

平成 25 年度  
原子力発電施設等安全調査研究委託費  
(原子力発電施設等安全調査)  
に関する報告書

---

平成 26 年 3 月

(独) 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
1.1. 原子炉水質管理技術高度化対策事業 .....	3
1.2. 軽水炉の事故時熱流動の調査 .....	4
2. 全体計画 .....	6
2.1. 原子炉水質管理技術高度化対策事業 .....	6
2.1.1 研究の方法 .....	6
2.1.2 試験炉を用いた水化学実験 .....	7
2.2. 軽水炉の事故時熱流動の調査 .....	7
2.2.1 研究方法 .....	7
2.2.2 具体的な研究内容 .....	8
3. 原子炉水質管理技術高度化対策事業 .....	12
3.1. 今年度の実施内容 .....	12
3.2. 試験計画の立案 .....	12
3.2.1 予備解析 .....	12
3.2.2 試験計画の立案 .....	27
3.3. 試験装置の整備 .....	32
3.3.1 Pt型腐食電位センサーの製作 .....	32
3.3.2 隔膜型腐食電位センサーの製作 .....	33
3.3.3 微弱発光分光装置の整備 .....	35
3.3.4 腐食電位測定装置の整備 .....	37
3.4. 水の放射線分解解析コードの改良 .....	38
3.4.1 気液移行プログラムの作成 .....	38
3.4.2 $\alpha$ 線による水の放射線分解の導入 .....	41
3.5. セラミックス/金属接合体の開発 .....	44
3.5.1 セラミックス/金属接合の技術検討 .....	44
3.5.2 接合体の高温高圧水中耐圧性能 .....	48
4. 軽水炉の事故時熱流動の調査 .....	50
4.1. 前年度までの実施内容 .....	50
4.2. 実験装置の整備 .....	52
4.2.1 高圧熱流動ループ用電源の購入 .....	52
4.2.2 大型格納容器実験 .....	52
4.3. 文献調査 .....	64

4.3.1	NUPEC実験 .....	64
4.3.2	OECD/SETH2プロジェクトのレビュー.....	69
4.3.3	OECD/THAIプロジェクトのレビュー .....	86
4.3.4	壁凝縮 .....	95
4.3.5	成層浸食.....	102
4.3.6	プールスクラビング .....	104
4.4.	大型格納容器実験装置のスケーリング検討.....	109
4.4.1	強制対流ジェット.....	109
4.4.2	SCプール内ガス放出.....	109
4.4.3	格納容器自然循環.....	110
4.4.4	検討結果.....	110
4.5.	計測検討.....	112
4.5.1	ガス濃度分析システム.....	112
4.6.	解析手法の検討.....	115
4.6.1	概要.....	115
4.6.2	OpenFOAMコード.....	115
4.6.3	均質二相流モデル.....	116
4.6.4	数値解法.....	118
4.6.5	OpenFOAMの改造.....	119
4.6.6	試計算 .....	120
4.6.7	まとめ .....	120
4.7.	今後の計画 .....	123
5.	結言 .....	128
	参考文献 .....	130
	用語の解説.....	135

## 1. 緒言

本事業においては、東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、「福島第一事故」という。）等を踏まえたシビアアクシデント時の対策や安全評価手法並びに安全対策の高度化に関連する重要性の高い課題のうち、特に中長期的な対応が必要な課題を中心に、実証試験、試験研究、解析、調査等を実施する。以下では、本事業を構成する「原子炉水質管理技術高度化対策事業」と「軽水炉の事故時熱流動の調査」について、それぞれ、背景や研究目的等を説明する。

### 1.1. 原子炉水質管理技術高度化対策事業

軽水炉プラントの減速材及び冷却材としての役割を果たす水は、炉心及びその周辺で中性子線やγ線などの放射線を受けて分解し、酸素や過酸化水素などの酸化剤が生成される。また、冷却材である水は系内を循環するために燃料被覆管や構造材と直接に接し、材料腐食に起因した様々な問題の要因となる。また、材料から溶出した腐食生成物は燃料被覆管表面へ付着し、放射線を受けることで放射化する。燃料被覆管表面の放射化物質は、冷却材の流れとともに系内の機器や配管へ移送され表面に付着するため、プラントの線量率上昇の原因となる。このように、冷却材は燃料や構造材料の腐食に伴う諸問題やプラント従事者の被曝上昇に直接的に影響するため、水質管理の最適化による材料腐食環境の緩和や放射化物質の取り込み抑制による線量低減など、種々の対応が検討、導入されており、プラントの水質管理の最適化は、プラントの安全確保に関わる重要な課題となっている。

沸騰水型軽水炉（BWR）では、燃料表面での沸騰による水中添加物の燃料表面への析出を避けるために中性の純水が使用される。原子炉内における水の放射線分解で発生する酸化性化学種は、構造材の応力腐食割れ（SCC）の要因となることが知られており、冷却材に水素を注入し水の放射線分解で発生する酸化性化学種濃度を低減させて SCC を緩和させる水質管理が適用されている。しかし、この水素注入水質（HWC）により得られる SCC 緩和効果のメリットを、機器の点検周期などのプラントの運用へ反映されるには至っていない。材料の腐食環境を表す腐食電位（ECP）は、SCC との相関を示す指標として従前より用いられている。日本機械学会が策定した発電用原子力設備規格 維持規格[1]では、ECP に応じた SCC き裂進展速度が規定されており、ECP の値に応じてき裂進展速度を評価することが可能である。現在、維持規格をプラントの運用に適用するために必要となる民間規格の策定の準備が進められている。なお、HWC では、水素注入量の増加に伴い ECP は低下するものの、ある程度以上の水素を注入すると  $16O(n, p)16N$  反応で生じる  $16N$  が揮発性のアンモニア系に変わるため、主蒸気系の線量上昇につながる。そのため、HWC は、水素注入による腐食環境緩和効果と線量上昇の兼ね合いを図りながらの適用が必要となる。

沸騰水型軽水炉（PWR）の一次冷却材中には、炉心の出力制御のためにボロンが添加さ

れるとともに、pH 調整剤として LiOH が添加されている。また、水の放射線分解による酸化性化学種の生成を抑制するために高濃度の水素が溶存されている。PWR の一次系に使用される材料の接液面積比は、Ni 基合金（インコネル 600 及び 690 合金）が全体の約 7 割、ステンレス鋼が約 1 割、ジルコニウム合金が約 2 割である。これら材料の腐食形態としては、全面腐食及び一次系冷却材中の応力腐食割れ（PWSCC）がある。PWSCC の発生・進展メカニズムは明らかとはなっていないが、近年の研究により、現在の一次系冷却材中の水素濃度管理範囲で PWSCC のき裂進展速度の極大値を有すること、現在の水素濃度管理範囲より高濃度側もしくは低濃度側でき裂進展速度は低下することが明らかとなっている。国内の PWR では、被ばく低減や PWSCC のき裂発生感受性の低減も期待し、水素濃度管理範囲より低濃度側での運用を目指している[2]。目標とされる水素濃度管理範囲は、現在の保安規定における制限値を下回ることになり、また、水素濃度を低減する際には、水の放射線分解による酸化性化学種の生成が十分に抑制され、ステンレス鋼の SCC 抑制効果が十分に担保されていることを評価・確認する必要がある。

本事業では、既設軽水炉における構造材料の高経年化対応や燃料被覆管健全性の確保を目的とした水質管理の変更に関して、その効果が正しく評価されていることを確認するとともに今後見込まれる保安規定変更等に対応するために必要な技術的知見を収集・整備する。このため、実際のプラント内部環境を模擬した放射線分解水質下での水化学評価実験を行い、評価手法及び水化学測定技術の検証に関する調査・研究を行う。

本報告書では、「原子炉水質管理技術高度化対策事業」に関して、以下の 2.1 章で全体計画について述べ、3章では本年度の調査内容について述べる。最後に 5章で結論をまとめる。

## 1.2. 軽水炉の事故時熱流動の調査

本調査は、1) 平成 25 年の規制基準の改正、2) 熱水力評価手法の高度化に係る世界的な方向性、3) 国産の事故解析コードの開発、4) 産業界での研究・開発の方向性等を背景とし実施するものである。以下にこれらの背景について簡単に説明する。

一つ目の規制基準の改正に関しては、重大事故防止のためのアクシデントマネジメント (AM) 策の整備が規制対象となったことが本研究の背景として重要である。AM 策の整備及びその有効性の確認のためには、保守的評価コードではなく現象を忠実に予測する最適評価コードを必要に応じて用いることが重要である。従来、我が国では、安全研究として最適評価コードの整備がなされてきたものの安全規制では最適予測コードを用いた評価を要求してこなかったこともあり、今後、その性能評価に関する知見を蓄積し、評価手法を高度化させることが重要である。安全解析コードの妥当性評価は、一般に Verification and Validation (V&V) と米国等と呼ばれており、この重要性は、我が国でも近年認識されてい

る。V&Vにおいては、安全評価に使用した解析コードが妥当性評価に用いる実験結果を良く再現していることを確認するとともに、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（スケール効果）が適切に考慮されていることを確認する必要がある。

同様に、重大事故発生後の影響緩和のためのAM策が規制対象になったことも大きな特徴であり、本事業の背景として重要である。影響緩和のためには、格納容器の閉じ込め機能の喪失に影響する脅威事象の進展挙動やそれに対するAM策の有効性を評価することが重要である。本事業で研究対象とする熱水力現象に関しては、水素爆発・燃焼や過温破損が格納容器脅威事象と考えられ、これらの挙動についての評価並びに安全対策の有効性を安全審査では確認することが重要である。また、原子炉事故時のソースタームを評価する上でエアロゾル等のFPの移行挙動の予測手法を高度化することもAM策の有効性を評価する上で重要である。FP移行挙動は熱流動挙動に密接に関連することから、熱流動評価手法の検討からFP移行挙動の評価手法を高度化することも期待できる。

二つめの評価手法の高度化に係る方向性に関しては、世界的に、設計基準事故についての安全評価が、保守的な評価から、不確かさを考慮した最適評価を用いる方法に移行しつつあることが重要である。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。この手法は、米国等ですでに安全規制で採用されており、我が国でも導入される方向性がある。OECD/NEA等の国際機関でなされた評価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。

三つ目の背景は、国産コード開発に関連している。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にも対応し、国産コード整備の重要性が認識されている。また、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、古い時代に開発が開始されたこともあり、コンピューター言語の様式が古く、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考慮すべきところである。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を行う観点からも重要である。

四つ目の産業界や学協会での開発・研究の方向性に関しては、福島第一事故以前に実施されていた産業界や学協会での様々な検討から概要を理解することができる。例えば、BWR燃料に関しては、我が国では、新型燃料の安全審査において、実寸での実証試験の実施に

より熱水力評価手法の妥当性の確認が行われてきたが、燃料集合体の大型化とともに、実証実験が困難になってきていた。これを踏まえ、より高度なサブチャンネル評価手法の整備により、実験を一部代替する手法が重要視され開発が行われてきた。福島第一事故後の現時点では、これらに関する研究・開発は活発ではないものの、このような実験を代替するための評価手法の高度化は、安全評価手法の高度化の観点からも重要である。

本研究は、これら新規規制基準の策定、安全評価手法の高度化、国による国産コードの開発、民間の研究・開発動向等を背景とし実施するものである。主たる研究対象を、炉心損傷前までの原子炉、及び、炉心損傷後の格納容器での熱水力現象とし、実験と解析を両輪とする研究を実施する。これにより、事故時の原子炉及び格納容器での熱水力挙動等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。

得られた成果は、安全評価コードの妥当性評価に関する規制委員会による評価ガイドや安全審査マニュアルの整備、及び、事故解析コードの開発を技術支援するために用いられる。規制委員会は、事業者に対して、発電用原子炉施設の安全性の向上のための評価を、原子力規制委員会規則で定める時期ごとに、今後、継続的に実施することを求めるとしており、その際、事業者が提出すべき内容等を定めた評価ガイドや規制庁での審査のためのマニュアルの整備に、本事業で得られた成果を提供する。また、不確かさを考慮した最適評価手法の使用を許容するような新たな規制基準の策定を規制委員会が検討する場合には、その技術内容についての検討に役立つ知見を、本事業の成果を活用し提供する。

本報告書では、「軽水炉の事故時熱流動の調査」に関して、以下の 2.2 章で全体計画について述べ、4 章では本年度の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. 原子炉水質管理技術高度化対策事業

#### 2.1.1 研究の方法

軽水炉における構造材料の高経年化対応や燃料被覆管健全性の確保を目的とした水質管理の変更に関して、その効果が正しく評価されていることを確認するとともに、今後見込まれる保安規定変更等に対応するために必要な技術的知見を収集・整備する。PWR と BWR の共通の課題となるのが、水の放射線分解による腐食環境の変化を精度良く評価するための手法であり、プラント内の腐食環境は ECP の測定と放射線分解解析コード及び腐食電位評価コードによる解析評価の組み合わせで評価される。本事業では、放射線線量率や水質条件などの試験パラメータを任意に変更でき、かつパラメータを精度良く評価できる試験炉を用いて、実際のプラントにおける内部環境を模擬した環境下において水化学評価実験を行い、放射線照射下における水質及び腐食環境評価手法の高度化を目指した研究を行う。

### 2.1.2 試験炉を用いた水化学実験

試験炉を用いた水化学試験では、ECP を測定するための計測器（ECP センサー）を照射キャプセル内に配置して、放射線線量率や水質条件などのパラメータに対する ECP 応答を測定するとともに、照射を受けキャプセルから戻る水中に含まれる酸素、水素、過酸化水素濃度を分析する。また、放射線分解水質及び ECP 解析結果との比較検討により、解析コードの高度化を図る。本事業では、表 2.2-1 に示すように試験炉を用いた水化学試験を実施するために必要となる照射キャプセルや分析装置等を H25 年度以降複数年かけて整備し、水化学実験を開始する計画である。

## 2.2. 軽水炉の事故時熱流動の調査

### 2.2.1 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、及び、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て包括的な検討を実施する。複数の実験装置を効率的に整備できるよう、汎用性を有する熱流動ループの整備を行なうことにする。

また、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。

炉心損傷後の格納容器での熱流動等に関する研究では、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爆発・燃焼、並びに、過温破損に関する熱流動挙動等を対象とした研究を実施する。また、放射性物質の移行挙動は、熱流動に強く影響を受けることから、これらについても研究対象とする。

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等の違い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ようにする。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。このためには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実験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、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。

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、炉心損傷後の格納容器での熱水力に関しては、水素爆発・燃焼や過温破損のような格納容器脅威事象、並びに、熱水力挙動に密接に関係する FP 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、二相流計測技術の整備も行うことにする。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。

### 2.2.2 具体的な研究内容

上で述べたように、炉心損傷前の熱水力に関する実験では、炉心伝熱、及び、炉心以外の機器でのスケーリング実験を実施する。また、炉心損傷後の格納容器での熱水力に関する実験では、水素挙動や過温破損並びに FP 移行挙動に関する実験を実施する。これらと並行し詳細計測手法を整備するための詳細計測実験も実施する。解析研究に関しては、LP コード及び CFD コードに使用する解析モデルの評価及び開発に関する検討を行う。以下に、その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、JAEA 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。定常状態での実験のみならず、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）や、反応度事故に関連した急速加熱時の挙動等に焦点をあてた炉心バンドル実験を行う。また、より詳細な計測を実施することが容易な単管実験等も実施する。実験装置の整備においては、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 JAEA で整備してきた設備を活用する。

通常、原子炉機器での事故時挙動を模擬する実験では、実機と同じ形状や熱水力条件で実験することは困難であることから、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実験を実施する。一般に、スケーリング実験では、相似則の歪み等から、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、原子炉の事故時挙動を模擬する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、JAEA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明確に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。

炉心損傷後の格納容器での熱流動に関する実験では、格納容器気相部で生じる熱流動、液相部で生じる熱流動、エアロゾル等FP挙動に関する実験を実施する。気相部熱流動実験では、OECD/NEA等での検討で課題となっている基礎的な熱流動現象（噴流、密度成層、自然循環、凝縮等）や、それらに対する幾何形状の影響、並びに、AM策の有効性等に関する実験を実施する。特に、福島第一事故での格納容器損傷原因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、より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。液相部熱流動に関する実験では、圧力抑制室内の逃がし安全弁（SRV）等からの蒸気放出や格納容器外面冷却により駆動される二相循環挙動等に関する実験を実施する。FP移行に関連した実験としては、プールスクラビングや、大空間での重力沈降、壁への付着、それらに対する自然循環の影響に着目した実験を実施する。

詳細なデータを取得するための計測機器の整備を目的とした詳細計測実験では、当面、ボイド率分布や界面濃度分布等の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計測実験を実施する。ここで、4センサープローブは、JAEAで開発中の4本のプローブによる二相流体の電気抵抗の計測に基づく計測手法である。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。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。これらの計測手法は、かならずしも確立したものではないことから、詳細計測実験を実施し手法を整備した上で試験装置に使用することにする。

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される。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）の中での質量・熱量等の保存則を計算することにより、事故の進展挙動等を解析する。LP コードには、保守的評価（EM）コードと最適評価（BE）コードの二種類があり、本研究では BE コードを直接の研究対象とする。これまでは生じる現象を簡素化して一次元的に取り扱うことが多かったが、多次元解析機能の追加等により性能向上を図る。また、CFD コードは最新の技術に基づく詳細な解析のためのコードで、商用の汎用コード（FLUENT 等）や各国の規制当局が開発したコードがいくつかある。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、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場合には CFD コードが必要である。

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の整備を開始し、伝熱試験体の一部を設置する。H27 年度以降、実験を行うとともに、装置整備を継続し、バンドル実験装置等の炉心伝熱実験装置を設置し実験を実施する。炉心損傷後の格納容器熱水力に関する実験は、H25 年度から H26 年度にかけ実験装置を整備し、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。詳細計測実験はこれらと平行し実施し、熱水力実験の計測に反映させる。これら実験研究の成果を活用し、解析研究を実施する。

表 2.2-1 原子炉水質管理技術高度化対策事業の全体計画

H24	H25	H26	H27	H28	H29	H30	H31
・水化学管理及び放射線分解解析に関する調査 ・腐食電位センサーに関する調査	・解析コードの整備 ・試験計画の立案・具体化 ・計測機器の整備	・照射試験装置(キャプセル等)の整備		・照射試験			
腐食電位センサーの技術開発				成果の最終取り纏め			

表 2.2-2 軽水炉の事故時熱流動の調査

	H24	H25	H26	H27	H28	H29	H30	H31
模擬炉心・スケール実験		熱流動ループ製作			模擬炉心実験	スケール実験		
格納容器実験		大型格納容器実験				エアロゾル実験		
計測器・要素技術開発		計測器・要素技術開発						
解析評価		コード調査・整備			モデル開発			

### 3. 原子炉水質管理技術高度化対策事業

#### 3.1. 今年度の実施内容

本事業では、試験炉を用いた照射試験により放射線線量率や水質条件の変化に伴う放射線水質データや腐食環境データを取得し、放射線照射下における水質及び腐食環境評価手法の高度化に必要な技術知見を得る事を目的としている。本年度は、昨年度の調査結果や予備解析に基づき照射試験計画を立案するとともに、試験に必要となる装置類を整備する。また、水質解析コードの改良を進めるとともに、ECP センサーの長期安定使用のための要素技術の開発を行う。

#### 3.2. 試験計画の立案

##### 3.2.1 予備解析

試験炉を用いた照射下水化学試験では、実プラントに近い条件で試験を行い、パラメータの変更による環境変化が実験として確認できることが重要である。そこで、材料試験炉 (JMTR) の炉内における中性子線及びガンマ線による水の吸収線量率を評価するとともに、JMTR のインパイルループの内部で予想される水化学環境を解析的に評価した。

##### 3.2.1.1. 吸収線量率の評価

JMTR には多数の照射孔があり、照射試験の目的にあわせて照射孔が選定される。炉心は高さが約 800mm であり、炉心中心から上下方向に離れるに伴い吸収線量率は低下する。JMTR の炉心で得られる中性子線及びガンマ線の吸収線量を把握するため、代表的な照射孔を選定し、照射孔内における炉心高さ方向の吸収線量率を評価した。吸収線量率の評価にあたっては、MCNP-4b を用いて JMTR 炉内の各照射孔における中性子線、 $\gamma$  線スペクトルを評価した。使用した核データライブラリーは JENDL-3.2 である。水の吸収線量の算出に際し、中性子線スペクトルは 106 群、 $\gamma$  線スペクトルは 25 群に分け、中性子線及び $\gamma$  線のそれぞれに対応する換算係数[1][2]を用いた。吸収線量評価の手順を図 3.2.1-1 に示す。JMTR の炉心は、図 3.2.1-2 に示すように、燃料領域と反射体領域に大別され、反射体領域は燃料領域から環状に外側へ順次、反射体 1 層目、反射体 2 層目、反射体 3 層目、反射体 4 層目と区別される。炉内の中性子束は、燃料領域に対して環状に分布するため反射体の所定の層ではほぼ同程度の中性子束分布が得られる。そこで、炉内における水の吸収線量分布の評価では、燃料領域、反射体 1 層目から 6 層目について、それぞれ 1 箇所を代表として選定した。評価に際しては、図 3.2.1-3 に示すようにキャプセルの外筒及び内筒のみをモデル化し、キャプセルの内部は水と仮定した。また炉心の高さ方向は 9 領域に分割した。

炉心における中性子線及びガンマ線による水の吸収線量の評価結果[3]を図 3.2.1-4 及び表 3.2.1-1 に示す。吸収線量のピークは、中性子線及びガンマ線ともに炉心中心の Node 3 付近であり、キャプセルの上部である Node 9 は燃料の上部になるため吸収線量率は急激に

低下する。燃料領域では、中性子線による吸収線量がガンマ線による吸収線量を上回るが、反射体 1 層目では中性子線とガンマ線の吸収線量はほぼ同等となる。吸収線量率は、炉心から離れると徐々に低下するが、ガンマ線に比べて中性子線の減衰は大きく、炉心外周では中性子線の吸収線量はガンマ線の 1/5 程度となる。

照射試験に使用するキャプセルには、ECP センサーの他、スパーサーなどの構造部材が含まれるため、前述の内部構造を考慮しない仮想的キャプセルを用いた吸収線量率の評価結果と実際のキャプセル内部の吸収線量率は異なる可能性がある。そこで、実際のキャプセルの内部構造を考慮した場合の吸収線量率を評価し、上記結果と比較した。検討にあたっては、キャプセル内部構造をできるだけ忠実に再現したモデル（図 3.2.1-5）のほか、流路断面積を保持しつつ構造部材をキャプセル中心部に集積しキャプセル内部構造を簡易的に取り扱ったモデル（図 3.2.1-6）も評価に加えた。評価結果を図 3.2.1-7 に示す。なお、同図の縦軸は炉心中心付近をゼロとしてプロットしているため、図 3.2.1-4 の縦軸とは異なる。また、内部構造を考慮したモデルと内部構造を考慮しないモデル（図 3.2.1-3）では軸方向のノード位置が異なる。いずれの照射孔の位置においても、ガンマ線による水の吸収線量率はモデルの影響をほとんど受けない結果であった。中性子線による水の吸収線量率は、内部構造を詳細に考慮した場合には簡易的に扱う場合より若干低めの値を示すが、有意な差ではなかった。従って、今後の照射試験に際して実施する炉内吸収線量率評価では、キャプセル内部構造は簡易的に取り扱うことで問題の無いことが明らかになった。内部構造を考慮しない場合は、内部構造を考慮した場合に比べて線量率のピーク位置付近で低めの値を与えたものの、試験計画を検討するための予備的な評価を目的とすれば有意な差ではなく、以降の検討で用いることに問題の無いことが示された。

PWR 条件の試験を実施するハルデン炉における吸収線量率を予め知ることは試験計画の立案を進めるにあたっては非常に有用であるが、関連する情報は公開されていない。また、ハルデン炉では、照射条件を細かに調整するためにブースター燃料を配置するなど、試験目的に応じたリグや炉心構成を提供している。試験の実施に際し、ハルデン炉を運営するノルウェーエネルギー技術研究所に要求する照射条件を詳細に伝え、最適な照射条件を決める必要がある。

### 3.2.1.2. インパイループ内水質の予備評価

照射条件や水質条件に対する JMTR インパイループ内の水質変化やサンプリング点で測定される水質を、ラジオリシス解析コードを用いて予備的に評価した。使用したラジオリシス解析コードは WRAC-J[4]である。解析では、照射装置を複数のノードに分割し、水の流れに沿って各ノードにおける化学種濃度を計算する。基礎式を式(3-1)に示す。

$$\frac{\partial C_i^j}{\partial t} = g^\gamma Q^{\gamma j} + g^n Q^{nj} - \sum k_{mn}^i C_m^j C_n^j - C_i^j \sum k_{is} C_s^j + \sum k_{mn}^{wi} C_m^j C_n^j - C_i^j \sum k_{is}^w C_s^j + C_i^{j-1} \frac{G_{in}^j}{V^j} - C_i^j \frac{G_{out}^j}{V^j} \quad (3-1)$$

C:化学種の濃度(mol/l)	g:G 値(1/100eV)
Q:水のエネルギー吸収量(Gy/s)	k:2 次反応の反応定数(l/mol/s)
G:流量(m <sup>3</sup> /s)	V:水の体積(m <sup>3</sup> )
i, m, n, s:化学種	w:壁面
γ:ガンマ線	n:中性子
j:ノード番号	

上式右辺の第一、二項目は中性子線及びγ線照射による放射線分解生成種の直接生成、第三、四項は、2次反応による生成及び消失項である。第五、六項は、金属表面での反応項、第七、八項は隣接ノードとの接続項である。計算に用いた G 値、2次反応定数をそれぞれ表 3.2.1-2、表 3.2.1-3 に示す。なお、照射装置内の水温には分布があるため、2次反応定数を以下のアレニウスの式で補正している。

$$k(T) = k(T_0) \exp \left[ \frac{Q_a}{R} \left( \frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \right] \quad (3-2)$$

Q <sub>a</sub> :活性化エネルギー(J/mol)	R: 気体定数(=8.31J/mol/K)
T:温度(K)	T <sub>0</sub> :基準温度(=561K)
k(T):絶対温度 T における反応定数(l/mol/s)	

照射部および装置水質測定部における水質を評価するために、インパイループをモデル化した。照射装置は、タンク、ポンプ、加熱器やキャプセルなどから構成されており、図 3.2.1-8 に示すように各機器の構造等を考慮しながら装置を複数のノードに分割した。なお、キャプセル部については、前述の吸収線量率の評価に対応すべく高さ方向に 9 のノードに分割した。

ラジオリシス解析結果に基づき、腐食電位評価モデル[5]により照射場の ECP を解析した。腐食電位評価モデルでは、酸化種濃度、酸化皮膜厚さや性状に基づき電流密度を計算する電気化学モデルと、電流密度に基づいて酸化皮膜の成長を計算する酸化皮膜生成モデルの連成により評価部の ECP を算出する。腐食電位評価モデルの概念を図 3.2.1-9 に示す。金属表面での酸素、過酸化水素の還元電流（カソード電流）と、金属表面からの金属の溶出反応に伴うアノード電流が平衡に達した際の電位が腐食電位であり、腐食電位評価では酸化皮膜生成モデルにより決定される酸化膜厚さとその性状に基づきカソード電流及びアノード電流を求めている。アノード電流密度から求まる金属イオン放出率を酸化皮膜生成モデルの入力としており、酸化皮膜生成モデルでは、二層からなる酸化膜（内側：マグネタイト層、外側：ヘマタイト層）をモデル化し、金属イオンは金属表面から酸化膜を通して放出される。なお、本モデルでは、pH と温度から決定される水素発生電位で最小電位を与えている。

反射体 1 層目及び反射体 5 層目の炉心中心付近における水質の溶存水素濃度 (DH) または溶存酸素濃度 (DO) に対するレスポンスを図 3.2.1-10 に示す[3]。水素を注入すると、照射部の過酸化水素は急激に低下し、過酸化水素の低下に応じて ECP も低下する。しかし、ある程度以上の水素を入れても過酸化水素の濃度は所定値以下には下がらず、過酸化水素の下限値はその場の吸収線量に依存する。酸素を注入すると、注入量の増加に伴い過酸化水素や水素の濃度も一次的に増加する。DH と DO がゼロ、及び酸素を注入する条件では、既に高濃度の酸化剤が存在するため ECP は上限値に達しており、DO を変化させても ECP は変化しない。すなわち、DO をパラメータとする試験では、ECP は試験パラメータにはならない。

反射体 4 層目におけるキャプセル内の水質分布及びサンプリング点での水質を図 3.2.1-11 に示す[3]。同図には、酸素を 200ppb 注入した場合、酸素及び水素を注入しない場合、水素を 400ppb 注入した場合の水質変化を示している。酸素を注入した場合には、過酸化水素は照射部に高い濃度で存在し、サンプリング点で数十 ppb の高い濃度が残存する。水素は照射部で 10ppb 程度が存在し、サンプリング点で 5ppb 程度が残存する。従って、酸素をパラメータとした実験では、パラメータを変えた際の水質変化を測定することが可能であると考えられる。水素を注入した場合には、キャプセル内部の過酸化水素は 10ppb 程度、サンプリング点で 1ppb 程度と低濃度になるが、1ppb の過酸化水素は測定可能な範囲である。水素を注入すると、酸素は検出できないほど極低濃度になるため、水素を注入した試験では、過酸化水素、水素及び ECP の測定により水素濃度パラメータに対する水質応答を評価することになる。

表 3.2.1-1 JMTR 炉内の代表的照射孔における水の吸収線量の分布

Node	燃料領域 G-10			反射体1層目 M-10			反射体2層目 J-12			反射体3層目 J-13			反射体4層目 J-14			反射体5層目 J-15			反射体6層目 R-08		
	吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)			吸収線量(Gy/s)		
	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計	中性子	ガンマ線	合計
9	152	172	324	69	103	173	22	81	103	8	54	62	4	33	37	3	22	24	1	13	13
8	1710	1367	3077	748	805	1553	205	589	795	69	393	462	44	218	262	13	137	150	14	82	95
7	2944	2140	5084	1260	1193	2453	345	874	1219	109	527	636	66	286	352	30	173	204	16	106	121
6	3822	2746	6568	1550	1502	3052	451	1103	1554	154	638	791	74	344	418	44	186	230	16	114	130
5	4401	3093	7494	1776	1707	3483	560	1239	1798	166	710	875	81	382	463	42	212	254	19	130	149
4	5524	3828	9352	2184	2016	4200	734	1549	2283	218	837	1055	102	456	559	53	255	308	27	142	169
3	6389	4403	10791	2517	2285	4802	887	1787	2674	256	943	1199	120	515	636	62	277	339	26	152	178
2	6434	4390	10823	2445	2220	4665	894	1759	2653	248	939	1187	119	504	623	51	265	316	25	146	170
1	4387	3124	7511	1667	1508	3175	631	1313	1945	183	706	888	93	375	468	48	207	255	19	109	128

表 3.2.1-2 G 値

生成種	γ 線	中性子線
e <sup>-</sup>	3.50	0.60
H	0.90	0.50
H <sup>+</sup>	3.50	0.60
H <sub>2</sub>	0.60	1.50
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	0.55	1.14
HO <sub>2</sub>	0.00	0.04
OH	4.50	1.70
OH <sup>-</sup>	0.00	0.00

表 3.2.1-3 2次反応定数

反応式	反応定数(558K) (dm <sup>3</sup> /mol/s)		活性化エネルギー (J/mol)	
	順反応	逆反応	順反応	逆反応
H <sup>+</sup> + OH <sup>-</sup> → H <sub>2</sub> O	1.90x10 <sup>12</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> → 2OH	6.3x10 <sup>-4</sup>		6.00x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O → H + OH <sup>-</sup>	2.90x10 <sup>2</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + H <sup>+</sup> → H	2.60x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + OH → OH <sup>-</sup>	2.90x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> → OH + OH <sup>-</sup>	2.40x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H + H → H <sub>2</sub>	9.00x10 <sup>10</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + HO <sub>2</sub> → HO <sub>2</sub> <sup>-</sup>	3.00x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + O <sub>2</sub> → O <sub>2</sub> <sup>-</sup>	2.60x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
2e <sup>-</sup> + 2H <sub>2</sub> O → H <sub>2</sub> + 2OH <sup>-</sup>	1.75x10 <sup>6</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
2OH → H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	2.50x10 <sup>10</sup>		8.40x10 <sup>3</sup>	
OH <sup>-</sup> + H → e <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O	7.00x10 <sup>8</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + H + H <sub>2</sub> O → OH <sup>-</sup> + H <sub>2</sub>	4.82x10 <sup>9</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + HO <sub>2</sub> <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O → OH + 2OH <sup>-</sup>	5.35x10 <sup>8</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H + OH → H <sub>2</sub> O	2.30x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
OH + H <sub>2</sub> → H + H <sub>2</sub> O	1.40x10 <sup>9</sup>		1.93x10 <sup>4</sup>	
H + O <sub>2</sub> → HO <sub>2</sub>	1.50x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H + HO <sub>2</sub> → H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	3.00x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H + O <sub>2</sub> <sup>-</sup> → HO <sub>2</sub> <sup>-</sup>	3.00x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
e <sup>-</sup> + O <sub>2</sub> <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O → HO <sub>2</sub> <sup>-</sup> + OH <sup>-</sup>	3.57x10 <sup>9</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
H + H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> → OH + H <sub>2</sub> O	2.00x10 <sup>9</sup>		1.89x10 <sup>4</sup>	
OH + H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> → H <sub>2</sub> O + HO <sub>2</sub>	4.20x10 <sup>8</sup>		1.43x10 <sup>4</sup>	
OH + HO <sub>2</sub> → H <sub>2</sub> O + O <sub>2</sub>	1.00x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
2HO <sub>2</sub> → H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> + O <sub>2</sub>	5.00x10 <sup>7</sup>		1.89x10 <sup>4</sup>	
HO <sub>2</sub> → O <sub>2</sub> <sup>-</sup> + H <sup>+</sup>	3.90x10 <sup>5</sup> *	7.70x10 <sup>11</sup>	1.26x10 <sup>4</sup>	1.26x10 <sup>4</sup>
HO <sub>2</sub> + O <sub>2</sub> <sup>-</sup> → O <sub>2</sub> + HO <sub>2</sub> <sup>-</sup>	5.00x10 <sup>8</sup>		1.89x10 <sup>4</sup>	
O <sub>2</sub> <sup>-</sup> + OH → OH <sup>-</sup> + O <sub>2</sub>	2.90x10 <sup>11</sup>		1.26x10 <sup>4</sup>	
2O <sub>2</sub> <sup>-</sup> + 2H <sub>2</sub> O → O <sub>2</sub> + H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> + 2OH <sup>-</sup>	1.27x10 <sup>5</sup>		1.89x10 <sup>4</sup>	
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> + OH <sup>-</sup> → HO <sub>2</sub> <sup>-</sup> + H <sub>2</sub> O	1.00x10 <sup>10</sup>	2.14x10 <sup>5</sup>	1.26x10 <sup>4</sup>	1.26x10 <sup>4</sup>
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> → 1/2O <sub>2</sub> + H <sub>2</sub> O	1.40x10 <sup>2</sup>		6.00x10 <sup>4</sup>	

