平成28年度

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

平成 29 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	i		2		
2.	全体	計画	ΰ			
2	2.1.	研究	艺方法			
2.2. 研究内容						
3.	前年	度ま	での実施内容			
4.	本年	度の)実施内容	10		
4.1. PWR を模擬した総合効果実験						
	4.1.	1.	事故を模擬する非定常実験	10		
	4.1.	2.	現象把握のための定常実験			
4	.2.	炉心	公伝熱及びスケーリング実験			
	4.2.	1.	高圧熱流動実験ループおよびバンドル試験体の整備			
	4.2.	2.	单管炉心伝熱実験	55		
	4.2.	3.	先行冷却実験装置の整備	87		
	4.2.	4.	斜め管 CCFL 実験			
	4.2.	5.	ワイヤーメッシュセンサー	103		
4	.3.	解析	ŕ	110		
	4.3.	1.	RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析	110		
	4.3.	2.	バンドル試験体伝熱実験用模擬スペーサの熱流動解析			
	4.3.	3.	RELAP5/MOD3.3 コードを用いた PWR の ATWS 事象解析	153		
5.	今後	をの計	h画			
5	.1.	RO	SA/LSTF 実験			
5	5.2.	模撛	程炉心実験			
5	5.3.	二相	1流基礎実験	166		
5	6.4.	解析	ŕ	166		
6. 結言						
本事業に関連する外部発表170						
参考	参考文献					
用書	用語の解説175					

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 る可能性のあるあらゆる事故状況において、合理的に実施し得る範囲で効果的手段を準備 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。

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も、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、最新知見の反映のための改造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 いることからも、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、これら新規制基準の策定、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 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章では前年度までの実施内容、4 章で本年度の実施内容、5章で今後の計画について述べる。最後に6章で結論をまとめる。

3

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におく。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。

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。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、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。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 してこなかったスペーサ効果等を把握するための実験を行う。産業界ではスペーサ効果に 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ペ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、リウェットやスペ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。

現段階での全体計画の概要を表 2.2-1 に示す。炉心損傷前の熱水力に関する実験では、平 成 24 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平成 27 年度より 実験を開始する。以降、装置整備を継続し、平成 28 年度には、バンドル実験部を完成させ る。並行し、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。



表 2.2-1 軽水炉の事故時熱流動の調査

3. 前年度までの実施内容

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。

- 単管伝熱実験では、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ことを確認した。
- 斜め配管 CCFL 実験については、大流量の空気供給系を設置して実験を開始し、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。

ROSA/LSTF 実験は、福島第一原子力発電所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 策の有効性について検討することを目的としている。前年度は、全電源喪 失時に蓄圧注入系の隔離失敗に伴う窒素ガスの一次系への流入に着目した非定常実験(実験 番号:TR-LF-16) を SG 二次側減圧等の AM 策のベースケースとして実施した。その際、 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。 TR-LF-16 実験では、一次系に流入した窒素ガスが、SG 伝熱管に顕著に蓄積することなく、 加圧器逃し弁や破断口から放出することを示した。また、現象を把握するために実施した 定常実験(実験番号:ST-NC-45)は、リフラックス冷却条件での窒素ガスの影響を検討する ための実験であり、炉心出力を一定に保ち、窒素ガスの蓄積量を変えて低圧でのデータを 得た。その際、SG 二次側減圧時に二次側への給水が十分な場合として、SG 二次側水位は SG 伝熱管頂部を超える高さに維持した。ST-NC-45 実験の結果は、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 低下が計測された。その一方で、その他の伝熱管の流体温度は、二次側流体温度とほぼ同 じとなった。

さらに、前年度は、燃料被覆管最高温度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、解析的研究を行った。その際、過去の ROSA/LSTF 実験のうち、 炉心の露出・過熱が観察された中破断冷却材喪失事故模擬実験を対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析や感度解析を実施し、燃料被覆管最高温度に影響を及ぼすパラメ ータの抽出を試みた。

4. 本年度の実施内容

4.1. 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㈱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 4.1-1 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、全電源喪失時に一次冷 却材の喪失を伴う事象において、運転員の操作遅れを考慮して開始する SG 二次側減圧や給 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。このとき、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SG伝熱管底部に近い高さ(約1m)に維持する。



図 4.1-1 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

4.1.1. 事故を模擬する非定常実験

図 4.1.1-1 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㈱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 びスペーサの数、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 4.1.1-1 LSTF 系統図

非定常実験(実験番号:TR-LF-17)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 二次側の圧力は、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、 運転員による SG 逃し弁の手動開放操作やタービン動補助給水系による SG 二次側への給水 等の AM 策の早期開始を考慮する必要がある[4]。そのため、前年度は全電源喪失・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なる非定常実験(実験番号: TR-LF-16)を実施した[5]。このとき、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。さらに、減圧速度が小さかったため、加圧器逃し弁 の開放による一次系減圧を実施した。

本年度の非定常実験では、破断条件は、一次冷却材の喪失を考慮して低温側配管 0.2%破断とした。また、AM 策として、運転員の操作遅れを考慮し、低温側配管破断から 20 分後に、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。
- 一次冷却材の喪失は低温側配管 0.2%破断として模擬する。このとき、破断口は内径
 4.6mm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 ロ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、破断ロ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 4.1.1-1 と表 4.1.1-2 に示す予め定めた計画値を与える。

時間	ポンプ	時間	ポンプ	時間	ポンプ
(秒)	回転数比	(秒)	回転数比	(秒)	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 4.1.1-1 一次系冷却材ポンプ回転数

表 4.1.1-2 炉心出力

時間	炉心出力	時間	炉心出力	時間	炉心出力	時間	炉心出力
(秒)	(MW)	(秒)	(MW)	(秒)	(MW)	(秒)	(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、低温側配管破断から 20 分後、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 10.18mm 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。低圧注入系の注水温度は310Kとする。

 ● 低圧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 4.1.1-3 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 4.1.1-2 ~図 4.1.1-17 に主な実験データを 0~16000 秒でグラフ表示する。さらに、図 4.1.1-18~図 4.1.1-21 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、一次系圧力が 1MPa まで低下時点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 主蒸気隔離弁閉止が4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21秒から減衰を開始した(図4.1.1-2)。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19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4.1.1-3)。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、370秒に加圧器水位を喪失した(図 4.1.1-4)。加圧器 水位喪失後まもなく高温側配管の両ループでは水位を形成したが(図 4.1.1-5)、低温側配管 の両ループでは 660秒に水位を形成した(図 4.1.1-6)。その後、高温側配管と低温側配管の 水位は、それぞれ配管内径高さの約 1/2、約 1/4 まで低下した。1870秒で両ループの蓄圧 注入系の注水が開始すると(図 4.1.1-12)、高温側配管と低温側配管の水位はともに配管内径 高さの約 3/4 まで上昇した。3810秒、4000秒でそれぞれループA、Bの蓄圧注入系の注水 が終了すると、高温側配管の水位は小さな低下に止まったが、低温側配管の水位は配管内 径高さの約 1/2 まで徐々に低下した。加圧器逃し弁開放による一次系減圧が開始すると(図 4.1.1-10)、高温側配管の水位は配管内径高さの約 1/2 まで低下したが、低温側配管の水位は 配管底部近くまで低下した。両ループの低圧注入系の注水が開始すると(図 4.1.1-13)、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から 二相放出に変化した(図 4.1.1-7)。

SG 主蒸気止め弁閉止後、SG 二次側圧力は上昇したが、SG 逃し弁の周期的開閉により約 8MPa に維持された。1210 秒で SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧が開始すると(図 4.1.1-8)、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 4.1.1-10)。また、SG 二次側水位も低下したが、1210 秒に開始した補助給水系の作動により、約 2400 秒以降 SG 二次側水位は上昇に転じた(図 4.1.1-9)。約 7200 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。3810 秒、 4000 秒でそれぞれループA、Bの蓄圧注入系の注水が終了すると、窒素ガスの一次系への 流入による凝縮熱伝達低下の影響により、SG二次側圧力に比べて一次系圧力の低下率が小 さくなった(図 4.1.1-11)。一次系圧力が約 1.2MPa までの低下に止まったため、9200 秒で 加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を実施した。その結果、一次系圧力の低下は顕著に なり、約 13000 秒以降一次系圧力は低水頭ポンプが作動可能な 1MPa 以下となった。加圧 器水位は、加圧器逃し弁の開放により回復した(図 4.1.1-4)。さらに、一次系圧力が 0.95MPa まで低下した 14400 秒で両ループの低圧注入系の注水を開始すると、加圧器水位は大きく 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 は長い管である。約 900~2000 秒で両ループの SG 計装管に水位が形成し、蓄 圧注入系の注水が開始されるまでに約4mまで低下した(図4.1.1-14及び図4.1.1-15)。 蓄圧 注入系の注水が開始すると、SG 計装管の水位は上昇した。 蓄圧注入系の注水が終了すると、 SG 計装管において、窒素ガスの蓄積率の違いから、水位低下率が異なる等非一様な流動挙 動を示した。 ループ A の Tube 1~Tube 6 はそれぞれ約 5300 秒、約 8000 秒、約 7300 秒、 約 6000 秒、約 7500 秒、約 5800 秒で空となり(図 4.1.1-14)、一方、ループ B の Tube 1~ Tube 6 はそれぞれ約 5600 秒、約 7200 秒、約 5900 秒、約 6700 秒、約 7300 秒、約 5300 秒で空となった(図 4.1.1-15)。加圧器逃し弁を開放すると、ループ A のみ SG 計装管の水位 が一時的に回復した。また、低圧注入系の注水を開始すると、両ループの SG 計装管の水位 は大きく上昇した。蓄圧注入系の注水が終了すると、ループ間で異なる自然循環流量とな った(図 4.1.1-3)。さらに、加圧器逃し弁を開放すると、自然循環流量のループ間での差が 顕著となった。図 4.1.1-17 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小さかったため(図 4.1.1-16)、実験期間中燃料被覆管表面の過 熱は検出されなかった。14400 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、15063 秒に破断弁を閉とするとともに、15090 秒に炉心出力を ゼロにして実験を終了した。

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
4	蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止
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
269	一次系冷却材ポンプ停止
370	加圧器水位喪失
1210	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)
1220	補助給水系作動(両ループ)
1870	蕃圧注入系作動(両ループ)
3810	蕃圧注入系停止(ループA)
4000	蕃圧注入系停止(ループ B)
7200	蒸気発生器二次側水位を約 12m に維持開始
9200	加圧器逃し弁の開放(一次系減圧開始)
9400	加圧器水位上昇開始
14400	低圧注入系作動(両ループ)
15063	破断弁閉
15090	炉心出力ゼロ(実験終了)

表 4.1.1-3 非定常実験で観察された主な事象



図 4.1.1-3 一次系ループ流量



図 4.1.1-4 加圧器水位



図 4.1.1-5 高温側配管水位







図 4.1.1-7 破断流量



図 4.1.1-8 蒸気発生器逃し弁からの流出流量



図 4.1.1-9 蒸気発生器二次側水位



図 4.1.1-10 一次系·蒸気発生器二次側圧力(縦軸:0-16MPa)



図 4.1.1-11 一次系·蒸気発生器二次側圧力(縦軸:0-3MPa)







図 4.1.1-13 低圧注入系流量



図 4.1.1-14 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ A)



図 4.1.1-15 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ B)







図 4.1.1-17 燃料被覆管温度



図 4.1.1-18 実験開始直後における一次系・二次系冷却材分布状況



図 4.1.1-19 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 4.1.1-20 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 4.1.1-21 一次系圧力が 1MPa まで低下時点における一次系・二次系冷却材分布状況

4.1.2. 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)[1]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、前年度の定常実験(実験番号:ST-NC-45)では、 炉心出力が 0.5MW 一定かつ、一次系圧力は 1MPa 以下で窒素ガスの蓄積量を変えた[2]。 このとき、SG 二次側水位は SG 伝熱管頂部を超える高さに維持した。一方、本年度の定常 実験(実験番号:ST-NC-46)では、前年度の定常実験と異なり、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 SG 伝熱管底部に近い高さ(約 1m) に 維持した。ST-NC-46 実験の主な条件は、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 伝熱管底部に近い高さ(約 1m)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 4.1.2-1 に窒素ガス注入方 法の概略図を示す。





ST-NC-46 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 SG 伝熱管底部に近い高さ(約 1m) 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 分間保持する。
- 約2%ずつ段階的に一次系冷却材の排出及び系を安定させるために約5分間の保持をリ 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 分間の保持を7回繰り返す。
- 炉心出力をゼロにして実験を終了する。

表4.1.2-1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4.1.2-2と図4.1.2-3にそれぞれ一次系冷却材排出量と一次系ループ流量を0 ~15000秒でグラフ表示する。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)に加圧器を除く一次系容積(6.841m³)を乗じること で、初期一次系インベントリを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一次系インベントリが 91.3%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、 一次系インベントリが 88.6%のとき、二相自然循環に移行するために一次系ループ流量は 増加し、一次系インベントリが 86.2%、81.4%のとき、それぞれループAとループBの流 量は最大値を示した。一方、一次系インベントリが 72.5%に減少するまでの期間では、両 ループの流量は低下した。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とループB間の流量に大きな違いが見られた。両ループともに 一次系インベントリが70.3%以下では、リフラックス凝縮過程となり、計測誤差(±1.2kg/s) を考慮して、このときの一次系ループ流量はほぼゼロと評価した。ここで、SG二次側水位 はSG伝熱管頂部を超える高さに維持した前年度の定常実験において、ループAとループB でそれぞれ一次系インベントリが59.3%、47.3%以下では、リフラックス凝縮過程となった ことから、自然循環様式の変化にSG二次側水位の条件の違いによる影響が見られた。

窒素ガスの注入は、一次系インベントリが 36.4%の条件で行った。図 4.1.2・4 に窒素ガス 注入流量を 16000~29000 秒でグラフ表示する。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 伝熱管流体温度等については、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 17600~17900 秒、2 回目が 19300 ~19600 秒、3 回目が 21000~21300 秒、4 回目が 22600~22900 秒、5 回目が 24300~24600 秒、6 回目が 26500~26800 秒、7 回目が 27900~28200 秒とした。以後、ループ A の実験 結果を代表して述べる。

図 4.1.2.5 に一次系と SG 二次側の圧力を示す。窒素ガス注入直前の一次系と SG 二次側 の圧力は、それぞれ 0.40MPa、0.34MPa であった。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。このときの一次系圧 力は、窒素ガス注入の1回目が 0.51MPa、2回目が 0.63MPa、3回目が 0.74MPa、4回目 が 0.85MPa、5回目が 0.95MPa、6回目が 1.06MPa、7回目が 1.17MPa であった。一方、 SG 二次側圧力は窒素ガス注入の1回目が 0.30MPa、7回目が 0.25MPa となり、2回目以 降やや低下した。ここで、前年度の定常実験における一次系と SG 二次側の圧力に関して、 窒素ガス注入直前ではそれぞれ 0.37MPa、0.31MPa であり、窒素ガス注入の 7回目ではそ れぞれ 1.03MPa、0.21MPa となったことから、窒素ガスの注入に伴う一次系圧力の上昇に SG 二次側水位の条件の違いによる影響が見られた。

代表的な SG 伝熱管流体温度の結果として、図 4.1.2-6~図 4.1.2-15 にそれぞれ伝熱管入 口から 0.811m、2.101m、3.381m、5.941m、8.501m の距離、伝熱管出口から 8.501m、 5.941m、3.381m、2.101m、0.811m の距離での流体温度を、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。SG 二次側流体温度に関しては、SG二次側水位が約1.05~1.20mであるため、SG 伝熱管頂部 に近い SG 伝熱管入口及び出口から8.501mの距離での流体温度が最も高く、SG 伝熱管底 部に近い SG 伝熱管入口及び出口から0.811mの距離での流体温度が最も低かった。この様 な SG 二次側流体の温度分布は、SG 伝熱管流体温度に大きな影響を及ぼした。また、窒素 ガスの注入位置に近い SG 伝熱管入口から0.811mの距離での SG 伝熱管流体温度は、その 他の計測位置での流体温度と異なり、一次系飽和温度近くから SG 二次側流体温度近くまで 大きな温度変動を伴っており、流動と伝熱が活発であると考えられる。その一方で、流れ が停滞し、SG 伝熱管出口から0.811mの距離では、SG 伝熱管流体温度は二次側流体温度 とほぼ等しくなった。

図 4.1.2·16~図 4.1.2·21 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 れ〇印、□印、◇印、×印、▽印、△印、●印で示す。流下液膜の影響を受けていること が考えられる SG 伝熱管入口から 0.811m の距離の計測位置を除き、1 回目の窒素ガス注入 において、SG 伝熱管内の計測位置でサブクール状態となり、ガスが蓄積した。窒素ガスの 注入を重ねると、SG 伝熱管内ほぼ全ての計測位置でのサブクール度は高くなった。

前年度の定常実験において、SG二次側水位はSG 伝熱管頂部を超える高さに維持したた め、SG 伝熱管上昇流側では鉛直上向き方向にサブクール度は高くなり、下降流側ではほぼ 同じサブクール度を示した。一方、本年度の定常実験において、SG二次側流体の温度分布 は、SG 伝熱管サブクール度に大きな影響を及ぼし、SG 伝熱管頂部に近いほどサブクール 度は低くなった。なお、Tube 1 と Tube 6、Tube 2 と Tube 5、Tube 3 と Tube 4 のサブク ール度について比較したが、同じ長さのSG 伝熱管でサブクール度に大きな違いは見られな かった。この様に、SG 伝熱管群において明確な非一様流動挙動を示さなかった。

