示す。CIGMA の可視窓のうち、上から二番目の組み合わせを利用した。撮影カメラに用いたレンズは Nikor-50mm と CINE-25mm で、前者の視野 (FOV) が 600×510mm、後者が 1000×860mm 程度であった。以下では視野角の大きい CINE レンズでの撮影結果について述べる。

ジェット注入に使用したノズルは内径 $D=159.2\text{mm}$ で、観察窓はノズル出口から $x=2\text{m}$ の位置にあるため、 $x/D=12.5$ となる。これは、3次元軸対称円形噴流の初期遷移領域 $x/D=5$ より下流であり完全発達していると言える。自由噴流が完全発達すると、ジェット内の半径方向流速分布は、最大流速 u_{\max} とジェット軸方向距離 x で規格化して標記した場合に相似な分布形となることが知られている。乱流の場合においても半理論モデル式や数多くの実験データに基づくモデル式が提案されている。代表的なものとしてガウス分布として与えられる以下の式がある。

$$\frac{u}{u_{\max}} = \exp\left[-c\left(\frac{y}{x}\right)^2\right] \quad (4.2.1.4-1)$$

ここで、 c は定数で文献によって幅があり、3次元自由噴流に対して 85~94、プルームに対して 57 とされている[1]。PIV 画像から抽出した速度ベクトルを上式と共図 4.2.1.4-3 にプロットした。実験は空気の流量を段階的に変化させ、ノズル出口の平均速度換算で 1.12~1.67m/s の範囲での定常流で計測した。上式の理論式で c のバウンディング条件を実線と破線で示した。実測値は理論値とよく適合していることがわかる。本計測により、視野角の大きい PIV 撮影においても定量的に妥当な計測が可能であることが示された。

衝突ジェットによる密度成層浸食実験

光学系のセットアップは図 4.2.1.4-2 とほぼ同様であり、異なるところは、ヘリウムガス注入ラインから試験容器の上部へヘリウムを注入し、可視窓のレベルまでヘリウムリッチな成層を形成したことである。合計で 3 回実験を行い、ヘリウムの注入は同じラインを使用しているが、注入するヘリウム濃度をその都度変えている。これは、ジェット流速の慣性と密度比で決まる密度フルード数[2]、

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{2g \frac{(\rho_a - \rho_s)L^2}{(\rho_a + \rho_s)H_{st}}}} \quad (4.2.1.4-2)$$

を 1.0 程度に合わせるための調整である。以下では、空気流量 80m³/h に対し Fr=0.95 に設定となり、かつ視野角が 1000×860mm の SE-AJ-03 の結果について解説する。

図 4.2.1.4-4 に容器垂直方向のヘリウム濃度分布の時間変化を示す。容器中心軸上と壁際の鉛直方向の分布を表しており、センサーの位置については図 4.2.1.2-3 に示したものと同一センサーを用いてプロットしている。本実験では密度成層の勾配（ヘリウム濃度が上昇する層の厚さ、以下勾配層という）がなだらかで分厚いものとなり、この勾配の厚さは上式の H_{st} に該当するものである。より急峻で薄い勾配層（gradient zone）の形成方法も今後検討していく予定である。下部から空気ジェットを注入することで、密度成層は時間と共に上方に移動していくことがわかる。このとき密度勾配の形状はほとんど変化なく、同じ傾きを保ったまま上昇していった。容器中心軸と壁際では鉛直方向の分布にほとんど差は無く、つまり容器半径方向の密度分布は無いと判断できる。ただ、勾配層の下端より下の濃度を良く見ると、中心軸ではヘリウム濃度がほぼゼロであるのに対し、壁際は 1~2% の濃度を持っている。これは成層の中央部において衝突ジェットによって削られたヘリウムが成層の周辺部に運ばれ、下降流となって壁際に移行したものと考えられる。本計測で用いた質量分析器はこのような数%オーダーの濃度差も精度よく検出できることもわかる。

図 4.2.1.4-5 には、空気ジェット注入後の各時刻における PIV 計測結果とその時の濃度勾配を並べて示した。この実験ではジェット注入時刻を 4648 秒としており、図の上から 980s 後、3110 秒後、7190 秒後に相当する。左側のヘリウム濃度勾配を示すグラフの 2 本の水平線が、PIV 画像の視野の上下端を示している。PIV は瞬時のベクトル場が得られ、本件では 2Hz で画像取得しており、図 4.2.1.4-5 に示したベクトル図は 100 枚（50 秒間）の解析結果を平均したものである。いずれも勾配層の下端で衝突ジェットが跳ね返されおり、密度成層内にはジェットは深く貫入することができない。跳ね返されたジェットは中心から周囲へと拡がり、上昇ジェットの周りを下降していくのがわかる。これは、浸食で削られ

たヘリウムが周辺へ移行して壁際のヘリウム濃度が上昇した結果と整合する。この実験では約 2 時間かけて成層がカメラの視野から消えていき、視野内で上昇流しか見られなくなったところで実験を終了した。

分子拡散密度成層浸食実験

衝突ジェットによる成層浸食は流れが引き起こす乱流拡散が支配的であることが知られているが、浸食過程の中には分子拡散によるものも含まれており、これを定量的に把握しておくことは重要である。上記の衝突ジェット実験の終了後に、容器上部約 1m の厚さで成層が残っていたため、これを利用して、衝突ジェットの無い分子拡散による成層浸食の実験を行った。

密度勾配が鉛直方向 1 次元の場合、非定常拡散は以下で表される。

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} \quad (4.2.1.4-3)$$

c はガスの濃度、 D は拡散係数である。初期の濃度分布をヘビサイド関数（ステップ関数）、

$$c(z, 0) = \begin{cases} 1 & \text{for } z > 0 \\ 1/2 & \text{for } z = 0 \\ 0 & \text{for } z < 0 \end{cases} \quad (4.2.1.4-4)$$

とし、境界を無限遠としたときは微分方程式が解析的に解けて、

$$c(z, t) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \operatorname{erf}\left(\frac{z}{\sqrt{4Dt}}\right) \quad (4.2.1.4-5)$$

となる。 D にヘリウムの分子拡散係数 $5.94\text{E-}5\text{m}^2/\text{s}$ を用いて、上式によって計算される濃度勾配の時間変化を計算すると図 4.2.1.4-6 のようになる。この計算結果の 2600 秒後の濃度勾配が、SE-AJ-03 実験を終えた後の濃度勾配とほぼ等しいことから、この時間以降の濃度変化について実験値と計算値を比較した。結果を図 4.2.1.4-7 に示す。7200 秒ぐらいまでは計算結果と実験値の一致は良好だが、25200 秒後になると容器上部で乖離が大きくなる。これは境界条件の違いによるものと思われる。計算では上下共に無限遠境界としているが、実験では高さ 10.184m の位置に天井（上部ハッチ）があり、これより上で拡散は生じない。そこで、上下端境界で濃度勾配をゼロとするノイマン条件で拡散方程式を数値的に解いた。結果は図 4.2.1.4-8 のようになり、計測値と実験値はよく一致した。本件については、温度境界条件等の影響などについてデータ解析を進める予定である。

表 4.2.1.4-1 ジェット実験のパラメータ

Run ID	JT-AJ-01			JT-AJ-02
Date	2015.08.17-18			2015.08.25-26
Description	air jet injection FOV=600x510			FOV=1000x860
Data ID	No DID			
Initial Condition	Pressure(kPa)		100	100
	Temperature(C)		~30	~30
	Ambient Gas Composition	Air(%)	100	100
		Steam(%)	0	0
		Helium(%)	0	0
Helium Layer	Helium(%)	-	-	
	Thickness(m)	-	-	
Air Injection	Mass Flow Rate (m3/h)		60-120	60-120
	Temperature (C)		30	30
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)		-	-
	Temperature (C)		-	-
	Location		-	-
Venting			open	open

表 4.2.1.4-2 密度成層浸食実験のパラメータ

Run ID	SE-AJ-01		SE-AJ-02	SE-AJ-03	SE-NJ-01	
Date	2015.08.20		2015.08.21	2015.08.27	2015.08.27-28	
Description	helium layer erosion by impinging air jet FOV=600x510		FOV=600x510	FOV=1000x860		
Data ID	SE-AJ-01A: set initial condition (helium layer accumulation) SE-AJ-01A: main test					
Initial Condition	Pressure(kPa)	100	100	100	100	
	Temperature(C)	~30	~30	~30	~30	
	Ambient Gas Composition	Air(%)	100	100	100	100
		Steam(%)	0	0	0	0
		Helium(%)	0	0	0	0
	Helium Layer	Helium(%)	55	40	46	35
Thickness(m)		3	3	3	2	
Air Injection	Mass Flow Rate (m3/h)	80	80	80	0	
	Temperature (C)	30	30	30	-	
Cooling	Mass Flow Rate (kg/h)	-	-	-	-	
	Temperature (C)	-	-	-	-	
	Location	-	-	-	-	
Venting		open	open	open	open	

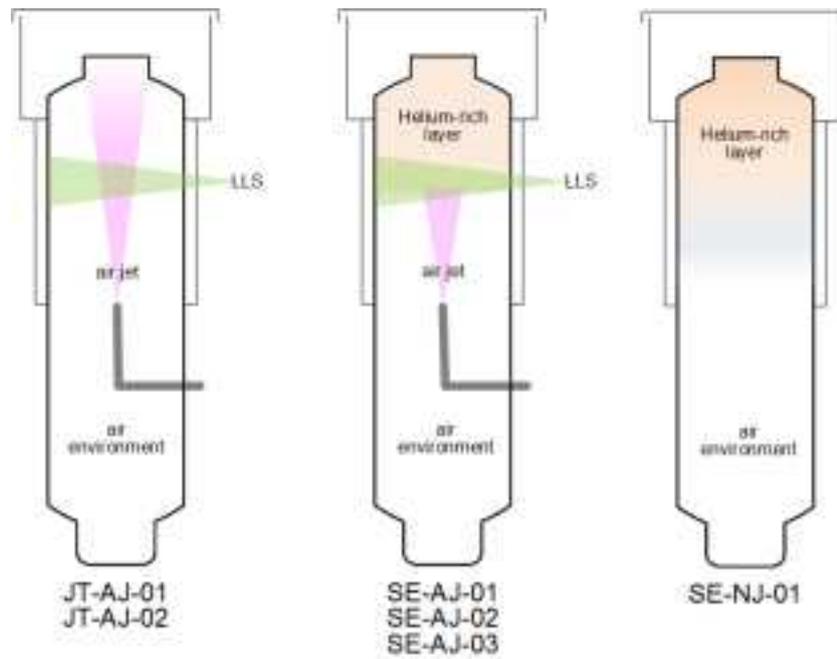


図 4.2.1.4-1 ジェット実験及び密度成層浸食実験の模式図

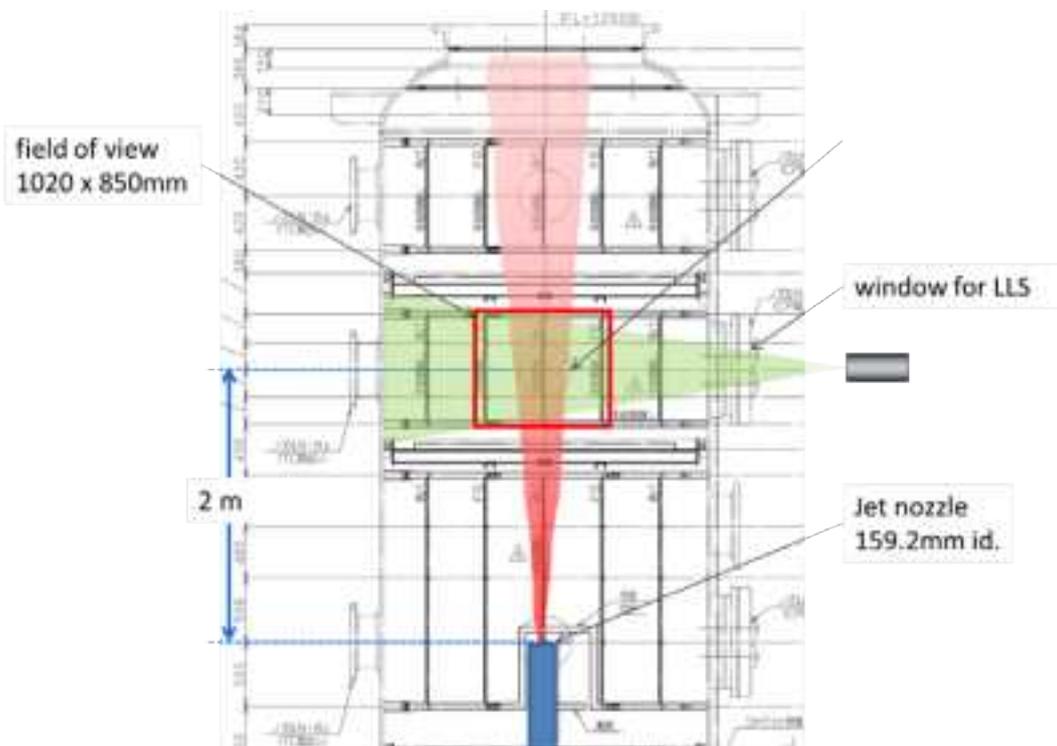


図 4.2.1.4-2 ジェット実験での光学系セットアップ

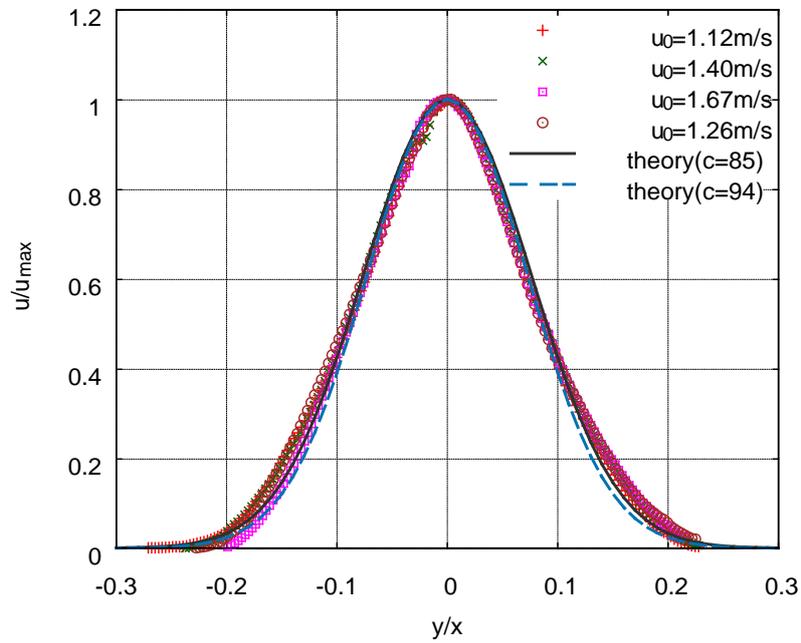


図 4.2.1.4-3 ジェット径方向速度分布 ($x=2.0\text{m}$, $x/d=12.5$)

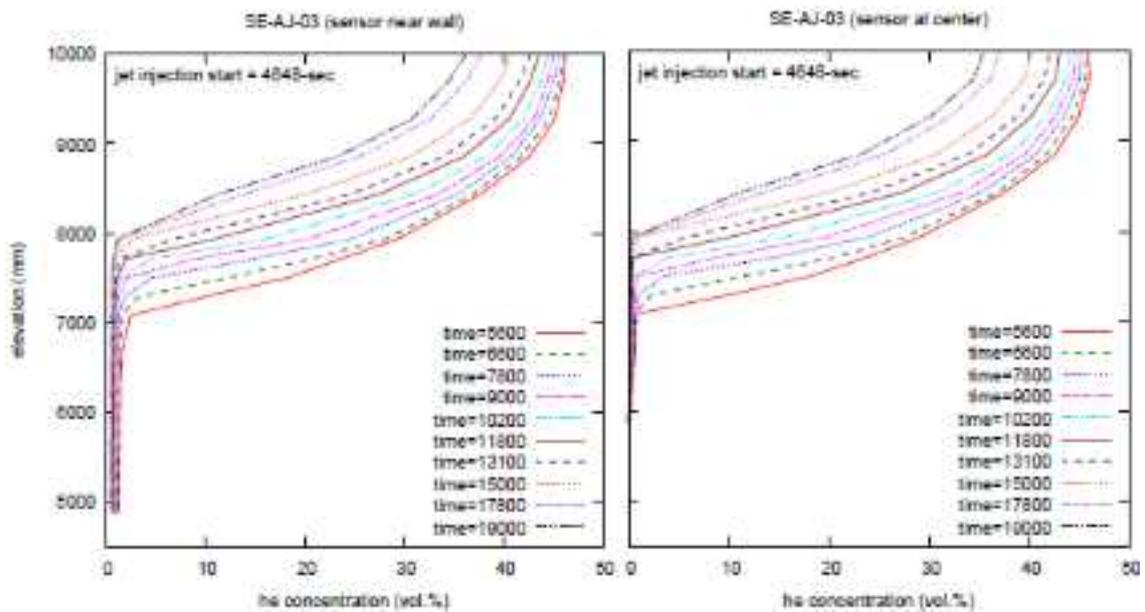


図 4.2.1.4-4 ヘリウム濃度の時間変化 (右:壁際, 左:容器中心軸, 計測位置は図 4.2.1.2-3 参照, SE-AJ-03)

