

平成28年度

文部科学省国家課題対応型研究開発推進事業

原子力システム研究開発事業

ナトリウム冷却高速炉における
格納容器破損防止対策の
有効性評価技術の開発

成果報告書

平成29年3月

国立大学法人 福井大学

本報告書は、文部科学省の原子力システム研究開発事業による国立大学法人福井大学が実施した平成25-28年度「ナトリウム冷却高速炉における格納容器破損防止対策の有効性評価技術の開発」の成果を取りまとめたものです。

目次

概略	vi
1. はじめに	1-1
2. 業務計画	2-1
2.1 全体計画	2-1
2.1.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発	2-1
2.1.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発	2-2
2.2 各年度の成果の目標及び業務の実施方法	2-3
2.2.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発	2-3
2.2.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発	2-4
2.2.3 研究推進	2-5
3. 業務の実施内容及び成果	3.1-1
3.1 格納容器破損モードに関する評価手法の開発	3.1-1
3.1.1 ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発	3.1-1
3.1.2 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動	3.1-18
3.1.3 ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発	3.1-50
3.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発	3.2-1
3.2.1 ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析	3.2-1
3.2.2 ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験	3.2-22
3.2.3 ベローズ、鏡構造の限界圧力評価法の提案	3.2-41
3.3 研究推進	3.3-1
4. 結言	4-1
4.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発	4-1
4.1.1 ナトリウム燃焼時の熱影響評価手法の開発	4-1
4.1.2 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物の反応挙動	4-1
4.1.3 ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発	4-2
4.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発	4-2
4.2.1 ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析	4-3
4.2.2 ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験	4-3
4.2.3 ベローズ、鏡構造の限界圧力評価法の提案	4-3
4.3 研究推進	4-4
4.4 成果の総括と今後に向けて	4-4

表一覧

表 2. 1-1	年度別全体計画	2-6
表 2. 2-1	平成 28 年度業務実施計画	2-7
表 3. 1. 2(1)-1	実験により比較的純粋な化合物が合成できたナトリウムウラネート	3. 1-23
表 3. 1. 2(1)-2	本研究室で合成した Na_3UO_4	3. 1-23
表 3. 1. 2(1)-3	測定した物性と雰囲気	3. 1-23
表 3. 1. 2(1)-4	ナトリウム-デブリの相図 (図 3. 1. 2(1)-13) の入力値	3. 1-28
表 3. 1. 2(2)-1	試験条件 : Na-小規模コンクリートの反応	3. 1-40
表 3. 1. 2(2)-2	試験条件 : Na-コンクリート粉末の反応	3. 1-40
表 3. 1. 2(2)-3	試験条件 : Na-コンクリート反応の外部加熱の影響	3. 1-41
表 3. 1. 2(2)-4	試験条件 : 反応モデルに考慮した化学反応式影響	3. 1-41
表 3. 1. 3(1)-1	各種データベース等に基づいたナトリウム-水素-酸素系の素反応機構	3. 1-54
表 3. 1. 3(2)-1	ナトリウム非混在水素拡散燃焼試験 試験条件	3. 1-63
表 3. 1. 3(2)-2	ナトリウム混在水素拡散燃焼試験 試験条件 結果 (概要)	3. 1-63
表 3. 1. 3(3)-1	主な境界条件	3. 1-77
表 3. 2. 1-1	原子炉格納容器貫通部ベローズ試験体 仕様	3. 2-3
表 3. 2. 1-2	中間熱交換器 カバーガスベローズ試験体 仕様	3. 2-3
表 3. 2. 1-3	ベローズ試験解析条件	3. 2-4
表 3. 2. 1-4	原子炉格納容器貫通部ベローズ解析ケースと解析結果	3. 2-4
表 3. 2. 1-5	中間熱交換器カバーガスベローズ解析ケースと解析結果	3. 2-5
表 3. 2. 1-6	ベローズ試験体の張出し変形模擬のための解析条件	3. 2-6
表 3. 2. 1-7	原子炉格納容器貫通部ベローズ張出し変形模擬のための解析ケースと解析結果	3. 2-7
表 3. 2. 1-8	中間熱交換器カバーガスベローズ張出し変形模擬のための解析ケースと解析結果	3. 2-7
表 3. 2. 1-9	ベローズ試験体の陽解法解析条件	3. 2-8
表 3. 2. 1-10	原子炉格納容器貫通部ベローズの陽解法による解析ケースと解析結果	3. 2-9
表 3. 2. 1-11	中間熱交換器カバーガスベローズの陽解法による解析ケースと解析結果	3. 2-9
表 3. 2. 1-12	各種型式の鏡板の比較解析の解析条件	3. 2-16
表 3. 2. 1-13	各種型式の鏡板の比較解析の解析ケースと解析結果	3. 2-16
表 3. 2. 1-14	鏡板試験体 (2D 軸対称ソリッド要素モデル) の解析概要	3. 2-17
表 3. 2. 1-15	板厚 6mm の鏡板試験体 (3D ソリッド要素モデル) の解析概要	3. 2-17
表 3. 2. 1-16	板厚 3mm および 2.5mm の鏡板試験体 (3D ソリッド要素モデル) の解析概要	3. 2-18
表 3. 2. 1-17	除荷後の亀裂開口量と面積	3. 2-18
表 3. 2. 2-1	小口径 ED 型鏡板試験体の仕様	3. 2-24
表 3. 2. 2-2	小口径 AD 型鏡板試験体の仕様	3. 2-24
表 3. 2. 2-3	原子炉格納容器貫通部ベローズの試験結果一覧	3. 2-33
表 3. 2. 2-4	中間熱交換器カバーガスベローズの試験結果一覧	3. 2-34
表 3. 2. 2-5	小口径 ED 型鏡板試験体の試験結果一覧	3. 2-35

表 3.2.2-6 大口径 AD 型鏡板試験体の試験結果一覧	3.2-35
表 3.2.2-7 小口径 AD 型鏡板試験体の試験結果一覧	3.2-35

図一覧

図 2.2-1 実施体制	2-8
図 3.1.1(1)-1 過酷事故時の格納容器内でのナトリウム噴出・燃焼事象	3.1-6
図 3.1.1(1)-2 スプレー液滴の初期位置および初期速度ベクトル	3.1-6
図 3.1.1(1)-3 解析体系と初期と液滴焼失時の内部エネルギー比較	3.1-6
図 3.1.1(1)-4 加熱噴流実験体系	3.1-7
図 3.1.1(1)-5 加熱噴流解析	3.1-7
図 3.1.1(1)-6 上向きスプレー燃焼解析	3.1-8
図 3.1.1(1)-7 上向きスプレー燃焼解析の温度分布	3.1-8
図 3.1.1(1)-8 温度分布のモデル間比較	3.1-9
図 3.1.1(1)-9 圧力履歴	3.1-9
図 3.1.1(2)-1 落下液滴内外の速度場	3.1-14
図 3.1.1(2)-2 落下距離	3.1-15
図 3.1.1(2)-3 落下速度	3.1-15
図 3.1.1(2)-4 燃焼液滴の時間変化	3.1-16
図 3.1.1(2)-5 燃焼液滴内外の速度分布	3.1-16
図 3.1.1(2)-6 燃焼液滴内外の温度分布	3.1-17
図 3.1.1(2)-7 液滴中心温度	3.1-17
図 3.1.1(2)-8 液滴内外の速度分布 (1.5秒)	3.1-17
図 3.1.2(1)-1 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の比熱 (空气中)	3.1-24
図 3.1.2(1)-2 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の熱膨張係数 (空气中)	3.1-24
図 3.1.2(1)-3 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の熱拡散率 (真空中)	3.1-25
図 3.1.2(1)-4 NaUO_3 の比熱 (不活性雰囲気)	3.1-25
図 3.1.2(1)-5 NaUO_3 の熱膨張 (不活性雰囲気)	3.1-26
図 3.1.2(1)-6 ナトリウムウラネートの安定性 (その1)	3.1-26
図 3.1.2(1)-7 ナトリウムウラネートの安定性 (その2)	3.1-27
図 3.1.2(1)-8 ナトリウムウラネートの熱伝導度の比較	3.1-27
図 3.1.2(1)-9 ナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用	3.1-29
図 3.1.2(1)-10 ナトリウム還元作用のエリンガム図	3.1-29
図 3.1.2(1)-11 3元状態図	3.1-30
図 3.1.2(1)-12 ナトリウム複合酸化物のエリンガム図	3.1-31
図 3.1.2(1)-13 ナトリウム-デブリ相図	3.1-31
図 3.1.2(2)-1 ナトリウム試験の概要	3.1-42
図 3.1.2(2)-2 コンクリート侵食量	3.1-42
図 3.1.2(2)-3 単位面積あたりの水素発生量	3.1-43

図 3.1.2(2)-4	Na 及び Si の濃度分布	3.1-43
図 3.1.2(2)-5	反応界面における Na 及び Si の濃度変化	3.1-44
図 3.1.2(2)-6	Na-コンクリート反応時における Na 中の SiO ₂ 微粒子の粒径	3.1-44
図 3.1.2(2)-7	Na-コンクリート反応時における Na 中の SiO ₂ 、Al ₂ O ₃ 微粒子の粒径分布	3.1-45
図 3.1.2(2)-8	反応生成物の Na と Si の濃度における熱力学的考察	3.1-45
図 3.1.2(2)-9	各温度における Na-コンクリート粉末の反応挙動 (TEST 2-4)	3.1-46
図 3.1.2(2)-10	Na-コンクリート割合 (γ) におけるピーク温度及び単位質量あたりの流出入熱の関係 (TEST 2-1~10)	3.1-46
図 3.1.2(2)-11	Na-コンクリート反応外部加熱試験後の断面 (TEST-2)	3.1-47
図 3.1.2(2)-12	反応生成物の加熱に伴う熔融状況 (外部加熱試験)	3.1-47
図 3.1.2(2)-13	Na プール中の相分離の計算	3.1-48
図 3.1.2(2)-14	相分離後の微粒子における表面反応の計算	3.1-48
図 3.1.2(2)-15	反応初期及び終息時の概念図	3.1-49
図 3.1.3(1)-1	完全混合気における雰囲気温度の時間推移	3.1-55
図 3.1.3(1)-2	Case02 におけるモル分率、雰囲気温度への各素反応感度の時間推移	3.1-55
図 3.1.3(1)-3	完全混合気における雰囲気温度の時間推移	3.1-56
図 3.1.3(1)-4	モル分率の時間推移 (左図:全体、右図:拡大図)	3.1-56
図 3.1.3(1)-5	完全混合気における雰囲気温度の時間推移	3.1-57
図 3.1.3(1)-6	完全混合気における雰囲気温度の時間推移	3.1-57
図 3.1.3(2)-1	水素拡散燃焼試験 試験体系図 (概要)	3.1-64
図 3.1.3(2)-2	水素燃焼試験装置 燃焼部	3.1-64
図 3.1.3(2)-3	ナトリウムエアロゾル供給装置	3.1-65
図 3.1.3(2)-4	着火が生じる場合の温度推移 一例	3.1-66
図 3.1.3(2)-5	着火が生じない場合の温度推移 一例	3.1-66
図 3.1.3(2)-6	ナトリウム混在水素拡散火炎	3.1-67
図 3.1.3(2)-7	ナトリウム蒸気/ミスト火炎 (参考)	3.1-67
図 3.1.3(2)-8	ナトリウム混在水素拡散燃焼試験における着火濃度特性	3.1-68
図 3.1.3(3)-1	計算手法の概念	3.1-70
図 3.1.3(3)-2	火炎面追跡モデルの基礎検証解析	3.1-71
図 3.1.3(3)-3	解析条件	3.1-75
図 3.1.3(3)-4	解析結果 (温度分布および水素ガス分布)	3.1-75
図 3.1.3(3)-5	解析体系	3.1-76
図 3.1.3(3)-6	解析格子	3.1-76
図 3.1.3(3)-7	解析結果 (通気口からの流入速度: 0.075m/s)	3.1-78
図 3.1.3(3)-8	解析結果 (通気口からの流入速度: 0.75m/s)	3.1-79
図 3.2.1-1	本研究で着目した主たる圧力バウンダリ	3.2-10
図 3.2.1-2	原子炉格納容器貫通部ベローズ試験の解析結果の代表例	3.2-10
図 3.2.1-3	中間熱交換器カバーガスベローズ試験解析結果の代表例	3.2-11
図 3.2.1-4	ベローズ試験体の張出し変形模擬のための解析手法の手順	3.2-11

図 3.2.1-5	原子炉格納容器貫通部ベローズ張出し変形模擬解析手法による結果の代表例	3.2-12
図 3.2.1-6	中間熱交換器カバーガスベローズ張出し変形模擬解析手法による結果の代表例	3.2-12
図 3.2.1-7	原子炉格納容器貫通部ベローズの陽解法による解析結果の代表例	3.2-13
図 3.2.1-8	中間熱交換器カバーガスベローズの陽解法による解析結果の代表例	3.2-13
図 3.2.1-9	各種型式の比較と解析モデル	3.2-19
図 3.2.1-10	鏡板試験体 (2D 軸対称ソリッド要素モデル) の解析結果	3.2-19
図 3.2.1-11	板厚 6mm の鏡板試験体 (3D ソリッド要素モデル) の解析結果	3.2-20
図 3.2.1-12	鏡板解析結果 (変形図) (AD 型、Φ250mm、3mm 板厚)	3.2-20
図 3.2.1-13	曲げ半径基準による限界圧力評価	3.2-20
図 3.2.1-14	亀裂開口量評価の解析モデルと開口面積の求め方	3.2-21
図 3.2.1-15	ファスニング解除時のミーゼス応力	3.2-21
図 3.2.2-1	CV ベローズ試験体形状・寸法	3.2-25
図 3.2.2-2	IHX ベローズ形状・寸法	3.2-26
図 3.2.2-3	鏡板試験体の形状・寸法 (小口径 ED)	3.2-26
図 3.2.2-4	大口径 AD 型鏡板試験体 (板厚 6mm) の 3 次元計測結果	3.2-27
図 3.2.2-5	ベローズ限界圧力試験 試験体系	3.2-27
図 3.2.2-6	試験体 1-0 試験体設置状況 (水平方向に設置)	3.2-28
図 3.2.2-7	試験体 1-1 試験体設置状況 (1-0 以外の試験体はすべて同等)	3.2-28
図 3.2.2-8	鏡板限界圧力試験 試験体系	3.2-29
図 3.2.2-9	鏡板試験体 試験体設置状況	3.2-29
図 3.2.2-10	試験体 1-0 の変形の推移	3.2-36
図 3.2.2-11	原子炉格納容器貫通部ベローズの限界圧力試験における圧力推移	3.2-37
図 3.2.2-12	中間熱交換器カバーガスベローズの限界圧力試験における圧力推移	3.2-37
図 3.2.2-13	鏡板試験体の破損に至る変形の推移	3.2-38
図 3.2.2-14	頂部変位と圧力の関係	3.2-38
図 3.2.2-15	小口径 ED 型鏡板試験体の試験後の外観 (溶体化処理あり)	3.2-39
図 3.2.2-16	大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観 (板厚 4 mm)	3.2-39
図 3.2.2-17	大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観 (板厚 6 mm)	3.2-39
図 3.2.2-18	大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観 (板厚 8 mm)	3.2-39
図 3.2.2-19	小口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観 (板厚 2.5mm)	3.2-40
図 3.2.2-20	小口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観 (板厚 3.0mm)	3.2-40
図 4-1	研究終了時の達成目標と終了後の展開・展望	4-5

概略

本業務では、「もんじゅ」における重大事故の規制要件化に対応するとともに更なる安全強化策を検討するため、ナトリウム冷却高速炉特有の重大事故現象や固有の安全性に関する事項を考慮しつつ、以下のナトリウム冷却高速炉の格納容器破損防止対策の有効性を評価するための手法を開発する。

1. 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発
2. 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

格納容器の破損モードに関する評価手法の開発、ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発、多次元ナトリウム燃焼解析手法構築では、H25年度はナトリウム燃焼現象と熱移行挙動に関する数値解析手法及び実験データの調査整理を実施し、多次元熱影響解析コードの改良方針を検討した。その結果、スプレイ燃焼モデルの改良が必要であることを明らかにし、移流拡散計算に影響を与えうる事項を抽出した。また、改良後の解析コードの妥当性確認に活用できるナトリウム燃焼実験を選定した。H26年度は、平成25年度に検討した多次元熱影響解析コード改良方針を基に、ナトリウムスプレイ燃焼に関する解析モデルの改良を進めた。AQUA-SFコードに対して、事故時に想定される多様なナトリウム漏えい形態を模擬するためにナトリウム噴出方向などスプレイ条件に関する計算機能拡張を行うとともに、大規模ナトリウム漏えいへの適用に向けた改良を行い、試験的な解析を通じて改良コードが適切に動作することを確認した。H27年度は既存ナトリウム燃焼試験データ等と多次元熱影響解析コードによる解析結果を対比させ、ナトリウムスプレイ燃焼及び熱・物質移行に関係する解析モデルの改良を実施するとともに、改良した解析モデルの検証を行った。その結果、浮力対流場における熱移行挙動がより適切に再現可能となるとともに、スプレイ液滴からのふく射熱移行が実現象に即して取扱われるようになり、ナトリウム燃焼時の熱影響評価手法を高度化できた。平成28年度は多次元ナトリウム燃焼解析コードを使用した既存ナトリウム燃焼試験の解析を実施し、同コードによる解析結果と試験データの比較検討を行った。これにより、整備した解析評価手法の妥当性を確認した。また、格納容器内で想定される上向きスプレイ燃焼に関するベンチマーク解析を行い、試験結果が良好に再現されることを確認し、開発したナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の格納容器内事象評価への妥当性を示した。

また、解析モデルの高度化では、平成25年度は関連する実験データ及び数値シミュレーション手法の調査を行い、多次元解析に適用可能な解析モデルを構築するためには、基礎的な落下液滴に関する流動現象の評価が重要であることがわかった。平成26年度は、落下液滴の解析手法及び物理モデルの開発を進め、単一液滴の場合、落下開始後0.2秒以降、落下距離にして0.2m以上において、空気抵抗の影響が現れ、落下速度は液滴密度に依存することが明らかとなった。27年度は、落下液滴を含む流れ場の検討を継続し、領域サイズ及び境界条件の影響を定量化し、壁面境界が落下距離に及ぼす影響は十分小さいこと等を明らかにし、温度変化及び物性変化を考慮した液滴燃焼実験解析を実施した。平成28年度は、物理モデルの検証及び高度化、とりまとめを行った。その結果、液滴表面での燃焼と蒸気相での燃焼の2段階の燃焼モデルにより、液滴の温度上昇挙動が再現できることがわかった。また、液滴内外の渦の発生と温度分布を明らかにし、外部流速の影響を調べ、本解析モデルが、落下液滴の燃焼現象に適用可能であることを確認した。

格納容器の破損モードに関する評価手法の開発、炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動、模擬試験及び計算化学によるモデル開発では、平成25年度は、次年度以降の模擬試験で使用する反応炉を購入し所定の仕様を満たしていることを確認するとともに、熱力学計算ソフトを購入し、所定の化学系の挙動が計算できることを確認した。試料挿入口をグローボックス内に設けることで模擬試験が可能なグローボックス付高温炉を設置した。またナトリウム存在下でのデブリの相状態を評価するためには、熱力学モデルの選択、パラメータの最適化など購入した熱力学データベースの整備が必要であることが分かった。平成26年度は、 UO_2 とNa化合物を用いて Na_xUO_y を合成し、得られる生成物の組成の合成条件依存性を調べた。その結果、反応生成物は反応温度・雰囲気により様々に変化するが、不活性雰囲気では4価または5価のウラン化合物が、酸化雰囲気では6価のウラン化合物が得られた。また、得られた生成物の熱伝導度、比熱等の物性を測定した。その結果、 $Na_2U_2O_7$ の熱伝導は室温で UO_2 より低ことなどが分かった。さらに、ナトリウム存在下のデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価して、反応挙動に関するモデルの開発を進めた。その結果、デブリ内の酸化物成分とナトリウムの状態図及びデブリ成分とナトリウム化合物 (Na_2O や $NaOH$) の状態図を熱力学計算ソフトThermo-calcを用いて作成して、ナトリウム存在下のデブリ内で存在しやすい成分を確認した。平成27年度は、前年度に引き続き UO_2 とNaの反応生成物の物性を測定するとともに、 UO_2 とNaおよびコンクリート成分との反応挙動を調べた。また、ナトリウム存在下でのデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価するとともに、反応挙動モデルの開発を進めた。その結果、 $NaUO_3$ の比熱が UO_2 より大きいこと、 UO_2 とナトリウムとコンクリート成分からは反応生成物が出来ないことなどがわかった。またThermo-Calcでナトリウムウラネート系 (Na_3UO_4 , $NaUO_3$, Na_2UO_4 , $Na_2U_2O_7$) において生成しやすい化合物を確認した。平成28年度も、前年度に引き続き UO_2 とNaの反応生成物の合成および物性測定を行うとともに、Naおよびコンクリート成分との反応生成物と UO_2 との反応挙動を調べた。また、ナトリウム存在下でのデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価するとともに、反応挙動モデルの開発を進め、それらの結果をもとにb.で得られるNa-コンクリート反応モデルへの燃料デブリの影響を評価した。その結果、ほぼ純粋な数種のナトリウムウラネートが合成できたが、 UO_2 とナトリウムとコンクリート成分とは反応せず、ウランとナトリウムとコンクリート成分からなる化合物も得られなかった。また、ナトリウムによる還元作用など燃料デブリの化学状態の酸素ポテンシャル依存性が明らかになるとともに、 UO_2 、 Na_3UO_4 、 $Na_2U_2O_7$ の順に熱伝導度が低くなり、燃料デブリの除熱が阻害されることなどがわかった。

ナトリウム-コンクリート反応とその反応停止メカニズムの解明に資するため、ナトリウム試験を実施した。平成25年度は諸準備として、コンクリート試験体の設計や製作等を実施した。平成26年度のナトリウム試験Iでは、小型コンクリート試験体を使用してコンクリート中のNaの反応拡散挙動を調べ、その結果、反応界面への生成物の堆積効果により反応が終息に向かう実験データを得た。平成27年度のナトリウム試験IIでは、Iに引き続き小型コンクリート試験体を用いて直接加熱・骨材除去コンクリートの感度実験を行い、侵食への反応界面の化学反応挙動の影響を調べた。その結果、反応界面の化学反応挙動が活発になると侵食量は2倍以上大きくなることが分かった。平成28年度のナトリウム試験IIIでは、ナトリウム中に外部加熱体を入れたナト

リウム-コンクリート反応試験を実施し、その結果、反応生成物は900℃～1100℃で熔融すること、Na プール中全体に移行し、加熱体が存在しても Na-コンクリート反応を阻害することが示唆された。

格納容器の破損モードに関する評価手法の開発、ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発、水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明、解析評価モデルの構築では、平成25年度は、水素燃焼の着火モデル等の既往研究を調査し、水素誘導拡散燃焼の解析評価手法の方針を検討した。平成26年度および平成27年度は、各種反応器体系を用いて、ナトリウムが関与しない素反応機構（水素-酸素系）条件にて反応速度論的な燃焼素反応計算により初期雰囲気温度に応じた水素自己着火の有無を把握することができた。平成28年度は最終年度として、ナトリウムが関与する素反応機構（ナトリウム-水素-酸素系）条件を考慮した数値計算結果や、ナトリウム混在水素拡散燃焼試験結果との比較を通して、ナトリウム環境下における着火機構の評価モデルの適用性を確認した。これら通年の研究成果から、素反応機構を用いた速度論的解析評価により、水素誘導拡散燃焼はナトリウムの自己着火に起因して水素が着火・燃焼する現象であることがわかった。

水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明、水素燃焼試験では、平成25年度および平成26年度は、既往知見の調査、試験装置製作や試験手法の方針を検討し、試験装置の設計・製作、機能確認を実施した。平成27年度は、水素濃度や酸素濃度、ガス温度等を変化させたナトリウム非混在水素拡散燃焼試験を実施した。平成28年度は最終年度として、ナトリウム混在下の水素拡散燃焼試験を実施し、ナトリウム非混在下の試験結果と合わせて着火条件のデータを整理した。これら通年の研究成果から、ナトリウム混在下で水素濃度および酸素濃度に対する着火条件の傾向を把握することができ、ナトリウム着火源が十分である場合では従来の着火閾値濃度に比べて低水素濃度においても水素誘導拡散燃焼が生じることがわかった。

さらに、水素燃焼挙動の3次元数値解析では、平成25年度は、水素燃焼の既往研究に関する調査検討を実施し、水素燃焼解析手法構築において留意すべき点について整理した。平成26年度は、水素素燃焼挙動解析手法の基本ソルバーの検討を行うとともに、火炎面追跡モデルと着火モデルを構築した。平成27年度は、基本ソルバーに対して適切な計算モデルの開発・整備を行い、基礎試験を対象とした検証解析を行い、界面追跡法を用いた解析の妥当性を確認した。平成28年度は、高速炉格納容器内における水素燃焼解析を行い、数値解析手法の適用性を確認した。その結果、水素燃焼が格納容器壁面等に与える影響は小さいことが予測された。