30

一次系 治却材 排出 評価時間 (秒) (評価時間での平均値) (評価時間での平均値) (評価時間での平均値) 水テップ 小一ブ A ハーブ B 洗量 パシーブ B 第出節 -40~0 0 100 ^{*1} 3.3 3.4 1 160~680 202.6 96.7 3.1 3.3 2 840~1100 380.4 93.8 3.2 3.3 3 1260~1520 532.8 91.3 3.2 3.4 4 1660~1940 697.6 88.6 3.2 3.4 5 2060~2360 848.9 86.2 3.9 3.8 6 2480~2780 996.5 83.8 3.1 4.6 7 2900~3200 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 3320~3580 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 3740~4040 1472.6 77.0 1.7 2.2 10 4180~4440 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 4580~5280 1821.6			一次系インベントリ		一次系ループ流量	
冷却材 排出評価時間 (秒) $-\chi_{\tilde{X}}$ 冷却材 $\gamma \sim \gamma$ γ $\nu - \gamma$ A 流量 流量 流量 流量 流量 流量 流量 $\nu - \gamma$ B 流量 	一次系		(評価時間での平均値)		(評価時間での平均値)	
排出 (種) 冷却材 ントリ 流量 読量 ステップ 排出鼠(kg) (%) (kg/s) (kg/s) 排出前 -40~0 0 100 ⁺¹ 3.3 3.4 1 160~680 202.6 96.7 3.1 3.3 2 840~1100 380.4 93.8 3.2 3.3 3 1260~1520 532.8 91.3 3.2 3.4 4 1660~1940 697.6 88.6 3.2 3.4 5 2060~2360 848.9 86.2 3.9 3.8 6 2480~2780 996.5 83.8 3.1 4.6 7 2900~3200 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 3320~3580 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 3740~4040 1412.6 77.0 1.7 2.2 10 4180~4460 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 4580~6100 2079.0 6	冷却材	評価時間	一次系	インベ	ループA	ループ B
ステップ 排出量(kg) (%) (kg/s) (kg/s) 排出前 $\cdot 40 \sim 0$ 0 100^{*1} 3.3 3.4 1 $160 \sim 680$ 202.6 96.7 3.1 3.3 2 $840 \sim 1100$ 380.4 93.8 3.2 3.3 3 $1260 \sim 1520$ 532.8 91.3 3.2 3.4 4 $1660 \sim 1940$ 697.6 88.6 3.2 3.4 5 $2060 \sim 2360$ 848.9 86.2 3.9 3.8 6 $2480 \sim 2780$ 996.5 83.8 3.1 4.6 7 $2900 \sim 3200$ 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 $3320 \sim 3580$ 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 $3740 \sim 4040$ 1412.6 77.0 1.7 2.2 10 $4180 \sim 4440$ 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 $4580 \sim 6100$ 2079.0 66.1	排出。	(秒)	冷却材	ントリ	流量	流量
排出前 $-40 \sim 0$ 0 100^{+1} 3.3 3.4 1 $160 \sim 680$ 202.6 96.7 3.1 3.3 2 $840 \sim 1100$ 380.4 93.8 3.2 3.3 3 $1260 \sim 1520$ 532.8 91.3 3.2 3.4 4 $1660 \sim 1940$ 697.6 88.6 3.2 3.4 5 $2060 \sim 2360$ 848.9 86.2 3.9 3.8 6 $2480 \sim 2780$ 996.5 83.8 3.11 4.6 7 $2900 \sim 3200$ 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 $3320 \sim 3580$ 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 $3740 \sim 4040$ 1412.6 77.0 1.7 2.2 10 $4180 \sim 4440$ 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 $4580 \sim 4860$ 1690.1 72.5 1.11 1.6 12 $4980 \sim 5280$ 1821.6 70.3 $*^2$ $*^2$ 13 $5400 \sim 5700$ 1957.4 68.1 $*^2$ $*^2$ 14 $5820 \sim 6100$ 2079.0 66.1 $*^2$ $*^2$ 15 $6240 \sim 6520$ 2196.8 64.2 $*^2$ $*^2$ 16 $6660 \sim 6960$ 2320.5 62.2 $*^2$ $*^2$ 17 $7140 \sim 7420$ 2443.2 60.2 $*^2$ $*^2$ 20 $8560 \sim 8860$ 2804.8 54.3 $*^2$ $*^2$ 21 $9040 \sim 9340$ 2927.7 52.3 $*^2$ $*^2$ 22 <td< td=""><td>ステップ</td><td></td><td>排出量(kg)</td><td>(%)</td><td>(kg/s)</td><td>(kg/s)</td></td<>	ステップ		排出量(kg)	(%)	(kg/s)	(kg/s)
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	排出前	-40~0	0	100^{*1}	3.3	3.4
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	1	$160 \sim 680$	202.6	96.7	3.1	3.3
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	2	840~1100	380.4	93.8	3.2	3.3
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	3	$1260 \sim 1520$	532.8	91.3	3.2	3.4
5 $2060 \sim 2360$ 848.9 86.2 3.9 3.8 6 $2480 \sim 2780$ 996.5 83.8 3.1 4.6 7 $2900 \sim 3200$ 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 $3320 \sim 3580$ 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 $3740 \sim 4040$ 1412.6 77.0 1.7 2.2 10 $4180 \sim 4440$ 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 $4580 \sim 4860$ 1690.1 72.5 1.1 1.6 12 $4980 \sim 5280$ 1821.6 70.3 $*^2$ $*^2$ 13 $5400 \sim 5700$ 1957.4 68.1 $*^2$ $*^2$ 14 $5820 \sim 6100$ 2079.0 66.1 $*^2$ $*^2$ 15 $6240 \sim 6520$ 2196.8 64.2 $*^2$ $*^2$ 16 $6660 \sim 6960$ 2320.5 62.2 $*^2$ $*^2$ 17 $7140 \sim 7420$ 2443.2 60.2 $*^2$ $*^2$ 18 $7600 \sim 7840$ 2563.8 58.2 $*^2$ $*^2$ 20 $8560 \sim 8860$ 2804.8 54.3 $*^2$ $*^2$ 21 $9040 \sim 9340$ 2927.7 52.3 $*^2$ $*^2$ 22 $9560 \sim 9840$ 3049.3 50.3 $*^2$ $*^2$ 23 $10020 \sim 10320$ 3168.5 48.4 $*^2$ $*^2$ 24 $10520 \sim 11340$ 3411.6 44.4 $*^2$ $*^2$ 25 $11020 \sim 11340$ 3535.8 42.4 $*^2$ $*^2$ <td>4</td> <td>$1660 \sim 1940$</td> <td>697.6</td> <td>88.6</td> <td>3.2</td> <td>3.4</td>	4	$1660 \sim 1940$	697.6	88.6	3.2	3.4
6 $2480 \sim 2780$ 996.5 83.8 3.1 4.6 7 $2900 \sim 3200$ 1140.0 81.4 3.3 5.3 8 $3320 \sim 3580$ 1275.1 79.2 1.5 3.8 9 $3740 \sim 4040$ 1412.6 77.0 1.7 2.2 10 $4180 \sim 4440$ 1551.9 74.7 1.4 2.5 11 $4580 \sim 4860$ 1690.1 72.5 1.1 1.6 12 $4980 \sim 5280$ 1821.6 70.3 $*^2$ $*^2$ 13 $5400 \sim 5700$ 1957.4 68.1 $*^2$ $*^2$ 14 $5820 \sim 6100$ 2079.0 66.1 $*^2$ $*^2$ 15 $6240 \sim 6520$ 2196.8 64.2 $*^2$ $*^2$ 16 $6660 \sim 6960$ 2320.5 62.2 $*^2$ $*^2$ 17 $7140 \sim 7420$ 2443.2 60.2 $*^2$ $*^2$ 18 $7600 \sim 7840$ 2563.8 58.2 $*^2$ $*^2$ 19 $8080 \sim 8380$ 2683.4 56.3 $*^2$ $*^2$ 20 $8560 \sim 8860$ 2804.8 54.3 $*^2$ $*^2$ 21 $9040 \sim 9340$ 2927.7 52.3 $*^2$ $*^2$ 23 $10020 \sim 10320$ 3168.5 48.4 $*^2$ $*^2$ 24 $10520 \sim 10800$ 3290.9 46.4 $*^2$ $*^2$ 25 $11020 \sim 11340$ 3411.6 44.4 $*^2$ $*^2$ 26 $11560 \sim 11860$ 3535.8 42.4 </td <td>5</td> <td>$2060 \sim 2360$</td> <td>848.9</td> <td>86.2</td> <td>3.9</td> <td>3.8</td>	5	$2060 \sim 2360$	848.9	86.2	3.9	3.8
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	6	$2480 \sim 2780$	996.5	83.8	3.1	4.6
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	7	$2900 \sim 3200$	1140.0	81.4	3.3	5.3
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	8	$3320 \sim 3580$	1275.1	79.2	1.5	3.8
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	9	$3740 \sim 4040$	1412.6	77.0	1.7	2.2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	10	$4180 \sim 4440$	1551.9	74.7	1.4	2.5
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	11	$4580 \sim 4860$	1690.1	72.5	1.1	1.6
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	12	$4980 \sim 5280$	1821.6	70.3	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	13	$5400 \sim 5700$	1957.4	68.1	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	14	$5820 \sim 6100$	2079.0	66.1	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	15	$6240 \sim 6520$	2196.8	64.2	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	16	$6660 \sim 6960$	2320.5	62.2	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	17	$7140 \sim 7420$	2443.2	60.2	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	18	$7600 \sim 7840$	2563.8	58.2	*2	*2
$\begin{array}{c c c c c c c c c c c c c c c c c c c $	19	$8080 \sim 8380$	2683.4	56.3	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	20	$8560 \sim 8860$	2804.8	54.3	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	21	$9040 \sim 9340$	2927.7	52.3	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	22	$9560 \sim 9840$	3049.3	50.3	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	23	$10020 \sim 10320$	3168.5	48.4	*2	*2
$\begin{array}{c c c c c c c c c c c c c c c c c c c $	24	$10520 \sim 10800$	3290.9	46.4	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	25	11020~11340	3411.6	44.4	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	26	$11560 \sim 11860$	3535.8	42.4	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	27	$12080 \sim 12400$	3656.4	40.4	*2	*2
$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$	28	$12620 \sim 14120$	3782.8	38.4	*2	*2
	29	$14300 \sim 15000$	3904.0	36.4	*2	*2

表 4.1.2-1 一次系インベントリと一次系ループ流量の関係

*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 4.1.2-4 窒素ガス注入流量



図 4.1.2-5 一次系と蒸気発生器二次側ループ A の圧力



図 4.1.2-6 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 4.1.2-7 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 4.1.2-8 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 4.1.2-9 蒸気発生器伝熱管入口からの距離 5.941m での流体温度(ループ A)


図 4.1.2-10 蒸気発生器伝熱管入口からの距離 8.501m での流体温度(ループ A)



図 4.1.2-11 蒸気発生器伝熱管出口からの距離 8.501m での流体温度(ループ A)



図 4.1.2-12 蒸気発生器伝熱管出口からの距離 5.941m での流体温度(ループ A)



図 4.1.2-13 蒸気発生器伝熱管出口からの距離 3.381m での流体温度(ループ A)



図 4.1.2-14 蒸気発生器伝熱管出口からの距離 2.101m での流体温度(ループ A)



図 4.1.2-15 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 4.1.2-16 蒸気発生器短い管(Tube 1)のサブクール度(ループ A)



図 4.1.2-17 蒸気発生器短い管(Tube 6)のサブクール度(ループ A)



図 4.1.2-18 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 4.1.2-19 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 4.1.2-20 蒸気発生器長い管(Tube 3)のサブクール度(ループ A)



図 4.1.2-21 蒸気発生器長い管(Tube 4)のサブクール度(ループ A)

4.2. 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、本年度基本部分が完成した高圧熱流動実験ループおよびバンドル試験体の 概要を述べると共に、単管炉心伝熱実験について主にスペーサ効果に着目した実験につい 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、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結果を示す。

4.2.1. 高圧熱流動実験ループおよびバンドル試験体の整備

(1) 概要

本年度は、平成 25 年度より製作を継続していた高圧熱流動実験ループ HIDRA (HIgh pressure thermal hyDRAulic loop)の基本部分を完成した。また、HIDRA に設置する炉 心模擬 4x4 バンドル試験体を製作した。

(2) 高圧熱流動実験ループ HIDRA

図 4.2.1-1、4.2.1-2 に HIDRA の概略図、配管系統図をそれぞれ示す。主循環ポンプによ り吐出された水は流量測定部を通り垂直圧力容器下部に流入する。試験部で加熱された水 は垂直圧力容器上部から流出し、図 4.2.1-3 に示す気水分離器に入る。分離された水は気水 分離器下部に溜まり水位を形成する。一方蒸気は図 4.2.1-4 に示す凝縮器 (交換熱量 4MW) に導かれ、冷却水との熱交換により凝縮し、気水分離器に戻される。気水分離器を出た水 は、再び循環ポンプに戻る。循環流量の制御は、主循環ポンプの回転数およびポンプ出口 の流量調節弁開度の制御で行う。主循環ポンプの最大流量は 170m³/h である。ループの最 高圧力は 12.6MPa、最高温度は 600K である。次年度以降、加圧器、予熱器の設置、およ び ATWS (Anticipated Transient Without Scram; スクラム失敗事象) 模擬やブローダウ ン模擬のための配管系統の設置を行う予定である。

(3) バンドル試験体

BWR9x9 燃料集合体を模擬した 4x4 バンドル試験体の断面図を図 4.2.1-5 に示す。また 主な仕様を表 4.2.1-1 に示す。バンドル試験体は流路を形成するシュラウドと 16 本の模擬 燃料棒、これらの空間配置を保持するためのグリッドスペーサからなる。

シュラウドはステンレス製で、流路の内法寸法は 61mm であり、垂直圧力容器内に設置 される。流路に設置される模擬燃料棒の直径、ピッチ、最外周燃料棒とチャンネル壁間距 離は、実機 BWR9x9 燃料集合体と等しくした。流路から外部への放熱を評価するため、シ ュラウド温度測定用熱電対を図 4.2.1-6 に示す 8 断面に設置した。断面内の設置位置は図 4.2.1-7 に示すとおり、シュラウド内表面に 2 カ所、外表面に 2 カ所、外表面から深さ 11mm の点に 1 カ所である。また、図 4.2.1-6 に示すように流路内流体温度計測のための熱電対を、 試験部入口と加熱部下流側の 2 断面に設置した。流路内の熱電対の配置は、対称性を仮定 した場合の全てのサブチャンネル温度を計測できるよう、図 4.2.1-8 に示す 6 カ所とした。 模擬燃料棒は核燃料を模擬した間接発熱型電気ヒータであり、ニクロム製ヒータエレメ ント、NFC600 製被覆管、および窒化ボロンと酸化マグネシウム製の絶縁材で構成される。 模擬燃料棒の最大出力は 185kW/本であり、集合体の全出力は 2.96MW となる。模擬燃料 棒の出力分布は図 4.2.1-9 に示すようにチョップトコサインとし、軸方向ピーキング係数は 1.395 であり、最大線出力密度は 69.56kW/m である。バンドルの径方向出力分布は均一と した。被覆管表面温度を測定するため、熱電対を被覆管表面に U 字形溝を設けて埋め込ん だ。使用した熱電対は K 型で、非接地型シース熱電対であり、シース材質を NCF-600 とし、 計測応答性を高めるためシース外径を 0.5mm とした。熱電対の設置位置を図 4.2.1-10 に示 す。模擬燃料棒を 4 本ずつの 4 グループに分け、それぞれ 6~7 番スペーサ間を計測するグ ループ、5~6 番スペーサ間を計測するグループ、3~5 番スペーサ間を計測するグループ、 および全体を計測するグループとした。

模擬燃料棒の水平方向空間配置は、図 4.2.1-6 に示す位置に設置される 7 個のグリッドス ペーサで正方格子状に保持される。グリッドスペーサは、図 4.2.1-11 に示す通り BWR9x9 型丸セルスペーサを模擬したものである。

	BWR9x9 燃料集合体(下部)	4x4 バンドル試験体
チャンネルボックス内のり	132.5mm	61mm
グリッドスペーサ	丸セル型	丸セル型
燃料加熱長	3.71m	3.71m
燃料外径	11.2mm	11.2mm
燃料ピッチ	14.3mm	14.3mm
最外周燃料棒とチャンネル 壁間距離	3.45mm	3.45mm
チャンネルボックス内面積	17476.3 mm ²	3650.69 mm ²
流路面積	9211.9 mm ²	2074.37 mm 2
流路濡縁長さ	3133.8mm	791.44mm
加熱濡縁長さ	2603.8	562.97mm
水力等価直径	11.8mm	10.48mm
加熱等価直径	14.15mm	14.74mm

表 4.2.1-1 4x4 バンドル試験体の基本仕様[1]









図 4.2.1-3 気水分離器



図 4.2.1-4 凝縮器



図 4.2.1-5 4x4 バンドル試験体断面図



図 4.2.1-6 スペーサおよび熱電対軸方向配置



b (2:1)

c (2:1)