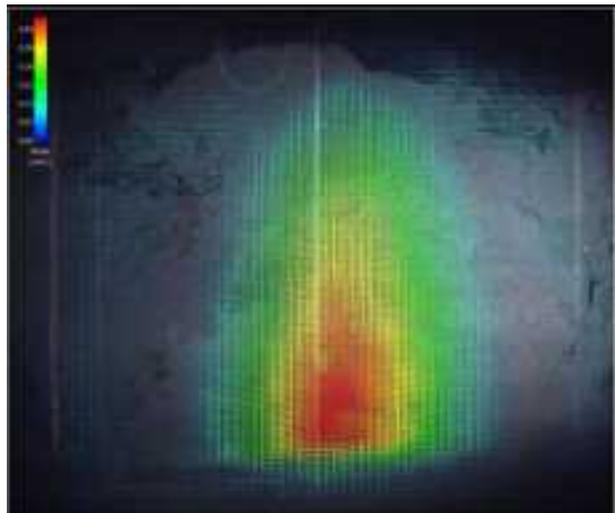
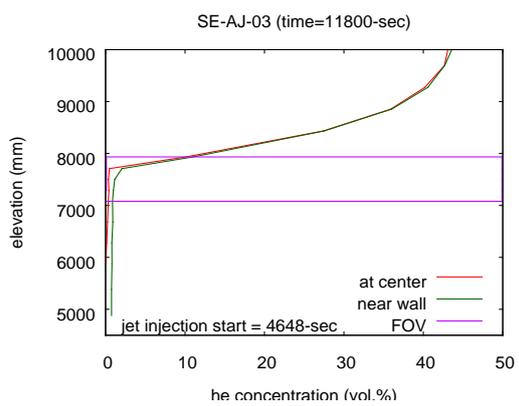
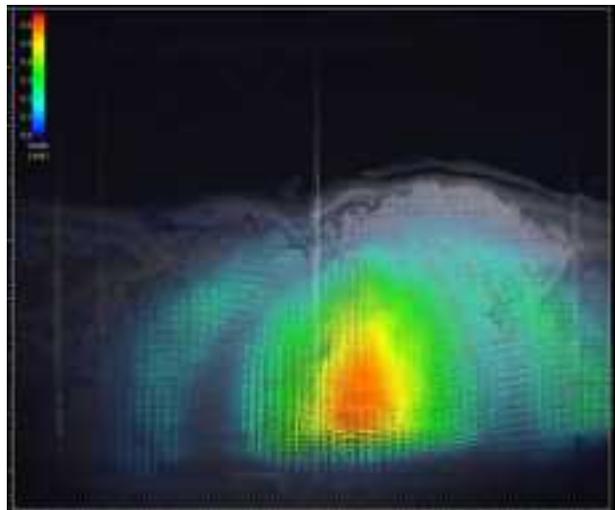
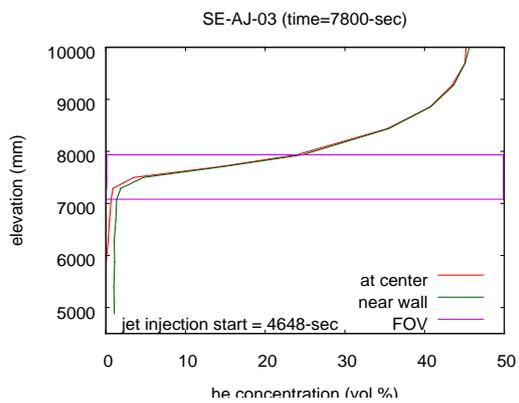
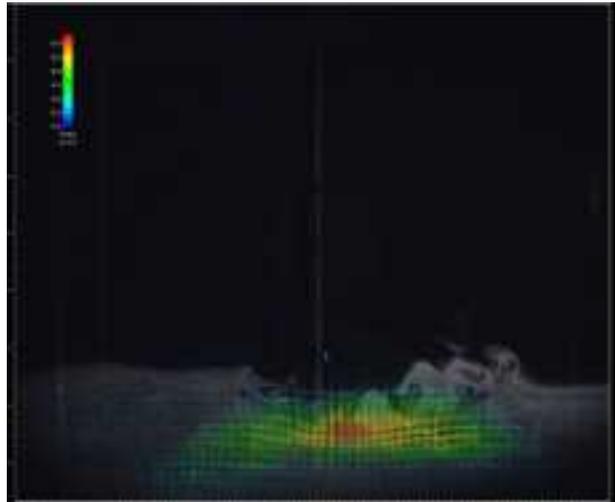
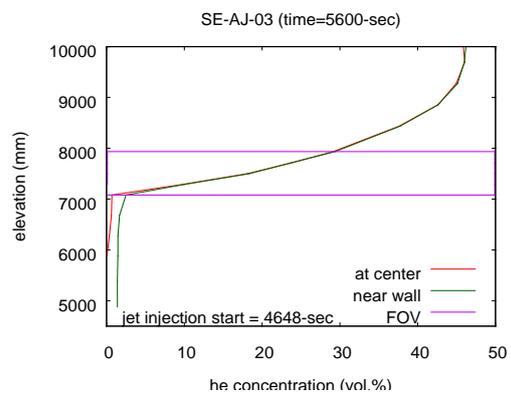


図 4.2.1.4-5 PIV 撮影結果の平均画像 (SE-AJ-03)

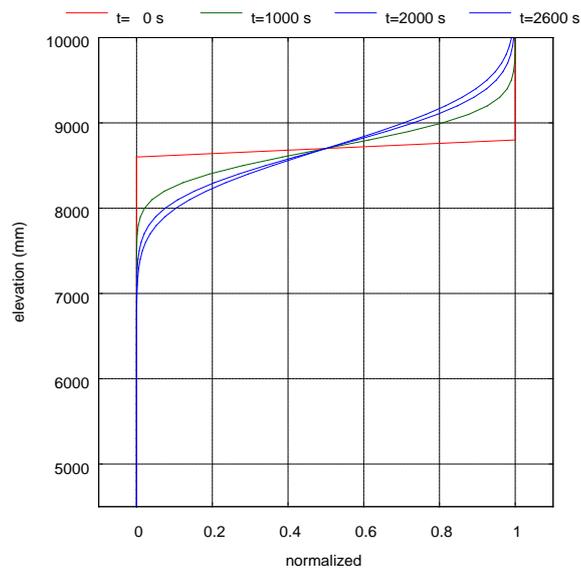


図 4.2.1.4-6 1次元拡散方程式の解析解

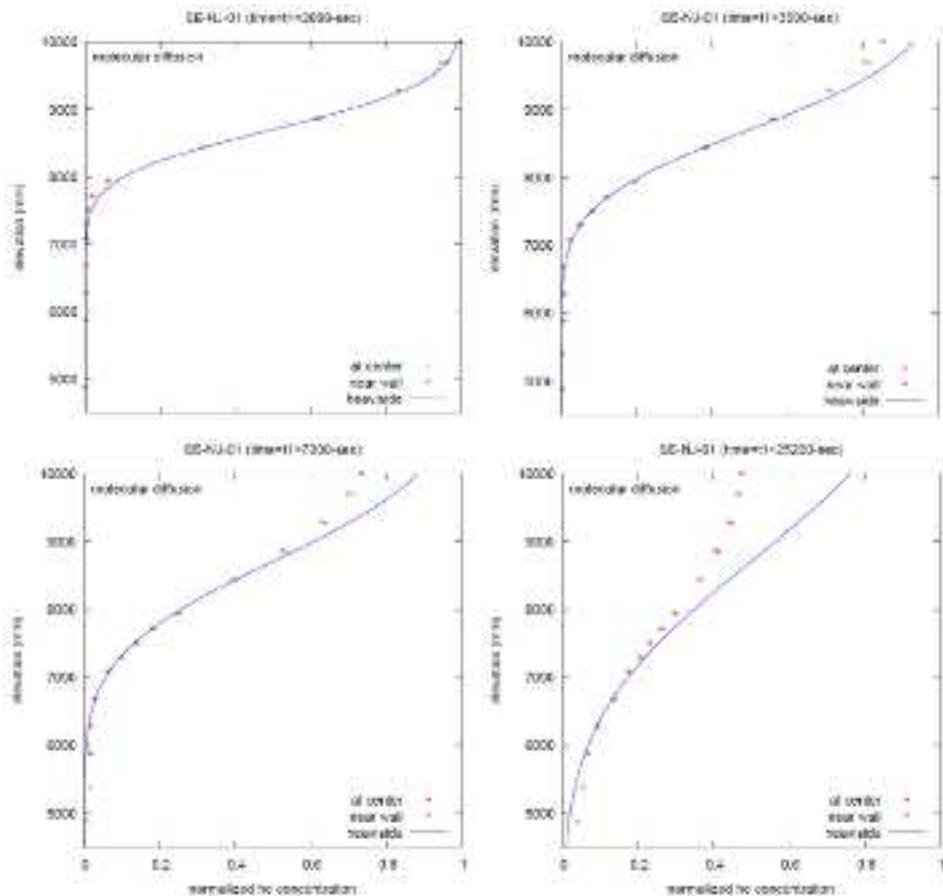


図 4.2.1.4-7 1次元拡散方程式の解析解と実験データの比較

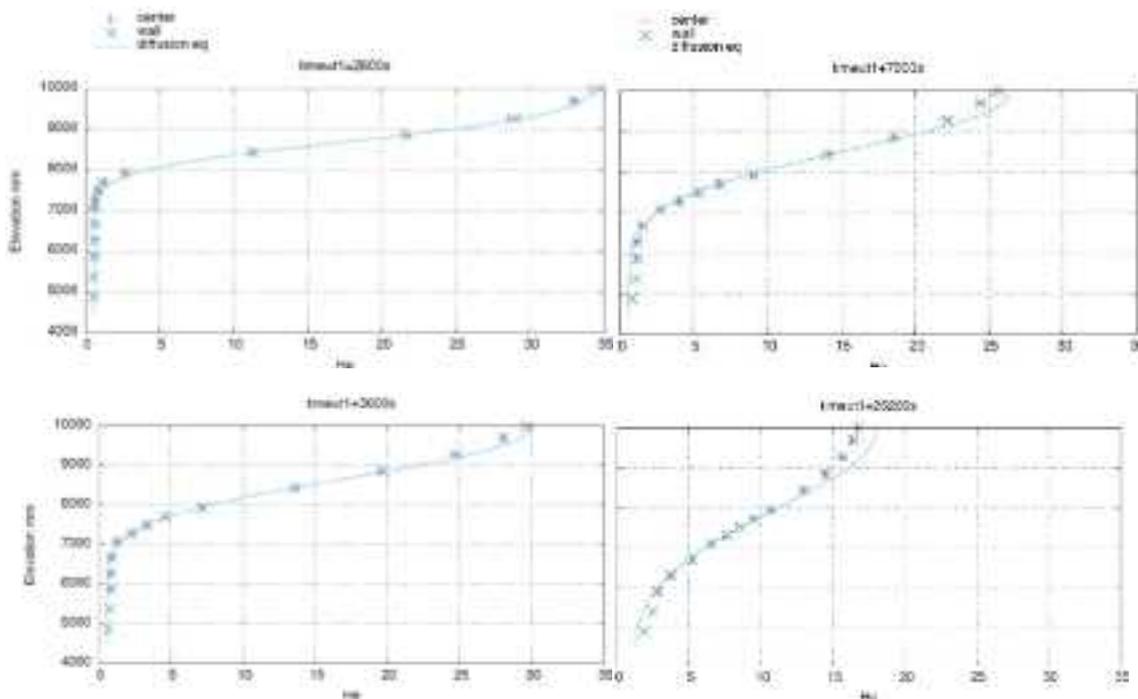


図 4.2.1.4-8 1次元拡散方程式の数値解との比較

4.2.2. CIGMA 改造

H27 年度に実施した CIGMA の主要な改造は以下である。

- (1) 蒸気供給ライン：大流量制御ライン、上部プール加熱用スパージャライン追加
- (2) 排気ライン：トップベントおよびボトムベントの流量制御ユニット追加
- (3) 給水ラインの改造：各給水ライン流量制御ユニット追加
- (4) ガスサンプリングライン：未接続であった 60 本を計測システムに外部接続
- (5) 蒸気過熱器：電力制御サイリスタ及び制御ユニット追加
- (6) その他各種弁などの追加

改造箇所を図 4.2.2-1 の系統図に示した。今年度は、主として、実験条件の拡大や計測系の充実のための改造を行った。(1)では、将来の蒸気ボイラー増設に備えて蒸気の大流量計測ラインを追加し、また、実験条件として上部プールを昇温できるようにボイラーの蒸気をプール水中へ直接供給できるラインと制御のための弁を追加した。(2)では、試験容器の上部と下部からのベントラインに流量及び圧力制御のための計測制御ユニットをそれぞれ追加した。(3)では、内部冷却 1 ラインと外部冷却 3 ラインの流量を個別に制御できるように、流量制御ユニットを各ラインに追加した。(4)では、100 本のガス濃度計測用サンプリングラインのうち、昨年度までに未整備であった残り 60 本について、試験容器の取出しからガス濃度計測システム（今年度新たに購入）までを接続した。このラインは流量制御の

ために途中で止め弁と流調弁を各ラインに 1 つずつ設け、さらにチューブ内の蒸気凝縮を防止するために、バルブや配管を全て 200℃以上に加熱するヒーターと断熱材を設置している。(5)では、既設の蒸気過熱器の 4 系統のヒーターに対して、これまでの 1 つのサイリスタで一括に制御する方式から、ヒーターそれぞれにサイリスタを割り当てて個別にパワー制御できるような改造を行った。これにより、過熱器出口で最高 700℃の蒸気を生成することができる。(6)では、実験装置の運転のしやすさなどを考慮して、弁や計測器などの追加や、配管系統の見直しを行っている。

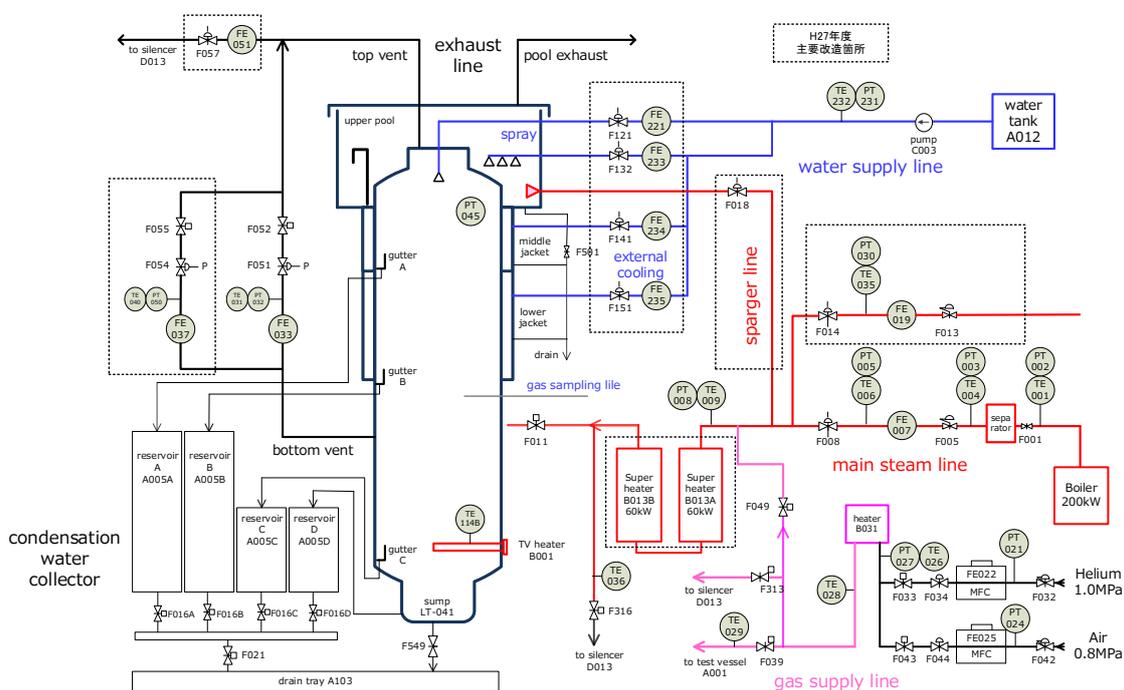


図 4.2.2-1 平成 27 年度の CIGMA 改造箇所

4.2.3. 解析手法の検討

これまで原子力機構はオープンソース CFD コード OpenFOAM を用いた CFD 解析について検討を行ってきた (4.1.2 参照)。今年度はこれまでの検討内容をふまえ、OpenFOAM を用いて以下の項目について検討および解析を実施した。