格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発 ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析では、平成25年度は次年度以降の準備として解析仕様の検討及び予備解析を実施した。平成26年度から試験に対応した本格的な解析に着手した。平成26年度は、ベローズ試験体及び鏡板試験体の内圧による座屈解析及びその後の変形挙動解析をFINASを用いて実施した。ベローズ解析に関しては、座屈後、ベローズの山同士が接触した後の解析もある程度可能であったが、その後不安定となるため解析上の扱が課題となった。鏡板解析に関しては、頂部が座屈により窪み、その後ほぼ全体が反転するまでの解析を実施することができた。平成27年度は、ベローズについては前年度の課題を解消するために、端部を移動させる解析手法等を試行し、終局的なバルジ変形を模擬できる見通しを得た。鏡板については詳細3次元計測データを用いて外圧による座屈解析及びその後の

変形挙動解析を実施し、非軸対称の座屈からその後全体が反転するまでの変形挙動を追跡できる見通しを得た。また、試験および解析により得られた知見をもとに格納容器健全性評価手法の素案作成に着手した。平成28年度は最終年度として、これまでの解析結果を集約するとともに評価手法を提示した。ベローズ構造については、EJMAの座屈評価により破損圧力を十分保守的に見積もられることのほか、各種解析および評価による耐圧限界の評価値と試験での最大圧力の比較検証を行った。鏡板構造については、座屈後の反転した鏡板の端部の変形が破損に影響することを、各種解析と試験結果の対比により確認した。これらの結果と、これまでに実施した一連の圧力負荷試験および解析により得られた知見をもとに格納容器健全性評価手法を提案した。

格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発 ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験では、平成25年度の調査・検討を踏まえてH26年度よりベローズ及び鏡板の試験に着手した。平成26年度は座屈、座屈後の過大な変形から破損に至る挙動を確認した。ベローズについては、解析結果とほぼ同様の圧力で座屈し、座屈後は山形状が消失して著しく張出すまで変形し、座屈圧力よりもはるかに高い圧力で、その一部が輸送用にベローズ両端を固定するための SHIPPING ボルトのホルダーに接触して貫通が生じた。また、2層ベローズの座屈圧力及び貫通時圧力は、それぞれ単層ベローズの約2倍であった。鏡板については、解析結果とほぼ同様の座屈挙動及び座屈後変形挙動を示し、座屈時の圧力の1.7倍を超えて貫通に至った。平成27年度は、ベローズについては、外部構造との干渉を排除してベローズそのものの限界強度データを得るとともに、外筒を設置してこれと接触干渉する場合の強度データを得た。鏡板については、板厚の異なる試験体の試験を実施し、その影響を評価した。平成28年度は最終年度として、鏡板に関し板厚の異なる試験体により座屈挙動ならびに座屈後の破損に至るまでの最大圧力や変形挙動等を得ることができた。前年度までのベローズ試験結果を含めてすべての結果を整理分析し、解析評価による破損評価法の開発に資した。

また研究推進として、研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、研究実施計画等を協議するため研究推進委員会を開催した。6月頃にキックオフ会議を行い本年度の計画を議論し、9月前後およびおよび12月末頃に研究推進委員会を開き進捗を確認し、3月末に最後の研究推進委員会を開き成果を議論した。

1. はじめに

東京電力福島第一原子力発電所の事故を受けて原子力規制委員会が改正する原子炉等規制法（改正炉規法）では、重大事故の規制要件化がうたわれており、重大事故対策に関する新規制基準案において、炉心の著しい損傷を防止する対策に加えて、格納容器の破損を防止する対策も同時に講じることが求められている。この新基準は、軽水炉を対象としたものであるが、ナトリウム冷却高速炉（以下、高速炉）に係る規則等についても、高速炉固有の安全性に関する事項を考慮しつつ(1)格納容器の破損モードに関する評価手法の開発及び(2)格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発を実施することは、ナトリウム冷却高速炉プラントの更なる安全性向上に大きく貢献するものである。

高速炉における格納容器の破損モードについて、軽水炉と比較しつつ以下のように分類整理し、格納容器の健全性評価における境界条件とした。

A. 軽水炉の場合は、以下に示す事象が格納容器の健全性に脅威を与える代表的な現象である。

①冷却材喪失事象（LOCA）

②溶融燃料-冷却材相互作用による水蒸気爆発

③高压融体ジェット（高压溶融物放出）による格納容器内雰囲気直接過熱・過圧（DCH）

④崩壊熱による（長期にわたる）過圧（雰囲気圧力・温度による静的負荷）

⑤デブリ-コンクリート相互作用による格納系主要構造物/格納容器バウンダリへの溶融浸食による格納容器直接接触とベースマツト貫通

⑥水素の燃焼並びに爆発

⑦格納容器バイパス

①については高速炉の冷却材である金属ナトリウムは、沸点が1気圧で約881℃と高いために軽水炉のように冷却系を高圧化して炉心除熱能力（冷却材の保有エネルギー）を確保する必要がない。したがって、冷却材バウンダリが破損した場合でも、軽水炉のようにブローダウンが生じて冷却材が急激に蒸発・膨張することはないため、本事象が格納容器の過圧要因とはならない。

②については金属ナトリウムは上述のように沸点が高いためにサブクール度が大きく、水蒸気爆発のような大きなエネルギーの発生はないため、本事象が格納容器の過圧要因とはならない。

③については軽水炉の小破断 LOCA 時には压力容器の内圧が著しく高い状態で燃料が溶融し、容器下部や BWR では容器下部ノズル或いは制御棒案内管の部分で溶融貫通が起こって溶融燃料がジェット状に放出されて格納容器内雰囲気を直接過熱・過圧する事象（DCH）が想定される。これに対し、高速炉では炉容器下部にノズル等の貫通部は無く、事故シナリオの検討結果から炉容器内圧が著しく高い状態で炉容器が溶融貫通する事象もないことから該当しない。

④については崩壊熱の除去機能が喪失した場合に冷却材ナトリウムが沸騰する事象や後述するナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用で発生するナトリウム蒸気による過圧が考えられる。「もんじゅ」の格納容器は床上容積が約69000m³と非常に大きく、炉容器が溶融貫通してデブリ-コンクリート相互作用が発生する事象においても格納容器の最高温度は百数十℃程度であることから、発生したナトリウム蒸気は格納容器床上に移行して雰囲気中の酸素や水蒸気と反応して固体や液体の酸化物や水酸化物に変化するとともに、未反応のナトリウム蒸気は凝縮して液体になる。したがって、格納容器の過圧要因とはならない。

⑤については高速炉にも共通する現象であるが、高速炉特有の事象としては、炉容器が溶融貫

通する事象が発生する場合には炉容器室床には冷却材であるナトリウムが先行して落下または同時に落下することが想定される。軽水炉のように事象発生時に外部から冷却材を追加投入することは困難であるが、落下した熔融燃料を主成分とするデブリはナトリウムがドライアウトするまではその蒸発潜熱によって冷却されてコンクリートとの相互作用は抑制される。ナトリウムがドライアウトした後は軽水炉と同様にデブリ-コンクリート相互作用でコンクリートが熔融浸食され、コンクリートの分解生成物である水蒸気と水素を大量に発生する。また、漏えいしたナトリウム自身が構造材であるコンクリートが接触してコンクリートに含まれる水分やコンクリート構成成分と化学反応を起こしコンクリートを浸食するとともに水素を発生する事象（ナトリウム-コンクリート反応）も同時に発生する。特に、デブリが混在する場合にその崩壊熱がナトリウムを加熱することによるナトリウム-コンクリート反応への影響や反応界面に堆積するデブリや反応生成物がナトリウム-コンクリート反応を阻害する効果については未だ定量的に確認されていない。したがって、これらの影響や効果を考慮した上でのコンクリート浸食や発生水素が格納容器の健全性に脅威を与える現象と言えることから、高速炉ではナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用が重要な格納容器破損モードの一つである。

⑥については空気雰囲気の中でナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用が発生する場合は、雰囲気中酸素濃度が10数%以上であれば、発生した水素はナトリウムプール表面でナトリウムとともに燃焼（水素再結合）して消費される。一方、格納容器床下の窒素雰囲気でナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用が起こって水素が発生する場合には、発生した水素は当該室で燃焼することなく格納容器床上の空気雰囲気中へ漏えいする。漏えいする水素には多量のナトリウムミストが含まれているため、空気雰囲気に移行した際にこれが着火源となって水素が誘導拡散燃焼して消費されると言われている（誘導拡散燃焼の発生条件例：漏えいガス中の水素濃度が10%以上、Naミスト濃度が $6\text{g}/\text{m}^3\text{-H}^2$ 以上、漏えいガス温度が 260°C 以上、漏えい先の雰囲気酸素濃度が8%以上）。上記の条件が満たされない場合には、発生する水素は格納容器内に蓄積し、一部が爆燃（蓄積燃焼）を起こして消費されるものの長期的には格納容器内に保持されて静的な圧力負荷の要因となる。爆燃の発生条件については水素濃度4%以上、酸素濃度5%以上、ただし水素濃度が4%から約8%の領域では不完全燃焼となり、水素濃度が6%の時燃焼割合は約50%、また水蒸気は水素燃焼の抑制効果を持ち、水蒸気濃度が約60%以上では水素燃焼は発生しないとされているが、これらは軽水炉の条件であり、ナトリウムミストやエアロゾル環境下での条件は明らかにされていない。したがって、高速炉ではナトリウムミスト等の存在を考慮した上での水素の燃焼並びに爆発が重要な格納容器破損モードの一つである。

⑦についても高速炉に共通する現象であり、崩壊熱除去機能喪失時に1次冷却系の過温・過圧に伴う中間熱交換器のバウンダリや2次冷却系の過温・過圧に伴う冷却材バウンダリの複数部位が多重破損を起こし、格納容器のバイパス経路が形成される事象である。特に、1次冷却系と2次冷却系のバウンダリである中間熱交換器は、格納容器バウンダリの一部であることからその健全性は格納容器の健全性と等価であるが、崩壊熱除去機能喪失時におけるこの部位の破損に係る限界温度、限界圧力と破損形態については定量的に明らかにされていない。現状の評価では、当該事象時に中間熱交換器に負荷される1次冷却系の温度と圧力は最大で約 1100°C 、約 0.5MPa-G である。崩壊熱除去機能喪失時におけるこの部位の破損に係る限界温度、限界圧力と破損形態については定量的に明らかにされていない。したがって、高速炉では崩壊熱除去機能喪失時の中間熱

交換器バウンダリの破損による格納容器バイパスが重要な格納容器破損モードの一つである。

⑧上記以外に、高速炉特有の事象で格納容器破損モードとして考える必要があるのは、反応度投入型事象が発生した場合の炉上部プラグ隙間から上方への格納容器床上ナトリウムスプレイ燃焼による格納容器床上雰囲気温度・圧力上昇がある。この場合、格納容器床上への大規模ナトリウムスプレイ燃焼が高速炉特有の重要な格納容器破損モードの一つである。

以上のような格納容器の破損モードに関する分析・整理の結果に基づき、高速炉で重要な格納容器破損モードとしてナトリウム - デブリ - コンクリート相互作用とナトリウム環境下での水素燃焼、および格納容器バイパス並びに大規模ナトリウムスプレイ燃焼の4つを抽出した。

2. 業務計画

2.1 全体計画

年度別全体計画を表 2.1-1 に示し、各個別テーマの概要を以下に説明する。

2.1.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発

高速炉の重大事故時に格納容器の構造健全性に脅威を与える可能性のある以下の破損モードにつき、現象解明のための実験を基にした事故事象に係る評価手法の開発を行う。

(1) ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発

反応度投入事故時には、数秒程度の時間で数百 kg 規模のナトリウムが格納容器床上の空気雰囲気へスプレイ状に噴出する事象を含めて、プラント内における過酷なナトリウム漏えい燃焼が起こることが想定される。ナトリウムの燃焼発熱に伴い格納容器の雰囲気温度と圧力が上昇するため、この事象推移は高速炉特有の格納容器破損モードの一つとなる。本研究では、これまでに適用・検証例の少ない格納容器内の 3 次元熱流動を考慮したナトリウム燃焼時熱影響詳細評価手法を、多次元効果の顕著に現れるナトリウム燃焼試験データを基に世界で初めて開発することを目的とする。

(2) 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動

損傷炉心の炉容器内での冷却・保持に失敗した場合には、溶融炉心物質による炉容器の破損が生じる。これに伴って、ナトリウムと溶融炉心物質が炉容器室床に落下し、ナトリウム-コンクリート反応や溶融炉心物質とコンクリートとの相互作用を起こして、水素ガスを発生させるとともにコンクリートを溶融浸食する。この化学反応熱や溶融炉心物質の崩壊熱、水素ガスは格納容器の雰囲気圧力・温度を長期間にわたって上昇させて格納容器への静的負荷となる。さらに、コンクリートの溶融浸食が格納容器バウンダリ（境界）に到達する場合には、原子炉建物下部で格納容器を破損させる要因となることから、高速炉特有の格納容器破損モードの一つとなる。本研究では、これまでに研究例の無いナトリウムとコンクリートの反応とその停止機構が水素発生とコンクリート浸食速度へ及ぼす影響を解明し、これを説明する機構論的なモデルを構築する。また溶融物質のこの反応機構への影響を調べるため、ナトリウム存在下でのデブリ中の放射性物質の物理化学形態を明らかにする。

(3) ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発

高速炉の重大事故時では、炉心溶融物やナトリウムとコンクリートとの反応に伴い、原子炉容器室が設置された窒素雰囲気室内で多量の水素が発生する。この水素が開口部等を介して移行し、特定の場所に蓄積して燃焼した場合（爆燃）は、雰囲気の温度や圧力を短時間に上昇させるため、原子炉格納容器の破損モードとなる恐れがある。ただし、水素はナトリウム蒸気やナトリウムミストを含有するため、空気雰囲気室へ噴出された場合にナトリウムの着火を起因とした水素の誘導拡散燃焼が生じると考えられている。このような誘導拡散燃焼は、蓄積した水素が爆発的に燃焼する蓄積燃焼（爆燃）と比較すると緩慢な燃焼であるため、重大事故時における原子炉格納容器の健全性を担保しつつ、水素を燃焼消費させる重要な現象である。しかしナトリウム環境下における水素の誘導拡散燃焼の研究は、燃焼試験結果に基づいた着火条件を提唱・整理した研究例

があるのみである。本研究では、ナトリウムが関与する化学反応等を考慮しつつナトリウム環境下における水素の誘導拡散燃焼の着火機構を解明し、さらに水素燃焼挙動に関する多次元の解析手法を開発する。

2.1.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

構造物が座屈すると一般に荷重の支持能力を急激に喪失することから有意な破損形態として扱われるが、その構造物が流体等のバウンダリを形成している場合、座屈発生が即バウンダリの機能喪失とは限らない。重大事故時においては、放射性物質の閉じ込め機能維持が問題となるので、座屈後、破断(開口)に至る挙動、さらには漏えい率が重要な関心事となるが、一般の構造では座屈が強度上のひとつのクライテリアであるため、従来ほとんど研究がなされていない分野である。従って、上記(1)の格納容器破損モードに対して、格納容器を構成する主要構造物の中で相対的に耐圧強度の低い構造物である配管貫通部等のベローズや中間熱交換器下部鏡板について構造健全性を評価することが重要である。本研究では、圧力負荷時の座屈及びバウンダリ破損に至るまでの構造応答挙動とバウンダリ破損時の漏えい率について、実験、解析を行い、座屈後からバウンダリ破損までの耐圧裕度とバウンダリ破損時の開口量、漏えい率に関する評価法を開発する。

2.2 各年度の成果の目標及び業務の実施方法

平成28年度業務実施計画を表2.2-1、また実施体制を図2.2-1に示す。

2.2.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発

(1) ナトリウム燃焼時の熱影響詳手法の開発

① 多次元ナトリウム燃焼解析手法構築（再委託先：原子力機構）

H25年度はナトリウム燃焼現象と熱移行挙動に関する数値解析手法及び実験データの調査整理を実施し、多次元熱影響解析コードの改良方針を検討した。H26年度は、平成25年度に検討した多次元熱影響解析コード改良方針を基に、ナトリウムスプレイ燃焼に関する解析モデルの改良を進めた。H27年度は既存ナトリウム燃焼試験データ等と多次元熱影響解析コードによる解析結果を対比させ、ナトリウムスプレイ燃焼及び熱・物質移行に関する解析モデルの改良を実施するとともに、改良した解析モデルの検証を行った。平成28年度は、多次元ナトリウム燃焼解析コードを使用した既存ナトリウム燃焼試験の解析を実施し、同コードによる解析結果と試験データの比較検討を行う。これにより、整備した解析評価手法の妥当性を確認した。

② 解析モデルの高度化

平成25年度は関連する実験データ及び数値シミュレーション手法の調査を行なった。平成26年度は、落下液滴の解析手法及び物理モデルの開発を進めた。27年度は、落下液滴を含む流れ場の検討を継続した。平成28年度は、開発を進めてきた落下液滴解析モデルをもとに、燃焼の影響等流れ場の検討を進め、物理モデルの検証及び高度化、とりまとめを行った。

(2) 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動

① 模擬試験及び計算化学によるモデル開発

平成25年度は、次年度以降の模擬試験で使用する反応炉を購入し所定の仕様を満たしていることを確認するとともに、熱力学計算ソフトを購入し、所定の化学系の挙動が計算できることを確認した。平成26年度は、 UO_2 とNa化合物を用いて Na_xUO_y を合成し、得られる生成物の組成の合成条件依存性を調べた。また、得られた生成物の熱伝導度、比熱等の物性を測定した。さらに、ナトリウム存在下のデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価して、反応挙動に関するモデルの開発を進めた。平成27年度は、前年度に引き続き UO_2 とNaの反応生成物の物性を測定するとともに、 UO_2 とNaおよびコンクリート成分との反応挙動を調べた。また、ナトリウム存在下でのデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価するとともに、反応挙動モデルの開発を進めた。平成28年度は、前年度に引き続き UO_2 とNaの反応生成物の合成および物性測定を行うとともに、Naおよびコンクリート成分との反応生成物と UO_2 との反応挙動を調べた。また、ナトリウム存在下でのデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価するとともに、反応挙動モデルの開発を進め、それらの結果をもとに②で得られるNa-コンクリート反応モデルへの燃料デブリの影響を評価した。

② ナトリウム試験（再委託先：原子力機構）

平成25年度は諸準備として、コンクリート試験体の設計や製作等を実施した。平成26年度の

ナトリウム試験 I では、小型コンクリート試験体を使用してコンクリート中の Na の反応拡散挙動を調べた。平成 27 年度のナトリウム試験 II では、I に引き続き小型コンクリート試験体を用いて直接加熱・骨材除去コンクリートの感度実験を行い、侵食への反応界面の化学反応挙動の影響を調べた。平成 28 年度のナトリウム試験 III では、ナトリウム中に外部加熱体を入れたナトリウム-コンクリート反応試験を実施した。

(3) ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発

①水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—解析評価モデルの構築—

平成 25 年度は、水素燃焼の着火モデル等の既往研究を調査し、水素誘導拡散燃焼の解析評価手法の方針を検討した。平成 26 年度および平成 27 年度は、各種反応器体系を用いて、ナトリウムが関与しない素反応機構（水素-酸素系）条件にて反応速度論的な燃焼素反応計算により初期雰囲気温度に応じた水素自己着火の有無を把握した。平成 28 年度は最終年度として、ナトリウムが関与する素反応機構（ナトリウム-水素-酸素系）条件を考慮した数値計算結果や、ナトリウム混在水素拡散燃焼試験結果との比較を通して、ナトリウム環境下における着火機構の評価モデルの適用性を確認した。

②水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—水素燃焼試験—（再委託先：原子力機構）

平成 25 年度および平成 26 年度は、既往知見の調査、試験装置製作や試験手法の方針を検討し、試験装置の設計・製作、機能確認を実施した。平成 27 年度は、水素濃度や酸素濃度、ガス温度等を変化させたナトリウム非混在水素拡散燃焼試験を実施した。平成 28 年度は最終年度として、ナトリウム混在下の水素拡散燃焼試験を実施し、ナトリウム非混在下の試験結果と合わせて着火条件のデータを整理した。

③水素燃焼挙動の3次元数値解析（再委託先：原子力機構）

平成25年度は、水素燃焼の既往研究に関する調査検討を実施し、水素燃焼解析手法構築において留意すべき点について整理した。平成26年度は、水素素燃焼挙動解析手法の基本ソルバーの検討を行うとともに、火炎面追跡モデルと着火モデルを構築した。平成27年度は、基本ソルバーに対して適切な計算モデルの開発・整備を行い、基礎試験を対象とした検証解析を行い、界面追跡法を用いた解析の妥当性を確認した。平成28年度は、高速炉格納容器内における水素燃焼解析とその影響評価を行い、数値解析手法の適用性を確認した。

2.2.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

(1) ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析（再委託先：原子力機構）

平成25年度は次年度以降の準備として解析仕様の検討及び予備解析を実施した。平成26年度から試験に対応した本格的な解析に着手した。平成26年度は、ベローズ試験体及び鏡板試験体の内圧による座屈解析及びその後の変形挙動解析をFINASを用いて実施した。平成27年度は、ベローズについては前年度の課題を解消するために、端部を移動させる解析手法等を試行し、終局的なバルジ変形を模擬できる見通しを得た。鏡板については詳細3次元計測データを用いて外圧による座屈解析及びその後の変形挙動解

析を実施し、非軸対称の座屈からその後全体が反転するまでの変形挙動を追跡できる見通しを得た。平成28年度は最終年度として、これまでの解析結果を集約するとともに評価手法を提示した。

(2) ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験

平成25年度の調査・検討を踏まえてH26年度よりベローズ及び鏡板の試験に着手した。平成26年度は座屈、座屈後の過大な変形から破損に至る挙動を確認した。平成27年度は、ベローズについては、外部構造との干渉を排除してベローズそのものの限界強度データを得るとともに、外筒を設置してこれと接触干渉する場合の強度データを得た。平成28年度は、鏡板に関し板厚の異なる試験体により座屈挙動ならびに座屈後の破損に至るまでの最大圧力や変形挙動等を得ることができた。前年度までのベローズ試験結果を含めてすべての結果を整理分析し、解析評価による破損評価法の開発に資した。

2.2.3 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、研究実施計画等を協議するため委員会を開催した。

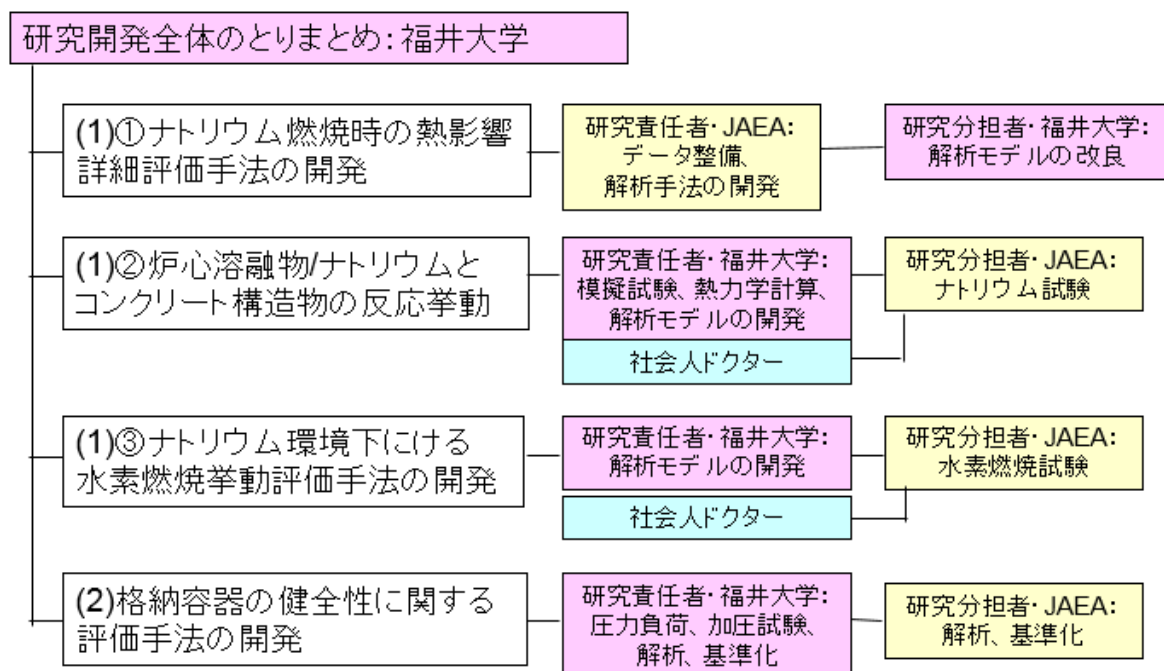
表 2.1-1 年度別全体計画（4 カ年）

項目	年度	平成 25 年度	平成 26 年度	平成 27 年度	平成 28 年度
(1) 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発 ① ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発 a. 多次元ナトリウム燃焼解析手法構築 (原子力機構) b. 解析モデルの高度化 (福井大学)	解析手法調査	解析コート改良	解析コート改良・検証	解析コート妥当性確認	
	実験データ、手法の調査	物理モデルの開発	物理モデルの検証	物理モデルの検証、高度化	
	化学計算ソフト、反応炉の導入	模擬化合物合成・物性測定、化学計算	模擬化合物合成・物性測定、化学計算	反応モデル構築	
	ナトリウム試験の準備	ナトリウム試験の準備、試験-I	ナトリウム試験-II	ナトリウム試験-III、成果のまとめ	
	解析評価手法予備検討	解析評価	解析評価・検証	解析評価の検証・妥当性評価	
	既往知見調査・整理	試験装置の設計・製作	試験装置の拡充・改造、水素燃焼試験	水素燃焼試験・結果評価	
	数値解析知見調査・整理	数値解析手法開発	数値解析・分析	解析結果評価	
	試験、解析の予備検討	解析・評価(評価手法の予備検討)	解析・評価(評価手法の素案作成)	解析・評価-3 試験結果の分析、評価手法の提案	
	委員会の開催	試験(評価手法の予備検討)	試験(評価手法の素案作成)	委員会の開催	
	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	
(2) 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発 ① ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析 (原子力機構) ② ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験 (福井大学)	委員会の開催	委員会の開催	委員会の開催	委員会の開催	
	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	
	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	
(3) 研究推進 (福井大学)	委員会の開催	委員会の開催	委員会の開催	委員会の開催	
まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価	まとめ・評価		