図 4.2.1-7 シュラウド熱電対設置位置



図 4.2.1-8 流路内熱電対設置位置







図 4.2.1-10 模擬燃料棒熱電対設置位置



図 4.2.1-11 スペーサ

4.2.2. 単管炉心伝熱実験

(1) 概要

本実験では、Post-BT 領域の熱伝達に関する検討を行う。本年は、定常状態における限界 熱流束、熱伝達率と液滴伝達率の測定、および熱出力過渡条件におけるリウェット挙動の 把握を行った。さらに、燃料集合体の丸セルスペーサを模擬した流路障害物を設置し、定 常、および過渡条件でのスペーサ効果に関する実験を行った。

(2) 単管試験体

単管試験体の概略図を図 4.2.2-1 に示す。単管試験体は、内径 12.2mm、厚さ 2.3mm の インコロイ 800HT 製の直管であり、測定部と 3 本の予熱助走部で構成される。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。なお、本節における熱流束の実験値および計算値の算出には、有効発熱長を用い ている。

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 φ 1.0mm 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た。測定部の熱電対取り付 け位置を図 4.2.2-2 に示す。

流路障害物(模擬スペーサ)は、図 4.2.2-1 に示すように予熱助走部中段と上段の間、予 熱助走部上段と測定部の間、および測定部最下流端の三ヶ所に設置した。模擬スペーサは 図 4.2.2-3 に示すように、外径 8mm、内径 7mm、高さ 30mm の円管に、厚さ 0.5mm、高 さ 10mm の脚部が三個付いた形状であり、流路断面積に対する開口比は、脚部を含めて 0.872 である。

(3) 定常時熱流束と壁面温度

定常時における測定部内表面での熱流束と壁面温度は、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'tは、軸方向の熱伝導を考慮し、以下で求められる。

$$q_2'' = \frac{\dot{Q}_2}{2\pi r_0 \delta_2} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) dz$$
(4.2.2-1)

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、

$$T_{0} = T_{1} - \frac{\dot{Q}_{2}}{2\pi(r_{1}^{2} - r_{0}^{2})\delta_{2}\lambda} \left\{ r_{1}^{2} \ln\left(\frac{r_{1}}{r_{0}}\right) - \frac{1}{2}(r_{1}^{2} - r_{0}^{2}) \right\}$$
(4.2.2-2)

で求められる。ここで、r₁は直管の外径を表す。

(4) 非定常熱流束と壁面温度

非定常時における測定部内表面での熱流束と壁面温度は、外表面温度から二次元熱伝導の 逆問題を解くことで求められる。二次元円筒座標における非定常熱伝導方程式は、

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial z} \right) + w \qquad (4.2.2-3)$$

で表されるここで wは内部発熱量を表す。物性値と内部発熱量を一定とすると、

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right\} + \frac{w}{\rho c}$$
(4.2.2-4)

となる。本式を差分表示するために、図 4.2.2-4 のような二次元格子を考える。r方向の格子点をj、z方向の格子点をkとする。格子点j=2は、計算の便宜上取った仮想点である。 実験においては格子点j=1における温度を測定していることになり、境界条件は、

$$T = T_1$$
 (4.2.2-5)

$$\left.\frac{\partial T}{\partial t}\right|_{r=r_1} = 0$$

となる。式 4.2.2-4 を、

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right) = a \tag{4.2.2-6}$$

とおいて二回積分すると、

$$T = C_1 + C_0 \ln r + \frac{1}{4}ar^2$$
 (4.2.2-7)

となる。 $r=r_{j-1}$ 、 $r=r_{j}$ 、 $r=r_{j+1}$ をそれぞれ代入してaについて解くと、

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=r_{j}} = \frac{T_{j-1}\ln r_{j} + T_{j}\ln r_{j+1} + T_{j+1}\ln r_{j-1} - \left(T_{j-1}\ln r_{j+1} + T_{j}\ln r_{j-1} + T_{j+1}\ln r_{j}\right)}{\frac{1}{4}\left\{r_{j-1}^{2}\ln r_{j} + r_{j}^{2}\ln r_{j+1} + r_{j+1}^{2}\ln r_{j-1} - \left(r_{j-1}^{2}\ln r_{j+1} + r_{j}^{2}\ln r_{j-1} + r_{j+1}^{2}\ln r_{j}\right)\right\}}$$

(4.2.2-8)

となる。これを式 4.2.2-4 に代入し、さらに格子点(1,k)において差分表示すると、

$$\frac{\partial T_{1,k}}{\partial r} = a \frac{T_{0,k} \ln r_1 + T_{1,k} \ln r_2 + T_{2,k} \ln r_0 - (T_{0,k} \ln r_2 + T_{1,k} \ln r_0 + T_{2,k} \ln r_1)}{\frac{1}{4} \left\{ r_0^2 \ln r_1 + r_1^2 \ln r_2 + r_2^2 \ln r_0 - (r_0^2 \ln r_2 + r_1^2 \ln r_0 + r_2^2 \ln r_1) \right\}} + a \frac{\delta_k T_{1,k+1} - (\delta_{k+1} + \delta_k) T_{1,k} + \delta_{k+1} T_{1,k-1}}{\frac{\delta_{k+1} + \delta_k}{2} \delta_{k+1} \delta_k} + \frac{W}{\rho c}$$
(4.2.2-9)

となる。ここで、点 *j*-2 における温度 *T_{2k}を考える。*定常熱伝導方程式を境界条件(式 4.2.2-5) の元で解くと、

$$T_2 = T_1 - g, \qquad g = \frac{w}{4\lambda} \left(r_2^2 - r_1^2 \right) - \frac{w}{2\lambda} r_1^2 \ln \frac{r_2}{r_1}$$
(4.2.2-10)

となる。これを式(4.2.2-9)に代入して $T_{2,k}$ を消去し、さらに内表面温度 $T_{0,k}$ について整理すると、

$$T_{0,k} = \frac{\left(\frac{2R}{\delta_{k+1}\delta_{k}} - \ln\frac{r_{2}}{r_{1}}\right)T_{1,k} + g\ln\frac{r_{0}}{r_{1}} - R\frac{\delta_{k}T_{1,k+1} + \delta_{k+1}T_{1,k-1}}{\frac{\delta_{k+1} + \delta_{k}}{2}\delta_{k+1}\delta_{k}} + \frac{R}{a}\left(\frac{\partial T_{1,k}}{\partial r} - \frac{w}{\rho c}\right)}{\ln\frac{r_{1}}{r_{2}}}$$
(4.2.2-11)

但し、

$$R = \frac{1}{4} \left(r_0^2 \ln \frac{r_1}{r_2} + r_1^2 \ln \frac{r_2}{r_0} + r_2^2 \ln \frac{r_0}{r_1} \right)$$
(4.2.2-12)

となる。外表面温度 T_{1,k}の時間差分に陽解法を用いることで、本式より内表面温度 T_{0,k}を 算出することが出来る。

次に、プロファイル法を用いて内表面における熱流束を求める。温度分布として二次曲線 を仮定すると、*r=ro*における一次微係数は、

$$\left(\frac{dT}{dr}\right)_{r=r_0} = -\frac{2h_1 + h_2}{h_1(h_1 + h_2)}T_0 + \frac{h_1 + h_2}{h_1h_2}T_1 - \frac{h_1}{h_2(h_1 + h_2)}T_2 \qquad (4.2.2-13)$$

となり、 $h_1 = h_2 = h$ とすると、

$$\left(\frac{dT}{dr}\right)_{r=r_0} = \frac{-3T_0 + 4T_1 - T_2}{2h}$$
(4.2.2-14)

と表される。従って内表面における熱流束は、

$$q_0 = -\lambda \frac{dT}{dr} \bigg|_{r=r_0} = \lambda \frac{3T_0 - 4T_1 + T_2}{2h}$$
(4.2.2-15)

となり、T₀に式 4.2.2-11、T₁に測定値、T₂に式 4.2.2-10 を代入することで求められる。

(5) 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。

$$m_D = k_D C$$
 (4.2.2-16)

液滴濃度 Cは局所の液滴流速と気相流速の関数として

$$C = \frac{W_d}{\frac{W_g}{\rho_g} \frac{u_d}{u_g} + \frac{W_d}{\rho_l}}$$
(4.2.2-17)

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。この液滴濃度、および液滴伝達係数は、平成 27 年度報告書[1] に詳述したように、温度測定値等の実験データから Hewitt らの方法を用いて以下のように 算出できる。

$$C = \frac{\rho_l \rho_g (1 - x_1)}{\rho_l x_1 + \rho_g (1 - x_1)}$$
(4.2.2-18)

$$k_{D} = \frac{q_{2}''}{h_{fg}} \frac{\Delta_{2}}{\Delta_{1} + \Delta_{2}} \frac{\rho_{l} x + \rho_{g} (1 - x_{1})}{\rho_{l} \rho_{g} (1 - x_{1})} \bigg/ C$$
(4.2.2-19)

ここで h_{g} は蒸発潜熱、 Δ_{1} は非加熱部長さ(0.17m)、 Δ_{2} は加熱部長さ(0.5m)である。

(6) 定常実験

限界熱流束

定常流量、温度の水が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、これを 測定した。表 4.2.2-1 および表 4.2.2-2 に実験条件と限界熱流束の値を示す。また図 4.2.2-5 に Katto-Ohno の相関式[2]より得られる限界熱流束に対する実験値のプロットを示す。白 がスペーサが無い場合、黒が模擬スペーサを設置した場合の結果である。スペーサの有無 による結果の差異は見られず、本実験で用いた丸セル模擬スペーサの場合、限界熱流束へ の影響は無かった。圧力が 2MPa および 4MPa の場合、Katto-Ohno の相関式による予測 値の約 90%、7MPa の場合約 80%の値となった。これは、過去に原子力機構で実施した、 本装置とほぼ同一形状の試験装置における結果[3] (図 4.2.2-6) と良く一致している。一方、 図 4.2.2-7 に示す Bowring の相関式[4]との比較においては、7MPa の低流量領域で実験値 が低くなるが、それ以外ではおおむね一致した。

熱伝達係数

予熱部下流端でドライアウトした状態で、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。外表面温度測定値から式 4.2.2-15 を用いて算出した熱伝達係数を 図 4.2.2-8~13 に示す。圧力および質量流束をパラメータとしており、図の左がスペーサ無 しの結果、右がスペーサがある場合の結果である。図中の実線、粗い破線は、日本原子力 学会の Post-BT 基準[5]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、改良 Dougall-Rohsenow 式と、Groeneveld5.9 式を示す。また、細かい破線は、未発達領域も含 む広い過熱度範囲で適用可能な熱伝達相関式である、Shibamoto[6]らの式を示す。これは、 蒸気冷却に加えて液滴伝達による直接冷却を考慮し、蒸気単相熱伝達、液滴伝達、衝突効 率、最小膜沸騰温度等に既存相関式を適用し、それらの組み合わせたモデルである。すべ てのスペーサ無しの結果で、高過熱度の膜沸騰領域において、Post-BT 基準の両相関式とよ く一致し、低過熱度の領域では両相関式は熱伝達係数を過小評価した。実験値と両相関式 がほぼ等しくなる過熱度、すなわち遷移沸騰から膜沸騰に移行すると考えられる過熱度が およそ 50~150K であり、圧力によらず質量流束が増加するにつれ高くなった。Shibamoto らの式は全体的に熱伝達係数を過大評価するが、変化の傾向は良く一致した。スペーサ有 りの場合、2MPa では全質量流束で、4MPa では 550 kg/m²s 以上で、7MPa では 1100kg/m²s 以上でスペーサ無しの場合と比較して明確に熱伝達係数が増加した。熱伝達率の増加の傾

向は、圧力が低いほど、また質量流束が大きいほど顕著であった。熱伝達係数の増加に伴い、熱伝達係数が Dougall-Rohsenow 式、Groeneveld5.9 式とほぼ等しくなる過熱度が 150 ~200K まで増加し、遷移沸騰から膜沸騰への遷移温度が上昇したことが分かる。 液滴伝達係数

式 4.2.2·18 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[7]を Okawa らが改良した相関式[8]とともに図 4.2.1·14 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、同圧力条件では質量流束が大きいほど大きくなる。すべての ケースにおいて、液滴濃度が小さい領域および大きい領域で液滴伝達係数が小さくなり、 中間領域に液滴伝達係数のピークがある。スペーサが無い場合、ピークよりも高液滴濃度 側の計測値は Okawa らの式よりも低い傾向があり、また圧力によらず一直線上に乗った。 これは圧力依存性のある Okawa らの式と異なる結果であるが、全体の傾向は捉えている。 スペーサがある場合、特に高液滴濃度側、すなわち高質量流束側で液滴伝達係数が増大し ており、圧力が低いほど増大の割合が大きい結果となった。この結果は上述の熱伝達率へ のスペーサの影響の傾向と整合する。

(7) リウェット実験

本年度は出力過渡のリウェット実験を行った。所定の圧力、流量条件で、予熱部(上) 下流端においてドライアウトする状態を作り、さらに測定部の出力を調整することで伝熱 面最高温度を所定の値にセットする。ここで予熱部(上)の出力を急激に(半減期約0.3秒) 減少させることで測定部入口のクオリティを所定の値だけ減少させることで、リウェット を促す。表4.2.2-3に本年度実施したリウェット実験の条件を示す。表中のハッチング部は 過去にJAEAで実施した Post-BT 試験の実験範囲に含まれる条件、それ以外は今回新たに 実施した実験条件を示す。主に低圧域と、高圧の高流量域のデータを拡充した。

図 4.2.2-15 に典型的なリウェット挙動の例を示す。(a)図の実線の通り予熱部(上)の出 力を急激に減少させると、それに遅れて外表面温度の低下が熱電対によって測定される。 測定された外表面温度から、式 4.2.2-11 を用いて測定部内表面の温度が(a)図の一点鎖線の ように得られる。内表面温度が外表面温度に先駆けて、より急峻に低下していることが分 かる。計測点 504G~504R における内表面温度変化を(b)図に示す。また、式 4.2.2-15 を用 いて算出した熱流束を(c)図に示す。熱流束が最大値となる時刻を各点における液膜先端の 到達時刻と定義し、その時刻差からリウェッティング速度を算出した。

図 4.2.2-16、17 にリウェッティング速度の質量流束に対するプロットを示す。図中「Cold reflooding」は蒸発がない場合を仮定した冠水速度である。質量流束の増加と共にリウェッ ティング速度が増加するが、800~1000kg/m²s を超えると、リウェッティング速度がほぼ 一定値に収束した。クオリティ減少量 dx への依存性についても、dx が小さい場合には dx の増加に伴いリウェッティング速度が増加するが、dx が 0.2 と 0.3 では速度に大きな差異 は見られない。また、流量が増加すると dx への依存性がほぼ無くなることが分かる。図

4.2.2-18、19 にリウェッティング速度の伝熱面最高温度に対するプロットを示す。温度の 増加に対してリウェッティング速度の対数がほぼ線形に減少した。質量流束の違いによる 速度の対数の差(プロットの幅)は一定で、リウェッティング速度の流量依存の度合いが 温度に依らないことが分かる。また、プロットの幅は dx が大きいと狭く、dx が大きいほど 流量の影響が少なくなることが分かる。dx が増加すると液膜流量が増加するが、低流量の 場合液膜速度の増分に応じてリウェッティング速度が増加するのに対し、高流量の場合に は液膜速度を増してもリウェッティング速度は増大しないことになり、十分に高流量の領 域では先行冷却による除熱量に支配されていることが予想される。

図 4.2.2-20、4.2.2-21 に、スペーサが無い場合と設置した場合のリウェッティング速度 を、dx=0.1、0.2 の場合についてそれぞれ示す。圧力 4MPa、質量流束が 1100kg/m²s 以上 で、スペーサがある場合にリウェッティング速度が速くなる傾向が見られ、低圧、高流量 域でリウェッティング速度へのスペーサの影響が現れている可能性がある。これについて は現状では低圧・高流量域のデータが少ないため明確には出来ず、今後さらにデータ取得 が必要である。

	質量流束	入口サブ	限界熱流束
)±.)) (MFA)	(kg/m2s)	クール度	(MW/m2)
2.01	368	8	0. 591
2.01	571	6	0.800
2.02	867	13	1.035
2.01	1053	9	1.134
4.04	379	12	0. 583
3.62	566	10	0.835
3.71	907	12	1.096
3.96	1090	14	1.200
3.95	1315	10	1. 287
7.04	367	25	0. 522
7.12	535	9	0.704
7.03	866	12	0. 939
7.00	1075	7	1. 009
7.00	1298	10	1.105
7.00	1576	8	1.165

表 4.2.2-1 限界熱流束実験の条件および結果(スペーサ無し)

圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m2s)	入口サブ クール度	限界熱流束 (MW/m2)
1.92	353	12	0.557
1.91	543	14	0.818
1.94	865	12	1.070
3.92	349	14	0.557
3.92	549	12	0.818
3.91	857	15	1.096
3.93	1078	13	1.218
3.92	1356	10	1.331
6.91	361	18	0.517
6.90	550	16	0.748
6.88	889	17	1.000
6.90	1100	14	1.070
6.91	1319	12	1.139
6.91	1508	12	1. 191

表 4.2.2-2 限界熱流束実験の条件および結果(スペーサあり)