- (1) CIGMA の CFD 解析用メッシュデータの整備および試験解析
- (2) スカラー乱流輸送モデルの実装および試験解析

(1)では CIGMA の実験解析を行う上で必要となる CFD 解析用のメッシュデータを作成し、試験解析を行うことで、解析メッシュの妥当性を確認した。また(2)では昨年度実施したスカラーの乱流輸送 (物質輸送) モデルの文献調査結果をもとにして、OpenFOAM に対してスカラーの乱流輸送モデルを実装し、試験解析を実施した。

4.2.3.1. CIGMA の CFD 解析用メッシュデータの整備および試験解析

CIGMA の CFD 解析用メッシュの整備

本年度は CIGMA 装置の CFD 解析用メッシュデータの元となる CAD データおよびメッシュデータの整備を行った。また作成した CFD 解析用メッシュデータを用いていくつかの試験解析を実施した。

CIGMA 実験の解析用モデルとして、CIGMA 内部の流体領域のみを模擬した CAD データおよび CIGMA 内部流体領域、固体壁、上部プール・中段ジャケット・下段ジャケットの冷却水領域を模擬した CAD データをそれぞれ作成した。図 4.2.3.1-1、4.2.3.1-2 に作成した CAD データ (形状データ) を示す。それぞれ CIGMA 内部の流体領域のみを模擬した形状、内部領域、固体壁、上段プール・中段ジャケット・下段ジャケットの冷却水領域を模擬した形状となっている。実際の CIGMA 内部には各種計装 (熱電対やガスサンプリングノズル)、凝縮水捕集のためのガターや計測用ノズルが多数存在するが、CFD 解析でこれらの障害物やノズル等を全て模擬することは現実的に不可能であるため、形状を簡略化している。CIGMA 内中央には蒸気および非凝縮ガスを流入させるためのインジェクションノズルが設置されており、このインジェクションノズルの外形を模擬した。

上記の CAD データを元にして CFD 解析用のメッシュデータを作成した。ここでは基本メッシュ (総セル数約 80 万、内部流体領域セル数約 49 万) および詳細メッシュ (総セル数約 180 万、内部流体領域セル数約 120 万) のメッシュを作成した。図 4.2.3.1-3 から 4.2.3.1-6 までに基本メッシュの全体図、固体領域の断面図、流体領域の断面図、およびインジェクションノズルのメッシュを示す。内部流体領域、外面冷却用の上部プール、中段ジャケット、下段ジャケットおよび固体領域はそれぞれ独立したパーツとして、メッシュ

データを作成した。これまでの CFD 解析の結果[1][2]から、本研究で取り扱う多成分ガス流れのような浮力が大きな影響を及ぼす流れに対して、メッシュのセル形状が大きな影響を及ぼすことが示唆される。そこでセル形状の影響が比較的少ない六面体セルを用いて、メッシュを作成した。

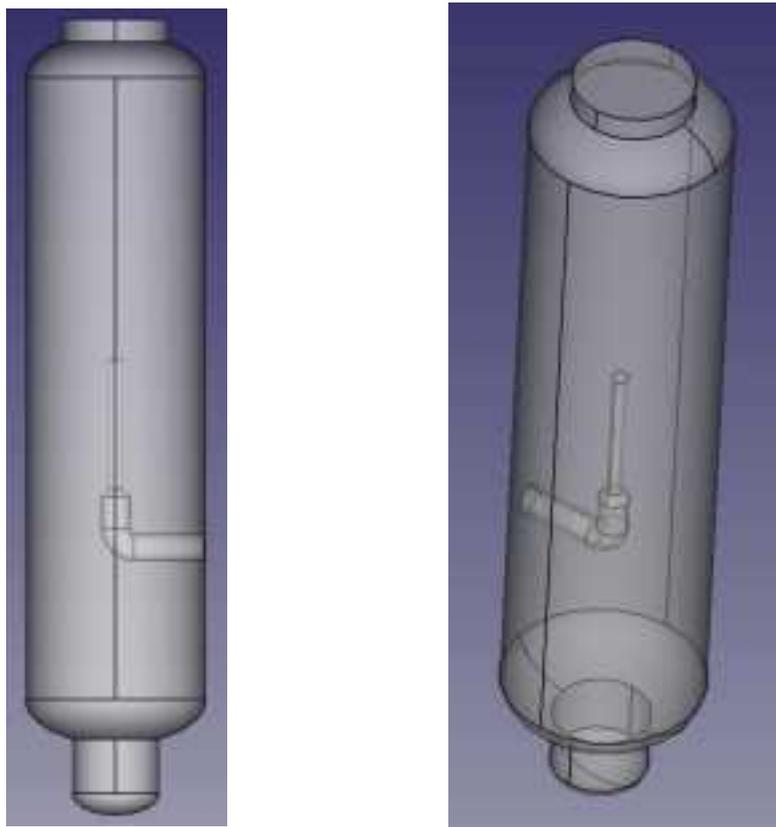


図 4.2.3.1-1 CIGMA 内部流体領域のみの CAD データ

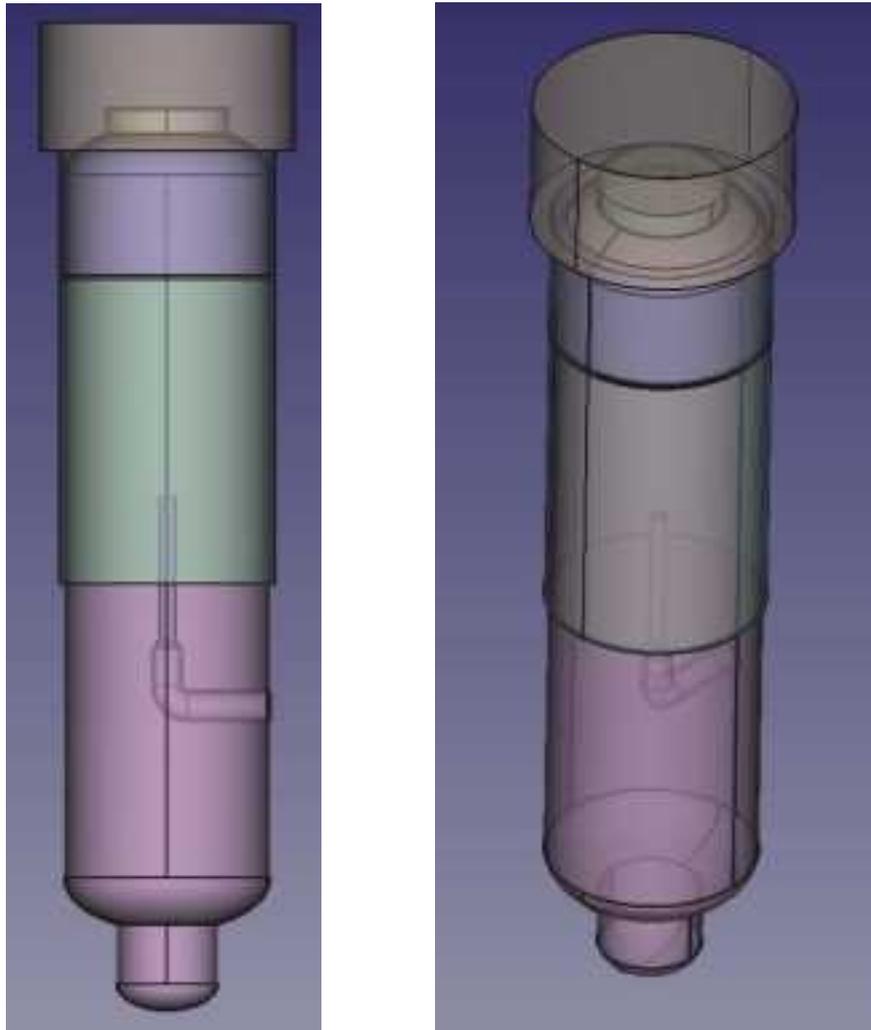


図 4.2.3.1-2 CIGMA 流体領域および固体領域を含む CAD データ

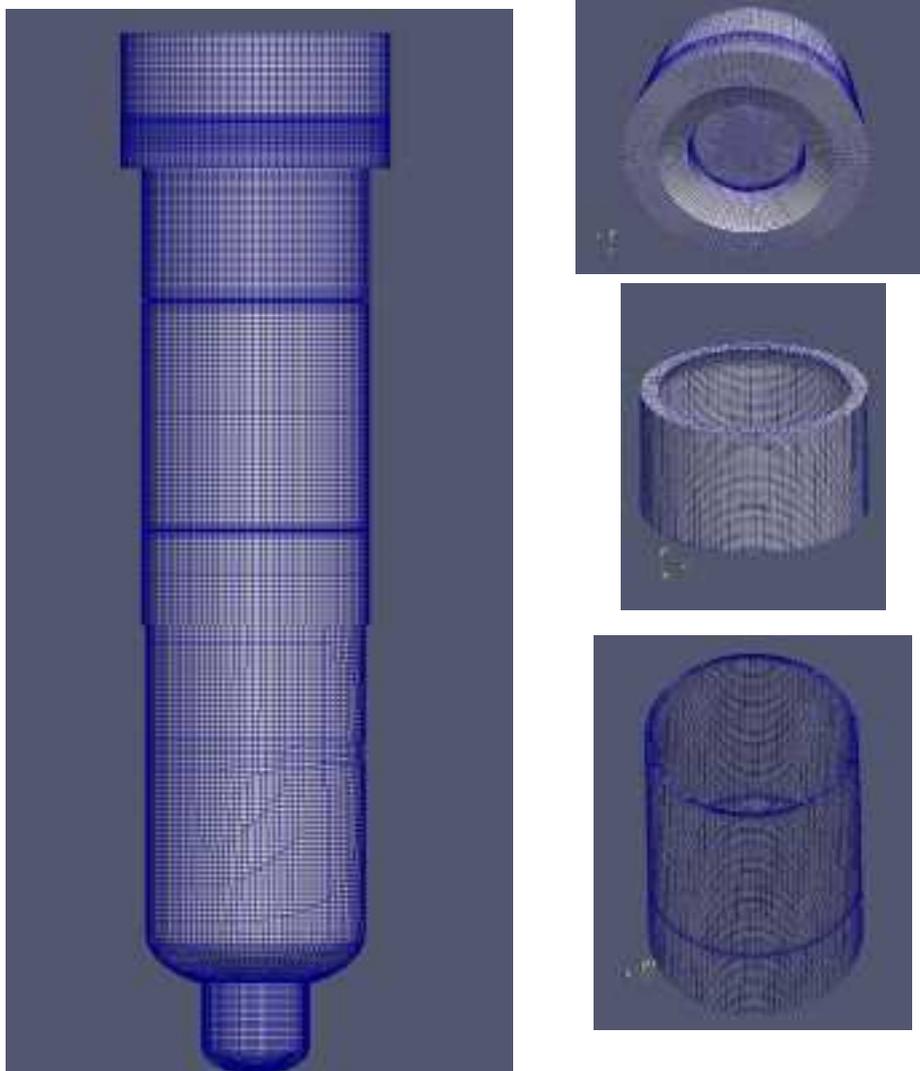


図 4.2.3.1-3 左図：基本メッシュ全体 右図：上部プール，中段ジャケット，
下段ジャケットのメッシュ

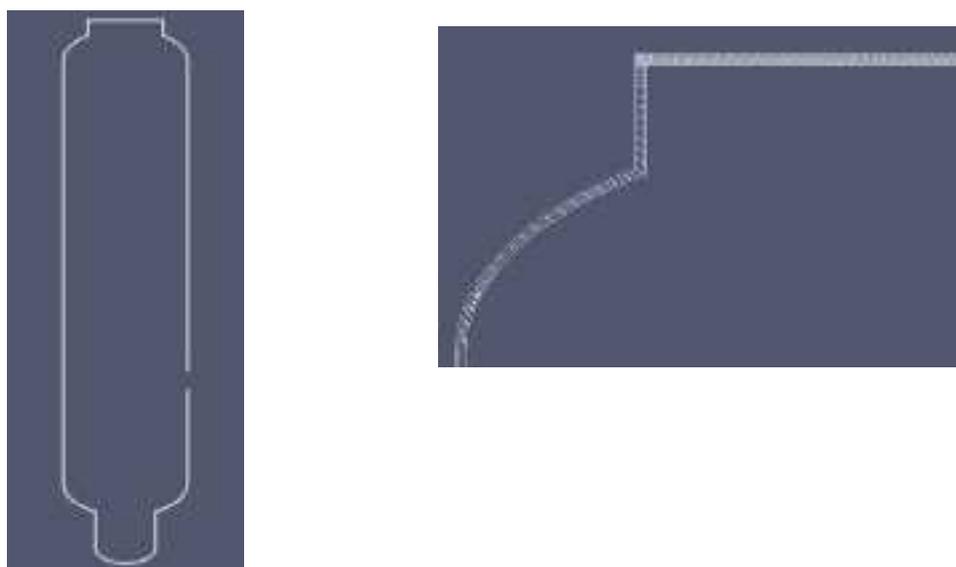


図 4.2.3.1-4 固体領域のメッシュの断面図

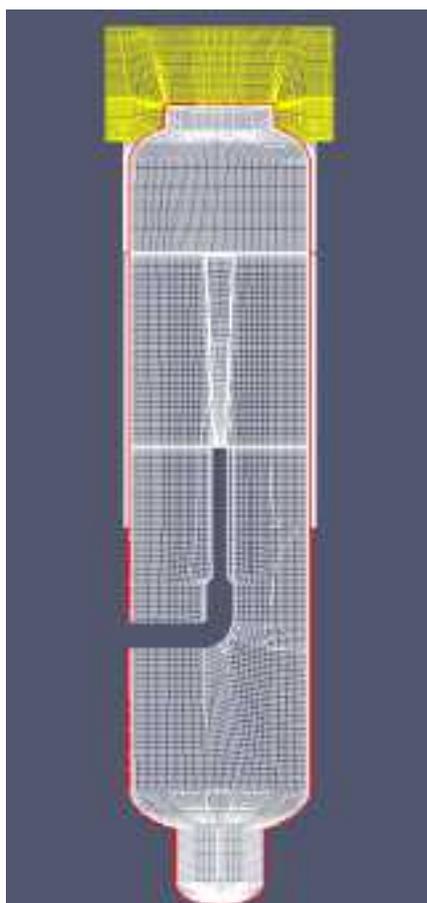


図 4.2.3.1-5 内部流体領域，固体領域，外部冷却領域のメッシュの断面図

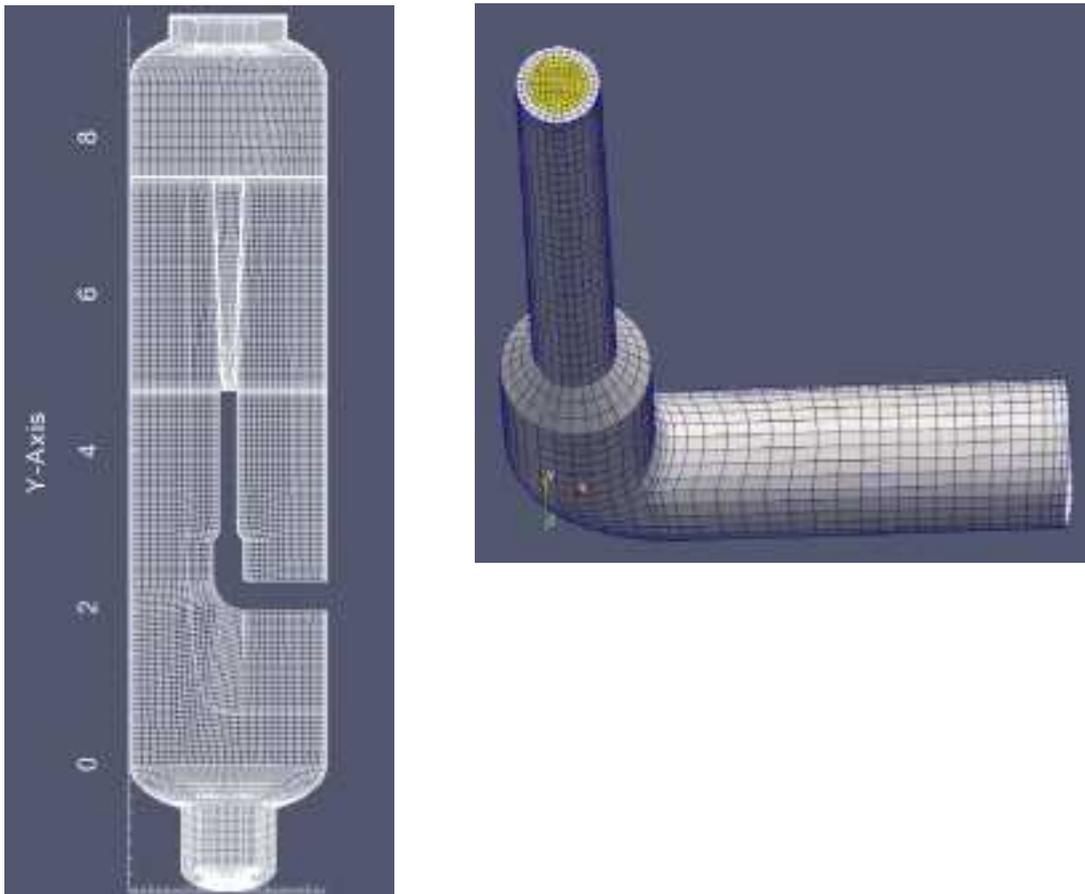


図 4.2.3.1-6 左図：内部流体領域の断面図 右図：インジェクションノズルのメッシュ

試験解析 1：加熱空気ジェット

作成したメッシュの妥当性を確認するため、加熱空気を室温空気へ流入させる条件での解析を行った。解析には OpenFOAM に実装されている熱流体解析ソルバの buoyantPimpleFoam を用いた。このソルバは低 Mach 数近似 [3] を元にしており、Boussinesq 近似では取り扱えない、流体の密度変化が比較的大きい場合にも適用できる。本解析では乱流モデルとして標準 k-epsilon モデルを用いた。また壁関数を適用した。