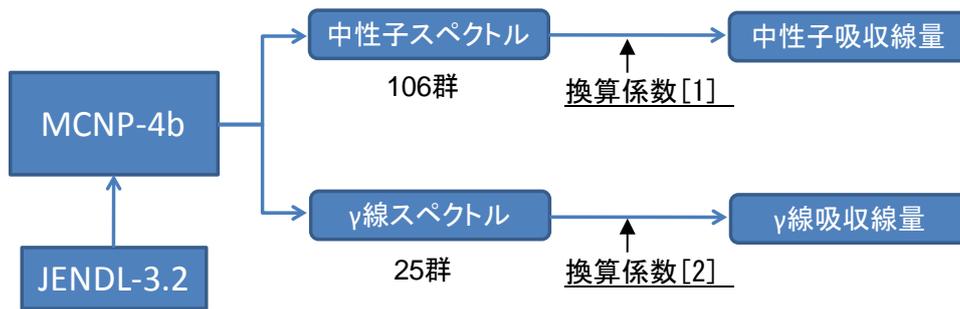


図 3.2.1-1 水の吸収線量評価手順

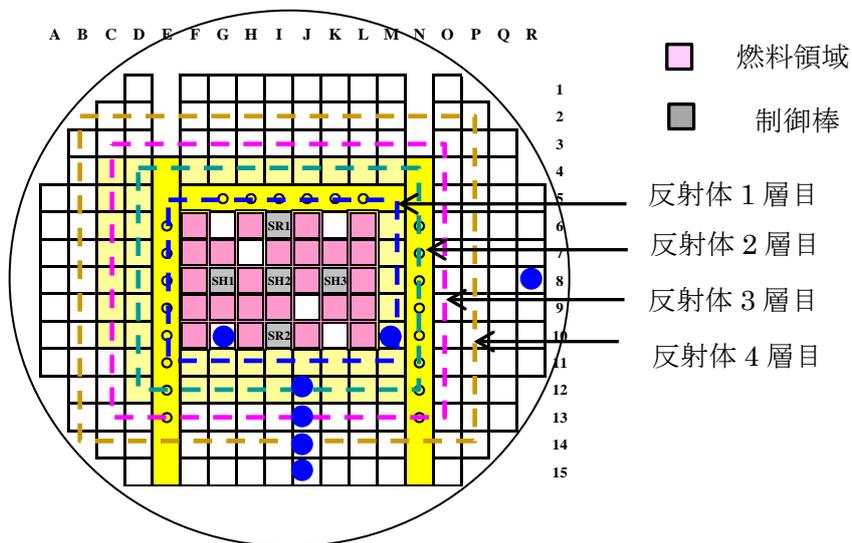


図 3.2.1-2 JMTR 炉心配置と照射領域

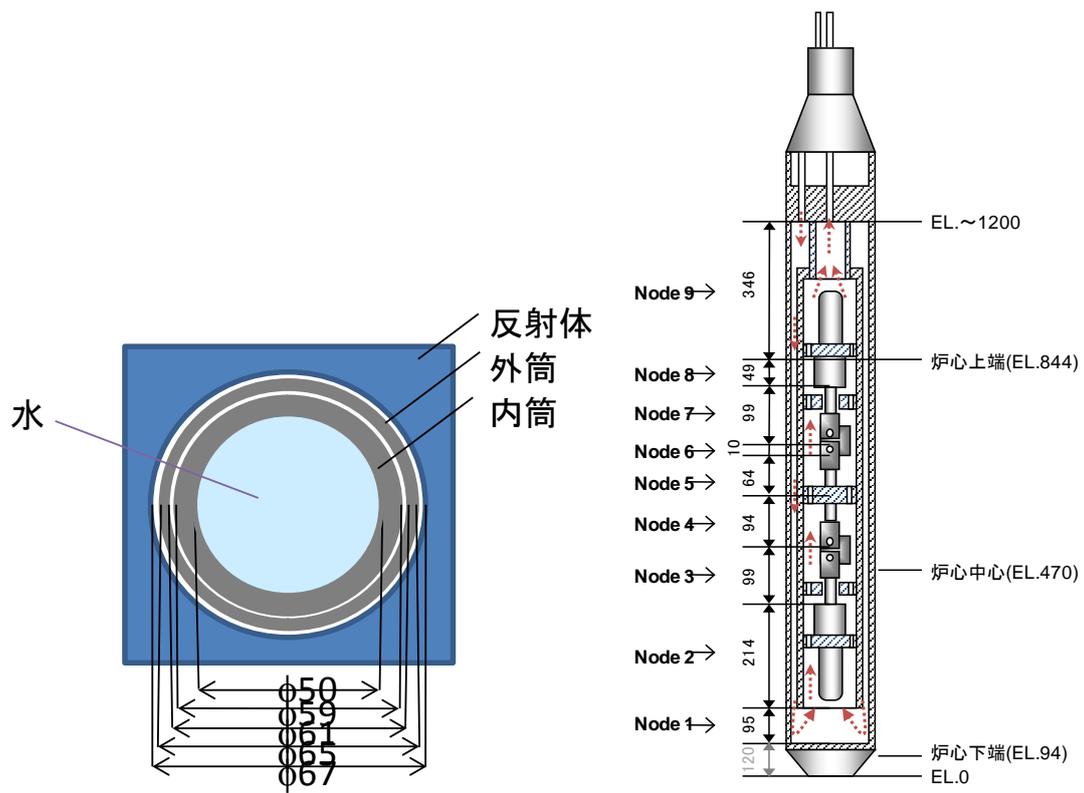


図 3.2.1-3 キャプセル部計算モデル

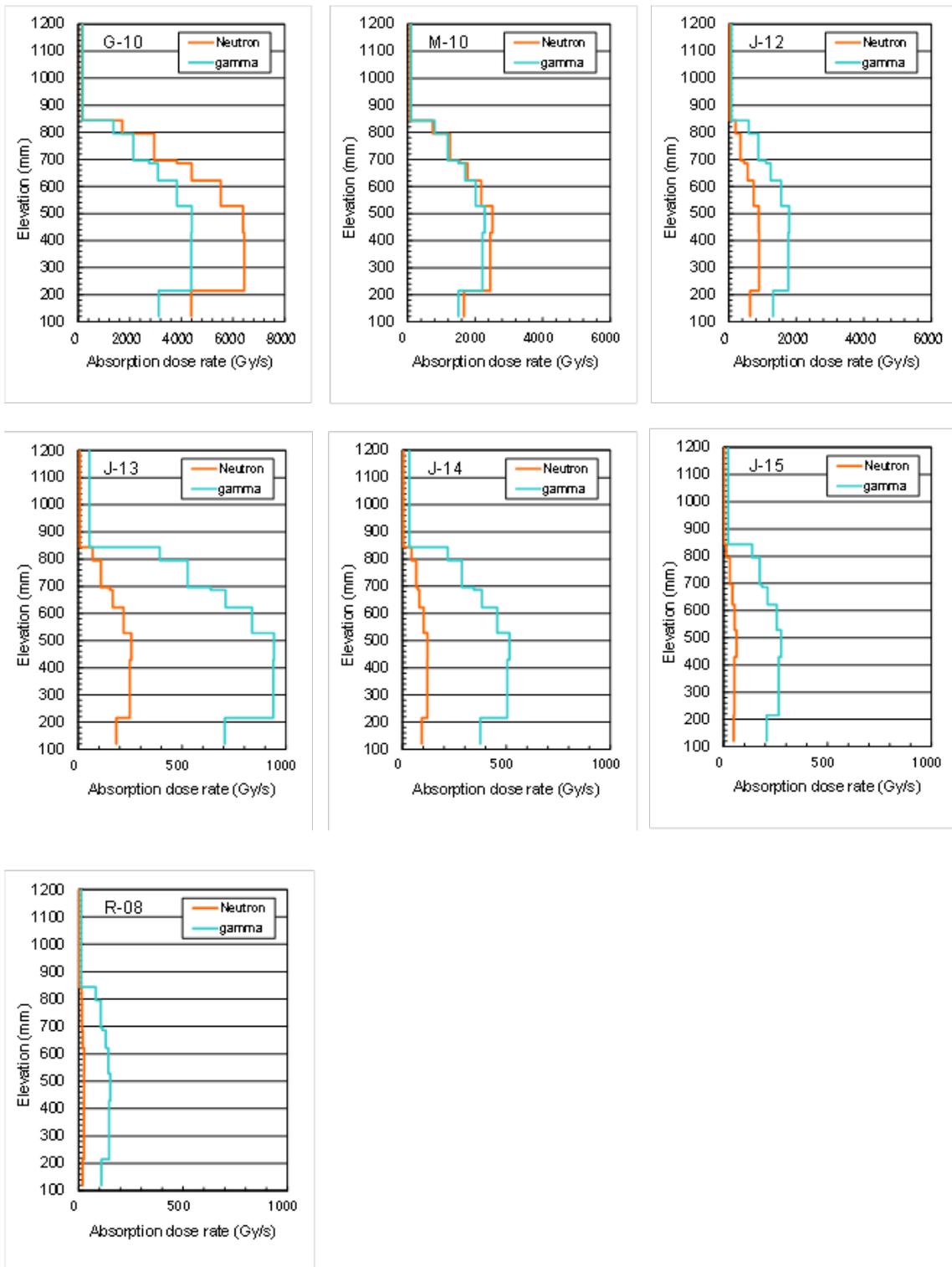


図 3.2.1-4 各照射孔における炉心高さ方向吸収線量率分布

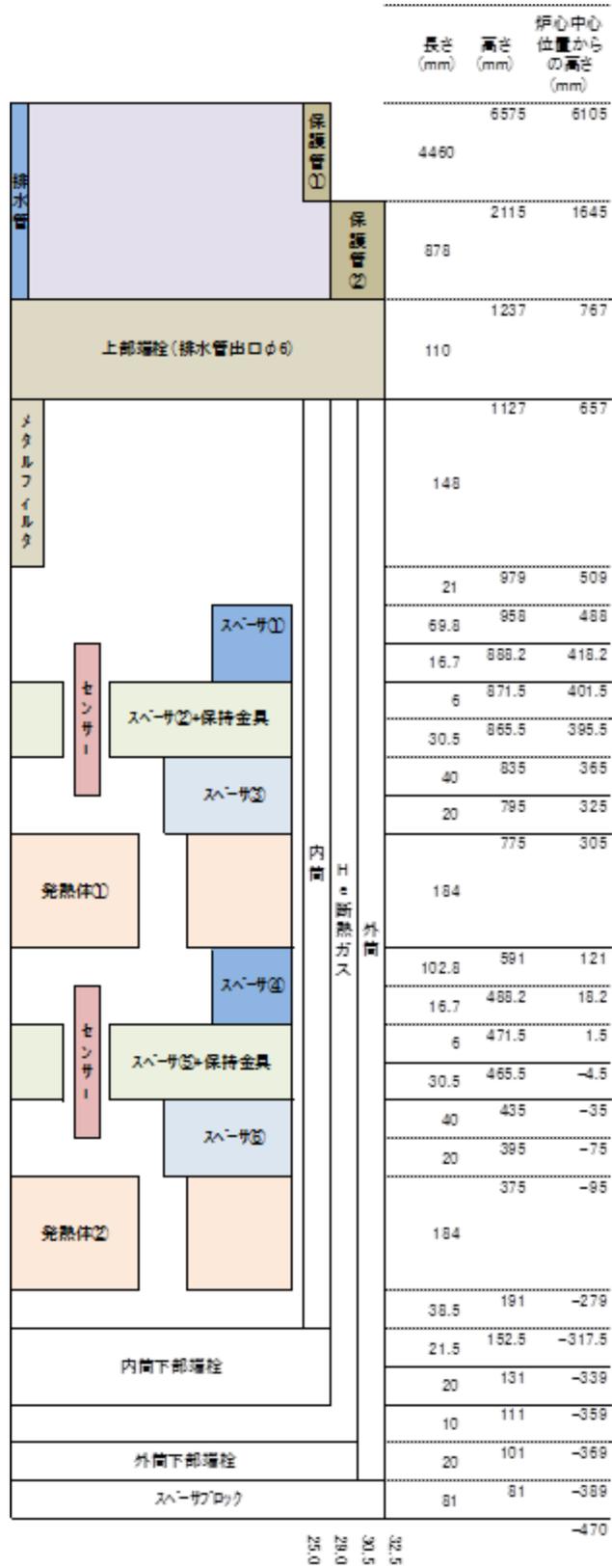


図 3.2.1-5 キャプセルの内部構造を考慮した詳細評価モデル

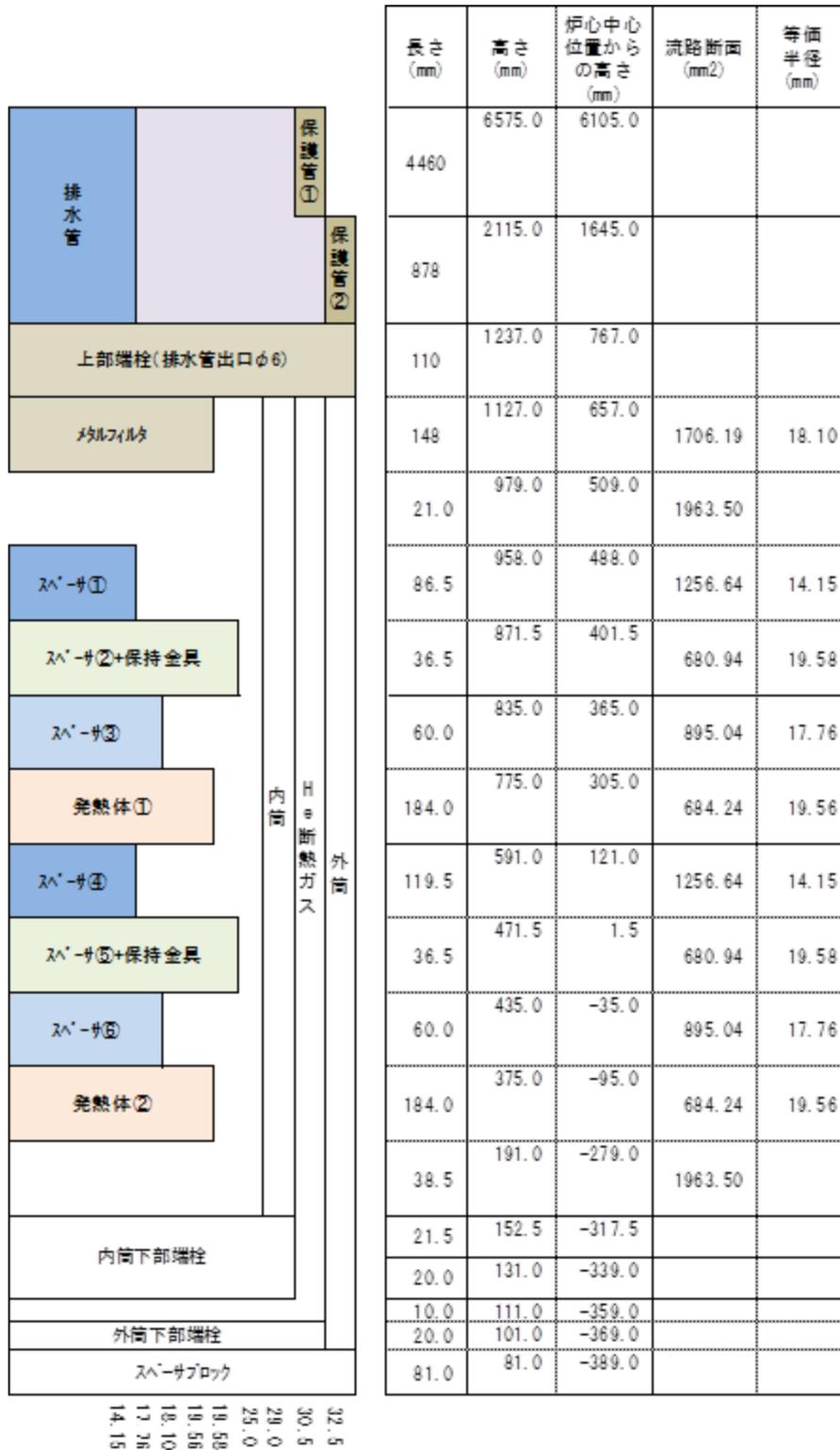
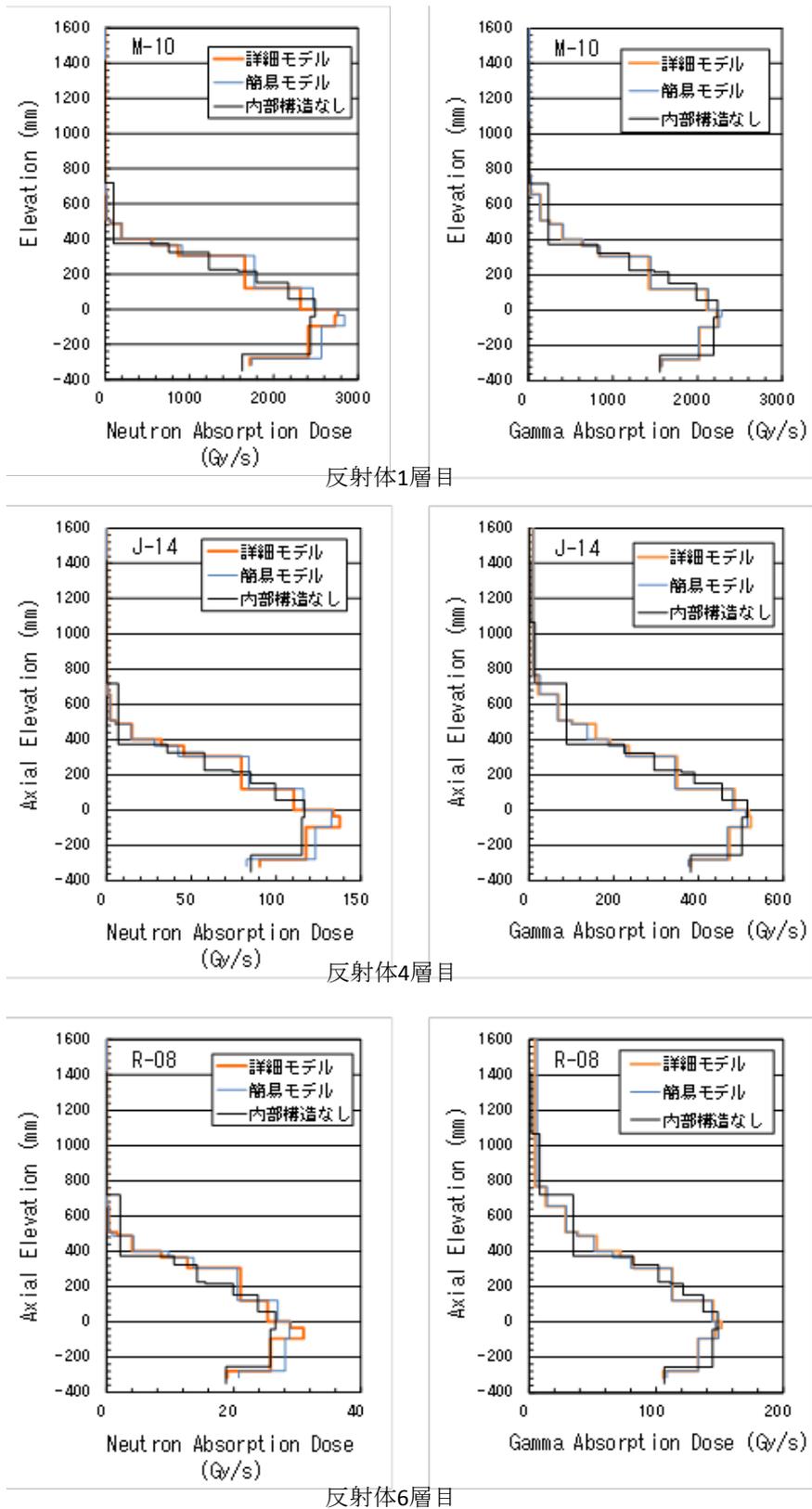


図 3.2.1-6 キャプセル内部構造を簡略化した簡易評価モデル



反射体1層目

反射体4層目

反射体6層目

図 3.2.1-7 吸収線量率の評価への評価モデルの影響

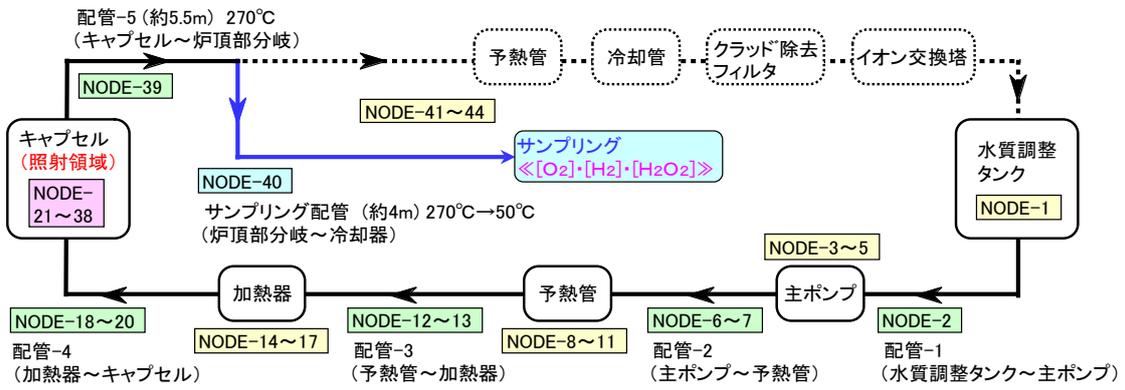


図 3.2.1-8 ラジオリシス解析モデル

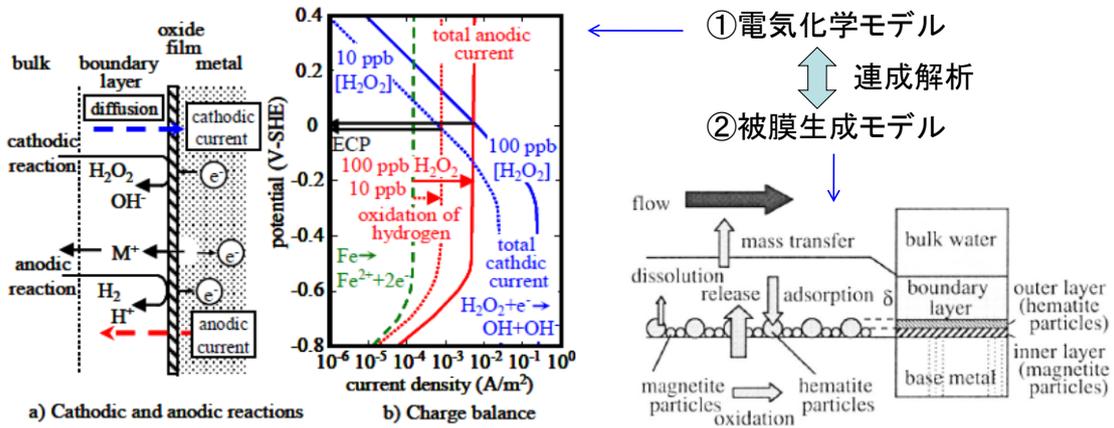


図 3.2.1-9 腐食電位評価モデル

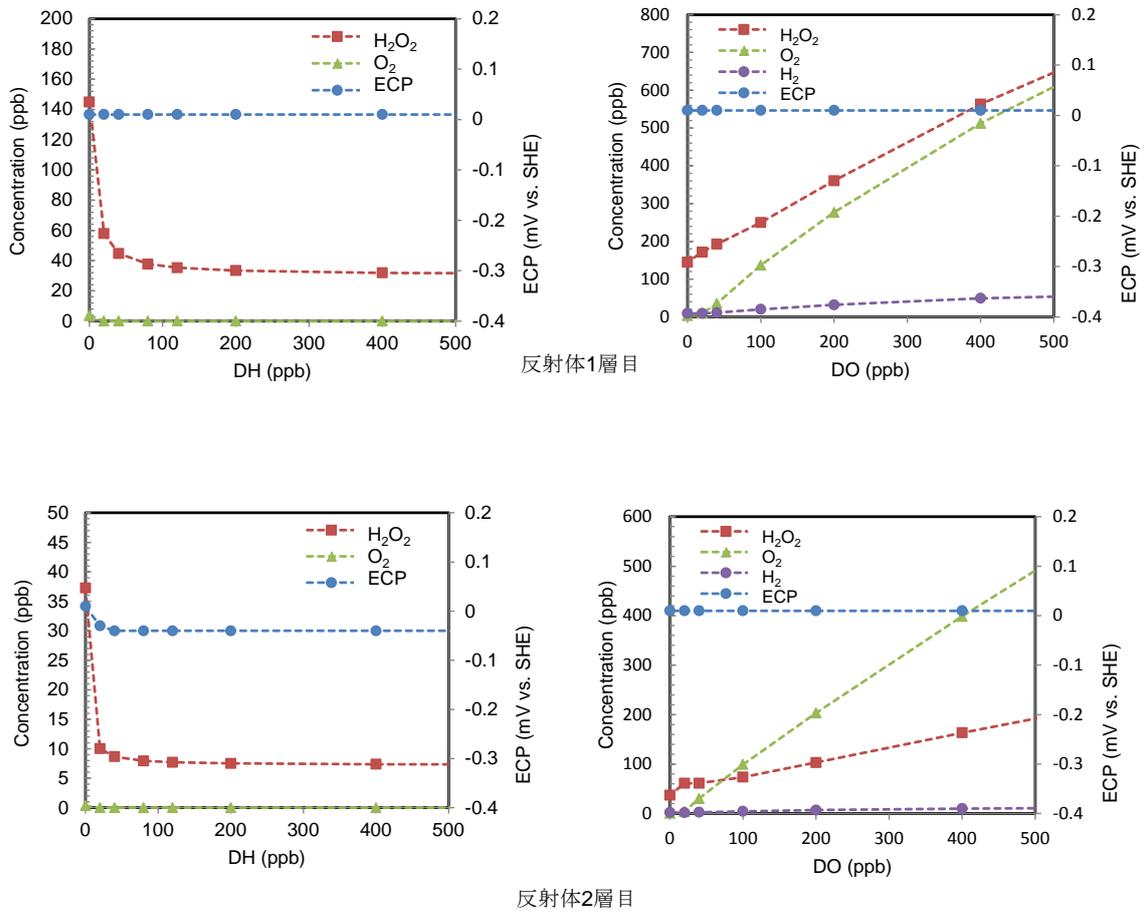


図 3.2.1-10 供給水質に対する照射部水質の変化

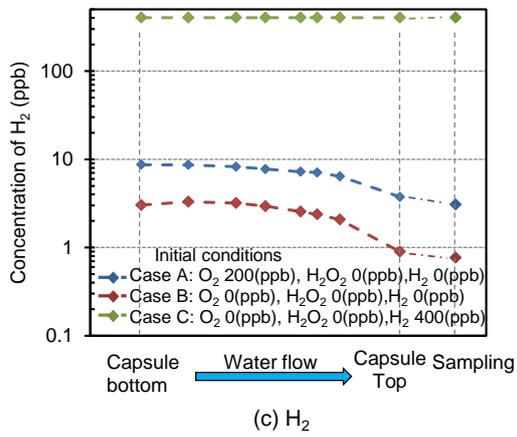
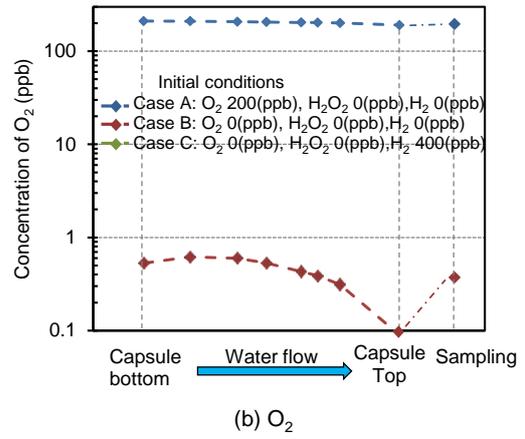
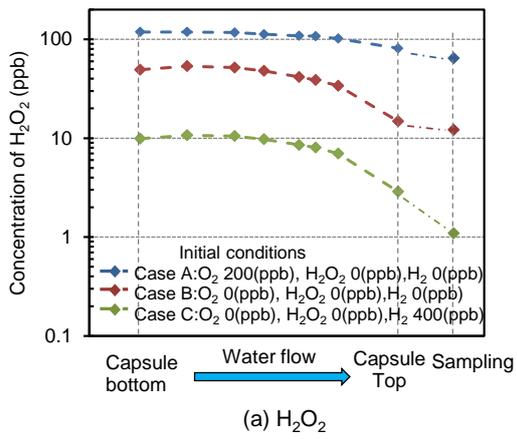


図 3.2.1-11 キャプセル内部及びサンプリング点における水質

### 3.2.2 試験計画の立案

照射下水質評価試験では、実プラントに近い条件において、着目すべきパラメータを変更した際にその効果が測定として確認できる必要がある。水化学試験での重要なパラメータは、吸収線量率と供給水中の水素または酸素濃度である。平成 24 年度事業で調査した BWR プラントの主要部位における吸収線量率の情報、及び 3.2.1 項で実施した JMTR における照射能力の予備的評価結果に基づき、BWR 条件における照射下水質評価試験の計画を立案する。

BWR 炉内における吸収線量率は、炉型により異なるが、大凡の目安として表 3.2.2-1 のように整理される。中性子線とガンマ線では線質が異なるため、水がそれら放射線を受けた際に生成される種の量は異なる。従って、中性子線とガンマ線の吸収線量率の比率は放射線分解水質を考える上での重要な因子である。一方、中性子線とガンマ線の吸収線量率の比率は炉心の設計により異なるため、BWR における中性子線とガンマ線による吸収線量率の比を JMTR で再現するのは技術的に困難である。本事業では、実プラントの条件に極力近い条件での試験の実施を念頭に、中性子線とガンマ線による吸収線量率の合計値で BWR と JMTR の対応付けを考える。前章に示した JMTR 炉内の吸収線量との比較により、BWR と以下のように対応付けられる。

- BWR 炉心（燃料域） — 反射体 1 層目（中段～上段）、反射体 2 層目（中段）
- BWR 炉心（バイパス） — 反射体 1 層目（中段～上段）、反射体 2 層目（中段）
- 炉心外周 — 反射体 3 層目（中段～上段）
- 炉心外周—シュラウド — 反射体 5 層目（中段）
- シュラウド — 反射体 6 層目（中段～上段）
- ダウンカム（内-外） — 反射体 4～6 層目（上段）
- セパレータ — 反射体 4～6 層目（上段：さらに上部）
- ミキシングプレナム — 反射体 4～6 層目（上段：さらに上部）
- 下部プレナム — 反射体 4～6 層目（上段：さらに上部）

線量率の高い炉心の燃料域とバイパス、線量率の非常に低いセパレータ、ミキシングプレナム及び下部プレナムは、それぞれ同条件として扱い、BWR 環境の照射下水化学試験では吸収線量率として合計 6 条件を与える。前章のキャプセル内線量率分布図に示すように、キャプセル内部の吸収線量率はキャプセル内部位置の位置に応じて変化するため、キャプセル内の最適位置に 2～3 点の ECP 測定点を設けることで、2～3 の照射条件を模擬することができる。従って、6 照射条件の試験を実施するためには、2～3 本の照射キャプセルが必要となる。目標とする線量率条件や ECP 測定位置のキャプセル構造への落とし込みなど、試験計画の具体化は次年度以降に実施する。3.2.1.2 項で示したように、水素を注入すると

放射線分解で生成する過酸化水素は急激に低下し、水素注入量の増加とともにある下限値に達する。試験では、水素注入量をパラメータとし、水素注入量に対する過酸化水素濃度変化の感度が高い領域では細かくデータを取得する。酸素注入時は、酸素注入量に対して水素や過酸化水素濃度は一次的に増加するため、酸素濃度のパラメータ数は1～2程度とする。

PWR 条件の水質評価試験は、ハルデン炉を用いて実施する。ハルデン炉は、重水冷却炉で熱出力 25MW、冷却材温度は 240℃である。原子炉の概要を図 3.2.2-1[1]に示す。PWR 環境を模擬した試験を行う場合は、照射リグ (図 3.2.2-2[2]) を圧力フラスコ内へ装荷し、照射ループに接続して高温高压水の照射環境を再現する。ハルデン炉では、試験目的に合わせてブースター燃料を用い、照射条件の最適化も行っている。ハルデン炉の炉心高さは 800mm、試験に使用できる領域長さは 1600mm であり、照射下水化学試験では照射リグ内部に 2～3 点の ECP 測定箇所を設けることが可能である。試験では、溶存水素濃度と放射線分解による酸化種抑制効果の相関を調べる。具体的には、溶存水素濃度をプラントにおける現在の管理値から段階的に低下させ、溶存水素濃度に対する炉内 ECP 変化を調べる。照射条件及び温度条件は一定のまま、溶存水素濃度を変化させる。照射条件である吸収線量率に関し、ハルデン炉では照射孔の位置や照射孔内の高さのほか、ブースター燃料の配置有無で多様に調整されるために、目安を得るためにはハルデン炉とのコミュニケーションが必要である。平成 24 年度事業で調査した PWR 炉内の線量率 (表 3.2.2-2) に関する情報とともにハルデン炉との調整を進め、試験計画の具体化を図る計画である。

表 3.2.2-1 BWR 炉内主要部位における吸収線量率

	吸収線量率(Gy/s)		
	n	$\gamma$	合計
炉心(燃料域)	2000~2900	700~1800	2700~4700
炉心(バイパス)	1800~2500	700~900	2500~3400
炉心外周	approx. 500	approx. 300	approx. 800
炉心外周-シュラウド	approx. 50	approx. 170	approx. 220
シュラウド	approx. 40	approx. 100	approx. 140
セパレータ	approx. 5 (n+ $\gamma$ )		
ミキシングプレナム	approx. 0.5 (n+ $\gamma$ )		
ダウンカマ(内側)	approx. 10	approx. 30	approx. 40
ダウンカマ(中心)	approx. 0.4	approx. 15	approx. 15
ダウンカマ(外側)	approx. 0.04	approx. 10	approx. 10
下部プレナム	approx. 5 (n+ $\gamma$ )		

表 3.2.2-2 PWR 炉心における線量率[3]

場所	種類	単位	線量率データ					
			No.2.2-16	No.2.2-20	No.2.2-21	同左	No.2.2-29	No.2.2-30
炉心	$\gamma$ 線	W/g	1.45	2.86	10	3.33	1.5	1.45
	高速中性子線	W/g	4.85	5.14	10	6.66	5	4.85
	$\alpha$ 線	W/g	3.13	0.317	10	6.39	0.786*	-
	熱中性子束	n/cm <sup>2</sup> /sec	2.50E+14	-	-	-	4.20E+13	2.50E+14
	高速中性子束	n/cm <sup>2</sup> /sec	-	-	-	-	-	7.50E+14
炉心周辺	ボロン濃度	ppm	800	840	-	1800	1200	-
	$\gamma$ 線	W/g	-	7.17E-03	-	-	-	-
	高速中性子線	W/g	-	1.29E-02	-	-	-	-
	$\alpha$ 線	W/g	-	7.92E-04	-	-	-	-
備考			2800MWh		仮定値	WH製3411MWh 4ループ	敷設2号機 4ループ *推定値	2800MWh No.2.2-16から引用

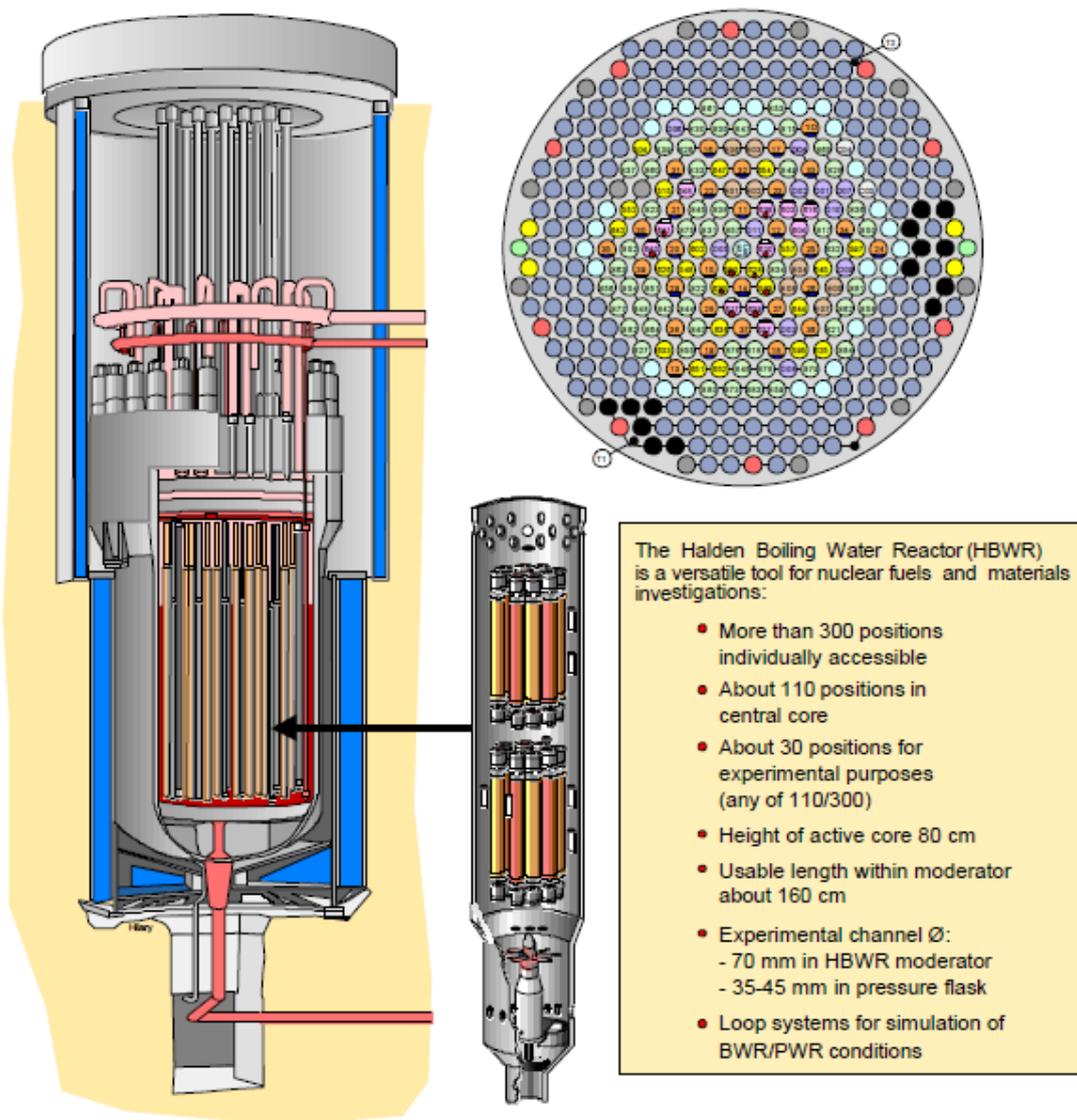


図 3.2.2-1 ハルデン炉の概要[1]

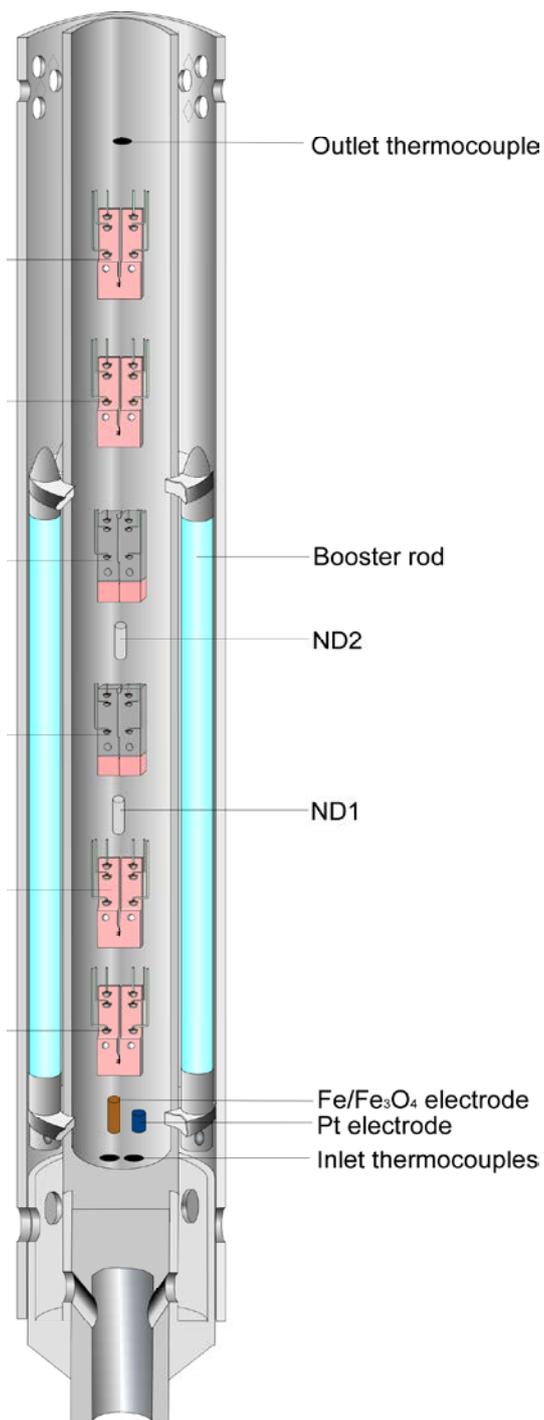


図 3.2.2-2 照射試験リグの構造[2]

### 3.3. 試験装置の整備

本事業では、照射下の水中の腐食環境を評価するため、研究炉を用いた照射試験の準備を進めている。照射下の水中の腐食環境は、腐食電位（ECP）の値によって評価することができる。ECPを測定するには試験環境下での使用に耐える腐食電位センサーが必要となる。照射キャプセルに組み込むために、本事業では2種類の腐食電位センサーを整備した。1種類目は白金（Pt）型腐食電位センサーであり、水素注入した還元雰囲気において安定して振る舞うことが知られている。2種類目は、隔膜型腐食電位センサーであり、還元・酸化両方の雰囲気におけるECPの測定が可能である。

腐食電位センサーは水の放射線分解によって生成する酸化剤（酸素、過酸化水素）の濃度と強い相関がある。照射試験において腐食電位と酸化剤濃度との関係を明確にするため、過酸化水素濃度を分析するための発光分析装置等の整備も行った。

#### 3.3.1 Pt型腐食電位センサーの製作

スウェーデン Studsvik 製の Pt 型腐食電位センサーの概観を図 3.3.1-1 に示す。先端には直径 12mm の Pt 電極部があり、SUS 管体と Pt の間はジルコニアで絶縁されている。ジルコニアと Pt、ジルコニアと SUS 管体の間は機械的に接合されており、センサーの組立にロウ付け等は用いられていない。

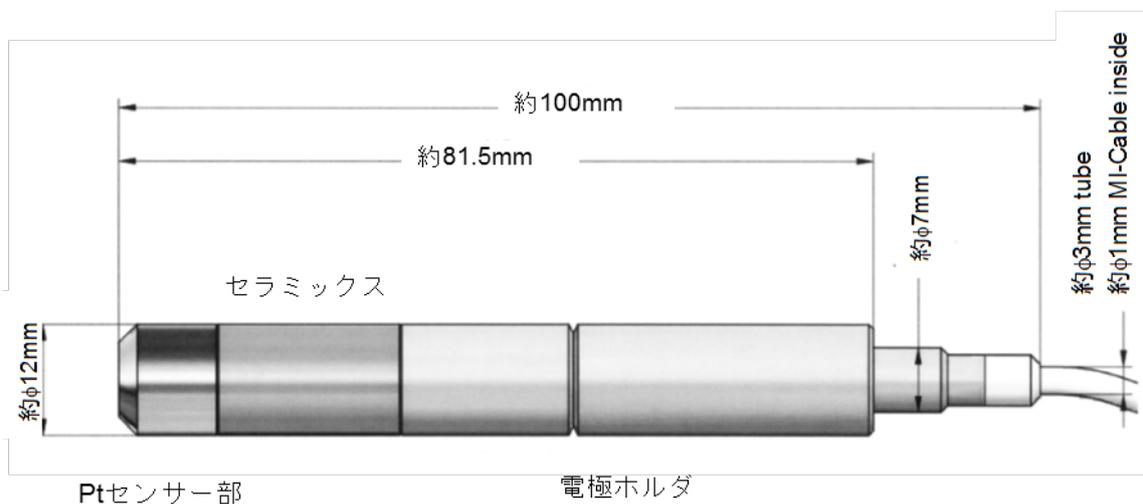


図 3.3.1-1 Pt型腐食電位センサーの概観図

### 3.3.2 隔膜型腐食電位センサーの製作

隔膜型腐食電位センサーは、ジルコニアと金属の筐体で構成される。隔膜型腐食電位センサーのジルコニアと金属筐体とは一般的にロウ付けで接合されるが、ロウ付けの高温処理が起因した残留応力がジルコニアに発生することでき裂が生じ、センサーとしての機能を失う場合がある。このことを踏まえ、製作プロセス上不可避免的に発生するジルコニアの金属筐体接合部の応力を低減するため、金属筐体のスリーブ部へテーパー構造を設けるとともに、内部鉄心にコイル形状部を設けている。製作した隔膜型腐食電位センサーは 8 体である。隔膜型腐食電位センサーの構造・寸法を図 3.2.2-1 に示す。隔膜型腐食電位センサーの隔膜に 8mol% イットリア安定化ジルコニアを、金属筐体に 42 合金を使用し、隔膜内には Fe/Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> 粉末を内包した。

本センサーは、BWR 環境での使用を念頭に試作しているが、設計上の耐圧性能に対して十分な余裕があるため、同設計の隔膜型腐食電位センサー[1]を用いて PWR 条件での耐久性を確認した。試験では、内部に Ni/NiO 粉末を封入した腐食電位センサー 2 本をオートクレーブ内に設置し圧力 15MPa、温度 320°C、DH200ppb の条件で昇温と降温を繰り返した。腐食電位センサーの健全性は、Pt 素線と腐食電位センサー間の電位の安定性で判断した。図 3.3.2-2 に示すように、2 本の腐食電位センサーと Pt 素線間の電位は複数回の昇降温を繰り返しても非常に安定しており、PWR 条件でも使用可能であることが示された。

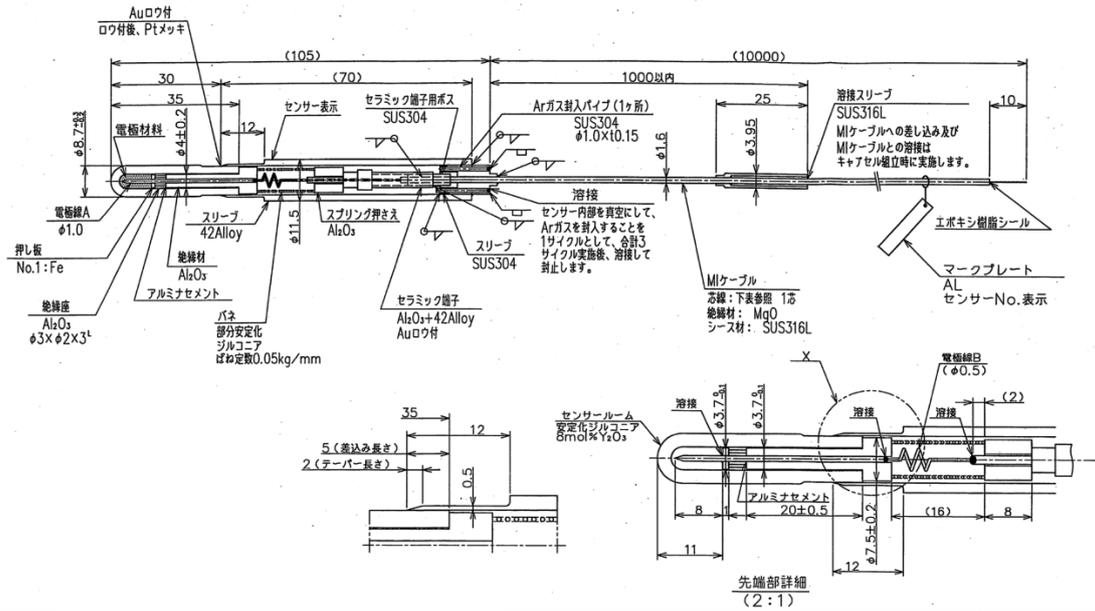


図 3.3.2-1 隔膜型腐食電位センサーの構造及び寸法

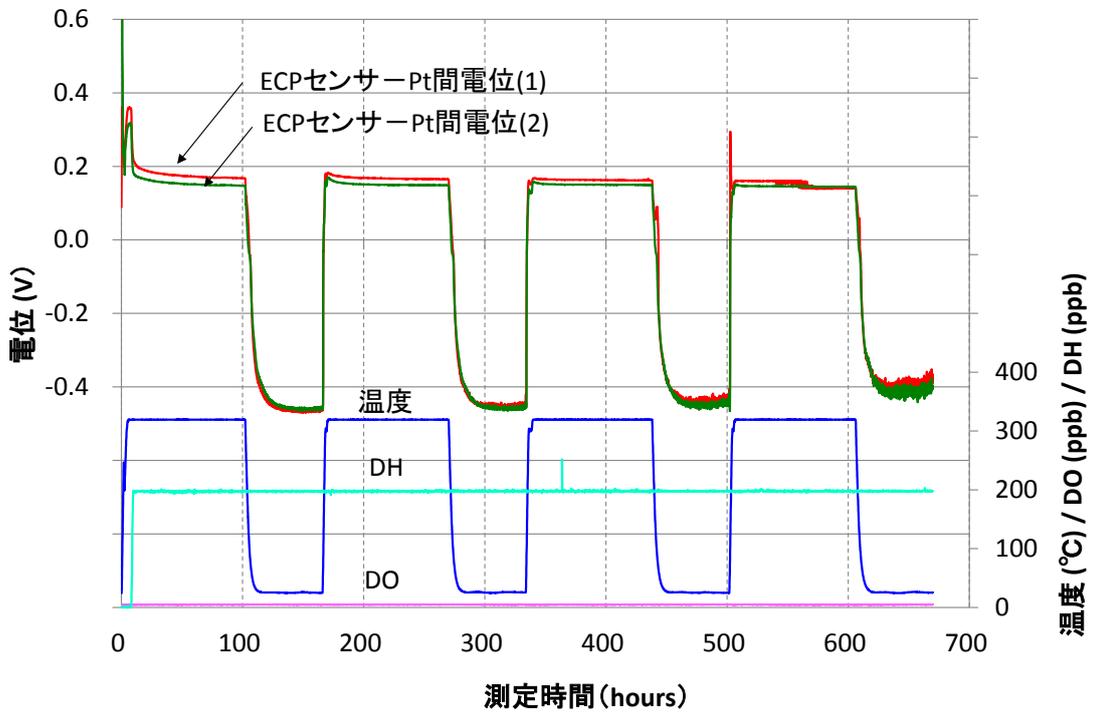


図 3.3.2-2 PWR 条件での隔膜型腐食電位センサーの耐久性

### 3.3.3 微弱発光分光装置の整備

照射後の水質を評価するためには、腐食電位に影響を与える酸化剤である過酸化水素の濃度を測定することが重要である。しかし、過酸化水素は高温水中では金属表面で直ちに分解するため、分析は容易ではない。本事業では水化学試験用のループを用いて照射し、照射後の水を直ちに分岐させて冷却し、定量することを計画している。過酸化水素の分析には、ルミノールと過酸化水素との反応（いわゆるルミノール反応）によって生じる化学発光を検出する方法を検討している。その化学発光量の定量を行うため、微弱発光分析装置を整備した。本事業によって整備した微弱発光分析装置の概観を図 3.3.3-1 に、装置の性能を表 3.3.3-1 に示す。