実験 No.	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m2s)	入口サブク ール度(K)	予熱部出 力(k₩)	測定部出 力(kW)	伝熱面最高 温度(℃)	クオリティ 減少量 dx	スペ ーサ
161026005	0.93	222.1	7.2	44.3	3.8	457.8	0.10	無
161026006	1.00	225.2	9.7	44.2	3.8	450.5	0.20	無
161026007	0.96	227.4	8.1	44.1	4.9	547.3	0.10	無
161026008	0.95	221.8	8.2	44.1	4.9	545.9	0.20	無
161026009	0.94	221.5	7.8	44.2	4.9	550.5	0.31	無
161026010	0.98	225.5	9.6	44.1	5.9	624.4	0.10	無
161026011	0.96	224.7	8.5	44.3	5.9	625.0	0.20	無
161026012	0.94	221.8	7.4	44.1	5.9	629.6	0.31	無
161026015	0.97	540.5	1.5	82.8	6.9	452.9	0.10	兼
161026016	0.97	543.0	1.4	82.9	6.9	448.3	0.20	兼
161026017	0.97	545.6	1.7	82.4	8.6	547.1	0.10	無
161026018	0.96	541.0	2.0	82.4	8.6	549.7	0.20	無
161026019	0.98	541.7	2.5	82.8	10.3	625.1	0.10	無
161026020	0.96	538.6	2.2	82.4	10.2	627.8	0.20	兼
161026023	0.95	778.3	7.0	101.3	7.8	449.4	0.10	無
161026024	0.97	784.4	7.8	101.3	8.1	444.4	0.20	無
161026025	1.00	782.5	8.7	103.0	10.0	545.1	0.10	無
161026026	0.96	771.1	7.2	102.2	10.0	553.1	0.20	無
161026027	0.97	768.9	8.1	103.3	12.1	629.7	0.10	無
161026028	1.01	777.2	10.2	102.9	12.0	622.5	0.20	無
161027005	1.88	237.2	13.9	45.0	4.2	451.4	0.10	無
161027006	1.87	243.0	13.7	45.2	4.2	450.9	0.20	無
161027007	1.86	241.0	13.4	45.0	4.2	452.6	0.34	無
161027008	1.88	241.1	13.8	45.0	5.3	549.1	0.10	無
161027009	1.90	239.6	14.3	45.0	5.3	547.8	0.20	無
161027010	1.92	238.9	14.5	45.1	5.4	545.6	0.34	無
161027011	1.93	241.7	14.2	45.0	6.4	628.7	0.10	無
161027012	1.88	235.2	12.6	45.0	6.4	628.0	0.20	無
161027013	1.85	239.1	12.0	45.0	6.4	632.6	0.34	無
161027017	1.93	547.4	16.5	92.9	7.0	445.6	0.10	無
161027018	1.91	548.6	16.4	92.9	7.0	447.7	0.20	無
161027019	1.90	549.1	16.3	92.9	7.0	447.8	0.28	無
161027020	1.92	546.3	15.5	93.1	9.4	554.4	0.10	無
161027021	1.95	546.5	16.6	93.2	9.4	553.0	0.20	無
161027022	1.96	549.8	17.3	92.9	9.3	548.8	0.28	無
161027023	1.98	547.9	17.1	92.9	11.2	629.1	0.10	無
161027024	1.98	548.7	16.8	93.2	11.3	628.6	0.20	無
161027025	1.94	549.5	15.8	92.9	11.2	633.8	0.28	無
161027028	1.98	762.3	16.1	114.5	8.0	449.6	0.10	無
161027029	1.93	780.0	12.7	113.9	7.9	446.5	0.20	無
161027030	1.94	778.3	18.9	114.5	10.8	544.8	0.10	無
161027031	1.99	782.6	18.5	115.0	10.9	545.8	0.20	無

表 4.2.2-3 リウェット実験の条件

161027032	1.89	770.8	13.5	113.8	12.7	623.5	0.10	兼
161027033	1.93	773.2	14.6	113.9	12.7	623.7	0.20	無
161027036	1.92	1019.5	11.7	129.1	8.6	446.9	0.10	無
161027037	1.88	1011.1	10.9	128.0	8.6	448.7	0.20	兼
161027038	1.91	1006.0	13.2	130.0	11.6	547.1	0.10	無
161027039	1.91	1007.0	13.5	129.9	11.6	548.4	0.20	兼
161027040	1.91	1004.5	11.6	129.1	14.0	624.2	0.10	兼
161027041	1.92	1010.8	15.3	129.0	14.1	622.9	0.20	兼
161020002	4.08	258.2	20.2	46.5	3.7	451.9	0.10	兼
161020003	4.14	255.3	22.1	46.5	3.7	451.7	0.20	無
161020004	4.05	258.4	20.1	46.5	5.4	554.1	0.10	無
161020005	4.12	257.9	21.7	46.5	5.4	550.6	0.20	無
161020006	4.10	257.9	21.6	46.5	6.5	630.9	0.10	無
161020007	4.08	257.5	20.7	46.5	6.5	631.1	0.20	無
161020008	4.08	258.9	20.7	46.5	6.5	630.9	0.44	無
161020009	4.08	256.1	20.8	46.5	5.2	548.1	0.44	無
161020010	4.09	257.5	20.5	46.5	3.6	448.9	0.44	無
161020011	4.11	549.7	18.0	94.1	6.8	452.9	0.10	無
161020012	4.14	547.4	17.3	94.1	6.8	455.4	0.20	無
161020013	4.10	548.9	15.5	94.1	6.5	452.4	0.31	無
161020014	4.10	552.4	12.5	94.0	9.1	552.2	0.10	無
161020015	4.03	550.2	10.5	91.1	9.4	550.7	0.20	無
161020016	4.04	547.5	11.6	91.1	9.5	550.6	0.30	無
161020017	4.03	552.9	12.0	91.1	11.7	630.6	0.10	無
161020018	4.15	550.8	13.2	91.1	11.7	628.0	0.20	無
161020019	4.08	550.3	11.6	91.2	11.7	631.0	0.30	無
161020020	4.08	1091.0	13.0	135.9	9.5	449.3	0.10	無
161020021	4.03	1083.4	12.2	136.0	9.5	453.0	0.20	無
161020022	4.03	1078.7	13.3	136.0	12.8	549.4	0.10	無
161020023	4.04	1078.1	12.7	136.0	12.8	550.2	0.20	無
161020024	4.01	1071.8	11.6	136.0	15.4	628.7	0.10	兼
161020025	4.06	1073.2	11.8	135.9	15.4	628.2	0.20	無
161020026	4.03	1271.8	9.9	145.6	9.7	451.5	0.10	無
161020027	4.05	1273.6	9.7	145.6	9.7	452.5	0.20	無
161020028	4.08	1269.0	9.7	145.0	13.4	552.7	0.10	無
161020029	4.08	1269.7	9.7	145.1	13.4	551.9	0.20	無
161020030	4.07	1256.0	9.4	145.0	16.2	629.5	0.10	兼
161020031	4.09	1259.7	9.8	145.1	16.2	628.8	0.20	無
161021002	6.83	243.7	23.0	39.5	3.8	454.6	0.10	無
161021003	6.84	241.1	22.9	39.5	3.8	457.7	0.20	無
161021004	6.79	243.8	22.1	39.6	3.8	456.8	0.38	無
161021005	6.79	245.6	21.9	39.5	5.3	548.0	0.10	無
161021006	6.82	247.5	21.7	39.5	5.4	548.2	0.20	無
161021007	6.76	245.0	20.8	39.5	5.4	547.3	0.38	無
161021008	6.77	247.9	21.2	39.5	6.6	627.9	0.10	無
161021009	6.77	250.4	20.5	39.5	6.8	632.9	0.20	無

161021010	6.82	249.9	21.1	39.5	6.8	633.4	0.38	無
161021011	6.78	555.1	8.4	83.9	6.4	452.9	0.10	無
161021012	6.73	555.6	8.0	83.9	6.4	452.8	0.20	無
161021013	6.77	555.0	8.8	83.9	6.4	452.0	0.32	無
161021014	6.75	559.3	8.2	83.9	9.2	550.3	0.10	無
161021015	6.73	557.1	8.9	83.9	9.3	550.3	0.20	兼
161021016	6.80	557.0	8.9	83.9	9.3	552.1	0.32	無
161021017	6.74	562.6	8.4	83.9	11.5	628.2	0.10	無
161021018	6.77	559.1	8.4	83.9	11.5	628.3	0.20	無
161021019	6.76	560.8	8.5	83.9	11.5	629.5	0.32	無
161021020	6.72	1072.2	18.2	125.2	8.5	448.9	0.10	無
161021021	6.75	1070.1	17.0	124.6	8.5	452.8	0.20	無
161021023	6.77	1077.7	20.2	123.0	13.2	549.5	0.10	無
161021024	6.81	1069.0	16.2	123.1	12.3	555.1	0.20	無
161021025	6.80	1095.6	13.7	122.4	15.2	628.1	0.10	無
161021026	6.81	1093.3	13.5	122.5	15.2	629.8	0.20	無
161021027	6.74	1591.8	7.0	137.6	12.0	449.6	0.10	無
161021028	6.73	1654.0	7.3	140.2	12.7	456.4	0.18	無
161021029	6.67	1645.7	7.4	140.2	15.0	552.6	0.10	無
161021030	6.74	1654.0	8.1	140.2	15.1	552.7	0.18	無
161021031	6.74	1638.8	7.7	140.2	18.1	631.3	0.10	無
161021032	6.72	1643.0	7.9	140.2	18.1	630.1	0.18	無
161201002	1.85	237.7	11.8	45.1	3.9	450.4	0.10	有
161201003	1.84	236.8	11.8	45.2	3.9	455.5	0.20	有
161201004	1.89	232.3	13.6	45.4	3.9	457.1	0.34	有
161201005	1.92	235.3	13.7	45.1	5.1	546.9	0.10	有
161201006	1.85	233.4	11.4	45.1	5.1	542.9	0.20	有
161201007	1.83	234.4	11.5	45.0	5.1	549.3	0.34	有
161201008	1.91	234.5	14.4	45.1	6.0	613.0	0.20	有
161201009	1.85	231.2	11.9	45.1	6.0	616.6	0.10	有
161201010	1.87	232.2	12.5	45.1	6.0	618.0	0.34	有
161201011	1.94	543.6	9.6	94.2	8.4	449.7	0.10	有
161201012	1.89	545.7	10.3	94.6	8.5	459.6	0.20	有
161201013	1.89	542.8	11.1	94.1	8.4	454.1	0.28	有
161201014	1.91	547.4	13.5	95.6	10.4	542.4	0.10	有
161201015	1.90	543.0	12.2	95.4	10.4	547.9	0.20	有
161201016	1.89	544.4	10.8	94.2	10.3	541.9	0.28	有
161201017	1.90	547.7	9.0	94.0	12.1	620.7	0.10	有
161201018	1.89	544.1	9.2	94.4	12.2	622.0	0.20	有
161201019	1.88	542.1	9.8	94.1	12.1	621.8	0.28	有
161201020	1.92	780.4	12.2	118.1	12.6	438.4	0.10	有
161201021	1.88	781.0	11.8	117.5	12.5	426.7	0.20	有
161201022	1.87	779.9	11.5	117.1	12.5	423.4	0.26	有
161201023	1.90	772.7	12.4	118.2	13.8	552.9	0.10	有
161201024	1.89	773.7	11.9	117.5	13.8	552.6	0.20	有
161201025	1.88	773.3	11.8	117.0	13.8	550.5	0.26	有

161201026	1.91	776.3	12.6	118.0	15.4	617.1	0.10	有
161201027	1.89	780.0	11.6	117.4	15.4	618.1	0.20	有
161201028	1.87	773.8	11.2	117.1	15.4	619.2	0.26	有
161201029	3.90	233.7	21.7	43.0	3.4	448.4	0.10	有
161201030	3.88	232.8	22.0	43.1	3.4	444.1	0.20	有
161201031	3.90	232.7	23.1	43.0	3.4	441.8	0.35	有
161201032	3.88	233.3	23.1	43.0	4.8	538.9	0.10	有
161201033	3.86	234.8	22.7	43.5	4.8	540.6	0.20	有
161201034	3.93	234.0	23.6	43.4	4.8	538.7	0.35	有
161201035	3.87	229.0	22.0	43.1	6.0	617.5	0.10	有
161201036	3.92	230.7	22.4	43.1	6.0	617.7	0.20	有
161201037	3.91	233.6	21.6	43.1	6.0	619.6	0.35	有
161201038	3.93	556.5	8.6	94.9	7.1	447.2	0.10	有
161201039	3.80	557.5	6.1	93.9	7.1	447.2	0.20	有
161201040	3.97	559.9	8.4	95.1	7.1	445.3	0.32	有
161201044	3.88	562.4	12.5	96.0	10.1	545.0	0.10	有
161201045	3.84	561.0	15.1	97.1	10.1	547.0	0.20	有
161201046	3.91	562.1	16.7	97.4	10.1	543.0	0.32	有
161201047	3.90	569.5	16.2	97.4	12.2	617.5	0.10	有
161201048	3.91	566.8	14.9	98.0	12.3	620.1	0.20	有
161201049	3.98	570.9	15.6	97.9	12.3	618.6	0.32	有
161201050	3.93	1088.6	11.4	140.2	15.7	435.0	0.10	有
161201051	3.86	1080.0	11.6	140.0	15.7	408.1	0.20	有
161201052	3.88	1089.5	12.3	140.6	17.2	548.1	0.10	有
161201053	3.88	1084.2	12.0	140.0	17.1	553.2	0.20	有
161201054	3.88	1083.6	12.5	140.0	18.8	616.5	0.10	有
161201055	3.85	1081.7	11.8	140.5	18.9	620.0	0.20	有
161201056	3.90	1332.9	16.2	157.0	18.5	420.6	0.10	有
161201057	3.89	1320.6	10.2	153.1	18.5	475.8	0.20	有
161201058	3.90	1333.7	10.9	153.1	19.0	539.4	0.10	有
161201059	3.92	1333.5	10.6	153.0	19.0	544.1	0.20	有
161201060	3.96	1329.2	9.5	153.5	20.7	620.7	0.10	有
161201061	3.91	1323.4	10.2	153.0	20.6	616.2	0.20	有
161202002	6.89	257.3	24.2	43.3	3.6	445.2	0.10	有
161202003	6.87	260.0	27.4	44.0	3.5	445.9	0.20	有
161202004	6.92	255.3	28.9	44.1	3.5	444.1	0.41	有
161202005	6.90	256.6	28.6	44.1	5.1	536.0	0.10	有
161202006	6.91	256.9	27.9	44.0	5.1	538.8	0.20	有
161202007	6.89	254.0	27.1	44.1	5.1	541.9	0.41	有
161202008	6.92	253.9	25.0	43.4	6.4	621.5	0.10	有
161202009	6.85	252.5	23.3	43.8	6.5	625.0	0.20	有
161202010	6.89	254.5	22.6	43.0	6.4	625.6	0.41	有
161202011	6.75	561.0	11.2	87.4	6.6	447.2	0.10	有
161202012	6.81	558.2	12.0	86.8	6.6	444.6	0.20	有
161202013	6.93	561.5	13.1	86.7	6.6	442.8	0.33	有
161202014	6.92	565.1	14.5	87.6	9.6	539.9	0.10	有

161202015	6.85	566.1	14.0	87.6	9.6	540.5	0.20	有
161202016	6.89	565.4	13.0	87.5	9.6	543.2	0.33	有
161202017	6.90	565.4	19.8	89.9	12.0	619.6	0.10	有
161202018	6.84	565.5	13.2	88.1	12.0	625.0	0.20	有
161202019	6.89	569.2	14.6	88.0	12.0	622.9	0.33	有
161202020	6.91	1095.5	14.0	123.5	12.9	444.2	0.10	有
161202021	6.91	1097.1	14.0	123.9	13.0	445.4	0.20	有
161202022	6.92	1088.8	14.1	123.1	15.0	542.9	0.10	有
161202023	6.89	1088.3	13.9	123.3	15.0	541.3	0.20	有
161202024	6.84	1084.7	13.0	122.4	18.1	622.8	0.10	有
161202025	6.92	1082.0	13.5	123.5	18.3	627.4	0.20	有
161202026	6.81	1633.8	7.3	140.6	20.2	439.3	0.10	有
161202027	6.88	1637.7	8.3	140.7	20.2	400.4	0.18	有
161202028	6.92	1663.4	15.0	146.1	21.6	538.1	0.10	有
161202029	6.90	1669.2	15.3	147.1	21.8	531.6	0.18	有
161202030	6.92	1671.1	15.3	145.6	23.4	636.6	0.10	有
161202031	6.81	1656.4	14.7	145.6	23.3	633.6	0.18	有







図 4.2.2-3 模擬スペーサ



図 4.2.2-4 計算格子



図 4.2.2-6 限界熱流束 (Bowring との比較)


図 4.2.2-7 限界熱流束(柴本らの実験; Katto-Ohno との比較)



図 4.2.2-8 熱伝達係数 (2MPa)



図 4.2.2-9 熱伝達係数 (2MPa) (つづき)



図 4.2.2-10 熱伝達係数 (4MPa)



図 4.2.2-11 熱伝達係数(4MPa)(つづき)







熱伝達係数(7MPa)(つづき) 図 4.2.2-13





図 4.2.2-15 典型的なリウェット挙動





図 4.2.2-17 リウェッティング速度(入口クオリティ変化量パラメータ)