解析における境界条件は、蒸気の空気中への流入実験として今年度実施した PR-SJ-01 実験の境界条件を参考にして決定した。PR-SJ-01 実験の流入条件は蒸気の質量流量が $260\text{kg/h}=0.0722\text{kg/s}$ 一定であった。試験解析では、体積流量が実験と同一となるように境界条件を設定した。解析では流入流体を 100°C 空気としたため、質量流量 0.117kg/s で一定とした。壁面の境界条件は断熱・すべりなしとした。初期圧力を 1 気圧、初期温度は 70°C で一様分布とした。

図 4.2.3.1-7 に空気ジェット流入開始から 10 秒後における壁面隣接セルでの壁面からの無次元距離 y^+ の分布を示す。ここでは基本メッシュを用いた解析について示している。 y^+ の最大値は 42 以下であり、RANS モデル用の壁関数の適用条件を満たすメッシュサイズとなっていることが分かる。図 4.2.3.1-8 に速度コンタを示す。ノズルから吹き出したジェットが広がりながら、上部壁面に衝突している。上部壁面中央ではよどみ点が形成され、速度が遅くなっている。図 4.2.3.1-9 は温度コンタを示しており、温度分布が形成されている。これらの結果から、作成したメッシュで熱流動解析が妥当に行えたと考えられる。今後、作成したメッシュを用いて、CIGMA の実験解析を進めていく。

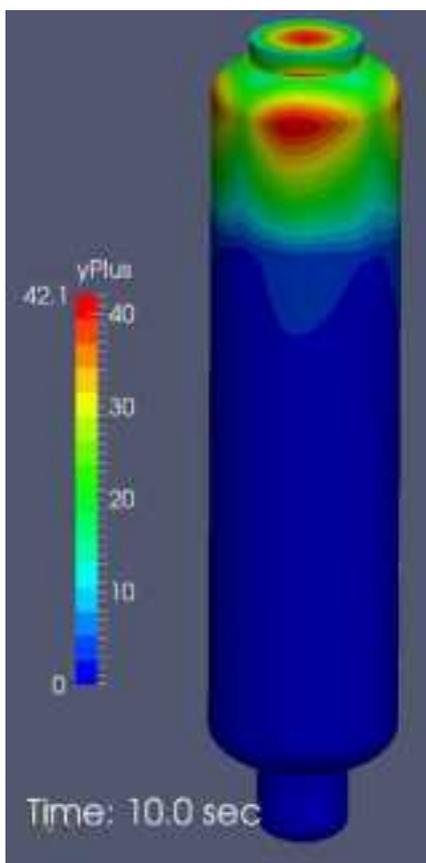


図 4.2.3.1-7 壁面隣接セルの y^+ 分布

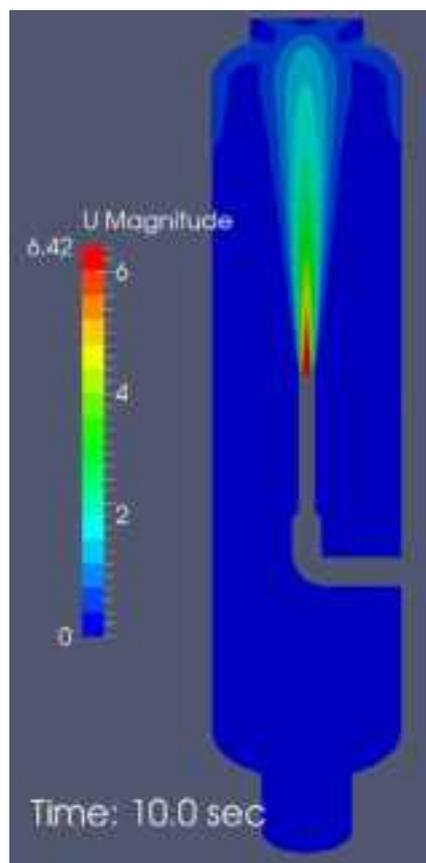


図 4.2.3.1-8 速度コンタ

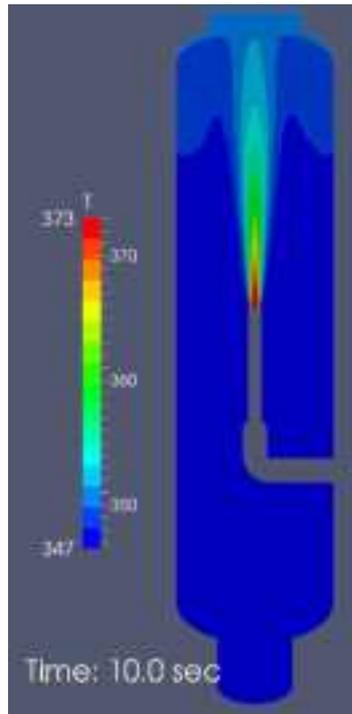


図 4.2.3.1-9 温度コンタ

試験解析 2：密度成層下へのジェット貫入実験 SE-AJ-03 実験解析

ここでは密度成層へのジェット貫入実験である SE-AJ-03 実験の解析について述べる。図 4.2.3.1-10 に解析に用いたメッシュの概形を示す。さきほどの解析とは異なり、入口ノズル部分を円筒のみとして模擬している。メッシュは六面体セルのみで作成しており、メッシュの総数は約 20 万である。入口ノズル断面は 16 セルで解像している。

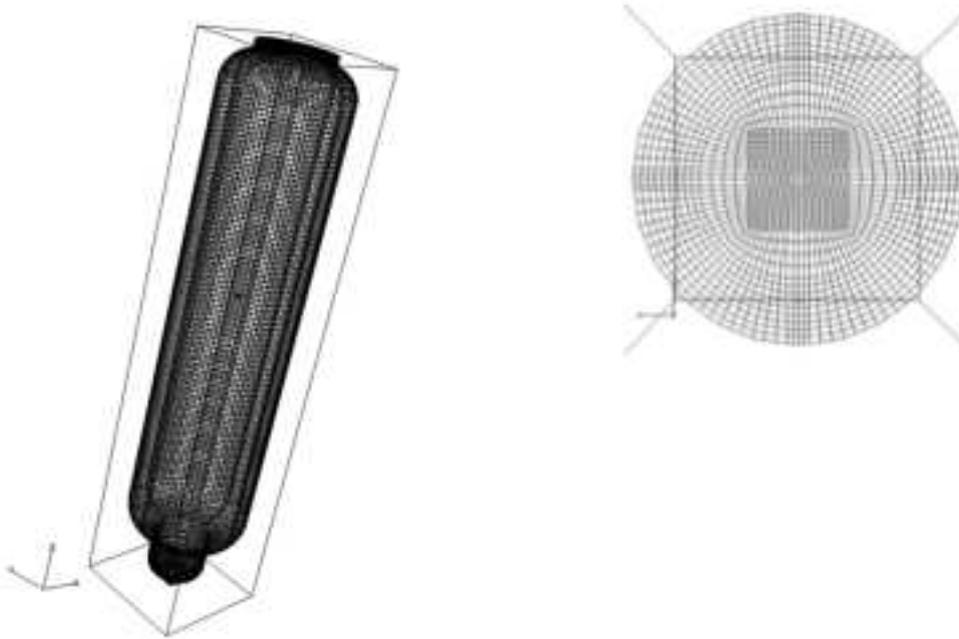


図 4.2.3.1-10 密度成層へのジェット貫入解析に用いたメッシュ

SE-AJ-03 実験の条件について述べる。この実験では、初期に空気中へヘリウム・空気の混合ガスを注入し、上部に軽いガスの成層を形成し、その密度成層に対して、下部の入口ノズルから空気を貫入させる実験である。空気貫入前の条件として、成層厚さは 3m、ヘリウムの体積濃度は 43%であった。空気のノズル出口での流速は 1.12m/s であった。この流速およびガス密度から得られる Froude 数（慣性力と浮力の比を示す値）は 0.95 であった。

解析に対して、乱流モデルには低 Re 数型 k-epsilon モデルを適用した。乱流に対する浮力の効果は Katsuki モデルにより考慮した。（これらのモデルの詳細については[1]を参照）

図 4.2.3.1-11 にガス濃度分布の計測位置を示す。ここでは壁面近傍（青線で囲まれた部分）および中央部分（オレンジの線で囲まれた部分）でのヘリウムの濃度分布を実験と比較した。その結果を図 4.2.3.1-12, 4.2.3.1-13 に示す。高さ 9m より上部では計算のほうがヘリウム濃度を過大評価しているが、9m より低い位置では濃度分布をよく再現していることが分かる。今後の課題として、より詳細なメッシュを用いた解析によるメッシュコンバージェンスの確認および、スカラー輸送のモデル化の検討が候補として挙げられる。スカラー乱流輸送モデル検討の詳細については 4.2.3.2 で示す。

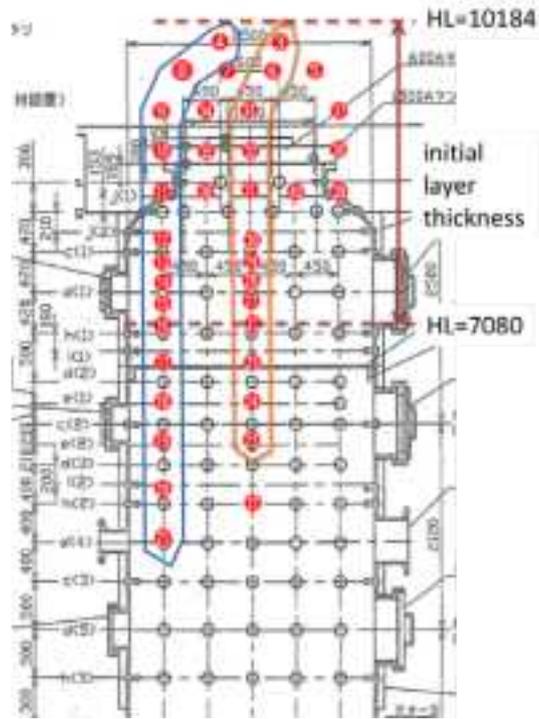


図 4.2.3.1-11 ガス濃度分布計測位置

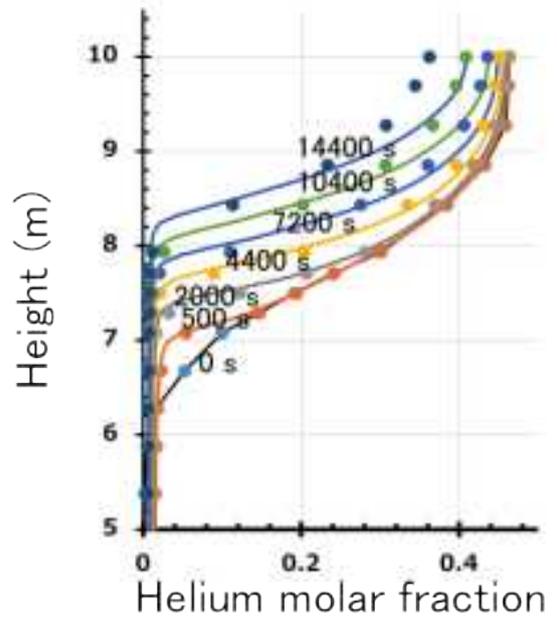
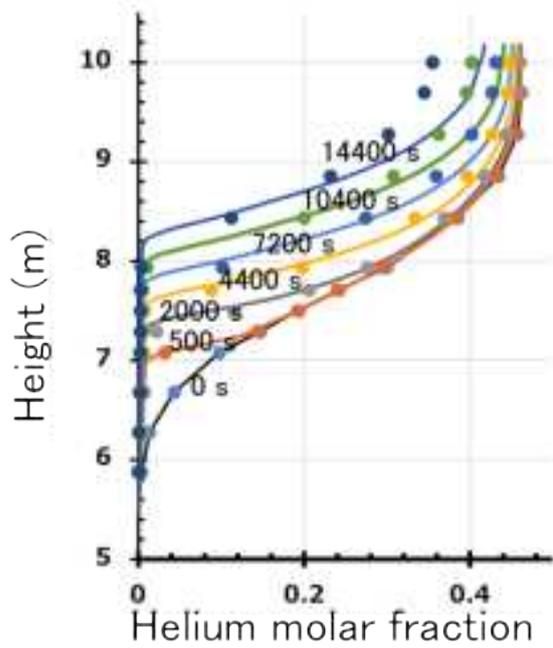


図 4.2.3.1-12 容器中心でのヘリウム濃度分布

図 4.2.3.1-13 壁面近傍でのヘリウム濃度分布

4.2.3.2 スカラー乱流輸送モデルの実装および試験解析

昨年度、スカラーの乱流輸送モデルの現状に関する文献調査を行い報告した[1]。本年度はこれらのスカラー輸送モデルを **OpenFOAM** に実装し、その一部について試験解析を行ったので、進捗状況を報告する。

(1) スカラーの乱流輸送モデルについて

二成分気体から成る圧縮性流体の挙動を表現するための各種スカラー量 θ (質量分率やエンタルピー)の輸送方程式は、一般に次式で与えられる：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\theta) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i\theta) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\alpha \frac{\partial \theta}{\partial x_i}\right) \quad (4.2.3.2-1)$$

ここで α は拡散係数である。CFDにおいて RANS (Reynolds-averaged Navier Stokes)解析を行う場合、上式にレイノルズ平均($\bar{\quad}$)を基本操作としたファールブルの密度加重平均($\widetilde{\quad}$)を適用した以下のような式が解析上の支配方程式となる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\bar{\theta}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\widetilde{u_i\theta}) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\alpha \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_i} - \bar{\rho}\widetilde{u_i\theta'}\right) \quad (4.2.3.2-2)$$

この式の左辺に見られる $\bar{\rho}\widetilde{u_i\theta'}$ は RANS 解析では直接解くことができない乱流スカラーフラックスであり、何らかの仮定を基にモデル化する必要がある。以下、この項をモデル項と呼ぶことにする。昨年度の文献調査では、モデル項に対して以下の(a)～(d)に示す4種類の有望なモデル化法を抽出した。

(a) SGDH (Simple gradient diffusion hypothesis)法

モデル項は以下の式で表される：

$$\bar{\rho}\widetilde{u_i\theta'} = -\alpha_t \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_i} \quad (4.2.3.2-3)$$