表 2.2-1 平成 28 年度業務実施計画

区分	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3
(1) 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発												
①ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発												
a. 多次元ナトリウム燃焼解析手法構築 (原子力機構)	←											→
b. 解析モデルの高度化	←											→
②炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート 構造物との反応挙動												
a. 模擬試験及び計算化学によるモデル 開発	←											→
b. ナトリウム試験 (原子力機構)	←											→
③ナトリウム環境下における水素燃焼挙 動評価手法の開発												
a. 水素誘導拡散燃焼における着火機構 の解明—解析評価モデルの構築—	←											→
b. 水素誘導拡散燃焼における着火機構 の解明—水素燃焼試験— (原子力機構)	←											→
c. 水素燃焼挙動の3次元数値解析手法の 構築 (原子力機構)	←											→
(2) 格納容器の構造健全性に関する評価手法 の開発												
①ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析 (原子力機構)	←											→
②ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験	←											→
(3) 研究推進	←											→
	△						△			△		△

図 2.2-1 実施体制



3. 業務の実施内容及び成果

3.1 格納容器破損モードに関する評価手法の開発（平成 25～28 年度）

3.1.1 ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発

(1) 多次元ナトリウム燃焼解析手法構築

①背景および目的

ナトリウム冷却高速炉の炉心溶融を伴う過酷事故において、炉容器上方からナトリウムが上向きに噴出して空気中の酸素や湿分と反応（燃焼）する事象（図 3.1.1(1)-1）を想定すると、格納容器等へ熱影響を与えうるリスクが存在する。そこで本研究では同事象を評価するため、多次元ナトリウム燃焼解析手法を構築する。原子力機構が所有する多次元ナトリウム燃焼解析コード AQUA-SF^[1]をベースとして、モデル整備を実施するとともに、ナトリウム燃焼試験データ等との比較検討によって解析コードの総合的な妥当性を評価する。

②モデル整備（平成 26 年度、27 年度）

ナトリウム燃焼に伴う格納容器への熱影響を評価する上で重要となる現象は、ナトリウムスプレィ液滴の燃焼挙動と、対流およびふく射による燃焼熱の熱移行挙動である。AQUA-SF コードではスプレィ燃焼のモデル化は、液滴温度に応じて酸化剤の流入フラックスもしくは D 二乗則に基づき行われ、これまでモデル検証がなされている^[1]。ただし、解析において設定可能なスプレィの噴出方向は鉛直下向きに限定されているため、前述の格納容器内事象を評価するためには、液滴スプレィモデルを改良する必要がある。熱移行モデルでは、液滴から雰囲気への熱移行は対流が、雰囲気中および雰囲気から構造材への熱移行は対流とふく射の両者がそれぞれ熱移行形態として考慮されている。ここで液滴からの熱移行現象では、液滴周囲の火炎はナトリウム沸点（大気圧で 879°C）を上回る高温となり、ふく射によって相当量の熱が遠方の雰囲気や構造材まで輸送されると想定される。この効果は、AQUA-SF コードにおいては液滴周囲の雰囲気が高温になることにより再現されているが、本来は構造材へ直接移行する熱が、解析上では雰囲気を経由して移行するため、雰囲気温度やそれに伴う圧力の過大評価や、一方で構造材への熱移行に関しては過小評価が懸念される。したがって熱影響の評価精度向上のため、液滴からの熱移行モデルを改良して、ふく射熱移行を新たに考慮する。また雰囲気中での熱移行に関連して、一般火災の分野においては乱流モデルを用いた評価がなされており、AQUA-SF コードにおいても標準 $k-\epsilon$ モデルが導入されている。しかし同コードの標準 $k-\epsilon$ モデルは検証例がなく、また標準 $k-\epsilon$ モデルにおいては乱流生成に対する温度分布の影響が過小評価される知見が報告されている^[2]。したがって、本研究では (a) 液滴スプレィモデル、(b) 液滴からのふく射熱移行モデル、(c) 乱流モデルの改良整備を実施する。各モデル改良の詳細はそれぞれ以下に記載する。

(a) 液滴スプレィモデルの改良

AQUA-SF コードの液滴スプレィモデルにおいては、一定数のスプレィ液滴を一つの仮想粒子で代表させ、仮想粒子毎に運動や燃焼量などを計算する。スプレィ液滴の初期位置、初期速度ベクトルを設定し、時間進展の際には運動方程式に基づき、位置と速度を更新する。本改良ではスプレィ噴出方向を、上向きを含む任意の方向へ設定可能とする。一度従来設定の下向きに液滴の初

期位置と初期速度ベクトルを設定した後に、スプレイコーンの中心軸、すなわち初期位置と初期速度ベクトルを指定した方向へ回転変換する処理をコード内に新たに実装する。図 3.1.1(1)-2 に従来の散布（下向き噴出）と改良後の例として、上向き噴出と斜め下向き噴出のそれぞれにおける液滴の初期速度ベクトルを示す。いずれの場合においても、入力で指定した方向へ適切に液滴が噴出されることを確認した。

(b) 液滴からのふく射熱移行モデル

AQUA-SF コードにおいて、雰囲気内でのふく射熱移行は 6 フラックスモデルによってモデル化されている^[1]。一方でスプレイ液滴から雰囲気への熱移行は、スプレイ液滴が位置する雰囲気セルに限られており、高温のスプレイ液滴から遠方の雰囲気や構造壁などへは直接熱移行するパスが考慮されていない。このため、スプレイ液滴が位置する雰囲気セルが高温化することで 6 フラックスモデルにより間接的に遠方へ熱移行する。こうした既存のモデル化では熱拡散が限定的となると考えられるため、より実現象に即したモデルに改良する。

モデル改良では、6 フラックスモデルに液滴からのふく射能を加算する。また、液滴からのふく射放熱の分だけ、従来の液滴から雰囲気への熱移行量を減じる。AQUA-SF におけるふく射フラックス R_j の輸送方程式は、式(3.1.1(1)-1)により与えられている。ここで、生成項は式(3.1.1(1)-2)の通りであるが、従来のモデルではふく射能 E として、ガスのふく射能 E_{gas} のみを考慮されていたが、新しく液滴のふく射能 E_{droplet} による項を付加した。液滴のふく射能は火炎の温度 T_{flame} を用いて、式(3.1.1(1)-3)により与える。

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{1}{(a+s)} \frac{\partial R_j}{\partial x_j} \right) + S_j = 0 \quad (3.1.1(1)-1)$$

$$S_j = aE_{\text{gas}} + E_{\text{droplet}} \cdot \frac{4\pi r_{\text{flame}}^2}{V_{\text{cell}}} \cdot \frac{1}{2} \frac{A_{\text{cell},j}}{A_{\text{cell}}} + s \frac{\sum_j R_j}{N} - (a+s)R_j \quad (3.1.1(1)-2)$$

$$E_{\text{droplet}} = \varepsilon \sigma T_{\text{flame}}^4 \quad (3.1.1(1)-3)$$

ここで、 a は吸収係数、 s は散乱係数、 r_{flame} は火炎半径、 V_{cel} 、 A_{cell} はそれぞれ雰囲気解析セルの体積と表面積である。 $A_{\text{cell},j}$ は j 方向の表面積であり、ここでは片面のみの表面積が必要なため 1/2 を乗じている。改良モデルが適切にコードへ実装されているか確認するため、図 3.1.1(1)-3(a) に示す $3 \times 3 \times 3$ の体系にて動作検証解析を実施する。初期 20°C の空気雰囲気体系の中心に 540°C の液滴を配置する。無重力のため液滴の運動はない。図 3.1.1(1)-3(b) に初期と液滴消失時の内部エネルギー配分を示す。液滴からのふく射を考慮しない従来モデルでは、燃焼熱の大半が雰囲気に移行しているが、液滴ふく射を考慮した改良モデルでは、6 割以上が構造側へ移行していることが確認できる。

(c) 乱流モデルの改良

AQUA-SF コードにおける乱流エネルギー k と散逸率 ε の輸送方程式はそれぞれ式(3.1.1(1)-4)、式(3.1.1(1)-5)の通りである。 P_k および G_k は式(3.1.1(1)-6)により与えられる。また、各モデル定数は式(3.1.1(1)-7)に示す値を使用している。

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho \overline{U_j k}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu + \mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k + G_k - \rho \varepsilon \quad (3.1.1(1)-4)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \rho \overline{U_j \varepsilon}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu + \mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon}{k} C_{\varepsilon 1} P_k + \frac{\varepsilon}{k} C_{\varepsilon 1} (1 - C_{\varepsilon 3}) G_k - \frac{\varepsilon^2}{k} C_{\varepsilon 2} \quad (3.1.1(1)-5)$$

$$P_k = -\rho \overline{u_i u_j} \frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j}, \quad G_k = \left(-\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial H} C_p \right) \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial \overline{T}}{\partial x_i} g_i \quad (3.1.1(1)-6)$$

$$\sigma_\varepsilon = 1.0, \quad \sigma_\varepsilon = 1.3, \quad C_{\varepsilon 1} = 1.44, \quad C_{\varepsilon 2} = 1.92, \quad C_{\varepsilon 3} = 0.7 \quad (3.1.1(1)-7)$$

ここで、 ρ は密度、 U は速度、 u は速度の変動成分、 P は圧力、 μ は粘性係数、 g は重力加速度、 F は外力、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。 k と ε の輸送方程式(3.1.1(1)-4)(5)において、加熱噴流の場合にのみ寄与する浮力項の G_k について見直しを行う。既存のモデルでは重力方向の温度勾配のみ寄与すると仮定され、式(3.1.1(1)-6)の通りモデル化されている。しかしこのような重力方向の温度勾配のみ乱流生成に寄与するモデル化では、今回評価対象とした浮力対流時の拡散挙動を過小評価することが報告されている^[2]。そこで、重力方向以外の温度勾配も乱流生成に寄与するGGDHモデル^[3]を導入する。GGDH (Generalized Gradient Diffusion Hypothesis) モデルでは G_k は次式の通り定式化され、重力に対し垂直な方向の温度勾配の項が付加されている。

$$G_k = \frac{\rho_\infty}{\rho} \frac{3}{2} \frac{1}{T} \frac{\mu_t}{Pr_t k} \left(k \frac{\partial \overline{T}}{\partial z} + \overline{u'w'} \frac{\partial \overline{T}}{\partial r} \right) g \quad (3.1.1(1)-8)$$

改良モデルを評価するため図3.1.1(1)-4に示す加熱噴流実験^[4]のベンチマーク解析を行う。解析体系は R - Z の2次元体系で、メッシュ分割数は 45×100 とする。加熱噴流場における Z 方向速度 W と温度 T の実験結果とAQUA-SFによる解析結果の対比を図3.1.1(1)-5に示す。横軸は中心線からの距離 R を高さ Z で除している。縦軸の速度と温度はともに実験定数 F_0 ($F_0 = 0.0127 \text{ m}^4/\text{s}^3$)等を用いて、それぞれ次式に従い規格化している。

$$W_{-norm} = \frac{W}{F_0^{1/3} Z^{-1/3}}, \quad T_{-norm} = \frac{T - T_\infty}{g^{-1} \beta^{-1} F_0^{2/3} Z^{-5/3}} \quad (3.1.1(1)-9)$$

ここで、 T_{∞} は周囲温度 (24.8°C)、 g は重力加速度、 β は熱膨張率である。従来モデルでは速度と温度ともに実験結果と比べて、中心付近で過大評価されている。一方で GGDH モデルによる解析では、乱流拡散が促進されることにより、温度や速度の中心付近の過大評価が緩和され、実験結果を良好に再現している。

③総合検証 (平成 28 年度)

モデルを改良整備したコードの総合的な妥当性評価として、評価前述の格納容器内で想定される事象と同じく上向きナトリウムが噴出するスプレイ燃焼試験^[5]についてベンチマーク解析を実施する。同試験は、図 3.1.1(1)-6 に示すように高さ 2.78 m、内容積 1.93 m³、初期温度が 20°C の空気雰囲気である密閉容器を用いて実施された。この容器内の下方に設置されたノズルから 300°C のナトリウム 400 g が約 13 秒間にわたり上向きにスプレイ噴出した。用いたノズルのスプレイコーン角度は 60° で燃焼試験とは別途に実施された液滴の計測試験では、液滴の空間分布はほぼ均一、液滴径分布はほぼ対数正規分布で、その中央径は約 0.05 mm であった。ベンチマーク解析はこれらに試験条件に準じて次の通りに実施する。

(a) 解析体系および条件

解析体系は図 3.1.1(1)-6 に示す体系をデカルト座標系にて、容器の高さおよび直径、内容積を試験に合わせ設定する。ナトリウムのスプレイ条件は試験と同じ温度やスプレイ角度で、液滴径は抜山-棚沢モデルにて、体積当たりの総液滴表面積が実験のそれと一致するように液滴直径入力データを設定している。空間の計算格子は 70 mm 前後のほぼ均一なサイズで、xyz の各方向に 17×17×42 ずつ配置する。時間幅は雰囲気熱流動解析が 10 ms で、スプレイ燃焼解析が 1 ms である。速度の壁面境界条件はノンスリップである。試験容器には断熱材がないため、外壁面の熱的境界条件は自然対流熱伝達を与える。

(b) 解析結果

図 3.1.1(1)-6(b) および-7 に温度分布の試験結果および解析結果をそれぞれ示す。試験結果は高温となる領域がノズル直上に限定されており、ほぼ最高温度となる 10 秒時点で 900°C 以下であった。またノズルから右斜め上方には 600°C 程度の領域が存在するが、容器の半分より上の領域では 200°C 未満の比較的低い温度であった。一方で、層流かつ液滴からのふく射を考慮しない従来モデルによる基準解析では、容器の中心軸に形成される上昇流に沿って、容器上方まで 1000°C を越える高温領域が存在している。試験結果と比べて、高温領域が上方に広がっており、温度も全体的に高い解析結果である。これに対して、本公募研究にて導入した GGDH 乱流モデルを用いた条件では、上昇流が乱流拡散によって抑制されることにより、高温領域は試験結果と同じく容器下方に限定される。また基準条件では約 1500°C であった最高温度は、乱流条件では約 1300°C へ低下し、さらに図 3.1.1(1)-8 に示す液滴ふく射モデルも適用した条件では約 1000°C である。このように乱流モデルにより温度の空間分布傾向が試験整合し、さらに液滴ふく射モデルにより全体温度や最高温度が試験結果に近づく傾向である。なお流れ場に対して壁面の影響が比較的に大きい本ベンチマーク解析においては、図 3.1.1(1)-8 に示すように従来の乱流モデルと GGDH 乱流モデ

ルでは、顕著な違いは生じていないものの、前述の結果は本公募研究にて整備した GGDH モデルの妥当性を示している。また前述の加熱噴流実験と同じく広い空間で自由乱流が形成されるナトリウム冷却高速炉の格納容器では、GGDH 乱流モデルにより熱移行挙動をより適切に評価できると考えられる。

図 3.1.1(1)-9 に圧力履歴の試験結果および解析結果を示す。まず最高圧力に着目すると、試験では 1.5 atg 程度であった。液滴ふく射を考慮しない基準条件と乱流のみ条件の解析では 2.6 atg 程度であるが、液滴ふく射を考慮した条件では 2.0 atg 程度に低下する。従来モデルでは燃焼熱は全て一度雰囲気へ移行した後に構造に伝わるが、液滴ふく射モデルにより構造へのダイレクトな熱移行が考慮されることにより、前述のように全体的に雰囲気温度の上昇が抑制され、結果として圧力も低下する。またスプレー噴出開始直後の圧力上昇や、スプレー停止後の圧力低下を試験と比べると両者とも試験結果を良好に再現している。初期の圧力上昇は、ナトリウム流量を一定とした条件では、液滴ふく射なしの条件の方がより試験結果に近いが、試験では初期にナトリウム流量が大きい傾向が示されている。試験ではナトリウムを供給するピストンのストローク量が記録されており、その結果に基づくナトリウム流量設定により、液滴ふく射ありの条件にて解析を行うと、図 3.1.1(1)-9 に示すように試験の圧力上昇は良好に再現される。なお、試験においては終了直前にガスパージによって供給配管に残存するナトリウムを押し出したため、約 13 秒にて第 2 ピークが生じている。これは後処理の関係で行われたものであり、解析ではこの挙動は模擬していない。

④まとめ

ナトリウム冷却高速炉の格納容器内にてナトリウムが上向きに噴出し燃焼する際の熱影響詳細評価手法構築を目的として、多次元ナトリウム燃焼解析コード AQUA-SF のモデル整備を実施するとともに、ナトリウム燃焼試験データ等との比較検討によって解析コードの妥当性を評価した。モデル整備としては主として、ナトリウム液滴スプレーモデルの改良によるスプレー方向の任意化、液滴からのふく射熱移行モデルの導入、乱流モデルの高度化改良を実施した。コードの総合的な妥当性評価として上向きスプレー燃焼試験のベンチマーク解析を実施し、液滴ふく射モデルと高度化乱流モデルによって試験結果が良好に再現されることを確認し、開発したナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の格納容器内事象評価への妥当性を示した。

参考文献

- [1] T. Takata, et al., "Numerical investigation of multi-dimensional characteristics in sodium combustion", Nuclear Engineering and Design, Vol. 220, 37-50 (2003).
- [2] KV. Maele, B. Merci, "Application of two buoyancy-modified k-ε turbulence models to different types of buoyant plumes", Fire Safety Journal, Vol. 41, Issue 2, 122-138, (2006).
- [3] B.J. Daly, F.H. Harlow, "Transport equation in turbulence", Physics of Fluids, Vol. 13, Issue 11, 2634-2649, (1970).
- [4] A. Shabbir, W. George, "Experiments on a round turbulent plume", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 272, 1-32, (1994).
- [5] 桜間直樹、他、"密閉容器内におけるナトリウム燃焼実験"、PNC TJ202 76-06 (1976).

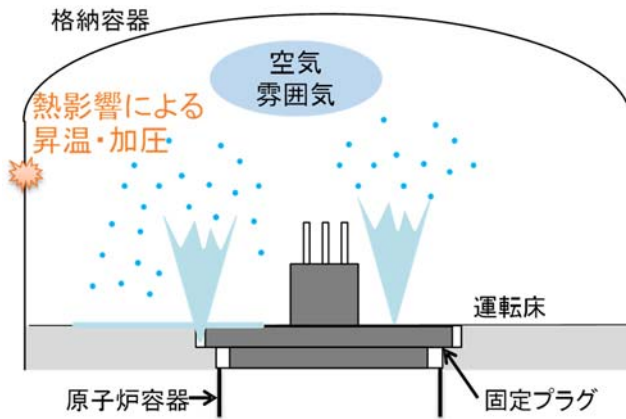
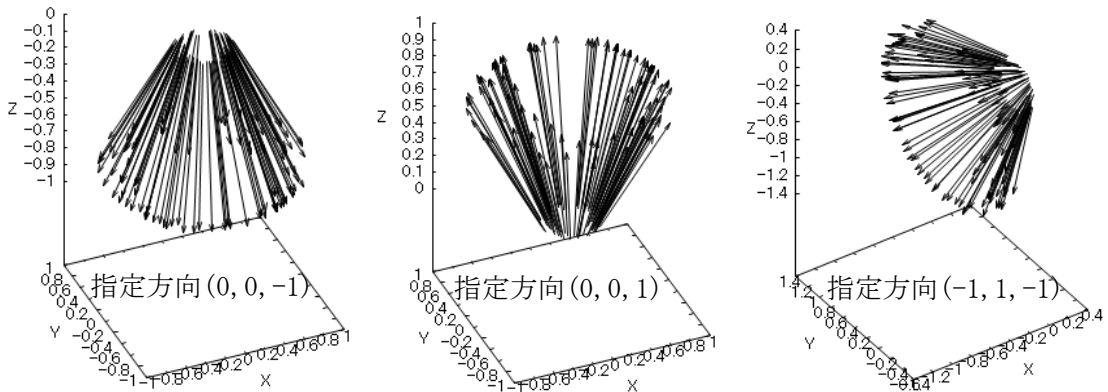
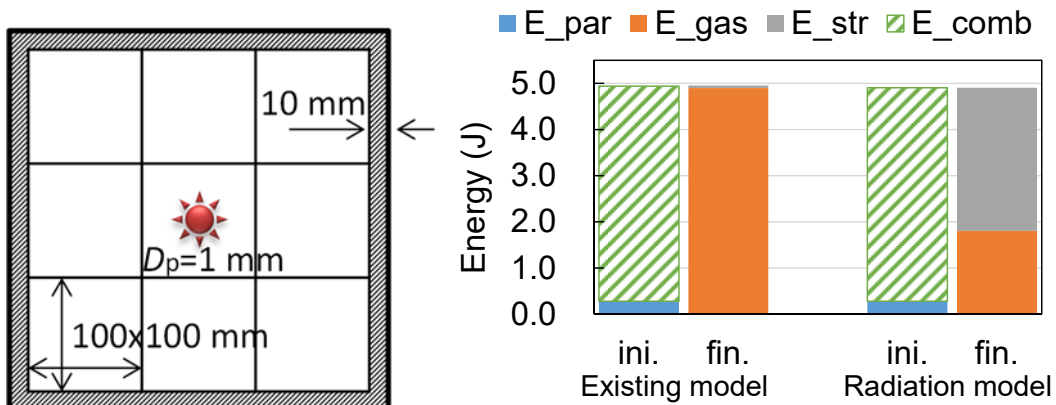


図 3. 1. 1(1)-1 過酷事故時の格納容器内でのナトリウム噴出・燃焼事象



(a) 下向き噴出 (従来機能) (b) 上向き噴出 (新機能) (c) 斜め下向き噴出 (新機能)