表 3.3.3-1 微弱発光検出装置の性能

検出方式	シングルフォトンカウンティング法（単一光子計数法）
検出波長域	300nm - 650nm（最高感度波長 420nm）
冷却方式	一次冷却：電子冷却方式 二次冷却：循環水冷却方式（循環水温度 5℃）
加熱温度範囲	室温～50℃（CLS-FL） 分解能：1℃
発光量計測値	計測可能値は Gate Time=0.1 秒時は 7 桁 1、500、000 カウントまで Gate Time=1sec 時は 8 桁 15、000、000 カウントまで Gate Time=10sec 時は 8 桁 99、999、999 カウントまで
Gate Time	0.1 秒、1 秒、10 秒（ただしスペクトル測定時は 1 秒、10 秒） 温度データ更新は 1 秒ごと



図 3.3.3- 1 微弱発光分析装置の概観

### 3.3.4 腐食電位測定装置の整備

試験中の腐食電位センサーの示す値を表示、記録するため、エレクトロメータ等の測定装置を整備した。装置外観を図 3.3.4-1 に示す。



図 3.3.4-1 腐食電位測定装置の概観

### 3.4. 水の放射線分解解析コードの改良

#### 3.4.1 気液移行プログラムの作成

BWR の炉心では沸騰が生じているため、放射線分解で生成した分子状生成物は蒸気へ移行することになる。水の放射線分解解析で気液移行を取り扱ため、伊部による沸騰二層流解析モデル（分離流モデル） [1]に基づきプログラムを作成した。

$C^l$ を液相濃度、 $C^g$ を気相濃度として、 $\varepsilon$ をガス放出係数( $s^{-1}$ )、 $K$ ：ヘンリー定数 ( $mol \cdot kg^{-1} \cdot atm^{-1}$ )とすると、ヘンリーの法則から、

$$C^l = C^g K R T \quad (3.4-1)$$

ここで、原子炉炉心の沸騰二相流は通常乱流条件であるため、流動条件を考慮した補正係数 $\eta$ を導入し、ガス吸収係数： $\varepsilon^*$  ( $s^{-1}$ )を以下の式で定める。

$$\varepsilon^* = \eta \varepsilon K R T \quad (3.4-2)$$

混合流内の気相への放出率は、液相内の減衰率に等しいため、 $V_f$ ：ボイド率(-)として、質量バランス式は以下の通りとなる。

$$(1 - V_f) \frac{dC^l}{dt} = -\varepsilon V_f C^l + \varepsilon^* V_f C^g \quad (3.4-3)$$

よって、液相の質量移行項は以下の式となる。

$$\frac{dC^l}{dt} = -\varepsilon \frac{V_f}{1 - V_f} C^l + \varepsilon^* \frac{V_f}{1 - V_f} C^g \quad (3.4-4)$$

一方、蒸気中濃度は、式 3.4-4 に対応する表式は、

$$V_f \frac{dC^g}{dt} = -\varepsilon^* V_f C^g + \varepsilon V_f C^l \quad (3.4-5)$$

なるが、式 3.4-4 と式 3.4-5 を連立させて解くことは、物理的に蒸気と液体の流体素片の速度に大きな相違のある沸騰二相流において異なった位置ある蒸気素片と液体素片間の質量移行を記述することになり、不適當となる。

本モデルでは、沸騰二相流のチャンネルをある位置で断面を切ってみた時、その断面を通過して放出されるガス相成分の放出率は「系が定常状態にあり」かつ「蒸気相での反応がなければ」その位置から沸騰が始まる点までの範囲での局所的なガス放出率の総和に等しいとし、以下のモデルを用いる。

蒸気に伴って、ある位置  $x$  を通過するガス流量： $R_H$  ( $mol \cdot s^{-1}$ )、液体の流速： $U_l$

( $\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$ )、沸騰チャンネル断面積： $S_0(\text{cm}^2)$ 、蒸気相の流速： $U_g$  ( $\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$ )、蒸気相の等価断面積： $S_g$  ( $\text{cm}^2$ )とおくと、蒸気中のガス成分の濃度は、

$$C^g = R_H/U_g S_g = \frac{\int_0^t (\epsilon V_f C^l - \epsilon^* V_f C^g) S_0 U_l dt}{U_g S_g} \quad (3.4-6)$$

実際のアルゴリズムとしては、 $n$  番目のタイムメッシュまでの液相濃度： $C_{l, n}^l$ 、気相濃度：

$C_{l, n}^g$ 、 $n+1$  番目の液相濃度： $C_{l, n+1}^l$ 、タイムメッシュ幅： $h$  (s)として、

$$R_{l, n+1} = R_{l, n} + \left( \epsilon V_f C_{l, n+1}^l - \epsilon^* V_f C_{l, n}^g \right) S_0 U_l h \quad (3.4-7)$$

$$C_{l, n+1}^g = R_{l, n+1} / (S_g U_g) \quad (3.4-8)$$

という形式で実装した。

気液移行プログラムは、既存コードによる各ノードの液相濃度計算後に、そのノードでの気相の化学物質濃度を計算する。既存コードと組み合わせて動作させる際のノード間のつながりの概念図を図 3.4.1-1 に示す。なお、気液移行プログラムの作成にあわせ、解析実行作業の簡素化を図るための GUI を作成した。

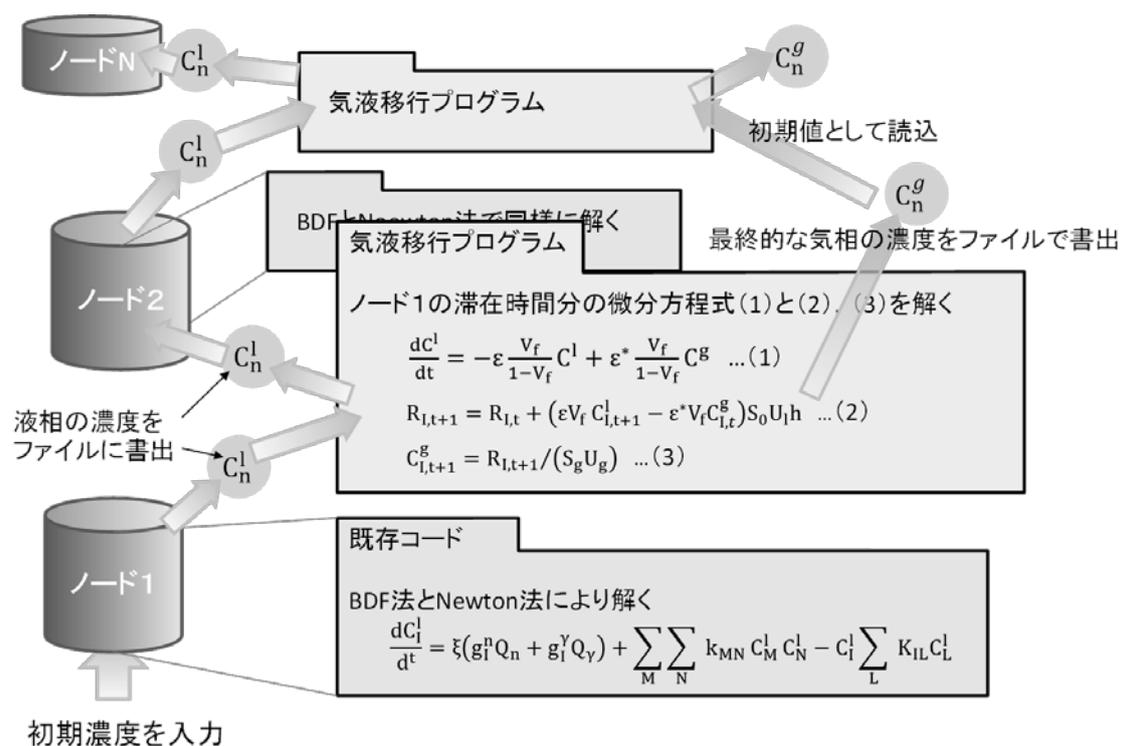


図 3.4.1-1 既存コードと気液移行プログラムの計算のノード間の関係

### 3.4.2 α線による水の放射線分解の導入

PWRでは、炉心の出力制御のため冷却材中にホウ素が添加されており、ホウ素は炉心で中性子を受けると $^{10}\text{B}(n, \alpha)^7\text{Li}$ 反応によりα線を放出することで炉内における水の放射線分解に影響を与えることになる。

水の放射線分解解析コードの基礎式は3章で示した通りであり、放射線による水の分解生成と分解生成物の2次反応で示される。α線の効果を導入する場合、3章で示した基礎式は以下ようになる。

$$\frac{\partial C_i^j}{\partial t} = g^\gamma Q^{\gamma j} + g^n Q^{nj} + g^\alpha Q^{\alpha j} - \sum k_{mn}^i C_m^j C_n^j - C_i^j \sum k_{is} C_s^j \quad (3.4-9)$$

$$+ \sum k_{mn}^{wi} C_m^j C_n^j - C_i^j \sum k_{is}^w C_s^j + C_i^{j-1} \frac{G_{in}^j}{V^j} - C_i^j \frac{G_{out}^j}{V^j}$$

C:化学種の濃度(mol/l)	g:G 値(1/100eV)
Q:水のエネルギー吸収量(Gy/s)	k:2次反応の反応定数(1/mol/s)
G:流量(m <sup>3</sup> /s)	V:水の体積(m <sup>3</sup> )
i, m, n, s:化学種	w:壁面
γ:ガンマ線	n:中性子線
j:ノード番号	a:α線

上式右辺の第一、二項目は中性子線、γ線及びα線の照射を受けるによる放射線分解生成種の直接生成、第三、四項は、2次反応による生成及び消失項である。第五、六項は、金属表面での反応項、第七、八項は隣接ノードとの接続項である。

高温におけるG値は、暫定的に表3.4.2-1に示す値を導入した。反応速度定数についても、暫定的に3章で示したデータセットを導入した。

α線の効果を導入した解析コードの機能を確認するため、JMTR インパイルループのラジオリシス解析モデルを用いた試計算を実施した。試計算に用いたキャプセルのモデル及びキャプセル内吸収線量率をそれぞれ図3.4.2-1及び表3.4.2-2に示す。図3.4.2-2に示す試計算の結果、放射線分解にα線が寄与することで、酸化剤の生成が高くなる結果が示された。

表 3.4.2-1 G 値

生成種	$\gamma$ 線	中性子線	$\alpha$ 線[2]
e <sup>-</sup>	3.50	0.60	0.60
H	0.90	0.50	0.50
H <sup>+</sup>	3.50	0.60	0.60
H <sub>2</sub>	0.60	1.50	1.60
H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>	0.55	1.14	1.24
HO <sub>2</sub>	0.00	0.04	0.04
OH	4.50	1.70	1.70
OH <sup>-</sup>	0.00	0.00	0.00

表 3.4.2-2 試計算に用いた吸収線量率

ノード番号	吸収線量率 (Gy/s)		
	$\gamma$ 線	中性子線	$\alpha$ 線
9	172	152	86
8	1367	1710	683
7	2140	2944	1070
6	2746	3822	1373
5	3093	4401	1547
4	3828	5524	1914
3	4403	6389	2201
2	4390	6434	2195
1	3124	4387	1562

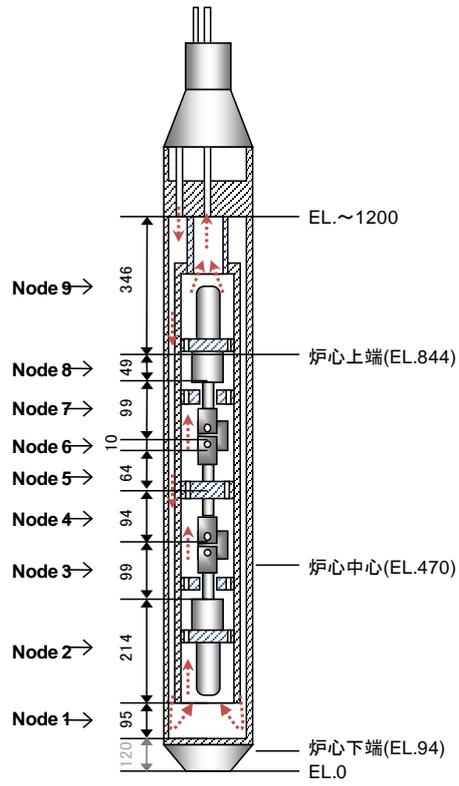


図 3.4.2-1 キャプセルモデル図

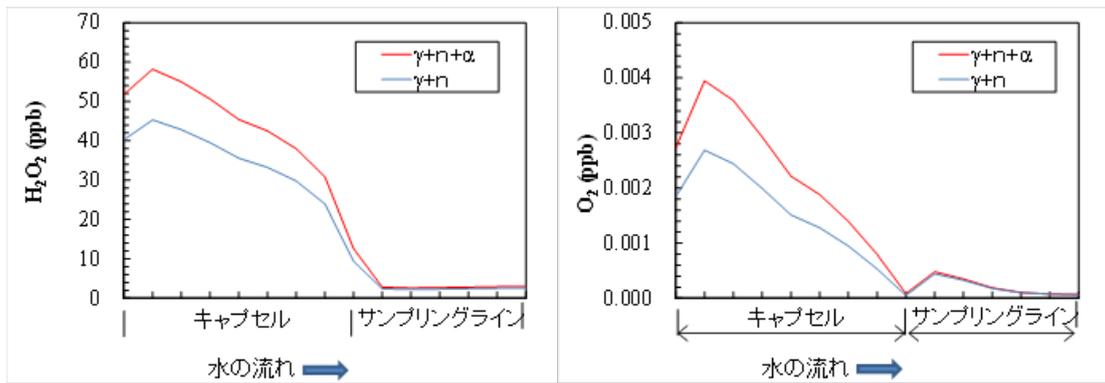


図 3.4.2-2 試算結果

### 3.5. セラミックス/金属接合体の開発

セラミックスであるジルコニアの固体電解質特性を利用した腐食電位センサーはセラミックスと金属筐体との接合が必要であり、従来は接合技術にロウ付けが用いられてきた。しかし、ロウ付けによる高温での処理に起因して、セラミックスと金属の接合部にき裂が生じ、腐食電位センサーの機能を喪失する可能性があることが知られている。腐食電位センサーの耐久性・信頼性の向上を図るには、ロウ付けに替わる接合技術の導入を検討する必要がある。本事業では、ロウ付けに代わるセラミックス/金属接合技術に関する調査を行い、そのうえで有用と考えられた機械的接合（メカニカルシール）の検討を行った。

#### 3.5.1 セラミックス/金属接合の技術検討

セラミックスと金属の接合方法については多くの研究が報告されており、直接接合、中間材法[1]、機械的接合に分類される（図 3.5.1-1）。直接接合では爆接法の一つであると考えられる電磁力衝撃圧着などがある[2]。この方法では接合による温度上昇がほとんど発生しないことが報告されている。また、機械的接合法[3]にも材料の温度上昇を伴わない方法がある。腐食電位センサーに適した機械的接合の候補として、フランジ接合、ネジ接合、メカニカル接合が抽出された。各接合法について以下に検討する。

##### ①フランジ接合

フランジ接合では、円形の板と板とをガスケットを介して挟み込み、ボルトで締め付ける。この方法では、セラミックスもフランジ構造にする必要があり、サイズの大型化が必要となる。さらに、ボルトで締め付けるためセラミックスフランジ部に大きな曲げ応力が発生し、破損の可能性が大きくなる。

##### ②ネジ接合

ネジ接合では、金属側をめネジ、セラミックス側をおネジに加工し、接合を行う方法である。この構造では、高温時のシール性の問題、接合時のねじれ応力の発生、ネジ谷部のマイクロフラックの発生等が懸念される。

##### ③メカニカル接合

メカニカル接合は軸シール方式であり、輪部を Oリングまたはグランドパッキン等でシールする方法である。この方法ではフランジ接合やネジ接合で懸念されたような問題点が比較的少ない。軸シール部の材質および形状を上手く選定することにより、腐食電位センサーに適した接合とすることが可能であると考えられた。接合部のセラミックスに加わる応力は圧縮応力となり、圧縮応力に強いというセラミックスの特性上、破損に対し有利である。

上記検討によりメカニカル接合が比較的適した結合法であると考えられたため、幾つかのメカニカル接合によるセラミックス/金属接合体を試作し、接合試験、耐圧試験、気密性能確認試験を実施した。今回試作した接合体の構造を図 3.5.1-2 に示す。以降、スウェジロックによる接合体を A 構造、42 合金製のコネクタ (TYPE5002) による接合体を B 構造、B 構造と同様の TYPE5002 コネクタとグラファイト製シーラントを組み合わせた接合体を C 構造と呼ぶ。これら 3 種の接合体を 10 体ずつ作製し、各種試験に使用した。試験の具体的な方法を以下に記す。

#### ①接合試験

試験方法: セラミックスと金属体を締め付ける。

判定基準: セラミックスの破損の有無。

#### ②耐圧試験

試験方法: 接合試験に合格した接合体に対して、17 MPa の外圧 (水圧) を 30 分以上加える。

判定基準: 漏洩、破損等の異常の有無。

#### ③気密性能確認試験

試験方法: 上記 2 試験により最も優れた構造を選定し、腐食電位センサーの機能を有する完成体を作製する。電気炉を用いて大気下で室温～340℃～室温の熱履歴を 1 回加え、その後 He リーク試験を実施する。

判定基準: He リーク試験の結果が  $1 \times 10^{-9} \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$  以下となること。

各試験の結果を表 3.5.1-1 に示す。接合試験、耐圧試験から、A 構造では組み立て時にセラミックスが容易に破損することが確認された。この破損はスウェジロックのフェルールがセラミックスに食い込む際に生じていると考えられた。同様の理由により B 構造の接合体も破損を生じやすいことが確認された。一方、C 構造では他の構造と比較して破損する接合体が少なかった。これはグラファイトシーラントがあることによりセラミックに加わる負荷が軽減されるためであると考えられる。以上の検討から、C 構造を気密性能確認試験に使用することとした。その結果、4 体中 3 体が気密性能を満足することを確認した。

表 3.5.1-1 セラミックスと金属の接合体の性能確認試験結果

	接合試験	耐圧試験	気密性能確認試験
A 構造	10 体中 2 体 合格	2 体中 0 体 合格	—
B 構造	10 体中 4 体 合格	4 体中 1 体 合格	—
C 構造	10 体中 6 体 合格	6 体中 4 体 合格	4 体中 3 体 合格

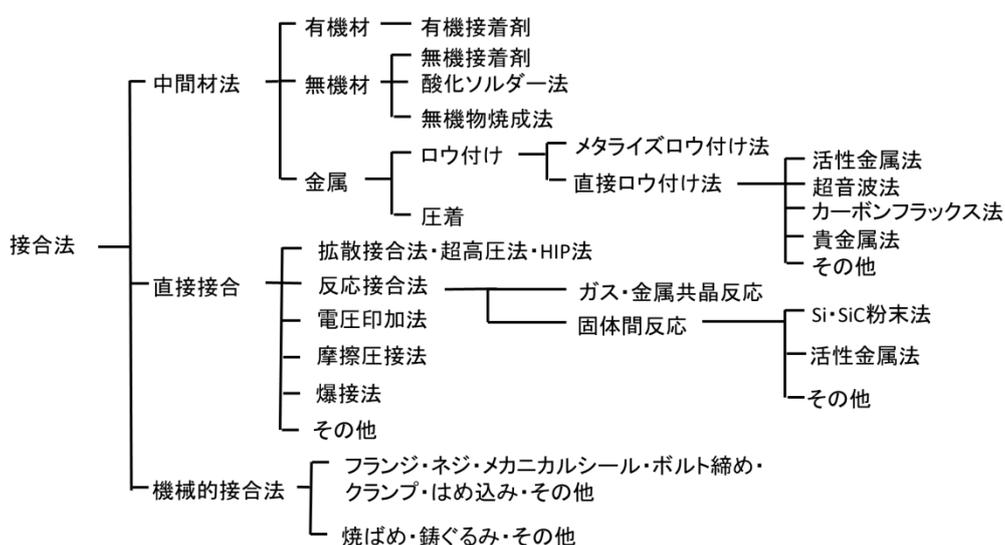


図 3.5.1-1 セラミックスと金属の接合方法の分類

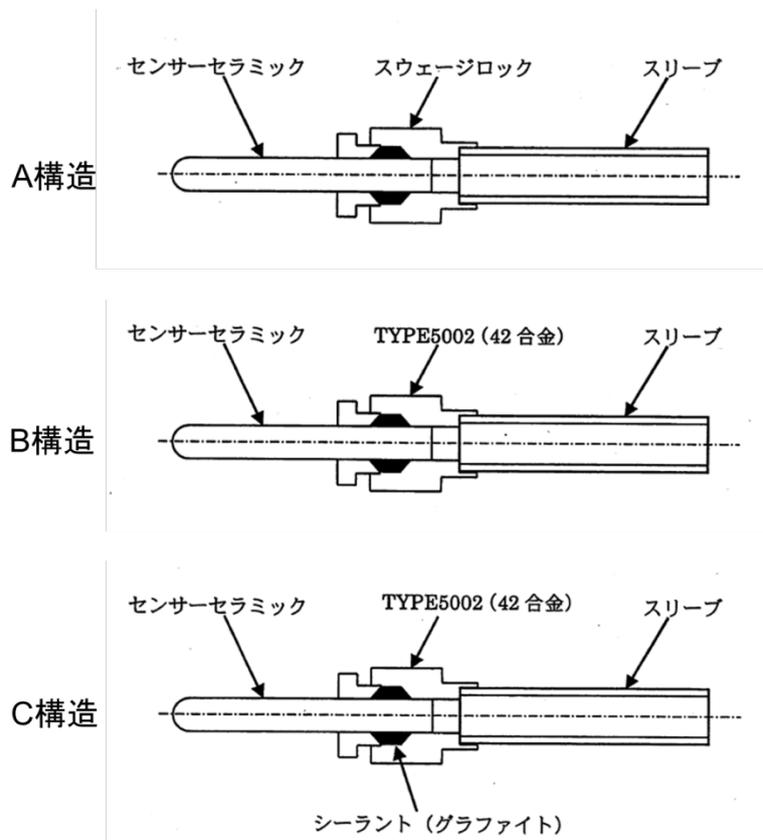


図 3.5.1-2 試作したセラミックスと金属の接合体

### 3.5.2 接合体の高温高圧水中耐圧性能

C構造の接合体の高温高圧水中での耐圧性能をオートクレーブ試験で確認した。試験圧力が約 8MPa、温度約 290°Cまでの昇温と室温への降温を繰り返した。接合体の内部には Fe/Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>粉末を充填しており、粉末から鉄心を介してMIケーブルにて信号線が取り出されているため、接合体の耐圧性能が確保され内部への漏水が無ければFe/Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>電極としての電位を示すはずである。水質環境は、溶存水素 200ppbの中性水質とし、Pt素線と接合体の間の電位をエレクトロメータで測定した。なお、接合体はエレクトロメータのHigh側へ、Pt素線はLow側へ接続した。

図 3.5.2-1 は試験結果を示しており、水温が 288°Cに達した後からのプロットである。試験中に若干の酸素の混入があり、酸素混入時には Pt 素線の電位が変動している。Pt の電位は、水温 288°Cで DH300ppb の場合が約 540mV-SHE、DH200ppb の場合が約 530mV-SHE であり、水温 250°Cで DH200ppb の場合が約 520mV-SHE である。試験時間 100h までの DH300ppb の場合、接合体の電位は-300mV-SHE 程度と推定され、理論的に求まる電位約 800mV-SHE と全く整合しない。一度の降温を経た後、試験時間 200~250 時間での DH200ppb 場合、接合体の電位は-500mV-SHE 程度と推定され、接合体が正しく機能していれば、試験時間 100h までの電位と同じはずである。試験時間 350 時間以降の 250°Cの場合は、接合体電位が-300mV-SHE と推測されるため、試験開始後から接合体は正しく機能していないと判断された。昇温昇圧過程において、接合体のシール機能が失われたものと推測される。原因の究明と対策の検討を進める予定である。

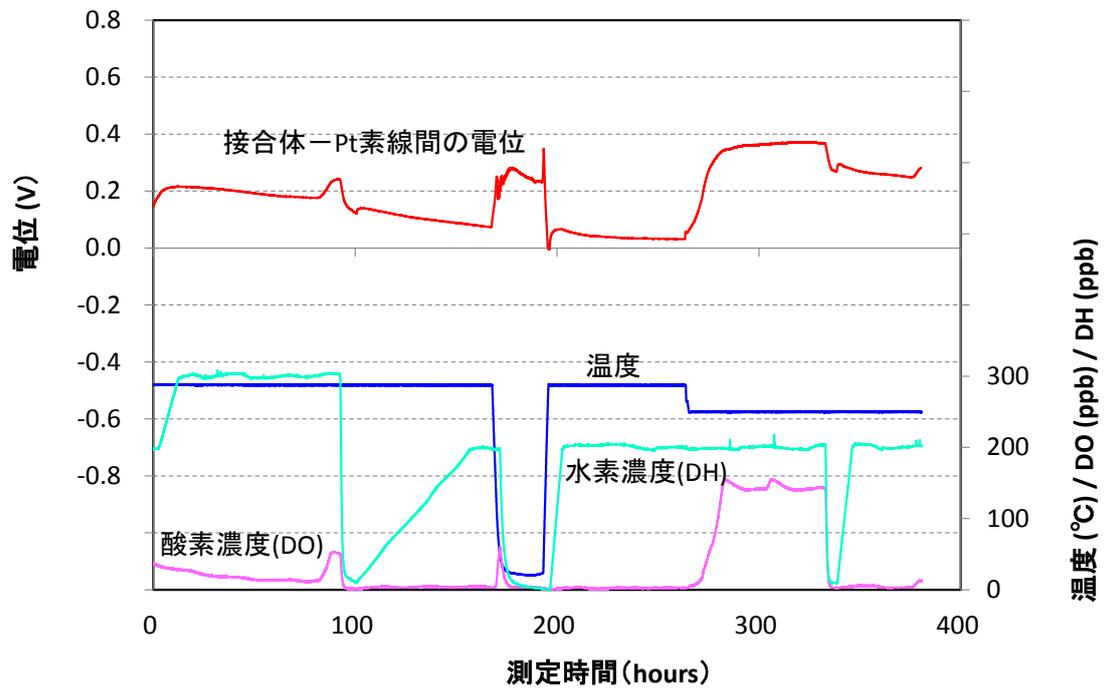


図 3.5.2-1 高温高圧水中の試験結果

## 4. 軽水炉の事故時熱流動の調査

本章では、軽水炉の事故時熱流動の調査に関し、4.1において、昨年度の実施内容について簡単にまとめた後、4.2では、炉心損傷前の熱水力挙動の研究のために前年度に製作を開始した高圧熱流動ループ、及び、新たに製作を開始した大型格納容器試験装置の整備状況について説明する。続いて、4.3では、格納容器熱水力に関連して研究課題を抽出するために実施した文献調査の内容とそれに基づく研究計画への反映内容についてまとめる。さらに、4.4と4.5では大型格納容器実験装置の設計の基本的な考え方及び計測についての検討内容をまとめ、4.6では、解析研究の内容をまとめる。最後に4.7では今後の計画について説明する。

### 4.1. 前年度までの実施内容

本計画に着手する年度であり、関連研究の調査、実験装置の検討・概念設計、数値解析コードの調査等、本計画を遂行するにあたって必要な準備作業を中心に実施した。これに加え、今後も段階的に整備を進める高圧熱流動ループの製作に着手するとともに、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基本設計を実施した。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圧力（大気圧～12MPa）で運転可能なループである。
- 炉心内の流動や伝熱を詳細に模擬・計測する炉心コンポーネント（炉心伝熱実験装置）の概念設計を行った。実機定常出力に近い条件からの post-BT 等の過渡、および再冠水条件を模擬するものとし、三次元流動や伝熱を高空間・時間分解能で把握するため、多数の計装の設置を考慮する設計とした。
- 高圧熱流動ループの基本部として、大気圧条件での水-空気ループを製作した。また、炉心コンポーネントを収容する垂直圧力容器、ポンプ等の機器用電源設備、およびデータ収録機器を製作した。
- スケーリング実験コンポーネント整備の一環として、既設の大口径垂直管実験装置用のワイヤーメッシュセンサーを二相流の詳細計測用機器として購入した。本機器は、下記の触針式ボイドプローブおよび4センサープローブ等と相補的に使用することで、気液二相流における気泡の詳細な挙動を把握するためのものである。
- 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、触針式ボイドプローブによる二相流の詳細計測を実施した。触針式ボイドプローブの適用性を確認

するとともに、プローブ材料の選定や電流印加手法などについての課題も抽出され、現在開発中の4センサープローブを用いた計測の準備段階として必要な知見を得た。

- **BE** コードのモデル開発・検証や、実験装置や条件の検討、実験解析による現象の理解などに今後使用する二相流 **CFD** コードを選定すること、およびそのモデル調査等を目的とし、既存の二相流 **CFD** コードを調査した。二相流の基本的なモデル化において、二流体モデルを用いたコード、および **VOF** 法を用いたコードについて、それぞれ3コードに対して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。

## 4.2. 実験装置の整備

### 4.2.1 高圧熱流動ループ用電源の購入

高圧熱流動ループは H24 年度より段階的に製作を実施しており、これまでに大気圧で運転可能なループの基本部およびポンプ用電源設備を整備した。本年度は、次年度以降実施予定の、ループを高温・高圧化する改造、および炉心伝熱試験体の設置の準備として、ヒータ用電源設備（トランス、高圧分岐盤、サイリスタ盤）を購入した。電源の用途およびトランス容量は以下の通りである。

- ・電源 1 メインループ熱水予熱ヒータおよび落水予熱ヒータ用 1000KVA×1 台
- ・電源 2 バンドル試験体ヒータ用 750KVA×1 台
- ・電源 3 単管試験体ヒータ用 300KVA×1 台
- ・電源 4 配管トレースヒータ等用 300KVA×1 台

### 4.2.2 大型格納容器実験

本年度は、大型格納容器試験装置の整備開始初年度として以下を実施した。

- (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

(1)については、実験建屋として日本原子力研究開発機構の大型再冠水実験棟を利用することとし、実験棟内の大実験室、制御室、電源室にある古くて使われなくなった既設実験装置の解体撤去を行った。(2)に関しては、試験部の格納容器とその周辺のガス供給・排気系についての概要を決める計画設計を行い、純水製造装置や装置材料、一部計測器の調達を行った。(3)では、(2)の整備内容に合わせて、装置運転に使用する電源の製作を行った。(4)では、(2)の実験で採用予定のガス濃度計測に対し分析装置の校正ループを製作した。以下、本節では(2)及び(3)についての詳細を説明する。(4)の詳細は 4.5 節で説明する。

#### 4.2.2.1. 大型格納容器実験装置の試験部及びガス供給・排気系

本装置は、原子炉シビアアクシデント時に格納容器内で生じる様々な現象について、特に、容器内の加熱や冷却に関わる熱水力現象や水素リスクを対象とした気体混合に関して、現象の解明と詳細な実験データベース構築を意図して設計・製作される。今年度は試験部及びその周辺機器の計画設計を進めた。現在までに検討された試験部と系統図の概要を図 4.2.2-1 と図 4.2.2-2 に示す。また、試験容器の主要な仕様を表 4.2.2-1 にまとめた。同表には、欧州に存在する類似の代表的な大型格納容器装置の仕様[1-3]を併記した。試験装置はステンレス製の円筒形状耐圧容器で、高さ約 10m、直径約 2.5m、容積約 60m<sup>3</sup>、耐圧は約 1.5MPa-abs

とし、欧州の代表的な実験装置に匹敵する仕様とした。

既存装置との比較から、本装置の特徴として挙げられるものに供給蒸気の高い過熱度と外部冷却システムがある。既存装置の多くは容器の耐圧で決まる蒸気飽和温度が"平均"の耐熱温度となっており、局所的には過熱度 100K 程度以下の過熱蒸気を注入している実験が多い。本装置では格納容器の過熱破損挙動を幅広く調査できるように、容器壁耐熱を従来装置より約 100K 程度高い設計とし、さらに、注入蒸気もシビアアクシデント時の高い過熱度を再現できるように、過熱器から蒸気注入ノズルまでの領域は約 973K の耐熱目標として設計する。これとは別に、試験容器の上部にヘリウム成層を形成するためのヘリウム注入ラインも別途設ける。ヘリウム注入による容器内での凝縮を防止するために本ラインには小型の過熱器も設置する。これらの注入ラインは、流量や温度などの境界条件の設定を行ってから容器内への注入を開始したいので、条件設定のためのバイパスラインも併設する。

格納容器壁バウンダリの境界条件に関しては、既存の代表的装置は容器外壁全体を断熱材で覆って断熱境界とするか (PANDA)、断熱材の内側の壁一部を二重壁構造にして隙間に冷却材を通すことで熱的な境界条件を制御できるシステムとしている (THAI、MISTRA)。後者は壁の伝熱特性 (壁厚さと熱伝導率で決まる熱抵抗等) と独立に熱的な境界条件を制御できる利点がある。本装置では基本的に容器全体を断熱境界とするが、容器の頂部は外周部にプールを設け、プールの外側には断熱材を設置し、プール内部にはスプレーにより外壁に冷却水を噴射させ流下液膜によって積極的に壁冷却できる機構を設ける。これは既存炉や新設炉の格納容器冷却やシビアアクシデントマネジメントの有効性調査を意図したものであり、本システムにより実効的な冷却条件の把握や冷却挙動解明が期待できる。流下液膜による静的格納容器冷却システム (PCCS) は次世代型受動安全システム炉である AP-600 炉にも採用されている。本冷却プールはプール底面のレベルを変化させられる構造にすることで実効伝熱面積を変更でき、プールには水を貯めることもできる。

ガス供給実験の際に試験部容器内の圧力を任意に制御するためにベントラインを接続する。ベントラインには排気量を概算で見積もるための渦流量計と流量を制御するための流量調節弁を設置し、容器内圧力を一定に保つための自動制御を出来るシステムを組み込む。ベントラインは容器頂部と下部に設置し、後者は容器上部での流れを乱すことなく容器内圧力を制御するのに有効である。また、容器冷却に伴う減圧によって容器の破損を防ぐためにバキュームブレーカーも設置する。

本装置は平成 27 年 3 月の完成を目標としており、その後は改造により随時機能拡張を図る予定でいる。初年度は、蒸気発生器が 200kW とやや小規模で、冷却水もワンスルーで温度制御の機構も設けていないが、将来的には蒸気発生出力を 1000MW まで増強し、熱交換

器や予熱器を製作して冷却もループ状にして実験範囲を拡張する予定である。

本装置のもう一つの特徴として各種計装の多点計測が挙げられる。温度測定のための熱電対は空間及び壁に従来装置の 2 倍以上の密度で設置し、濃度測定のスAMPLINGラインも高密度で配置した。これらの計測については次節で項目に分けて述べる。

#### 4.2.2.2. 採用予定の主な計装とその特徴

本装置では、流体及び壁内温度、圧力及び差圧、流量、ヒータ出力、ガス濃度、気体流速の計測を行う予定である。これらのセンサーは、試験系統や補助設備を含む装置コンポーネント全体に装備される。以下では特徴的な計装について概略を説明する。図 4.2.2-3 に試験容器の主な計装の位置や可視窓の位置、内部構造物の位置を示す。格納容器内の熱流動挙動は広い空間内の 3 次元的な振る舞いが特徴となるため、それを把握するためには多くの測定点数が要求される。図に示すように、縦断面については全領域を網羅するように計測点を設け、特に対流挙動が複雑と予想される容器上部領域に点数密度を増やした。横断面の配置はここでは示していないが、蒸気やガスの注入方向と流動の対象性を考慮した配置としている。これらは現時点での計画設計案であり配置や個数については今後変更し見直される。

温度は細径のシース熱電対を用いて、配管、容器内空間や壁内に設置する。シース径は設置位置によって異なるが、容器内空間のガス温度計測では直径約 1mm 程度を採用予定としている。境界での熱流束評価用に壁の内側と外側に熱電対をペアで設置する。壁・空間ともに、高さ・周方向・半径位置を広く網羅するような配置とし、容器の上部はガス混合や外壁冷却の上で挙動が複雑になることが予想されるためより密な設置を計画している。

空間の熱電対位置の近傍にはガス濃度計測のための細径配管を設置し、混合ガスをサンプリングする。サンプリングラインは、管路途中での蒸気凝縮を防止するために高温に過熱され分析装置（質量分析計；Mass Spectrometer；以下 MS）に接続される。サンプリングラインはまず切り替えバルブに接続され、1 本ずつシーケンシャルに MS に送られて分析にかけられる。このため計測の時間分解能は、サンプリングラインをガスが通過する遅れ、バルブの切り替え時間、1ch の分析に要する時間で決定される。一連のシステムは PSI の PANDA 装置にも採用されている Hiden Analytical 社の QIC Biostream Multistream Gas Analysis System[4]を利用する予定であり、今年度はこの分析装置を組み込んだガス濃度較正ループを製作した。計測方法やその仕様については校正ループの節にて詳述する。

空間の流速分布は 2 次元粒子画像流速計測法（Particle Image Velocimetry；PIV）を利用する。これはレーザー光をシリンドリカルレンズで薄くシート状に照射し（Laser Light Sheet；

LLS)、レーザーシートを通過する気体中の粒子が反射するレーザー光を追跡することで 2 次元平面の流速分布を求めるものである。本手法で重要なのが容器に設置される窓の設計である。図 4.2.2-3 には設置予定の可視窓の概略位置を示した。PIV セットアップのために LLS 窓とカメラ窓は 90 度配置となり、これらの大きさや詳細位置、個数は検討段階であるが、可能な限り大きい視野角とレーザー照射範囲を得るために、LLS 照射窓は細い縦長スリット状とし、カメラの丸窓面積も大きくとる計画である。また、窓ガラスは蒸気凝縮による曇りを排除するための設計上の工夫も必要となる。

そのほか計測として、容器内の蒸気凝縮量の分布を知るために、容器内壁には高さを変えてガターを設置する。空間凝縮した液滴は容器の底に蓄積する。凝縮水は配管によってリザーバタンクに導かれ、水位の変化によって凝縮量が見積もられる。

供給ガス配管や容器内の障害物は実験パラメータとして柔軟に変更できるような設計とし、様々な事故シナリオや炉内コンポーネント、アクシデントマネジメントを模擬できる設計とする予定である。

#### 4.2.2.3. 電源設備の整備

本年度は、前節の大型格納容器試験装置の製作に先立って、装置の運転に必要な電源の製作を行った。図 4.2.2-4 に製作した電源の単線結線図を示す。図内の実線部分が今年度整備した領域で、点線部分は本事業で将来的に拡張する予定の領域を示している。図 4.2.2-5～図 4.2.2-9 には、単線結線図内の実線四角で囲んだ各コンポーネントの外観写真を示した。

本年度の製作内容は図 4.2.2-2 の装置に合わせて、蒸気発生器用電源 (SCR 制御 200kW)、蒸気過熱器用電源 (SCR 制御 200kW)、格納容器内ヒータ電源 (SCR 制御 15kW)、ヘリウム注入ライン過熱器用電源 (SCR 制御 15kW)、ガスサンプリグライン保温ヒータ用電源 (10kW)、供給水のメイクアップ及び給水用のポンプ電源という構成である。

表 4.2.2-1 大型格納容器實驗裝置主要緒言

		THAI	MISTRA	PANDA*1	Present
Organization		Becker	CEA	PSI	JAEA
Geometry					
Height	(m)	9.2	7.38	8	10
Diameter	(m)	3.2	4.25	4	2.5
Volume	(m <sup>3</sup> )	60	97.6	183(total)	~60
Maximum operation range					
Pressure	(MPa)	1.4	0.6	1	1.5
Temperature	(K)	453	473	473	573*4
Power	(MW)	0.11		1.5	0.2(1.0)
Instrumentation					
Thermocouple		200	300	374	~700
Concentration*2		TCD(15)	QMS(78)	QMS(118)	QMS(~50)
Velocimetry*3		PIV/LDV	PIV/LDV	PIV	PIV/LDV
*1:multi-compartment type(drywell consists of two vessels connected by large pipe)					
*2:TCD=thermal conductivity detector, QMS=quadrupole mass spectrometer					
*3:PIV=particle image velocimetry, LDV=laser doppler velocimetry					
*4:locally upto 973 K					