SGDH は乱流スカラーフラックスの標準的なモデル化手法であり、モデル項をスカラー量の勾配として表している。 α_t は乱流拡散係数であり、渦粘性係数(μ_t)とエンタルピー輸送の方程式では乱流プラントル数(Pr_t)、質量分率の輸送では乱流シュミット数(Sc_t)を用いて以下のように定義される。

$$\alpha_t = \frac{\mu_t}{Pr_t} \quad (4.2.3.2-4)$$

$$\alpha_t = \frac{\mu_t}{Sc_t}$$

物性値であるプラントル数、シュミット数とは異なり、乱流プラントル数、乱流シュミット数は流れ場の状況に大きく依存する[1]。

(b) GGDH (Generalized gradient-diffusion hypothesis)法

モデル項は以下の式で表される：

$$\overline{\rho u'_i \theta'} = -C_s \overline{\rho u'_j u'_k} \frac{k}{\varepsilon} \frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial x_i} \quad (4.2.3.2-5)$$

GGDH は、Daly と Halow によって提案された代数型表現のモデルである[2]。 C_s はモデル定数であり、既往研究では 0.3 が用いられている。このモデリングでは、式中にレイノルズ応力($\overline{\rho u'_j u'_k}$)を組み込んだことにより非等方的な乱流拡散を再現することが可能になっている。

(c) HOGGDH (High Ordered Generalized gradient-diffusion hypothesis)法

モデル項は以下の式で表される：

$$\overline{\rho u'_i \theta'} = -\alpha_c \tau_c \overline{\rho} \frac{\overline{u'_j u'_k} \cdot \overline{u'_k u'_l}}{k} \frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial x_i} \quad (4.2.3.2-6)$$

HOGGDH は、SGDH、GGDH の更なる発展モデルとして、Abe と Suga によって提案された[3]。 α_c はモデル定数で 0.575 などが用いられる。 τ_c は乱流の時間スケールであり、通常 $\tau_c = k/\varepsilon$ で表現される。

(d) YSC 法[4]

モデル項は以下の式で表される：

$$\overline{\rho u'_i \theta'} = -\alpha_t \frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial x_i} + \alpha_t \frac{k}{\varepsilon} \left(C_{j\theta}^{(1)} \frac{\partial \overline{u'_i}}{\partial x_j} - C_{j\theta}^{(2)} \frac{\partial \overline{u'_j}}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial x_j} \quad (4.2.3.2-7)$$

この定式は、以下のような繰り込み的な手順によって導出される。乱流スカラーフラック

スの輸送方程式において生成項と圧力・スカラー勾配項がほぼバランスしていることから

$$\bar{\rho} C_{h1} \frac{\varepsilon}{k} \overline{u'_i \theta'} = -\bar{\rho} \left\{ \overline{u'_i u'_j} - (1 - C_{h21}) \overline{u'_j \theta'} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + C_{h22} \overline{u'_j \theta'} \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right\} \quad (4.2.3.2-8)$$

と書ける[5]。また、括弧内の第一項に現れるレイノルズ応力に対して、以下のような乱流粘性係数を用いた一般的なモデリングを適用する[6]。

$$\bar{\rho} \overline{u'_i u'_j} = \frac{2}{3} \bar{\rho} k \delta_{ij} - \mu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.2.3.2-9)$$

さらに、右辺括弧内の第二項に現れる乱流スカラーフラックスに対して(4.2.3.2-3)式のSGDHを用いることで、式(4.2.3.3-7)が得られる。これらの式中に現れる $C_{j\theta}^{(1)}$ 、 $C_{j\theta}^{(2)}$ 、 C_{h21} 、 C_{h22} は定数である。

(2) OpenFOAM への実装

前項で導入した各モデルを組み込んだ乱流によるスカラー輸送方程式の計算コードを、OpenFOAM 上に実装した。図 4.2.3.2-1 に、HOGGDH と YSC を代表例としてスカラー輸送方程式求解部分のプログラムリストを掲載する。リスト内において、化学種濃度は Y_i で、モデル項は FY で表記されており、解かれる輸送方程式は $YiEqn(...)$ 内に記述されている。(a)を例に、簡単にリストの内容を説明する。11~27 行目では、後の記述を簡略に表現するための(単位)テンソル・ベクトルをあらかじめ用意している。29 行目から始まる for ループ内では、化学種の数分だけ繰り返し濃度計算を行う。式(4.2.3.2-6)内の $\overline{u'_j u'_k}$ および $\overline{u'_k u'_i}$ は 42~44 行目で対称テンソル成分として計算され、 $\partial \tilde{\theta} / \partial x_i$ は、46~48 行目でベクトル成分として計算される。これらを 50~60 行目で積算・加算することで、最終的にモデル項は 62 行目のベクトル量 FY で記述される。66~73 行目で輸送方程式を設定し、求解を実行している。

(3) 試験解析

導入したスカラー輸送モデルを小型容器内の鉛直ジェットによる密度成層侵食・崩壊モデルに適用し、それぞれのモデルを実測と比較した。

● 解析対象・解析条件

図 4.2.3.2-2 に試験解析用 3 次元モデルの外形(断面図)を示す。空気で満たした小型容器内の上部に静止した空気とヘリウムの混合ガス層(最上部で空気 46%、ヘリウム 54%)を初期配置し、容器下部のノズルから上方へ向かって空気とヘリウムの混合ガス(空気 86%、

ヘリウム 14%)を噴射して密度成層への影響を評価する。このとき、各化学種(空気、ヘリウム)の質量輸送方程式(4.2.3.3-2)の一部として計算される。モデル項として、表 4.2.3.2-1 に示す 4 条件を採用した。HOGGDH は適用事例が少なくモデル定数が十分に確立されていないと考えられるため、今回は大小 2 通りの値を試した。また、(HO)GGDH は SGDH に比べて計算が不安定になりやすいため、クーラン数は小さく採っている。乱流モデルとしては、安定に計算できるように、 $k-\omega$ モデルと $k-\varepsilon$ モデルとのハイブリッドである SST $k-\omega$ モデルを採用した。計算結果は本研究グループで本年度行った実験結果[7][8]と比較した。

● 解析結果

図 4.2.3.2-3 に、ジェット先端が密度成層に到達した時点(110s)での鉛直速度およびヘリウム分率の断面スナップショットを示す。また、図 4.2.3.2-4 に鉛直方向ヘリウムモル分率分布を、実測データと併せて時刻ごとにプロットした。これらを見ると、ジェットが密度成層に達するまで(a)はモデル間で差異が無い。それ以降の時刻では、濃度勾配はモデル間では差が無いが、実測と比べると急峻になっていることが分かる。一方、成層境界において混合層が発達する鉛直位置はモデル間でずれが生じている。最終時刻(d)で実測の絶対値と比較すると、混合層の下方ではケース A が比較的良く合い、上方ではケース D が最も良く合っている。ケース B はこれらの間になっている。HOGGDH については、モデル定数の違いが結果に反映しており、定数が小さいケース C では SGDH に近く、定数が大きいケース D では GGDH に近い振る舞いをしていることが分かる。

(4) まとめと今後の課題

各種のスカラ輸送モデルを OpenFOAM に実装し、試験解析を行ってモデル間同士および実測との比較を行った。現時点ではモデルの優劣を判定することはできないが、今後はパラメータ定数や各種乱流モデルの組み合わせをスキーム選択と併せて検討し、最適なモデルを探索していく予定である。Abdalla らは、解析コード(HYDRAGON)の精度向上のために、今後の予定として GGDH の組み込みを予定していると述べている[9]が、HOGGDH に関しては輸送モデル自体が比較的新しいモデルであり、原子力格納容器内での物質輸送解析に適用された例はないものの、解析精度の向上が期待できる。さらに、今後は YSC モデルについても試験解析を行い、有効性を検証していきたい。

(a) HOGGDH モデルプログラムリスト

```
1 tmp<fv::convectionScheme<scalar> > mvConvection(
2   fv::convectionScheme<scalar>::New(
3     mesh, fields, phi, mesh.divScheme("div(phi,Yi_h)")
4   )
5 );
6
7 {
8   label inertIndex = -1;
9   volScalarField Yt(0.0*Y[0]);
10
11   dimensionedTensor R11("R11", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
12     tensor(1, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0));
13   dimensionedTensor R12("R12", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
14     tensor(0, 1, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0));
15   ...
16   dimensionedTensor R33("R33", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
17     tensor(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 1));
18   dimensionedVector G1("G1", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
19     vector(1, 0, 0));
20   dimensionedVector G2("G2", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
21     vector(0, 1, 0));
22   dimensionedVector G3("G3", dimensionSet(0, 0, 0, 0, 0, 0, 0),
23     vector(0, 0, 1));
24
25   SymmTensor<dimensionedTensor>   RR(R11, R12, R13, R22, R23, R33);
26   Vector<dimensionedVector>       GG(G1, G2, G3);
27   Tensor<scalar>                  nn(0, 1, 2, 1, 3, 4, 2, 4, 5);
28
29   forAll(Y, i){
30     if (Y[i].name() != inertSpecie){
31       tmp<volSymmTensorField> RU   = turbulence->R();
32       tmp<volScalarField>         C   = 0.1*(turbulence->rho())
33                                     / (turbulence->epsilon());
34       volScalarField&            Yi  = Y[i];
```

```

35     tmp<volVectorField>     gradY = fvc::grad(Yi);
36
37     SymmTensor<tmp<volScalarField>> RRU;
38     Vector<tmp<volScalarField>>     GGY;
39     Vector<tmp<volScalarField>>     YU;
40     Tensor<tmp<volScalarField>>     S;
41
42     for(int j=0;j<6;j++){
43         RRU[j] = RU()&&RR[j];
44     }
45
46     for(int k=0;k<3;k++){
47         GGY[k] = gradY()&GG[k];
48     }
49
50     for(int m=0;m<3;m++){
51         for(int n=0;n<3;n++){
52             S[3*m+n] = RRU[nn[3*m  ]]()*RRU[nn[3*n  ]]()
53                 + RRU[nn[3*m+1]]()*RRU[nn[3*n+1]]()
54                 + RRU[nn[3*m+2]]()*RRU[nn[3*n+2]]();
55         }
56         YU[m] = S[3*m  ]()*GGY[0]()
57             + S[3*m+1]()*GGY[1]()
58             + S[3*m+2]()*GGY[2]();
59     }
60 }
61
62 tmp<volVectorField> FY = YU[0]()*GG[0]
63                     + YU[1]()*GG[1]
64                     + YU[2]()*GG[2];
65
66 fvScalarMatrix YiEqn(
67     fvm::ddt(rho, Yi)
68     + mvConvection->fvmDiv(phi, Yi)
69     - fvc::div(C()*FY())
70 );

```

```

71
72     YiEqn.relax();
73     YiEqn.solve(mesh.solver("Yi"));
74
75     Yi.max(0.0);
76     Yt += Yi;
77 }else{
78     inertIndex = i;
79 }
80 }
81 Y[inertIndex] = scalar(1) - Yt;
82 Y[inertIndex].max(0.0);
83 }

```

(b) YSC モデルプログラムリスト

```

1 ...
2 Tensor<tmp<volScalarField>> RRU;
3 Vector<tmp<volScalarField>> GGY;
4 Tensor<tmp<volScalarField>> GGU;
5 Vector<tmp<volScalarField>> YU;
6
7 ...
8 forAll(Y, i){
9     if (Y[i].name() != inertSpecie){
10        tmp<volSymmTensorField> RU = turbulence->R();
11        tmp<volScalarField> C1 = 0.0455 * turbulence->rho()
12                               * sqrt((turbulence->k()))
13                               / (turbulence->epsilon());
14        tmp<volScalarField> C2 = -0.373 * turbulence->rho()
15                               * (turbulence->k()) i
16                               / (turbulence->epsilon());
17        tmp<volScalarField> C3 = 0.00373 * turbulence->rho()
18                               * (turbulence->k())*sqrt((turbulence->k()))
19                               / (sqrt(turbulence->epsilon()));
20        tmp<volScalarField> C4 = 0.0235 * turbulence->rho()
21                               * sqrt((turbulence->k()))
22                               / (sqrt(turbulence->epsilon()));

```

```

23
24     volScalarField&      Yi      = Y[i];
25     tmp<volVectorField>   gradY = fvc::grad(Yi);
26     tmp<volTensorField>  gradU  = fvc::grad(U);
27
28     forAll(RR, m) {
29         RRU[m] = RU()&&RR[m];
30         GGU[m] = gradU()&&RR[m];
31     }
32
33     forAll(GG, n) {
34         GGY[n] = gradY()&&GG[n];
35     }
36
37     for(int ii=0;ii<3;ii++){
38         YU[ii] = C1()*GGY[ii]();
39         for(int jj=0;jj<3;jj++){
40             YU[ii] = YU[ii]()
41                 + C2()*RRU[ii*3+jj]()*GGY[jj]();
42             + C3()*GGU[jj*3+ii]()*GGY[jj]();
43             for(int kk=0;kk<3;kk++){
44                 YU[ii] = YU[ii]()
45                     + C4()*(RRU[ii*3+kk]()*GGU[kk*3+jj]())
46                     + RRU[jj*3+kk]()*GGU[kk*3+ii]()*GGY[jj]();
47             }
48         }
49     }
50     ...
51 }
52 ...
53 }
54 ...

```

図 4.2.3.2-1 OpenFOAM に実装したスカラー輸送方程式プログラムリスト
(a)HOGGDH (b)YSC (重複部分は省略)

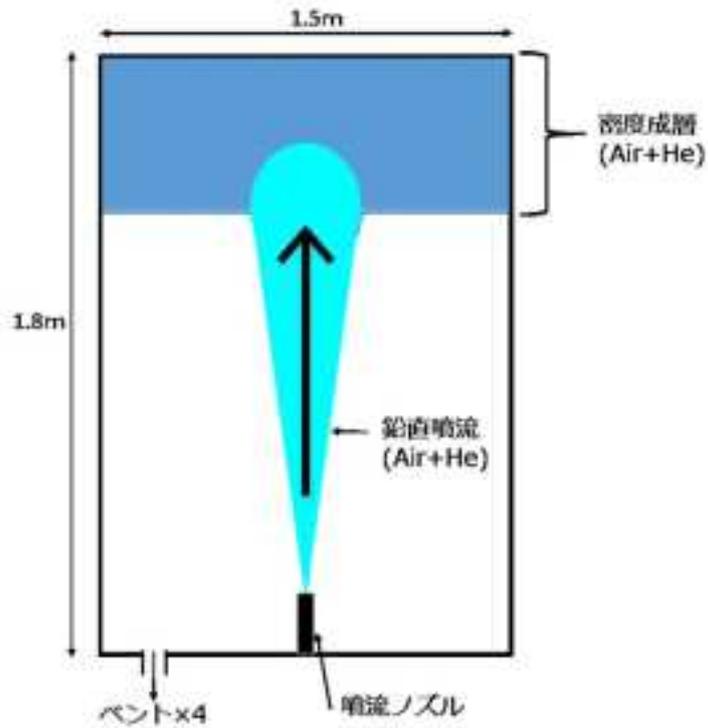


図 4.2.3.2-2 試験解析モデル外形（中心断面）

表 4.2.3.2-1 試験解析条件

ケース番号	モデル名	モデル定数	クーラン数
A	SGDH	μ_t / Sc_t	0.075
B	GGDH	$C_S = 0.3$	0.02
C	HOGGDH	$\alpha_c = 0.1$	0.02
D	HOGGDH06	$\alpha_c = 0.6$	0.02