図 3. 1. 1(1)-2 スpray液滴の初期位置および初期速度ベクトル



(a) 解析体系 X-Y 断面 (Z 方向も同一) (b) 初期と液滴燃焼時の内部エネルギー比較

図 3. 1. 1(1)-3 解析体系と初期と液滴燃焼時の内部エネルギー比較

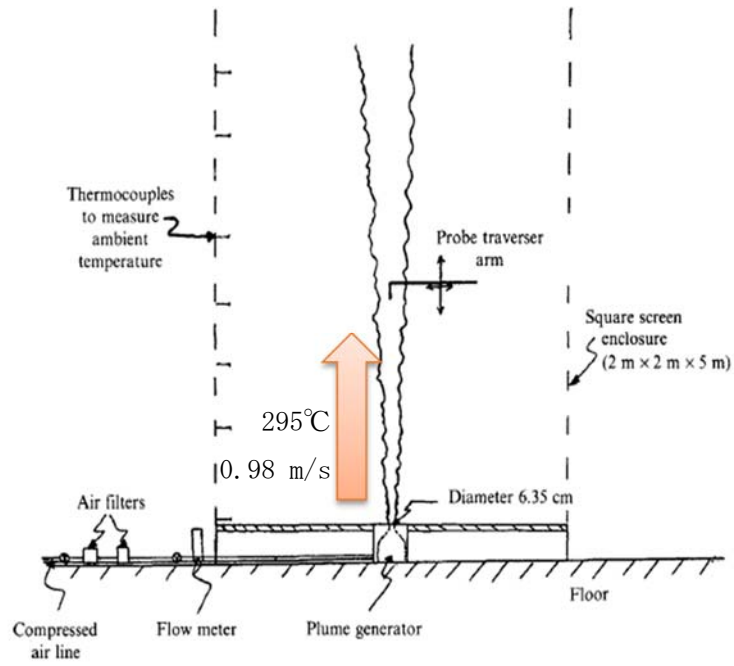


図 3. 1. 1 (1)-4 加熱噴流実験体系⁽³⁾

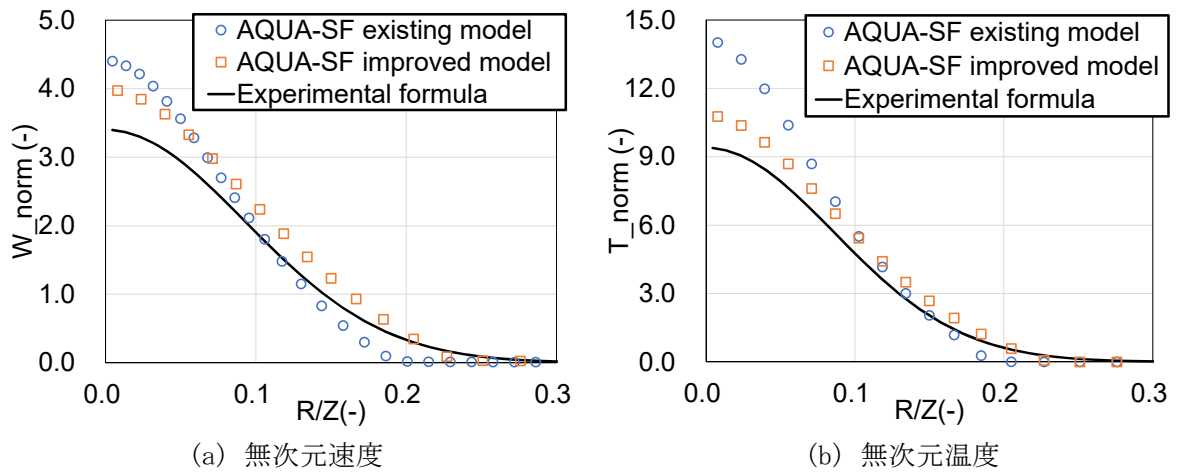
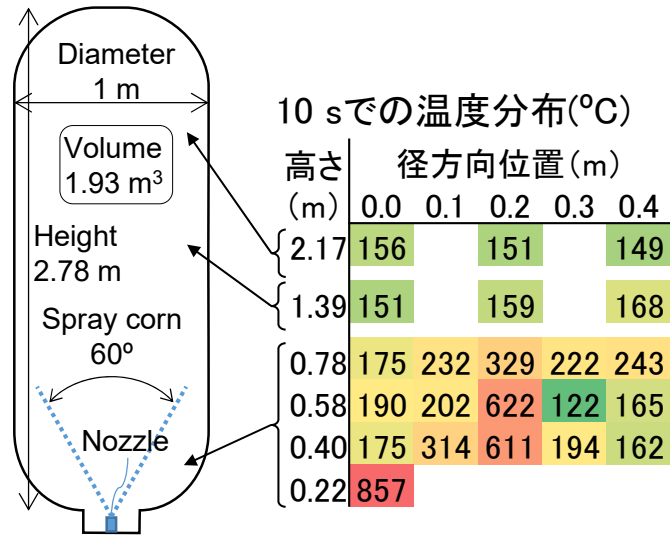


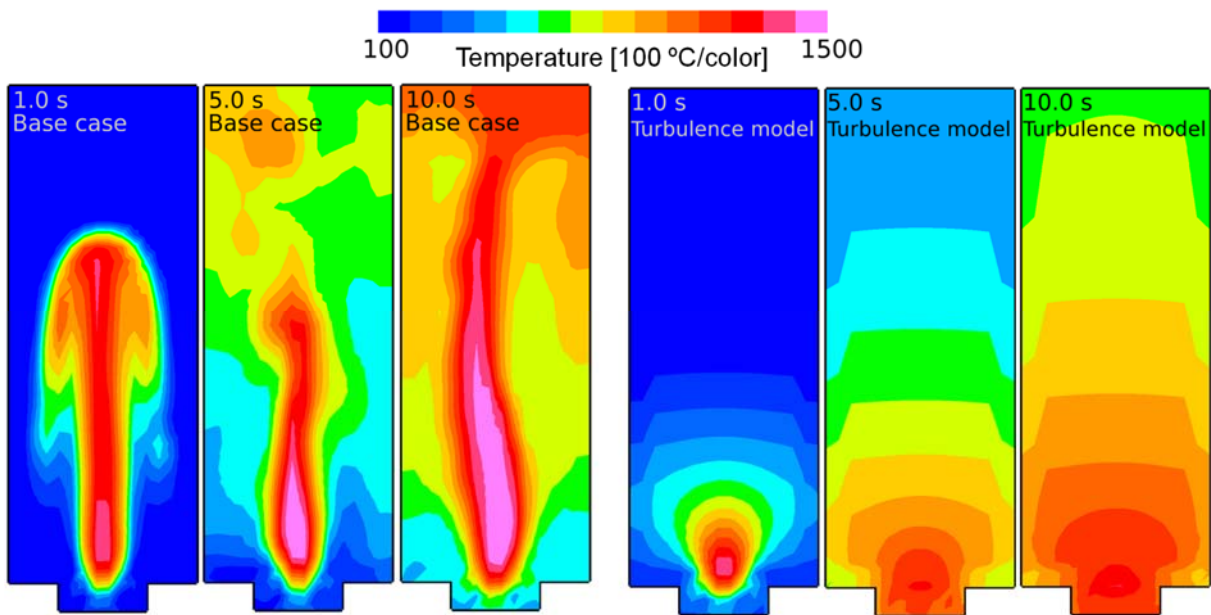
図 3. 1. 1 (1)-5 加熱噴流解析



(a) 実験体系

(b) 温度分布

図 3. 1. 1(1)-6 上向きスプレー燃焼解析



(a) 基準条件

(b) 乱流条件

図 3. 1. 1(1)-7 上向きスプレー燃焼解析の温度分布

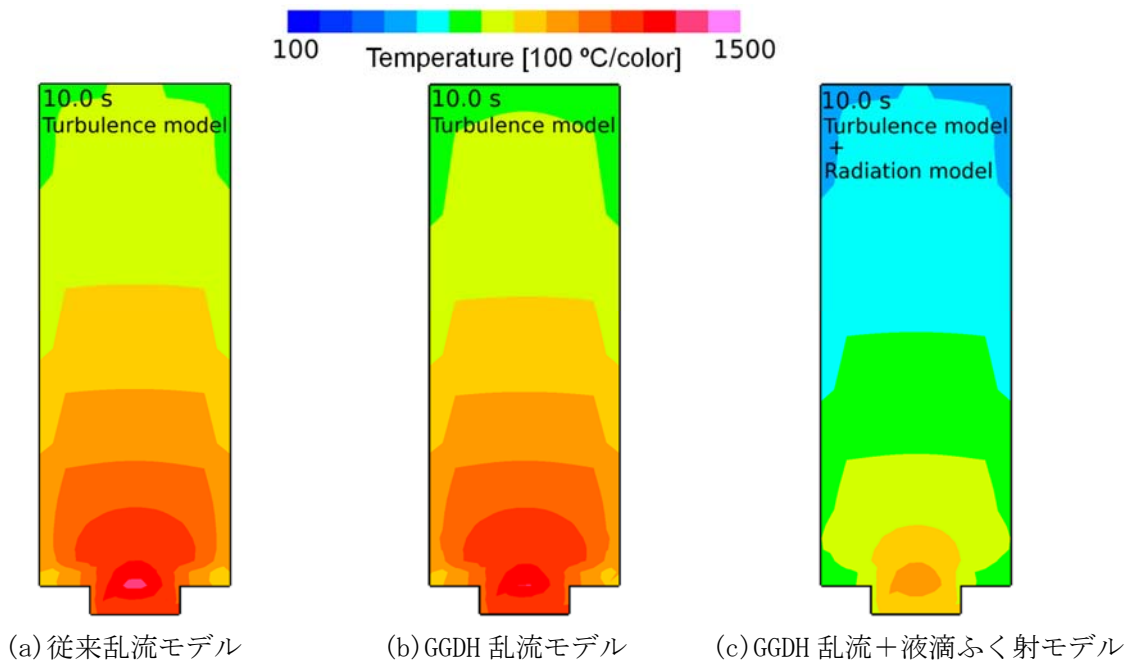


図 3. 1. 1 (1)-8 温度分布のモデル間比較

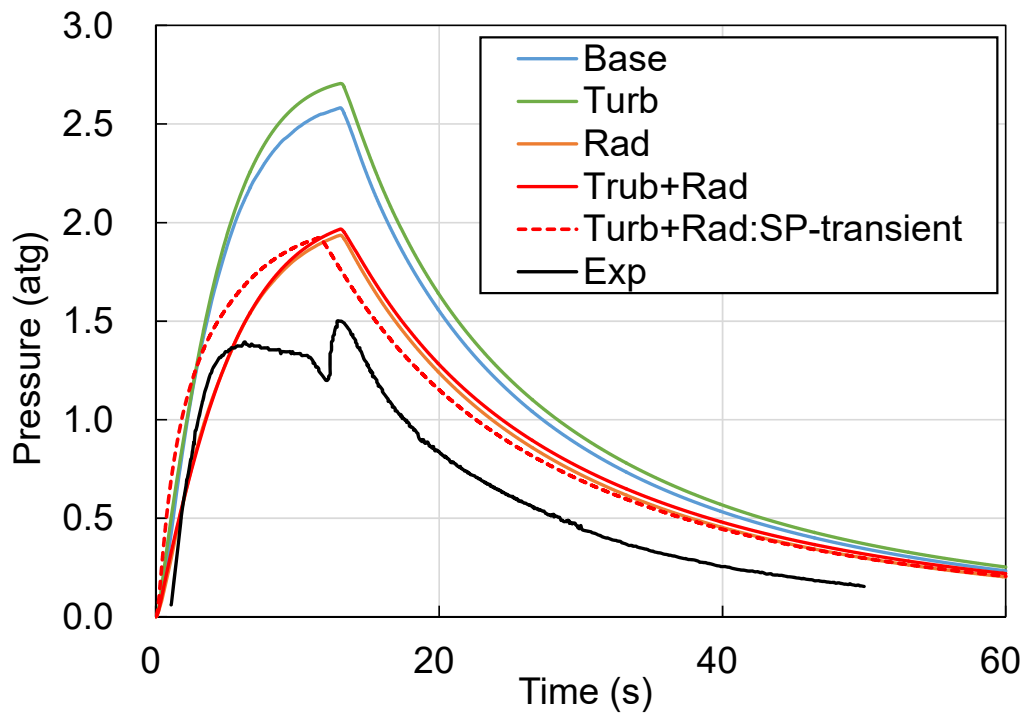


図 3. 1. 1 (1)-9 圧力履歴

(2) 解析モデルの高度化

①目的

ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発及び高度化のために、ナトリウム液滴の落下、並びに燃焼挙動に関して、現象の基礎となる液滴内外の流れ場の解析手法及び物理モデルの開発を進める。

②ナトリウム液滴の落下及び燃焼挙動解析

1) 液滴落下挙動解析（平成 25 年度、26 年度）

ナトリウムスプレー燃焼の基礎過程を調べるために、単一のナトリウム液滴に対する落下燃焼実験が原子力機構により行われている^[1-3]。この一連の実験では、液滴を剛体球と仮定して簡単な解析を行い、落下距離や速度についての検討が行われている。また、これらの実験を対象とした液滴燃焼の数値解析も実施されているが、やはりナトリウム液滴は剛体球として扱われている^[4]。これらの実験解析及び数値解析にみられるように、落下燃焼液滴の流れ場では、燃焼の影響が支配的であると考えられるため、液滴としての特性はあまり問題にされていない。そこで、ナトリウム液滴を形状変形や内部流動が可能な通常の液滴として扱うことにより、落下過程の三次元数値シミュレーションを実施し、剛体球との挙動の違いを検討した。

数値シミュレーションには ANSYS 社製の Computational Fluid Dynamics (CFD) コード、Fluent 14.5 を使い、液滴の扱いには、Volume of Fluid (VOF) モデルを用いた。VOF モデルは、流れ場全体を一つの運動方程式で表し、気相で 0、液相で 1 となる流体の体積率関数の移流を計算することにより、二相流動を表現する。以下では、シミュレーション領域は直方体とし、鉛直(z)軸の負の方向に重力を作用させ、 $z = 0$ の領域上端を速度ゼロの境界とし、もう一方の領域下端を圧力境界とした。x、y 方向の側面はいずれも速度ゼロのすべりなし境界とした。時間ゼロで、シミュレーション領域の上から 4 mm のところを中心に、直径 6 mm の球形液滴を置き、その後の落下挙動を調べた。液滴径は文献(4)を参考にしたものである。

まず、シミュレーション結果に及ぼす解析条件の影響として、表面張力、解析領域サイズ、解析メッシュサイズ、領域側面の境界条件等について検討を行った。その結果、適切に表面張力を設定することで液滴形状が保たれること、解析領域は液滴を囲む水平面で 20 mm × 20 mm、メッシュ幅は一辺が 0.5 mm で十分なこと、側面の境界条件の影響は無視しうることを確認した。

これらの検討を基に、落下距離 960 mm において、メッシュ数約 307 万のモデルメッシュを作成し、水とナトリウムの液滴落下解析を行った。それぞれ 20 °C の水、500 °C のナトリウムの物性を用い^[5,6]、また、燃焼や物性変化は考慮していない。図 3.1.1(2)-1 に落下後 0.30 秒での中心軸垂直断面での速度分布図を示す。メッシュは鉛直方向に長いため、これらの図は、液滴周辺部を切り出したものであるが、鉛直方向の位置は同一としている。0.30 秒で、ナトリウム液滴の後流には乱れが発生しているのに対し、水液滴では穏やかな流れ場となっていることがわかる。

図 3.1.1(2)-2、図 3.1.1(2)-3 に落下距離、落下速度の時間変化をそれぞれ示す。比較のために、空気抵抗を無視した自由落下の理論解も示してある。0.2 秒以降、すなわち 0.2 m ほど落下した後、時間及び落下距離が増えるにつれて、液滴と自由落下との差が大きくなっていくのがわかる。また、落下距離、落下速度のいずれも、時間とともにナトリウムより水のほうが大きくな

ることがわかる。自由落下について、空気抵抗を考慮した理論解析を行ったところ、時間とともに、抵抗の影響が大きく表れることが示され、また、ナトリウムと水の差は、密度の差によることが明らかとなった。これらの理論解析との比較により、本シミュレーション結果は妥当なものであることが確認された。

2) 液滴燃焼挙動解析（平成 27 年度、28 年度）

燃焼解析モデルを構築するために、静止ナトリウム液滴燃焼実験^[7-10]を参考とした数値シミュレーションを実施した。この一連の実験では、ノズルを通してナトリウム液滴を生成し、ノズル下部に懸垂状態で保持し、液滴下部から空気を流入することにより、定常な流れの中での静止液滴の燃焼状態を観察している。範囲は限られるが、流入する空気の流速を変えることにより、落下液滴の流動条件変化に対応するものとなっている。

対象とした実験は、液滴の初期等価直径が 4.0 mm、初期温度が 400 °C、流入空気は室温で流速 0.2 m/s から 0.6 m/s で行われたもので、液滴中心温度の変化が熱電対により測定され、また、連続写真により、温度上昇、着火、燃焼の様子を観察している。

燃焼解析モデルの検討は、落下解析と同じく ANSYS Fluent コードを用い、VOF モデルにより行った。解析領域は、12 mm×0.2 mm×12 mmの、y 方向に薄い三次元体系とし、実質的な二次元計算とした。解析条件は違うものの、前述の落下解析では直径 6 mmの液滴に対し、幅 15 mmの解析領域で影響がみられなかったため、ここでは 4 mmの液滴に対し 12 mmの領域幅とした。ただし、計算メッシュ幅は 0.2 mmとし、より詳細な現象を扱えるようにした。すなわち、落下解析では、液滴径に対し 12 メッシュ用いていたのに対し、今回は 20 メッシュであり、相対的に細かな解析となっている。境界条件は、側面ではすべり条件、底面から所定の速度で空気が流入し、上面から流出するものとした。落下解析では、温度や物性は一定値とし、運動量と質量の保存のみを考慮したが、ここでは、燃焼による温度変化とそのための物性変化を表現するため、エネルギー保存式も連立させて解析を行った。このため、物性値は、文献[5, 6]を参考に、可能な限り温度依存とした。液滴燃焼は、着火までを表面反応とし、着火後蒸気相での反応とする二段階モデルを導入し^[11]、表面反応については、温度依存の化学反応に基づく反応速度とし^[12]、蒸気相反応は、流れ場に依存した酸素の質量移動に基づく反応速度^[11]を用いた。また、反応面積については、VOF モデルに対応させるため、体積率関数から計算セルごとに算出するモデルを採用し^[13]、燃焼反応が起こっているセル中の流体に反応熱を与えることとした。これら燃焼反応モデルの Fluent コードへの導入に当たっては、C 言語によるユーザー定義関数を作成し、コード本体と連成させた。

図 3.1.1(2)-4 に、空気流速が 0.4 m/s の際の、液滴形状に対応する密度分布(上段)と、熱の空気中への広がりを示す温度分布(中段)の時間変化を示す。また、実験で観察された液滴の写真(8)を下段に示す。図からわかるように、液滴はノズル先端に懸垂され、落下せず、鉛直方向にやや伸びた形状となり、また、周囲の空気は、液滴から熱を受け下流(液滴の上部)方向に高温領域が広がる流れ場を示している。密度分布からは、液滴形状は、常に変動していることがわかる。図 3.1.1(2)-5、図 3.1.1(2)-6 に、それぞれ、ある時間での速度分布と温度分布をそれぞれ示す。速度分布からは、流入空気が反応熱を受け取るため、液滴側面から下流に向けて加速され、液滴後方には、逆流領域が生じていることがわかる。また、液滴周囲ばかりでなく、内部にも渦が形成

されることが示されている。温度分布からは、液滴周囲の高温領域が、かなり広い範囲にわたっており、また、液滴内部にも温度勾配が生じていることがわかる。ただし、液滴内部は、図 3.1.1. (2)-4 でも示されているように、最高温度に近い高温領域となっており、図 3.1.1. (2)-5 で見られた、内部渦による混合が著しいと考えられる。これらの図から、液滴内外の速度分布、温度分布ともに、時間変化が大きく、剛体ではなく、流体としての扱いが必要であったことがわかる。

図 3.1.1. (2)-7 に、入り口空気流速を 0.2 m/s, 0.4 m/s, 0.6 m/s と変えた場合の液滴中心温度の変化を、実験値と合わせて示す。実験、解析、いずれもおよそ 850K の着火温度までは、指数関数的な温度上昇を示し、着火後は、一定値へ向かうような緩やかな温度上昇となっており、導入した表面反応と蒸気相反応の二段階燃焼モデルが、着火前後の温度挙動を良好にとらえていることがわかる。解析では、着火温度までは、周囲流速の影響が表れず、温度上昇はほぼ同一であるが、着火後の表面反応の段階で、温度上昇に差が表れている。流速が早いほうが温度上昇は早く、これは、周囲流速により反応面への酸素の供給が促進されたことを示しており、また、酸素供給の効果が、周囲流速の増加による冷却効果を上回ることを示している。図 3.1.1. (2)-8 に、1.5 秒時点での液滴内外の流速の絶対値を示す。入り口流速の増加とともに、液滴前縁から側面にかけて高速領域が成長し、流れ場の影響が大きいことを裏付けている。周囲流速については、実験も同様の傾向を示しており、表面反応モデルとして妥当なものであったことがわかる。ただし、実験では 1000K 前後で、一定値を示しているのに対し、解析では、一定値に近づく傾向は同様とはいえ、1100K 以上まで上昇している。実験で最大温度が思ったより上昇しないことは、実験レポートでも報告されており(8)、装置を通しての熱損失など、いくつかの原因は検討されているが結論は得られていない。解析では、燃焼反応による熱発生以外は考慮していないため、今後の検討課題と思われる。

③まとめ

ナトリウム燃焼現象の基礎となるナトリウム液滴の落下及び燃焼挙動に関して、詳細評価のための三次元 CFD 手法に基づく解析モデルの開発を行った。開発した落下液滴燃焼解析モデルは、液滴を剛体として扱うこれまでの簡易解析モデルではなく、液滴内外の流れ場を模擬するものであるため、燃焼時の温度や渦の変化などもとらえることができた。流れ場解析には、ソルバーとして Fluent コードを使用した。同等の解析コードであれば同じように利用することができる。また、液滴とその界面を表現するために、体積率を利用した VOF モデルを利用したために、同じように、ソルバーに関わらず汎用モデルとして利用可能である。さらに、反応熱を流体に与えるために VOF モデルに対応し、かつ、セル形状によらない表面積モデルを適用したため、セルごとの局所的な温度変化を計算することができた。燃焼反応については、着火までの表面反応と、着火後の蒸気相反応のそれぞれの特徴を良好に再現でき、物理モデルとして妥当であることが確認された。さらに、周囲流速変化の影響も定性的に再現されており、落下液滴の流動状況変化にも対応できるものと考えられる。

以上のように、開発してきたナトリウム液滴燃焼解析モデルは、任意の CFD コードへの導入が可能であり、任意形状の流路や、複数液滴の流れ場への適用が可能であり、詳細、かつ汎用的な

解析モデルとして、実験解析等への応用が進むことが期待される。

参考文献

- [1] 宮原信哉, 荒邦章, 「ナトリウム液滴落下燃焼実験—予備的実験の評価—」, PNC TN9410 98-065 (1998年8月)
- [2] 堂田哲広, 大野修司, 宮原信哉, 「ナトリウム液滴落下燃焼実験 (FD-2)」, PNC TN9400 2003-011 (2003年3月)
- [3] 堂田哲広, 石川浩康, 大野修司, 宮原信哉, 「ナトリウム液滴落下燃焼実験 (FD-3)」, PNC TN9400 2005-048 (2005年4月)
- [4] Yasushi Okano, Akira Yamaguchi, “Numerical simulation of a free-falling liquid sodium droplet combustion,” *Annals of Nuclear Energy* 30 (2003) 1863-1878
- [5] 堀雅夫 (監修) 基礎高速炉工学編集委員会 (編) : 基礎高速炉工学, 日刊工業新聞社 (1993)
- [6] <http://takahara.ifoc.kyushu-u.ac.jp/%E8%AC%9B%E7%BE%A9%E8%B3%87%E6%96%99/%E8%A1%A8%E9%9D%A2%E5%8C%96%E5%AD%A62/2009-3.pdf>
- [7] 佐藤研二, 「ナトリウム液滴の燃焼挙動に関する研究 - ナトリウム静止液滴燃焼実験 -」, PNC TY9400 2003-008 (2002年3月)
- [8] 佐藤研二, 「静止ナトリウム液滴燃焼実験」, PNC TY9400 2004-003 (2003年3月)
- [9] 佐藤研二, 「静止ナトリウム液滴燃焼実験(II)」, PNC TY9400 2004-022 (2004年3月)
- [10] 佐藤研二, 「静止ナトリウム液滴燃焼実験(III)」, PNC TY9400 2005-005 (2005年3月)
- [11] S. M. Saravanan, P. M. Rao, B. K. Nashine, P. Selvaraj, and P. Chellapandi, “NAFCON-SF: A sodium spray fire code for evaluating thermal consequences in SFR containment,” *Annals Nucl. Energy*, vol. 90, pp. 389-409, 2016.
- [12] A. Makino, “Ignition delay and limit of ignitability of a single sodium droplet: theor and experimental comparisons,” *Combustion and Flame*, vol 134, pp. 149-152, 2003.
- [13] J. Cai and T. Watanabe, “Numerical simulation of thermal stratification in cold legs by using OpenFOAM,” *Prog. Nucl. Sci. Tech.*, vol. 2, pp. 107-113, 2011.