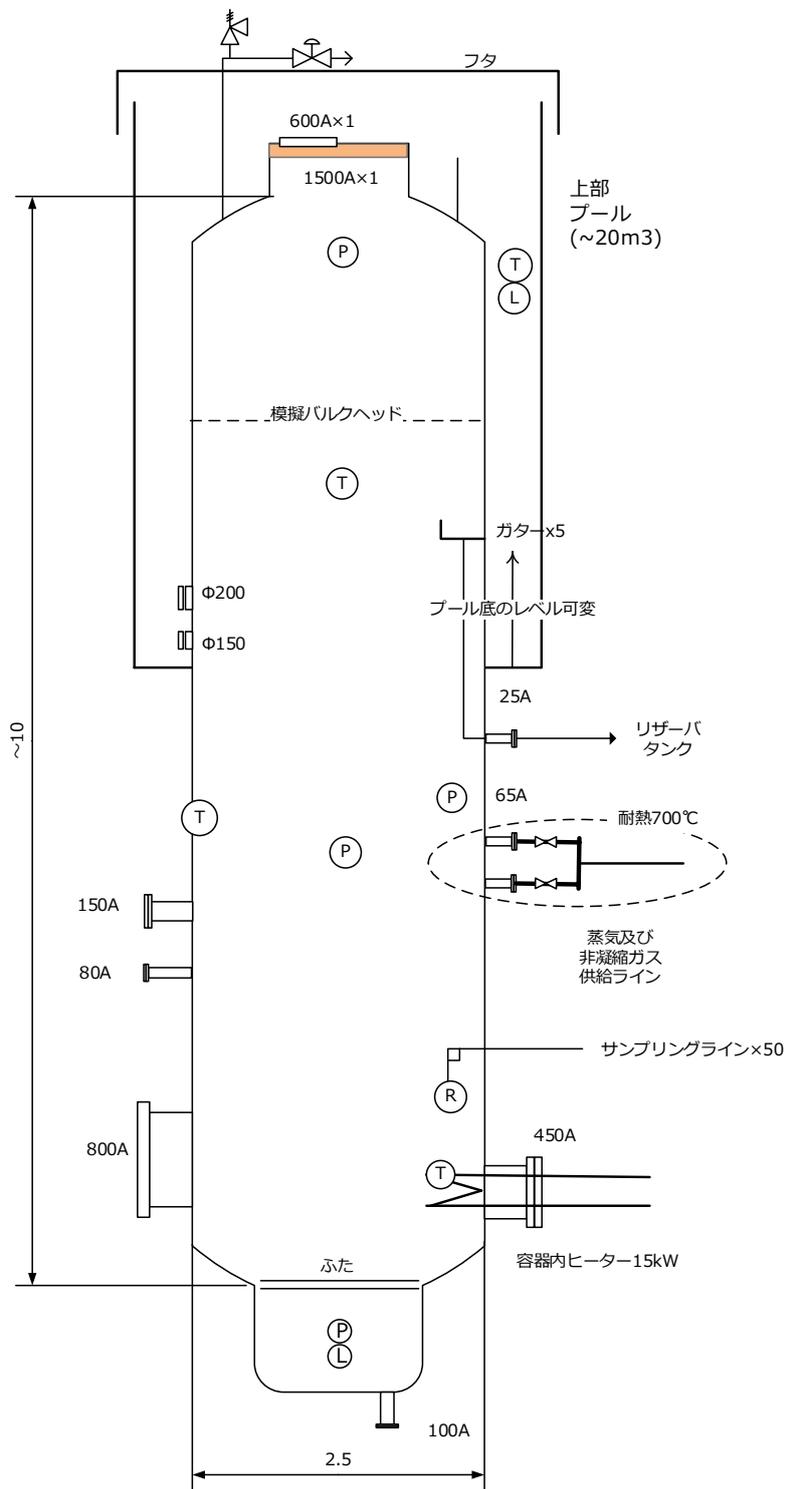


図 4.2.2-1 大型格納容器試験部の概要(案)

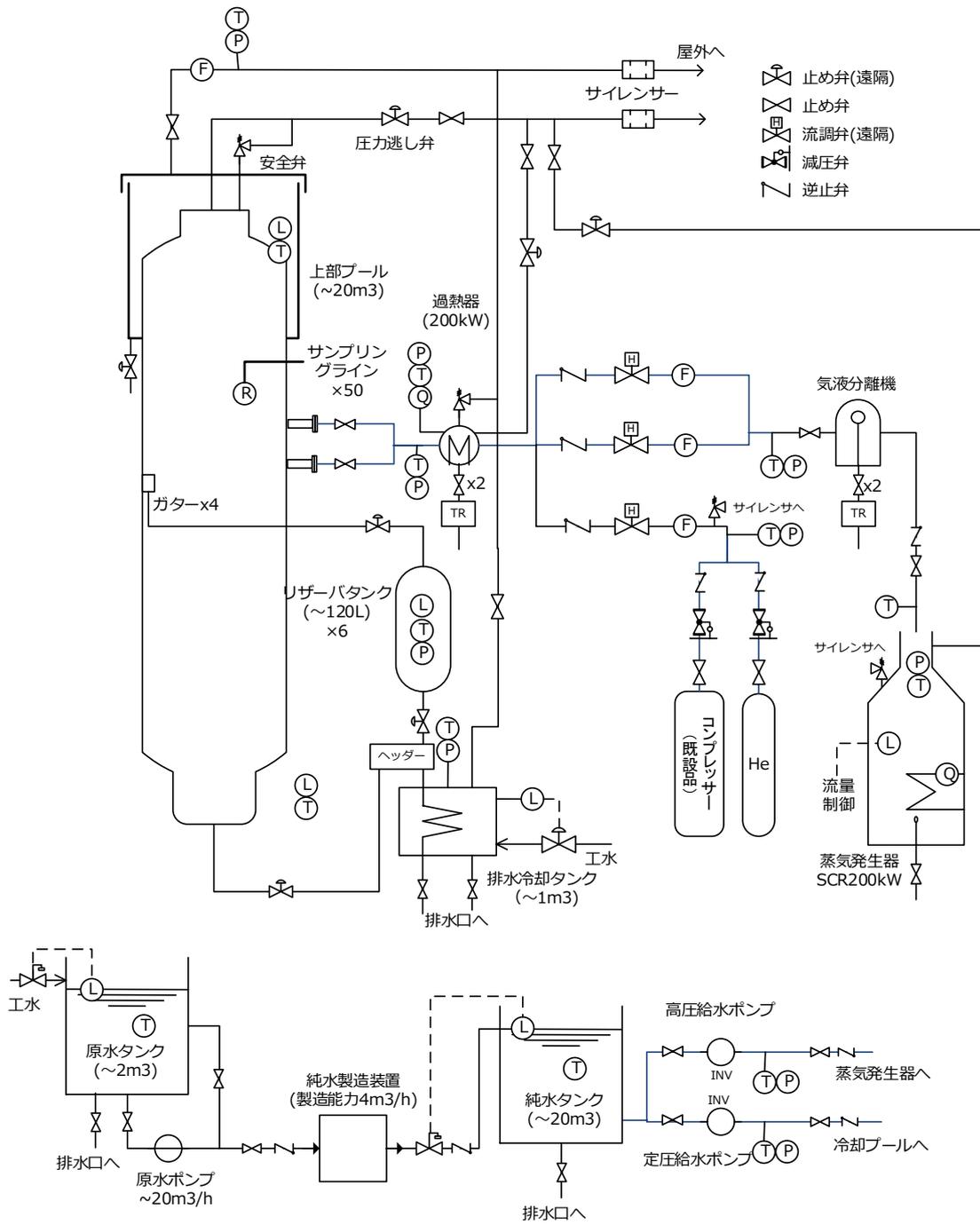


図 4.2.2-2 大型格納容器系統図の概要(案)

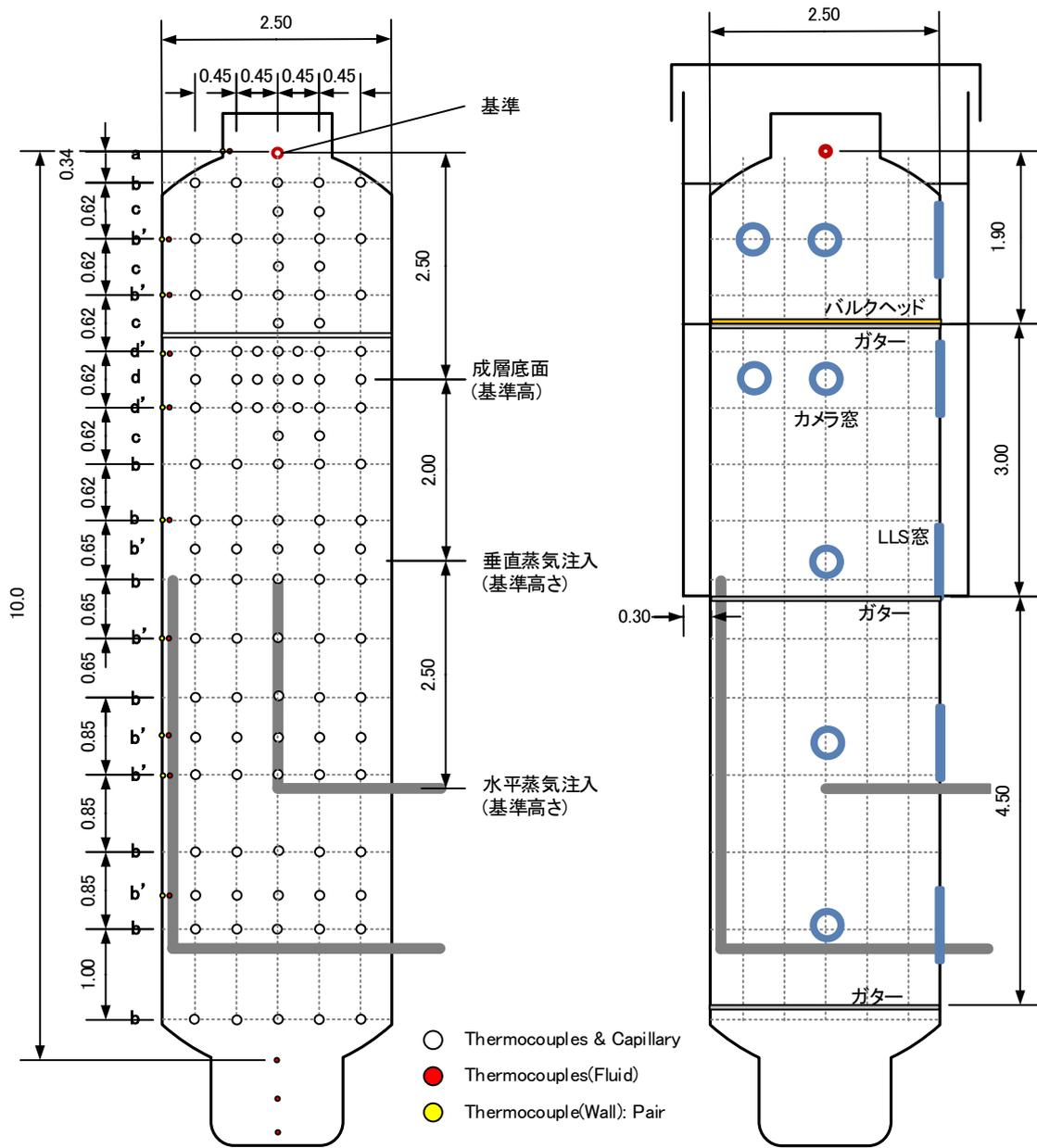


図 4.2.2-3 試験容器の計装、窓、ガター位置案

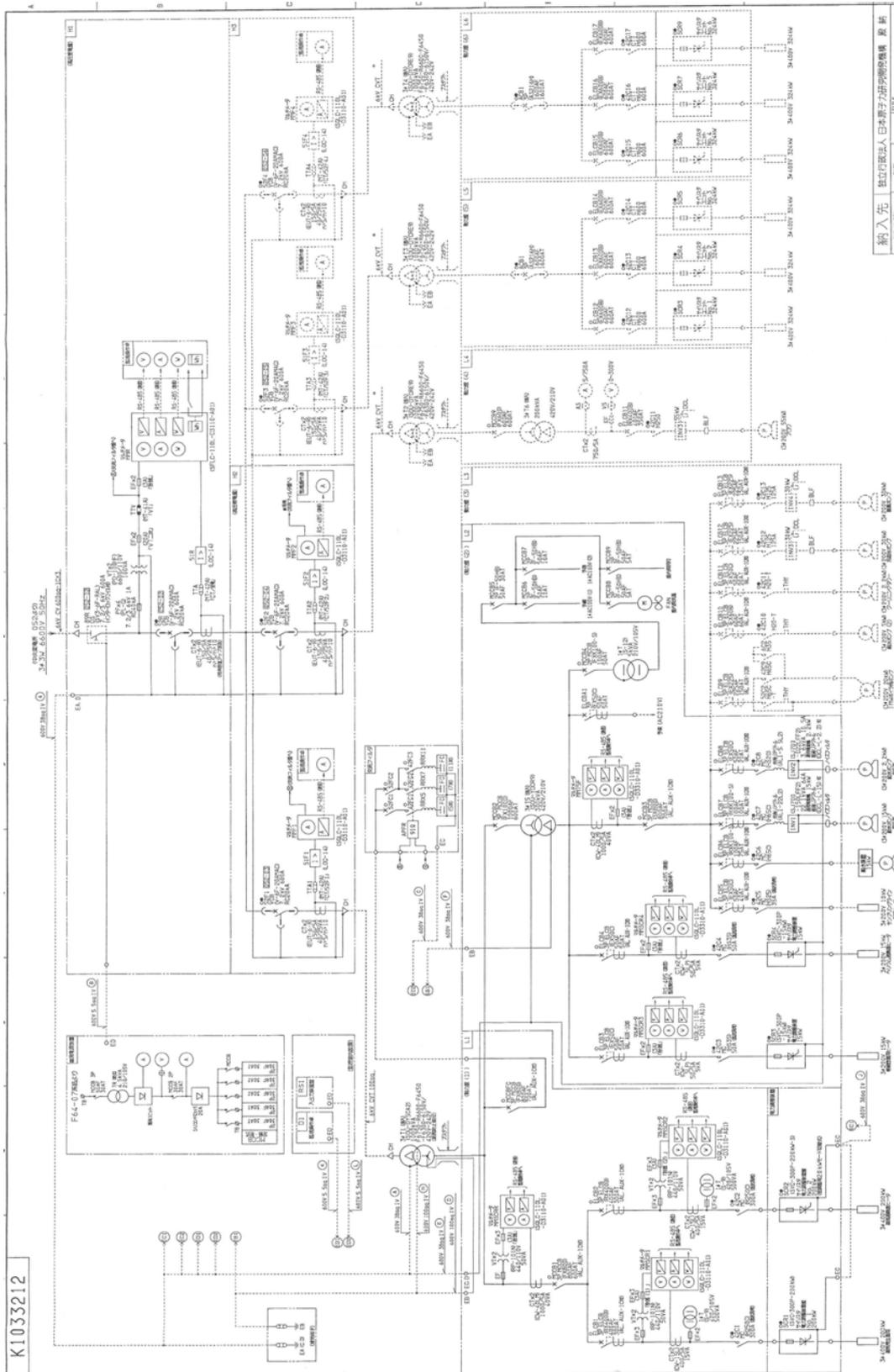


图 4.2.2-4 大型再冠水电源单线结线图



図 4.2.2-5 左から、直流電源装置・高圧受電盤・高圧饋電盤



図 4.2.2-6 左から、変圧器・動力盤(1)・動力盤(2)



図 4.2.2-7 交流フィルタ盤



図 4.2.2-8 監視操作卓



図 4.2.2-9 電力調整装置(サイリスタ盤)

### 4.3. 文献調査

本節では、研究課題の抽出や研究計画への反映のために実施した文献調査についてまとめる。4.3.1 では、NUPEC で実施された可燃性ガス混合燃焼挙動試験について、4.3.2 では、OECD/SETH2 プロジェクトについて、4.3.3 では OECD/THAI プロジェクトについて、それぞれまとめる。また、4.3.4 と 4.3.5 では、格納容器内で生じる現象として重要な不凝縮ガス中での凝縮、及び、密度成層の噴流による浸食挙動に関する従来研究についてまとめる。さらに、4.3.6 では、プールスクラビングに関する従来研究についてまとめる。

#### 4.3.1 NUPEC 実験

原子炉格納容器信頼性実証事業の一部として実施された可燃性ガス混合燃焼挙動試験において、格納容器内の水素挙動に関する実験研究がなされている。ここでは、文献[1]、[2]を参照し、その概要をまとめ、本研究に反映すべき事項等を検討する。

##### 4.3.1.1. 概要

可燃性ガス混合燃焼挙動試験に使用した実験装置は、PWR 格納容器を主要コンパートメント等の内部構造も含めて、直径比 1/4~1/3 で模擬している（図 4.3.1-1 参照）。計測に関しては、圧力、温度に加えて、水素を代替するヘリウムガスの濃度が計測されている。ここで He 濃度は、各コンパートメントを代表する 1 点から吸気（サンプリング）し、ガスクロマトグラフィを用いて計測されている。

代表的な実験である OECD ベンチマーク試験としても活用された M-7-1 実験を用いて典型的な実験方法について説明する。この実験では、格納容器ドームの不凝縮ガス中に水蒸気を注入することにより、圧力 139.7 kPa、温度 66.4℃、湿度 100%の初期状態を設定している。破断口は蒸気発生器基礎部に設定され、基準時刻ゼロより、スプレイ水を注入するとともに、破断口からヘリウム流量を時間とともに直線的に変化させつつ注入するとともに、蒸気を注入した。（図 4.3.1-2、3 参照）。実験時間はおよそ 30 分であった。

実験 M-7-1 における格納容器コンパートメント内のヘリウム濃度は、図 4.3.1-4 に示されるように時間とともに変化するが、各破断部、一般部上部、一般部下部における濃度には大きな違いはなかった。このことより、ループ室内に放出されたヘリウムと水蒸気混合ガスは比較的均一に混合し、局所的な高濃度化現象はなかったとしている。

破断口を加圧器室上部としスプレイを作動しなかった M-8-1 実験では、図 4.3.1-5 に示されるように、熱成層化現象によりヘリウムガスがドーム部に局在化した。ガス濃度の最大値は、約 36%であった。この実験では、格納容器内温度の初期値は常温であった<sup>1</sup>。なお、

<sup>1</sup> 常温であることから、蒸気注入はなされていないと考えられる。蒸気が存在する場合は

同等な破断位置の実験であってもスプレーが作動した場合は、ヘリウムガスは良く混合された（図 4.3.1-6 参照）

以上の実験やその他の実験の結果から、文献[1]では、ヘリウムガス放出による自然循環流のみでも混合は良好で、水蒸気負荷によりさらに混合促進し、濃度はほぼ均一化したこと、及び、上部区画へのヘリウム/水蒸気混合ガスの放出ケースでは、温度成層化現象が見られたが、格納容器スプレー作動により成層化は解消したとしている。

#### 4.3.1.2. 本研究への反映事項

NUPEC による可燃性ガス混合燃焼挙動試験により、大規模試験装置におけるシビアアクシデント時の水素ガス濃度分布に関する有用なデータベースが作成されている。特に、スプレー水の注入による混合効果は非常に大きいことが示されたことは重要である。ただし、実験時間は 30 分程度と短く、長期的な熱水力挙動に関するデータは得られていない。例えば、格納容器からの放熱により格納容器内面で凝縮が生じ、その結果として水素ガス濃度が局所的に上昇することが考えられるが、そのような挙動は実験されていない。また、実機と実験のスケール効果の解明の観点からは、実験に用いられた初期条件（水蒸気分圧等）や境界条件（破断口の口径・位置・方向、破断流中のガス成分、格納容器外壁冷却）の実機模擬性についての検討は十分にはなされていない。さらに、福島第一事故を踏まえ種々の代替設備による安全対策を検討する上で、スプレー流量が不十分な場合の効果は重要な検討対象と考えられるが、パラメトリックに流量を変えた検討はなされていない。計測に関しては、ヘリウム濃度は各コンパートメントで一点のみ計測されており、比較的広い空間であるドーム部での濃度分布は計測されていない。

これらを踏まえて、本研究では、格納容器中の水素濃度分布に関連して、以下の項目にも重点をあてた検討を実施する。

- 破断位置・口径・向き・破断流ガス成分等の噴流挙動や密度成層の形成・浸食等に対する影響
- AM策としての外面冷却やファンクーラー冷却の効果
- 蒸気凝縮による水素濃度の上昇
- ベントによる排気時の分布
- 事故後の復旧時での窒素ガス注入による置換の効果
- 幾何形状の影響 等

---

自然循環による混合が期待できることから、この条件は、より顕著な密度成層の形成に寄与したと考えられる。

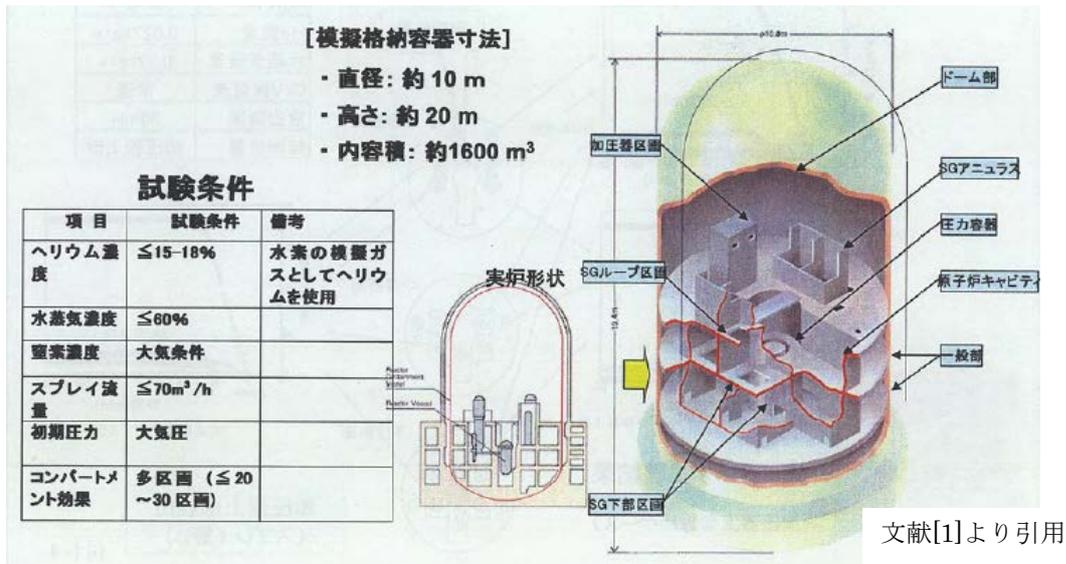


図 4.3.1-1 可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験の概要

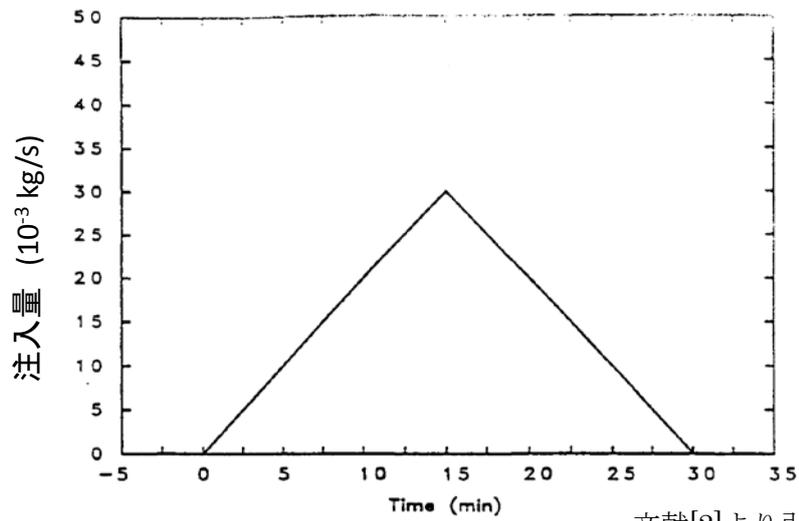


図 4.3.1-2 Test M-7-1 におけるヘリウム注入量

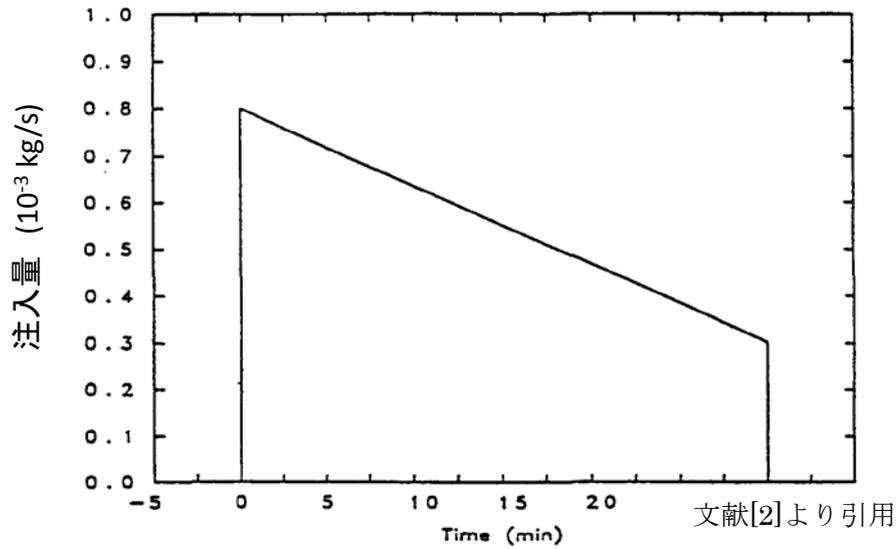


図 4.3.1-3 Test M-7-1 における蒸気注入量

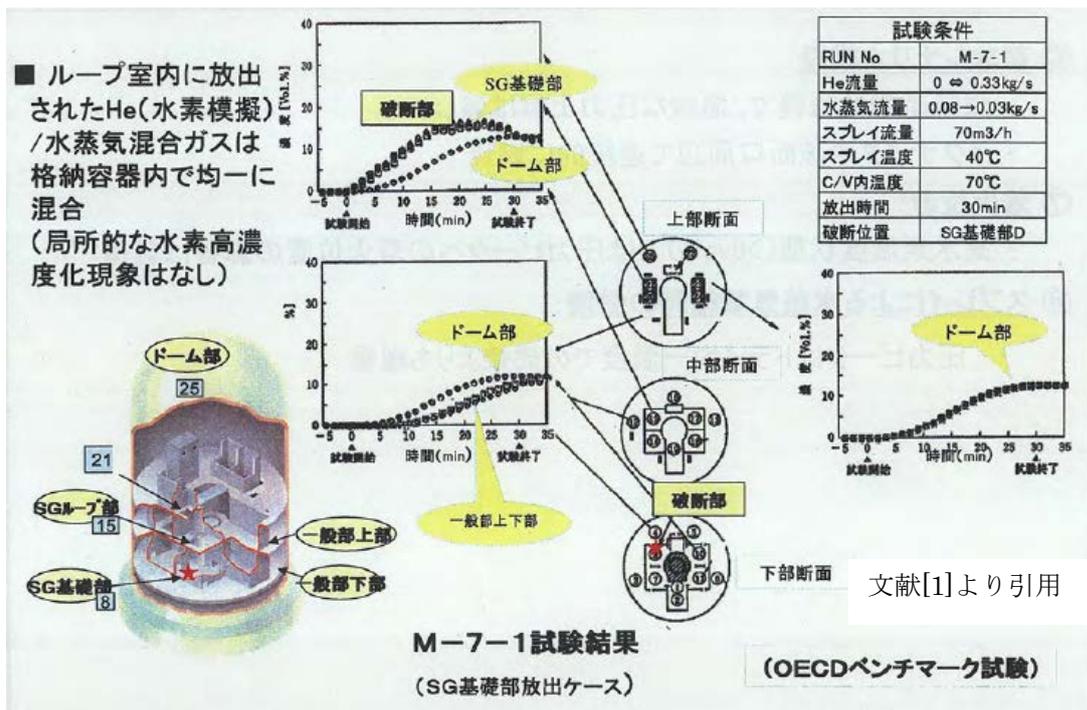
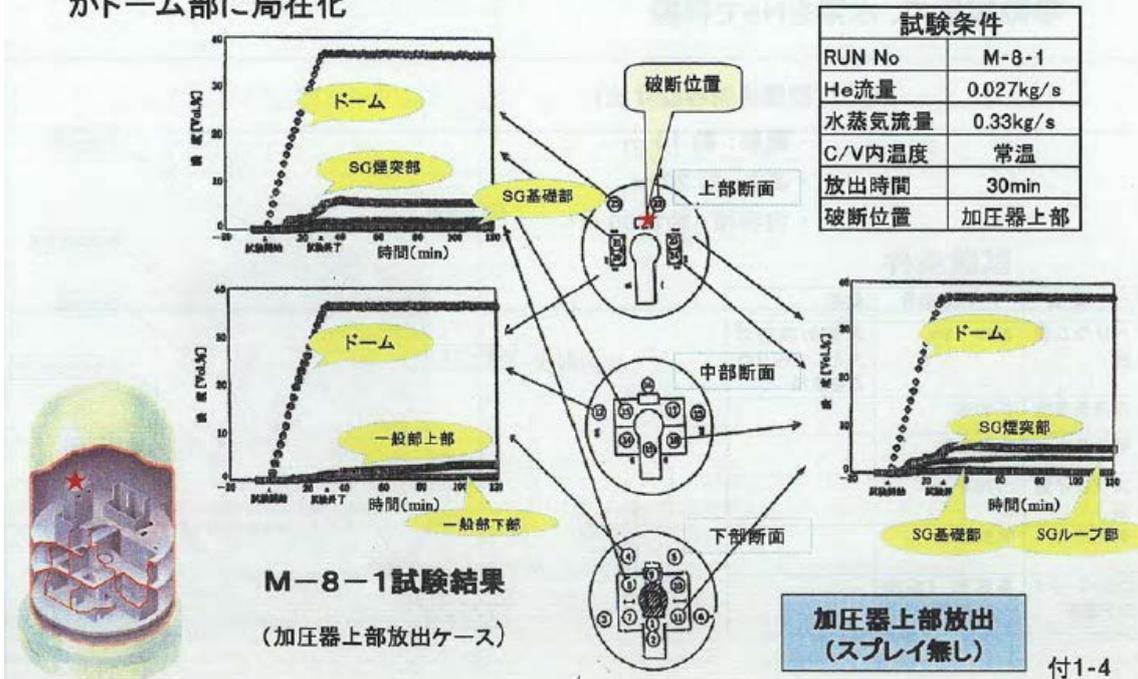


図 4.3.1-4 Test M-7-1 試験結果

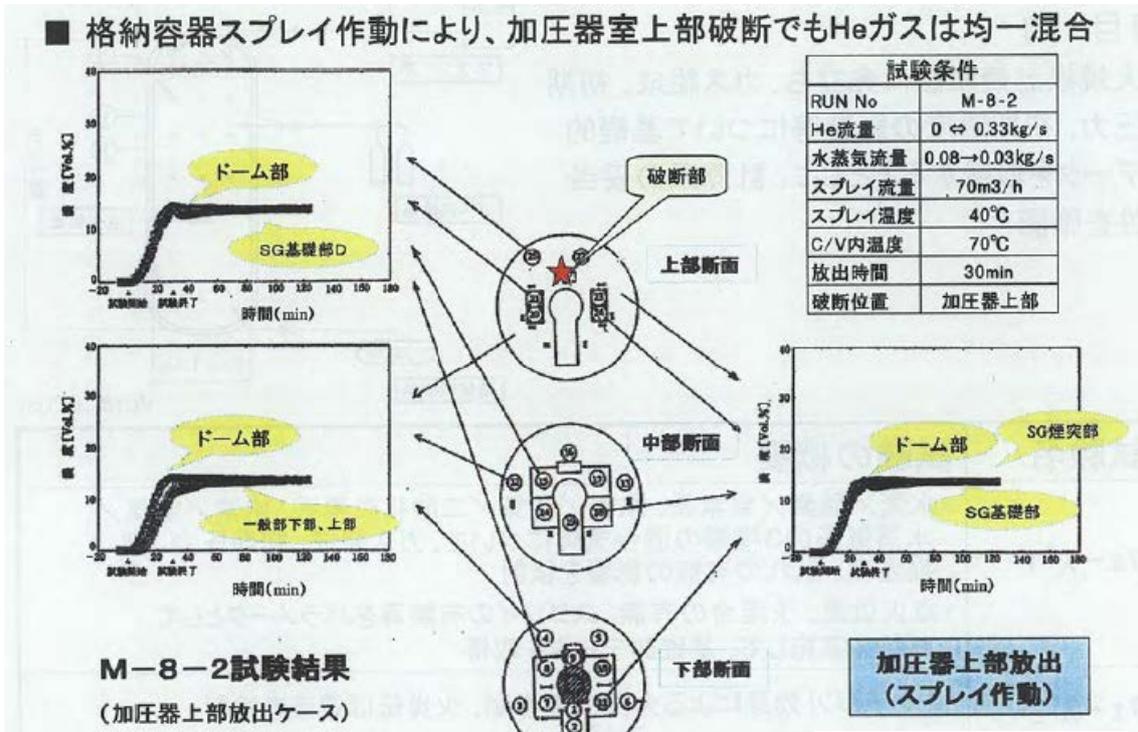
■ 特殊ケース(加圧器室上部破断)では、熱成層化現象によりHeガス(水素模擬)がドーム部に局在化



文献[1]より引用

図 4.3.1-5 Test M-8-1 試験結果

■ 格納容器スプレイ作動により、加圧器室上部破断でもHeガスは均一混合



文献[1]より引用

図 4.3.1-6 Test M-8-2 試験結果

#### 4.3.2 OECD/SETH2 プロジェクトのレビュー

本項では、OECD/SETH2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report (NEA/CSNI/R(2012)5, 2012 April)の概要をまとめる。このプロジェクトでは、シビアアクシデント条件を包含する事故時の格納容器内熱水力挙動に焦点を当て、特に、格納容器内の水素移行に関して、スイス PSI の PANDA とフランス CEA の MISTRA という 2 つの大型試験装置を用いて実験を行っている。これらの実験は、数値計算コードの妥当性検証に資するデータ取得を目的として、(i) どのくらいの水素が雰囲気ガス(空気又は蒸気)と混合するか、(ii) その混合によって水素の均質な分布を促すか、または、(iii) 水素が特定の空間領域に蓄積することは無いか、などについて調査を行っている。主な実験内容を以下にまとめる。

- PANDA 実験：ST-4 と ST-6 を除く基本的な共通の初期条件として、格納容器試験部の最上部に濃度約 40 vol%・厚さ約 2m のヘリウムガス成層を形成し、容器下部から蒸気や空気などのガスを注入して成層が浸食される様子を観察している。初期の雰囲気ガス種や圧力・温度、注入するガスのガス種や流量・温度、容器の幾何形状、ベントの有無、凝縮の有無などが実験パラメータとなる。
  - ST-1：垂直上向き蒸気又は空気ジェット／プルームによる成層浸食。
  - ST-2：水平蒸気ジェットによる成層浸食。
  - ST-3：格納容器スプレーによる成層浸食。
  - ST-4：格納容器クーラーによるヘリウム移行への影響。
  - ST-5：静的水素再結合器 (PAR) を模擬した熱源による成層浸食実験。
  - ST-6：格納容器ハッチの急開によるヘリウム移行への影響。
  
- MISTRA 実験：共通の初期条件として、格納容器試験部の最上部に濃度約 40vol%・厚さ約 2m のヘリウム成層を作り、以下の境界条件に対する成層浸食を観察している。初期雰囲気ガス種、注入ガスの流量等が実験パラメータとなる。
  - INITIALA\_3: 空気雰囲気内にヘリウム成層を形成し分子拡散による成層浸食を観察。また、これを初期条件として以下の実験を実施。
    - ◇ LOWMA：成層下部から垂直上向きに空気ジェットを注入。結果を Froude 数により整理。
  - INITIALS：空気+蒸気の雰囲気内にヘリウム成層を形成し分子拡散による成層浸食を観察。また、これを初期条件として以下の実験を実施。
    - ◇ LOWMS：成層下部から垂直上向きに蒸気ジェットを注入。
    - ◇ IMPIGS：成層下部から垂直上向きに蒸気ジェットを注入し、環状の障害物に衝突させる。環状リングは格納容器内の複雑な幾何形状を模している。
    - ◇ SPRAY：容器上部（成層内）からのスプレーを注入し、成層の浸食を観察。

- NATHCO : 2 台の凝縮器の加熱で形成される自然循環による成層浸食を観察。

これらの実験のうち MISTRA の LOWMA と PANDA の ST-1 はいずれも低～高の運動量を持つ垂直ジェット放出の影響を観察したものであり、ジェット注入位置（成層までの距離）を除いて初期条件は同一に設定されたカウンターパート試験となっている。前身となる OECD/SETH プロジェクトは注入ガスジェットの向きや幾何形状の効果を中心に調査しており、本プロジェクトではその拡張として、水素成層に対する安全機器（スプレー、クーラー、再結合器、ハッチ）や流動条件（負の浮力ブルーム、垂直ジェット、水平ジェット）などの影響を調べる内容となっている。各実験に対する主な結果と、そこから得られた知見を以下にまとめる。

#### 4.3.2.1. 垂直接体放出実験（ST-1@PANDA、LOWMA、LOWMS@MISTRA）

##### 4.3.2.1.1. ST-1 実験（PANDA）

初期雰囲気（空気または蒸気）として、雰囲気ガスと同種の気体を成層の下約 2m の位置から垂直上向きに注入している。注入軸は容器中央と壁よりの 2 種類とし、ジェットの流量と温度をパラメータとして成層浸食の様子を観察している。ジェット慣性（運動量）が小さい場合はヘリウム成層内へのジェット貫入量は小さく、混合も弱いため、結果としてジェットは成層衝突地点で半径方向へ拡がり、成層は完全に浸食されるまでゆっくりと上方に移動していく結果となる。

図 4.3.2-1 は報告書内で示された粒子画像計測（Particle Image Velocimetry; PIV）の計測結果の一例である。蒸気ジェットが成層境界に衝突して速度がゼロとなるよどみ点（図内 S）が確認でき、ヘリウム層は柔らかい境界（soft barrier）として振る舞い、ジェットの流線は水平方向に逸らされて混合領域の外周部で下降流となる。報告書ではこれを「下向きの浮力効果が働くジェット又はブルーム（negative buoyant jet or plume）」と呼び、ジェットが成層内に深く貫入する現象と意識的に区別している。結果として、ヘリウムは蒸気ジェットによって生成される渦に随伴（entrain）されて下層へ運ばれ、成層が浸食される。速度場の計測結果は CFD コードによる計算結果と比較されており、容器 22 万メッシュで RANS（標準  $k-\epsilon$  + 壁関数）解析の結果とよく一致した結果が得られている。

温度データ（濃度データではない）から読み取った成層の浸食速度を無次元数で整理した結果を図 4.3.2-2 に示す。縦軸の  $V_n$  は浸食されたヘリウム体積を初期の成層体積で規格化したもので、つまり  $V_n=1.0$  で成層消滅を意味し、横軸の時間は無次元希釈時間（容器内の初期ヘリウムモル数(mol)と注入蒸気のモル流量(mol/s)の比）である。結果を Froude 数によって整理しており、 $Fr < 2.6$  では浸食速度がほぼ一定だが、それよりジェットの慣性が大きいと浸食速度は一定にならず、注入初期に浸食速度が大きく（傾きが急）、徐々に減

少傾向と（傾きが緩やかに）なる。

#### 4.3.2.1.2 INITIALA-LOWMA 実験（MISTRA）

初期条件として空気雰囲気中にヘリウム成層を形成し（INITIALA）、その後垂直空気ジェットによる成層浸食を観察（LOWMA）している。初期条件の INITIALA 実験で形成されるヘリウム層は、濃度約 20vol% で体積が 25m<sup>3</sup> 程度（容器容積の約 1/4）であり、成層形成後 2 時間放置することで分子拡散による成層浸食も計測しており、濃度分布計測結果が理論値（Heaviside 関数）と良く一致することから拡散以外の対流駆動による混合の影響は無視できる理想的な条件であることを確認している。注入による浸食挙動は Froude 数によって整理され、INITIALA の結果との比較も含めて次のようにまとめられている。容器の高さ約 7.4m に対して、ヘリウム成層は上部約 1.5m（5.9～7.4m）に形成され、下部約 1.1m（5.9～7.0m）が濃度勾配遷移層となっている。

- Fr=0.0～0.3 では浮力支配で成層は安定し、注入空気ジェットの影響は無い。
- Fr=1.01 は中間ケースで浮力と慣性の影響が同オーダーとなる。成層の下部では空気ジェットが成層内に侵入する様子が確認できる。
- Fr=3.38 では慣性支配でジェットは成層内に貫入し、成層は早い段階で消滅する。
- 図 4.3.2-3 では、高さ 5.9m（初期成層の下端に相当）でのヘリウム濃度の時間進展が示されている。Fr<0.3 では注入無しの Fr=0 とほぼ一致し、分子拡散によってヘリウムが上層から供給されることで濃度が徐々に上昇している。Fr=1.01 ではこの高さまで空気が貫入し、上層からのヘリウム供給と空気注入による希釈によりヘリウム濃度がバランスして平衡濃度で推移する。Fr=3.38 ではこの高さまで空気ジェットが完全に貫入しており、初期にヘリウム濃度が急上昇したあと（上層からの混合による）、その後は均質な混合によって濃度が急速に減少していく。