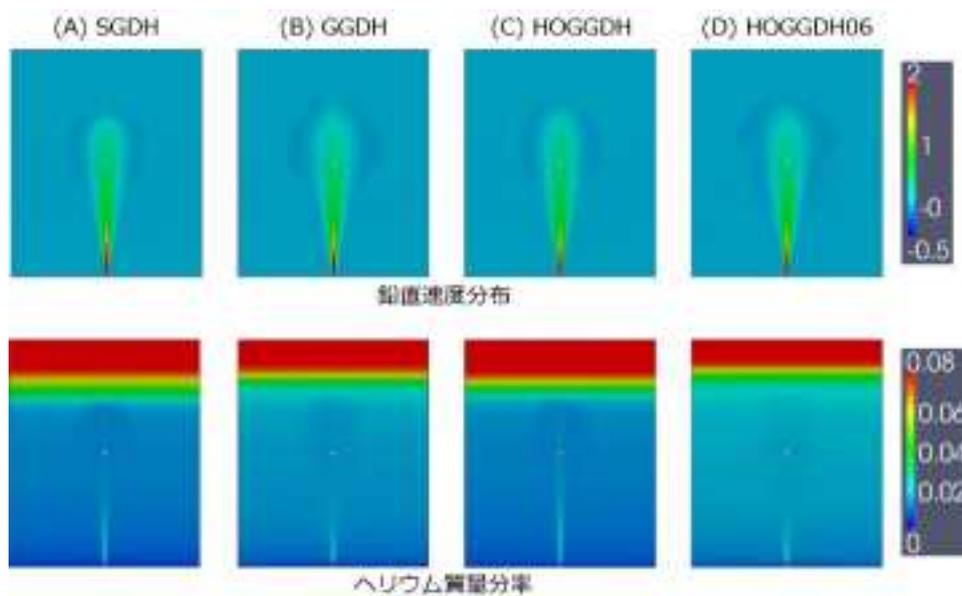


図 4.2.3.2-3 中央断面速度分布/ヘリウム質量分率分布

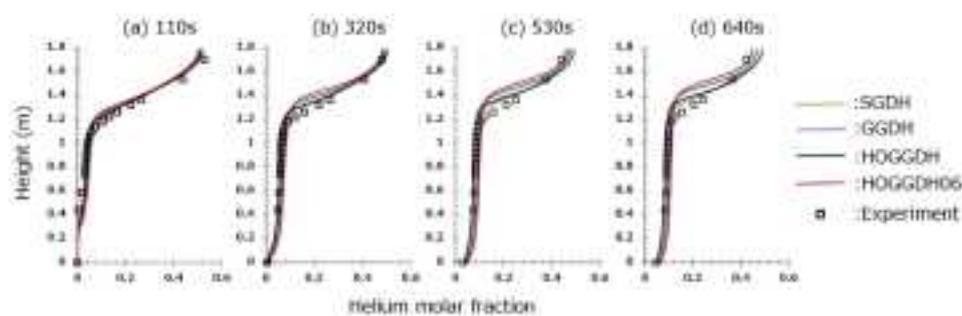


図 4.2.3.2-4 鉛直方向ヘリウムモル分率 (実測との比較)

4.2.4. 液滴によるエアロゾル除去に関する文献調査

原子炉の炉心損傷時に、炉心からの放射性物質の環境への放出量を軽減することは、原子炉の安全上重要である。その対策の一つとして、液滴によって放射性物質を除去することが挙げられる。例えば、格納容器スプレイを用いた格納容器空間内に存在する放射性物質の除去である。それに加え、福島第一事故を受けてさらなる深層防護の徹底から、放射性物質を含むガス流が建屋から漏洩することを想定し、建屋の漏洩部に外から放水砲をかけることによって、放射性物質の放出量を軽減することの有効性が検討され始めている。このレポートでは、気体状の放射性物質除去は触れず、液滴によるエアロゾル（放射性物質）除去のみに関する従来の評価手法や実験研究を述べるとともに、今後の研究課題に係わる推奨をまとめる。

(1) 既存評価手法

MELCOR と ASTEC 等の LP コード内に、液滴（液スプレイ）によるエアロゾル除去モデルが組み込まれている[1,2]。両者の評価モデルの基本概念はほぼ同じであり、詳細は以下に述べる。まず、各液滴サイズ (i) と各エアロゾルサイズ (j) に対して、単一液滴がエアロゾル空間を通過す際のエアロゾル除去効率が求められる。液滴によるエアロゾル除去機構として、1)流線を逸脱するエアロゾル粒子の液滴への慣性衝突、2)液滴によるエアロゾル粒子通過経路の遮断、3)エアロゾル粒子のブラウン拡散、4)空間の温度や密度勾配によって生じるエアロゾル粒子の泳動がそれぞれ考慮され、それらの足し合わせによって、各液滴サイズ (i) と各エアロゾルサイズ (j) に対する単一液滴の総合エアロゾル除去効率 ($E_{i,j}$) が決められる。次に、式 (4.2.4-1) によって、各液滴サイズ (i) と各エアロゾルサイズ (j) に対するスプレイ領域の単位時間当たりのエアロゾル除去率 $\lambda_{i,j}$ を算出し、式 (4.2.4-2) によって、スプレイ領域のエアロゾル残存量 M_j が求まる。ここで、 F_i 、 h 、 V 、 r_i はそれぞれスプレイ流量、スプレイ空間の高さと体積、液滴の半径である。

$$\lambda_{i,j} = \frac{3F_i h E_{i,j}}{4V r_i} \quad (4.2.4-1)$$

$$\frac{dM_j}{dt} = -\lambda_{i,j} M_j \quad (4.2.4-2)$$

(2) 既往実験研究

上で述べた液滴によるエアロゾル除去モデルを検証するために、これまでに実施されてきたいくつかの実験研究について紹介する。

CSE 実験[3]

高さ 20.3m、直径 7.6m の大型格納実験装置 CSE (図 4.2.4-1) を用いて、事故時に近い

6 条件でスプレイによるエアロゾル除去実験を行っている。エアロゾル粒子として、ウランやセシウム粒子の二種類が使用されている。エアロゾル計測に関しては、装置空間内 14 箇所のエアロゾルをサンプリングし、インパクターで計測している。スプレイ領域と非スプレイ領域のエアロゾル濃度が同じと仮定し、実験的に求めた各エアロゾル粒子径に対する総合エアロゾル除去効率 $E_{i,j}$ とモデルによるものが比較 (図 4.2.4-2) され、実験結果が過小評価されている。

IRSN における実験[4,5]

フランスの IRSN 研究所において、高さ 4m、直径 1.5m の大型格納実験装置 TOSQAN (図 4.2.4-3) を用いて、単一フルコーンスプレイによるエアロゾル除去実験を行っている。装置上部からエアロゾル (SiC) を注入し、内部空間にエアロゾルを充満した後にスプレイを作動させている。試験部内部空間の空気と蒸気の混合比やスプレイ流量と温度等の実験パラメータを変え、7 条件程度の実験結果が参考文献に報告されている。エアロゾル計測に関して、スプレイ領域空間 1 箇所のエアロゾルをサンプリングし、光散乱式エアロゾル計測器 WELAS で、エアロゾル粒子径分布の時系列変化を計測するとともに、試験部下部 Sump 内の水中のエアロゾル質量の時系列変化を濁度計で計測している。スプレイ作動中、スプレイ領域と非スプレイ領域におけるエアロゾル濃度が同じと仮定し、WELAS によるスプレイ領域 1 箇所のエアロゾル粒子径分布計測結果を式 (4.2.4-1) と (4.2.4-2) に代入して求めた総合エアロゾル除去効率 $E_{i,j}$ と ASTEC コードのモデルによるものを比較 (図 4.2.4-4) し、 $1\mu\text{m}$ 近辺のエアロゾルを除き、両者一致している。また、本実験の特徴として、スプレイ周辺のガス流動場やスプレイの液滴径と速度等の二相流挙動を PIV と ILIDS (Interferometrics laser imaging for droplet sizing) で計測している。しかし、スプレイによって誘起されるガス流による、エアロゾルのスプレイ領域への流出入や、それがエアロゾル除去に与える影響はほとんど検討されていない。

RSE における実験[6]

福島第一事故後に開始された欧州のシビアアクシデント時のソースターム除染を対象とする研究計画 PASSAM 計画中の一項目として、イタリアの RSE 研究所において、150 気圧程度の高圧スプレイを用いたエアロゾル除去実験が行われている。高圧スプレイを用いる狙いは、通常のスプレイと比べ、液滴径が小さいためにエアロゾルと接触できる液界面積が増えるだけでなく、液滴速度が大きいために周囲ガスの乱流混合が促進されるので、エアロゾル除去効率の向上が期待できることである。 $0.5\times 1\times 1.5\text{m}^3$ の直方体容器内の非凝縮ガス雰囲気エアロゾル (単分散 SiO_2 粒子、 $0.5\text{-}1\mu\text{m}$) を充満させ、スプレイ作動間のエアロゾル粒子径分布を計測している。本実験は現在進行中であり、結果に関しては今後公表される予定である。

(3) 本事業への反映

上述のように、スプレイによるエアロゾル除去に関する実験結果と既存モデルによる評価には依然違いが存在する。モデルの高度化のための研究課題として、以下の点が挙げられる。

- スプレイによって誘起されるガス流による、エアロゾルのスプレイ領域への流出入がエアロゾル除去に与える影響が実験的にほとんど検討されていなく、モデルではスプレイ領域へのエアロゾルの流出入が考慮されていない。
- 個別効果を検証する実験が不足している。例えば、横向き流れもしくは上昇流に伴うエアロゾルに対するモデル適応性の検証や各エアロゾル除去機構のモデル検証ができる個別効果試験が求められる。

これらを踏まえ、本事業では、既往実験のようにエアロゾルを充満させた空間にスプレイをかけることに加え、横向き流れもしくは上昇流に伴うエアロゾルにスプレイをすることが可能な試験部を設置し、スプレイによるエアロゾル除去試験を行う予定である。その上、従来検討が不足であった、スプレイによって誘起されるガス流によるエアロゾルの輸送を検討するために、二相流計測を行い、エアロゾル計測結果と合わせてモデルの高度化を図る予定である。

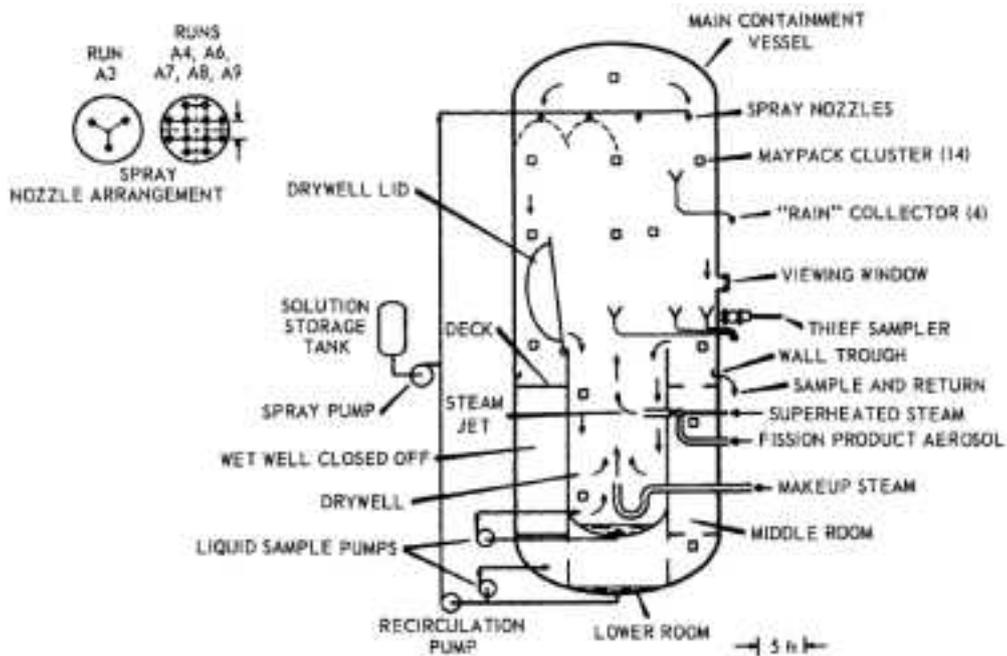


図 4.2.4-1 CSE 実験装置

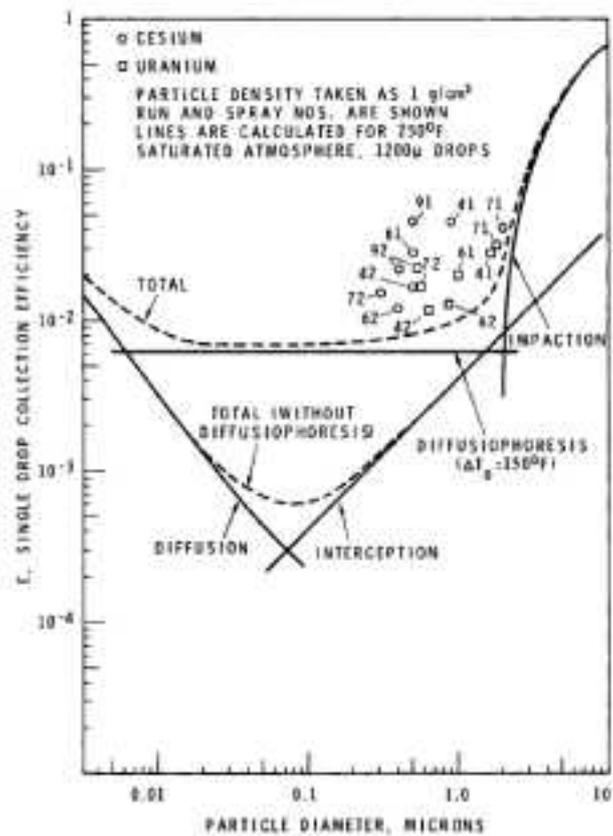


図 4.2.4-2 総合エアロゾル除去効率の実験結果とモデル比較 (CSE)

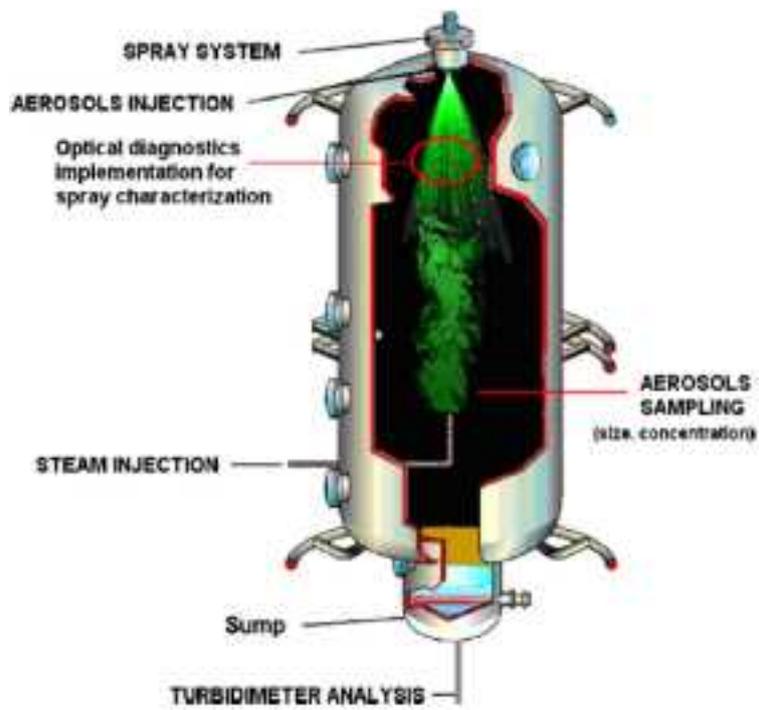


図 4.2.4-3 TOSQAN 実験装置

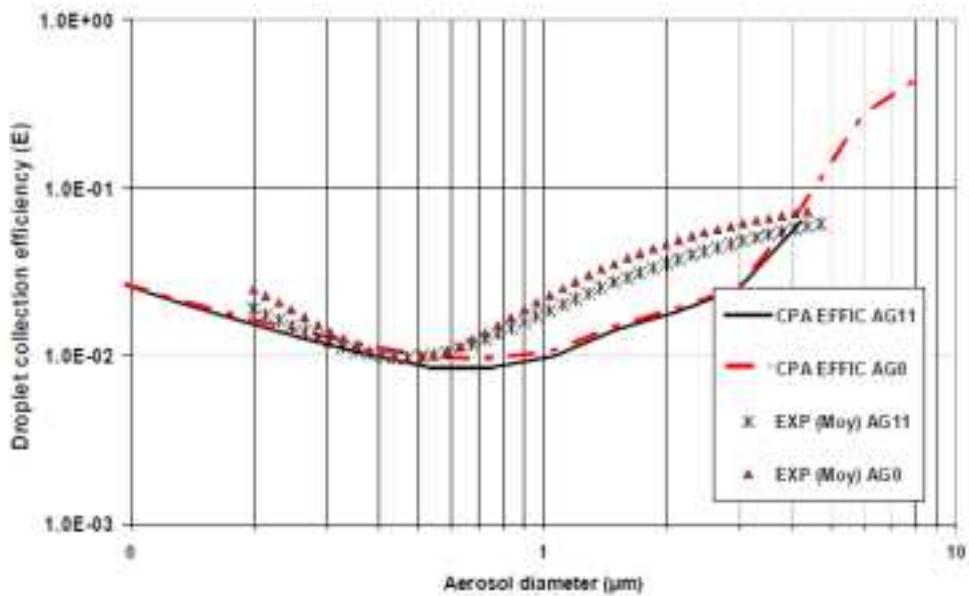


図 4.2.4-4 総合エアロゾル除去効率の実験結果とモデル比較 (TOSQAN)