4.2.3. 先行冷却実験装置の整備

(1) 概要

沸騰遷移後のリウェット挙動は、事故時に一旦過熱された燃料棒被覆管が液膜の進展に より再び濡れる現象であり、ATWS 時の炉心健全性等を把握する上で重要な現象である。図 4.2.3-1 に概略を示すリウェット過程では、ドライアウト領域表面への液滴の沈着、液膜先 端部の不安定性などの複雑な現象を伴う。これまでの検討により、リウェット点近傍での 伝熱挙動(先行冷却)がリウェット伝播速度に強く影響することが分かっているが、その 物理的機構に関する知見はほとんどない。本年度は先行冷却に関する基礎的な実験を実施 するための、先行冷却実験装置を製作した。本装置では、過熱した模擬燃料棒の底部から 液膜流を形成し、リウェット挙動を模擬した流動挙動の観察を行い、先行冷却メカニズム について検討する。

(2) 実験装置

実験装置は図 4.2.3-2 に実験ループの概略を示すように、試験部、吸気ライン、給水ライン、貯水タンク、加圧ラインで構成される。試験部への水の供給は、貯水タンク内の水を 重力およびタンクへの加圧により駆動させる方式と、ポンプによる駆動方式の二種類を採 用した。実験装置の主要諸元は以下の通りである。

- 最高使用圧力 1.5 気圧
- 最高空気流量 1.5 m³/min
- 最高水流量 5 L/min
- 最高使用温度 1073 K (模擬燃料棒表面)、673 K (試験部下流領域)

実験装置における配管系統

・吸気ライン 試験部に空気を供給する配管であり、空気供給システムに接続され、任意 の計測条件に合わせた空気流量を供給する。

・加圧ライン 貯水タンクを加圧するための配管であり、吸気ラインから分岐させること により、試験部上流部と貯水タンク内の圧力を等しくすることで、異なる流量条件におい ても重力による注水を可能とした。

・給水ライン 試験部に水を供給するための配管であり、注水流量は流量設定値と流量計 の読み値の差から、流量調整弁をフィードバック制御することで一定流量を実現する。

先行冷却試験部

先行冷却試験部は図 4.2.3-3 に示すように、図の下側(上流側)から順に水流入部、助走 部、加熱部および後流部となり、液膜が模擬燃料棒に沿って発達する環状流が形成される ことを想定している。流れ領域は外壁となるガラス円筒管またはガラス矩形管とその内部 に設置される模擬燃料棒との間となり、試験部の断面は図 4.2.3-4 に示す通りとなる。円筒 管と矩形管とで流路断面積が等しくなるように設計し、試験部寸法は以下の通りとした。

- 模擬燃料棒直径 11.2 mm
- 円筒管内径 16.9 mm
- 矩形管一辺長さ 15 mm
- 加熱部長さ 600 mm

水流入部では焼結金属を用いて模擬燃料棒上流の給水管から流路へ水を流入させ、助走 部において液膜を安定させ加熱部まで進展させる。本実験における測定は模擬燃料棒表面 における温度計測と、液膜挙動の観察であることから、測定部は主に加熱部となる。

模擬燃料棒表面温度を測定するためにシース型熱電対を12個設置し、熱電対の設置位置 は図 4.2.3・5 に示すように、上流側から設置位置を徐々に密にしていき、下流端にかけて再 び疎となるような配置とした。熱電対は模擬燃料棒に溝を作り、そこに埋め込むようにし て設置され、直径 11.2 mm の円柱表面には最大で12本の溝が作成可能である。従来は異 なる周方向位置に熱電対が設置されていたが、本実験装置では最も密になる設置領域を除 いて同一周方向位置での温度変化を計測できるようにした。図中の赤色部分が熱電対受感 部、黒色実線は熱電対が埋め込まれる模擬燃料棒表面の溝を表す。最上流位置の熱電対は 非加熱部から 5 mm 下流の位置に設置した。

模擬燃料棒表面を上方に進展する液膜挙動を観察するために、流路の外壁は石英ガラス 製とし、高速度カメラおよびレーザー変位計による計測を可能とした。高温加熱条件では ガラス円筒管を用いて主に模擬燃料棒の表面温度の測定を行い、低温加熱条件ではガラス 矩形管を用いて詳細な液膜挙動の観察を行う。



図 4.2.3-1 リウェット過程外略図



図 4.2.3-2 先行冷却実験ループ外略図



図 4.2.3-3 先行冷却試験部外略図



(b)



図 4.2.3-4 先行冷却試驗部断面図 (a)円筒管、(b)矩形管

(a)



図 4.2.3-5 模擬燃料棒加熱部での熱電対設置位置

4.2.4. 斜め管 CCFL 実験

(1) 概要

事故時の PWR のホットレグにおける気液対向流制限(CCFL; Counter Current Flow Limiting)のパラメータ依存性等の現象把握と発生条件のモデル化を目指した実験を実施した。本年度は、昨年度までに製作した管径 200mm の試験部に加え、管径 140mm の試験部を新たに製作し、スケール効果の把握と共に、より高範囲でのパラメータ依存性を調べた。

(2) 実験装置

管内径 200mmの試験部と 140mmの試験部の概形図を、図 4.2.4・1、4.2.4・2 にそれぞれ 示す。それぞれの管内径、水平管長さ、斜め管長さ、ベンド部曲率半径は、実機のおよそ 1/3.5、1/5 である。コンプレッサによって送られる空気は、下部タンク側面から最大流量 1000Nm³/h で流入し、試験部、上部タンクを経由し大気開放される。下部タンク空気流入口 付近には、流入した空気が直接試験部に流れ込まないよう、邪魔板を設置した。空気が底 部の水流出ラインから流出しないよう、常に下部タンク内に液位が形成されるように水流 出ラインのバルブをコントロールした。水は上部タンク内に液位が形成されるように水流 し、試験部を通り下部タンクに流出する。フラッディングによって逆流し、上部タンク内 の堰を超えた水は底部の排水口より流出する。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。また管径 200mmの試験部には 4 カ所にワイヤー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

水、空気の流入流量(それぞれ Q_L 、 Q_G)をパラメータとして、流動の状況を調べた。ま ず Q_L を一定値に設定し、 Q_G を 0 から順次増加させ、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。その後、 Q_G を CCFL が発生しなくなる(デフラッディ ング)流量まで減少させる。なお、本研究において CCFL の発生は、入口流量に対する制 限流量(フラッディング流量)が 1%を超えた点として定義した。

気液対向流における液相、気相流量の関係(CCFL 特性)は、Wallis[1]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(修正フルード数)を用いて整理した。

$$J_{k}^{*0.5} = \sqrt{J_{k}} \sqrt{\frac{\rho_{k}}{gD(\rho_{L} - \rho_{G})}}, \quad (k = G, L)$$
(4.2.4-1)

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(=4 $Q_k/\pi D^2$)である。

内径 140mm 試験部を用いた実験

図 4.2.4-3 に CCFL 特性を示す。横軸は流入流量から求めた *JL**0.5 である。図中の実線は、 Al Issa[2]らが内径 190mm の試験部を用いて導いたデフラッディングの相関式

$$J_G^{*0.5} + 0.69 J_L^{*0.5} = 0.60 \tag{4.2.4-2}$$

である。JL^{*0.5}inが 0.4 以上の時、JG^{*0.5}を 0 から増加させると、Al Issa らが ADE(Active Droplet Entrainmment) CCFL と呼ぶタイプの CCFL がまず発生する。図 4.2.4-4 に ADE-CCFL 時の流動状況を示す。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 インメントを伴うフラッディングが発生することで CCFL が発生している。ベンド部、水 平管部の流れは斜流であり、下部タンクに近づくほど水位が高い。下部タンクとの接続部 近傍でも液滴のエントレインメントが発生した。さらに JG*05を増加させるとある値で下部 タンクとの接続部で管全体を覆う大きな波が発生し、上流側に伝播する。この波の移動後、 流動状態は図 4.2.4-5 に示すベンド CCFL の状態に遷移する。この状態では、水平管からベ ンド部にかけての広い領域でフラッディングが発生する。水平管部の流動は常流であり、 下部タンクに近づくほど水位が低くなる。ADE-CCFL に比べて水流の制限量が大きく増加 し、下部タンクに流下する流量は非常に小さくなり、さらに J_{G*05}を増加させると流下量は 0になる。この状態から J_G*0.5を減少させると、ADE-CCFL からベンド CCFL に遷移した JG*0.5を下回ってもベンド CCFL が継続し、ある値を下回ると ADE-CCFL を経ずにデフラ ッドした。 $J_L^{*0.5}$ mが 0.3 以下の時には、 $J_G^{*0.5}$ を 0 から増加させると ADE-CCFL を経ずに ベンド CCFL が発生した。JL*0.5inの減少段階では、ベンド CCFL が発生した値よりも低い $J_{G^{*0.5}}$ でデフラッドした。ADE-CCFL が発生する $J_{G^{*0.5}}$ は $J_{L^{*0.5}in}$ の増加と共に単調減少し た。一方、ベンド CCFL が発生する *J*_{G*0.5}は *J*_{L*0.5}inが 0.4 以下では一定で、0.5 以上で減少 した。JL*0.5 inが大きい条件では、ADE-CCFLの発生領域が広がることが分かる。デフラッ ディングの発生点は JL^{*0.5}inが 0.4 以下では一直線上に並んだが、0.5 以上では直線よりも低 くなった。これは、JL^{*0.5}inが大きい条件でデフラッディングに近い状態の時、図 4.2.4-6 に 示すようなプラグ状の流動状態と図 4.2.4-5 に示す流動状態を交互に繰り返す振動流となり、 デフラッディングのメカニズムが変化したためと考えられる。

図 4.2.4-7 に、*JG*^{*0.5}を増加、減少させた際の、下部タンクへの流下流量に基づく *JL*^{*0.5}*out* の変化を、異なる *JL*^{*0.5}*in* の条件について示す。*JL*^{*0.5}*in* が 0.3 の場合、ADE-CCFL は現れず、 *JG*^{*0.5} が 0.54 付近で突然ベンド CCFL に遷移し、急激に落水流量が減少する。一方 *JL*^{*0.5}*in* が 0.4~0.67 の場合、*JG*^{*0.5} の増加に従って、ADE-CCFL 状態(図中丸で囲んだ領域)にお ける落水流量が減少し、*JL*^{*0.5}*out* がおよそ 0.38~0.39 を下回るとベンド CCFL に遷移した。 このことより、落水流量、すなわち管内の実効的な水流量に基づく *JL*^{*0.5} がおよそ 0.38 以 上であることが ADE-CCFL が発生する必要条件であり、それ以下の条件ではベンド CCFL のみが発生すると考えられる。ベンド CCFL に遷移後は *JL*^{*0.5}*in* が 0.3~0.5 のケースが一つ の曲線上にプロットされた。*JL*^{*0.5}*in*=0.67 のケースでは他に比べ低い *JG*^{*0.5} で流下流量が 0 になったが、これは流動状態が振動的で、水平管上壁に達する大きな波の発生があり、こ れにより CCFL が助長されているためと考えられる。 $J_{G}^{*0.5}$ の減少段階では、 $J_{L}^{*0.5}$ =0.67 のケースの高 $J_{G}^{*0.5}$ 領域を除き、デフラッディングの少し前まで全ケースが一つの曲線上に プロットされた。 $J_{G}^{*0.5}$ が 0.3 および 0.4 の場合、デフラッディング前に高 $J_{G}^{*0.5}$ 側に曲線 から外れた。一方 $J_{G}^{*0.5}$ が 0.5 および 0.67 の場合、デフラッディング前に曲線より低 $J_{G}^{*0.5}$ 側に外れ、落水流量が一旦低下する現象が観察された。これは CCFL 特性の所で述べたよ うに、定常的なベンド CCFL からプラグ流を伴う振動流に流動状態が遷移したためと考え られる。

<u>内径 200mm 試験部を用いた実験</u>

本試験部では、斜め管と上部タンクの接続部に曲率(R=20mm)を付けた場合と、角の 場合について実験を行った。CCFL 特性を図 4.2.4-8 に示す。コンプレッサの最大流量の制 限により、*Ja^{*0.5}*の最大値が 0.47 であるため、ベンド CCFL は観察されず、ADE-CCFL の みが観察された。曲率の有無にかかわらず、デフラッディングは ADE-CCFL の発生と同じ *Ja^{*0.5}*で発生した。これより、ベンド CCFL が発生した場合のみ履歴が現れることが分かる。 接続部に曲率を付けた場合、ADE-CCFL の発生が高 *Ja^{*0.5}*側にシフトした。これは曲率を 付けない場合、接続部から斜め管に流入する曲がり流の液面が盛り上がるため、エントレ インメントが発生しやすくなるためと考えられる。これより、特に ADE-CCFL の発生には 流動部の液面形状が影響を与えることが分かる。

既往研究との比較

本研究で得られた CCFL 特性を、比較的流動状況の記述が明確な2件の既往研究(Al Issa ら[2]および Minami ら[3])のデータと比較した。各研究で用いられた試験部の比較を表 4.2.4·1 に示す。図 4.2.4·9 に CCFL 特性の比較を示す。なお、Minami らの結果の緑の線 と赤の線の間で生じるのは、上部タンクとホットレグ接合部を上部タンク内液面が完全に 覆い、そこを気相が間欠的に貫通する現象で、本研究や Al Issa らの実験で生ずる ADE-CCFL とは全く同一の現象ではないが、ここでは類似の現象として ADE-CCFL とし てまとめた。本研究の管径 140mm の結果については、CCFL 発生条件は高 *L**05 側では Minami らの結果と、低 $J_L^{*0.5}$ 側では Al Issa らの結果と比較的良く一致した。また、デフ ラッディング条件は両結果と良く一致した。管径 200mm のデータは Al Issa らの結果の延 長線上に来ており、リーズナブルな結果である。ベンド CCFL の発生条件については、管 径140mmの結果が中間山*05領域でやや低いが、全体的な傾向としては3研究で一致した。 これらより、デフラッディング条件およびベンド CCFL 発生条件については、修正フルー ド数(式 4.2.4-1)による整理によりスケーリングの影響が排除できた。一方 ADE-CCFL の発生条件については、管径の増加と共に低 Ja^{*0.5}側にシフトし、ADE-CCFL の消失点も 低 山*0.5 側にシフトしており、スケーリングの影響があると考えられ、修正フルード数とは 異なる別のパラメータを用いた整理が必要である。

	管内径 D(mm)	L/D a	I/D b	傾斜角(°)
本研究	140	9	1.3	50
本研究	200	9.98	1.55	50
Al Issa ら c	190	8.67	1.07	50
Minami b	50	8.6	1.2	50

表 4.2.4-1 各試験部の比較

aL:水平管長さ、bI:傾斜管長さ

。L,Iは論文内図より推定



図 4.2.4-1 内径 200mm 試験部



図 4.2.4-2 内径 140mm 試験部



図 4.2.4-3 CCFL 特性(φ 140mm)



図 4.2.4-4 ADE-CCFL 時の流動状況(JL^{*0.5}in=0.5, JG^{*0.5}=0.45)



図 4.2.4-5 ベンド CCFL 時の流動状況 (J_L*0.5_{in}=0.5, J_G*0.5=0.49)



図 4.2.4-6 プラグ状の流動 (JL*0.5_{in}=0.67, JG*0.5=0.11)



図 4.2.4-7 落水流量の変化



図 4.2.4-8 CCFL 特性 (ϕ 200mm)



図 4.2.4-9 既往研究との比較

4.2.5. ワイヤーメッシュセンサー

軽水炉において、幅広い流動様式の気液二相流が存在し、それらの流動を高精度に予測 することは、原子炉の安全評価上重要である。そのため、多くの研究がなされ、特に小口 径管内の気液二相流モデルが発展してきた。しかし、配管のスケーリング効果、例えば小 口径管内の流れと比べ、大口径管内の気液二相流において、大気泡が存在しやすく、より 複雑な三次元流れとなることが指摘されている[1]。配管のスケーリング効果に着目し、気 液二相流モデルの高度化に資する、大口径管内鉛直上昇気液二相流の詳細計測を行うため に、時間平均局所流動パラメータ、特に界面積濃度を計測できる4センサープローブ計測 手法の整備を行ってきた[2][3][4][5]。それとともに、

- 異なる計測手法による4センサープローブの計測結果を検証することで結果の信頼性 向上を図るため
- 2) 時間平均データに加え、気泡同士の相互作用等の現象を把握するのに有効である時系列 的な流れの挙動に関するデータを取得するため

昨年度[5]よりワイヤーメッシュセンサー(Wire-Mesh-Sensor-System WMS200, teletronic Rossendorf GmbH & HZDR Innovation GmbH 社製)による二相流計測手法の整備を進めてきた。昨年度は、ワイヤーメッシュセンサーによる気泡挙動を把握するための解析手法を導入した。今年度は、昨年度実装した個別気泡識別法を改良し、それを基にセンサー間での個別気泡の運動を追跡する機能を実装した。