#### 4.3.2.1.3 INITIALS-LOWMS 実験（MISTRA）

初期条件として過熱蒸気-空気混合ガス雰囲気中にヘリウム成層を作り（INITIALS）、その後、垂直過熱蒸気ジェットによる成層の浸食を観察している（LOWMS）。初期条件の INITIALS 実験で形成されるヘリウム層を 3 時間程度放置して分子拡散による成層浸食も計測している。分子拡散の結果は前節の空気雰囲気条件と異なり、空気雰囲気ではヘリウム成層が下部から浸食していく結果であったが、蒸気雰囲気では成層内で均質化が生じており、成層最上部ではヘリウム濃度は緩やかに減少する一方で、成層下部では濃度の時間進展が連続的ではない。また同じ高さ位置で測定した温度データと濃度データとは類似のトレンドで推移し、すなわち、成層内で濃度と温度の均質化が同時に進展していることが示されている。

その後引き続き行われた過熱蒸気注入実験では、**Froude** 数が 1.5 程度の条件で実施している。ジェットは内部の円筒状コンパートメントの外側のアニューラー部から注入しており、**Froude** 数が 1 以上のため注入後 7~13 分の早い段階で成層が崩壊している。MISTRA は濃度計測の時間分解能が悪いため、このような速い過渡変化には計測が間に合わず濃度進展の情報量は少ない。興味深いのは凝縮が生じるより以前に全均質化が終了していること（凝縮の有無は温度による判断）で、すなわち、**Froude** 数が大きい場合は均質化が注入による混合と希釈の効果であって、凝縮の寄与は小さいことが推測される。

図 4.3.2-4 の右の絵は蒸気注入終了後のヘリウム濃度の空間分布である。一番上にヘリウムリッチ層があり、ヘリウム濃度が少し低い層がその下に続き、最下層とコンパートメントの中のヘリウム濃度はとても低い。コンパートメント内ではサンプリング点数が少なく詳細は不明だが、大きな濃度勾配が存在していることが示唆される。

#### 4.3.2.1.4 PANDA と MISTRA の共通実験によるスケーリングの考察

空気垂直放出実験（ST-1-7 と LOWMA）では、初期・境界条件が両実験でほぼ等しく、主要な相違点は注入ノズルの相対位置ぐらいである。この結果に基づき、異なる装置によるスケーリングを考察するために以下の 2 つの **Froude** 数を提案している<sup>2</sup>。

- **interaction Froude number (Fr)** : 成層に衝突する際のジェット流速とジェット径、及び雰囲気と成層内の密度によって定義される無次元数。**Fr** が 1 以下では浮力支配でジェットは成層内に貫入せず、分子拡散で浸食される。**Fr** が大きくなるとジェットが成層内に貫入し、1 より十分大きい **Fr** では貫入によって成層濃度が広範囲 (**global**) に薄まっていき、これを"希釈"と呼んでいる。
- **second Froude number (Fr2)** : 大きな **Fr** 数では成層全体が広範囲に希釈されるが、初期のヘリウム成層が厚いとジェットが天井まで貫入せずにある深さに制限される。このため広範囲な希釈が直ちには達成されない。この効果を盛り込むために初期の成層高さを代表長さとして規格化した第 2 フルード数を提案している。

この 2 つの **Froude** 数により、分子拡散混合支配と広範囲の希釈支配、およびそれらの中間条件における複合効果を整理できるとしている。但し、これらの **Froude** 数は時間とともに変化していくため、**interaction Froude number** の大小によって時間を考慮したスケーリング比較に違いが現れると指摘されている。すなわち、低い **Fr** 数では分子拡散 (**local** に決まる) による混合過程が支配的であるため、同じ **Fr** 数では局所の濃度時間変化がほぼ同じ経

---

<sup>2</sup> 本節で議論する **Froude** 数に関しては、SETH2 の最終報告書では概略を紹介しているのみで詳細な議論はなされていない。このため、本節の議論は文献「Studer, E. et al., Nucl.Eng.Des. 253 (2012) 406-412.」の内容も参照した。

過をたどるが、 $Fr$ 数が高い値になると広範囲の希釈過程が支配的となって、 $Fr$ 数が同じでも異なる実験での局所濃度の直接比較が合致しないことがある。そこで、ヘリウムの初期体積と注入する空気の体積流量で定義される特性時間 ( $t_{air}$ ) で成層浸食の経過時間を規格化することが提案されている。つまり、 $t_{air}$ で整理することで、ジェットによるエントレインメントを考慮に入れたスケージングが可能となり、同じ $Fr$ 数条件では局所濃度変化のトレンドがよく一致する結果が得られる。但し中間領域では現象は複雑となり、規格化に使用できる単一の特性時間を導くことはできず、現象の複雑さに取り組むためには、中間領域での希釈の混合過程が自明ではないため、CFDによる解析が重要となることが指摘されている。

#### 4.3.2.2. 水平流体放出実験 (ST-2@PANDA)

水平方向注入される噴流は低運動量の浮力ジェットに変換され、本実験ではこの弱い浮力ジェットによる成層浸食の基礎実験を行っている。関連する安全課題としては、格納容器建屋の各コンパートメント内の水素の蓄積の予測で、特に格納容器上部の **dead-end** に溜まる水素の解析は、十分なメッシュ数選択という点で注意を要する。

実験パラメータとして、注入位置、圧力進展（容器開放か否か）、凝縮の存在の影響を調査している。このうち、凝縮量による圧力進展（加圧速度）がヘリウムの蓄積に大きく影響することを見出しており、容器内の初期温度が高くて凝縮しにくい場合は加圧効果が大きくなり、この場合成層全体が圧縮され、成層最上部を除いて濃度の低下速度が早くなる。一方で最上部は、凝縮によるヘリウムの再分配でヘリウム濃度が上昇していくことになり、凝縮量が大きいほどこの効果が大きく、濃度が上昇に反転する開始時間が早まる。図 4.3.2-5 はその代表結果で、(a)の方が(b)より容器内初期温度が  $30^{\circ}\text{C}$ 程高い条件で行っており、(a)の方が成層下部での濃度低下が早く、成層上部ではヘリウム濃度が上昇に転じる時間が遅れている。

#### 4.3.2.3. 水平リングプレート上への垂直ジェットの衝突 (INITIALS-IMPIGS@MISTRA)

LOWMS 実験と類似の条件で成層下部にリングプレート上の障害物を置いた実験を実施。蒸気注入は 4800 秒と比較的長い時間を採用している。

図 4.3.2-6 がヘリウム濃度の時間進展を表している。注入蒸気は成層底部（容器高さ約 6m 地点でリングプレートより少し上）に貫入し、最初の 800 秒間で成底部の浸食が完了し、上部層ではヘリウム濃度が徐々に減少していく。一方で、温度分布は、ジェットの貫入で成層の下部から温度は上昇するが（ジェットの方が高温のため）、容器の上部では貫入が届かないため温度低下が生じる。つまり、上層は低温かつトリウムリッチという不安定な状態で推移し、約 4000 秒で最終的な均質化が生じる。最後の均質化は温度差によって駆動され

る対流で生じていると推測している。それによれば、蒸気ジェットが片方の壁で容器頂部に届いた後、高温流体が天井を伝わって反対側の壁に伝播し、均質化されているとしている。

#### 4.3.2.4. スプレー実験

##### 4.3.2.4.1. ST-3 実験 (PANDA)

容器上部にヘリウム成層を設け、容器頂部のスプレーノズルから一定流量でスプレーする実験で、蒸気などのガス注入は無い条件で実施している。実験の様子を図 4.3.2-7 に示す。PANDA 装置は 2 つの大きな容器を連結パイプ (Interconnection pipe; 以下 IP) で接続してコンパートメントを模擬しているところが特徴で、スプレー実験でも以下に示すように、コンパートメントの効果が良く表れた結果となった。

- 温度挙動：最初はスプレーコーン領域の温度が低く、注入を続けると IP の下部を伝って Vessel 1 から Vessel 2 への流れが見られ、Vessel 1 のスプレーノズルより下の気体温度は均一になる。Vessel 2 では IP の接続高さ付近で温度成層化が見られ、それより底部の温度が低下する。
- ガス濃度挙動：Vessel 1 ではスプレー注入によって上部ヘリウム成層が数分のオーダーで崩壊する。凝縮と混合によって IP に流れが生じ、He-steam-air の混合流が Vessel 1 から Vessel 2 へ運ばれる。この 3 相の混合ガスは、純粋な空気より重いので Vessel 2 の底に蓄積する。

結果として、ヘリウム濃度の空間的なピークが生じうるというユニークな結果が得られている。これはスプレー注入によって直接生じるものではなくて、3 種の気体の混合に依存するもので、事故条件によっては軽い水素が容器の底に蓄積する危険性を示唆している。

##### 4.3.2.4.2. INITIALS-SPRAY 実験 (MISTRA)

ヘリウム成層形成後 30 秒でスプレーを 120s 間注入した実験で、スプレー流量が 0.9kg/s、温度 30℃、コーン角度 30 度の条件で実施。濃度計測システムの時間分解能 (7 分) より早い段階で成層は完全に消滅する結果となった。領域別の温度挙動からも均質化が早期に生じることが示唆されている。一方で、スプレーの届かない壁付近では温度低下は緩やかな傾向も示されている。図 4.3.2-8 に長期間 (14000s) のヘリウム濃度の推移を示した。最終的に全体が均質化するまでに 3 つの色分けした領域に分かれて事象が推移し、赤がヘリウムリッチの領域でスプレーに引きずられてコンパートメント (中央の円筒部分) の中へ及んでおり、コンパートメントの外側のヘリウム濃度は低い結果が示されている。

#### 4.3.2.5. クーラー実験 (ST-4@PANDA)

クーラーは本実験用に設計されたもので以下の特徴がある。

- 8本の水平レイアウトチューブからなり、冷却水がマニホールド（多岐管）を通過して8本のチューブに分配される。チューブは **staggered** で **serpentine** のレイアウト。
- 片面がオープンで、他の面は恐らく閉じられている（図がないため詳細が不明）。
- クーラーの底が出口で長いダクトが設置されており、冷却されたガスがクーラーを抜けて本ダクトを通過して排出される。取り外し可能。

このクーラーを容器内に設置し、境界条件として蒸気連続注入(**phase-I**)、蒸気&ヘリウム混合注入(**II**)、蒸気再注入(**III**)の3つのシナリオを連続で実施した。クーラーの位置、クーラーの形状（出口のダクトの有無）、ベント（加圧の有無）が主な実験パラメータとして採用された。興味深い結果として以下が挙げられる。

- 本システムでは局所的にヘリウムが蓄積する可能性がある。
- クーラーの不安定な運転条件が生じる可能性がある。
- その結果、クーラーの内部と外部にガスの濃度勾配が存在する。

図 4.3.2-9 と図 4.3.2-10 に、クーラー位置を変えた場合の温度進展挙動の実験結果が示されている。両配置とも **Phase-I** では過渡状態を経てジェットによる入熱とクーラーによる除熱がバランスする平衡状態へ至り（3600秒以内）、冷却ガスはダクトを通過して排出される。その後の挙動は以下でまとめられる。

- 図 4.3.2-9（クーラー中央配置）
  - **Phase II** に入ると、クーラー内にヘリウムリッチガスが蓄積されクーラー能力の劣化（約20%）が見られる（4700s）。蓄積は4500s ぐらいから生じ、ダクト内の流れを妨げる。
  - しかし、クーラー能力は **Phase II** 中に回復する。ヘリウムの蓄積は塞がれたままだが、クーラーからのヘリウムリッチガスの放出が連続して回復することによる。これにより容器上部に強い密度成層が形成される（5700s）。
  - **Phase III** では、注入蒸気もヘリウム混合ガスプルームもいずれも成層に貫入しない。
- 図 4.3.2-10（クーラー上部配置）
  - **Phase II** でやはりヘリウムの蓄積が見られるが、蓄積量は中央配置より少なく、冷却能力劣化も限定された。

- ダクトを通過する流れは大きく、容器の中央部にヘリウムリッチガスの蓄積が見られるものの、クーラーの上部配置は混合を加速し、密度成層は弱くなる傾向。
- 最終的には中腹にできた成層も Phase III で浸食されて消えてしまう。

以上のように、クーラーの高さ方向の配置の影響はクーラーパフォーマンスに大きな影響があることが示されている。一方、クーラーの出口ダクトの存在は、中央配置の場合はダクト内の流れが制限されるためクーラーパフォーマンスにほとんど影響がなかった。またクーラーパフォーマンスの劣化に続いて回復がある過程では、ベント無し(容器内が加圧される)条件だと、劣化/回復がサイクリックに現れる傾向がある。

#### 4.3.2.6. 熱源実験 (ST-5@PANDA)

熱源として水素再結合器を想定し、出力は 10kW とした。ヘリウム成層に対して熱源によるブルームの生成がどのように影響するか注目する。実験パラメータは、熱源の位置、蒸気注入の有無、初期のガス成分 (空気 or 蒸気+空気) としている。

図 4.3.2-11 に熱源の位置を変えた場合のヘリウム濃度の進展の違いを示した。下部配置より中央部配置のほうが成層の崩壊速度が速くなる結果となっている。初期雰囲気は空気だけにすると均質混合までの時間はさらに早くなる。ただし、この条件では空気の熱容量が蒸気+空気混合気体と比較して小さいので、ヒートソースの出口温度は高くなってしまう。

成層崩壊後はヘリウムと周囲流体との混合が生じるが、この混合はヒートソースの入口よりも高い領域でしか生じない。このため、熱源より低い位置では安定成層が長時間存在し、混合と希釈が生じる有効体積は格納容器総体積よりも小さい領域に制限される。このことは、IP (コンパートメントの接続位置) と熱源の位置関係が重要となることを示唆している。

#### 4.3.2.7. 自然循環実験 (INITIALS-NATHCO@MISTRA)

ヘリウム成層の崩壊に対して、中部及び上部に配置した凝縮器の過熱による自然循環の影響を見た実験を実施している。過熱には熱ランプを使用し、下部配置ランプは 100°C、上部配置ランプは 130°C まで過熱している。冷却ではなく過熱を選んだのは単一効果に絞らなかったからとある。

この条件での自然循環力は非常に弱く、成層の浸食はゆっくりと進んでいき、分子拡散効果のみで混合する INITIALS の約半分の時間オーダーで事象が進展する結果となった。空間的には、ホットポケットがコンデンサーとコンパートメントの間のアニューラー部分の間局所的に形成される。図 4.3.2.-12 に示されるように、ヘリウム濃度分布は 4 つの領域に

分けられて進展し、コンパートメント内の底はその外側のアニューラ一部よりも早い段階で均質化しており、全体の均質化までには4時間ほどかかっている。

#### 4.3.2.8. MISTRA 実験による AM の緩和手段のクラス分け

SETH-2 での MISTRA 実験の結果をベースに、CEA が緩和手段のクラス分けを提案している。複雑な現象を整理するために次の3つの観点で整理を行った。

- global : ヘリウムクラウドの内のヘリウム体積の減少効果
- helium/air mixing : ヘリウムクラウド内のヘリウムモル濃度の減少効果
- long-term : 長期 (少なくとも2時間) の容器内全体のヘリウム濃度の進展

図 4.3.2-13 が各実験での容器上部に蓄積しているヘリウム体積 (初期体積で規格化) を示しており、すなわち上記の global 効果の進展を示している。青が INITIALS で緩和策なし (分子拡散のみ) のベースケースで reference となる。

- 赤の LOWMS が一番よく混合し、 $Fr > 1$  では初期の蒸気ジェット貫入で成層体積は急低下する。その後の連続した蒸気注入によって希釈が進展する。
- IMPIGS の効果 (黒) はそれより小さいが、混合のメカニズムは LOWMS と同じと判断される。注入速度が同じならば、規格化したヘリウム体積の低下率も両者で同じになる。
- NATHCO (緑) では、加熱による自然循環力が弱く、混合の効果が認められない。
- SPRAY (黄色) は、最初の120秒で混合効率が決定される。スプレー注入過程では、希釈と対流の効果でヘリウム濃度が低下するものの、凝縮効果でヘリウム濃度は上昇するので、2つの相反する効果を含んでいることに注意が必要である。

#### 4.3.2.9. ハッチ開放実験 (ST-6@PANDA)

図 4.3.2-14 に実験の手順を示す。この実験では、異なる容器内 (図の上下の容器間) のガス濃度と圧力に差をつけ、容器を配管及び弁でつなぎ、弁を開放して容器を繋げた際のガスの移行を観察する。容器は上下に配置され、上部容器は空気のみで、下部容器にヘリウムが加圧されている。上部容器はさらに Vessel 1 と Vessel 2 に分かれており、IP で接続されている。弁開がハッチ開を模擬し、実機での rapture foil 開に相当する。

ハッチ開の最初の 100sec では差圧によりガスの移行が生じ、100~600 秒で濃度と温度の平衡状態に移る。現象論的には、Vessel 1-2 の加圧が生じたあと、混合を含む Vessel 1 へのジェット流、Vessel 1-2 間の対抗流、Vessel 2 の雰囲気ガスの加熱、両容器内でのガスの成層化が考えられるが、流体混合に関わるデータは不十分で、容器全体を包含できてな

い。

#### 4.3.2.10. 今後への発展

本プロジェクトでは LWR の安全機器の妥当性検証に寄与するため、実験プログラムとして、シビアアクシデント過程での水素移行、水素成層形成と崩壊、蒸気凝縮等に取り組んだ。将来の調査としては以下が推奨される。

- 邪魔板（垂直/水平壁）と基礎的な流れの構造（jet/plume）との相互作用のデータベースの構築。
- 安全機器の複雑な組み合わせ（リコンバイナ 2 つ、クーラーとスプレー同時）。
- より現実的なハッチ開放実験。ハッチ開放と安全機器の複合効果。

2011.09.12-13 に SETH-2 解析セミナーが開かれた。更なる研究課題として以下が挙げられた。これらは HYMERES に受け継がれる。

- 異なる実験構成。例えばジェットがより広がる条件など。
- 実験中の流速場のより詳細な計測（PIV の高精度化）。
- 数値及び物理モデルの改善。特に浮力流れの拡散過程と乱流。
- 非均質な雰囲気内での、異なる工学安全機器の影響。
- 格納容器内のコンパートメントの影響。

実験装置から実機への実験結果のスケールアップ。

Figure 11. Velocity Field Development of the Erosion Front for Experiment ST1\_4

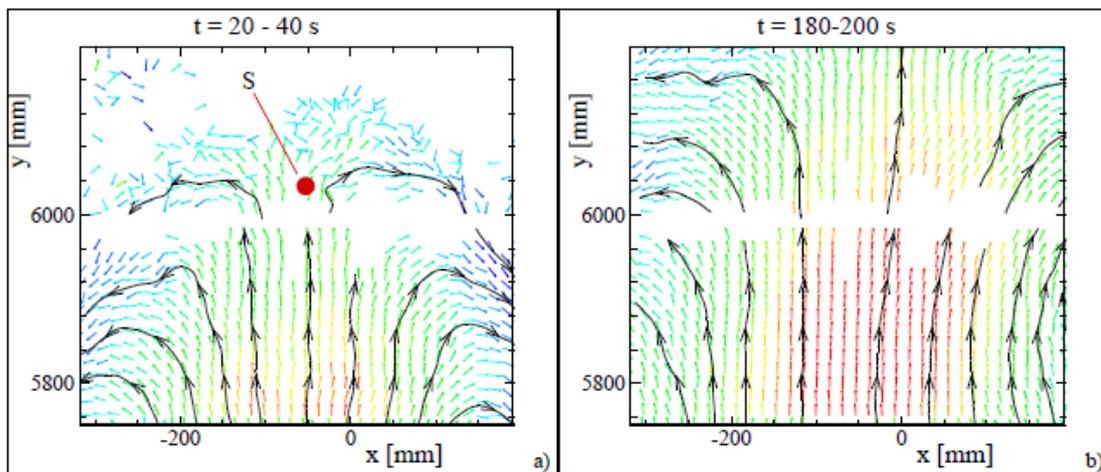


図 4.3.2-1 PANDA の ST-1 実験でのヘリウム成層に蒸気ジェットが衝突するところの流速ベクトル計測結果の例 (PIV 計測)

Figure 13. Normalized Eroded Volume as a Function of Normalized Erosion Time

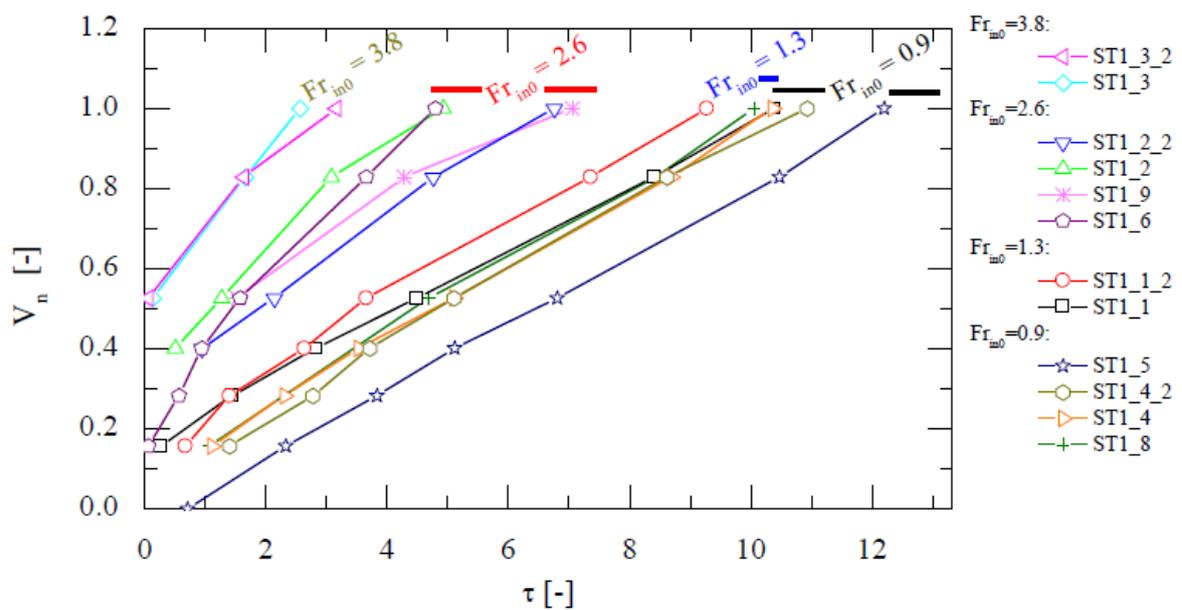


図 4.3.2-2 PANDA/ST-1 実験での成層浸食速度を無次元数で整理

Figure 17. Time Evolution of Helium Concentration at the Height of 5.9m

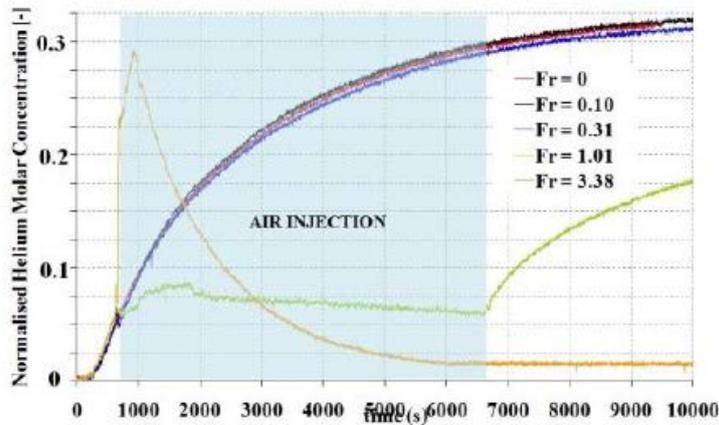


図 4.3.2-3 LOWMA 実験の高さ 5.9m におけるヘリウム濃度の推移 (容器高さは 7.38m. 5.9m は初期成層下端で空気注入位置より 2.2m 上方に相当)

Figure 25. LOWMS Long-Term Helium Concentration Evolution Inside the Vessel

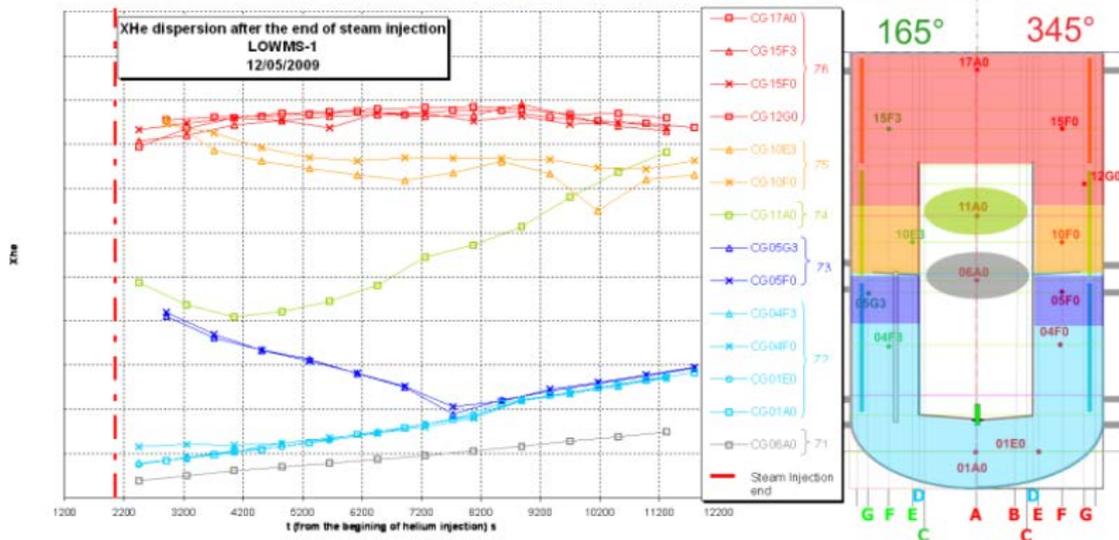


図 4.3.2-4 LOWMS 実験で蒸気注入後のヘリウムの空間分布

Figure 27: Evolution of the helium concentration at several measurement locations along the axis of Vessel 1 for tests ST2\_3 (a) and ST2\_4 (b)

The sensor notation MCG.D1x.xx denotes concentration measurement in Vessel 1 and the next digit, from A to T, indicates the elevation: A is at the very top, T is at the bottom, and I is near the top of the IP. The solid black line in (a) shows the results of a 1D diffusion calculation for level A.

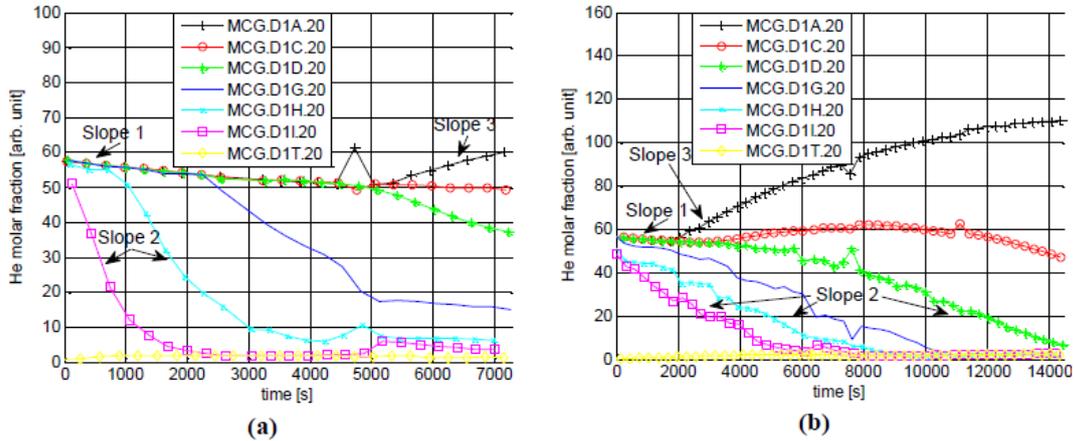


図 4.3.2-5 水平噴流放出実験(ST-2)でのヘリウム濃度の進展

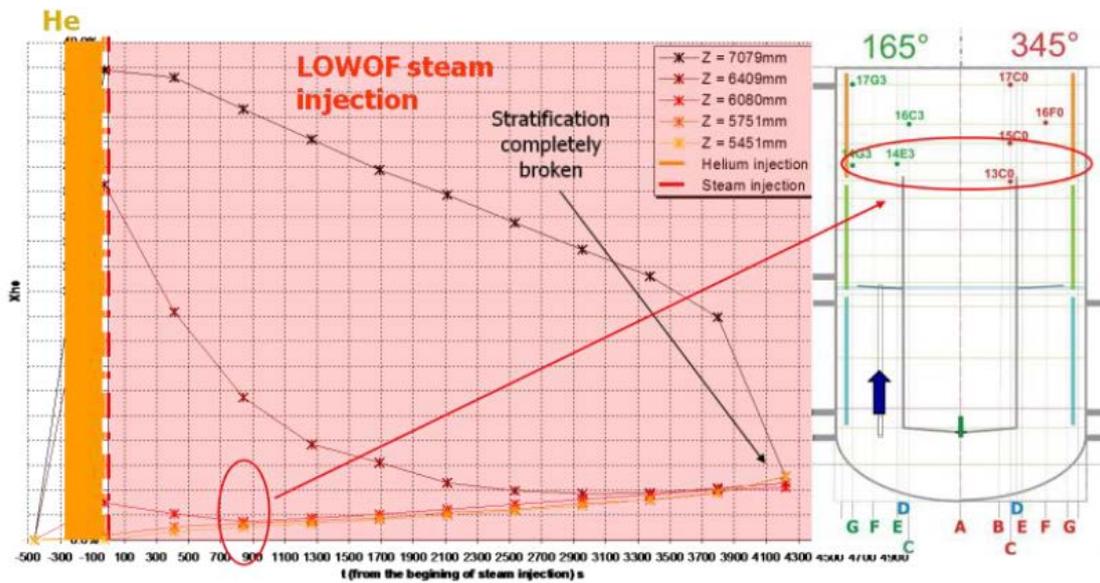


図 4.3.2-6 IMPIGS 実験でのヘリウム濃度の進展

Figure 33. Schematic of PANDA for the Spray Series Tests

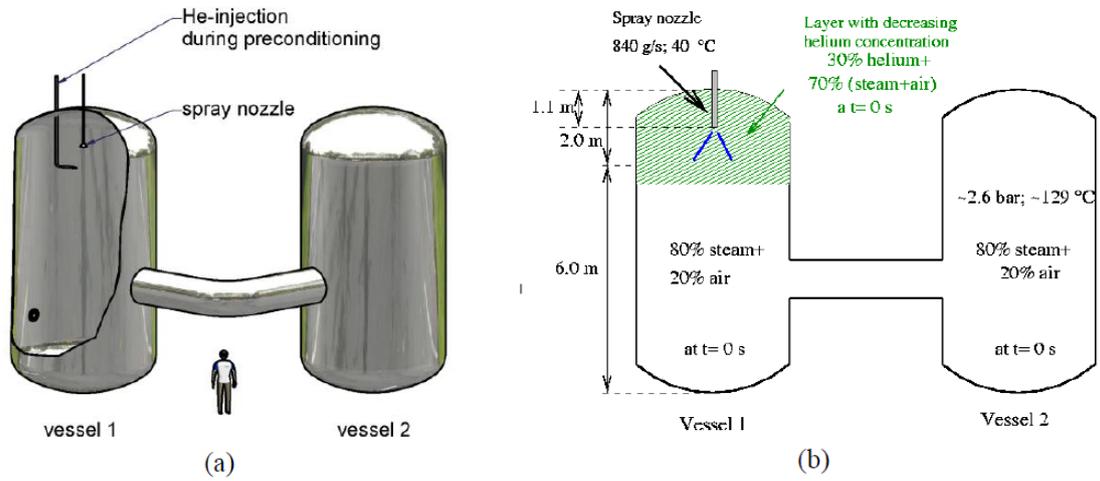


図 4.3.2-7 IMPIGS 実験でのヘリウム濃度の進展

Figure 39. SPRAY Long-Term Helium Concentration Evolution inside the Vessel

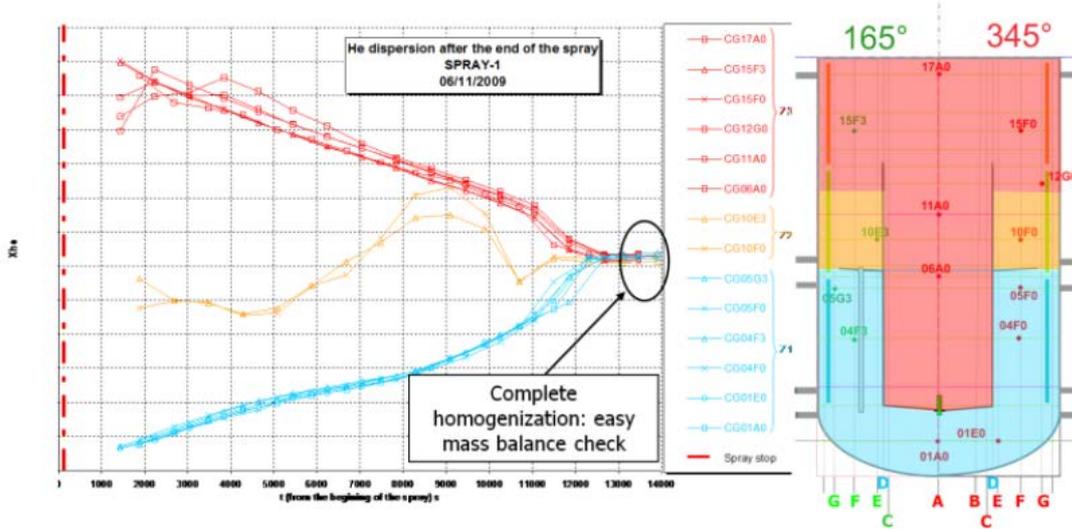


図 4.3.2-8 IMPIGS 実験でのヘリウム濃度の進展

Figure 40. Temperature Contour Map for the Test with the Cooler at the Middle Position

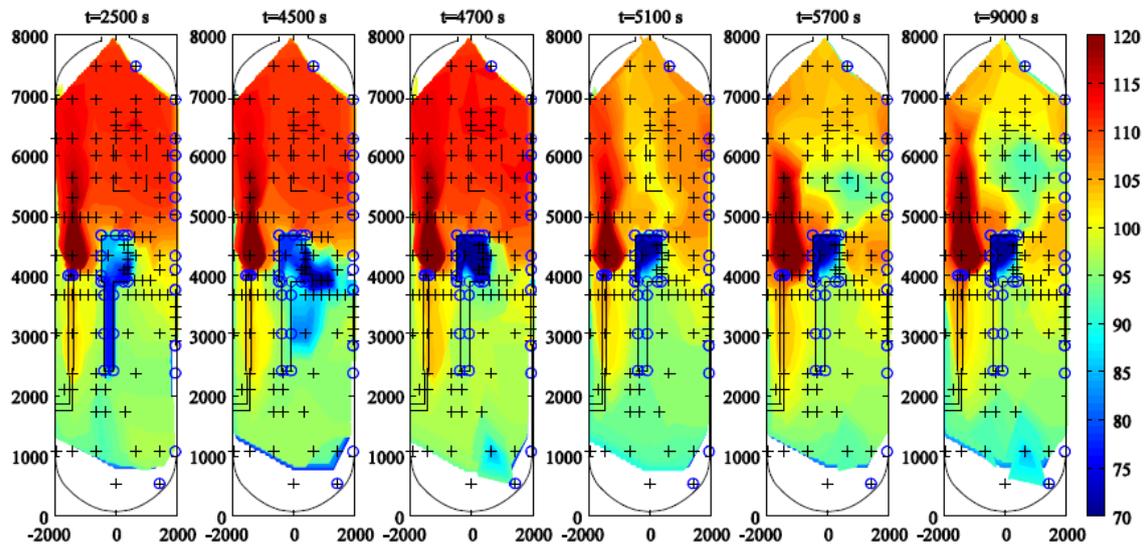


図 4.3.2-9 クーラーを中央に置いたときの温度マップ

Figure 41. Temperature Contour Map for the Test with the Cooler at the Top Position

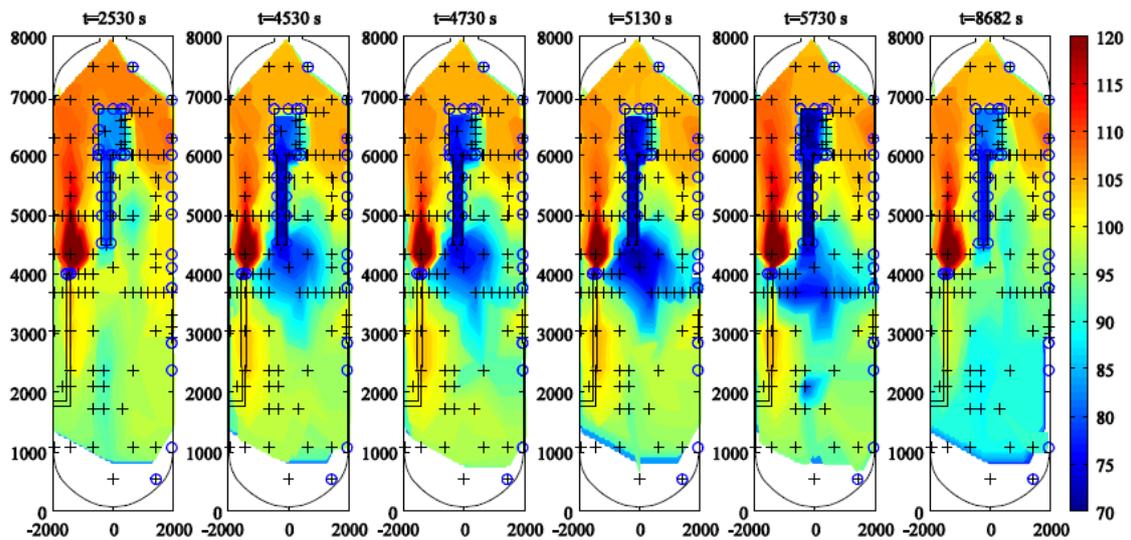


図 4.3.2-10 クーラーを上部に置いたときの温度マップ

Figure 43. Helium Concentration Evolution for Tests ST5\_1 and ST5\_2

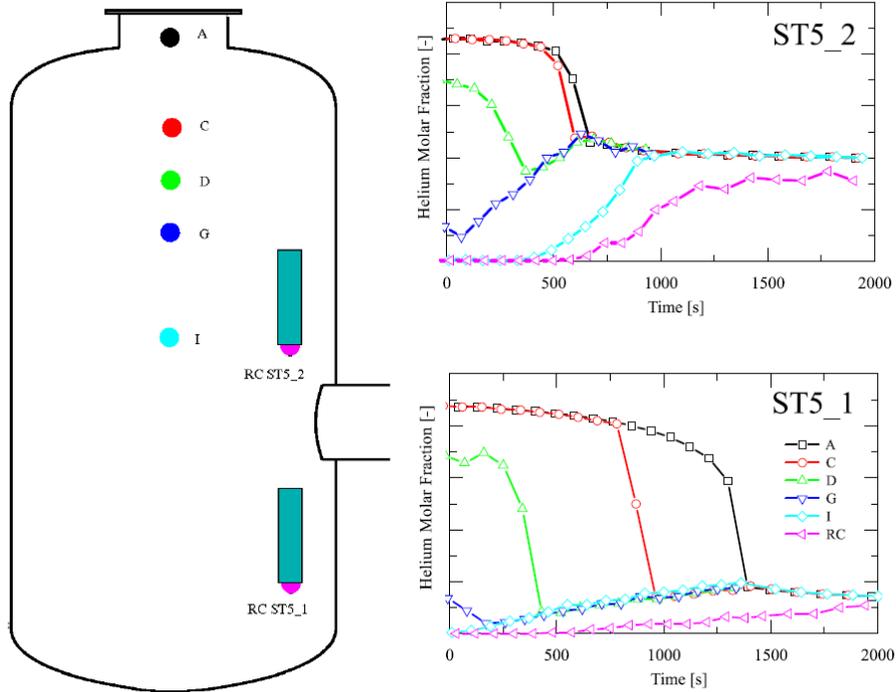


図 4.3.2-11 熱源の位置の違いによるヘリウム濃度の進展

Figure 47. NATHCO Long-Term Helium Concentration Evolution inside the Vessel

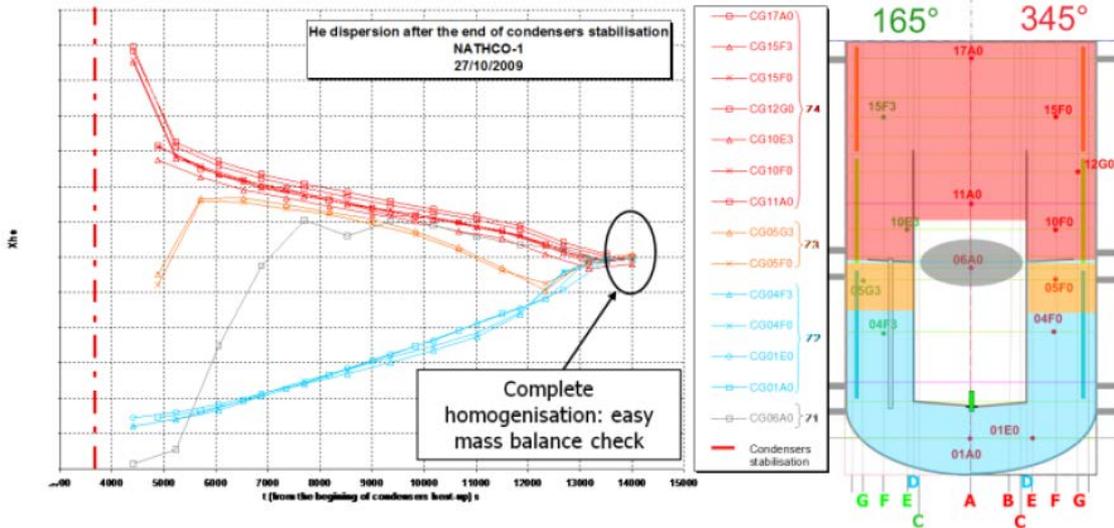


図 4.3.2-12 NATHCO 実験のヘリウム濃度の長期進展挙動

Figure 48. Classification of the Different Mitigation Means – Helium/Air Mixing Efficiency