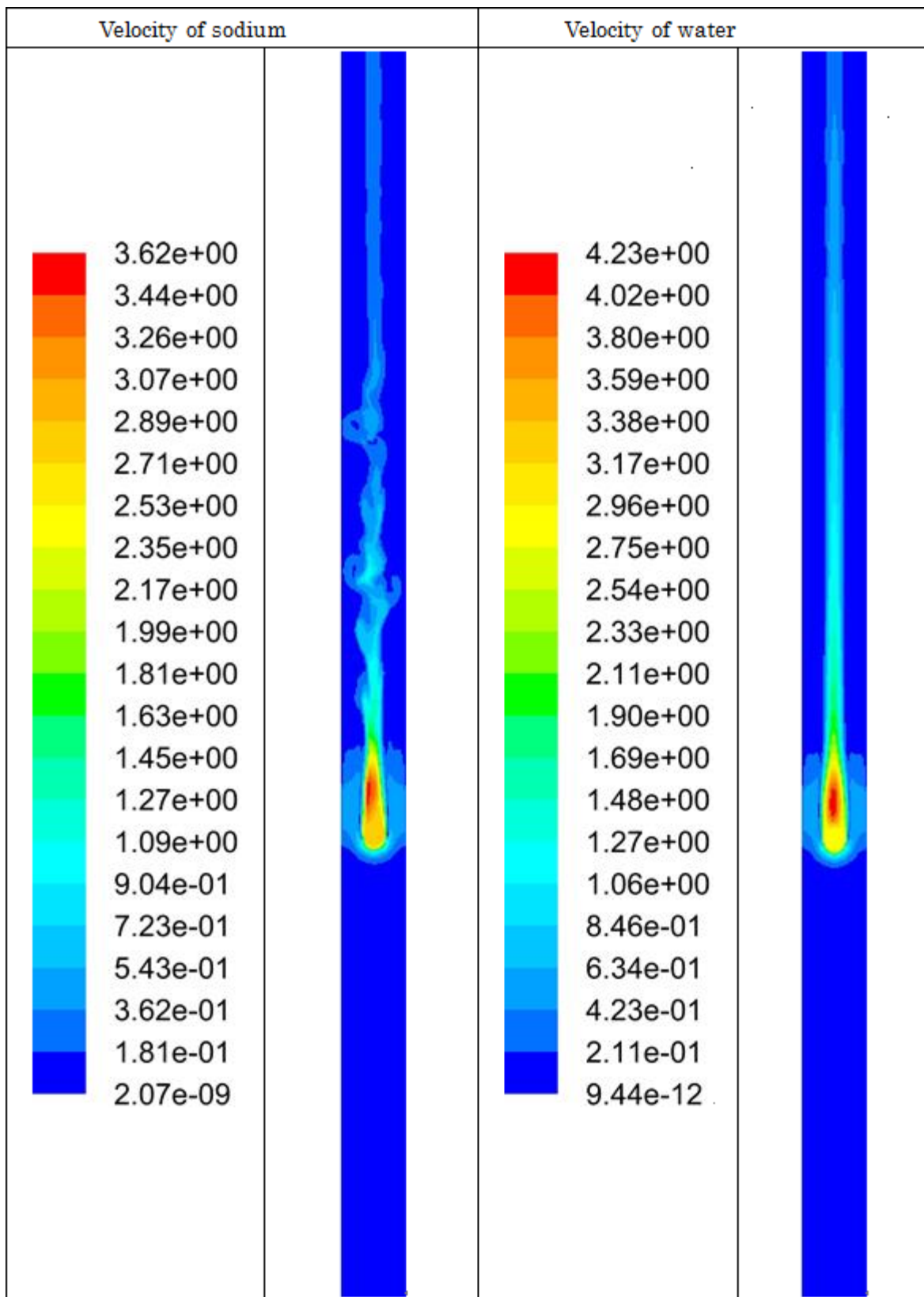


図3.1.1(2)-1 落下液滴内外の速度場

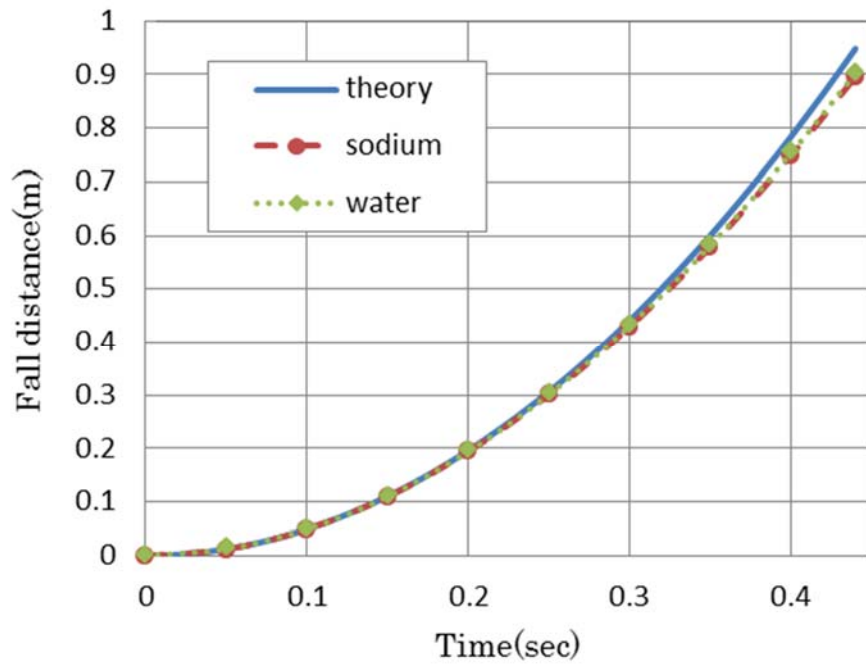


图3.1.1(2)-2 落下距離

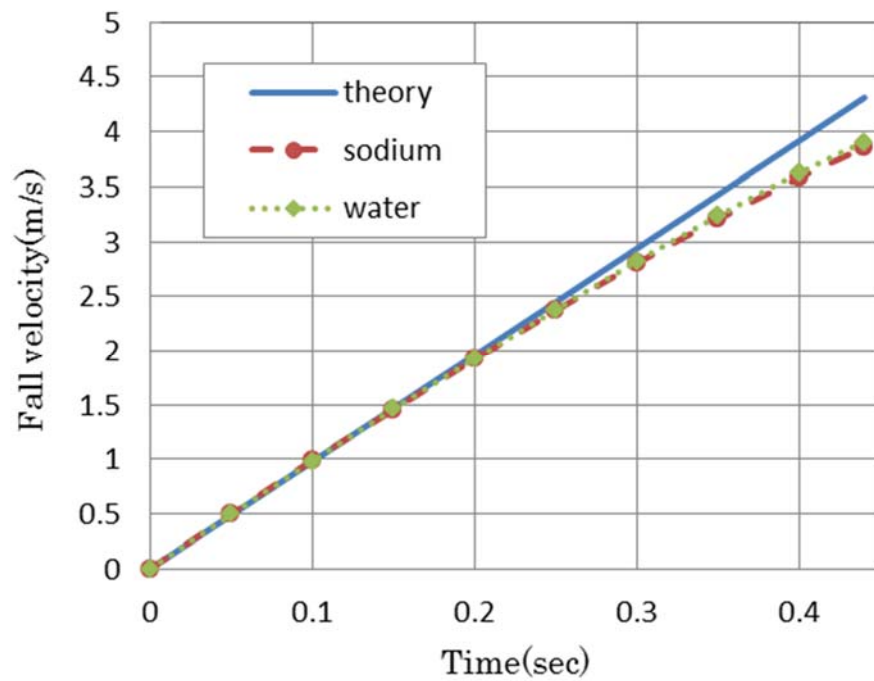


图3.1.1(2)-3 落下速度

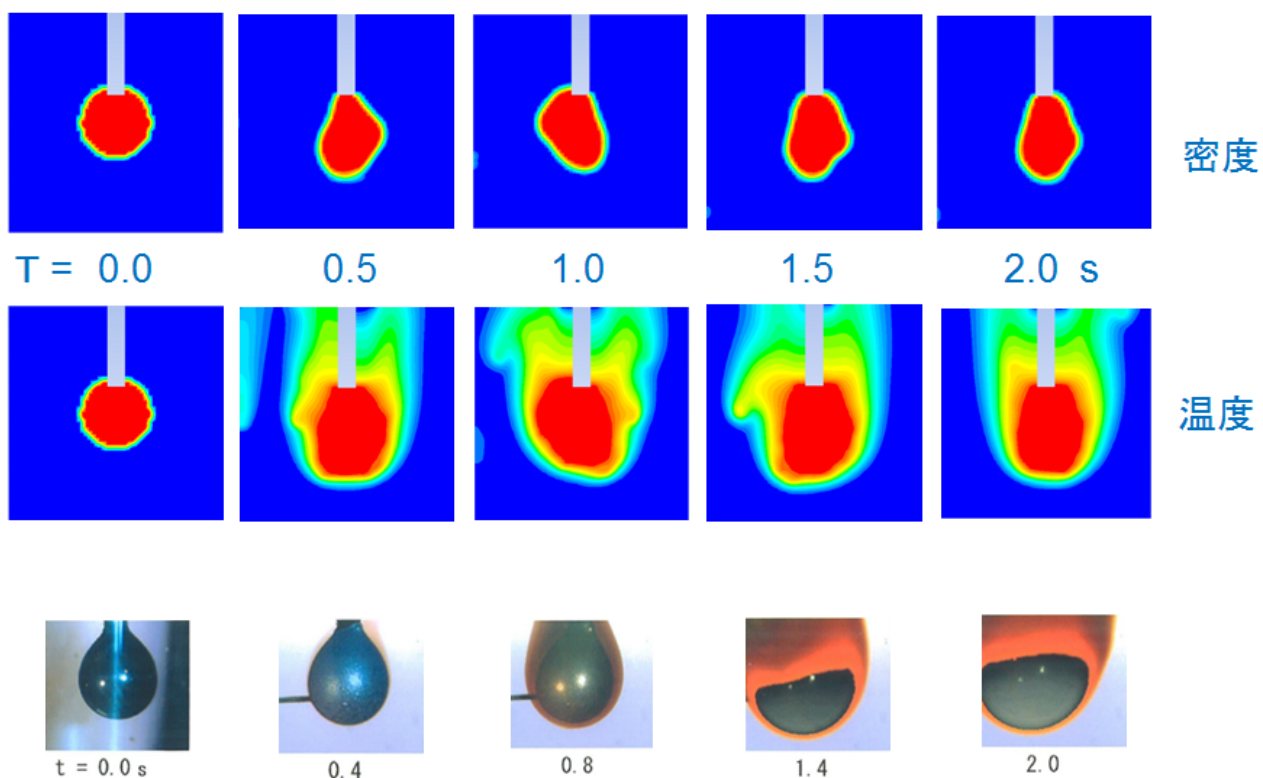


図3.1.1(2)-4 燃焼液滴の時間変化

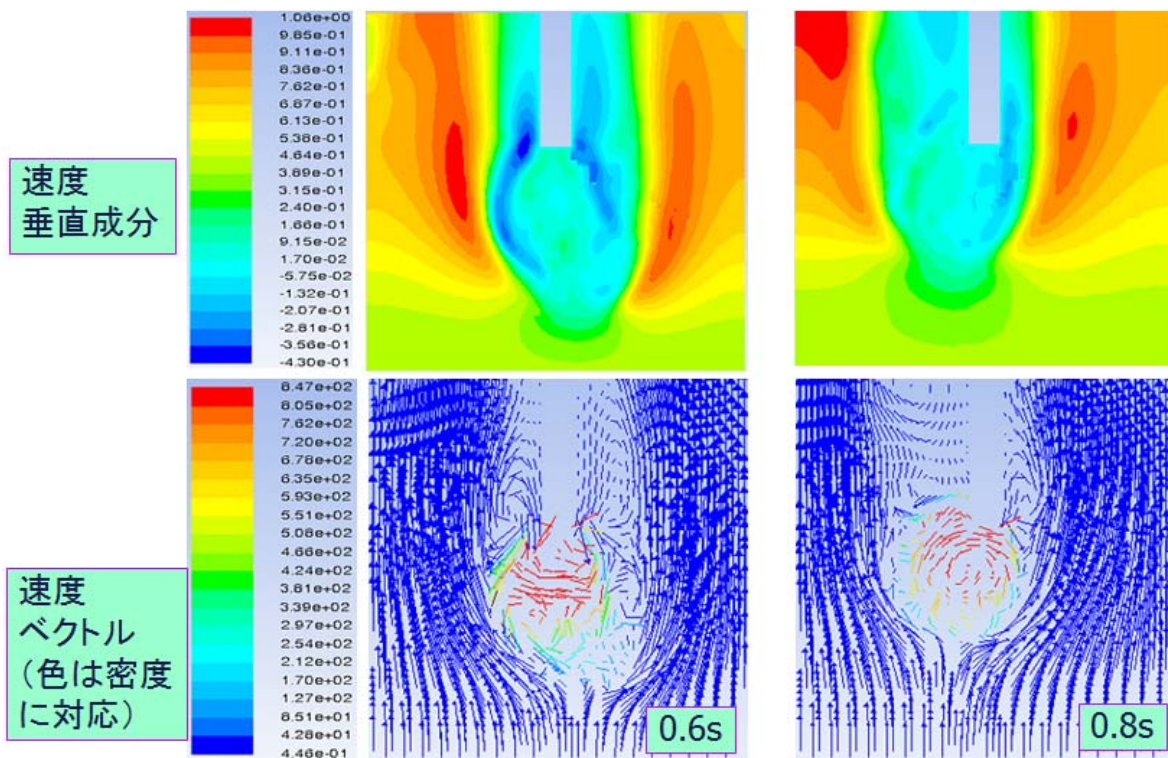


図3.1.1(2)-5 燃焼液滴内外の速度分布

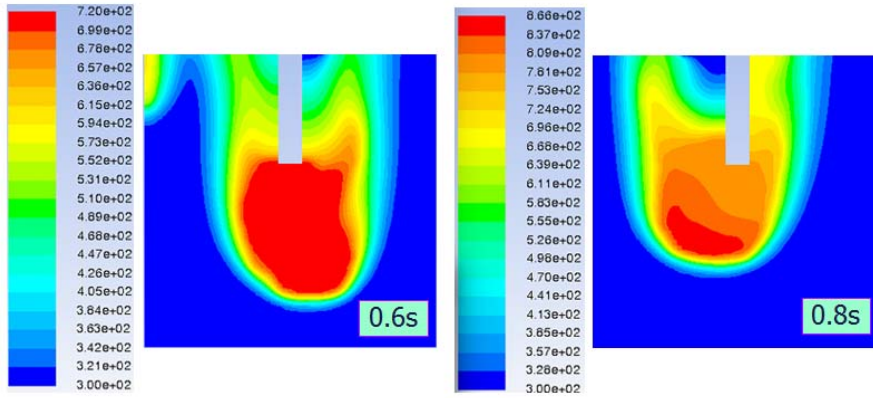


図3.1.1(2)-6 燃焼液滴内外の温度分布

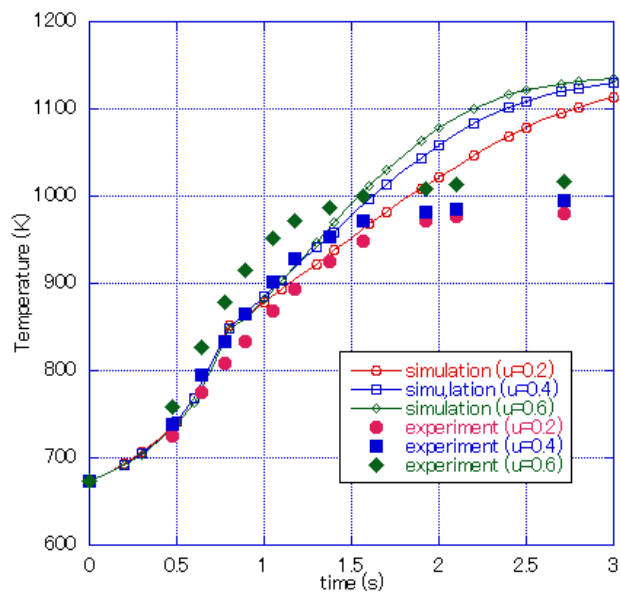


図3.1.1(2)-7 液滴中心温度

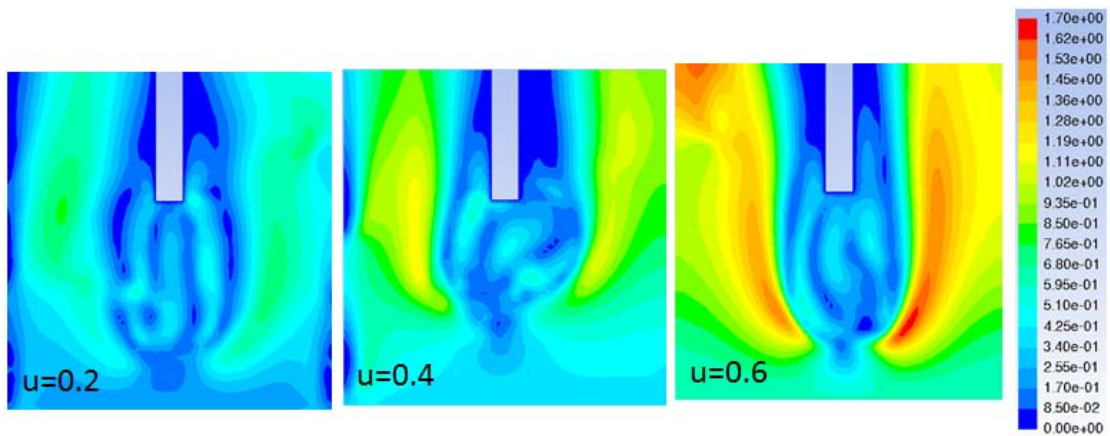


図3.1.1(2)-8 液滴内外の流速分布(1.5秒)

3.1.2 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動

(1) 模擬試験および計算化学によるモデル開発

①模擬試験 UO₂とNa₂OまたはNaCO₃を出発物質とし、最初は報告されている方法を用いて、その後必要に応じて反応温度、反応時間および反応雰囲気のパラメータとして、可能な限り純粋な化合物を合成した。得られた化合物について X 線回折による同定と不純物濃度の分析を、熱膨張計 (NETZSCH 社製 DIL 402 PC) より熱膨張係数を、示差走査熱量計 (Differential scanning calorimetry (DSC)) (NETZSCH 社製 STA 449c/6/MFC/G Jupiter) により比熱を、レーザーフラッシュ熱定数測定装置 (ADVANCE RIKO 社製 TC-9000L) により熱拡散率を測定した。

1) 化合物の合成 (平成 26 年度、27 年度)

・ナトリウムウラネート

これまでに得られたナトリウムウラネートを合成条件とともに表 3.1.2(1)-1 に示す。表中の純度は、X 線回折パターンのピーク比から求めた。Na₂U₂O₇、Na₂UO₄、NaUO₃ および Na₄UO₄ のほぼ純粋な 4 つの化合物が得られた。また、これまで高速炉のシビアアクシデント条件で生成するといわれている Na₃UO₄^[1]については、表 3.1.2(1)-2 に示す様に、不純物として UO₂ および Na₁₁U₅O₆ を含む純度 43%の化合物が得られた。

・U-Si-O 系の化合物

チェルノブイリでは実際に (U, Zr)SiO₄ という化合物が発見されており、福島でもその存在が予見されている。ZrSiO₄は市販されているが、USiO₄はコフィン石として存在するものの、水熱合成により生成^[2]し、通常の粉末冶金法での合成は非常に困難で、高速炉のシビアアクシデント条件では生成しないと考えられる。

・Na-Si-O 系の化合物

3.1.2(2)の研究成果にもあるように、Na₂SiO₃ および Na₄SiO₄ などが高速炉のシビアアクシデント条件下で生成することが知られているが、これらについては、熱力学データをはじめ様々な物性が報告されているので、本研究では合成を試みていない。

・U-Na-Si-O 系化合物

Na₂UO₂SiO₄が唯一存在する化合物である。文献では^[3]、UO(NO₃)₂とCH₄N₂Sなどを500気圧、350℃の反応で生成するとされており、本研究でも下記のような条件で



合成を試みたが、合成されなかった。従って、高速炉のシビアアクシデント条件では生成しないと考えられる。

2) ナトリウムウラネートの物性測定 (平成 27 年度、28 年度)

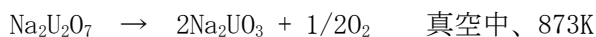
表 3.1.2(1)-1 にあげたほぼ純粋なナトリウムウラネートのうち Na₂U₂O₇が空气中で、NaUO₃が不活性雰囲気と比較的高温まで安定である。そこで、この二つについて、幾つかの物性を測定した。なお装置の関係で空气中および不活性雰囲気での熱拡散率測定が行えていないので、Na₂U₂O₇の空气中およびNaUO₃の不活性雰囲気での熱拡散率のデータは無い。それぞれについて、測定した物性

をまとめると表 3.1.2(1)-3 の様になる。

図 3.1.2(1)-1 に DSC により測定した $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の比熱のデータを示す。まず、文献では^[3]、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ は約 400°C および 1000°C で相転移を起こすと報告されている。文献どおり、400°C 付近に発熱のピークが観察されているが、この温度において高温 X 線回折では、優位なパターンの変化は見られていない。加えて、これも重量変化や X 線では何も変化が観察されていないが、一部の試料で、300°C 付近でも発熱ピークが観察されている。また、1000°C 付近でも発熱反応のピークが観測されているが、これは試料を 150°C で熱処理すると、出現しないなど再現性が得られていない。なおこの比熱の値は UO_2 の倍ほどである。

図 3.1.2(1)-2 に熱膨張計により測定した $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の熱膨張係数を示す。400°C 付近での相転移以にともなう大きな変化以降、試料の熱処理条件によらない一定の値が得られているが、DSC で 300°C 付近に観察された発熱ピークに起因すると思われる領域のデータは、試料や前処理条件により再現性がみられない。なお、この熱膨張係数の値は、 UO_2 の 1.5 倍程度である。

以上は $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ が比較的安定な空气中で測定した物性であるが、真空中で測定した熱拡散率の値を図 3.1.2(1)-3 に示す。熱拡散率のデータには、600°C 付近および 1000°C 付近で、編極点がみられる。Smith ら^[4]によると、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ は真空中では、



の反応を起こすことが知られており、これは本研究で行った不活性雰囲気中での比熱測定でもその反応が現れていると考えられる。しかし、加えて 1000K 以上の温度では、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ は UO_2 と反応して $\text{Na}_2\text{U}_3\text{O}_9$ になるという報告もある。

次に、不活性雰囲気中で測定した NaUO_3 の比熱データを図 3.1.2(1)-4 に示す。 NaUO_3 の比熱の値は、 UO_2 より少し大きく Na_2UO_4 ^[5] より小さな値であり、文献値^[6] より若干小さな値である。本研究室で合成した NaUO_3 にはその比熱の値が少し小さい UO_2 が含まれていた。従って、 NaUO_3 の比熱の真の値は本研究で得られた測定値より少し大きいことが予測される。また純粋な Na_2UO_3 の合成はかなり困難であり、文献における NaUO_3 にもたとえば Na_2UO_4 が少し含まれていたことなども可能性として考えられ、その場合、 NaUO_3 の真の比熱の値は文献の値より少し小さくなることも考えられる。いずれにせよ、 NaUO_3 の比熱の値は UO_2 と Na_2UO_4 の間にくることは間違いないと思われる。

最後に図 3.1.2(1)-5 には NaUO_3 の熱膨張率のデータを示す。

3) シビアアクシデント時におけるナトリウムウラネートの挙動（平成 28 年度）

溶融した燃料デブリは、原子炉容器を突き抜け格納容器下部にナトリウムと一緒に落下する。ナトリウムプールに落下した燃料デブリはその表面においてナトリウムと反応する。これまでの合成試験の結果から、様々なナトリウムウラネートが生成するものの、図 3.1.2(1)-6 に示す様に、ある程度の酸素がある条件では、その殆どが高温において $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ に変化する。さらに、図 3.1.2(1)-7 に示すように、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ は、1650K 以上の温度では UO_2 に分解する。

一方、これらの熱伝導度を比較すると、図 3.1.2(1)-8 に示す様に、 UO_2 、 Na_3UO_4 、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の順に小さくなる。従って、ナトリウムによる冷却が十分あり、温度がある程度低い時は熱伝導度の低

いナトリウムウラネートが燃料デブリの外側を覆うこととなるが、ナトリウムによる冷却が不十分な場合で、さらに温度が上昇した時はこの熱伝導度の低いナトリウムウラネートは少し熱伝導度の高い UO_2 に変わることとなる。従って、燃料デブリの外側を覆うナトリウムウラネートは熱伝導度が低いものの、燃料デブリ冷却にはあまり重大な影響を及ぼさないと考えられる。

4) まとめ

主なナトリウムウラネートを合成し、その物性を測定した。これまでに4つのほぼ純粋なナトリウムウラネートが得られた。その物性を比較したところ、これらナトリウムウラネートの熱伝導度は UO_2 と比較し低いものの、燃料デブリの冷却に重大な影響を及ぼさないことが示唆された。

② 計算化学によるモデル開発（平成 25 年～28 年度）

1) 目的

ナトリウム冷却高速炉のメルトスルー事故を想定した場合、冷却材のナトリウムと熔融炉心物質はコンクリートと相互作用することになる（ナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用、図 3.1.2(1)-9）。このとき、ナトリウムの存在により軽水炉と異なる反応挙動を示すが、デブリ内での反応挙動及び相状態は解明されていない。そこで、ナトリウム存在下でのデブリの反応挙動及び相状態について、熱力学計算を用いて評価する。

2) 軽水炉との違い

ナトリウム存在下でデブリ-コンクリート相互作用が起こると、デブリにナトリウム及びコンクリート成分が入る。コンクリート成分である水蒸気はナトリウムと反応して $NaOH$ 及び Na_2O の生成が想定されている。またナトリウムはデブリ中の酸化物成分を還元することが想定される。これらの反応過程で生成された $NaOH$ 及び Na_2O は、 UO_2 や SiO_2 などと反応して、 $Na_xU_yO_z$ や $Na_xSi_yO_z$ などのナトリウム複合化合物を生成する。よって、これらの反応挙動により、軽水炉と異なるデブリの相状態が想定される。

3) 熱力学計算

熱力学計算にはCALPHAD（CALculation of PHase Diagrams、カルファド）法が用いられている Thermo-Calc ソフトのSSUB5 データベース（以下、SSUB5）を用いる。ここで、CALPHAD 法は、熱力学モデルと既知の種々の実験データを基に、各相のギブズエネルギーを求めて、最も安定となる相を計算するものである。

ナトリウムの還元作用

ナトリウムと水蒸気との反応及びナトリウムによる酸化物成分の還元反応について、SSUB5 を用いて、エリンガム図を示すと図 3.1.2(1)-10 のようになる。ここで、エリンガム図は平衡状態（ $\Delta G = 0$, $\Delta G^\circ = -RT \ln K$ ）についてプロットしたものである。この結果より、1500K 以下でナトリウムに還元されやすいのは、 NiO 、 FeO 、 Cs_2O 、 K_2O となる。