4.3. 今後の計画

炉心損傷後の格納容器等での熱水力に関する研究に関して、今年度実施した大型格納容器実験装置 CIGMA の特性実験の結果、並びに、熱流動が強く影響するエアロゾルの移行挙動に係る従来研究の調査結果を踏まえ、来年度以降の計画を以下にまとめる。

4.3.1. 大型格納容器実験

格納容器水素移行と格納容器過温破損に関する熱水力的な現象に対し、実際の事故条件やアクシデントマネジメントの条件における実験を実施し、データを整備する。現状で計画している主な実験内容を図 4.3.1-1 のイラストにまとめた。このうち、直近の来年度の実験を表したのが図の最上段で、以下の 2 種類の実験を行う予定である。

- 密度成層浸食実験
- 過熱蒸気を使った格納容器過熱実験

前者の密度成層浸食については、今年度の非凝縮ガスを用いて実施した実験手順と結果を踏まえ、雰囲気及び衝突ジェットに蒸気を用いた実験を行い、蒸気-ヘリウム体系において PIV による可視化とガス濃度計測システムによるヘリウムの移行を計測する。格納容器過熱実験では、今年度整備した蒸気過熱器を用い、装置仕様の限界の蒸気温度での試験容器過熱や冷却システムの相互作用を観察する。

さらにその後の展開としては、図の 2 段目と 3 段目に示したように、水素移行と格納容器冷却の条件を対象として、両者を複合させた条件での実験、バルクヘッドを模擬したオブスタクルの影響、ヒートシンクやヒートソースがもたらす凝縮の影響、さらに、長期冷却や窒素置換などのアクシデントマネジメント有効性に関する実験を行う計画である。

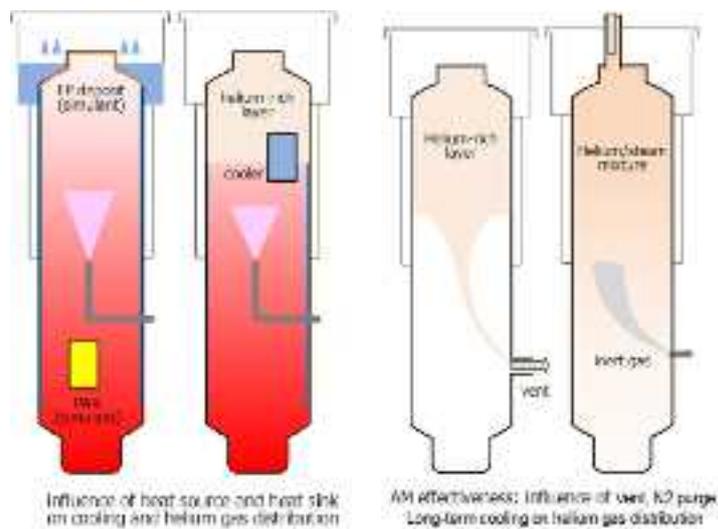
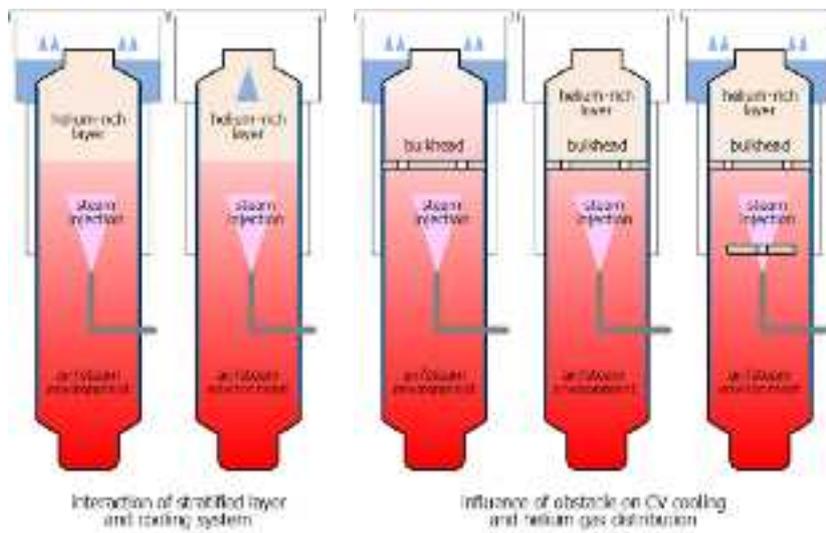
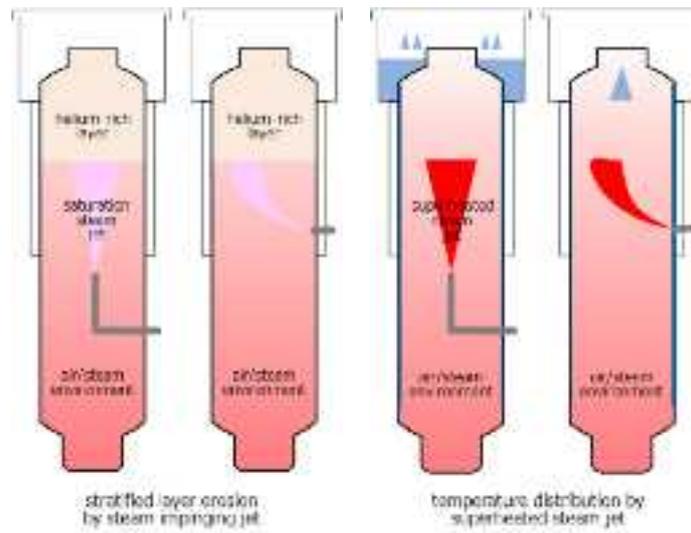


図 4.3.1-1 平成 28 年度以降の CIGMA 実験の概念図

4.3.2. エアロゾル関連実験

液相によるエアロゾルの除染に関する研究は、現在でも欧州を中心に精力的に展開されており、なかでも、プール水にエアロゾルを伴うガス流を吹き込んでエアロゾルを除去するプールスクラビングと液滴によってエアロゾルを除去するものの重要性は高い。各項目の背景と研究課題は、「平成 25 年度の原子力発電施設等安全調査研究委託費に関する報告書」の 4.3.6 節と本報告書の 4.2.3 節でそれぞれ述べられている。これらを受け、来年度以降は、以下の実験を予定している。

プールスクラビング実験

既設の内径 0.2m、高さ約 4.5m のポリカー試験部を有する円管試験装置（図 4.2.4-2）において、プールスクラビング実験を行う予定である。プール水前後のエアロゾルの粒子径分布を計測することによって、エアロゾル粒子径ごとの除染係数を評価し、従来研究で不足であった二相流データを 4 センサープローブや高速ビデオ計測により取得し、エアロゾルと二相流データ両方を合わせてプールスクラビングモデルの検討を行う予定である。また、水一空気実験から開始し、将来的に水一蒸気実験を行えるよう、蒸気条件下におけるエアロゾル計測手法を整備する予定である。

液滴によるエアロゾル除去実験

液滴によるエアロゾル除去実験装置を平成 28 年度中に整備する予定である。本装置では、従来実験のように空間中に充満するエアロゾルに対するスプレイのみでなく、横流れや上昇流に伴うエアロゾルに対するスプレイ実験も行うことを想定している。また、従来よりほとんど検討されなかったスプレイ領域へのエアロゾルの流出入を計測するための二相流計測機器も整備する予定である。

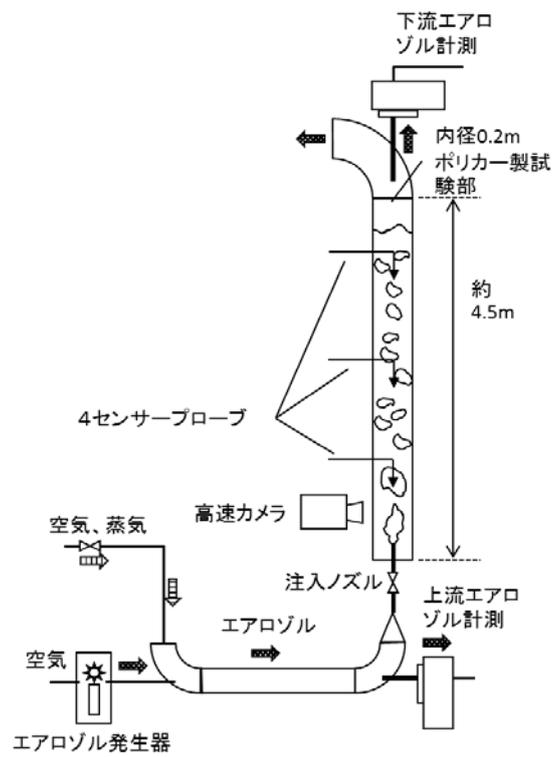


図 4.3.2-1 プールスクラビング実験装置概略図

5. 結言

本事業は、炉心損傷前の原子炉システムや炉心損傷後の格納容器等での熱水力挙動に着目し、実験を中心とする研究を行うことにより、原子力規制庁によるシステム解析コードの開発や安全規制での判断等に役立つ知見や実験データを整備することを目的としている。

本年度は、前年度までに作成した事業計画に沿って実験装置の整備を継続するとともに、整備された大型格納容器実験装置 CIGMA 並びに単管伝熱装置等を用いた実験を開始した。又、PWR の大型熱水力模擬装置 ROSA/LSTF を用いた実験を本事業において実施することとし2回の実験を行った。さらに、数値流体力学(CFD)手法等の検討を継続するとともに、今後の事業内容への反映のため文献調査を実施した。以下に主要な成果を示す。

炉心損傷前の原子炉における熱水力挙動の研究に関しては、単管伝熱実験、ROSA/LSTF 実験、斜め配管 CCFL 実験、大口径水平配管実験を実施した。また、炉心バンドル実験等を行うための高圧熱流動ループの整備を継続した。単管伝熱実験は、広い圧力範囲で基礎的な伝熱実験を実施するための装置で、昨年度に完成している。本年度は、第一段階の実験として、装置の性能を確認するため、従来実験の結果と比較し、再現性のある結果を得られるを確認した。これにより、次年度以降、本装置を用いて従来データベースの拡充や、スペーサ効果等の検討をするための実験が予定通り実施できる見通しを得た。

ROSA/LSTF 実験は、福島第一事故で見られたような極めて過酷な多重事故条件での AM 策の有効性を検討することを目的としている。本装置を用いた AM 策に係る実験は、1990 年代に開始した ROSA-V 計画においてすでに多く実施しているが、本事業では、ROSA-V 計画で実施した内容よりも機器の故障条件をより厳しく設定する。今年度実施した過渡実験 TR-LF-16 は、SG 二次側減圧による一次系減圧の効果を検討する実験で、蓄圧注入系からの注水終了後の隔離失敗を仮定し窒素が一次系に流入することによる減圧阻害に着目している。本実験は、今後、数回実施する減圧阻害に係る実験のベースケースとなる実験として実施した。実験では、注入された窒素ガスが、蒸気発生機伝熱管に顕著に蓄積することなく、圧力逃し弁や破断口から放出されることが示された。

現象を解明するために実施した定常実験 ST-NC-45 は、蒸気発生器伝熱管入口が蒸気に露出した、いわゆるリフラックス冷却条件での窒素ガスの影響を検討する実験であり、炉心出力を一定に保ち、窒素ガス蓄積量を変えた伝熱データを得た。実験結果は、SG 伝熱管群での非一様な流動挙動を示し、伝熱が生じている管では、蒸気流に対応し鉛直上向き方向に温度の低下が計測される一方、その他の伝熱管では、流体温度は、二次側とほぼ同じとなった。

斜め配管 CCFL 実験は、スケーリング効果を検討するための実験の一環として実施する実験で PWR の事故時の炉心水位挙動に強く影響する蒸気発生器入口斜め配管での対向流制限現象(CCFL)を検討する。本装置の狙いについては、昨年度の事業報告書にまとめている。今年度は、大流量の空気供給系を設置し、実験を開始し、装置の機能を確認した。

二相流の詳細挙動を計測するための計測機器の整備に関しては、4センサープローブとワイヤーメッシュセンサー (WMS) の整備を継続した。4センサープローブについては、計測誤差要因となる水面とのメニスカス効果に関する詳細計測実験を昨年度に引き続き行い、電気抵抗式に加えて光ファイバー式プローブについての影響を把握するとともに、大口径垂直配管実験装置での二相流実験において、気液界面面積濃度等にかかる実験データを得た。また、WMS に関しては、データ処理プログラムを整備し、大口径垂直配管実験装置の挙動解析に使用し、基本性能を確認した。

炉心損傷後の格納容器等での熱流動に関する研究では、実験の中心となる CIGMA 装置を用いた実験を開始した。本年度の実験は、主に、装置の特性を確認することを狙いとし、蒸気注入による加圧、容器外面や内部へのスプレー冷却、密度成層に下方から衝突するジェットによる浸食挙動等に着目した実験を実施した。当装置は、多くの可視窓を配置し、約 1 m 四方の大きな範囲の速度分布を PIV 手法を用いて計測することが一つの特徴である。このような大きな領域に本手法を用いることは前例が少なく、計測精度が懸念されていた。実験においては、従来より挙動が良く知られた軸対称自由噴流挙動を観測することにより、噴流の軸方向速度の半径方向分布を、噴流速度を変えて計測することにより、流量の影響が従来の無次元則で良くあらわされることや、計測された値が相関式と良く一致することが示され、十分な計測精度を有することが確認できた。また、容器内の密度成層は、境界条件の意図しないわずかな変動により影響を受けることが懸念されたが、一旦生成した密度成層の長時間にわたる混合挙動の実験値は、分子拡散による理論値と一致することを確認し、境界条件が適切に設定可能であること、並びに、ガス濃度計測の高い精度を確認した。

エアロゾルの除染に関する研究は、当初より本事業で実施することを予定し、エアロゾル発生器や計測機器の整備を行ってきた。本年度は、来年度より本格的に研究を実施するための研究計画を文献調査等に基づき策定した。特に、スプレー液滴を用いたエアロゾル除去については、実験装置の仕様を検討した。

解析研究に関しては、RELAP5 コードを用いて、過去の ROSA/LSTF 実験を解析し、現象に強く影響する因子の抽出を試みた。来年度からは、不確かさを踏まえた最適評価手法 (BEPU) の整備を開始する。CFD 手法に関する検討では、オープンソースの CFD コード

OpenFOAM を用いて、CIGMA 装置と単管伝熱装置スパーサ部のメッシュを作成するとともに、その基本性能を確認するための解析を実施した。また、スカラーの乱流輸送モデルの本コードへの実装を行ない試験解析を実施するとともに、二相流 CFD 解析の検討に使用するため、代表的な気液界面追跡モデルである MARS 法について文献調査とともに実装方法の検討を行った。

本事業に関連する外部発表

雑誌等掲載論文

- 1) Taisuke Yonomoto, Yasuteru Sibamoto, Akira Satou & Yuria Okagaki: "Heat Conduction Analyses on Rewetting Front Propagation during Transients Beyond Anticipated Operational Occurrences for BWRs", Journal of Nuclear Science and Technology, DOI:10.1080/00223131. 2015.1108882 (インターネット公開、印刷待ち)
- 2) Satoshi Abe, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, Taisuke Yonomoto: "Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with a vertical buoyant jet in a small vessel," accepted for publication in Nucl. Eng. Des.

国際会議等報告

- 1) T. Yonomoto, Y. Sibamoto, T. Takeda, A. Sato, M. Ishigaki, S. Abe, Y. Okagaki, H. Sun and D. Tochio : "Thermal Hydraulic Safety Research at JAEA after The Fukushima Dai-Ichi Nuclear Power Station Accident", NURETH-16 (16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics), Chicago, 8/30-9/4 (2015)
- 2) SIBAMOTO Yasuteru, ABE Satoshi, ISHIGAKI Masahiro, YONOMOTO Taisuke: "FIRST EXPERIMENTS AT THE CIGMA FACILITY FOR INVESTIGATIONS OF LWR CONTAINMENT THERMAL HYDRAULICS", ICONE24-60515, (2016) 発表予定

口頭発表

- 1) Taisuke YONOMOTO, Yasuteru SIBAMOTO, Masahiro ISHIGAKI and Satoshi ABE: "The ROSA-SA Project on Containment Thermal Hydraulics", International Experts' Meeting on Strengthening Research and Development Effectiveness in the Light of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant, IAEA, <http://www-pub.iaea.org/iaeameetings/cn235Presentations.aspx> (2015).
- 2) 柴本泰照、安部 諭、石垣将宏、与能本泰介：“格納容器熱流動挙動の試験計画” 日本原子力学会 2015 秋の大会、静岡大学、9/9～9/11, (2015).
- 3) 安部 諭、石垣将宏、柴本泰照、与能本泰介：“鉛直ジェットによる小型容器内密度成層浸食・崩壊に関する実験及び数値解析 “、日本原子力学会 2015 秋の大会、静岡大学、9/9～9/11, (2015).
- 4) 柴本泰照、“安全研究センターにおける格納容器熱水力研究に関する試験及び解析”、日本原子力学会 水素安全対策高度化特別専門委員会主催 一般公開セミナー「原子力のた

めの水素安全高度化」、(2016).