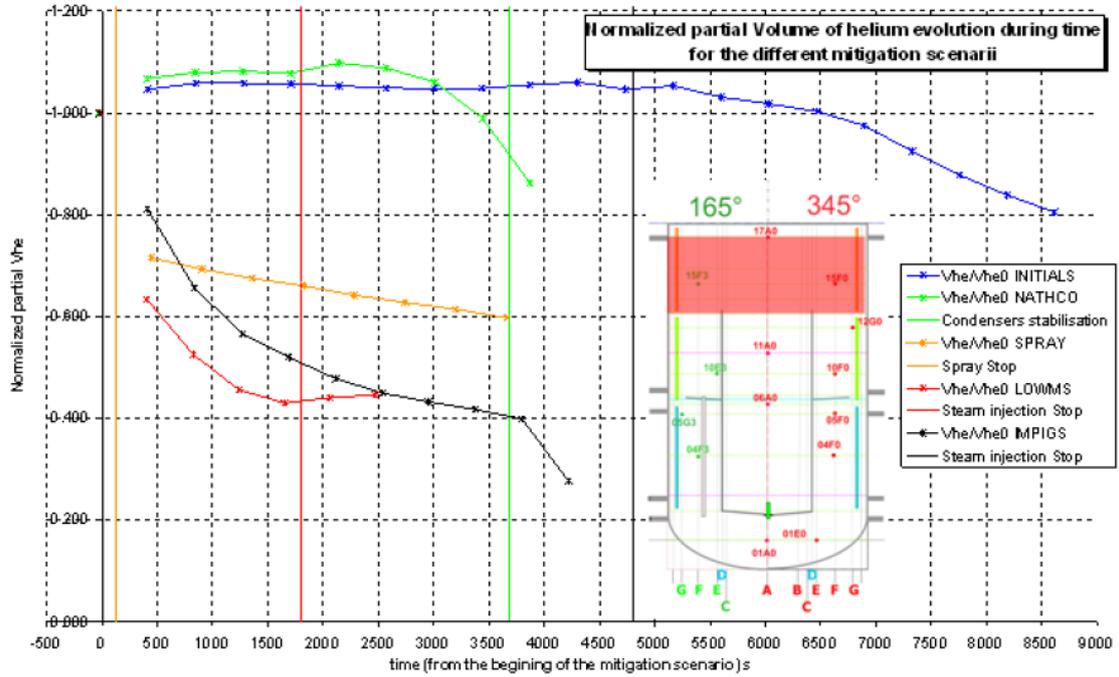


図 4.3.2-13 緩和手段のクラス分け (helium/air mixing 効率)

Figure 49. Schematic of PANDA for the Opening-Hatches Test ST6\_2

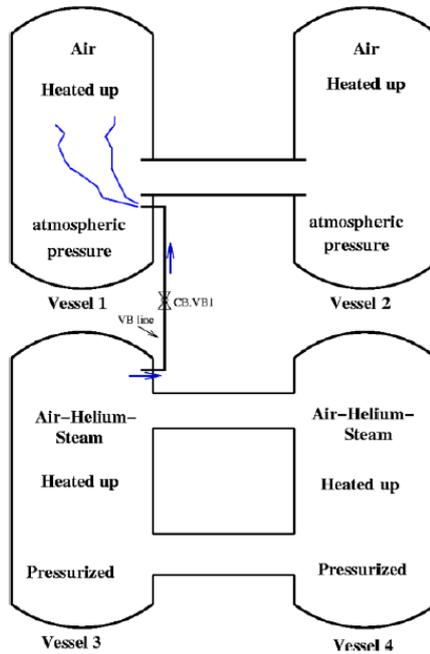


図 4.3.2-14 PANDA のハッチ開実験様子

### 4.3.3 OECD/THAI プロジェクトのレビュー

ドイツの THAI Project Part 1 (1998-2003) と Part 2 (2003-2007) を受け継いで、OECD/THAI Project として 2007-2010 に渡って実施されたプロジェクトである。本節では、最終報告書 (OECD THAI Project Hydrogen and Fission Product Issues Relevant for Containment Safety Assessment under Severe Accident Conditions Final Report; NEA/CSNI/R(2010)3) の内容を解説する。このプロジェクトでは、事故時格納容器内の熱水力挙動のほかに、ヨウ素、エアロゾル、水素挙動に焦点を絞った実験を実施している。

各実験の主な内容と主要な結果を以下にまとめる。また、図 4.3.3-1 にはこれらの実験内容を模式的に示した。

- **HM 実験**：格納容器内の流動を調査する実験に対して、水素の代わりにヘリウムが使用できることを検証した実験。集中定数系 (Lumped Parameter; LP) コードと数値流体力学 (Computed Fluid Dynamics; CFD) コードによる計算も実施し、成層化と混合の主要なプロセスを示した。
- **HD 実験**：水素の燃焼伝播実験。初期圧力、初期温度、水蒸気含有量、燃焼方向、ガス分圧分布が、水素爆燃時の圧力発達、温度発達、火炎伝播、完全燃焼に及ぼす影響を定量化。データは燃焼モデルの検証に使用された。
- **HR**：水素再結合器の再結合開始条件、再結合率、点火能力データを、雰囲気 (飽和/過熱蒸気) や初期圧力、初期温度をパラメータとしてデータ取得。
  - 再結合開始条件：初期蒸気含有量やその温度の影響はほとんどない。
  - 再結合率：初期圧力の上昇で増加。酸素欠乏で急減。
  - 点火能力：飽和蒸気含有量を増加させることで高い水素濃度でも点火可能。
  - 点火に必要な触媒温度：空気-水素-蒸気混合ガスの三角線図上では比較的狭い領域に限定される。
- **金属ヨウ素/PAR 相互作用**： $4\text{g/cm}^3$  のエアロゾル濃度雰囲気触媒温度  $800^\circ\text{C}$  という現実的な条件だとかなり量の CsI が分解し、ガス状ヨウ素が転換率 3% で生成される。この生成量は格納容器内のソースタームに匹敵する。
- **Poisoning**：PAR の毒性効果を調査。不溶性 SnO<sub>2</sub> エアロゾル、吸湿性で粘着性の LiNO<sub>3</sub>、蒸気、ヨウ素雰囲気では、PAR の効率が 50-70% に落ち込む。但しこの結果は、同じ熱水力条件で行った HR 実験 (エアロゾルやヨウ素は無い) の結果とコンパラであるため、PAR に対するエアロゾルとヨウ素の影響はさほど大きくないことがわかる。
- **Wash-down**：少し傾けた表面上に付着した CsI 粒子の wash-down 効果を調査。分～時間のオーダーの進展を観察し、移行や時間特性は水の流量と表面性状 (金属かペイントか) に依存する結果となった。低流量の時は液膜がリブレット状に形成され、完

全に洗い流せない。浅い水たまりがあると、それが CsI の移行を妨げて、そこに滞留する。

以下の各章では、上記の実験に対する主な結果をまとめる。

#### 4.3.3.1. HM 実験の結果

HM 実験では、HM-1 として、容器上部に形成したヘリウム成層の蒸気ジェットによる浸食を観察し、同境界条件で成層ガスに水素を用いた HM-2 実験と結果を比較することで、ヘリウムと水素の物性の差（密度 2:1、拡散 1:1.1、粘性 2:3、熱伝導 1:1.2、比熱 1:2.7）の影響を調査する。水素の利用を考慮して両実験とも初期雰囲気ガスは窒素に置換して行っている。

図 4.3.3-2 に成層形成及び崩壊時の容器内各高さにおけるヘリウム濃度の時間変化を表す。本 HM 実験では、ISP-47 で行った実験と同様に成層化と崩壊のプロセスを詳しく調査している。その中で最も重要なプロセスが、下部から上昇する浮力蒸気による成層浸食であり、成層境界付近では PIV による流速場計測を含めたより詳細な計測を行い、ISP-47 で見出された知見を確認している。

#### 4.3.3.2. HD 実験の結果

水素爆燃に関し、比較的大きな容器での実験を実施した。これまでの小さい装置での実験は燃焼方向が一方向に限定されたり、結果が非保守的になるなどの制限があった。大きい容器では、例えば、乱流生成が増加するなど爆燃伝播が早く、結果として容器や内部構造物への負荷が大きい可能性が予想される。実験は、初期圧力、温度、垂直温度勾配、水素濃度（均質/成層）、水蒸気濃度（均質/成層）、燃焼方向（上下）などの豊富なパラメータのもと行い、結果は ISP-49 での検証に使用された。以下に主な結果を箇条書きでまとめる。

- 火炎伝播方向の影響
  - 初期温度 140°C 以上だと、低いピーク圧力で定常的な火炎フロントが伝播し、完全燃焼となる。浮力の存在のため、伝播方向が上向きに早く下向きに遅い。
  - 上向き伝播は浮力に支えられ、早い速度で比較的低い水素濃度でも進展し、凸上の火炎表面となる。一方、下向きは伝播が遅く、火炎表面も平坦で、水素濃度 8.7vol% 以下では爆燃が起きない。これは容器が大きいことが原因である。

- 水蒸気の影響 (図 4.3.3-3) : 可燃性ガス内に 48 vol% の高濃度水蒸気がある場合、伝播方向が上向きでも下向きでも不規則な燃焼となり、乾燥した条件と比べて燃焼速度も遅くピーク圧力も低い。
- 初期雰囲気成層化している影響
  - 初期雰囲気に可燃性ガスの成層が存在する条件では、上向き燃焼の場合、燃焼過程が開始すると大規模対流が形成され、水素リッチの混合気体は水素が薄い領域に移送され、元々は非燃焼ガスだった領域が燃焼に変化する場合がある。

図 4.3.3-4 は下向き燃焼の場合の初期成層時の火炎伝播の様子を示している。上層は可燃性ガス、下層は非可燃性ガスで、この実験では下方燃焼は形成されず、火炎は上層の burnable 領域に留まった。

#### 4.3.3.3. HR 実験の結果

この実験では、様々な条件での PAR のパフォーマンスについて、(1)触媒反応 (再結合反応) の開始条件と再結合率、(2)酸素欠乏下での PAR 作動、(3)PAR による点火条件、を調査対象とした実験を実施している。また、PAR と FP の相互作用をみるために次の 2 つの実験を実施した。

- HR-31 : CsI の微粒子が PAR による加熱でガス状ヨウ素に変換される状況を調査。
- HR-32 : 高濃度エアロゾルとガス状ヨウ素雰囲気という不利な条件での PAR のパフォーマンスを調査。

これら二つの実験結果については後に別項目でまとめることとし、以下では、上記(1)~(3)についての主な結果をまとめる。

##### (1) 再結合の onset 条件と再結合率

- 飽和蒸気条件とドライ条件との比較では onset 条件に大きな差はない。
- Onset 条件を超えたところでは、再結合率は水素濃度にほぼ比例し、高圧なほど同じ水素濃度でも高い再結合率となる。蒸気の効果は小さい。

##### (2) 酸素欠乏

- 理論上、化学量比で  $O_2:H_2=1:2$  が過不足なく結合する条件だが、実際はこれに比べて驚くほどの余剰酸素が要求される。完全結合のためには最小酸素余剰係数  $\phi$  が 2~3 程度必要という結果が得られた。
- $\phi$  が小さいと、水素再結合率、PAR 効率、触媒温度のいずれも劇的に低下する。
- $\phi = 1$  ( $O_2:H_2=1:2$ ) では、水素再結合率は 50% まで低下する。

(3) PAR による点火条件：本実験は PAR による点火の危険性に対する認識を著しく改善。

- 高水素濃度で余剰酸素も十分な場合、PAR は水素-空気-蒸気雰囲気中で点火し（再現性あり）、PAR の出口開放部から水素爆燃を誘発する。
- 点火条件は PAR の触媒温度に直接関連でき、触媒温度は PAR 入口の水素濃度に依存する。
- 図 4.3.3-5 には、PAR による点火と水素濃度の関係、及び PAR 完全作動に必要な余剰酸素の関係を三相線図でまとめた。これによれば、PAR による点火が起きうる領域は比較的狭い領域に限られ、PAR 入口での酸素濃度が減るとさらにこの領域は狭くなる。この PAR による点火の重要性は将来の事故解析や PSA に導入されるべきとされている。

#### 4.3.3.3.1 HR-31 実験の結果（金属ヨウ素と PAR の相互作用）

水素と水蒸気が既に放出されている事故状況で PAR の作動を想定し、局所的には、高濃度水素（8～9 vol%）で蒸気不活性化がなされている条件を初期状態とした。この条件で PAR による水素除去を行うと触媒表面が 800℃以上になり、PAR のガス雰囲気も高温になり、そこに粒子状の浮遊した CsI や他のヨウ素粒子が混入すると揮発性のヨウ素に変換される。数%程度の低い変換率であってもガス状ヨウ素濃度を向上させることになり、格納容器内のヨウ素ソースタームに影響する可能性がある。

IRSN によって行われた類似実験 (RECI; 実験室規模の実験) では理想的条件 (温度 900℃以上、1 μm 以下の微粒子、滞留時間 0.5s 以上) で、ガス状ヨウ素への転換が 60%以上という高い値を示した。THAI 実験では、より典型的な事故条件を実験の境界条件として選択した。まず、PAR 入口で水素と蒸気濃度をそれぞれ 8vol%と 60vol%に設定し、点火を避けるために触媒温度を 800℃に制限する。CsI 粒子径はザウター平均で 0.5～0.7 μm (滞留時間は 0.15 秒) とした。その結果、実験では転換率は 1～3%程度という結果が得られている。同様の条件で実施した RECI 実験では 5%という結果であった。

#### 4.3.3.3.2 HR-32 実験の結果（PAR への毒作用）

事故の初期段階では水蒸気雰囲気中に吸湿性のエアロゾルやヨウ素が存在する。このような条件では、粒子沈着による触媒表面の面積低下と水素・酸素の再結合反応の競合過程が生じる。これを調査するために以下の条件で実験を行っている。

- 不溶性 SnO<sub>2</sub> と吸湿性 LiNO<sub>3</sub> の異なるエアロゾルを窒素キャリアガスと共に、別々のラインで容器頂部と底部から注入。両エアロゾルの濃度は 1.5～2.5 g/m<sup>3</sup> とした。
- 水素は 0.17g/s で容器内に 16 分間注入し、その後ヨウ素のエアロゾルも容器内に注入し、最後に水素注入量を 0.26g/s に増やして 44 分注入する。

この結果、PARの再結合開始が水素注入から約25分後に観察された。触媒の毒作用としてのヨウ素注入は、結果的に容器内で $0.5E-3\text{ g/m}^3$ の濃度となり、この条件でのPARの再結合効率は50~70%レンジに留まった。これは、同じ熱水力条件でエアロゾルやヨウ素が存在しない場合で酸素濃度をわずかに上昇させたHR実験の結果と同程度の結果である。Onset条件も毒作用の有無で差は無く、結局、エアロゾルやヨウ素の影響は明らかに小さいことが見出された。

#### 4.3.3.4. Aerosol wash-down 実験の結果

現行のFP移行モデルではエアロゾルのwash-down効果(洗浄効果)は考慮されていない。これを、装置幾何形状、熱水力条件、エアロゾルの種類、構造材の表面性状の影響について調査した。エアロゾルには潮解性のCsIを使用した(SnO<sub>2</sub>のような不溶性の挙動とは異なる)。図4.3.3-6が本実験時の容器内圧力トレンドで、これを使って実験手順を説明する。最初の25~24時間でCsIをキャリア空気と共に容器内に注入し、圧力を1.2bar程度に上昇させる。その後CsI注入を止めてエアロゾルが容器の表面上に沈着するのを20時間待つ。時刻ゼロにて蒸気を注入し、ここからwash-downフェーズへと移行する。

まず、蒸気注入前に容器壁に設置したクーポンを取り出して沈着量を測る。凝縮量を最大にして洗浄効果を引き出すため、注入2.5時間前から容器中部と下部の冷却を開始する。蒸気注入は14g/sで容器壁冷却と等価とし、注入蒸気が完全凝縮する条件とした。

クーポン測定により、初期に水平表面に沈着したCsI粒子は80g/m<sup>2</sup>で、これは全沈着量の89%に相当し、残り11%は垂直壁への沈着と考えられる。水平面のうちわずかに傾いた表面がwash-downの計測対象となる。流れ出る水に含まれるCsIの粒子濃度は容器内に設置したガターからの水を採取して行った。主な結果を以下にまとめる。

- 平板や水たまりからの凝縮水内のCsI濃度は、流れ出る開始直後に最大値を示す。
- その後平板から流出する水中の濃度は急激に減少し、2.5時間後には低いレベルでほぼ一定値に落ち着く。
- 水たまりからの流出水中の濃度は時間と共に徐々に低下するものの、23時間後でも結構高い値を示す。水たまりはエアロゾルの中間貯蔵として働き、wash-downによって遅れた移行となる。

これと比較するために実験室規模の実験も行った。小規模実験では、移行の特性時間はより短くなり、SUS表面では高い水流量に対しより完全な洗い流し効果が得られた。また、同一実験条件に対しては、ペイント表面の方が洗い流し効果は大きく、その差は表面上に

形成されるリブレットの形成と崩壊に関連していた。

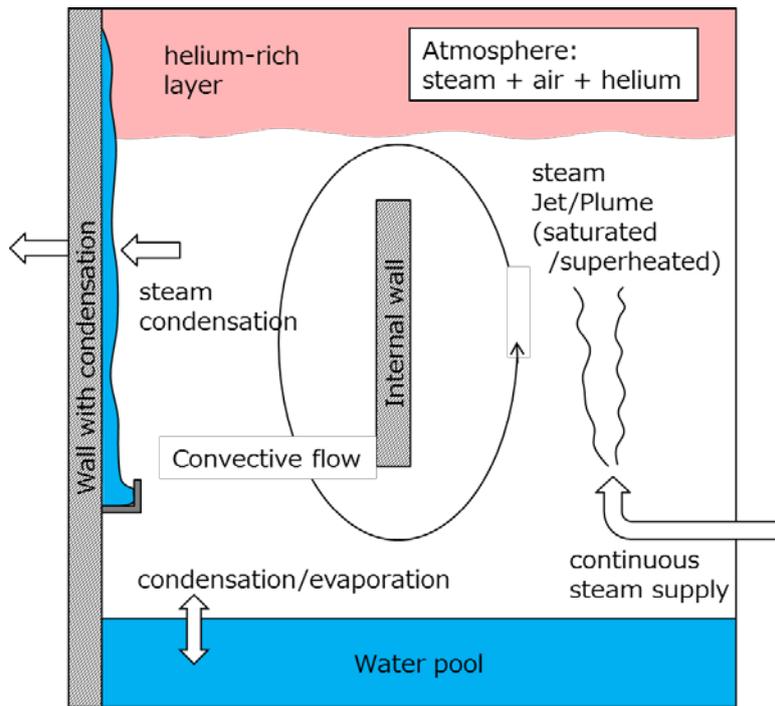


図 4.3.3-1 OECD/THAI の実験内容を表す模式図

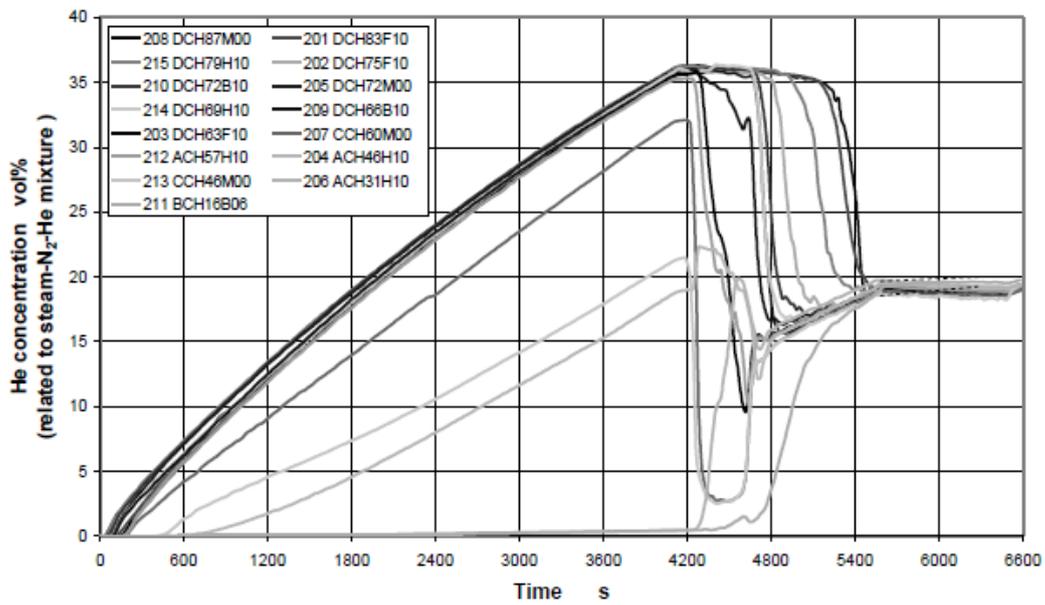


Fig. 5-1: Helium concentration transients at different elevations of the test vessel

図 4.3.3-2 HM-1 各高さでのヘリウム濃度変化の推移

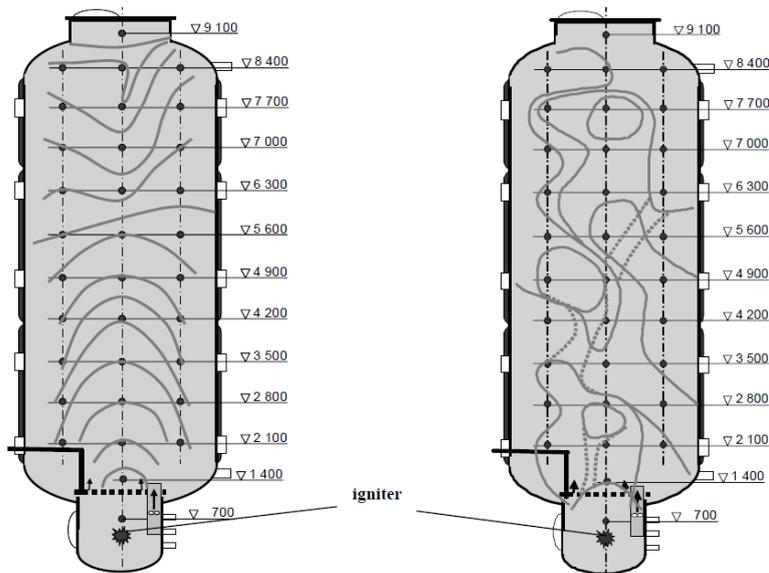


Fig. 5-2: Test without steam: Flame front propagation as isochrones

Fig. 5-3: Test with 48 vol% steam: Flame front propagation as isochrones

図 4.3.3-3 火炎伝播に対する水蒸気の影響

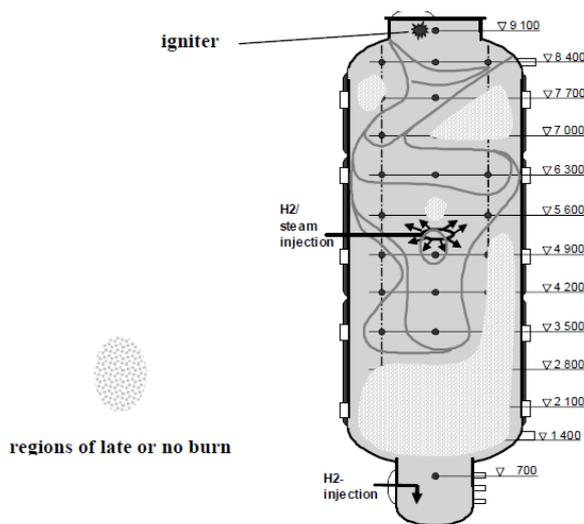


Fig. 5-4: Flame front propagation as isochrones:  
Test with lean mixture at vessel bottom; downward burn direction

図 4.3.3-4 初期雰囲気中に可燃性ガスの成層が存在する場合（図は下向き火炎伝播）

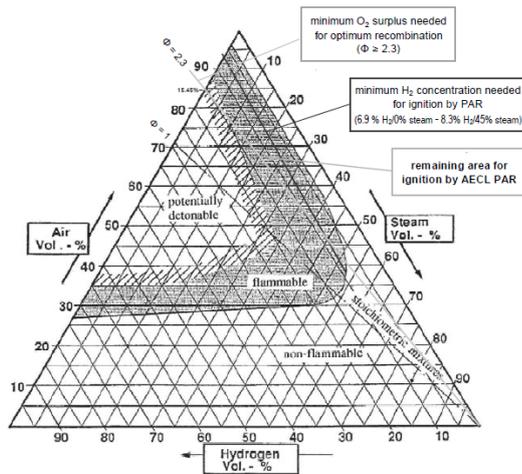


Fig. 5-5: Ternary diagram (example):  
Area of possible ignition by PAR (green shaded), resulting from HR test findings

図 4.3.3-5 HR 実験によって得られた PAR による点火可能な領域 (三角線図)

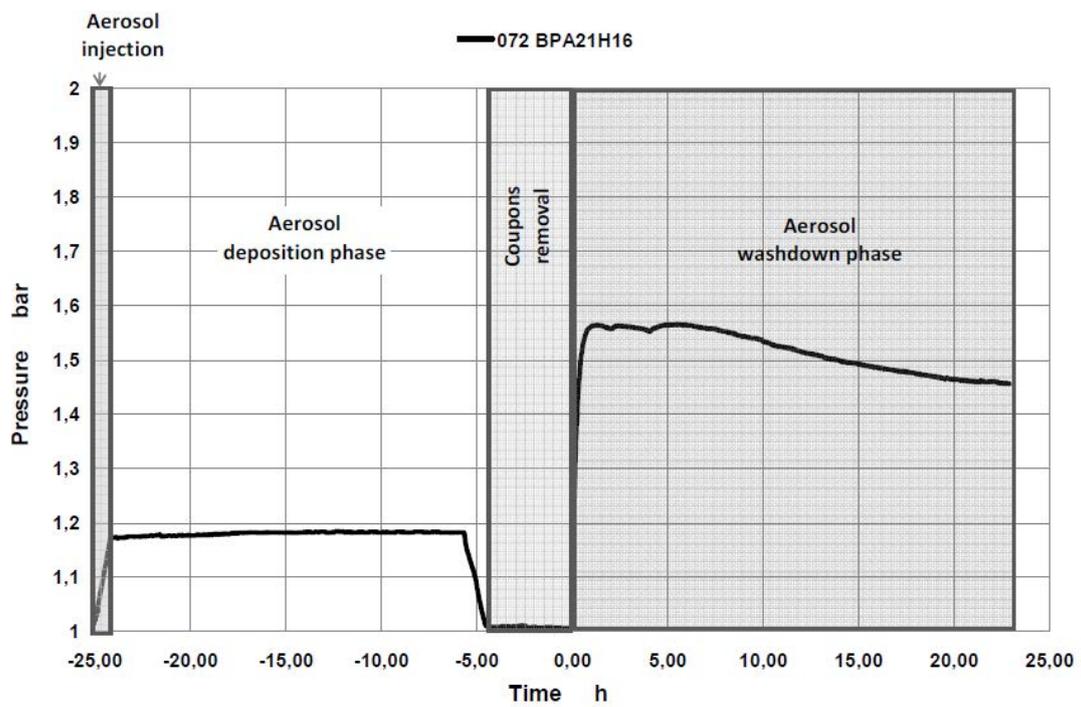


Fig. 5-7: Aerosol Wash-Down Test: Test phases

図 4.3.3-6 Aerosol wash-down 実験での圧カトレンド

#### 4.3.4 壁凝縮

本節では、格納容器中の非凝縮ガス存在下における水蒸気凝縮に関する既存研究について述べる。最初に国際標準問題 ISP-47 で行われた模擬格納容器内熱流動実験の報告書の重要な結果について述べ、次に格納容器内凝縮のレビュー論文の内容について触れる。さらにいくつかの凝縮解析の論文の内容を要約する。最後に本事業へ反映すべき事項について述べる。

##### 4.3.4.1. ISP-47 で指摘された凝縮解析に関する重要事項

国際標準問題(International Standard Problem) ISP-47 は格納容器内熱流動現象に対する集中定数コード (LP コード) および数値流体力学コード (CFD コード) の適用性の評価を目的として行われた。ここでは ISP-47 の最終報告書[1]の概要を述べるとともに、その中で指摘された壁凝縮の解析における課題についてまとめる。

- ISP47では主に2つのStepで実験が行われた。Step1はIRSNのTOSQAN、CEAのMISTRAを用いた実験に対する解析、Step2はBecker TechnologiesのThAIを用いた実験に対する解析である。
- 解析に用いられる物理モデルは、気体の状態方程式、乱流モデル、および凝縮モデルである。凝縮モデルはTagami-Uchidaのような実験相関式、もしくはChilton-Colburnのようなheat and mass transfer analogyモデル (Stefan則) が用いられ、これらの凝縮モデルと乱流を扱うための壁関数が適用された。
- Step1のMISTRA試験における壁凝縮の解析結果から、実験結果と解析結果の差のばらつきが大きく、再現性は悪かった。これらの原因として、グリッドサイズなどの数値計算により生じるものと、乱流モデル、壁凝縮、局所的な過熱などの物理モデルにより生じるものが考えられると述べられている。
- 商用CFDコードへの凝縮モデルの実装が複数の参加者によって行われたが、圧力と温度の計算結果には大きな違いが見られた。このような既存コードへのモデル実装と検証が必要であることが指摘され、またバルク凝縮のモデルを実装したCFDコードがわずかなので、さらなる凝縮モデルの改良が必要であることも述べられている。
- CFDコードに適用する凝縮モデルとして、(1)実験相関式の適用と(2)Stefan則の適用が考えられる。実験相関式は十分に発達した流れを基礎にしており、平均流の方程式に対して定式化が行われている。このため、局所の量を取り扱うCFDコードに実験相関式を適切に組み込むことは難しい。一方、Stefan則を用いる場合は適用する壁の取扱いの手法 (液膜および境界層の取扱い) に依存する。
  - Stefan 則を適用した場合、液膜の存在は多くの場合無視することができる。また、壁近傍の境界層を精度よく評価することが必要となる。このとき境界層を取扱うための手法として3つの方法が考えられる。(1)対数則分布の適用、(2)境界層を完全に

解像する方法、(3)automatic wall treatment の適用、である。格納容器内では完全発達した強制対流境界層ではなく、自然対流境界層が発達する。このため、乱流境界層における対数則が適用できない。そこで、十分細かいメッシュで境界層を解像する、もしくは automatic wall treatment によって自動で局所の壁関数を変更する方法が適用される。ISP-47 では automatic wall treatment による取扱いを推奨している。

#### 4.3.4.2. 格納容器内凝縮に関する重要事項

- この論文では、最初に液膜、ガス拡散層、バルクの流れそれぞれについて凝縮に関する現象を説明している。次に装置の形状などの影響について述べ、凝縮解析の各種モデルについて説明されている。さらに事故時のシナリオ、凝縮の実験、コードの妥当性評価が述べられている。
- 格納容器内の気体は自然循環により駆動され、自然循環は流れを3次元にする。また気体の温度成層と混合気体の濃度成層も発生する。これらの効果全てが凝縮現象に影響を与える。
- 拡散層での濃度勾配を求める方法として主に2つの手法があり、Collier-Stephanの式およびChilton-Birdの式が用いられる。MaletらのTOSQAN装置を用いた実験での検証[3]により、Chilton-Birdの式がよい結果を示した。
- 非凝縮ガスの存在は凝縮に非常に大きな影響を及ぼす。質量分率で2%程度存在した場合、純粋な蒸気に比べて熱伝達が50%程度になることが指摘されている。
- 拡散層ではサクシオン現象が発生する。サクシオンは、ガス種の方程式における付加的な対流項が存在することによる、熱・物質輸送現象の修正として表される。この項は壁面凝縮によって発生している。サクシオンの効果はheat and mass transfer analogy (HMTA)を用いて解析を行う場合、大きな影響をもつ。
- 格納容器内のバルク流れについて、凝縮モデルは流れのパターンに敏感であるため、流動様式（層流、乱流）を把握することが重要である。
- 過飽和状態では、蒸気分率が飽和温度によって規定される量よりも高い状態が発生する。Mori and Hijikataは解析的に古典的な過飽和モデルと熱力学的平衡モデルの比較を行っている[4]。平衡モデルでは、バルク蒸気中での微小液滴の形成による凝縮を考慮している。Kang and KimはMori-Hijikataのモデルを考慮して、過飽和モデルを提案した[5]。壁面温度とバルク蒸気の温度差が大きいとき（約70℃）、平衡モデルでは温度分布再現することができず、熱伝達係数（HTC）を50%程度過小評価する。一方Kang-KimのモデルではHTCを十分に予測できる。
- Kang and Kimはガス濃度に対する境界層の発達について示していないため（Kangらは解析結果を検証するための実験も行っている）、HMTAが妥当なモデルであるかどうかを検証することができない。

- ミストの主な効果はガス温度への影響であり、この値は凝縮の境界条件に強く影響を与える可能性がある。
- 凝縮計算のモデルの理論的アプローチには主に2つのグループに分けられる。1つ目は、場の方程式を解いて、現象を評価する「Integralモデル」。2つ目は、凝縮に関する基礎的なパラメータ（凝縮による流れやHTC）の方程式を個々に解く「Separateモデル」である。Integralモデル、Separateモデルともにコードに実装するためにはいくつかの問題がある。
- IntegralモデルをLPコードに実装することは実質的に不可能。これは場の方程式が局所の値を必要とするためである。SeparateモデルのLPコードへの実装も困難。これは3次元的な流れのため、LPコードの代表的な体積でバルクの値を平均化することが困難であるためである。
- CFDコードへのIntegralモデルの実装も困難。凝縮の方程式が場の方程式の定式化に依存するためである。CFDコードへのSeparateモデルの実装が、凝縮モデル実装のために一般的に行われる手法である。
- 非凝縮ガスが存在する中での壁凝縮のモデリングは実験的なものよりも理論的なものが多かった。しかし、実験相関式を用いた現象のモデリングも多くなってきている。
- 理論的な凝縮モデルをLPコード、CFDコードともに実装する場合、困難が生じる。現実的にはCFDコードへのSeparateモデルの実装が唯一可能な組み合わせである。
- 1990年代以降、新しい理論的な洞察は得られていない。ほとんどのモデルは既存のアプローチにもとづいている。

現象のモデリングに対して実験相関式の適用は優勢であるが、近年では、新しい熱水力コードでは Separate モデルの実装が始まっている。

#### 4.3.4.3. 気相単相解析による凝縮の解析

格納容器内熱流動の解析において、多くの解析では凝縮により発生する水はモデル化により取扱い、気相部分のみを解析対象としている。ここでは、気相単相解析によって凝縮を取り扱った解析について述べる。

#### 4.3.4.4. Malet らの解析[3]

- 局所熱伝達係数および凝縮による質量流束を異なる手法を用いて計算を行った。
- この論文の1つ目の目的は、解析的もしくは実験室規模の実験に対して適用される凝縮モデルが大規模体系でも適用できるのかを検証することである。実験はTOSQAN装置を用い、その結果TOSQAN装置に対しても凝縮モデルを適用できることが分かった。
- 2つ目の目的は凝縮モデルに対する各種パラメータの影響を検証することである。拡散係数は質量輸送に線形の効果をもつので非常に大きな影響をもつことが分かった。
- TOSQAN装置での凝縮実験のデータをもとにして、気液界面温度、対流熱流束、放射

熱流束等の値を評価し、非凝縮ガスのモデリングに対する仮定を構築できるようにした。

- 物質輸送のモデリングは、拡散に関する Fick 則にもとづいている。質量流束のモデルには以下に示す、Chilton-Bird の式（ここでは Chilton/Bird と呼ぶ）を用い、実験結果と比較を行った。ここで  $j$  は蒸気の質量流束、 $X$  は蒸気の質量分率である。Sh は Sherwood 数、 $D_m$  は分子拡散係数、 $L$  は凝縮壁の長さである。添字の  $o$ 、 $i$  はそれぞれバルク、界面の値であることを示す。

$$j_s^{mass} \Big|_i = \frac{Q_{cond}}{Sc} = \rho_m K_m \frac{(X_{s-o} - X_{s-i})}{1 - X_{s-i}} \quad (4.3.4-1)$$

$$K_m = \frac{Sh \cdot D_m}{L} \quad (4.3.4-2)$$

- さらに質量流束の式にはよく使われる 2 つの式があり、1 つ目は以下に示す Collier-Stephan の式（ここでは Collier/Stephan）である。

$$j_v^{mass} = \frac{Q_{cond}}{Sc} = K_m \rho_m \ln \left( \frac{1 - X_{s-i}}{1 - X_{s-o}} \right) \quad (4.3.4-3)$$

2 つ目は以下に示す Chilton-Bird の式に補正を行った式（ここでは Chilton/Bird/HMT）がある。Chilton/Bird/HMT は質量流束が大きな場合に適用するための補正を行っている。

$$\dot{K}_m = \theta \cdot K_m \quad (4.3.4-4)$$

$$\Theta = \frac{\ln(R+1)}{R} \quad (4.3.4-5)$$

$$R = \frac{X_{s-i} - X_{s-o}}{1 - X_{s-i}} \quad (4.3.4-6)$$

- Chilton/Bird、Chilton/Bird/HMT、Collier/Stephan の結果をそれぞれ比較し、モデリングの感度解析を行った。Chilton/Bird/HMT が実験との一致はよかった。Collier/Stephan は実験よりも誤差が大きいが、凝縮量を過小評価しているので安全評価コードにおいては保守的である。

#### 4.3.4.5. Houkema らの解析[6]

- シビアアクシデント時の水素のリスク評価のため、局所的な水素濃度を評価する必要がある。本論文では汎用 CFD コード CFX に対して凝縮モデルを実装し、局所のガス輸送を予測することを行った。
- オランダ NRG で開発した NRG 凝縮モデルを適用している。壁凝縮とミストの生成を考慮している。壁凝縮は蒸気の拡散を考慮することで、凝縮量をモデル化する。壁凝

縮の質量輸送係数はガスの拡散係数と壁からの距離で表される。

$$n_i = g_m \frac{x_{cell} - x_{wall}}{1 - x_{wall}} \quad (4.3.4-7)$$

$$g_m = \frac{\rho D}{y} \quad (4.3.4-8)$$

ここで $n_i$ は凝縮による質量流束、 $x$ は蒸気の質量分率、 $g_m$ が質量輸送係数である。 $D$ は拡散係数、 $y$ は壁面からセル中心までの距離である。

- 一方、ミストの質量分率を求めるために CFX の関数 Algebraic Slip Model を用いている。Algebraic Slip Model は混相流の相間の相対速度のモデルであり、スリップ速度を与える。このスリップ速度をミストの終端速度から求めることでミストの質量分率を求める。蒸気の分率が飽和時の分率以上の場合に凝縮が発生するとし、凝縮量は以下の式で与えられる。

$$R_{condensation} = k_{condensation} \cdot x_{steam} \quad (4.3.4-9)$$

気体全体の密度はミストの量を考慮して計算される。

$$\rho = \frac{MP}{RT} (1 + x_{mist}) \quad (4.3.4-10)$$

- 解析において、standard k-epsilon、low Re k-epsilon、k-omega モデルを適用した。
- 凝縮量の割合の実験結果と解析結果を比較した。無次元距離 $y^+$ （ここでは壁面と壁面隣接セルとの距離を指している）が $y^+ < 2$ ではlow Re k-epsilon、k-omegaが実験と合った。 $y^+ > 5$ では、低Re数型のモデルでは凝縮割合を過大評価した。一方、standard k-epsilonが実験とよく合うという結果が得られた。CFDの結果は $y^+ < 2$ で $y^+$ の大きさに依存しなくなることが示されている。
- 試験装置の実験解析によりvalidationを行っている。ISP47のTOSQAN、MISTRA、ThAIの実験を解析。これらの解析ではstandard k-epsilonと壁関数を使用した。
- NRGモデルにより、ThAI実験の第1、第2フェーズでは実験と合う結果が得られた。
- 乱流強度を過大評価しすぎるため、第3フェーズにおける密度成層が実験よりも早い段階で消失することが示されている。
- 成層を評価できる乱流減衰のモデルが必要で、2方程式モデルですでに開発されているが、格納容器内流動に対して適用できるか検証する必要がある。さらに改良された3方程式モデル、4方程式モデルの検証を行うことが指摘されている。

#### 4.3.4.6. Dehbi らの解析[7]

- 蒸気および非凝縮ガスが混在する中での流動を混合気体の保存式（連続の式、運動量の式、エネルギーの式）を取り扱うことで解析を行った。
- CFDコードにはANSYSのFLUENTを用い、凝縮モデルは壁面隣接セル中の生成項としてユーザー定義関数を用いて実装した。

- 本解析に対して、以下の仮定を用いている。
  - 気相は蒸気と非凝縮ガスの2成分からなる。
  - 液相は水のみからなる。
  - 気液界面では局所的な熱力学的平衡となる。
  - 膜状凝縮のみを考え、滴状凝縮は起きないものとする。
  - 液膜の熱抵抗は無視する。
- 以上の仮定から凝縮割合は冷却面に向かう蒸気の拡散量より求められる。気液界面は壁境界と一致するものとし、すべりなし条件を適用することで、以下の蒸気の凝縮を表す生成項の式が得られる。この式は連続の式の生成項となる。ここで $W_s$ は蒸気の質量分率、 $\rho$ は混合体の密度、 $D$ は物質拡散係数である。 $n$ は壁面垂直方向を表す。

$$\dot{m}'' = \frac{1}{(W_s - 1)} \rho D \frac{\partial W_s}{\partial n} \frac{A_{cellwall}}{V_{cell}} \quad (4.3.4-11)$$

- ここで得られた凝縮割合の式は凝縮量が少ないときに妥当である。凝縮量が多い場合には、サクシヨンの効果を考慮して補正を行う必要がある。ここでは以下の補正係数を適用する。添字 $i$ 、 $\infty$ はそれぞれ界面の値、バルク値であることを示している。

$$\theta_c \equiv \frac{1}{2}(1 + \theta_B) = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{\ln(1+B)}{B} \right) \quad (4.3.4-12)$$

$$B \equiv \frac{W_{s,i} - W_{s,\infty}}{1 - W_{s,i}} \quad (4.3.4-13)$$

- Uchida、Tagamiらによる熱伝達係数の実験相関式と解析結果を比較したところ、良い一致が見られた。非凝縮ガスが少ない場合には実験相関式よりも大きな値となった。
- TOSQAN装置を用いた実験解析を行った。蒸気分率、温度、軸方向速度の軸方向分布を実験と比較して、ほぼ一致する結果が得られた。
- この解析では液膜の熱抵抗を無視することを仮定しており、非凝縮ガスの分率が大きいとき（質量分率で0.1以上）に妥当である。
- 多次元での非凝縮ガス存在下における蒸気凝縮の熱伝達をCFDにより定量的に予測可能であることが示されている。