ナトリウム複合化合物

ナトリウムと水蒸気との反応及びナトリウムによる酸化物成分の還元反応で生成される NaOH 及び Na₂O は、UO₂ や SiO₂ などと反応することで、Na_xU_yO_z や Na_xSi_yO_z などのナトリウム複合化合物を生成する。これらの反応について、SSUB5 を用いて、800°C における Na-U-O、Na-Si-O 及び Na-Al-O の 3 元状態図を示すと図 3.1.2(1)-11 のようになる。Na-U-O 状態図より、Na が十分に存在する場合の Na₂O と UO₂ の反応で生成されやすいナトリウムウラネートは Na₃UO₄ となる。なお、ナトリウムと UO₂ の定比組成化合物は存在しないことが状態図より分かる。また、Na-Si-O 状態図より、Na が十分に存在する場合の Na₂O と SiO₂ の反応で生成される可能性がある成分は Na₂SiO₃、Na₂Si₂O₅ 及び Na₄SiO₄ となる。そして、Na-Al-O 状態図で生成されるのは NaAl₂O である。

これらの反応について、SSUB5 を用いてエリングラム図で示すと図 3.1.2(1)-12 のようになる。ここで、エリングラム図は平衡状態 ($\Delta G = 0$, $\Delta G^\circ = -RT \ln K$) についてプロットしたものである。この結果より、酸素ポテンシャルに従って、Na_xU_yO_z や Na_xSi_yO_z などの Na 化合物が生成されることが分かる。

ナトリウム-デブリ相平衡状態図

SSUB5 を用いて、メルトスルー時のデブリ成分とナトリウムの相平衡状態図を表 3.1.2(1)-4 に示す成分で計算すると、図 3.1.2(1)-13 のようになる。ここで、デブリ-コンクリート相互作用時には、さらにコンクリート成分がデブリに加わるため、さらに複雑な相平衡状態図になる。

図 3.1.2(1)-13 の相平衡状態図に示したように、ナトリウムが存在することで、ナトリウムウラネート (NaUO₃、Na₃UO₄)、Fe 及び Ni が生成されることが確認できる。SSUB5 ではナトリウムウラネートは全温度領域において固相で扱われている。しかし、文献^[8]では NaUO₃ と Na₂U₂O₇ の相は 1620K で UO₂ に分解されると試験で確認されており、それについては SSUB5 には反映されていない。よって、実際には 1650K 以上ではナトリウム-ウラネートは生成されにくいことを考慮すると、ナトリウムが存在するときのデブリの相状態は、軽水炉のデブリの相状態と比較して、Fe 及び Ni の存在量が多くなるものと予想される。一方、1650K 以下のナトリウム存在下のデブリの相状態は、軽水炉のデブリの相状態と比較して、Fe 及び Ni の存在量が多くなるものの、ナトリウムウラネート (NaUO₃、Na₃UO₄) が生成される。

ナトリウム存在下でのデブリの反応挙動及び相状態

メルトスルー時には、3000K 近傍まで温度上昇したデブリがナトリウム中に落下する。ナトリウムはナトリウム-コンクリート反応によって大部分が消費されるが、ナトリウムが存在する間は、ナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用が起こる。このとき、デブリにはナトリウムとコンクリート成分が加わっていき、デブリ内で化学反応や相変化が起こる。熱力学計算の評価結果を次のように整理する。

デブリ内で、ナトリウムによる NiO、FeO の還元及びナトリウムと水蒸気との反応で、NaOH または Na₂O が生成されるが、NaOH または Na₂O は UO₂ または SiO₂ などと反応して Na_xU_yO_z や Na_xSi_yO_z などのナトリウム複合化合物を生成する。1650K 以上のときは、ナトリウムが存在することで、NiO 及び FeO は還元され、Fe 及び Ni となる。また、ナトリウムウラネートは分解されて生成されな

いものの、 $\text{Na}_x\text{Si}_y\text{O}_z$ 及び NaAlO_2 のナトリウム複合化合物が生成される。1650K 以下のときは、ナトリウムが存在することで、 NiO 及び FeO は還元され、 Fe 及び Ni となるものの、ナトリウムウラネート (NaUO_3 、 Na_3UO_4)、 $\text{Na}_x\text{Si}_y\text{O}_z$ 及び NaAlO_2 のナトリウム複合化合物が生成される。1650K までデブリ温度が下がるときに、ナトリウム-コンクリート反応でナトリウムが消費しきれない場合には、大量のナトリウムウラネートが生成される可能性があり、ナトリウムウラネートの生成はデブリ内の熱伝導を阻害する。

4) まとめ

ナトリウム存在下でのデブリの化学反応、相状態について、熱力学計算を用いて評価した。

参考文献

- [1] G. L. HOFMAN, J. H. BOTTCHEER, J. Nucl Materials., 139,151-155(1986)
- [2] A. Mesbah, Inorg. Chem., 54(2015)6687
- [3] E.H. P. CORDFUNKE and B.O.LOOPSTRA, J.Nucl.Chem,33,2427-2436,(1971)
- [4] A. L. Smith et. al., Inorganic Chemistry. 53 (2014) 375
- [5] C. MIYAKE, J. Nucl. Science. Thch, 22(1985)653-657
- [6] J. P. Marcon, Rev. Int. Hautes. Temper. et Refract, 9(1972)193-196
- [7] Matsunaga, K. Matsushima, M. Hirai, Journal of Nuclear Science and Technology, Special Issue for ANFC2014
- [8] A.L. Smith, J.-Y. Colle, P.E. Raison, et al. J. Chem. Thermodynamics. 90, 199-208 (2015)

表 3.1.2(1)-1 実験により比較的純粋な化合物が合成できたナトリウムウラネート

出発物質			反応条件			反応生成物 [重量比]
物質①	物質②	モル比	雰囲気	温度(°C)	時間(h)	主な生成物
Na ₂ CO ₃	UO ₂	1 : 2	乾燥空気フロー	850	49	Na ₂ U ₂ O ₇ [98%]
Na ₂ CO ₃	UO ₂	1 : 1	乾燥空気フロー	920	18	Na ₂ UO ₄ [97%]
Na ₂ UO ₄	UO ₂	1 : 1	不活性Arフロー	777	34	NaUO ₃ [96%]
Na ₂ O	UO ₂	2 : 1	Ar&5%H ₂ フロー	600	8	Na ₄ UO ₄ [100%]

表 3.1.2(1)-2 本研究室で合成した Na₃UO₄

出発物質			反応条件			反応生成物 [重量比]		
物質①	物質②	モル比	雰囲気	温度 (°C)	時間 (min)	主な生成物	副生成物	
NaUO ₃	Na ₂ O	1 : 1	不活性Arフロー	1000	45	Na ₃ UO ₄ [43%]	Na ₁₁ U ₅ O ₁₆ [22%]	UO ₂ [35%]

表 3.1.2(1)-3 測定した物性と雰囲気

(a) Na₂U₂O₇

	比熱	熱拡散率	熱膨張計	高温XRD
空气中	○	×	○	○
不活性	○	×	×	×
真空	×	○	×	×

(b) NaUO₃

	比熱	熱拡散率	熱膨張計	高温XRD
空气中	×	×	×	×
不活性	○	○	×	○
真空	×	×	×	×

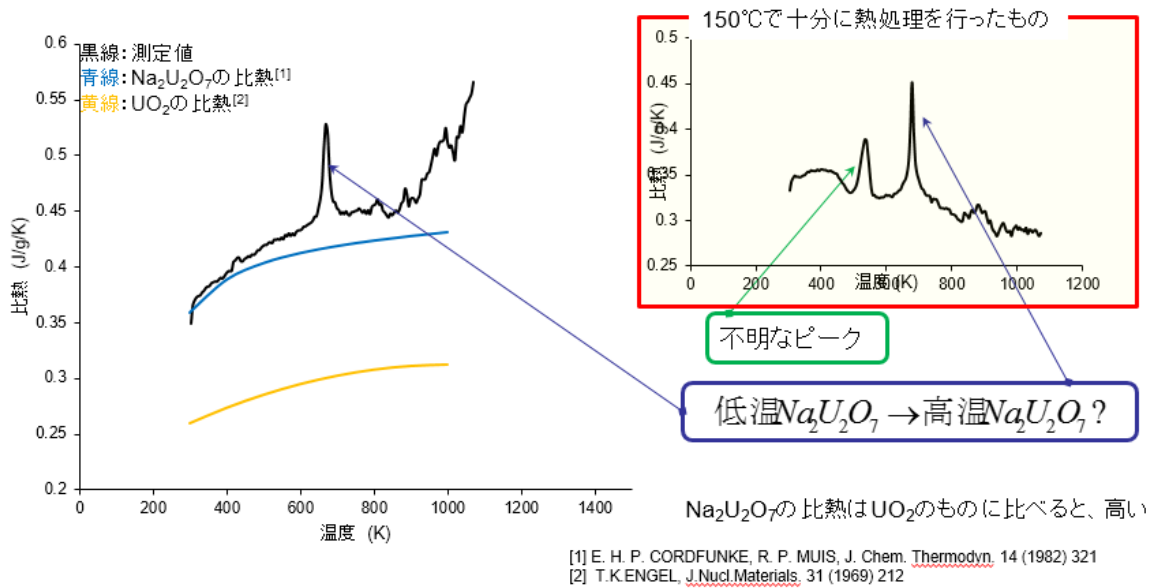


図 3. 1. 2 (1) -1 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の比熱 (空气中)

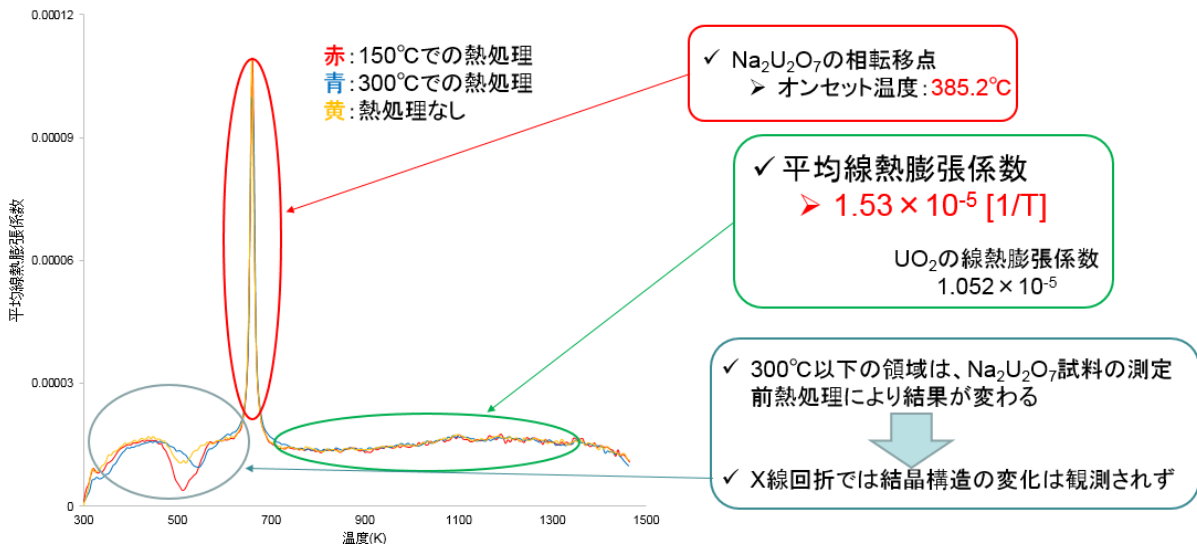


図 3. 1. 2 (1) -2 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の熱膨張係数 (空气中)

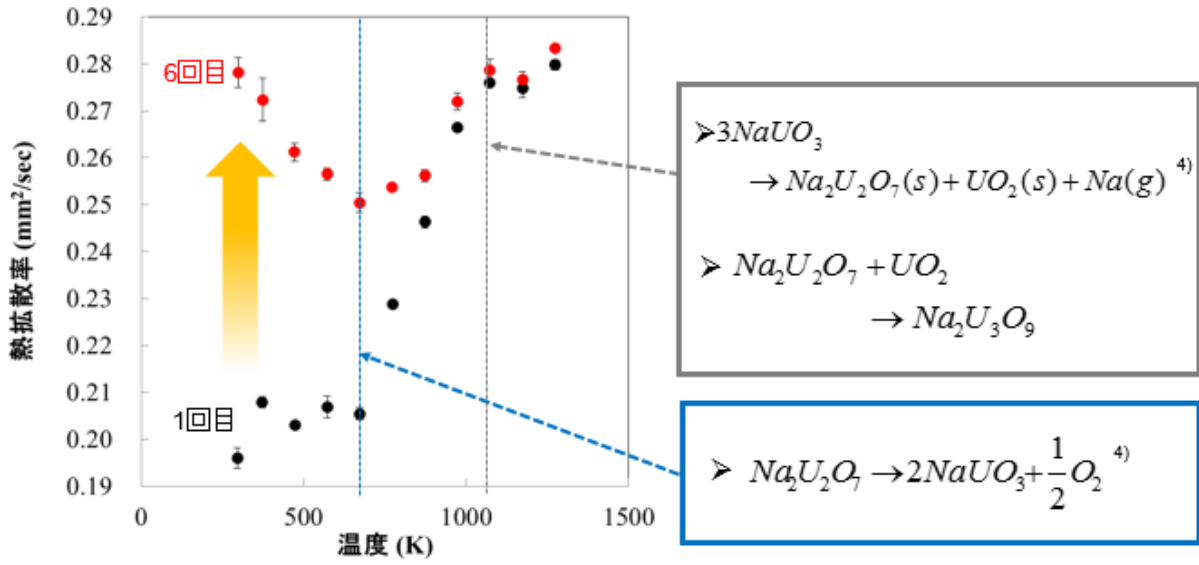


図 3. 1. 2(1)-3 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ の熱拡散率 (真空中)

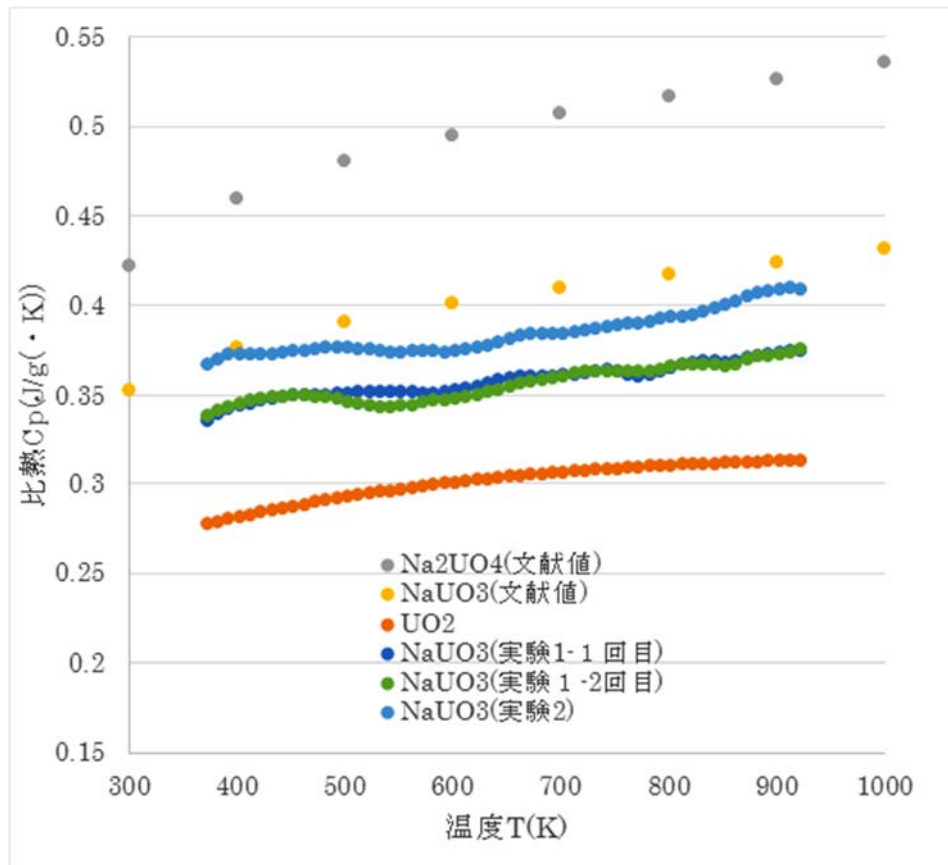


図 3. 1. 2(1)-4 NaUO_3 の比熱 (不活性雰囲気)

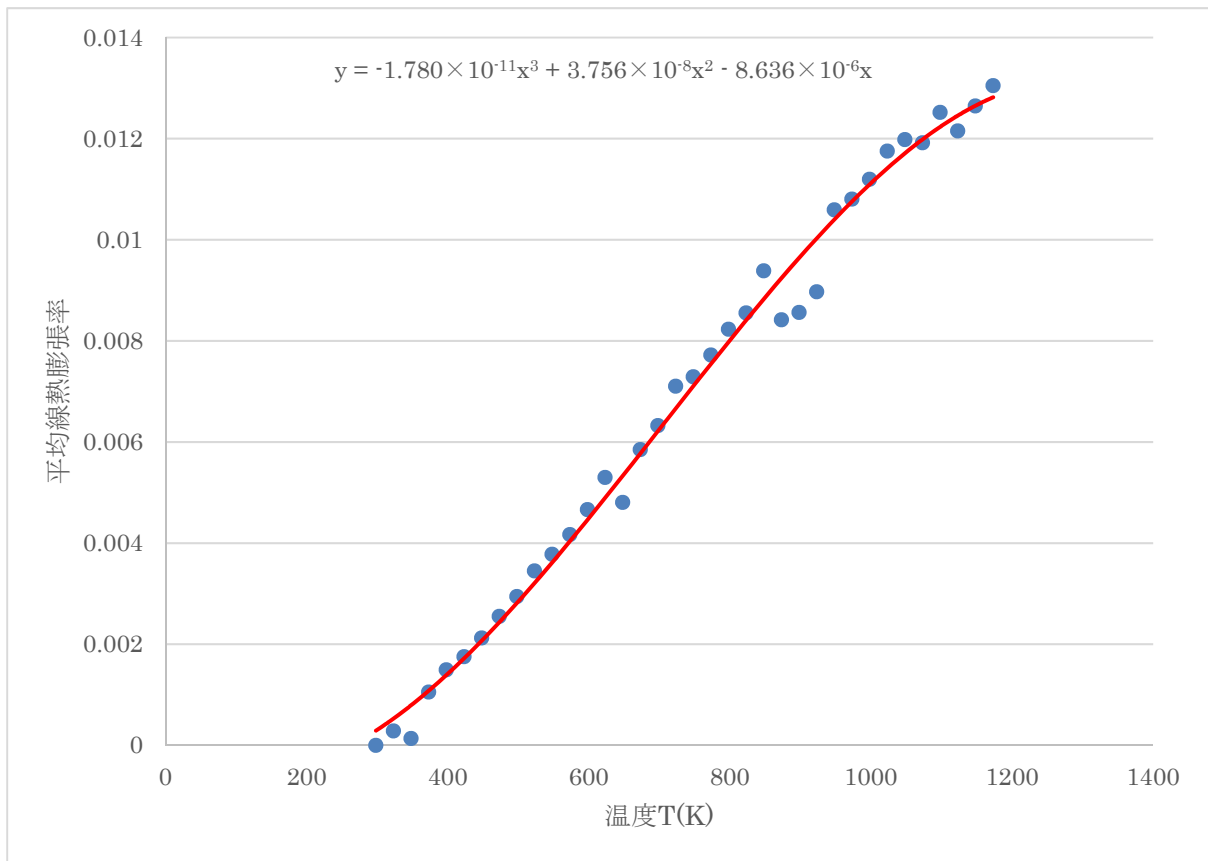


図 3. 1. 2 (1)-5 NaUO₃ の熱膨張 (不活性雰囲気)

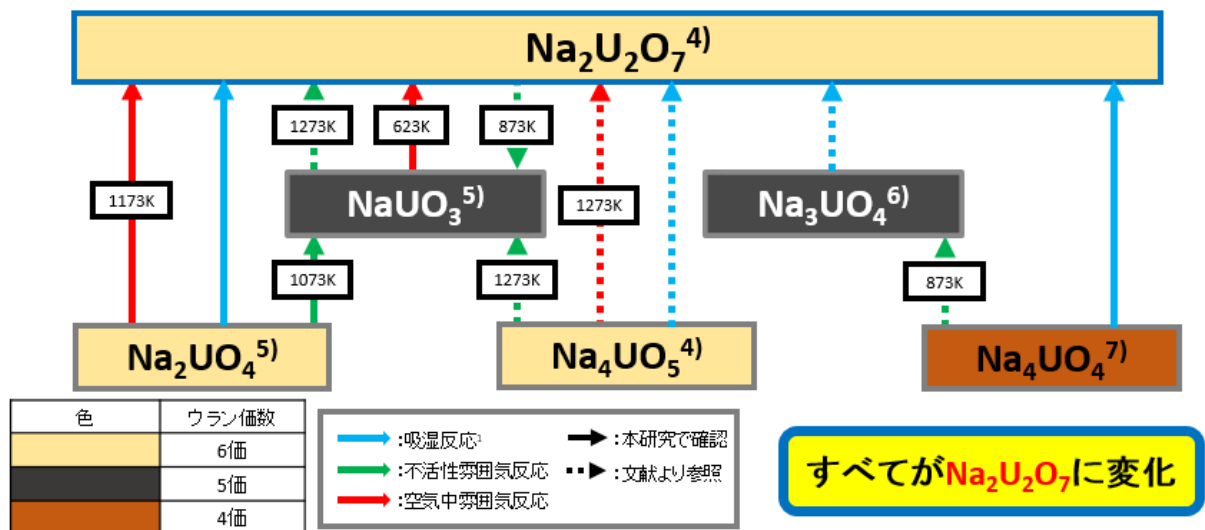


図 3. 1. 2 (1)-6 ナトリウムウラネートの安定性 (その1)

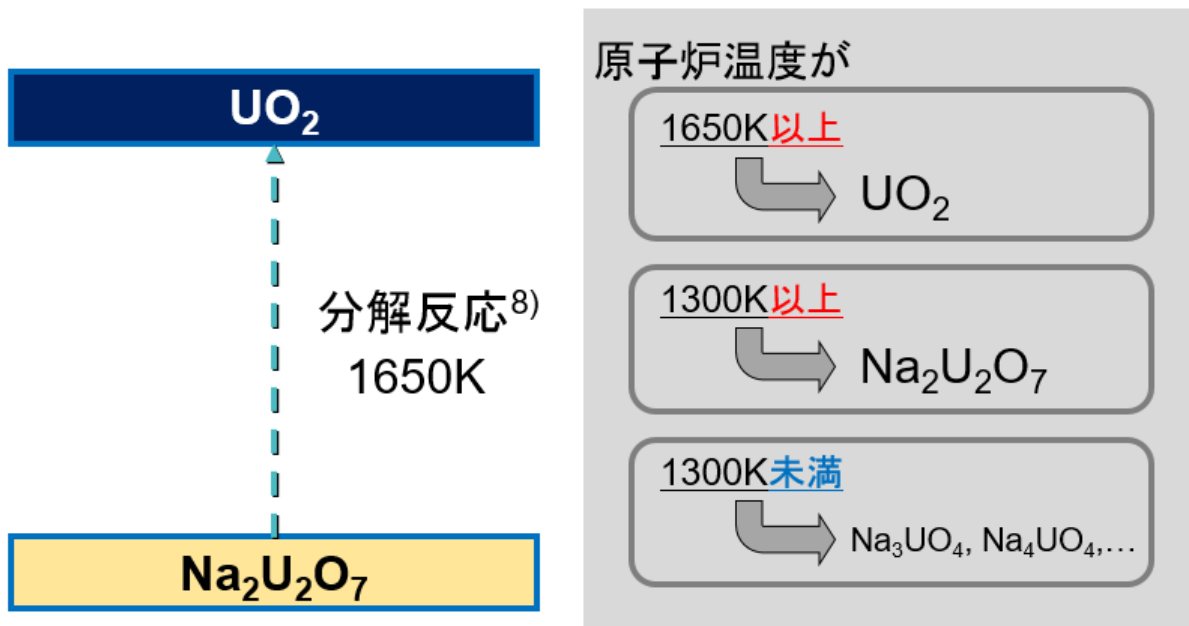


図 3. 1. 2(1)-7 ナトリウムウラネートの安定性 (その2)