(1) 個別気泡識別法の改良

昨年度実装した個別気泡識別法[5]においては、一つの気泡はある指定された比較的狭い 範囲の気相率をもつグリッドのみから構成されるように探索された。たとえば、気相率εが 0.9 ≤ ε ≤ 1.0の範囲にあるグリッドだけからなる気泡や0.3 ≤ ε ≤ 0.4の範囲にあるグリッド だけからなる気泡といったように、高い気相率だけから成る気泡や低い気相率だけから成 る気泡などを抽出したことになる。しかしながら、現実の気泡はむしろ、高い気相率をも った中心グリッドを低い気相率のグリッドが取り巻いているというイメージの方が近いと 考えられる。そこで、この点を反映させるように気泡識別の手順に変更を加えた。

改良版の個別気泡識別は「探索開始気泡核気相率」「探索終了気泡核気相率」「気泡核気 相率幅」「気相率係数」という四つのパラメータでコントロールされる。これらを用いて、 以下の手順に従って、すべてのグリッド(*i*,*j*,*k*)に気泡番号を示すラベル付け(気泡不在を示 すラベルも含めて)を行う。

① 全グリッド(*i*, *j*, *k*)を探索し、「探索開始気泡核気相率」と「探索開始気泡核気相率」から「気泡核気相率幅」を引いた値との間の気相率を持つグリッド(気泡核)をピックアップしてそれぞれに固有のラベルを与える。ただし、条件を満たすグリッドが連続して

いる場合は同一気泡核を構成するとみなし、同じラベルを与える。

- ② ①でピックアップした各気泡核グリッドに隣接するグリッドを探索し、「探索開始気泡 核気相率」と「探索開始気泡核気相率」に「気相率係数」を掛けた値(もしくは「探索 開始気泡核気相率」から「気相率係数」を引いた値)との間の範囲にあるグリッドに気 泡核と同じラベルを与える。探索は、条件を満たす隣接グリッドが連続している限り行 う。
- ③ すべての気泡核を探索したら、「探索開始気泡核気相率」を「気泡核気相率幅」だけ小 さい方にシフトし、①の気泡核の探索範囲下限が「探索終了気泡核気相率」で指定した 値に達するまで、①~②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 索対象から除外する。

例)

「探索開始気泡核気相率」=1.0、「探索終了気泡核気相率」=0.5、「気泡核気相率幅」=0.1、 「気相率係数」=0.5 とした場合:

- 1 周目:
 - Step1:気相率が 1.0~0.9 の範囲に収まるグリッドをピックアップし、気泡核としてラベル付け
 - Step2: step1 で見つかった気泡核に隣接し、気相率が 1.0~0.5 の範囲に収まるグリッドに気泡核と同じラベルを付ける
- 2 周目:
- Step1:気相率が 0.9~0.8 の範囲に収まりまだラベルが付いていないグリッドをピック アップし、気泡核としてラベル付け
- Step2: step1 で見つかった気泡核に隣接し、気相率が 0.9~0.45 の範囲に収まるグリ ッドに気泡核と同じラベルを付ける
- (中略)
- 6 周目:
- Step1:気相率が 0.6~0.5 の範囲に収まるグリッドをピックアップし、気泡核としてラベル付け
- Step2: step1 で見つかった気泡核に隣接し、気相率が 0.6~0.3 の範囲に収まるグリッドに気泡核と同じラベルを付ける

このように、気泡探索を気泡核探索とそれを取り巻く周辺気泡との二段階に分けること がこの手法の特徴である。小さい気相率を持つグリッドは、大きい気相率を持つ気泡の周 辺を構成するものとして取り込まれるケースが多くなるため、小さい気相率だけのグリッ ドから成るサイズの大きい気泡は生じにくくなる効果が期待される。

図 4.2.5-1 に、上記の処理を適用して気泡識別を行った結果得られた気泡径分布の例を示 す。この例では、探索開始気泡核気相率」=1.0、「探索終了気泡核気相率」=0.1、「気泡核 気相率幅」= 0.1、「気相率係数」=0.8 を採用している。べき乗型に近い分布になっている ことが特徴である。また、3mm よりも小さい気泡が存在しないのは、今回採用したアルゴ リズムにより、小さな気相率を持つグリッドが、隣接する比較的大きな気相率を持つグリ ッドから成る気泡核に取り込まれた結果であると考えられる。

(2) 個別気泡運動追跡

下流側のセンサーで得られた個別気泡のそれぞれに対応して、上流側のセンサーで得ら れた個別気泡の中にはそれらの「起源」である気泡が存在すると期待される。この対応付 けを行うことができれば、両センサー間を通過する気泡の運動を個別に追跡することがで きる。以下、[6]に倣って導入した個別気泡追跡の手順を説明する。

両センサー間の気泡の対応付けは、以下の二つの仮定の下に行う:

- ① 互いに対応する気泡は、近傍のグリッドに存在する
- ② センサー間を通過する間に、気泡の体積は大きくは変わらない

これらの仮定から、図 4.2.5-2 のように、上流側の気泡(図中赤丸)のそれぞれに対して近 傍に同程度の体積の下流側気泡(図中青丸)が見つかった場合、このペアを、センサー間 を移動した同一の気泡(対応する気泡)とみなすことにする。

いま、上流側で識別されたある一つの気泡の重心位置グリッドインデックスを (*iup, jup, kup*)、その体積を V_{up} とする。仮定①より、下流側の全グリッドのうち、 (*iup, jup, kup*)を中心としてある指定した直方体範囲 (*iup* – $\delta 1_i$, *jup* – $\delta 1_j$, *kup* – $\delta 1_k$)~(*iup* + $\delta 2_i$, *jup* + $\delta 2_j$, *kup* + $\delta 2_k$)にあるグリッドから、対応する気泡を探索する。 ($\delta_i, \delta_j, \delta_k$)は各方向についての探索範囲グリッド数で、想定される最大の流速を考慮して決 める。仮定②より、下流側グリッドでこの探索範囲内に重心座標を持ち、かつ指定された 体積変化の範囲に収まる気泡が存在した場合、その気泡を対応する気泡とみなす。体積範 囲 V_{down} は、指定したファクター α, β を用いて $\alpha V_{up} \leq V_{down} \leq \beta V_{up}$ と表される。ただし、 $0 \leq \alpha \leq 1, 1 \leq \beta$ である。この気泡の重心位置グリッド座標を(*idown, jdown, kdown*)とすると、 センサーを通過する間のこの気泡の移動グリッド量($\Delta_i, \Delta_j, \Delta_k$)は、(*idown – iup, jdown – jup, kdown – kup*)と算出することができる。図 4.2.5・2 の赤破線や青破線の丸で示したとお り、気泡がセンサー間を通過する間に分裂したり、別の気泡と衝突合体したりして大きく 体積を変えることもあり得る。これらの場合は候補が見つからなかったとして、その気泡 は運動追跡の対象から外すことにする。また、偶然同程度の体積の気泡が互いに近接しな がら合体はせずに移動する場合、上の探索において対応する気泡の候補が複数見つかるこ ともあり得るが、この場合は移動量がより小さい方の候補を採用することにする。

図 4.2.5-3 に、上記の処理を適用して個別気泡運動追跡を行った例を示す。各気泡の表示 上の大きさは、占有グリッド数を各グリッドの気相率で重み付けした体積を球形に換算し た相対的なものである。小気泡は探索範囲内に数が多く識別が困難であるため、ここでは 占有グリッド数が 50 (気泡径に換算して約 12mm)以上である気泡のみを追跡の対象とし ている。図中の線はそれぞれ、ペアとなる上流側気泡と下流側の気泡とを結んでいる。図 4.2.5-4 に、各方向の気泡移動量(移動グリッド数)のヒストグラムを示す。








図 4.2.5-3 個別気泡運動追跡例 赤丸:上流側気泡、青丸:下流側気泡 (δ1_i,δ1_j,δ1_k) = (10,10,10)、(δ2_i,δ2_j,δ2_k) = (10,10,400)、α = 0.8、β = 1.2





4.3. 解析

燃料被覆管最高温度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、不確かさ解析を実施した。また、バンドル試験体実験 装置で使用する模擬スペーサについて、CFD 解析用ジオメトリデータおよびメッシュデー タを作成し、オープンソース CFD コード OpenFOAM による熱流動解析を実施した。さら に、将来の LSTF を用いた実験計画の検討に役立てるため、RELAP5/MOD3.3 コードを用 いて PWR の ATWS 事象に関する解析を実施した。

4.3.1. 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、最適評価コー ドである 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、燃料被覆 管最高温度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り、 不確かさを踏まえた最適評価手法(BEPU)が OECD/NEA 等で検討されている[1]。また、新 規性基準においても、炉心損傷を防止する AM 策を検討するための道具として使用される 解析コードの妥当性確認が、過去の LSTF 実験の一部を参照して行われているが、必ずし も十分ではない。そのため、本年度から BEPU の整備を開始することとし、その一環とし て、炉心の露出・過熱が観察された LSTF 実験の結果を活用することとした。2009 年 11 月 19 日に行った、高温側配管 17%破断冷却材喪失事故模擬実験(実験番号: IB-HL-01)[2] を対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析や感度解析、不確かさ解析を実施し 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二次側の圧力は、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 の高温側配管 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、高圧注入系は不作動とする。蓄圧注入系、低圧注入
 系は、一次系圧力がそれぞれ 4.51MPa、1.24MPa に低下した時点で作動し、ループA
 とループ Bの低温側配管に 3:1の流量比で注水する。蓄圧注入系と低圧注入系の注水

温度は、それぞれ 320K、310K とする。

- 加圧器サージラインの破断を模擬するため、加圧器は隔離する。
- 時刻4秒でスクラム信号を発信し、SG 主給水喪失や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。
- 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 4.3.1-1 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。本実験において SG 伝熱管群の流動は一様 流動であったことから、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。高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[3]を用いる。事後解析では、破断口流出 係数(Ca)は 1.0 とする。
- 式(1)に示す Wallis 型の気液対向流制限(CCFL)モデル[4]を上部プレナムに適用する。

$$j_G^{*1/2} + m j_L^{*1/2} = C (4.3.1-1)$$

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(4.3.1-1)の傾き m は 1、切片 C は 0.75 とし、燃料被覆管最高温度等に与える影響を調査する。

破断流量、高温側配管水位(ループ B)、一次系・SG 二次側ループA 圧力、クロスオーバ ーレグ下降流側水位(ループ A)、低温側配管水位(ループ A)、上部プレナム水位、炉心水位、 燃料被覆管温度、蓄圧注入系流量(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 4.3.1-2~図 4.3.1-10 に 0~500 秒でグラフ表示する。破断流は高温側配管の流動(図 4.3.1-3)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 4.3.1-2)。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 4.3.1-4)。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に至るまでの過程における クロスオーバーレグ下降流側水位を過小予測した(図 4.3.1-5)。低温側配管水位に関して、 配管底部近くまで低下する過程や蓄圧注入系の注水後の過程における水位を過小予測した (図 4.3.1-6)。ループシールクリアリング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 4.3.1-8)。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 4.3.1-7)。炉心水位の低下により炉心は露出したが、燃料被覆管最高温度は燃 料被覆管温度の初期値を下回った(図 4.3.1-9)。解析では実験に比べて蓄圧注入系による注 水がやや早く開始したため(図 4.3.1-10)、炉心水位の回復が早く、炉心露出後の燃料被覆管 最高温度を過小予測した(図 4.3.1-9)。実験において、燃料被覆管最高温度は Pos. 5(=炉心 中央部)で観測されたが、炉心水位の不十分な予測が影響し、解析において、燃料被覆管最 高温度は Pos. 8(=炉心中央部から約 1~1.4m 上の高さ)のノードで現れた。

表 4.3.1-1 に感度解析条件を示す。事後解析を基に、炉心露出後の燃料被覆管最高温度に 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 べるためにその範囲を設定した。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(C_d)に対して 1.0±0.05
- 炉心出力に対して計画値±0.05MW
- 炉心相間摩擦に対して 100±80%
- 上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの切片 C に対して 0.75±0.1

ここで、破断口流出係数(C_d)、上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの切片 C につい ては、比較的小さい係数の差が燃料被覆管最高温度に与える影響を調べた。一方、炉心相 間摩擦については、関連研究で使用された値[5]を参照しつつ、比較的大きい係数の差が燃 料被覆管最高温度に与える影響を調べた。RELAP5 コードにおいて、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に 0.2 ないし 1.8 を乗じた。ま た、炉心出力については、LSTF の計測誤差(±0.07MW)の範囲内で設定した。

破断口流出係数(Ca)、炉心出力、炉心相間摩擦、上部プレナムでのWallis型CCFLモデルの切片 C の燃料被覆管最高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 4.3.1-11~図 4.3.1-14 に 50~200 秒でグラフ表示する。破断口流出係数(Ca) に関して、燃料被覆管最高温度は 1.05 の場合事後解析結果を上回ったが、0.95 の場合事後 解析結果を下回った(図 4.3.1-11)。炉心出力に関して、燃料被覆管最高温度は計画値 -0.05MW の場合事後解析結果をやや上回ったが、計画値+0.05MW の場合事後解析結果と ほぼ同じであった(図 4.3.1-12)。炉心相間摩擦に関して、燃料被覆管最高温度は 20%の場合 事後解析結果を大きく上回ったが、180%の場合事後解析結果を大きく下回った(図 4.3.1-13)。 上部プレナムでの Wallis型 CCFL モデルの切片 C に関して、燃料被覆管最高温度は 0.65 の場合事後解析結果を大きく上回ったが、0.85 の場合事後解析結果を大きく下回った(図 4.3.1-14)。以上から、抽出したパラメータである破断口流出係数(Ca)、炉心出力、炉心相間 摩擦、上部プレナムでの Wallis型 CCFL モデルの切片 C の組み合わせは、炉心露出後の燃 料被覆管最高温度に大きな影響を与える可能性があることを示している。

不確かさ解析では、計算手法として、直接的に多数回の解析を実施する直接計算法[6]を 採用した。また、評価手法として、不確かさを考慮する各パラメータに対して各々の分布 に従ってランダムに値を与え、パラメータの組み合わせを基に解析を実施する順序統計法 [6]を採用した。このとき、ドイツ GRS により提唱されている、対象出力量(本解析では、 炉心露出後の燃料被覆管最高温度)に対する最も厳しい結果を95%信頼水準及び95%累積確 率値とする手法を適用した。よって、95%信頼水準/95%累積確率値での不確かさ解析に必 要な計算ケース数nは、Wilksによる両側許容限界に関する式(4.3.1-2)[7]を適用することで、 93 ケースとなる。

$$1 - \alpha^n - n(1 - \alpha)\alpha^{n-1} \ge \beta \tag{4.3.1-2}$$

ここで、αは累積確率(=0.95)、βは信頼水準(=0.95)を示す。

95%信頼水準/95%累積確率値での不確かさ解析に必要な計算ケース数は 93 ケースであ ることを考慮して、100 ケースの不確かさ解析を実施した。このとき、全体の熱水力応答に 影響を及ぼすパラメータである破断口流出係数(Ca)や上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モ デルの切片 C、計測誤差が関与する炉心出力に対して一様分布を仮定した。一方、不確かさ が明確ではないパラメータである炉心相間摩擦に対して正規分布を仮定した。なお、解析 ケースは、ランダムサンプリング法[6]によりサンプリングした。図 4.3.1-15 に炉心露出後 の燃料被覆管最高温度に関する解析結果を昇順に並べて図示した。事後解析では燃料被覆 管最高温度を過小予測しており、感度解析においても抽出した各パラメータの設定範囲内 では実験値(607K)を下回った。一方、抽出したパラメータの組み合わせを基に実施した不 確かさ解析では、最小値が 562K、最大値が 612K となり、実験値(607K)はこの範囲に収ま った。

表 4.3.1-1 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 ± 0.05
崩壊熱	炉心出力	計画值±0.05MW
炉心二相水位	炉心相間摩擦	100±80%
上部プレナムでの蓄水	上部プレナムでの CCFL 切片 C	0.75 ± 0.1



図 4.3.1-1 LSTF 実験解析用ノーディング図



図 4.3.1-3 高温側配管水位(ループ B)に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-4 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 4.3.1-5 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 4.3.1-6 低温側配管水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-7 上部プレナム水位に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-8 炉心水位に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-9 燃料被覆管温度に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-10 蓄圧注入系流量(ループ A)に対する実験及び事後解析結果



図 4.3.1-11 破断口流出係数(Ca)の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果



図 4.3.1-12 炉心出力の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果



図 4.3.1-13 炉心相間摩擦の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果



図 4.3.1-14 上部プレナムでの CCFL 切片 C の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果



図 4.3.1-15 燃料被覆管最高温度に対する不確かさ解析結果(100 ケース)

4.3.2. バンドル試験体伝熱実験用模擬スペーサの熱流動解析

先述のように、バンドル試験体において、炉心バンドルのスペ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。実験に使用する模擬スペーサが流動場へ 及ぼす影響をCFD解析することにより、今後実施する実験結果の評価に活用するとともに、 スペーサ効果に係る基礎的な知見を得ることができる。

これまでに燃料集合体サブチャンネル内の流動を想定したCFD解析は、数多く行われており、代表的なものとして、2011~2012年に行われたKAERIが所有する実験装置MaTiS-H

(Measurements and Analysis of Turbulence In Subchannels-Horizontal)を用いた OECD/NEAロッドバンドルのCFDベンチマークテストが挙げられる(CFD4NRS-4)[1]。 このベンチマークテストでは、水循環ループにおいて、5×5バンドル(ロッド径25.4mm) にスプリット型とスワール型の2種類のスペーサを設置した実験を対象としており、流動解 析から乱流モデルの妥当性などを明らかにしている。