#### 4.3.4.7. Babic らの解析[8]

- この論文では、ISP-47を始めとするこれまでJSIで行われてきた汎用CFDコードCFXによるTOSQAN、ThAI装置の実験解析の結果について、総括が述べられている。
- TOSQANの定常状態の解析およびThAI実験の過渡解析をCFXを用いて行った。
- 混合気体を1成分の気体とみなして、気相単相で解析を行っている。またCFXの以下のオプションを適用した。

- compressible flow
  - 乱流モデル (標準 k-epsilon)
  - buoyant flow
  - 壁面での滑りなし条件
- 凝縮モデルには相関式を使用。壁凝縮と気相中のミスト生成を考慮。壁凝縮には Uchida の相関式を適用。壁凝縮による凝縮量は以下の式で与えられる。

$$m^0 = C_u \left( \frac{\rho_{steam}}{\rho_{nc}} \right)^{0.8} \frac{A(T - T_{wall})}{h_{lg}} \quad (4.3.4-14)$$

ここで  $C_u$  は凝縮量を決定する定数、 $A$  は凝縮面状のセル表面積、 $h_{lg}$  は潜熱である。ミスト生成には蒸気分圧と飽和圧力の差からミスト生成量を考慮するモデルを適用した。蒸気分圧が飽和圧以上のときミスト生成が発生し、その式を以下の式で与える。

$$m_B^0 = \frac{(P_{steam} - P_{sat}) V_{cell}}{(R_{steam} T_{cell}) / \Delta t_1} \quad (4.3.4-15)$$

ここで、 $V_{cell}$  はセル体積、 $R_{steam}$  は理想気体定数である。  $\Delta t_1$  はミスト発生量を決定する緩和パラメータである。

- この凝縮モデルには、バルクフローに関わる物理量が現れるので、適切なバルクフローのパラメータを設定することが問題になる。
- TOSQAN の解析において、最適な解を得るために凝縮モデルの係数を調整した。実験とほぼ一致する結果になったが、実験よりも分布を一様に計算する傾向があった。
- THAI の過渡実験解析。成層を再現できず、mixing を過大評価する結果となった。
- サイズの異なるメッシュを用いて解析を行った結果、グリッド依存性は見られなかった。
- 成層を再現できないのは standard k-epsilon を使ったためである可能性が指摘されている。
- 定常実験と過渡実験の解析で、同じようなサイズのグリッドとパラメータを使って、よい結果を得られた。安全解析を支援に対して使用可能であろうと最後に述べられている。

#### 4.3.4.8. 本事業への反映事項

ISP-47 の最終報告書では、壁凝縮モデルと乱流モデルの改良が必要であることが述べられている。壁凝縮モデルについてはこれまでに述べたように、複数のモデルが提案されているため、適用する流れ場の条件を考慮しつつ、各モデルの性能を検証・比較する必要がある。

これまで行われた CFD 解析の多くで、乱流モデルは RANS (Reynolds Averaged Numerical Simulation) モデルを用いている。RANS にはこれまでに多くのモデルが提案されているが、モデルに応じて適用可能な流れ場が異なり、流れ場に応じて適切なモデルの選択が必要であることが広く知られている。そこで壁凝縮の解析において、乱流モデルの選択の影響を検討するため、LES (Large Eddy Simulation) や DNS (Direct Numerical Simulation) 等のモデル選択による影響が少ない解析を RANS 解析と並行して行うことが必要であると考えられる。RANS 解析と LES 等の詳細解析を比較することで、適切な RANS モデルの選択や壁関数の取扱い手法に関する課題が明らかになることが期待される。

#### 4.3.5 成層浸食

本項では、格納容器内密度成層挙動の浸食・崩壊について、International Standard Problem ISP-47 on containment Thermal Hydraulic [1]とそれ以降に行われた代表的な研究の概要をまとめる。

##### 4.3.5.1. 成層浸食に関する既往研究

ISP-47 では、格納容器内熱流動挙動に関して、Computational Fluid Dynamics (CFD) および Lumped Parameter (LP) コードの予測性能評価を行っている。

解析対象は、フランス IRSN が所有する TOSQAN、フランス CEA が所有する MISTRA、ドイツ Becker Technologies が所有する ThAI という 3 つの模擬格納容器を用いて行われた実験であり、密度成層挙動解析のための主な課題が以下のようにまとめられている。

- ISP-47 で指摘された密度成層に関する課題
  - CFD コード解析に関して、乱流拡散挙動を精度よく解析する必要がある。密度成層での乱流拡散に関して、低 Re 型  $k\text{-}\epsilon$  モデルでは精度良く解析が可能だが、その乱流モデルは壁面からの第一格子点を壁座標で 1 以下に設定する必要があり、格納容器解析においては実用的ではない。さらに、成層化による乱流減衰効果を考慮する必要があり、そのためには標準  $k\text{-}\epsilon$  モデルより高次のモデルが必要となる。
  - LP コード解析に関して、精度の良い解析を保証するために、ガイドラインの整備やノーディングに関する指針を作成する必要がある。
  - 現段階で、LP コードは格納容器熱流動挙動解析のメインツールであり、CFD コードに比べると低計算コストで解析をすることができる。しかしながら、LP コードは流れ場を簡易化したモデリングで解析を行うために、潜在的限界がある。そのため、今後は LP コードをメインツールとしつつ、CFD コードの精度向上を進め、二種類のコードを両輪とするアプローチを進める必要がある。
- 成層浸食のスケージングについての考え方をレビュー：Studerら[2]は 4.3.2 節で詳細

が述べられたようにOECD/SETH2プロジェクトでの実験結果から、ジェット貫入によって生じる密度成層挙動を以下に示すような二種類のフルード数( $Fr_1$ 、 $Fr_2$ )を用いて整理している。

$$Fr_1 = \frac{U}{NL} \quad (4.3.5-1)$$

$$U = 6.2U_{inj} \frac{d_{inj}}{(z - H_{inj})} \quad (4.3.5-2)$$

$$N = \sqrt{2g \frac{(\rho_{air} - \rho_s)}{(\rho_{air} + \rho_s)H_s}} \quad (4.3.5-3)$$

$$\frac{L}{2} = 0.086(z - H_{inj}) \quad (4.3.5-4)$$

$$Fr_2 = \frac{U}{\sqrt{g((\rho_s - \rho_{air})/\rho_{air})(H_f - Z_{min})}} \quad (4.3.5-5)$$

$d_{inj}$  : injection diameter

$U_{inj}$  : injection velocity

$H_{inj}$  ; injection height

$H_0$  : Height of stratified zone

$\rho_{air}$  : density of air

$\rho_s$  ; density of stratification layer

これら二つのフルード数で整理することによりジェットが成層への貫入する深さや、広範囲な成層混合（希釈）の有無を見積ることができる。

- 商用CFDコードを用いた格納容器内成層挙動に関する解析:D. C. Visserら[3]は、4.3.3節で詳細が述べられたThAI HM-2テストに関するCFD解析を行っている。使用コードは、ANSYS社製のFluentを用いている。主に、格子解像度依存性、壁面近傍の取り扱い、乱流モデルによる予測精度の違いについて検討している。結論として、乱流モデルによる予測精度の違いが大きいと述べられている。以下に、その概要を示す。
  - 検討したモデルは、標準k-εモデル、SSTk-ωモデルおよび浮力効果を考慮したk-εモデル、k-ωモデルである。浮力効果は、乱流エネルギーの輸送方程式の生成項に(4.3.5-6)を加えたものである。

$$G_b = -g \frac{\mu_t}{\rho Pr_t} \frac{\partial \rho}{\partial y} \quad (4.3.5-6)$$

$g$  : gravitational acceleration

$\mu_t$  : turbulent viscosity

$Pr_t$  : turbulent Prandtl number

- 結果として、標準k-εモデルとSSTk-ωモデルの比較では、大きな違いがなく、浮力による乱流減衰効果を考慮することにより、解析結果が実験値と良く一致する

と述べている。

- LP コードを用いた格納容器内流動解析の実験との比較検証：アメリカ NAI が開発した発電プラント格納システムに関する汎用熱流動解析コード GOTHIC を用いて、OECD/SETH2 プロジェクトにおいてスイス PSI が所有する模擬格納容器 PANDA で行われた鉛直ジェットによる成層崩壊挙動を解析している[4]。以下にその概要を示す。
  - ▶ GOTHIC コードでジェットが注入されるベッセル(Vessel1)を 320 (平面)×57 (鉛直)で分割した、比較的粗いノーディングにより 3-D シミュレーションを行った場合、ジェットの成層貫入やグローバルな混合の様子を再現できず、混合に要する時間を過大の評価する結論が得られた。
- 一方、Vessel1 を 53(水平)×152(鉛直)と比較的細かく解像した 2-D シミュレーションでは実験結果を良く再現することに成功している。

#### 4.3.5.2. 本事業への反映

大型格納容器に CFD 解析を適用する際、計算資源の関係から RANS 解析を選択せざるを得ない。そのため、既往研究では RANS 解析による検討が多く行われている。しかし、より詳細な物理現象を理解し、モデル化を行うためには、莫大な計算資源が必要になるが LES(Large-eddy simulation)による詳細解析などを行い、実験結果に続く「第二のデータベース」として RANS モデルや LP コードの精度向上に役立てる必要がある。もちろん、LES の結果は、実験結果との整合性を十分に検討することが必要である。

#### 4.3.6 プールスクラビング

OECD/NEA/CSNI が 2009 年にまとめた STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS (以下、エアロゾル研究の現状報告書と呼ぶ。)と題するレポート [1]を主に、参照し、従来のプールスクラビングに関する研究の概要とともに、従来研究を踏まえた本研究への反映内容についてまとめる。なお、ここでは、エアロゾルのスクラビングについてのみ検討し、よう素等の気体状の放射性物質のスクラビングについては触れない。

##### 4.3.6.1. エアロゾル研究の現状報告書の概要

このレポートでは、プールスクラビングの評価が重要となるシナリオ、重要な素過程、従来の実験データベースについて簡単に触れた後、未解決の問題と今後の研究に係る推奨をまとめている。

事故解析で重要となるシナリオとしては、PWR については、炉心損傷後、圧力逃し弁から蒸気等が放出される時に加圧器に水位が存在する場合のスクラビングや、蒸気発生器(SG)伝熱管が損傷した後の SG 二次側でのスクラビングの評価がソースタームに関連して

重要としている。BWR に関しては、格納容器圧力抑制室でのプールスクラビングが格納容器ベントと関連し重要としている。又、PWR 及び BWR ともに、溶融燃料コンクリート反応(MCCI)が発生した後に冷却水が注入された場合の冷却水によるスクラビングが重要としている。

プールスクラビングの素過程は、一般に、注入領域、気泡上昇領域、水面領域でのスクラビング過程の三つに分けられる (図 4.3.6-1 参照)。注入ノズル口近傍の注入領域では、ノズル口径と注入口での気相速度に基づくウェーバーWe数を用いて、 $10^5$ 以下では比較的大きな口径の気泡 (大気泡) が、また、 $10^5$ 以上ではジェット形状の気相領域が生じるとしている。気泡上昇領域は、ノズル付近の大気泡やジェットが注入口から離れるとともに分裂し生成される小さな気泡群が上昇する領域に相当する。気泡上昇領域では、気泡内のエアロゾルは、気泡内気相流中の拡散、重力、慣性等の効果により液面に衝突することにより除染される。また、気泡の上昇とともに圧力が低下し、気泡径が増大した後、分裂する場合の挙動が除染効果に影響するとしている。水面付近では、気泡は水面を局所的に持ち上げ、泡がはじける際に、非常に小さな液滴を発生し、そのように生成された液状のエアロゾルがソースタームに影響する場合があるとしている。

従来の実験データ及び解析コードとして以下のものがあるとしている。解析コードは主に 1980 年代後半に開発されており、90 年代に新たに得られた実験データベースや知見は、コードにほとんど反映されていないことが指摘されている。新たに得られた重要な知見の例として、飽和状態での気泡生成過程における除染効果が、コードで予測される値よりかなり大きくなることが挙げられている。

(実験データベース：実施機関またはプロジェクト名と作成年度)

UKAEA (1966)

GE (1982)

EPRI (1986-91)

JAERI (1987)

POSEIDON (1987)

ACE (1992)

LACE Espafia (1992)

SPARTA (1992)

CIEMAT (1996)

POSIDEON-II (1998)

(解析コード)

SPARC90 (MELCOR で使用)

## BUSCA SUPRA

最新の研究成果として、1) 大気泡やジェットから気泡群が生成される時の除染効果の重要性、2) いくつかのコードで使用されるモデルの間で予測結果に大きな違いがあること、3) ほとんど飽和した高温水の場合でも除染係数は1よりはるかに大きい等が挙げられている。

今後の課題としては、1) 主に1980年代に開発された SPARC90、BUSCA、SUPRA のコードは、90年代以降、大きくは改訂されておらず、計算結果は、コード間でかなり異なる。2) これらのコードで使用されているモデルにおいて重要な流動現象（ジェット注入、大口径気泡の分裂、チャーン流、気泡の振動・変形の効果等）は考慮されていないか、非常に限定的な実験式で考慮されている。3) プールスクラビングは、リスク評価等の安全解析においてその効果を含めて検討されていることから、一般に良く研究されていると考えられている。しかし、事故時の広い条件で解析手法の妥当性を系統的に評価するための実験データベースは十分ではない。特に、従来ほとんど研究されていない現象には、気泡生成の際の除染効果、気泡形成後の合体や分裂、水中の構造物の影響等がある。

### 4.3.6.2. その他の研究

Kaneko 等は、プールスクラビング実験を実施し、得られた結果を相関式の形でまとめている[2]。彼らを使用した試験部は直径1m高さ5mのタンクで、その底部より下向き、上向き、BWRのクエンチャー模擬形状の3種類のノズルを用いて、気相とエアロゾルの混合物を吹き込み、入口と出口のエアロゾル量の差から除染係数を求めている。エアロゾルとしてはLATEXもしくはCsIを用い、その径は0.2から1.1 $\mu\text{m}$ である。試験部の水温は20°Cから110°Cで飽和の場合も含んでいる。ガス温度は20°Cから300°C、水深は最大3.8m、圧力は最大5atgであった。実験結果より、除染係数を圧力、水温、エアロゾル口径、水深の関数として表す相関式を作成するとともに、飽和状態では、SPARCコードで計算される除染係数より実験値がかなり大きいこと等を示した。

福島第一事故後に開始された研究計画の一つとしてPASSAM計画がある[3]。本計画は、ソースタームの除染によるシビアアクシデントの影響緩和を対象し、影響緩和手法の高度化もしくは除染のための革新的な機器の検討を行うことを目的としている。フランスのIRSNが調整機関となり、EUの研究機関や産業界が参加し2013年から研究が開始している。この計画の中で行われる予定の種々の研究の中で、スイスのPSIは、プールスクラビングに関する従来データが大きくばらついており補完的な実験が必要とし、プールスクラビングに関する実験を実施する計画である。この計画では、エアロゾル粒径分布を高い精

度で制御し、プール内での構造物の影響、有機よう素の除染、よう素の長期的な安定性に関する研究を行うとしている。また、この計画では、湿式と乾式のフィルタ付ベントに関する研究も AREVA が中心となって行うとしている。

#### 4.3.6.3. 本研究への反映

上記レポートでまとめられているように、プールスクラビングの現象は良く研究されていると思われがちであるが、事故時の幅広い条件を考えると、系統的な評価はなされておらず、ジェットから気泡が生成される際の除染や、チャーン流の影響が良く検討されていないと考えられる。これを踏まえ、本研究では、二相流挙動の基礎的な実験及び解析検討をまず行ない、次にエアロゾルの除染に着目した検討を実施する。また、格納容器ベントの作動により生じる減圧沸騰の効果については、従来、研究されていないことから、その除染への影響を検討することも重要と考えら。さらに、このような基礎的な検討を踏まえ、必要に応じて、現在電気事業者が設置を検討している湿式のフィルター付きベントについても、基本現象に着目し検討することにする。

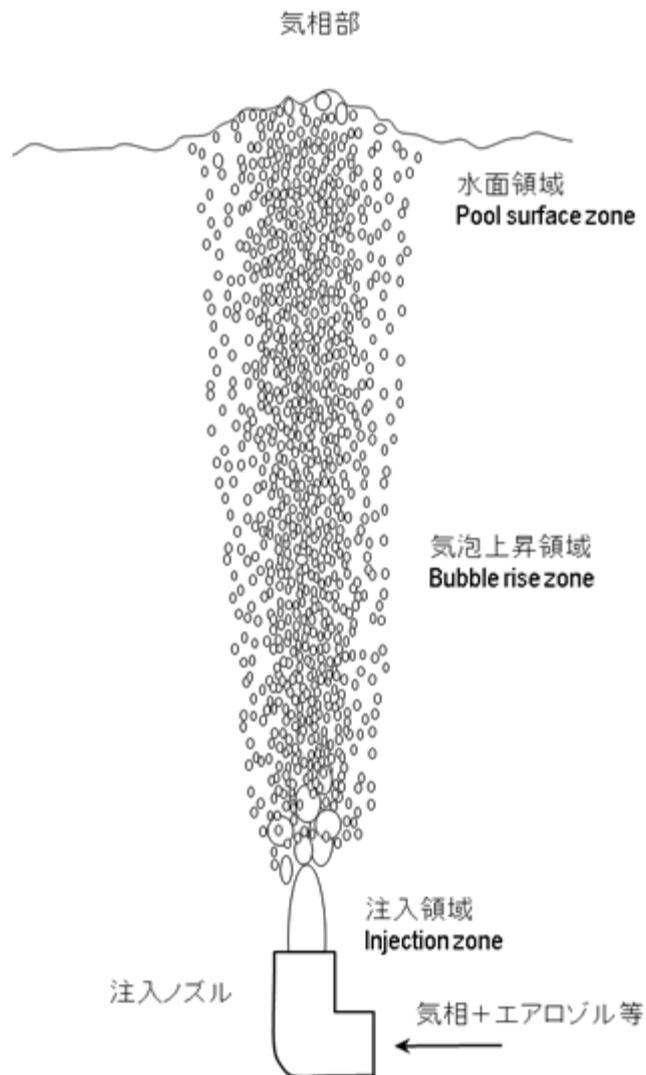


図 4.3.6-1 プールスクラビング時の流動挙動

#### 4.4. 大型格納容器実験装置のスケーリング検討

大型格納容器実験装置の設計に関連して、シビアアクシデント時に生じる格納容器内の様々な現象に対するスケーリングの考察を行った。大型容器の高さ、体積、熱出力は、Zuber(1991)による階層二段スケーリング解析(hierarchical two-tiered analysis; H2TA)に基づいて最適選択するのが伝統的方法とされている。これは実機を主要サブシステムに分割し、各サブシステムには事故フェーズに応じた現象が関連づけられ、各幾何形状内において保存則と移行過程によって支配される場の方程式(長さや時間スケールで特徴づけられる)が適用されることで、装置とのスケーリング(縮尺)を検討しており、格納容器に対しては Peterson (1994)によって具体的手法が提案された[1]。ここでは Peterson ら(1994, 1998)による解析[1,2]、Brown(1999)による AP600 炉を対象とした解析[3]、Studer ら(2012)による最近のスケーリング即の提案[4]に基づいて、本事業で製作する大型装置のスケーリング解析結果をまとめる。

##### 4.4.1 強制対流ジェット

強制対流ジェットと周囲流体との混合を対象に、ジェット流速を代表速度として、ジェットの内外側で mass、momentum、energy の保存式を連立して解き、エントレインメント速度  $u$  とジェット体積流速  $Q_0$  の比で決まる無次元数

$$\Pi_{bj} = \frac{un\pi d^2 H}{Q_0} \quad (4.4.1-1)$$

が現象を支配するパラメータと同定し( $n$  はジェットの本数)、これが装置の幾何形状因子によって次のように決定されるとしている。

$$\Pi_{bj} = \frac{4\sqrt{2}}{\sqrt{\pi}} \alpha_t \frac{H}{d} \quad (4.4.1-2)$$

ここで、 $\alpha_t$  は Taylor のジェットエントレインメント定数、 $H$ 、 $d$  はジェットの高さとジェットノズル径である。ジェットの慣性が弱く浮力プルームとして扱える場合は、ジェット流速を重力と周囲流体との密度差で決まる浮力に置き換えて次式を提案している。

$$\Pi_{bj} = \left(\frac{\pi}{4}\right)^{2/3} \frac{5k}{3} Ri^{1/3} z_+^{2/3} \left(\frac{H_{sf}}{d_{bj}}\right)^{5/3} \quad (4.4.1-3)$$

$k$  はプルームエントレインメント係数、 $Ri$  は浮力 Richardson 数、 $z_+ = z/H$  プルームの放出ノズルからの高さである。プルームの場合、エントレインメント量が高さ  $z_+$  によって変化していくところ特徴である。ジェットからプルームへの遷移はノズルからの高さを無次元数で表して以下としている。

$$z_+^{tr} = \left(\frac{\pi}{4}\right)^{3/2} Ri^{-1/2} \frac{d}{H} \quad (4.4.1-4)$$

##### 4.4.2 SC プール内ガス放出

SC のプール内へのガス放出については、ガスジェットの体積流量  $Q_m$  を代表速度として次の二相 Richardson 数を用いることで相似則が成り立つとしている。

$$Ri = \frac{g\pi^2 d^5}{16x_g^2 Q_m^2} \quad (4.4.1-5)$$

$x_g$ はガスモル分率である。

#### 4.4.3 格納容器自然循環

格納容器壁での冷却による蒸気凝縮と液膜の流下に対しては、基本的にジェットの間接冷却の考え方と同様であり、壁での境界層厚さを代表長さとし、境界層へのエントレインメントを Jaluria-Cooper(1989)のモデルを採用することで以下の無次元式を提案している。

$$\Pi_{bl} = 0.1176p_+ \frac{v\sqrt{4\pi V/H}}{Q_0} z_+^{1/5} Pr^{-8/15} [1 + 0.494Pr^{2/3}]^{-2/5} \sum_j \Delta p_{+,j} Gr_{H,j}^{2/5} \quad (4.4.1-6)$$

$Pr$ 、 $Gr$ は蒸気物性値とその冷却で決まる Prandtl 数と Grashof 数、 $p_+$ は容器体積と高さで規格化される容器の無次元濡れ縁長さである。

#### 4.4.4 検討結果

以上のスケーリング則について、スクラム約 1 時間後の崩壊熱で決まる蒸気流量をベースに実機と計画されている大型装置に対する計算結果の比を表 4.4.4-1 に示した。同表には、格納容器の加圧や外壁冷却の評価に必要な、容器体積、表面積、蒸気源熱出力の比も比較した。異なる現象に対する複数の無次元数をひとつの装置で全て合わせることは不可能だが、格納容器寸法のスケールダウンに対し、ジェット径やボイラー熱出力等を適切に選択することによって両者の比をおおよそ 1.0 付近に収束させることは可能であることがわかる。これらの評価は代表値に何を選定するか(例えば崩壊熱レベルをどこで取るか)で値は変化し、現象によっても代表値は異なるため、ここでの評価はひとつの目安ではあるものの、装置全体を設計する上で参考の一つとして考慮した。

近年ではOECDプロジェクトを通じて容器内に形成される水素密度成層の蒸気ジェットによる崩壊挙動に対する詳細な知見が蓄積されつつあり、Studer(2012)らによって、interaction Froude numberとsecond Froude numberという二つの無次元数が提案され、水素移行が分子拡散混合支配と希釈支配、およびそれらの中間条件における複合効果として整理されている。但し、初期条件パラメータのみで算出したFroude数では水素浸食の時間変化過程をうまく説明できないため、成層初期体積とジェット体積流量で定義される特性時間( $t_{air}$ )で経過時間を規格化するという評価も行っている。この場合、 $Fr > 1$  付近の中間領域を除いて、局所濃度変化のトレンドがよく一致するが、 $Fr$ 数の中間領域では現象は複雑となり、規格化に使用できる単一の特性時間を導くことはできないと結論付けられており、この領域での希釈過程の支配因子を特定するために詳細なCFD解析が重要と指摘されている。

表 4.4.4-1 スケーリングパラメータ検討結果

		Prototype (drywell)	Scaled test facility	Ratio (scaled/proto)
Parameter				
Height	m	31.3	10.0	0.319
Volume	m <sup>3</sup>	3770.0	49.1	0.013
Diameter(upper cylinder)	m	10.9	2.5	0.229
Decay heat (after 0.1day)	MW	19.6	1.0	0.051
Local phenomena (nondimensional number)				
Forced jet		11.617	13.827	1.190
Buoyant plume	-	59.707	87.984	1.474
Transition frm jet to plume	-	1.5835	1.1495	0.726
SC pool	-	0.7445	0.3435	0.461
Wall boundary layer	-	133.26	139.71	1.048
Overall phenomena				
Power-to-Volume	MW/m <sup>3</sup>	0.005	0.020	3.925
Area-to-Volume	1/m	0.405	1.700	4.200
Power-to-Area	MW/m <sup>2</sup>	0.013	0.012	0.934

## 4.5. 計測検討

### 4.5.1 ガス濃度分析システム

混合ガスのガス濃度計測は Hiden Analytical 社の QIC Biostream Multistream Gas Analysis System (Auban et al., 2003) [1, 2]を採用する。このシステムは四重極質量分析計 (quadrupole mass spectrometer; QMS) と約 40ch の回転式切り替えバルブ (マルチストリームバルブと呼ばれる) を組み合わせたシステムで、複数の細径管を用いて計測対象ガスを試験部から吸引し、このうちの 1 チャンネルをバルブの切り替えにより QMS へ移送する構造となっている。このとき、細径管約 40 本が全て回転式切り替えバルブに接続され、マルチストリームバルブ内は真空ポンプにて約 40kPa-abs 程度の負圧に保たれることで、全チャンネルに対して強制的かつ連続的にガス吸引が行われる。回転式切り替えバルブと QMS は隣接して置かれ、ガラス管 (quartz inlet capillary; QIC) により接続されている。この間は高真空状態であるため、配管材料からの揮発が生じないように QIC が使用されるなどの配慮がなされている。

本システムでは、サンプリング計測点から分析計までガスが移動することによる遅れはあるものの、切り替えバルブまでは細径管全チャンネルが敷設されており、かつ常に吸引し続けているため、切り替えによるガスパージは切り替えバルブから QMS までの短い距離のみ必要なだけである。また、QMS へ入る手前までに混合ガスが約 300Pa 程度の高い真空状態に吸引されるので、ガスの移流やパージにかかる時間も短い。市販の通常の QMS も分析装置内で超高真空に保たれるが、分析装置の手前でこのような高い負圧状態を保てる機種は少ない。これにより、サンプリングガスの移流、バルブ切り替え、管内パージを含めて 1 チャンネルの計測にかかる時間は 1 分以内程度とされている。

本年度は上述の Biostream を組み込んだ校正ループを製作した。ループの概略を図 4.5.1-1 に示す。空気及びヘリウムを既設のコンプレッサー及びガスボンベから供給し、それぞれの流量をマスフローコントローラ (MFC) で制御して加湿器に送る。加湿器は温度設定された水プールで、ここに混合ガスを通すことにより、プール温度で決まる飽和蒸気圧まで加湿する。加湿器は金属製の容器外側から加熱することで熱容量を持たせた。生成された飽和蒸気を含む混合ガスが配管内で結露しないように、これより下流の配管及び容器には全て飽和温度以上に過熱するためのヒータを設置してある。以上より、非凝縮ガスと蒸気の濃度が既知の校正用ガスを作ることができる。

校正ガスは下流の円筒試験容器にて所望の圧力まで加圧され、下流の各種計測器へ細管でのサンプリングにより一定流量でガスを供給する。容器内の圧力を一定に保てるように背圧弁を設置し、不用なガスは背圧弁の下流へ排気することとした。

吸引するサンプリングラインは上流のタンク圧力に影響を与えないように内径 1mm 以下の毛管を利用し、マルチストリームバルブへつなぎ込む。また、校正と応答速度の検証を兼ねて、加湿前のガスラインから 3 系統（ヘリウム 0%、100%、MFC による調節）をつなぎ込む。本システムでは、先述したように、マルチストリームバルブ及びその下流の QMS 入口で高い負圧状態での使用を前提としているため、計測対象の試験容器が大気圧付近の低圧でも吸引可能となる利点がある。

本システムには QMS での分析に加えて、露点計 (dew-point meter; DPM) 及び熱伝導率計 (thermal conductivity detector; TCD) も採用し、QMS 以外の計測の多様性と実現可能性を検証する。DPM や TCD は THAI 装置でのガス濃度計測にも採用されている[3]。円筒試験部からの混合ガスを減圧弁及び流量調節弁にて一定流量に制御して DPM に送り、露点を計測した後には含有水蒸気を除湿器にて全て凝縮除去し、最終的に TCD にて残された空気とヘリウムの濃度組成を測定する。

本装置で採用した DPM は Michell S8000 の鏡面冷却式露点計と呼ばれるもので、蒸気を含む過熱されたガスを鏡面に当て、鏡の表面が結露する温度点を鏡裏面のヒータ及び冷却素子によって温度制御することで見つけ出す。結露の判定は鏡面への光の反射で判断している。このようにして露点を計測することで混合ガスの蒸気分圧を知ることができる。本センサーは露点計測精度が $\pm 1^{\circ}\text{C}$ と高く、 $90^{\circ}\text{C}$ までの高温ガスの露点計測にも適用できるところに特徴がある。

TCD は、ヘリウムや水素の高い温度伝導率を利用し、混合ガスの熱的な物性値を計測することで空気中に混合するヘリウムや水素の濃度を計測する。このため基準ガスによる校正が必要で、試験装置においても、TCD へ繋がるラインには供給ガスボンベから直結するラインを設けている。

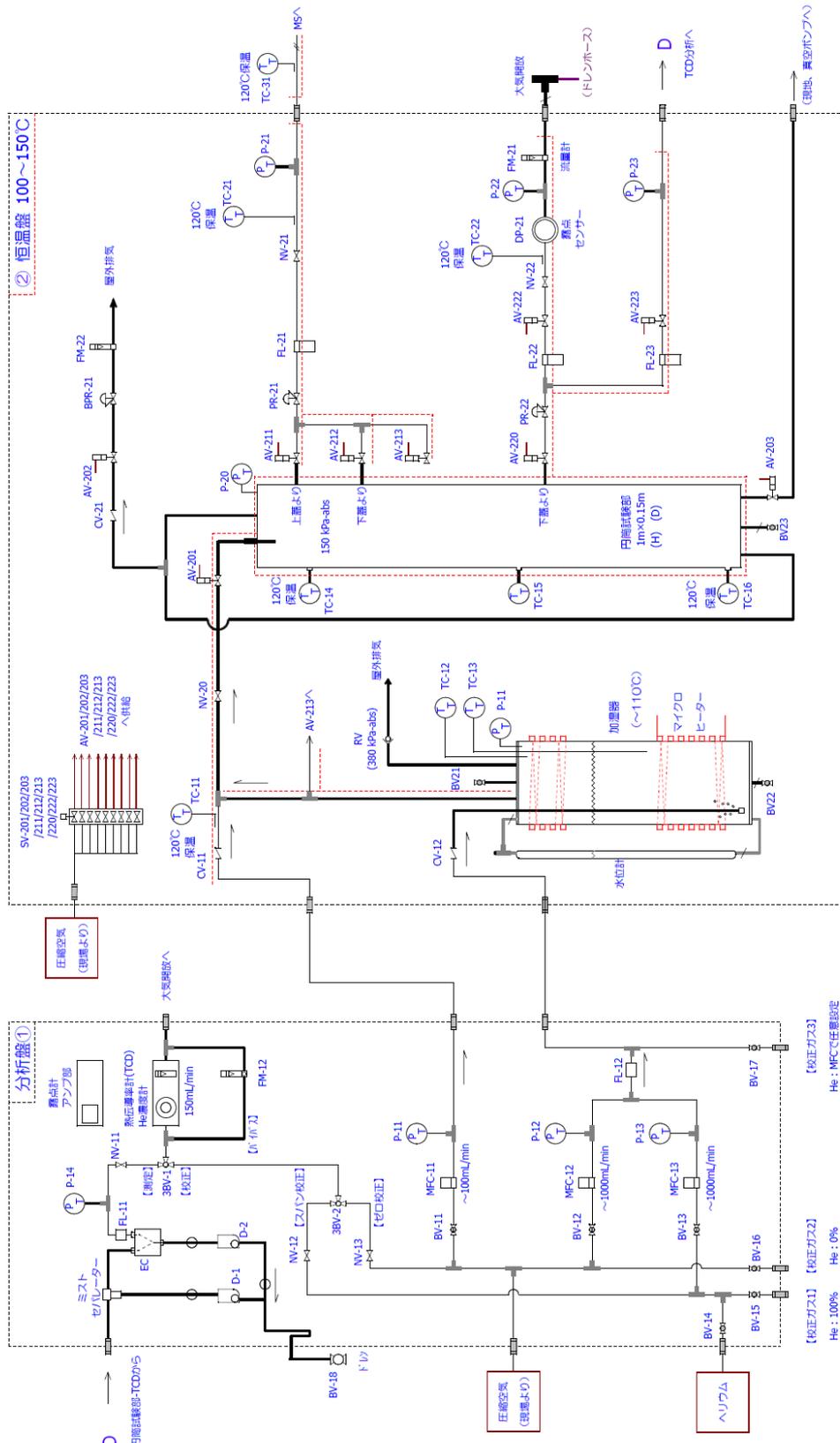


図 4.5.1-1 ガス濃度計測用校正ループの概略図

## 4.6. 解析手法の検討

### 4.6.1 概要

第1章及び2章で述べたように、本研究では解析コード自体の開発は行わずコード解析用のモデルの検証や開発を行う。解析モデルを検討するには、モデルを計算するための入力データとして局所的な圧力、温度、速度、ボイド率等の情報が必要であり、実験データからだけではこのようなデータを得ることが困難な場合があるため、解析コードを使用しつつ個々のモデルを検討する場合が多くある。将来的には、この目的の検討のためには国産コードの使用を優先するが、現状では何がしかの道具としてのコードが必要である。

従来、この目的の検討のためには、当研究グループでは、LPコードに関しては、主にRELAP5コード、CFDコードに関しては、FLUENT等の既存コードを使用してきた。しかし、モデル評価用のコードとしてRELAP5コードを見る場合、そのソースコードは現在の技術水準から見て機能の劣る古い計算言語で書かれていることから、内容の理解や改造が困難という問題がある。

そこで、より使いやすい解析環境を検討する観点から、改造が原理的に容易な計算アルゴリズムに基づくOpenFOAMコードを用いて、LPコード及びCFDコード用モデルの検討のための解析コード（ソルバー）<sup>3</sup>を検討する。ここでOpenFOAMはOpenFOAM foundationにより管理されるオープンソースコードであり、当研究グループにおいて、CFD解析の検討にした実績がある。

### 4.6.2 OpenFOAMコード

本検討で用いるOpenFOAMコードは、3次元非構造メッシュに基づく流体力学解析CFDコードで、OpenFOAM foundationにより管理されるオープンソースコードである。80年代より開発が開始され、世界中に多くのユーザーが存在し、本コードを用いて多くの論文が作成されている。

このコードは、有限体積法に基づく多くの基本的な数値解法機能を有しており、計算言語としてC++が用いられている。コーディングに際しては、C++が有するオブジェクト指向やクラスclassの階層構造等の言語機能が効果的に使用されている。ここでクラスは、変数と関数で構成されるプログラムの単位であり、これをもとに、オブジェクトobjectを生成する。クラス継承の機能を用いてより基本的クラスからより複雑な機能を有するクラスを作成することにより、機能やデータ保持に関して階層構造を有することが可能である。また、名前空間name spaceを階層的に設定することにより変数や関数名の衝突を避けるこ

---

<sup>3</sup> 数値解析コードが有する一般的な機能のうち、主に、保存則を連立して解く数値計算機能のことを言及する場合には数値解析ソルバーと呼ぶ。

とができる。さらに、C++のオペレーターオーバーロード（多重演算定義）機能を用いて、ベクトルや行列演算を、数学記号を用いてそのまま表現することを可能にしている。このため、改造に際して新たに作成すべきソース行数を極めて短くすることが可能である。

例えば、運動方程式は、一般に、速度を  $\mathbf{U}$ 、圧力を  $P$ 、動粘性係数を  $\nu$  と置き下記で表される。

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}\mathbf{U}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\nu \nabla \mathbf{U}) \quad (4.6.1-1)$$

FORTRAN 言語を用いたコーディングでは、一つのノードでの保存則の計算を、解析体系全体で繰り返し実行するための `do loop` や、境界条件を考慮するためのコーディングが必要となる。OpenFOAM では、この基本式を、例えば、下記のようにコーディングする。

```
fvVectorMatrix UEqn
( fvm::ddt(U) + fvm::div(phi, U) = -fvc::grad(p) + fvm::laplacian(nu, U) );
```

ここで `fvVectorMatrix` は行列演算クラス名で、有限体積法に基づく数値解析のための基本演算や境界条件の取り扱いにかかる関数機能を有するとともに、関連するデータを保持する。`UEqn` は任意のオブジェクト名である。速度  $\mathbf{U}$  や圧力  $p$  は各セルでのベクトル値やスカラー値の一次元配列を有する `GeometricField` クラスのオブジェクトであり、 $\mathbf{U}$  はセル中心で定義されるベクトル値、 $p$  はセル中心で定義されるスカラー値を有するオブジェクトである。`phi` は、セル表面で定義される速度ベクトルで、 $\mathbf{U}$  より内挿して求められる。`nu` は動粘性係数、`fvm`、`fvc` は名前空間の名前で、`ddt` は時間微分、`div` は分散、`grad` は勾配、`laplacian` はラプラシアン演算を行う関数名である。上記ソース行を実行することにより、速度  $\mathbf{U}$  を変数とする `fvVectorMatrix` クラスのオブジェクト `UEqn` が生成される。次に、

```
UEqn.solve();
```

を実行することにより、速度  $\mathbf{U}$  が計算される。この際、同時に境界条件を考慮した計算もなされる。この例に示されるように、最上部のコーディングが極めて短くなり、また、ベクトル変数を対象とした計算が行えるために、`do loop` を自ら書く必要はないなど、コードの改造に際して、改造する部分が少なく、改造したい部分に集中できるというメリットがある。以上の特徴のために、OpenFOAM は、コードの部分的使用や改造が比較的容易であるといえる。

### 4.6.3 均質二相流モデル

本年度は、二相流解析モデルとしてもっとも簡単な均質二相流モデルの数値解法ソルバ

一を整備し、OpenFOAM を用いた上記目的の解析環境を整備することの実施可能性について検討する。以下に、均質二相流モデルについてまとめる。

保存則は一般に下記で表される。

$$\frac{\partial \Phi_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} \Phi_i) = S_i \quad (4.6.3-1)$$

ここで $\Phi$ は保存量、 $\mathbf{U}$ は速度、 $S$ はソース項、添え字の $i$ は $i$ 番目の保存量を表す。均質二相流モデルは、二相流を等速度、かつ、熱的平衡を仮定して扱うモデルで、保存量は、質量密度、運動量、熱量でありそれぞれの保存則は下記で表される。

(質量保存則)

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{U}) = 0 \quad (4.6.3-2)$$

さらに、密度の時間微分を圧力と内部エネルギーの時間微分で表すことにより、下記で表すことができる。

$$\left( \frac{\partial \rho_m}{\partial P} \right)_{e_m} \frac{\partial P}{\partial t} + \left( \frac{\partial \rho_m}{\partial e_m} \right)_P \frac{\partial e_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{U}) = 0 \quad (4.6.3-3)$$

(運動量保存則)

$$\frac{\partial \rho_m \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{U} \cdot \mathbf{U}) = -\nabla P + S_p \quad (4.6.3-4)$$

ここで $S_p$ は運動量保存則におけるソース項で、粘性力、重力等が該当する。後で試験計算を実施する上で何がしかの物理的意味が明確かつ簡単な項として、壁摩擦力を与えることにする。壁摩擦量は、壁と接するセルにのみ働き、速度の二乗と壁面積に比例するとし下記で表す。

$$S_p = -\sum_{face} \frac{f_w A_{w,face}}{2V_{cell}} \rho_m \left| \mathbf{U}_{par,face} \right| \mathbf{U}_{par,face} \quad (4.6.3-5)$$

ここで $A_w$ は壁面積、添え字の $face$ はそのセル面が接している壁面を意味する。総和は、ひとつのセルのセル面が、複数の壁で構成されている場合を考慮している。又、 $par$ は壁面との平行方向を、 $f_w$ は摩擦係数を意味する。

(熱量保存則)

熱量を混合物の内部エネルギーで表し、 $k$ を熱伝導度、 $S_H$ をソース項とすると熱量保存則は下記で表される。

$$\frac{\partial (\rho_m e_m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m e_m \mathbf{U}) = -P \nabla \cdot \mathbf{U} + \nabla \cdot k \nabla T + S_H \quad (4.6.3-6)$$

簡単のために、ソース項としては、下記で表される壁面からの熱伝達のみを考慮する。

$$S_H = \sum_{face} \frac{A_{w,face}}{V_{cell}} h(T_w - T) \quad (4.6.3-7)$$

#### 4.6.4 数値解法

RELAP5 を参考に、前述の保存則を解くアルゴリズムについて説明する。RELAP5 では、次の時刻の速度を圧力勾配のみの変数として表す。すなわち、

$$\mathbf{U}^{n+1} = \hat{\mathbf{U}}^n - \frac{1}{A_p} \nabla P \quad (4.6.3-8)$$

この関係を他の保存則に代入し整理することにより、下記の形の行列関係式を得る。

$$\mathbf{F}\mathbf{x} = \mathbf{b} \quad (4.6.3-9)$$

ここで  $\mathbf{x}$  はあるセルにおける変数ベクトル、 $\mathbf{F}$  は行列、 $\mathbf{G}$  は圧力にかかる係数ベクトル、 $\mathbf{b}$  はソース項である。HEM の場合、 $\mathbf{F}$  は  $2 \times 2$  の行列で、 $\mathbf{b}$  は要素数が二つのベクトルである。