- 5) 柴本泰照、安部諭、石垣将宏、与能本泰介：“CIGMA 装置を用いた軽水炉格納容器熱水力挙動に関する最初の実験”、日本原子力学会「2016 年春の年会」、東北大学川内キャンパス、3/26-28、(2016) (発表予定)

参考文献

1

- [1] BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations, NEA/CSNI/R(2011)4

3.2.1.1

- [1] The ROSA-V Group, ROSA-V large scale test facility (LSTF) system description for the third and fourth simulated fuel assemblies, JAERI-Tech 2003-037, Japan Atomic Energy Research Institute (2003).
- [2] T. Takeda and I. Ohtsu, ROSA/LSTF Experiment on a PWR Station Blackout Transient with Accident Management Measures and RELAP5 Analyses, Mechanical Engineering Journal, 2(5), Article ID 15-00132, 15pages (2015).
- [3] T. Takeda and I. Ohtsu, ROSA/LSTF Experiment on Accident Management Measures during a PWR Station Blackout Transient with Pump Seal Leakage and RELAP5 Analyses, Journal of Energy and Power Sources, 2(7), 274-290 (2015).
- [4] 吉原健介、福島第一原子力発電所事故を踏まえた関西電力における安全確保対策の取組状況、日本原子力学会誌、54(7), 441-446 (2012).

3.2.2.1

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成 18 年度燃料等安全高度化対策辞表に関する報告書、平成 19 年 3 月
- [2] Katto, Y., Ohno, H., An improved version of the generalized correlation of critical heat flux for the forced convection boiling in uniformly heated vertical tube, Int. J. Heat Mass Transfer, 27, 9, 1641-1648, 1984.
- [3] 日本原子力学会標準委員会、BWR における過渡的な遷移沸騰後の燃料健全性評価、6-7, 2003.
- [4] A.H. Govan, G.F. Hewitt, D.G. Owen, T.R. Bott, An improved CHF modelling code, in: Proceedings of the Second UK National Heat Transfer Conference, 1988, pp. 33-48
- [5] New entrainment rate correlation in annular two-phase flow applicable to wide range of flow condition, Int. J. Heat Mass Transfer, 45, 87-98, 2002.

3.2.2.2

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費（原子

力発電施設等安全調査)に関する報告書, 平成 27 年 3 月

- [2] Wallis, G.B., One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill., 1969.
- [3] Al Issa, S. & Macian-Juan, R. Experimental investigation of countercurrent flow limitation (CCFL) in a large-diameter hot-leg geometry: A detailed description of CCFL mechanisms, flow patterns and high-quality HSC imaging of the interfacial structure in a 1/3.9 scale of PWR geometry. Nuclear Engineering and Design 280, 550–563, 2014.

3.2.2.3

- [1] Shen, X. & Nakamura, H. Local interfacial velocity measurement method using a four-sensor probe. International Journal of Heat and Mass Transfer 67, 843–852 2013.
- [2] 日本原子力研究開発機構, 平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)に関する報告書, 平成 27 年 3 月

3.2.2.4

- [1] M. Beyer, L. Szalinski, E. Schleicher, Wire-Mesh Sensor Data Processing Software User Manual and Software Description, Version 30.03.2012
- [2] Prasser, H.-M., Krepper, E., Lucas, D., 2002. Evolution of the two-phase flow in a vertical tube—decomposition of gas fraction profiles according to bubble size classes using wire-mesh sensors. International Journal of Thermal Sciences 41, 17-28.
- [3] 金井大造、古谷正裕、新井崇洋、白川健悦、ワイヤメッシュセンサの流れ場への影響と適用範囲の評価、2011、電力中央研究所報告(研究報告:L10003)
- [4] 日野幹雄、スペクトル解析、朝倉書店、1977
- [5] T. Kanai, M. Furuya, T. Arai, K. Shirakawa, Y. Nishi, 2012. Three-dimensional phasic velocity determination methods with wire-mesh sensor. Int. J. Multiphase Flow 46, 75.
- [6] 金井大造、古谷正裕、新井崇洋、白川健悦、大口径円筒管内二相流の三次元相速度分布計測手法の開発、2011、電力中央研究所報告(研究報告:L10006)
- [7] 戸田浩、川畑洋昭、章忠、最新ウェーブレット実践講座、ソフトバンククリエイティブ、2005

3.2.3.1

- [1] T. Takeda, et al., RELAP5 analyses of OECD/NEA ROSA-2 Project experiments on intermediate-break LOCAs at hot leg or cold leg, Journal of Power and

Energy System, 6(2), 87-98 (2012).

- [2] G. B. Wallis, One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill Book, New York, USA (1969).
- [3] T. Yonomoto, et al., CCFL characteristics of PWR steam generator U-tubes, Proceedings of the ANS International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, ANS, Portland, Ore, USA (1991).
- [4] H. Kumamaru, et al., RELAP5/MOD3 code analyses of LSTF experiments on intentional primary-side depressurization following SBLOCAs with totally failed HPI, Nuclear Technology, 126, 331-339 (1999).
- [5] Y. Kukita, et al., Summary of ROSA-IV LSTF first-phase test program - Inter al simulation of PWR small-break LOCAs and transients -, Nuclear Engineering and Design, 131(1), 101-111 (1991).

3.2.3.2

- [1] 平成 26 年度 原子力発電施設等安全調査研究委託費（原子力発電施設等安全調査）に関する報告書（2015）
- [2] OECD/NEA, Report of the OECD/NEA KAERI Rod Bundle CFD Benchmark Exercise, NEA/CSNI/R(2013)5 (2013).
- [3] T. Okawa, A. Kotani, N. Shimada and I. Kataoka, I. Effect of a Flow Obstacle on the Deposition Rate of Droplets in Annular Two-Phase Flow, Journal of Nuclear Science and Technology, 41 (2004) 871-879.
- [4] T. Okawa, T. Murakami, and R. Takei, Rate of droplet deposition in steam-water annular flow and effect of a flow obstacle, Nuclear Engineering and Design, 241 (2011) 4497-4503.
- [5] 日本流体力学会、流体力学ハンドブック、(1987) 201

3.2.4

- [1] 太田光浩、酒井幹夫、島田直樹、本間俊司、松隈洋介、「混相流の数値シミュレーション」、丸善出版、2015
- [2] 功刀資彰、「自由界面を含む多相流の直接数値解析法」、日本機械学会論文集(1997)、63、609
- [3] 功刀資彰、「界面体積追跡法による気液二相流解析」、日本流体力学会数値流体力学部門 Web 会誌(2003)、11、3
- [4] 安田誠宏、平石哲也、「臨海部の複層都市空間における MARS 法を用いた高精度な浸水解析」、港湾空港技術研究所報告(2004)、43、2
- [5] C. W. Hirt and B. D. Nichols, “Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics

of Free Boundaries”, J. Comput. Phys., 39 (1981) 201-225.

3.3

- [1] Sibamoto Y, Maruyama Y, Yonomoto T., Rewetting front propagation under anticipated operational occurrences for boiling water reactors – development of two-dimensional analytical model. J Nucl Sci Technol. 2013, 50, pp.148–159.
- [2] Taisuke Yonomoto, Yasuteru Sibamoto, Akira Satou & Yuria Okagaki (2015): Heat conduction analyses on rewetting front propagation during transients beyond anticipated operational occurrences for BWRs, Journal of Nuclear Science and Technology, DOI:10.1080/00223131.2015.1108882

4.2

- [1] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書、4.3.1 節
- [2] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書、図 4.3.1-9

4.2.1.2

- [1] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書、4.3.2 節

4.2.1.4

- [1] 社河内敏彦, 「噴流工学 -基礎と応用-」, 森北出版社, 2004.
- [2] E. Studer et al., Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues, Nucl. Eng. Des., 253, 406-412, (2012).

4.2.3.1

- [1] S. Abe et al., RANS analyses on erosion behavior of density stratification consisted of helium-argon mixture gas by a low momentum vertical buoyant jet in the PANDA test facility, the third international benchmark exercise (IBE-3), Nucl. Eng. Des., 289, 231-239, (2015).
- [2] M. Ishigaki et al., Influence of mesh non-orthogonality for numerical simulation of buoyant flows, Computers and Fluids, 投稿中
- [3] X. Zhou et al., Large-eddy simulation of a turbulent forced plume, Eur. J. Meth.

B Fluids, 20, 233-254, (2001).

4.2.3.2

- [1] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書、4.5.2.2.節および 4.5.2.3.節
- [2] Bart J. Daly and Francis H. Harlow, Transport equation in turbulence, *The physics of Fluid*, 13, 11, 2634-2649 (1970)
- [3] K. Abe and K. Suga, Towards the development of a Reynolds-averaged algebraic turbulence scalar-flux, *International journal of heat and fluid flow*, 22, 19-29 (2001)
- [4] Younis, B. A., Speziale, C. C. and T. T. Clark. A non linear algebraic model for the turbulent scalar fluxes, NASA-CR-201-796, 1996.
- [5] 大宮司久明、三宅裕、吉澤徹 編、乱流の数値流体力学 ~モデルと計算法~、東京大学出版会、1998
- [6] 若尾泰文、川村洋、平行平板間乱流における線形性原理に基づくスカラ輸送のモデリング、日本機械学会論文集(B編)、第 62 巻、3934-3942、1996
- [7] 安部 諭、石垣将宏、柴本泰照、与能本泰介：“鉛直ジェットによる小型容器内密度成層浸食・崩壊に関する実験及び数値解析”、日本原子力学会 2015 秋の大会、静岡大学、9/9~9/11, 2015.
- [8] Satoshi ABE, Masahiro ISHIGAKI, Yasuteru SIBAMOTO and Taisuke YONOMOTO, “Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with a vertical buoyant jet in a small vessel”, *Nuclear Engineering and Design*, Submitted
- [9] Aniseh A. A. Abdalla, Jiyang Yu, Mohammad Alrwashdeh, Application of Some Turbulence Models to Simulate Buoyancy-Driven Flow, 2014 22nd International Conference on Nuclear Engineering, Volume 4, July 7-11, 2014 (doi:10.1115/ICONE22-30060)

4.2.4

- [1] H. Allelein, et al., State-of-the-art report on nuclear aerosols, NEA/CSNI/R(2009)5
- [2] Radionuclide (RN) package reference manual, NUREG/CR-6119
- [3] R.K. Hilliard, A.K. Postma, J.D. McCormack and L.F. Coleman, Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment, *Nuclear Technology*, 10, 499-519(1971)

- [4] E. Porcheron, P. Lemaitre, D. Marchand, W. Plumecocq, A. Nuboer, J. Vendel, Experimental and numerical approaches of aerosol removal in spray conditions for containment application, *Nuclear Engineering and Design*, 240, 336-343(2010)
- [5] E. Porcheron, P. Lemaitre, D. Marchand, Aerosol removal by emergency spray in PWR containment, *Journal of Energy and Power Engineering*, 5, 600-611(2011)
- [6] L.E. Herranz, et al., PASSAM: passive and active systems on severe accident source term mitigation, PASSAM experimental tests matrixes, PASSAM-THEOR-T06 [D2.2][Rev 1], 2014

用語の解説

軽水炉の事故時熱流動の調査

ATHLET	Analysis of THERmal-hydraulics of LEaks and Transients : ドイツ GRS が開発した最適評価コード。
BT	Boiling Transition ; 沸騰遷移。液体が沸騰する過熱面が濡れている状態から乾いた状態に遷移すること。炉心冷却の状態と対応している。通常、BWR で用いる用語で、PWR では、核沸騰限界 DNB と呼ばれる。
CATHARE	フランス CEA が開発した最適評価コード
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives : フランスの原子力・代替エネルギー庁
CFD コード	Computational Fluid Dynamics : 数値流体力学コード。極めて小さな検査体積における保存則の計算に基づく詳細解析コード
CHF	Critical Heat Flux : 限界熱流束。沸騰曲線における熱流束の極大値。
CIGMA	Containment InteGral Measurement Apparatus : 大型格納容器実験装置
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH : 原子力安全協会。ドイツの原子力専門機関。
IRSN	放射線防護原子力安全研究所。フランスの原子力安全・放射線防護総局 DGSNR の支援組織
ISP	International Standard Problem : 国際標準問題。ある組織や機関が原子力の安全上重要な現象に関する問題の設定と実験データの提供を行い、各国の研究者が異なるコンピュータプログラムで独自に問題を解決する国際協力プログラム。
JNES	原子力安全基盤機構。現在、原子力規制庁。
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute : 韓国原子力研究院。
KINS	Korea Institute of Nuclear Safety : 韓国原子力安全技術院。
LDV	Laser Doppler Velocimetry : レーザードップラー流速計。2本のレーザー光を交差させて干渉縞を作り、流体中の粒子が干渉縞を通過する際の散乱光を受光することで流体速度を計測する。
LES	Large Eddy Simulation : 計算格子より大きい渦をすべて計算し、格子以下の小さい渦をモデル化する乱流解析手法。
LP コード	Lumped parameter : 集中定数系コード。比較的大きな体積における保存則の計算に基づく解析コード。安全解析に使用する RELAP5 や MELCOR 等の最適評価コードが該当する。

MARS 法	Multi-interface Advection and Reconstruction Solver. VOF 法の中で使用される界面構築法の一つ。界面の幾何学的取り扱いが比較的簡便であることを特徴とする。
MISTRA	フランス CEA が所有する格納容器実験装置。体積は 100m ³ 。
NRI	Nuclear Research Institute Rez plc : チェコの国立研究所。
OECD/NEA/WGAMA	経済協力開発機構/原子力機関/事故の解析と管理に関するワーキンググループ
PANDA	PSI が所有する格納容器実験装置。体積は 460m ³ 。
PAR	Passive Autocatalytic Recombiner : 静的触媒型再結合器。電源等を必要とせず、水素ガスを酸素と再結合させ無害な水に戻す装置。
PCT	Peak Cladding Temperature : 燃料棒被覆管表面最高温度。
PIV	Particle Image Velocimetry : 粒子画像流速計。流れに多数の粒子マーカーを注入し、粒子の運動が局所の流体運動と同一であることを仮定して流体速度を計測する手法。レーザーシート内で散乱体となる粒子が光を反射し、それをカメラで撮影して粒子の移動量を測定する。
Post-BT	Post- Boiling Transition : 沸騰遷移が生じた後の加熱面が乾いた状態。
PSI	Paul Scherrer Institute : スイスポールシェラー研究所。
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation : ナビエ=ストークス方程式にレイノルズ平均 (流れ場を表す物理量をアンサンブル平均値とそこからの変動分の和で表す処理) を適用して算出された方程式を数値的に解く手法。
RELAP5	NRC が開発した最適評価コード。
ThAI	ドイツの Becker Technologies GmbH が運転する格納容器実験装置。体積は 60m ³ 。
TRACE	NRC が開発した最適評価コード
UNIPI	イタリアのピサ大学
V&V	Verification and validation : 解析コードの妥当性評価のこと。通常、verification は、数値解析に係る数学的な妥当性を、validation は実験と比較し検討される妥当性をいう。その際、単に実験と解析の比較だけでなく、実験の実機模擬性 (スケール効果) も考慮して妥当性を検討する。
VOF 法	Volume of Fluid 法 : 界面捕獲法の一つであり、各計算格子の流体の体積占有率 (流体率) を移流させて気液界面の移動を表現す

	る数値解析手法。
WMS	Wire mesh sensor ワイヤーマッシュセンサー。二次元網状に配置した電線の交点における流体抵抗を計測することによりその点でのボイド率等を計測するセンサー
数値解析ソルバー	数値解析コードが有する一般的な機能のうち、保存則を連立して解く数値計算機能を実装するコード.
スケーリング(スケール) 実験	実機と実験装置の大きさ (スケール) 等の違いの影響を工学的に検討するための実験.
二流体モデル	流れ場を平均化し、巨視的に気液二相流を表現する二相流モデルの一つ.