本作業では、3×3 バンドル試験体実験において使用する模擬スペーサの CFD 解析用ジオ メトリデータおよびメッシュデータを作成し、オープンソース CFD コード OpenFOAM に よる熱流動解析を行った。

(1) ジオメトリデータ作成

図 4.3.2-1 にバンドル試験体、図 4.3.2-2、4.3.2-3 に模擬スペーサの解析体系を示す。図 4.3.2-1 に示すように、試験部は、全長 1030mm のチャンネルボックス内に直径 11.2mm の ロッドが 3 行 3 列の正方格子状に配列されており、その試験部入口から 500mm 下流に模 擬スペーサを配置した。模擬スペーサ形状は、丸セル型とスワール型(ミキシングベーン (混合羽根) 2 枚および 4 枚)の計 3 種類とした。丸セル型は 4×4 バンドル試験体の模擬 スペーサ、スワール型は KAERI ロッドバンドル CFD ベンチマークテストで使用されたス プリット型スペーサの形状を参考とし、図 4.3.2-2~4.3.2-4 に示すような模擬スペーサのジ オメトリデータを作成した。

(2) メッシュデータ作成

ジオメトリデータを元に RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) 解析を想定した解 析用メッシュデータを作成した。メッシュ・ジェネレータは、ANSYS ICEM CFD を使用 した。対象形状に対して三領域に分割し(図 4.3.2-5)、各領域は、入口からスペーサ部の 20mm 上流側(IF1 面)までを PART1、IF1 面からスペーサ部の下流 30mm(IF2 面)ま でを PART2、IF2 面から出口までを PART3 とした。メッシュを接合させるため、模擬ス ペーサ形状による影響が少ない均質なメッシュサイズになるような位置に IF1、IF2 面を設 定した。

PART1、PART3は、押し出し法による六面体セルメッシュとした。押し出し法では、入口・出口断面よりIF1、IF2面方向にメッシュを押し出している。また、作成にはAuto Block

オプションを指定し、面の分割による不均衡が生じないよう配慮した。

PART2 は、丸セル型ではスプリング周辺の空間、スワール型ではミキシングベーンなど 複雑な形状を含むため、六面体セルによる作成が困難であると判断し、四面体セルメッシ ュとした。ICEM CFD の四面体セル要素作成手法は、八分木(Octree)を採用した。これ は、ミキシングベーンとロッドの空間が非常に狭いため、ミキシングベーン表面のメッシ ュサイズを小さく設定することで、八分木では近接空間のロッド表面のメッシュも細分化 されるためである。また、模擬スペーサにおける狭窄部形状、特に丸セル型で円弧が接す る形状では、接点付近の二面間距離が最小メッシュサイズ 0.25mm 以下となった際に異常 なメッシュが作成される。そのため、最小メッシュサイズ以下では鋭角形状の空間を作成 し、形状を補完している。一方、二面間の距離が最小メッシュサイズより大きい場合にお いても、面の干渉の影響によってメッシュ品質が低下するため、局所的にメッシュの細分 化を行った。

境界層格子の設定に際し、境界層格子がないメッシュを用いてテスト計算を実施した。 その結果、チャンネルボックスの壁面上は YP換算で 10~50 程度であり、解像度は十分で あると判断できたため、ロッド周囲のみ境界層格子を作成した。境界層格子の第一層目の 高さは、ミキシングベーンとロッドの最小距離が 0.1mm 程度であり、複数層を配置するこ とから 0.005mm とした。

作成したメッシュの詳細を図 4.3.2-6~図 4.3.2-11 に示す。総セル数は、丸セル型模擬ス ペーサを 561 万、スワール型のミキシングベーンを 2 枚とした模擬スペーサを 495 万、4 枚とした模擬スペーサを 572 万とした。

(3) CFD コード OpenFOAM による熱流動解析

作成したメッシュの検証を行うために、CFD コード OpenFOAM ver.2.3.1 を用いて熱流 動解析を行った。本解析では、OpenFOAM の定常熱流動解析ソルバである buoyantSimpleFoamを使用し、定常解析を行った。また、条件、形状によっては、計算が 途中で発散したため、SIMPLE 法による非圧縮性流体を対象とした定常乱流解析ソルバで ある simpleFoam を用いて作成した速度場を初期値とすることで解を収束させた。乱流モ デルは、Realizable *k-e* を使用した。これは、標準 *k-e*、SST *k-w* と試計算を行った際、 Realizable *k-e* の計算が最も安定していたためである。解析は、ロッド表面を加熱し(ロッ ド以外の壁面は断熱条件)、入口からの飽和蒸気の流入を想定した。解析条件は、表 4.3.2-1 に示すように基準圧力を 7MPa とし、入口流速 11.53、17.82m/s、壁面熱流束 0.509 MW/m² の 2 ケースについてスペーサごとに解析を行った(表 4.3.2-2)。

図 4.3.2-12~図 4.3.2-17 にそれぞれ入口流速 11.53m/s、17.82m/s における各スペーサの XZおよび XY断面の速度分布を示す。ここで、中央のロッドとその周囲のロッド間のギャ ップについて、中央のロッドの対角方向のギャップを対角ギャップ、鉛直・水平方向のギ ャップをロッドギャップとする。入口流速 11.53m/s における各スペーサの断面図に着目す ると、丸セル型ではスペーサ下流直下において流速約 20~25m/s であるのに対し、スワール 型ではミキシングベーン 4 枚でわずかに見られる程度にとどまった。出口に近づくにつれ て、丸セル型では対角ギャップにおいて流速約 20m/s 以上が維持されるが、750mm 断面付 近から中央のロッドの右側に流速の大きい領域が集中し、対称性が見られなくなる。一方、 スワール型では、スペーサ下流直下 540mm 付近までは対角ギャップにて流速約 20m/s と なり、チャンネルボックスとロッドの間に逆流も見られるが、560mm 以降は断面内での速 度差がほぼなくなる。入口流速 17.82m/s では、流速の増大に伴い値は上昇しているが、 11.53m/s では定性的に同様であることが確認できる。

図 4.3.2-18~図 4.3.2-23 にそれぞれ入口流速 11.53m/s、17.82m/s における各スペーサの XZおよび XY断面の温度分布を示す。丸セル型では、格子状の温度分布を形成するが、ス ペーサ下流から出口においては、スペーサ形状に関わらず、ロッドギャップの温度分布は あまり変化しない。チャンネルボックス壁側では、丸セル型の流体温度の温度変化は緩や かであるが、スワール型では、スペーサ下流で変動が見られ、ロッドギャップと同程度ま で上昇する。図 4.3.2-20 において、流体の出口温度は、エネルギー保存から 684K となる が、断面平均温度は 691K であり、ほぼ妥当であると判断した。

図 4.3.2-24、図 4.3.2-25 にそれぞれ 11.53m/s、17.82m/s における各スペーサの流線とロ ッド表面の温度分布を示す。より詳しく見るために図 4.3.2-26、図 4.3.2-27 にそれぞれ 11.53m/s、17.82m/s におけるスペーサ下流直下のベクトル図を示す。蒸気はスペーサ通過 後、ロッドに接触し、接触部分の壁温度が低下していることがわかる。特に、ミキシング ベーン4枚において、ロッドの表面温度が最も低下しており、スペーサ効果が確認できる。 また、図 4.3.2-26 の XY 断面では、スペーサによって渦の位置も異なる。丸セル型では、 フロータブの影響により、チャンネルボックスと外側のロッドの間に渦が形成される。ス ワール型では、ミキシングベーン 2 枚において、対角ギャップに楕円形の渦とクロスフロ ーが見られるが、4 枚では円形の渦となり、クロスフローは 2 枚よりも減少する。KAERI のロッドバンドル CFD ベンチマークテストの結果においても定性的に類似の傾向となり、 スプリット型(2枚)では対角ギャップに楕円形状の渦、形状の異なるスワール型スペーサ (4 枚)では円形の渦が形成され、クロスフローの様子も共通している[2][3]。しかしなが ら、スワール型模擬スペーサを有するロッドとチャンネルボックス壁面のギャップに見ら れる中央のロッドに対し非対称な渦は、ベンチマークテストの結果では対称となっており、 流れのメカニズムをより詳細に調査する必要がある。さらに、図 4.3.2-24、図 4.3.2-25 よ り、流速が増大することで、乱流が促進され、除熱性能が向上することがわかる。図 4.3.2-26 と図 4.3.2-27 を比較すると、丸セル型のベクトル図に違いはほとんど現れず、フロータブ による渦にも影響は見られない。一方、スワール型では、流速増大の影響が顕著であり、 これはミキシングベーンによって水平方向成分に直接影響が及ぶためであると考えられる。

項目	条件	
圧力	7.0 MPa	
作動流体	飽和蒸気	
密度	理想気体の状態方程式(モル質量:18)	
粘性係数	1.9e-5 Pa • s	
Pr	1.576	

表 4.3.2-1 解析条件

表 4.3.2-2 解析ケース

乱流モデル	模擬スペーサ形状	入口流速	ロッドの熱流束
		[m/s]	[MW/m ²]
realizable k- ε	丸セル型	11.53	0.500
		17.82	
	スワール型	11.53	
	(ミキジングパーン 2枚)	17.82	0.509
	スワール型	11.53	
	4枚)	17.82	



図 4.3.2-1 解析体系





<u>A 部詳細</u> (ロッド、チャンネルボックス挿入時)





透過図 (ロッド挿入時)

図 4.3.2-2 丸セル型模擬スペーサ解析体系





ミキシングベーン2枚



ミキシングベーン4枚

<u>A部詳細</u>







透過図

(ロッド挿入時)

図 4.3.2-3 スワール型模擬スペーサ解析体系(ミキシングベーン2枚、4枚共通)





丸セル型





スワール型(ミキシングベーン2枚)





スワール型(ミキシングベーン4枚) 図 4.3.2-4 模擬スペーサ解析体系



図 4.3.2-5 領域分割

Ζ

4







図 4.3.2-7 スペーサ周辺のメッシュ (丸セル型)



図 4.3.2-8 メッシュ断面図 (スワール型 (ミキシングベーン 2 枚))



図 4.3.2·9 スペーサ周辺のメッシュ (スワール型 (ミキシングベーン 2 枚))



図 4.3.2-10 メッシュ断面図 (スワール型 (ミキシングベーン4枚))













入口流速 17.82 m/s



図 4.3.2-16 流速分布(スワール型(ミキシングベーン 4 枚)) 入口流速 11.53 m/s



入口流速 17.82 m/s






図 4.3.2-20 温度分布(スワール型(ミキシングベーン 2 枚)) 入口流速 11.53 m/s



入口流速 17.82 m/s



図 4.3.2-22 温度分布(スワール型(ミキシングベーン4枚)) 入口流速 11.53 m/s



4.3.2-23 温度分布(スワール型(ミキシングベーン 4 杉 入口流速 17.82 m/s







図 4.3.2·26 スペーサ下流直下のベクトル図 (XZ方向、XY方向 Z=540mm 断面) 入口流速 11.53 m/s



図 4.3.2-27 スペーサ下流直下のベクトル図(XZ方向、XY方向 Z=540mm 断面) 入口流速 17.82 m/s

4.3.3. RELAP5/MOD3.3 コードを用いた PWR の ATWS 事象解析

将来のLSTFを用いた実験計画の検討に役立てるため、PWRのATWS事象の一つであ る主給水流量喪失スクラム失敗事象を対象として、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた解析 のための入力データを整備するとともに、補助給水系の作動条件をパラメータとした過渡 解析を実施した。図 4.3.3・1 に示す PWR 解析用のノーディングは、LSTF 実験解析用のノ ーディングを参照している。本解析では、電気出力 110万 kW 級 4 ループの PWR (LSTF の参照炉)を対象とする。解析モデルは、3 ループ分を模擬するループ(加圧器が無いルー プ)と1 ループ分を模擬するループ(加圧器が有るループ)の計 2 ループで構成する。PWR の 圧力容器、一次系ループ、加圧器、蒸気発生器(SG)、SG 二次側等をモデル化する。各 SG の伝熱管は、単チャンネルでモデル化する。炉心部は、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。

PWR の主な初期条件や境界条件は、以下の通りである。

- 炉出力は 3423MW とする。
- 加圧器と SG 二次側の圧力は、それぞれ 15.5MPa、6.1MPa 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。
- 加圧器の逃し弁と安全弁の開/閉に対する加圧器圧力の設定値は、それぞれ 16.20/16.07MPa、17.26/17.06MPaとする。
- SG の逃し弁と安全弁の開/閉に対する SG 二次側圧力の設定値は、それぞれ 8.03/7.82MPa、8.68/7.69MPaとする。

ー点炉近似核動特性モデルによる核動特性計算に係る主な核データ及び反応度係数は、 以下の通りである。

- ・ 遅発中性子割合は 0.0044、即発中性子寿命は 1.5×10⁵ 秒とする。
- 崩壊熱データは、コード内蔵の ANS(米国原子力学会)の標準データ[1]を用いる。
- ドップラー反応度係数は、米国 Surry 炉の FSAR(final Safety Analysis Report: 最終 安全解析報告書)に記載の反応度曲線[2]に基づく値を用いる。
- 減速材密度反応度係数は、WCAP (Westinghouse Commercial Atomic Power)-8330 に 記載の反応度曲線[3]に基づく値を用いる。

PWR の主給水流量喪失スクラム失敗事象の主な仮定は、以下の通りである。

- 非常用炉心冷却系の条件として、高圧注入系は不作動とする。
- 時刻ゼロで SG 主給水流量が喪失する。
- 「SG 二次側水位低(SG 二次側狭域水位が 10%)」によりスクラム信号が発信するが、 スクラムには失敗する。
- スクラム信号発信と同時に外部電源喪失を仮定し、SG 主蒸気隔離や一次系冷却材ポン

プのコーストダウン等を開始する。

● 補助給水系の作動条件をパラメータとする。

補助給水系の作動条件をパラメータとして、以下の3ケースの過渡計算を実施した。

- A ケース:スクラム信号発信(時刻 47 秒)と同時に補助給水系の作動開始
- B ケース: SG 二次側がほぼ空になる(時刻 150 秒)時点から補助給水系の作動開始
- C ケース:補助給水系は不作動

加圧器とSG二次側の圧力と水位、一次系流体温度(高温側配管と低温側配管の流体温度)、 一次系ループ流量、炉心水位、燃料被覆管温度、反応度(全反応度、ドップラー反応度、減 速材密度反応度)、炉出力に対する上記3ケースの解析結果について、それぞれ図4.3.3-2~ 図4.3.3-17に0~5000秒でグラフ表示する。

全ケースにおいて、主給水流量喪失により SG 二次側水位が低下し(図 4.3.3-5~図 4.3.3-7)、 47 秒でスクラム信号が発信した。スクラム信号発信後の一次系冷却材ポンプのコーストダ ウンに従って、一次系ループ流量は低下した(図 4.3.3-11)。スクラム信号発信後の SG 主蒸 気隔離により SG 二次側圧力が上昇し、8.03MPa に到達した約 55 秒で SG 逃し弁が開き、 さらに、8.68MPa に到達した約 60 秒で SG 安全弁が開いた(図 4.3.3-2~図 4.3.3-4)。その ため、SG 二次側水位の低下は顕著になった。また、SG での除熱低下に伴い、加圧器の圧 力と水位は上昇し、加圧器圧力が 16.20MPa に到達した約 55 秒で加圧器逃し弁が開き、さ らに、17.26MPa に到達した約 60 秒で加圧器安全弁が開いた(図 4.3.3-2~図 4.3.3-7)。一次 系流体温度の上昇に伴う(図 4.3.3-8~図 4.3.3-10)負の減速材密度反応度(図 4.3.3-14~図 4.3.3-16)が燃料被覆管温度の低下に伴う(図 4.3.3-13)正のドップラー反応度(図 4.3.3-14~ 図 4.3.3-16)を上回るため、炉出力は低下した(図 4.3.3-17)。その後の過渡変化は、以下に示 す様にケース毎で異なった。

ケースAでは、約195秒でSG二次側水位が最も低下し(図4.3.3-5)、SG逃し弁の周期的 な開閉が継続するとともに(図4.3.3-2)、一次系流体温度の上昇に伴う負の減速材密度反応 度の影響による炉出力の低下に伴い(図4.3.3-17)、加圧器の圧力と水位はそれぞれ一旦約 15.0MPa、約65%まで低下した(図4.3.3-2と図4.3.3-5)。その後、炉心での発熱がSGでの 除熱を上回るため、加圧器圧力は上昇し、加圧器逃し弁の周期的な開閉が継続した。ほぼ 一定の炉出力で二相自然循環が継続し、炉心露出は生じなかった(図4.3.3-11~図4.3.3-13、 図4.3.3-17)。

ケース B では、約 150 秒で SG 二次側がほぼ空となり(図 4.3.3-6)、SG 逃し弁の周期的な 開閉が継続したが(図 4.3.3-3)、補助給水系の作動による SG での除熱の再開と一次系流体温 度の上昇に伴う負の減速材密度反応度の影響による炉出力の低下に伴い(図 4.3.3-17)、加圧器の圧力と水位はそれぞれ一旦約 12.7MPa、約 24%まで低下した(図 4.3.3-3 と図 4.3.3-6)。 その後、炉心での発熱が SG での除熱を上回るため、加圧器圧力は上昇し、加圧器逃し弁の 周期的な開閉が継続した。ほぼ一定の炉出力で二相自然循環が継続し、炉心露出は生じな かった(図 4.3.3-11~図 4.3.3-13、図 4.3.3-17)。