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} \frac{\partial F_1}{\partial P} & \frac{\partial F_1}{\partial e_m} \\ \frac{\partial F_2}{\partial P} & \frac{\partial F_2}{\partial e_m} \end{pmatrix} \quad (4.6.3-10)$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial P} = \left( \frac{\partial \rho_m}{\partial P} \right)_{e_m}^n \quad (4.6.3-11)$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial e_m} = \left( \frac{\partial \rho_m}{\partial e_m} \right)_P \quad (4.6.3-12)$$

$$\frac{\partial F_2}{\partial P} = \left( e_m \frac{\partial \rho_m}{\partial P} + \sum_{face} \frac{A_{w,face}}{V_{cell}} h \frac{\partial T}{\partial P} \Delta t \right)^n \quad (4.6.3-13)$$

$$\frac{\partial F_2}{\partial e_m} = \left( \rho_m + e_m \frac{\partial \rho_m}{\partial e_m} + \sum_{face} \frac{A_{w,face}}{V_{cell}} h \frac{\partial T}{\partial e_m} \Delta t \right)^n \quad (4.6.3-14)$$

$$\mathbf{x} = \begin{pmatrix} \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t} \\ \frac{e_m^{n+1} - e_m^n}{\Delta t} \end{pmatrix} \quad (4.6.3-15)$$

$$\mathbf{b} = \begin{pmatrix} -\nabla \cdot (\rho_m^n \hat{\mathbf{U}}^n) + \nabla \cdot \left( \frac{\rho_m^n}{A_p} \nabla P^{n+1} \right) \\ \nabla \cdot k^n \nabla T^n - P^{n+1} \nabla \cdot \mathbf{U}^n + \sum_{face} \frac{A_{w,face}}{V_{cell}} h(T_w - T)^n - \nabla \cdot (\rho_m^n e_m^n \hat{\mathbf{U}}^n) + \nabla \cdot \left( \frac{\rho_m^n e_m^n}{A_p} \nabla P^{n+1} \right) \end{pmatrix} \quad (4.6.3-16)$$

である。jacobian 行列  $\mathbf{F}$  の逆行列  $\mathbf{R}$  を用いて

$$\mathbf{x} = \mathbf{R}\mathbf{b} \quad (4.6.3-17)$$

とすると、一行目は、

$$x_1 = R_{1,1}b_1 + R_{1,2}b_2 \quad (4.6.3-18)$$

であり、これは圧力だけを変数とする、いわゆる圧力方程式となる。

圧力が求まった後、二行目

$$x_2 = R_{2,1}b_1 + R_{2,2}b_2 \quad (4.6.3-19)$$

を用いて内部エネルギーを求める。これにより展開型の式の圧力、内部エネルギー、密度が求まる。

RELAP5 においては、このように展開型<sup>4</sup>の保存則を用いて得られた値が、必ずしも本来的に満足すべき非展開型の保存則を満足するとは限らないことから、調整計算を行うが、ここでは簡単のために調整計算は行わない。必要に応じて今後行うようにする。

#### 4.6.5 OpenFOAM の改造

逆行列を計算するプログラム及び JAEA が有する蒸気表プログラムを用いて改造を行い、最終的に、例えば、 $\mathbf{x}$  式の  $\mathbf{b}$  の第 1 項については、下記で表すことができた。

$$\mathbf{b}[0] = \text{fvm::laplacian}(\text{denm} * \mathbf{rUA}, \mathbf{p}) - \text{fvc::div}(\mathbf{p})()$$

ここで  $\mathbf{p}$  は計算領域のセル中心で定義する圧力の一次元配列（ベクトル）であり、この式において未知数である。denm は密度、 $\mathbf{rUA}$  は係数ベクトルである。b[1] も同様に表すことができ、結局、圧力方程式を下記の形で表すことができた。

<sup>4</sup> 展開型の項と非展開型の項の例として、あるセルの中の単位体積あたりの熱量を用いて説明する。単位体積あたりの熱量は、密度と内部エネルギーの積で表され、下記式の左辺が対応する。この形で保存則を表す場合、非展開型の表現と呼ばれる。一方、右辺を用いて保存則を表す場合、展開型の表現と呼ばれる。両者は数学的には等しいがセルが有限の大きさを持つので、数値計算では等しくならない。数値計算で保存すべきは通常、非展開型で表される保存量であるが、非線形な項を計算することは難しいため、RELAP5 等では展開型の保存則を計算した後、非展開型の保存則を満足するような調整を行う。

$$\frac{\partial(\rho_m e_m)}{\partial t} = \rho_m \frac{\partial e_m}{\partial t} + e_m \frac{\partial \rho_m}{\partial t}$$

```
fvScalarMatrix pEqnHEM( fvm::ddt(p) ==R[0, 0]*b[0]+ R[0, 1]*b[1] );
```

b[0]、b[1]には、未知数である圧力の勾配、ラプラシアン関数等を含んでいる。上の行を実行すると、fvScalarMatrix オブジェクトが作成され、次に、

```
pEqnHEM.solve();
```

によって、関数 solve が呼ばれ、圧力ベクトルが境界条件も考慮し計算される。この例で示されるように、OpenFOAM では、修正する部分は限定され、修正箇所が非常に少なくてすむ。

#### 4.6.6 試計算

極めて簡単な条件で試計算を行った結果を以下にしめす。この計算では、流路形状は 1x1x1m の直方体で、メッシュ分割は流れ方向に 10 分割した一次元の体系とする。壁温度は境界条件として、一様一定とし、熱伝達率、壁摩擦係数も一定の値を与える。表 4.6.1 に計算条件を示す。

#### 4.6.7 まとめ

解析モデルを評価するための道具としての数値解析ソルバーの検討の一環として、OpenFOAM を用いて均質二相流モデルを実装した。比較的、問題が単純で、少数の相関式のセットを検討する際には、このような解析環境を使用することは、有効であると考えられる。本検討により、今後、ドリフトフラックスモデルや二流体モデル検討用の数値ソルバーを OpenFOAM を用いて作成できる見通しを得ることができた。どの程度までの複雑さを求めるかについては、今後、ケースバイケースで検討する。国産コードの整備がなされ、JAEA においても国産コードを用いた検討ができる段階になれば、国産コードの使用を優先することになる。

表 4.6.1 計算条件

項目	条件	ファイル名	変数
計算セル	流れ方向 1[m] 断面積 1[m]×1[m]	blockMeshDict	blocks
分割数	流れ方向 10 分割	blockMeshDict	blocks
入口流量	1.5 [m/s]	Uhem	inlet
入口内部エネルギー	$5 \times 10^5$ [J/kg]	enem	inlet, internalField
壁温度	400 [K]	caseProperties	TwConst
熱伝達率	$1.5 \times 10^5$ [kg/K · s <sup>3</sup> ]	caseProperties	HTCconst
摩擦係数	0.02 [-]	caseProperties	fricConst
出口圧力	$1 \times 10^5$ [Pa]	phem	outlet

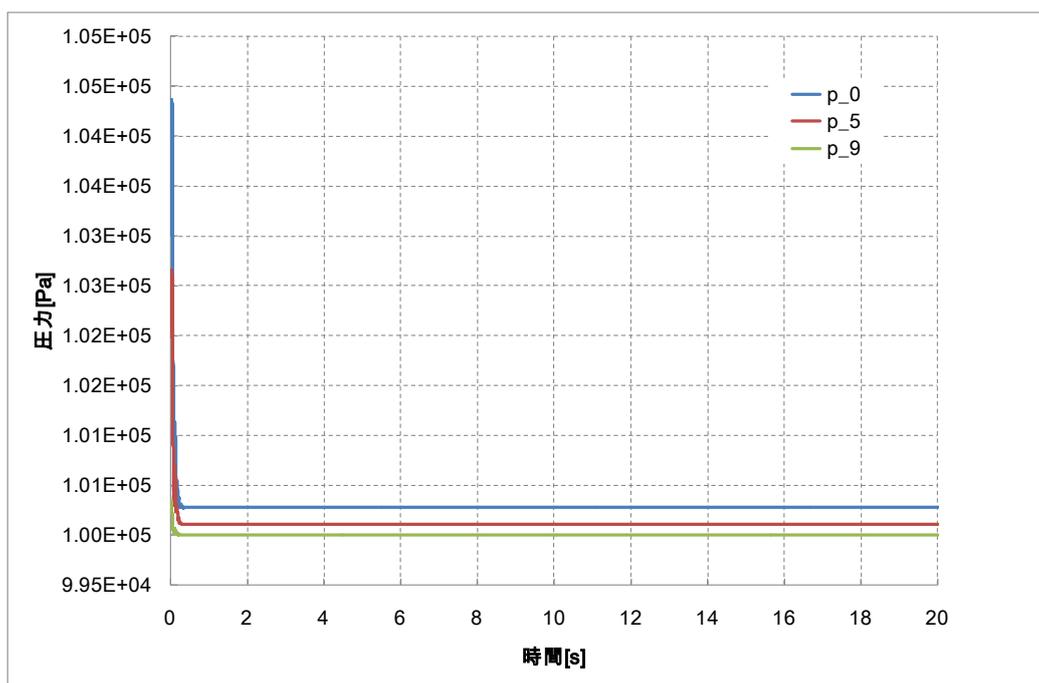


図 4.6.1 圧力

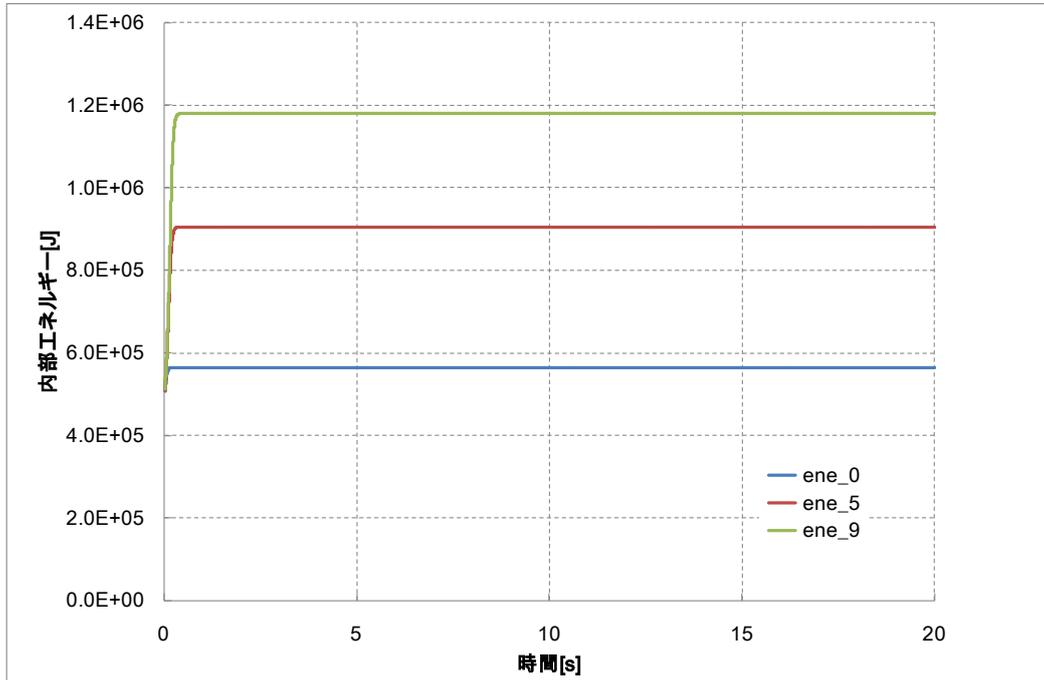


図 4.6.2 内部エネルギー

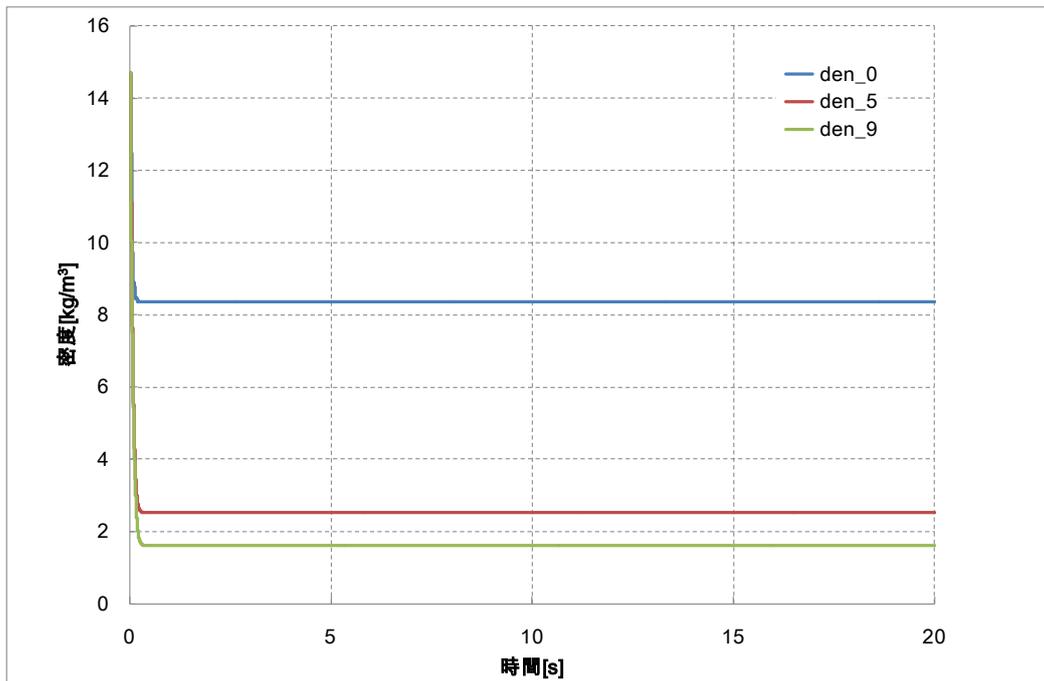


図 4.6.2 密度

#### 4.7. 今後の計画

本事業計画では平成 27 年 3 月に大型格納容器実験装置が完成する予定である。この実験では、シビアアクシデント時の格納容器内の複雑な熱水力現象の解明を目的として、数値計算コードの検証に資する詳細な実験データベースの構築を目指している。対象となる熱水力現象は多岐に渡るが、従来 of 類似研究では、4.3 節で紹介したように格納容器内の水素移行に注目した実験が数多く行われているのが特徴であり、本事業ではそれらに加え、格納容器冷却に焦点を当てた実験を行うことも予定している。

格納容器冷却関連研究では例えば静的余熱除去系 (Passive Containment Cooling System) を対象として研究が数多く行われているが (例えば管凝縮型については[1-3]、格納容器壁凝縮型については[4-5])、現行炉に適用する際のアクシデントマネジメントの観点に着目した研究例は比較的少ない。福島第一原子力発電所でのシビアアクシデントでは事前に用意された AM 策は全く機能しなかった。実効的で堅牢な AM 手段を策定するには、福島シビアアクシデントのような過酷な環境で対策が極端に限定されている際の冷却可能限界を把握しておくことも有用である。

平成 27 年 3 月に大型格納容器実験装置が完成した時点で、以下の条件設定における実験が可能と考えられる。

##### (1) 初期条件

- (i) 圧力・温度
- (ii) 雰囲気ガス：ガス組成 (蒸気/空気割合)
- (iii) 密度成層：ヘリウム成層 (有無、厚さ)

##### (2) 境界条件

- (i) 蒸気注入：方向 (垂直/水平)、流量 (弱い/強い)、温度 (飽和/過熱)
- (ii) 非凝縮ガス注入：ヘリウム (流量・温度)、空気 (流量・温度)
- (iii) 格納容器冷却：外部・内部スプレー (流量)、外部プール、容器内加熱
- (iv) 障害物 (容器壁含む)：傾き (垂直/水平)、面積、形状
- (v) 圧力制御：ベント操作 (一定圧/加圧/急減圧)

上記の条件の複数の組み合わせによる実験を行う。例えば水素移行を見る実験では、格納容器内への水素放出による水素成層のビルドアップ挙動と成層が形成された後の混合崩壊挙動のふたつに大きく分けられ、模式的には図 4.7-1 のようになり、既往実験でもこの実験がベースケース実験となっている。格納容器冷却では図 4.7-2 に示すように容器外表面へのスプレーと容器内へのスプレーが用意されており、外表面スプレーはかけ流しとプール状に畜水する方式が選択できる。また、容器壁や障害物の効果としては図 4.7-3 に示すよう

に、障害物と注入ガスやヘリウム成層との干渉や、蒸気ジェットと容器壁の相互作用などが興味の対象となる。実験では、ベースケース実験を中心に、これらの条件を複数組み合わせることで、ヘリウム移行や格納容器冷却の支配因子や **bounding** 条件の抽出や相互の影響評価を行う。例えば、実効的な AM の策定に資する実験データの取得として、スプレー冷却では流量を極端に絞った条件でどの程度の冷却効果があるかを見たり、障害物による格納容器内の温度分布への影響や、容器壁に拘束蒸気ジェットが衝突した際の壁温度や自然循環冷却への影響などがある。

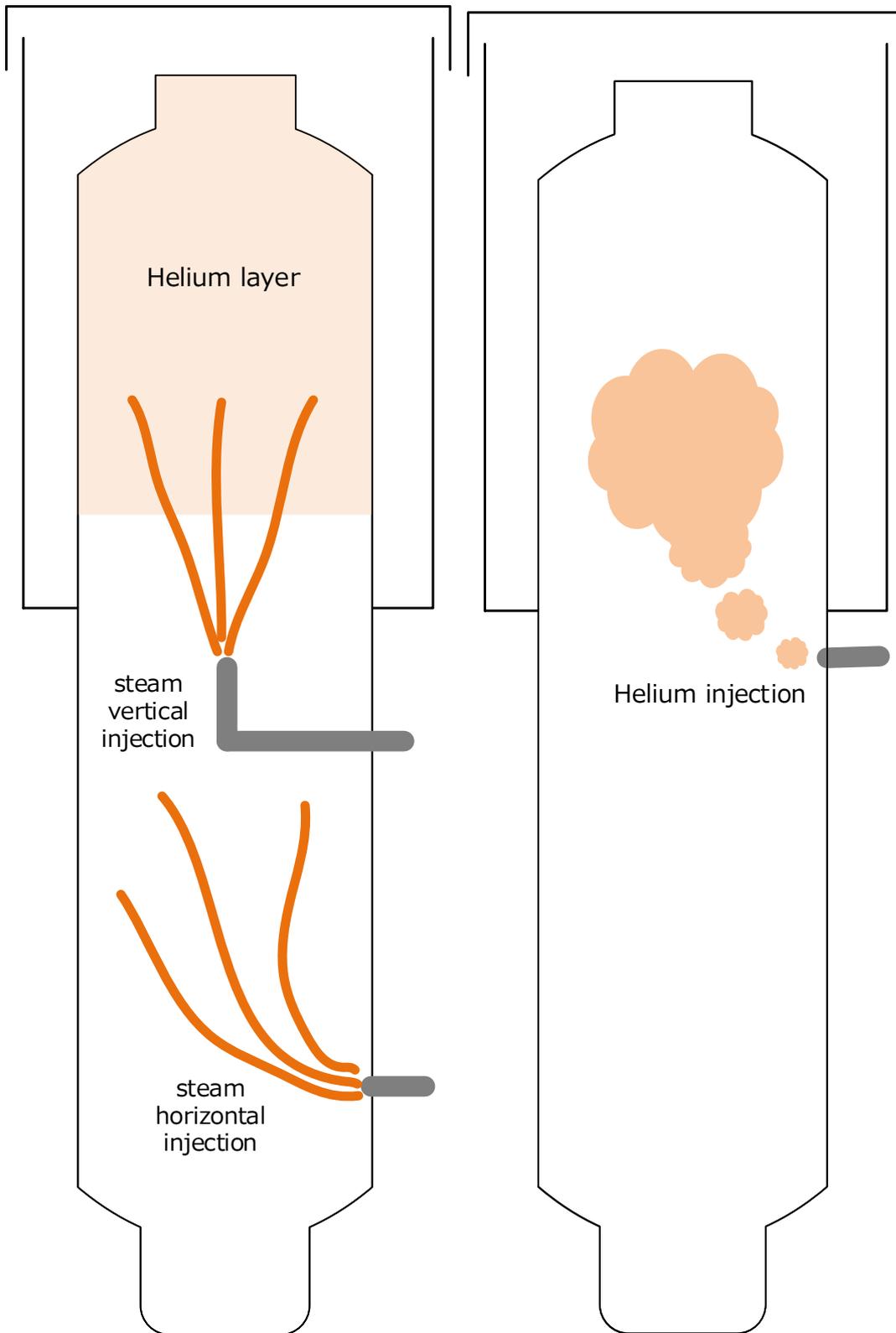


図 4.7-1 水素移行挙動実験の模式図

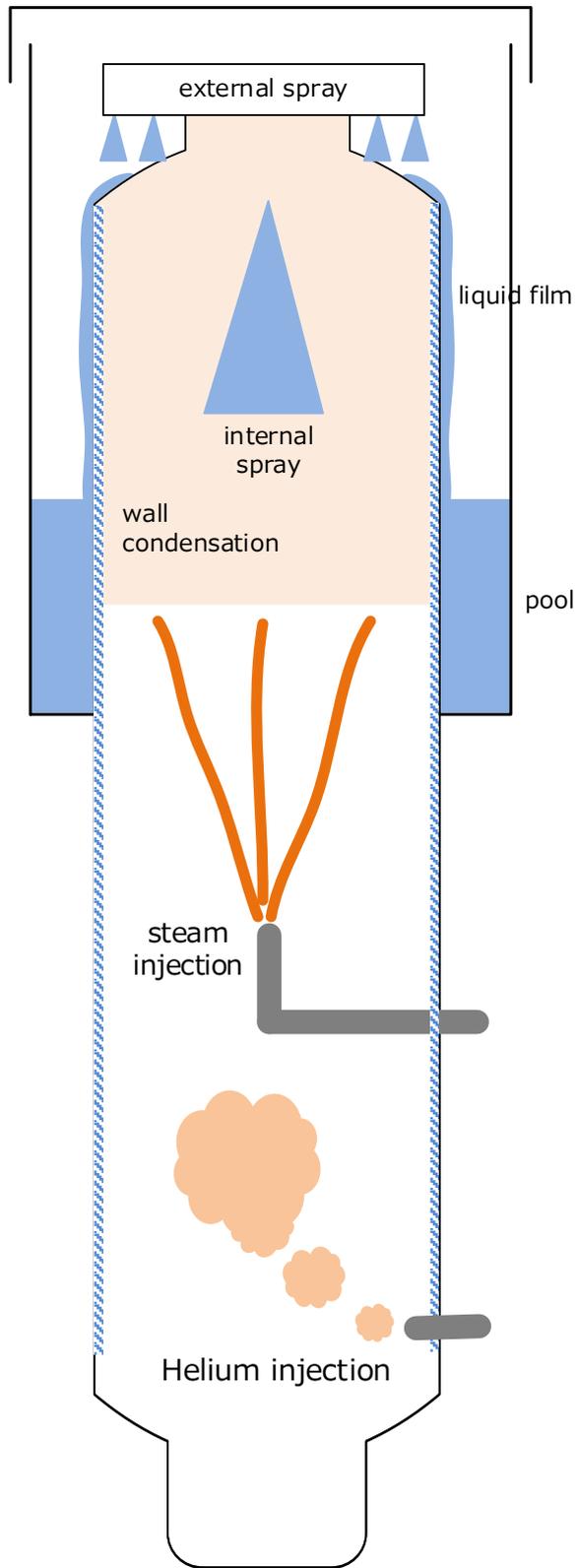


図 4.7-2 格納容器冷却実験の模式図

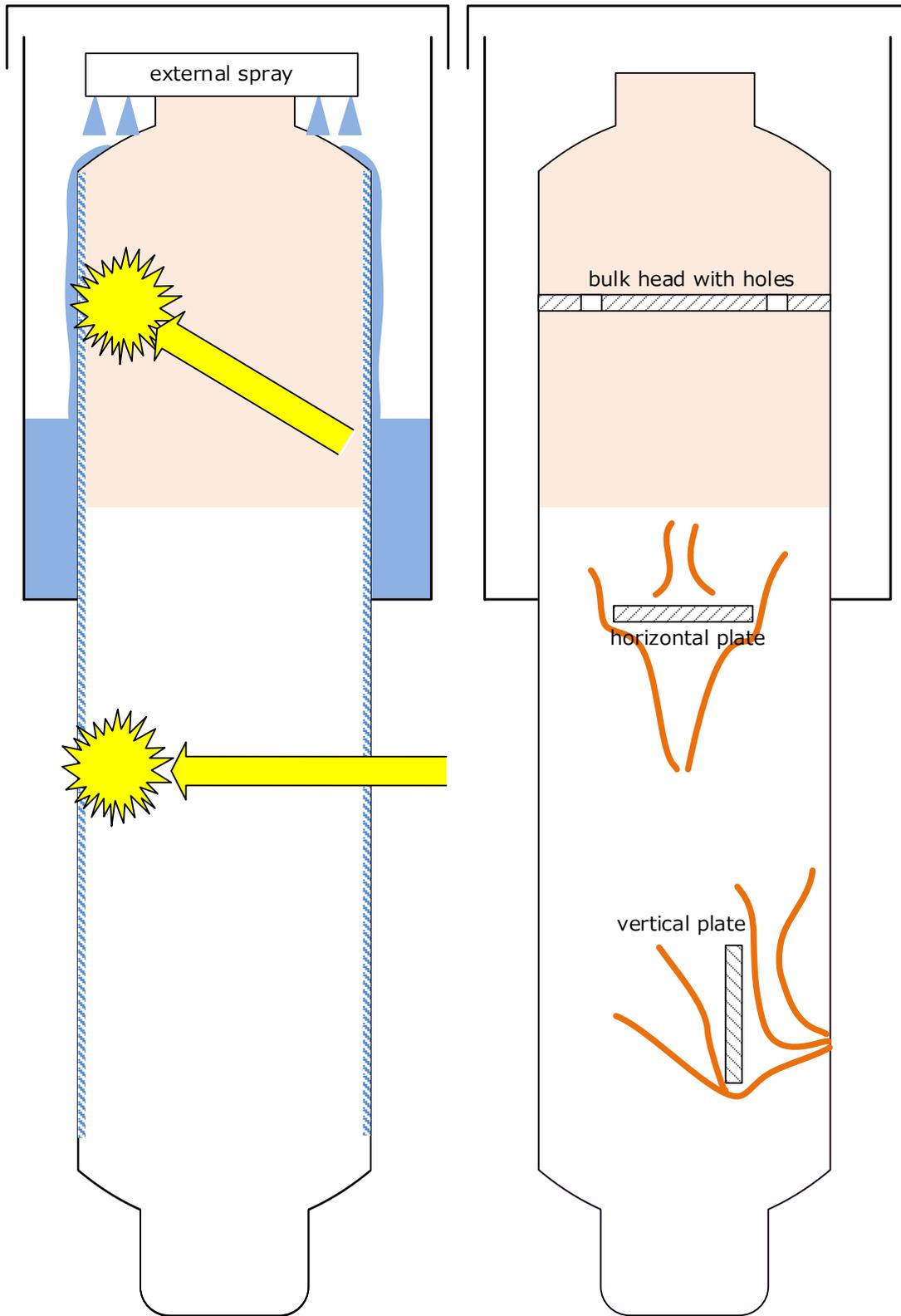


図 4.7-3 容器壁や障害物の影響

## 5. 結言

本年度の事業では、以下の検討や実験装置等の整備を、計画通りに実施することができた。

1. 原子炉水質管理技術高度化対策事業では、昨年度に実施した PWR 及び BWR における水化学管理に関する調査結果や JMTR で得られる吸収線量率やインパイルループ内の水化学環境に関する予備解析結果に基づき照射試験計画を立案し、照射下水化学試験で着目すべきパラメータ等を明らかにするとともに基本的な試験条件を示した。具体的な試験条件等、試験計画の具体化は次年度に進める計画である。

試験に必要となる装置類を整備した。具体的には、Pt 型 ECP センサー、隔膜型 ECP センサー、微弱発光分光装置及び腐食電位測定装置を整備した。

水の放射線分解解析コードの改良を進め、PWR 条件にも対応できるよう  $\alpha$  線による水の放射線分解効果を導入するとともに、水の放射線分解解析コードで BWR における気液移行を取り扱うためのプログラムを作成した。

ECP センサーの長期安定使用のための要素技術開発として、セラミックス/金属接合体について接合の技術検討を行うとともに接合体を試作した。試作した接合体はオートクレーブを用いた高温高压水中で試験した。その結果、昇温昇圧過程において、接合体のシール機能が失われたものと推測される結果が示された。今後、原因の究明と対策の検討を進める計画である。

2. 軽水炉の事故時熱流動の調査においては、前年度に作成した炉心損傷前の熱水力安全に関する研究計画に加え、炉心損傷後の格納容器での熱水力安全に関する具体的な研究計画を、既往研究を踏まえ策定した。本研究計画では、原子力規制庁による国産事故解析コードの開発を支援することを主要な目的とし、炉心伝熱、並びに、炉心冷却挙動に強く影響する原子炉システム内の流動挙動のスケーリング効果、さらには、重大事故時の格納容器での熱水力挙動に着目した実験及び解析研究を実施する。

本年度は、前年度に整備を開始した高压熱流動ループに電源設備等を追加するとともに、大型格納容器実験装置の整備に着手し、設置場所の整備、装置の設計、一部の機器の製作、計測の検討を行った。本装置の詳細仕様は、強制対流ジェット、自然循環、圧力抑制室への気相放出等の重要な現象に関する無次元数を用いた相似則の検討を参考にした。

また、既往研究の調査を行い、研究課題を具体的に設定した。設定した研究課題には、

まず、格納容器の過温破損が挙げられる。福島第一事故では格納容器は過温破損したと考えられており、格納容器壁の温度挙動を決める支配因子であるところの格納容器内の過熱気体の流動挙動に関する検討やそれに対する安全対策の有効性評価等に着目した実験を実施することは重要である。このため、本装置では圧力バウンダリーの設定温度を既往装置より高く設定するとともに、局所的には最大 700℃の過熱気体を用いた実験ができるようにした。また、既往研究において、密度成層の噴流による浸食等の基本的現象が精度良く解析されていないことや、重大事故時には、種々の代替冷却システムを使用することから熱水力条件が極めて広いことを踏まえた実験も実施する。さらに、熱水力挙動に密接に関連する放射性物質の移行挙動についての実験も行う。

計装に関しては、実験に用いる水蒸気、ヘリウム、窒素等のガス成分の濃度を質量分析計を用いて計測する手法について検討した。この方法では、実験装置内の複数の場所から弁を用いて配管系統を切り替えることにより選択的に試料ガスを吸引しその成分を四重極質量分析計を用いて分析する。本年度は分析計の較正ループを作成し、試料ガス吸引ラインの流量や温度調節方法の検討を行った。

解析研究に関しては、解析モデルの検証・改良のための解析環境の整備の一環として、オープンソースの CFD コードである OpenFOAM コードを用いて、もっとも簡単な二相流モデルである均質二相流モデルに基づく数値ソルバーを作成し、基本性能を確認するとともに、今後、さらに数値ソルバーを高度化することにより二流体モデルに基づく最適評価コード用モデルの検討も OpenFOAM を用いて実施できる見通しを得ることができた。

## 参考文献

### 1.1

- [1] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 維持規格、JSME S NA-1 2008
- [2] 水化学ロードマップ検討特別専門委員会、水化学ロードマップ、日本原子力学会、(2007)

### 3.2.1

- [1] ICRU, Neutron Dosimetry for Biology and Medicine, ICRU Report 26
- [2] 竹内清、放射線遮蔽設計計算の理論と実際 第三巻、(1986)
- [3] S.Hanawa, K.Hata, Y.Chimi, Y.Nishiyama, T.Nakamura, Irradiation Capability of Japanese Materials Test Reactor for Water Chemistry Experiments, Proc. Nuclear Plant Chemistry Conference 2012, September 24-27, Paris, France, (2012)
- [4] S.Hanawa, T.Satoh, Y.Mori, J.Oogiyanaqi, Y.Kaji, S.Uchida, A water radiolysis code for the irradiation loop system, Journal of Power and Energy System, Vol.1, No.2, 123 (2007)
- [5] S.Uchida, T.Satoh, T.Tsukada, T.Miyazawa, Y.Satoh, K.Ishii, Evaluation of the effect of oxide film on electrochemical corrosion potential of stainless steel in high temperature water, Proc. 14<sup>th</sup> Int. Conf. Environmental degradation of Materials in Nuclear Power Systems, Virginia Beach, USA, Aug.23-27, 2009

### 3.2.2

- [1] <http://www.ife.no/en/ife/halden/hrpfiles/halden-boiling-water-reactor>
- [2] J.Nakano, T.M.Karlsen, M.Espeland, Summary of Results from the PWR Crack Growth Rate Investigation IFA-670, HWR-843 OECD-Halden Reactor Project (2008)
- [3] 平成 24 年度原子力発電施設等安全調査事業報告書

### 3.3

- [1] S.Hanawa, et al., High Temperature ECP Sensors to be Applied in an In-pile Loop of an Experimental Reactor. IAPWS 2011 Annual meeting, September 5-9, Pilzen, Czech Republic (2011)

### 3.4

- [1] E.Ibe, M.Sakagami, S.Uchida, Theoretical Model Analysis for Effect of Hydrogen Injection on Radiolysis of Coolant Water in BWR, Journal of Nuclear Science and Technology, 23(1), 11 (1986)
- [2] G.R.Sunaryo, M.Domae, Numerical Simulation of Effect of Methanol Addition on Coolant Radiolysis in Pressurized Water Reactor, Journal of Nuclear Science and Technology, 45(12), 1261 (2008)

### 3.5

- [1] 岩本信也,宗宮重行,「金属とセラミックス」,内田老鶴圃,1990.
- [2] 渡邊満洋,熊井真次,電磁力衝撃圧着における純アルミニウム板の高速変形ならびに衝突挙動,軽金属 第59巻,502 – 508,2009.
- [3] 速水諒三,「セラミックスの接着と接合技術」,シーエムシー出版,2000.

### 4.2.2

- [1] OECD/SETH-2 Project PAMDA and MISTRA Experiments Final Summary Report, NEA/CSNI/R(2012)5.
- [2] OECD/NEA THAI Project Final Report, NEA/CSNI/R(2010)3.
- [3] Paladino, D., Dreier, J. 2012. PANDA: A Multipurpose Integral Test Facility for LWR Safety Investigations, Science and Technology of Nuclear Installations, Article ID 239319, 9 pages.
- [4] Auban, O., Malet, J., Brun, P., Brinster, J., Quillico, J.J., Studer, E., 2003. Implementation Of Gas Concentration Measurement Systems Using Mass Spectrometry In Containment Thermal-Hydraulics Test Facilities: Different Approaches For Calibration And Measurement With Steam/Air/Helium, The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9, 2003.

### 4.3.4

- [1] OECD/NEA, “International Standard Problem ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics Final Report”, NEA/CSNI/R(2007)10, 2007.
- [2] J.C. de la Rosa, A. Escrivá, L.E. Herranz, T. Cicero, and J.L. Muñoz-Cobo, “Review on Condensation on the Containment Structures”, Prog. in Nucl. Energy, Vol. 51, pp. 32-66, 2009.
- [3] J. Malet, E. Porcheron, and J. Vendel, “Filmwise Condensation Applied to

Containment Studies: Conclusions of the TOSQAN Air-Steam Condensation Tests”, Proceedings of 11<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11), 129, Avignon, France, 2005.

- [4] Y. Mori and K. Hijikata, “Free Convection Condensation Heat Transfer with Noncondensable Gas on a Vertical Surface”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 16, pp. 2229-2240, 1973.
- [5] H.C. Kang and M.H. Kim, “Characteristic of Film Condensation of Supersaturated Steam-Air Mixture on a Flat Plate”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 25, pp. 1601-1618, 1999.
- [6] M. Houkema, N.B. Siccama, J.A. Lycklama à Nijebolt, and E.M.J Komen, “Validation of the CFX4 CFD Code for Containment Thermal-Hydraulics”, *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 238, pp. 590-599, 2008.
- [7] A. Dehbi, F. Janasz, and B. Bell, “Prediction of Steam Condensation in the Presence of Noncondensable Gases using a CFD-Based Approach”, *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 258, pp. 199-210, 2013.
- [8] M. Babić, I. Kljunak, and B. Mavko, “Prediction of Light Gas Distribution in Experimental Containment Facilities using the CFX4 Code”, *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 238, pp. 538-550, 2008.

#### 4.3.5

- [1] OECD/NEA, “International Standard Problem ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics Final Report”, NEA/CSNI/R(2007)10, 2007.
- [2] E. Studer et al. “Interaction of a light gas stratification layer with an air jet coming from below: large scale experiments and scaling issue”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 253, pp. 406-412, 2012.
- [3] D. C. Visser et al., Validation of a fluid CFD model for hydrogen distribution in a containment, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 245, pp. 161-171, 2012.
- [4] M. Andreani et al. “Gas stratification break-up by a vertical jet: Simulation using the GOTHIC code”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 249, pp. 71-81, 2012.

#### 4.3.6

- [1] OECD/NEA, “State-Of-The-Art Report on Nuclear Aerosols”, NEA/CSNI/R (2009)5, 2009.

- [2] I. Kaneko, M. Fukasawa, M. Naito, K. Miyata, and M. Matsumoto, "Experimental Study on Aerosol Removal Effect by Pool Scrubbing", 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference, August 1992.
- [3] T. Albiol et al., Studies on passive and active systems towards enhanced severe accident source term mitigation The European PASSAM Project, JAEA seminar, 2013, Sep.

#### 4.4

- [1] Peterson, P.E., Scaling and analysis of mixing in large stratified volumes. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 37, 97-106 (1994).
- [2] Peterson, P.E. et al., Scaling for integral simulation of mixing in large, stratified volumes. *Nucl. Eng. Des.*, 186,213-224 (1998).
- [3] Brown, W.L., Scaling of the AP600 containment large scale test facility, ICONE-7043 (1999).
- [4] Studer, E., Brinsterb, J., Tkatschenkob, I., Mignotc, G., Paladinoc, D., Andreanic M., 2014. Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues, *Nucl. Eng. Des.*, 253, 46-412.

#### 4.5

- [1] Auban, O., Malet, J., Brun, P., Brinster, J., Quillico, J.J., Studer, E., 2003. Implementation Of Gas Concentration Measurement Systems Using Mass Spectrometry In Containment Thermal-Hydraulics Test Facilities: Different Approaches For Calibration And Measurement With Steam/Air/Helium, The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9, 2003.
- [2] Paladino, D., Dreier, J. 2012. PANDA: A Multipurpose Integral Test Facility for LWR Safety Investigations, *Science and Technology of Nuclear Installations*, Article ID 239319, 9 pages.
- [3] OECD/NEA THAI Project Final Report, NEA/CSNI/R(2010)3.

#### 4.7

- [1] Pavel Hejzlar \*, Neil E. Todreas \* \* and Michael J. Driscoll, 1993. Passive decay heat removal in advanced LWR concepts, *Nucl. Eng. Des.*, 139, 59-81.
- [2] Zhou, W., Henderson, G., Revankar, S.T., 2010. Condensation in a vertical tube bundle passive condenser – Part 1: Through flow condensation. *Int. J. Heat*

Mass Transfer, 53, 1146–1155.

- [3] Paladino, D., Dreier, J., 2012. Passive Containment Cooling System (PCCS) response with Drywell Gas Recirculation System (DGRS) activated during a severe accident scenario with release of non-condensable gas, Nucl. Eng. Des., 247, 212-220.
- [4] Anderson, M.H., Herranz, L.R., Corradini, M.L., 1998. Experimental analysis of heat transfer within the AP600 containment under postulated accident conditions. Nucl. Eng. Des., 185, 153–172
- [5] Herranz L.R., Anderson, M.H., Corradini, M.L., 1985. A diffusion layer model for steam condensation within the AP600 containment, Nucl. Eng. Des., 183, 133–150

## 用語の解説

	原子炉水質管理技術高度化対策事業
圧力フラスク	ハルデン炉で BWR、PWR の圧力環境を模擬する際の容器で、圧力フラスク内に照射リグが装荷される。
インパイルループ	試験炉で照射試験を行うリグやキャプセルに高温高圧水を供給するための装置
吸収線量率	単位時間あたり単位体積の物質が放射線の照射によって吸収するエネルギー
固体電解質	電場の作用によりイオンを移動させることができる固体で、隔膜型 ECP センサーでは、ジルコニアの酸素イオンに対する固体電解質としての特性を利用している。
照射キャプセル	JMTR で照射試験を行うための、照射試料等を内包した機器（容器）
照射リグ	ハルデン炉で照射試験を行うための、照射試料等を装荷するための機器。
ハルデン炉	ノルウェーエネルギー研究所が有する試験炉。燃料や材料の照射研究に使用され、既に 50 年以上の歴史を持つ。
ブースター燃料	ハルデン炉で実施する照射技術のひとつ。照射試験部位の照射環境を最適にするため、圧力フラスク内に燃料を配置する。試験の目的に合わせ、燃料の濃縮度も変えることができる。
ロウ付け	金属等を接合する方法の一つで、接合材料よりも低融点のロウ材を接合間隙で溶融、凝固させることで接合する方法
ECP	Electrochemical Corrosion Potential：腐食電位。材料の腐食環境を表す指標
ECP センサー	材料の腐食電位を測定するための計測器であり、標準水素電極電位として値を与える測定上の基準となる。
BWR	Boiling Water Reactor：沸騰水型原子炉
JMTR	Japan Materials Testing Reactor：材料試験炉。日本原子力研究開発機構 大洗研究開発センターにある材料や燃料の照射研究を行うための試験炉
MCNP	A General Monte Carlo N-Particle Transport Code の略で、米国ロスアラモス国立研究所が登録商標を有する放射線輸送計算コード
PWR	Pressurized Water Reactor：加圧水型原子炉

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。
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	Multi-dimensional Analysis of Reactor Safety. KAERIが開発した最適評価コード
MISTRA	フランスCEAが所有する格納容器実験装置。体積は 100m <sup>3</sup> 。

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 <sup>3</sup> 。
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過熱面が乾いた状態。
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 が開発した最適予測コード。
ThAI	ドイツのBecker Technologies GmbHが運転する格納容器実験装置。体積は 60m <sup>3</sup> 。
TRACE	NRC が開発した最適予測コード
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	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  
二流体モデル

検討するための実験.  
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.