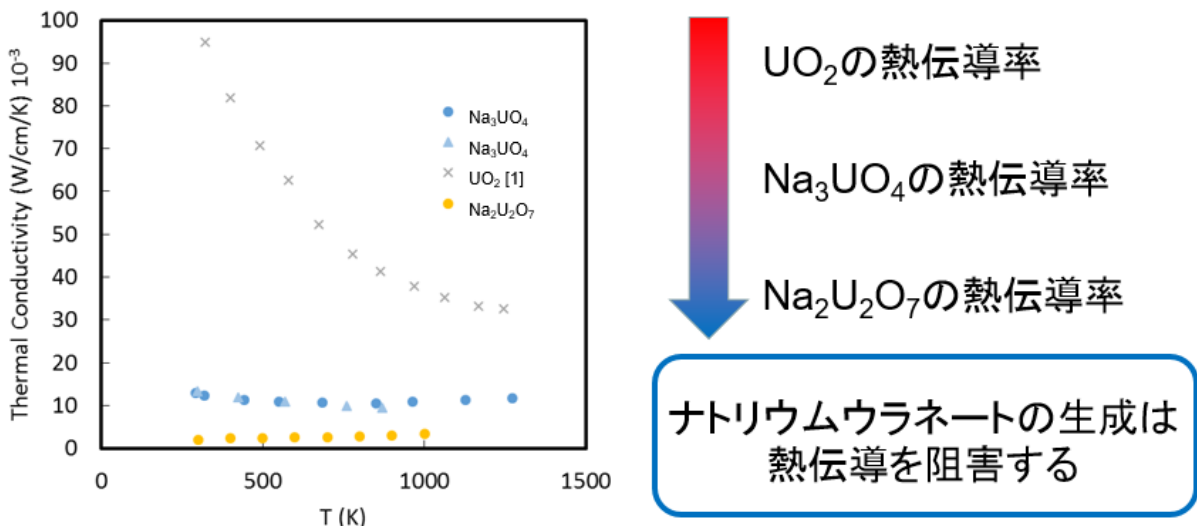


図 3. 1. 2(1)-8 ナトリウムウラネートの熱伝導度の比較

表 3.1.2(1)-4 ナトリウム-デブリの相関 (図 3.1.2(1)-13) の入力値

区分		成分 : 質量 (kg)
デブリ 成分	燃料	UO ₂ : 24300 kg PuO ₂ : 1700 kg
	構造材	FeO : 38400 kg Cr ₂ O ₃ : 9100 kg NiO : 6400 kg MnO : 1100 kg (Fe, Cr, Ni, Mn がメルトスルー前に酸化したものとして扱う)
ナトリウム		Na : 3000 kg

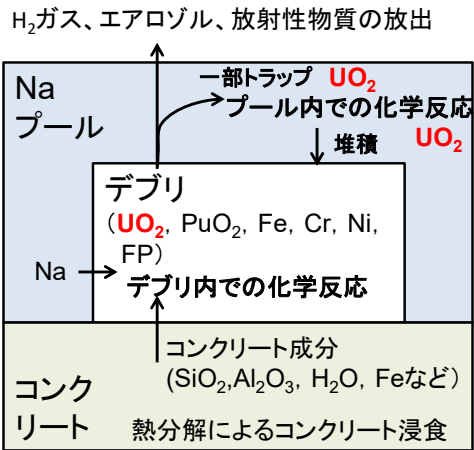


図 3.1.2(1)-9 ナトリウム-デブリ-コンクリート相互作用

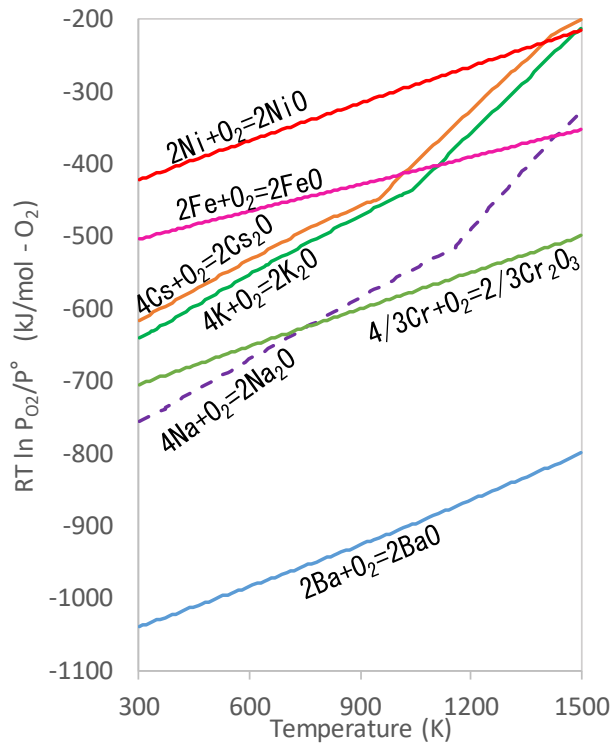


図 3.1.2(1)-10 ナトリウム還元作用のエリンガム図

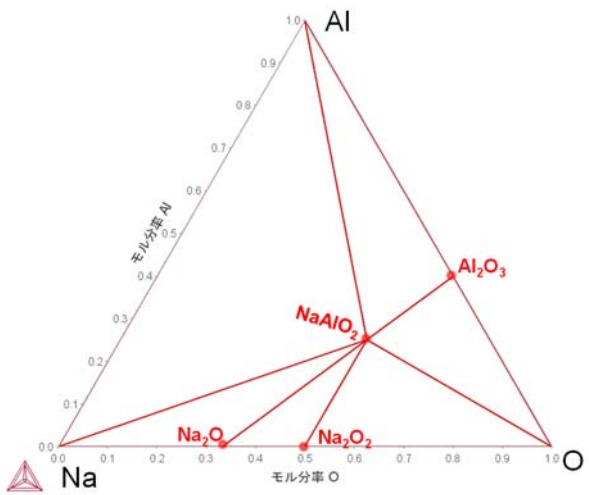
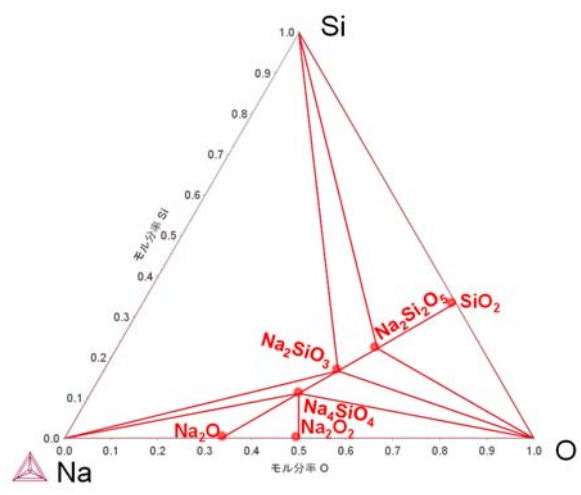
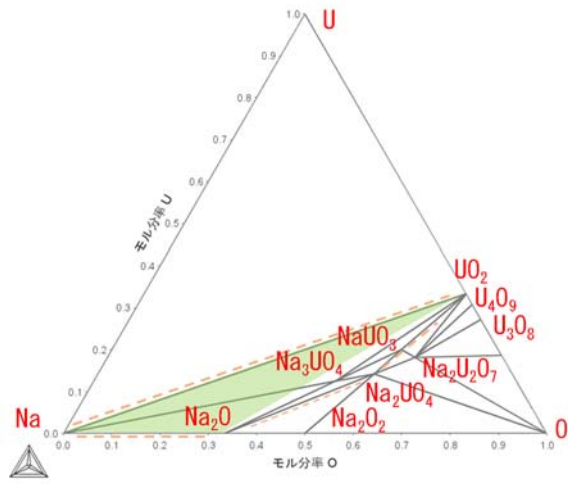


図 3.1.2(1)-11 3元状態図

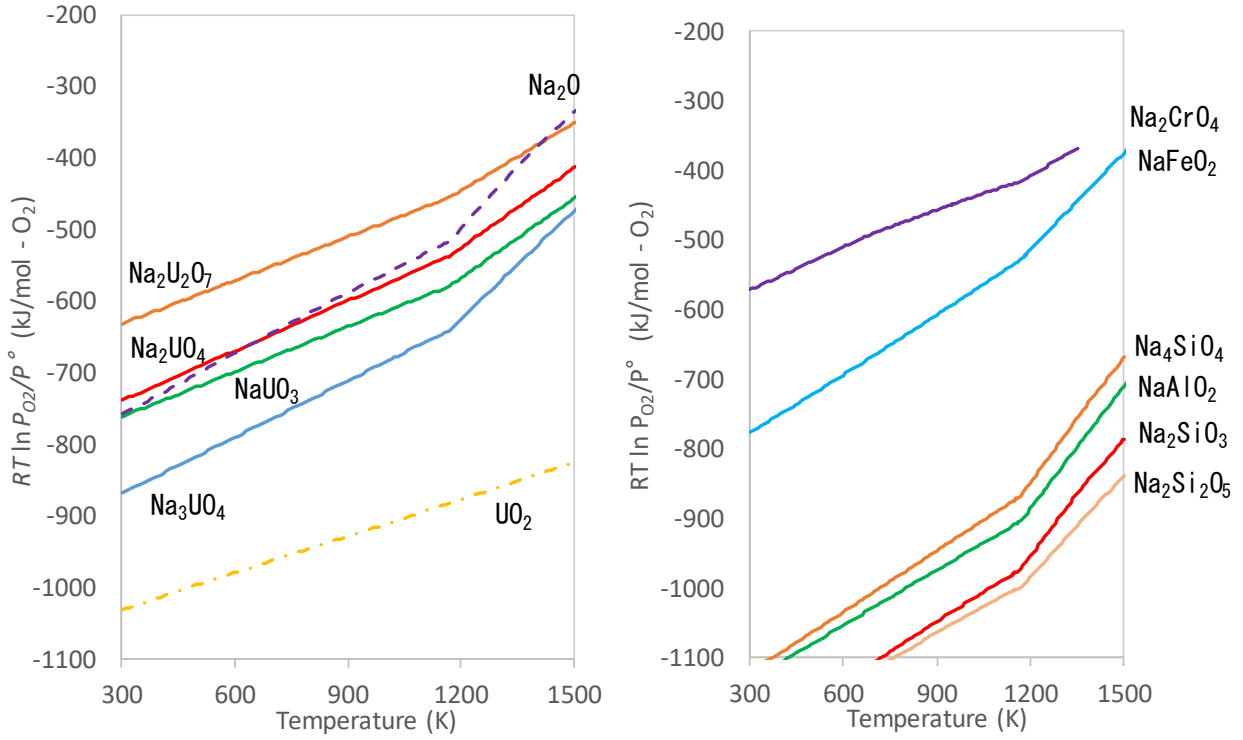


図 3. 1. 2 (1)-12 ナトリウム複合酸化物のエリンガム図

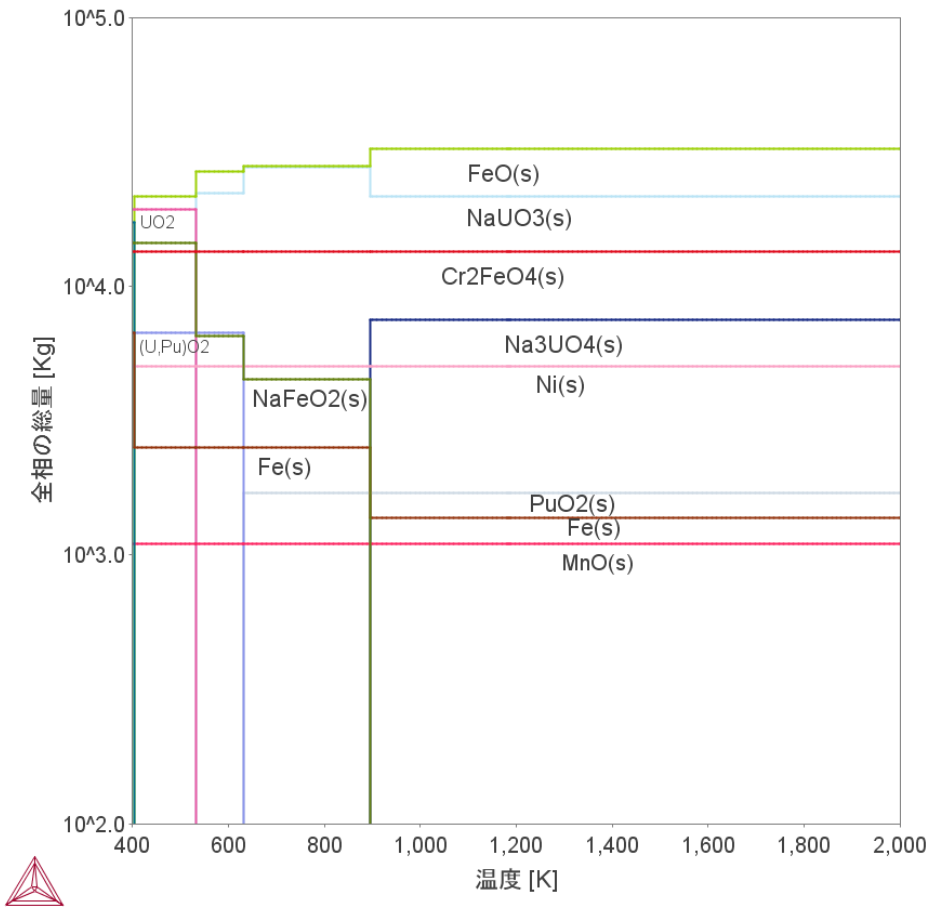


図 3. 1. 2 (1)-13 ナトリウム-デブリの相図

(2) ナトリウム試験

格納容器内の水素発生源となるため、Na-コンクリート反応の停止機構について、液体金属 Na 及びコンクリートを反応させて、そのコンクリート侵食挙動、水素発生挙動、反応生成物の分布に関する実験データを取得した。また、過酷事故時の原子炉容器室内でのシナリオに重要と考えられる、Na-コンクリート反応生成物について、その熔融挙動を観察した。

① ナトリウム試験-I の主な結果^[1-2]

平成 26 年度に実施したナトリウム試験-I では、コンクリート中の Na の反応・移行挙動を把握する試験を行い、約 10 mm のコンクリート侵食や Na-コンクリート反応生成物(以下、「反応生成物」と呼ぶ)の移行挙動を確認した。反応時間と共に反応界面での Na 濃度の減少、Si 濃度(コンクリート及び反応生成物の主成分)の増加を測定し、4.3 時間で飽和濃度(Na:18~24wt.%, Si:22~18wt.%, Al:4~3.4wt.%, Ca:4~3.4wt.%)に漸近することを確認した。飽和濃度は過去の実験からも示差される濃度である[3]。

② ナトリウム試験-II の主な結果^[4]

平成 27 年度に実施したナトリウム試験-II では、ナトリウム試験-I で確立した手法を用いて、Na 及びコンクリートの反応・移行挙動に関する感度試験を行い、Na-コンクリート反応界面での化学反応がコンクリート侵食に大きな感度を持つことを確認した。感度パラメータとコンクリート侵食量は以下の通りであった。

- ・ 反応界面の直接加熱(TEST-6~8) : 侵食量は約 2.5 倍に増大
- ・ コンクリート中の粗骨材除去(TEST-9~10) : 侵食量は約 2.4 倍に増大

③ ナトリウム試験-III の主な結果

平成 28 年度に実施したナトリウム試験-III では、Na とコンクリート粉末の混合物の加熱試験を行い、特徴的な温度における各反応挙動の反応物の量依存性・濃度依存性を確認した。また Na-コンクリート反応の外部加熱の影響及び反応生成物の堆積挙動を把握する試験を行い、内部加熱器が構造物として Na の浸透を阻害するものの、水素発生量にあまり影響を及ぼさないことが分かった。さらに Na プールに移行した反応生成物は内部加熱器上面に堆積した。堆積した反応生成物は雰囲気条件により異なるが少なくとも 1100℃以下で熔融することを確認した。

1) 試験条件

ナトリウム試験-I~III における試験条件を表 3.1.2(2)-1~3 に整理した。

・ Na-小規模コンクリートの反応試験

500℃に予熱した 0.4kg の Na を小規模コンクリート(直径 27.2mm、高さ 300mm)に滴下し、Na 及び反応界面をヒータにより加熱した(図 3.1.2(2)-1)。本試験の特徴は、Na-コンクリート反応途中の反応生成物の分布状況を把握するために、所定の反応時間(表 3.1.2(1)-1)で反応停止させたものである。

- Na-コンクリート粉末の反応試験

100g 以下の Na(質量: M_{Na})とコンクリート粉末(質量: M_{Conc})の混合物を Al_2O_3 製のつぼの中に入れて、マッフル炉内で $630^{\circ}C \cdot 1$ 時間の加熱を行った。混合物中の温度は K 型熱電対により測定し、その温度挙動 (T) から生成反応熱 ($\rho C \frac{dT}{dt}$) を推測した。または反応生成物 ($\gamma = 0.23, 0.6$) の熱物性を測定した。ここで、混合割合は $\gamma = \frac{M_{Na}}{M_{Na} + M_{Conc}}$ である。

- Na-コンクリート反応の外部加熱試験

ナトリウム試験-I 及び-II よりも大きなコンクリート試験体(直径 203mm、高さ 300mm 及び 600mm)を用いて、 $500^{\circ}C$ に予熱した Na を試験体上に供給し、反応容器用ヒータ及び内部加熱器により $800^{\circ}C$ まで加熱して Na-コンクリート反応を観察した。試験後、試験体を解体し、反応断面の観察及び反応生成物の化学分析を行い、過去の Na-コンクリート反応試験と比較した。

2) 試験結果及び考察

ナトリウム試験-I~II の代表的な試験結果として、図 3.1.2(2)-2 にコンクリート侵食量、図 3.1.2(2)-3 に単位面積あたりの水素発生量、図 3.1.2(2)-4 に Na 及び Si の濃度分布、図 3.1.2(2)-5 に反応界面における Na 及び Si の濃度変化、図 3.1.2(2)-6~7 に SiO_2 及び Al_2O_3 の微粒子分布を示した。主に以下の結果を得た。

- コンクリート侵食量

反応時間 (t) をパラメータとした基準ケース (TEST-1~5) で 4.3 時間、約 10mm の侵食量を観測し、最大侵食量 (d) は過去の実験式 ($d = d_0(1 - \exp(-Kt))$) [5] と同様に d_0 、 K をパラメータとして実験式を得た。反応界面を直接加熱した TEST-6~8 では最大約 2.5 倍の侵食量を観察した。TEST-7、-8 は反応界面の制御温度が $630^{\circ}C$ 及び $760^{\circ}C$ の条件であり、反応界面の温度を高くするほどコンクリート侵食量は増加した。また粗骨材を除去したコンクリートの TEST-9~10 では基準ケースの最大約 2.4 倍の侵食量が観察された。以上より、加熱または粗骨材を除去して Na を浸透しやすくする等して、界面での反応を促進させると侵食量が増大した。

- 単位面積あたりの水素発生量

過去の実験[3,5]と比較して、コンクリートの大きさに依らず、単位面積あたりの水素発生曲線は同程度であった。放出される水素はコンクリートからの放出水に起因するため、コンクリートの温度分布から推測される脱水量^[6]を評価することにより実験結果を説明できることが分かった(図 3.1.2(2)-3 の赤線)。

•Na 及び Si の濃度分布

侵食されたコンクリート(主成分 Si)は、Na プール中に移行し、水素気泡により移行する^[7]。体系として類似の三相流動塔の水試験から導出される物質移行係数^[8-9]を用いた計算により実験結果を説明できることが分かった(図 3.1.2(2)-4 の黒の実線及び点線)。

•反応停止機構

ナトリウム試験-I で反応界面の Na 濃度、Si 濃度が反応時間と共に約 20wt.%に飽和する傾向が得られた。またナトリウム試験-II からコンクリート侵食挙動は反応界面の反応条件が大きな感度を持っていることが分かった。そのため、反応停止機構は反応界面での Na 濃度の減少に伴い、反応が弱まることと結論付けた。Thermo-calc^[10]による熱力学計算により、反応停止時の界面の濃度分布は Na_2SiO_3 - $\text{Na}_2\text{Si}_2\text{O}_5$ 近傍に位置し、化学反応は比較的短時間で発生するため、反応界面に必要な金属 Na が欠乏することが示唆される(図 3.1.2(2)-8) ^[11]。

ナトリウム試験-III の代表的な試験結果として、図 3.1.2(2)-9 に Na-コンクリート粉末の反応挙動(TEST 2-4)、図 3.1.2(2)-10 に Na-コンクリート粉末の混合割合(γ)におけるピーク温度及び単位質量あたりの流出入熱の関係、図 3.1.2(2)-11 に Na-コンクリート反応の外部加熱試験後の断面(TEST-2)、図 3.1.2(2)-12 に反応生成物の加熱に伴う溶融状況(外部加熱試験)を示した。

•Na-コンクリート粉末の反応試験：量依存性

TEST1-1~5 において反応時のピーク温度の量依存性は観察されなかった。

•Na-コンクリート粉末の反応試験：濃度依存性

TEST2-1~10 において反応時のピーク温度の濃度依存性は大きく、 Na_2SiO_3 の化学量論比($\gamma = 0.23$)で反応熱は最大であった。ピーク反応時は、水素の誘導拡散燃焼も観察されたため、結合水が反応に寄与していることが分かった。

•Na-コンクリート反応の外部加熱試験

比較的大きなコンクリート試験体を用いて、外部加熱の影響を把握する試験を実施した。コンクリート侵食量は内部加熱器の下部で小さく、Na とコンクリートが接触する箇所では大きかった(図 3.1.2(2)-11)。コンクリート上に内部加熱器といった高温の構造物が存在すると、Na はその周囲から浸透し、コンクリートを侵食したと考えられる。また侵食されたコンクリート成分は、反応生成物として Na プール中を移行し、Na-コンクリート反応界面及び内部加熱器に堆積した。

•Na-コンクリート反応生成物の溶融挙動

Na-コンクリート粉末の反応試験により生成した反応生成物($\gamma = 0.23$)の TG-DTA を測定し、約 942°Cで融解潜熱を観察した。反応生成物の X 線回折の結果では Na_2SiO_3 が主成分であり、ケイ酸 Na の TG-DTA 分析^[12]によると、 $40\text{Na}_2\text{O}-60\text{SiO}_2$ の融点は 949°C、 $45\text{Na}_2\text{O}-55\text{SiO}_2$ の融点は 944°Cのため、主成分のケイ酸 Na の溶融挙動が Na-コンクリート反応生成物の支配要因であった

と考えられる。また外部加熱試験から得られた反応生成物については、Na 濃度が高かったため TG-DTA 分析では明確な融点は観察されなかったものの、MgO 板上の反応生成物(直径 10mm、高さ 3.5mm)の溶融挙動の直接観察からは、5°C/min の炉内で約 850°Cで溶融を観察した(図 3.1.2(2)-12)。ただし空気雰囲気の場合は、酸化が進むため 900~1000°Cで溶融した。

3) Na-コンクリート反応に関わるモデルの構築

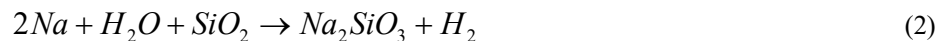
コンクリートは様々な物質(SiO₂、Al₂O₃、CaO、H₂O 等)の混合物であるため、Na-コンクリート反応挙動は複雑になる。そこで、Na-コンクリート粉末の反応試験の知見から、Na-コンクリート反応モデルを構築し、実験結果との比較を行った。

① Na-コンクリート粉末の反応試験の計算

a-コンクリート粉末の反応試験の結果を参考にして、各温度における化学反応及び水素発生挙動のモデルを構築した。対象とした実験では、Na-コンクリート粉末の混合物は 100ml 未満と少量のため、本モデルでは 1 点近似とし、COMSOL Multiphysics の化学反応工学モジュールを用いた。本モデルの支配方程式は式(1)の通りである。

$$V_r \sum c_i C_{p,i} \frac{dT}{dt} = \sum Q_j V_r + Q_{ext} \quad (1)$$

ここで、 V_r は混合物の容積、 c_i は物質(i)の濃度、 $C_{p,i}$ は物質(i)の定圧比熱、 Q_j は単位体積あたりの反応熱(j)、 Q_{ext} はマッフル炉からの入熱量である。本モデルで考慮する物質(i)は、コンクリートの主要成分及び反応により生成する物質として、Na、SiO₂、Na₂SiO₃、Si、H₂O、NaOH、H₂、Na₂O、Al₂O₃、CaO の 10 個とし、それらの物質の比熱、エンタルピー、エントロピーは NASA 形式^[13-14]の多項式近似を用いた。またモデルで考慮する化学反応は、Na-コンクリート反応の主要反応として、表 3.1.2(2)-4 の化学反応式を導入し、反応速度は示差走査熱量測定(DSC)による研究の結果^[15]、反応熱はエンタルピー差から算出した。Na-コンクリート粉末の反応試験では、500°Cでの反応熱の生成速度が Na-SiO₂ 反応より速いこと、また水素が発生することから、式(2)の反応が重要と考えられる。



そのため、モデルでは温度に依存した結合水の放出量も導入した。構築した Na-コンクリート反応モデルを使って、Na-コンクリート粉末の反応試験の計算を行った。計算は、外部からの一定の Q_{ext} を与えて、Na とコンクリート粉末の温度を徐々に上昇させ、各温度における反応挙動、反応熱に伴う温度変化を計算した。計算結果を図 3.1.2(2)-9 に示す。計算は実験の傾向を再現し、各温度における主要な反応、反応によるピーク温度が約 850°Cで飽和する要因が Na の蒸発によること等が分かった。また感度解析として、(a)Na-SiO₂ の反応、(b)Na/NaOH-SiO₂ の反応、(c)結合水の