ケースCでは、補助給水系の不作動により約150秒以降SG二次側が空となり(図4.3.3-7)、 SG逃し弁の周期的な開閉が継続した(図4.3.3-4)。また、加圧器圧力は上昇し、加圧器安全 弁の周期的な開閉が継続した(図4.3.3-4)。さらに、一次系ループ流量はゼロとなり二相自 然循環は停止し(図4.3.3-11)、加圧器安全弁を通じた一次冷却材の喪失の影響により炉心水 位が低下し始めた(図4.3.3-12)。一次系流体温度の上昇に伴う負の減速材密度反応度の影響 により炉出力は低下し(図4.3.3-17)、加圧器の水位は約42%まで低下した(図4.3.3-7)。約 1040秒以降炉心露出が生じて燃料被覆管温度が上昇を開始し(図4.3.3-12と図4.3.3-13)、 1570秒で燃料被覆管温度が温度制限値(1470K)まで到達したため、計算を終了した。

以上から、補助給水系の作動条件が、加圧器の圧力や水位、自然循環、炉出力等に大き な影響を及ぼすことを示した。よって、LSTFを用いた主給水流量スクラム失敗事象の模擬 実験を検討するうえで、PWR 解析の条件や結果を踏まえて実験条件を定める必要がある。 その中で、LSTF の炉心出力については、PWR 解析で得られた炉出力の値を基に、PWR との体積比(1/48)と最高出力 10MW を考慮する必要がある。また、スクラム信号発信と同 時ないし SG 二次側がほぼ空になる時点から補助給水系の作動を開始すると、長期間にわた って、二相自然循環の継続により炉心露出は生じない可能性があるため、補助給水系の作 動条件の候補になり得る。



図 4.3.3-1 PWR 解析用ノーディング図



図 4.3.3-2 加圧器と SG 二次側の圧力に対する解析結果(ケース A)



図 4.3.3-3 加圧器と SG 二次側の圧力に対する解析結果(ケース B)



図 4.3.3-4 加圧器と SG 二次側の圧力に対する解析結果(ケース C)



図 4.3.3-5 加圧器と SG 二次側の水位に対する解析結果(ケース A)



図 4.3.3-6 加圧器と SG 二次側の水位に対する解析結果(ケース B)



図 4.3.3-7 加圧器と SG 二次側の水位に対する解析結果(ケース C)



図 4.3.3-9 一次系流体温度に対する解析結果(ケース B)







図 4.3.3-11 一次系ループ流量に対する解析結果(全ケース)



図 4.3.3-12 炉心水位に対する解析結果(全ケース)



図 4.3.3-13 燃料被覆管温度に対する解析結果(全ケース)



図 4.3.3-14 反応度に対する解析結果(ケース A)



図 4.3.3-15 反応度に対する解析結果(ケース B)



図 4.3.3-16 反応度に対する解析結果(ケース C)



図 4.3.3-17 炉出力に対する解析結果(全ケース)

5. 今後の計画

5.1. ROSA/LSTF 実験

ROSA/LSTF を用いて、多重事故条件での AM 策の有効性を検討するため、全電源喪失時に蓄圧注入系からの注水開始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実験を実施する。このとき、事故条件(破断口の位置や大きさ)や AM 策の条件(SG 二次側減 圧の方法や開始時刻、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧の開始時刻等)を変え、炉心露 出が予想される条件での非定常実験ないし窒素ガスによる減圧阻害現象を把握するための 定常実験を実施する。

また、SG 伝熱管複数本破損事象は、地震レベル1確率論的リスク評価において炉心損傷 に直結する事故シーケンスとして分類されているにもかかわらず従来知見が十分ではない ため、本事象を模擬した実験についても実施する。その際、事故条件(破断本数)及び非常用 炉心冷却系の条件(高圧注入系の作動方法等)並びにAM 策の条件(SG 二次側減圧の方法や開 始時刻、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧の開始時刻等)に関しては、従来研究等を考 慮して設定する。

5.2. 模擬炉心実験

模擬炉心実験装置の製作・改造に関しては、高圧熱流動実験ループ HIDRA の改造を実施 する。ATWS・ブローダウン模擬設備等の設置を平成 29 年度末までに完了し、予熱器を平 成 30 年度末までに設置する。単管炉心伝熱実験装置については、熱水ポンプの増強、ATWS 模擬ラインの設置等の改造を実施する。先行冷却実験装置については、可視化試験部等の 改造を実施する。さらに、バンドル体系におけるスペーサ効果に関する実験を行うための、 3x3 短尺バンドル実験装置の製作を開始し、平成 30 年度末までに完成させる。

模擬炉心実験に関しては、4x4 バンドル試験体を用いた実験を開始し、性能試験を含めた 定常実験、リウェット実験を行う。単管炉心伝熱実験については、より広いパラメータ範 囲での実験を行うとともに、液滴伝達へのスペーサ形状の影響を調べるため、スワールス ペーサを模擬したスペーサを設置した実験を実施する。さらに、リウェット時の先行冷却 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 束時のリウェット伝播の際に、リウェット点近傍 1cm 程度のドライアウト面での冷却挙動 のことを言う。リウェ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 4.2.3・3 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。

5.3. 二相流基礎実験

二相流基礎実験では、斜め管内 CCFL 実験において、より詳細なパラメータ実験を実施 するとともに、流路に液位計を設置することにより、実効的な気相流量や、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。大口径垂直管実験にお いては、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。計測手法・データ処理手法の高度化を継続するとともに、チ ャーン流領域を含む広い気相流速範囲でのデータ取得を行う。

5.4. 解析

不確かさを踏まえた最適評価手法(BEPU)の整備を継続する。解析コードとして RELAP5/MOD3.3 コードを使用し、中破断冷却材喪失事故等の PWR 総合効果実験を対象 に、燃料被覆管最高温度等の評価に対する解析条件及びモデルの不確かさの検討等を行う。

また、PWR 総合効果実験の検討に役立てるため、PWR プラントの事故事象を対象とした解析を実施する。

数値流体力学(CFD)解析は、引き続きオープンソース CFD コード OpenFOAM を使用し、 単管およびバンドル試験体を対象とした Euler-Lagrange 法による噴霧流解析を行う。さら に、液滴挙動の把握及び液滴付着率(デポジション)の評価を行い、スペーサ形状等によ る影響について知見を得る。

6. 結言

本事業は、炉心損傷前の原子炉システムにおける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、平成25年度より整備を継続してきた高圧熱流動実験ループHIDRAの基本部 分および4x4 バンドル試験体を完成させると共に、単管伝熱装置等を用いた実験、および PWRの大型熱水力模擬装置ROSA/LSTFを用いた実験を実施した。さらに、数値流体力学 (CFD)手法等の検討を継続した。以下に主要な成果を示す。

高圧熱流動実験ループ HIDRA の基本部分および 4x4 バンドル試験体を完成させた。 HIDRA は沸騰水型軽水炉(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り、4x4 バンドル試験体に 熱水を供給するとともに、次年度以降設置する 3x3 バンドル試験体等に熱水及び蒸気を供 給可能である。

リウェット点近傍における伝熱流動挙動を把握するため先行冷却実験装置を製作した。 先行冷却は、従来の機構での研究によりリウェット速度を支配する因子であることが示さ れているが、その物理的メカニズムに関する知見はほとんどない。本装置の最高使用圧力 は1.5気圧、伝熱面最高温度は1073Kで、液膜挙動を可視化するために流路外壁は石英ガ ラスで製作した。

単管炉心伝熱実験においては、広いパラメータ範囲において定常実験、リウェット実験 を実施するとともに、BWR 燃料集合体用丸セルスペーサを模擬したスペーサを流路に設置 することにより、液滴伝達やリウェット現象へのスペーサ効果に関する知見を得た。定常 実験においては、スペーサの設置により遷移沸騰領域での熱伝達率が向上することが明ら かとなり、これが液滴伝達率の向上によるものであることが示された。リウェット実験に おいては、圧力、流量等のパラメータとリウェッティング速度との関係を整理し、高流量 域ではリウェッティング速度が先行冷却による除熱量に支配されていることが示された。

ROSA/LSTF 実験は、福島第一原子力発電所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 策の有効性について検討することを目的としている。ROSA/LSTF 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仮 定する。本年度実施した非定常実験(実験番号:TR-LF-17)は、全電源喪失時に蓄圧注入系 からの注水開始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ている。このとき、 一次冷却材の喪失を低温側配管 0.2%破断で模擬するとともに、運転員の操作遅れを考慮し て AM 策を開始した。本実験では、窒素ガスが SG 伝熱管に蓄積し、SG 二次側圧力に比べ て一次系圧力の低下率が小さくなるとともに、SG 伝熱管群において非一様な流動挙動を示 した。

現象を把握するために実施した定常実験(実験番号:ST-NC-46)は、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の実験であり、炉心出力を一定に保ち、窒素ガスの 蓄積量を変えて低圧でのデータを得た。その際、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SG伝熱管底部に近い高さに維持した。本実験では、 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。また、SG二次側流体の温度分布は、SG伝熱管流体温度と飽和温度の差 で評価したサブクール度に大きく影響を及ぼし、SG伝熱管頂部に近いほどサブクール度は 低くなったが、SG伝熱管群において明確な非一様流動挙動を示さなかった。

二相流基礎実験として、PWR ホットレグを模擬した斜め管内における CCFL 現象に関す る実験を実施し、発生する CCFL の詳細挙動を把握するとともに、CCFL 現象のパラメー タ依存性に関する知見を得た。また、大口径垂直管内二相流実験に関しては、ワイヤーメ ッシュセンサーシステムによる測定を基に気泡挙動を把握するための解析手法を導入し、 ツールの整備を進め、昨年度実装した個別気泡識別法を改良し、それを基にセンサー間で の個別気泡の運動を追跡する機能を実装した。

解析研究に関しては、不確かさを踏まえた最適評価手法(BEPU)の整備を開始した。過去 のROSA/LSTF実験のうち、炉心の露出・過熱が観察された高温側配管 17%破断冷却材喪 失事故模擬実験(実験番号:IB-HL-01)を対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解 析や感度解析を通じて、燃料被覆管最高温度に影響を及ぼすパラメータの抽出を試みた。 不確かさ解析の結果は、抽出したパラメータの組み合わせが燃料被覆管最高温度に大きな 影響を及ぼす可能性を示した。

数値流体力学(CFD)解析は、3×3 バンドル試験体実験において使用する模擬スペーサの CFD 解析用ジオメトリデータおよびメッシュデータを作成し、オープンソース CFD コー ド OpenFOAM による熱流動解析を行った。解析結果より、スペーサ効果に関する知見を 得るとともに、4 枚のミキシングベーンを有するスワール型模擬スペーサの除熱性能が最も 高くなることを示した。

将来のLSTFを用いた実験計画の検討に役立てるため、PWRのATWS事象の一つである主給水流量喪失スクラム失敗事象を対象として、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた解析

のための入力データを整備するとともに過渡解析を実施した。解析結果は、補助給水系の 作動条件が加圧器の圧力や水位、自然循環、炉出力等に大きな影響を及ぼすことを示した。 本事業に関連する外部発表

国際会議等報告

 T. Takeda and I. Ohtsu: "ROSA/LSTF Test on Nitrogen Gas Behavior during Reflux Cooling in PWR and RELAP5 Post-test Analysis"、 ICONE25-67512、 Shanghai、 China、2017 (発表予定)

技術報告書等

 T. Takeda: "Data Report of ROSA/LSTF Experiment TR-LF-07-Loss-of-feedwater Transient with Primary Feed-and-bleed Operation-", JAEA-Data/Code 2016-004 (2016).

口頭発表

- 竹田武司、大津 巖: "リフラックス冷却条件下の窒素ガス挙動に関する ROSA/LSTF 実験と RELAP5 解析"、日本原子力学会「2016 秋の大会」、久留米シティプラザ、9/7-9、 2016
- 2) 竹田武司、大津 巌: "PWR 全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴う ROSA/LSTF 実験 と RELAP5 解析"、日本原子力学会「2017 年春の年会」、東海大学湘南キャンパス、 3/27-29、2017

- 1.
- [1] BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations, NEA/CSNI/R(2011)4
- 4.1.1.
 - 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).
 - [5] 日本原子力研究開発機構、平成27年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(軽水 炉の事故時熱流動)事業に関する報告書、(2016).
- 4.1.2.
 - 日本原子力研究所、たゆまざる研究の軌跡-研究活動と成果 1995 4.3 原子炉内に発 生したガスの除熱への影響、(1995).
 - [2] 日本原子力研究開発機構、平成27年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(軽水 炉の事故時熱流動)事業に関する報告書、(2016).

4.2.1.

[1] 広瀬・土井、2004, 核燃料工学の基礎・軽水炉燃料を中心に 第2回 軽水炉燃料(1)、
 日本原子力学会誌、46、410-417

4.2.2.

- 日本原子力研究開発機構、平成27年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(軽水 炉の事故時熱流動)事業に関する報告書、(2016).
- [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] 日本原子力研究開発機構、平成18年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、 (2007)
- Bowring, R.W., 1972. A simple but accurate round tube uniform heat flux, dryout correlation over the pressure range 0.7-17 MN/m2 (100-2500 psia), AEEW-R 789, United Kingdom Atomic Energy Authority,
- [5] 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.
- [6] Sibamoto, Y., Maruyama, Y., Yonomoto, T., and Nakamura, H., 2011. Core heat transfer coefficients immediately downstream of the rewetting front during anticipated operational occurrences for BWRs, J. Nucl. Sci. Technol., 48, 3, 440-453.
- [7] 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
- [8] Okawa, T., Kitahara, T., Yoshida, K., Matsumoto, T., Kataoka, I., 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.

4.2.4.

- [1] Wallis, G.B., 1969. One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill..
- [2] Al Issa, S. & Macian-Juan, R., 2014. 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.
- [3] Minami, N., Nishiwaki, D., Nariai, T., Tomiyama, A., Murase, M., 2010. Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (I) Air-Water Tests for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg. Journal of Nuclear Science and Technology 47, 142–148.

4.2.5.

 Xiuzhong, S, Takashi, H., Hideo, N., Developing structure of two-phase flow in a large diameter pipe at low liquid flow rate, International Journal of Heat and Fluid Flow 34, 70-84, 2012.

- [2] 日本原子力研究開発機構、平成24年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)に関する報告書(2014)
- [3] 日本原子力研究開発機構、平成25年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)に関する報告書(2014)
- [4] 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(2015)
- [5] 日本原子力研究開発機構、平成27年度原子力発電施設等防災対策等委託費(軽水 炉の事故時熱流動調査)事業に関する報告書(2016)
- [6] 金井大造、古谷正裕、新井崇洋、白川健悦、西義久、気泡追跡法による個別気泡の 三次元気泡速度計測手法の開発、2012、電力中央研究所報告(研究報告:L11014)

4.3.1.

- [1] BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations, NEA/CSNI/R (2011) 4.
- [2] 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).
- [3] V. H. Ransom, J. A. Trapp, The RELAP5 choked flow model and application to a large scale flow test. In: Proceedings of the ANS/ASME/NRC International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Saratoga Springs, New York, USA (1980).
- [4] G. B. Wallis, One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill Book, New York, USA (1969).
- [5] 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).
- [6] 日本原子力学会、統計的安全評価の実施基準: 2008、AESJ-SC-S001:2008 (2009).
- [7] H. Glaeser, GRS method for uncertainty and sensitivity evaluation of code results and applications, Science and Technology of Nuclear Installations, vol. 2008, Article ID 798901, 7 pages (2008).

4.3.2.

- [1] OECD/NEA, Report of the OECD/NEA KAERI Rod Bundle CFD Benchmark Exercise, NEA/CSNI/R(2013)5 (2013).
- [2] C. Peña-Monferrer, et al., CFD turbulence study of PWR spacer-grids in a rod bundle, Science and Technology of Nuclear Installations, vol. 2014, Article

ID 635651, 15 pages (2014).

[3] S.-K. Chang, et al., Turbulent mixing in a rod bundle with vaned spacer grids: OECD/NEA-KAERI CFD benchmark exercise test, Nuclear Engineering and Design, 279, 19-36 (2014).

4.3.3.

- [1] ANS, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1 (1979).
- [2] NRC, Surry Power Plant Units Final Safety Research Report 1 and 2; DOCKET, 50-280, Part B, Vol. 1 (1970).
- [3] R. Salvatori, Westinghouse Anticipated Transients without Trip Analysis, WCAP-8330 (1974).

5.2.

- 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

用語の解説

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。
GRS	Gesellschaft fur Anlagen-und Reaktorsicherheit mbH:原子力
	安全協会。ドイツの原子力専門機関。
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute:韓国原子力研究院。
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。
РСТ	Peak Cladding Temperature:燃料棒被覆管表面最高温度。
Post-BT	Post-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。)が生じた後の加熱面が乾いた状態。
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation : $t = 7 - 7$
	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。
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。
WMS	Wire mesh sensor: ワイヤーメッシュセンサー。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。
スケーリング(スケー	実機と実験装置の大きさ(スケール)等の違いの影響を工学的に
ル)実験	検討するための実験。