放出を含む条件での計算を行い、Na-コンクリート粉末の反応試験における主要反応を考察した。

② フェーズフィールド法を用いた Na-コンクリート反応現象の計算

ナトリウム試験の結果を受けて、侵食されたコンクリート成分は Na プール中を微粒子状として移行し、移行時には Na-Na₂O-SiO₂ 相の濃度を持つことが分かった(図 3.1.2(2)-6~8)。そのため、侵食されたコンクリート成分の微粒子の形成過程、及び形成された微粒子の反応(成長)挙動について、フェーズフィールド法を用いた計算を行った。

・微粒子の形成過程

計算には Cahn-Hilliard-Cook 方程式を基礎方程式(式(3))として用いた。

$$\frac{\partial c_i}{\partial t} = \nabla \cdot \frac{\gamma \lambda}{\varepsilon_{pf}^2} \nabla \left(-\nabla \cdot \varepsilon_{pf}^2 \nabla c_i + c_i^3 - c_i \right) + \zeta \quad (3)$$

ここで、 ε_{pf} は遷移領域の長さ、 $\frac{\sqrt{8}\lambda}{3\varepsilon_{pf}}$ は界面エネルギー、 ζ は反応項を表す。解析には、

COMSOL Multiphysics の Phase field モジュールを用いた。計算体系は 400 μ m \times 400 μ m の矩形とし、初期条件として空間中には Na を 75%、SiO₂ を 25%とし、空間的に 10%のランダムな揺らぎを与えた。計算領域の境界条件は対称条件とした。計算時間は、微粒子形成が飽和に至るまで十分な時間を与えた。

微粒子の形成過程について、計算結果を図 3.1.2(2)-13 に示す。計算初期は、初期条件として与えたランダムな揺らぎがあるもの一様で、時間と共に揺らぎが発達し、徐々に微粒子が形成する様子が得られた。単純な拡散方程式の場合は、拡散係数に従って均一濃度に至るが、フェーズフィールド法では界面エネルギーにより界面が形成(微粒子化)することになる。1200°Cにおける SiO₂ と Al₂O₃ の表面張力は、3.25mN/m、5.98mN/m と報告^[16]もあり、体系全体のエネルギーが小さくなるため、界面エネルギーの高い Al₂O₃ では比較的大きな粒子が形成されることになる。本計算結果は、ナトリウム試験で観察された SiO₂ と Al₂O₃ の微粒子径の傾向を定性的に説明している。

・微粒子の成長過程

Na とコンクリートの主成分である未反応 SiO₂ の反応挙動について、固相(主に SiO₂ あるいは Na₂SiO₃)、液相(主に Na)をフェーズフィールドパラメータとした Allen-Cahn 方程式に反応項を導入した式(4)を基礎方程式として用いた。微粒子の成長は、SiO₂ 粒子が Na と反応することにより反応生成物として成長することを仮定している。

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = M \left(-\kappa \nabla^2 \phi + \frac{\partial f}{\partial \phi} \right) + \zeta \quad (4)$$

M は移動度、 κ は勾配係数の 2 乗、 f は自由エネルギー、 ζ は反応項を表す。解析には、COMSOL Multiphysics の高濃度拡散モジュールと Equation Based モジュールを用いた。計算体系は $100\ \mu\text{m} \times 100\ \mu\text{m}$ の矩形とし、初期条件として中心に $20\ \mu\text{m}$ の SiO_2 粒子を与えた。Na や Si 成分等の物質は拡散によって移動し、反応生成物が形成することで固相に成長する。

本モデルの計算結果を図 3.1.2(2)-14 に示す。計算時間に伴って、微粒子表面の拡散界面から徐々に反応し、微粒子の成長過程の様子が得られた。ただし各元素の拡散量は小さいので、微粒子表面における反応でおおよそ終息し、微粒子の径は $20\ \mu\text{m}$ (計算開始) から $30\ \mu\text{m}$ (計算終了) と約 $10\ \mu\text{m}$ の成長で飽和した。したがって本計算から、Na プール中に移行した SiO_2 微粒子は表面で拡散律速となる結果が得られ、定性的であるものの微粒子の成長は飽和することが分かった。これは、ナトリウム実験で観察された微粒子径の成長挙動(図 3.1.2(2)-6)の説明の一部となる。ただし、ナトリウム試験では成長した微粒子は徐々に反応界面へと沈降したものと考えられる。

4) 原子炉容器室における炉心溶融物/Na とコンクリート構造物との反応挙動の考察

ナトリウム試験 I~III を通して、加熱体が存在する体系での Na-コンクリート反応挙動、反応生成物の移行挙動、反応停止機構について試験及び考察を行ってきた。本節では原子炉容器室での炉心溶融物/Na とコンクリート構造物との反応挙動について考察する。

シナリオによって事象の進展は異なるが、Na-デブリ-コンクリート相互作用が発生する過酷事象を考えると、メルトスルーにより原子炉容器室に Na 及び炉心溶融物が落下すると、原子炉容器室の鋼製ライナーはその膨大な熱量のために破損する可能性がある。鋼製ライナーが破損した場合は、炉心溶融物/Na とコンクリート構造物が接触するため、これらの物質間で温度に依存した反応が発生する。図 3.1.2(2)-15 は原子炉容器室下部における温度と反応挙動の推移の概要である。落下した燃料デブリは非常に高温であり、また燃料デブリの崩壊熱のために高温条件での Na-コンクリート反応が継続する。ナトリウム試験 II の直接加熱した試験、ナトリウム試験 III の外部加熱した試験で観察されたように、Na を高温に加熱した場合はコンクリート侵食量が増加する。単位面積あたりの水素発生量は加熱の有無によって大きく変化しなかったため、過去の水素発生挙動と比較的近い形で水素が発生するものと考えられる。定量的にはコンクリート温度に依存した脱水量が水素発生量となる。反応時間が経過すると、ナトリウム試験 III のように少なくとも Na プールがドライアウトすることで Na-コンクリート反応は停止する。Na-コンクリート反応による水素発生は、コンクリート侵食が停止した後も継続されるが、Na 及び燃料デブリから熱伝導する範囲内のコンクリートの含有水が水素として放出される。コンクリート構造物の形状、Na/燃料デブリの落下量や温度、崩壊熱等の計算条件に依存することになる。燃料デブリの崩壊熱は、ドライアウト熱流束として Na プールに移行するので、Na がドライアウトするまで Na プールの温度は沸点程度に推移し、燃料デブリの UO_2 が Na と直接接触する領域では上記 3.1.2①、②で示唆されるように Na ウラネートが発生する。原子炉容器室は漏えい Na が存在するため酸素濃度が低いと考えられ、生成される Na ウラネートは NaUO_3 及び Na_3UO_4 が安定となる。さらに、ナトリウム試験 III から示唆されるように Na-コンクリート反応生成物は燃料デブリの上部に堆積する。ここで、反応生成物の主成分はケイ酸 Na であるため UO_2 とは反応しないことも分かった。さらなる時間の経過と共に、Na-コンクリート反応あるいは Na の蒸発によ

て原子炉容器室の Na プールがドライアウトすると、燃料デブリの崩壊熱により Na-コンクリート反応生成物及び燃料デブリは温度上昇し、Na-コンクリート反応生成物は 800～1100℃で溶融する。また約 1027℃で燃料デブリの表面に生成される Na ウラネートは高温で安定な $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ に分解し、約 1377℃で UO_2 に分解する。過去のデブリ-コンクリート相互作用の実験と比較すると、コンクリートの分解温度は 1080～1500℃(ポルトランドセメントの融点は 1200～1500℃^[17]、 SiO_2 の融点は 1423℃^[17]、CORCON MOD-3 の固液相温度は 1080～1380℃^[18]) であるので、燃料デブリがコンクリートの分解温度に達するとデブリ-コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が開始し、水素の発生が起きる。このデブリ-コンクリート相互作用が発生する温度領域では、Na ウラネートは分解され、燃料デブリの上部に堆積する Na-コンクリート反応生成物は溶融するので、燃料デブリの冷却を妨げないものと考えられる。冷却により、本事象は徐々に終息するものと期待される。

5) まとめ

ナトリウム試験-I～III として、Na-コンクリート反応の停止機構について、液体金属 Na 及びコンクリートを反応させて、そのコンクリート侵食挙動、水素発生挙動、反応生成物の分布に関する実験データを取得した。また、過酷事故時の原子炉容器室内でのシナリオに重要と考えられる、Na-コンクリート反応生成物について、その融点及び溶融挙動を測定した。

Na-コンクリート反応の停止機構は、反応界面が飽和濃度 (Na: 18～24wt.%, Si: 22～18wt.%, Al: 4～3.4wt.%, Ca: 4～3.4wt.%) に漸近し、Na 濃度に伴う反応量の減少と結論付けた。また Na-コンクリート反応生成物は、約 942℃の融点を持ち、実際の体系で発生した反応生成物は Na を比較的多く含むため約 850℃で溶解した。ただし空気雰囲気の場合は 1000℃で溶解したため、反応生成物の酸化状況が反応生成物融点に影響を及ぼす。いずれにしても、少なくとも 1100℃以下で溶融することが確認できた。

現実の原子炉容器室内での Na-コンクリート反応では、落下デブリの崩壊熱のため非常に高温になると考えられるが、Na プール内の反応生成物は Na-コンクリート反応界面及びデブリ上部に堆積し、Na-コンクリート反応は徐々に終息していくものと考えられる。また Na がドライアウトすると反応生成物はその融点に応じて溶融する。デブリ-コンクリート相互作用が発生する温度領域では、Na ウラネートは UO_2 に分解し、燃料デブリの上部に堆積した Na-コンクリート反応生成物は溶融するため、燃料デブリの冷却を妨げないものと考えられる。冷却により、本事象は徐々に終息するものと期待される。

6) 参考文献

- [1] "Na 冷却高速炉における格納容器破損防止対策の有効性評価技術の開発", 平成 25 年度報告書 業務実施内容(1)②b ナトリウム試験
- [2] "Na 冷却高速炉における格納容器破損防止対策の有効性評価技術の開発", 平成 26 年度報告書 業務実施内容(1)②b ナトリウム試験
- [3] Munemichi Kawaguchi, Daisuke Doi, Hiroshi Seino, Shinya Miyahara, "A study on self-terminating behavior of sodium-concrete reaction", Journal of Nuclear Science and Technology,

vol.53: issue.12, p.2098-2107, 2016.

- [4] ”Na 冷却高速炉における格納容器破損防止対策の有効性評価技術の開発”, 平成 27 年度報告書 業務実施内容(1)②b ナトリウム試験
- [5] 畷本敏行、高崎昭次、岡本博雄、橋本幸男、荒川徹、笹川幸雄、加藤敬五、“Na-コンクリート反応基礎試験”、PNC TJ 270 82-02
- [6] Zdenek P. Bazant, Werapol Thonguthai, “Pore pressure and drying of concrete at high temperature”, Proc. Paper 14077, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, p.1059-1079, Oct 1978.
- [7] Miyahara S, Haga K, Himeno Y, “Sodium aerosol release rate and nonvolatile fission product retention factor during a sodium-concrete reaction”, Nuclear Technology,97 [2], p.212-226, 1992.
- [8] Chawla T. C., Pedersen D. R., “A review of modeling concepts for sodium-concrete reactions and a model for liquid sodium”, Nuclear Engineering and Design, 88 [1], p.85-91, Aug 1985.
- [9] Kato Y, Nishiwaki A, Fukuda T, Tanaka S, “The behavior of suspended solid particles and liquid in bubble columns”, Journal of Chemical Engineering of Japan, 5 [2], p.112-118, 1972.
- [10] J-O Andersson, Thomas Helander, Lars Høglund, Pingfang Shi, Bo Sundman, “THERMO-CALC & DICTRA, Computational Tools For Materials Science”, Calphad, 26 [2], p.273-312, 2002.
- [11] A. I. Zaitsev, N. E. Shelkova, and B. M. Mogutnov, “Thermodynamics of Na₂O-SiO₂ Melts”, Inorganic Materials, 36 [6], p.529-543, 2000.
- [12] Malgorzata J Rys, PhD thesis, “Investigation of Thermodynamic Properties of Alkali Metals in Oxide Systems Relevant to Coal Slags”, 2007.
- [13] S. Gordon and B.J. McBride, Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions, Rocket Performance, Incident and Reflected Shocks, and Chapman-Jouquet Detonations, NASA-SP-273, 1971.
- [14] Thermochemical Data of Pure Substances (Third Edition), Ihasn Barin.
- [15] S. Kikuchi, N. Koga, H. Seino, S. Ohno, Kinetic study on liquid sodium-silica reaction for safety assessment of sodium-cooled fast reactor, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, 121(1), p.45-55, Jul 2015.
- [16] 福味幸平, 北村直之, 平野竜彦, 幸塚広光, 西井準治, “ガラス融体の表面張力と濡れ性”, NEW GLASS, vol.24, No.4, 2009.
- [17] Tuomo Sevón, “Molten core-concrete interactions in nuclear accidents –Theory and design of an experimental facility-”, VIT Tiedotteita-research notes 2311.
- [18] V. Strizhov, V. Kanukova, T. Vinogradova, E. Askenov, V. Nikulshin, “An Assessment of the CORCON-MOD3 Code”, NUREG/IA-0129.

表 3. 1. 2(2)-1 試験条件：Na-小規模コンクリートの反応

No.	反応時間 (h)	Na 量 (kg)	粗骨材 (~10mm)	制御温度(°C)		水素発生量 (NL)
				ヒータ 1	ヒータ 2	
TEST-1	0.2	0.4	有	630	-	2.3
TEST-2	1.0	0.4	有	630	-	8.3
TEST-3	2.1	0.4	有	630	-	15.0
TEST-4	3.0	0.4	有	630	-	26.4
TEST-5	4.0	0.4	有	630	-	27.7
TEST-6	0.3	0.4	有	630	630	4.9
TEST-7	3.3	0.4	有	630	630	20.7
TEST-8	3.0	0.4	有	630	760→630	41.1
TEST-9	2.0	0.4	無	630	-	32.9
TEST-10	3.9	0.4	無	630	-	42.9

※ヒータ 1:Na 加熱、ヒータ 2:0~50mm コンクリート加熱

表 3. 1. 2(2)-2 試験条件：Na-コンクリート粉末の反応

No.	Na-コンクリート 質量比	Na(g)	コンクリート(g)	ピーク温度 (°C)	誘導拡散燃焼 の発生
TEST 1-1~-5	0.32	4.6~32.5	10~70	846	有
TEST 2-1~-10	0.1~1.0	1.0~30.0	0, 10	845	有

表 3. 1. 2 (2)-3 試験条件 : Na-コンクリート反応の外部加熱の影響

No.	反応時間(h)	Na 量(kg)	制御温度(°C)	水素発生量(NL)
TEST-1	4.0	7.6	800	1680
TEST-2	7.5	7.6	800	2900

表 3. 1. 2 (2)-4 反応モデルに考慮した化学反応式

No.	化学反応式	温度°C	反応熱
1	$4\text{Na(l)} + 3\text{SiO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{Si}$	> 500	反応前後の エンタルピー変化
2	$2\text{Na} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow 2\text{NaOH} + \text{H}_2$	全領域	
3	$2\text{NaOH} + 2\text{Na(l)} \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{H}_2$	全領域	
4	$2\text{NaOH} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{H}_2\text{O}$	全領域	
7	$\text{Na}_2\text{O} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{SiO}_3$	全領域	
8	$\text{Na(s)} \rightarrow \text{Na(l)}$	97	
9	$\text{Na(l)} \rightarrow \text{Na(v)}$	883	

Naとコンクリートの反応実験

反応実験後の観察

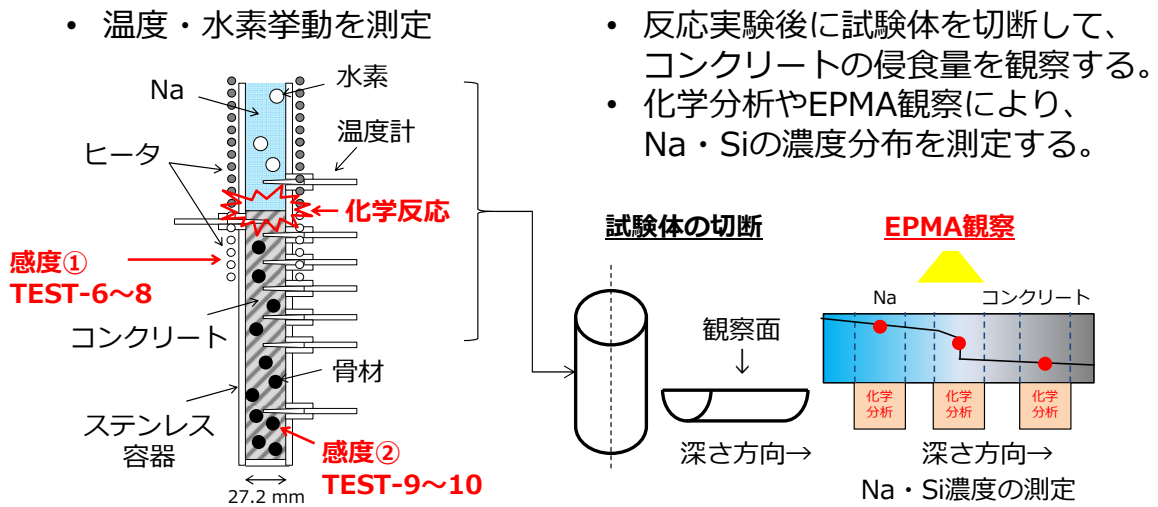


図 3.1.2(2)-1 ナトリウム試験の概要

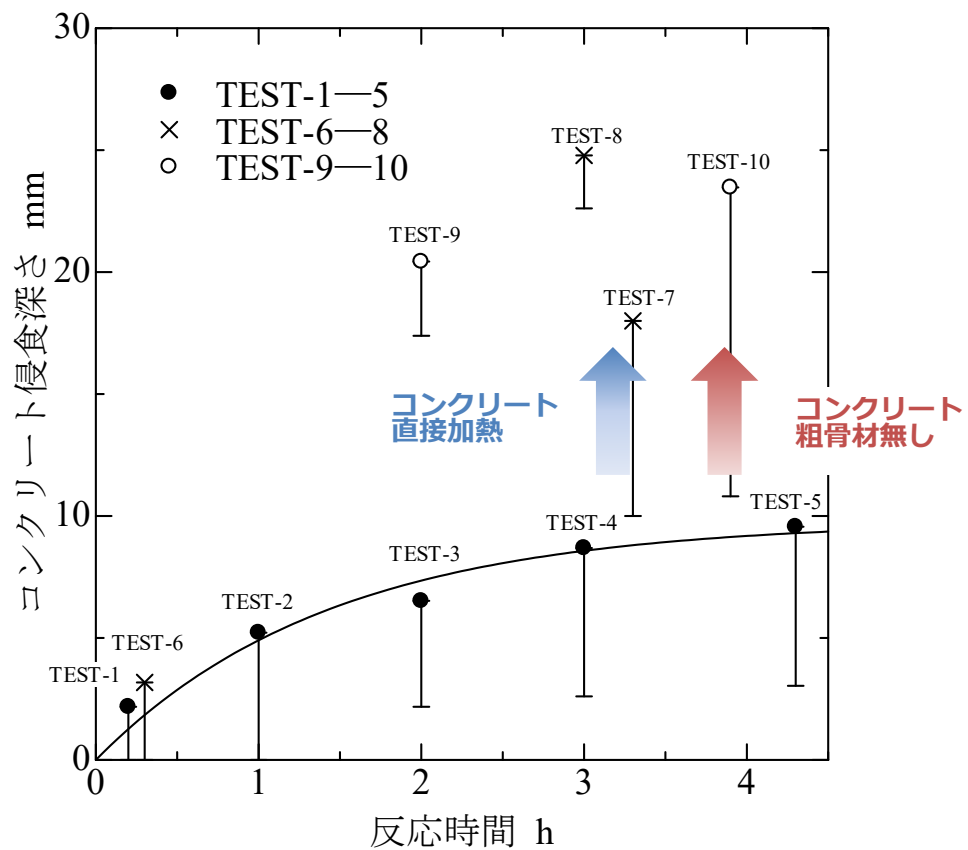


図 3.1.2(2)-2 コンクリート侵食量

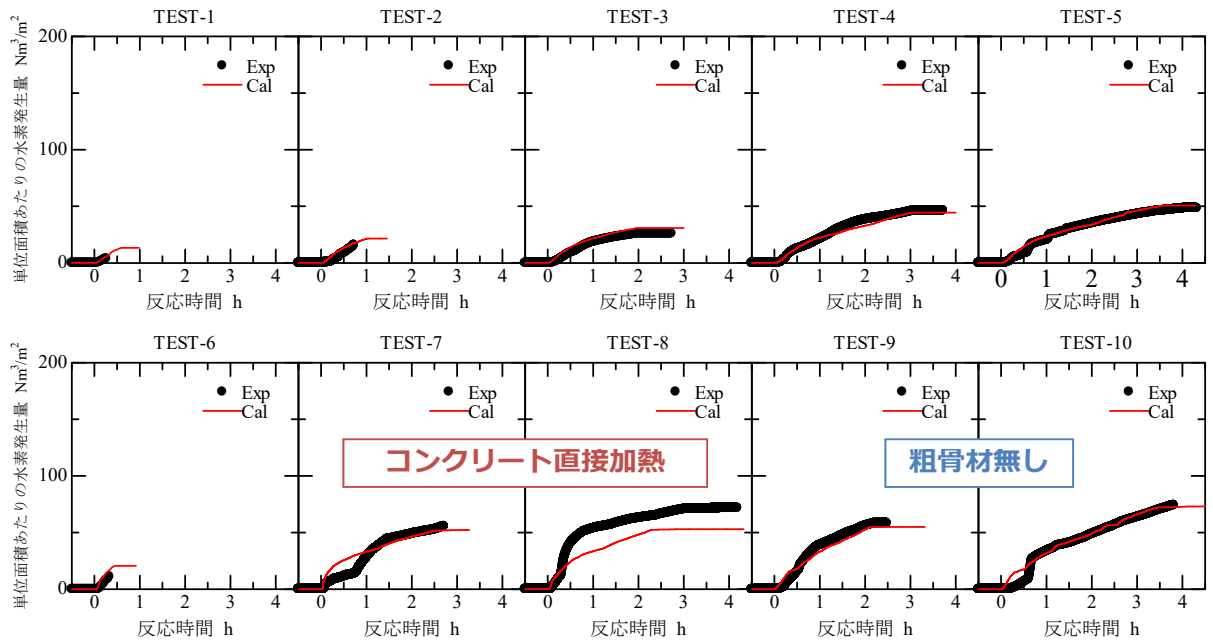


図 3.1.2(2)-3 単位面積あたりの水素発生量

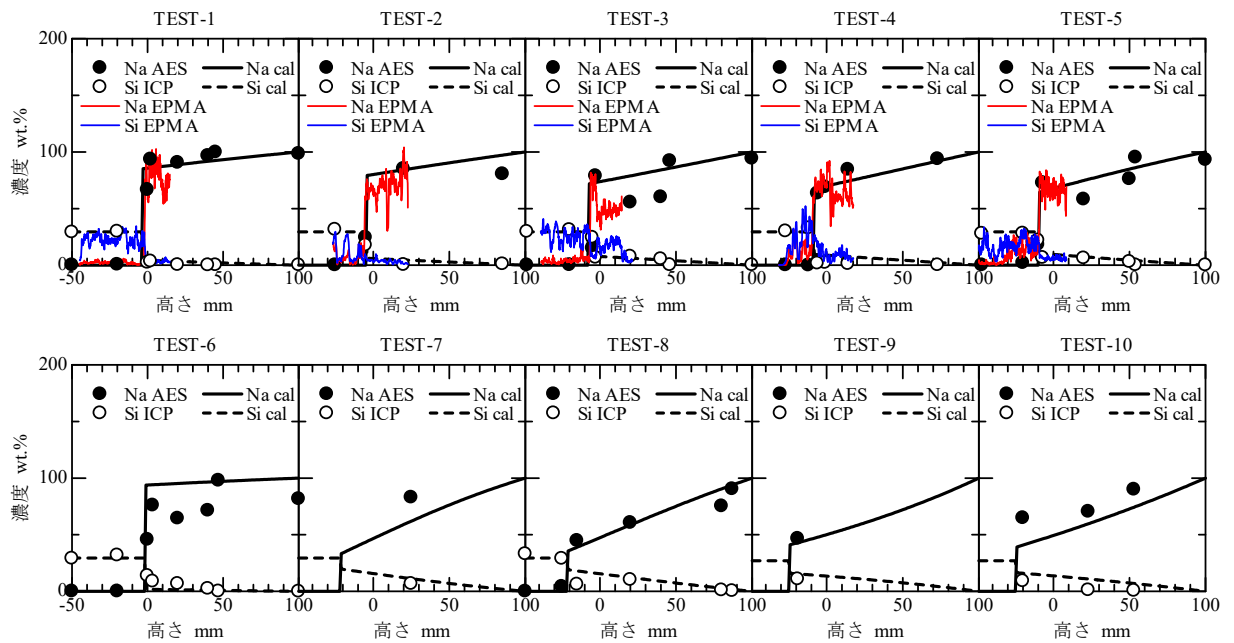


図 3.1.2(2)-4 Na 及び Si の濃度分布

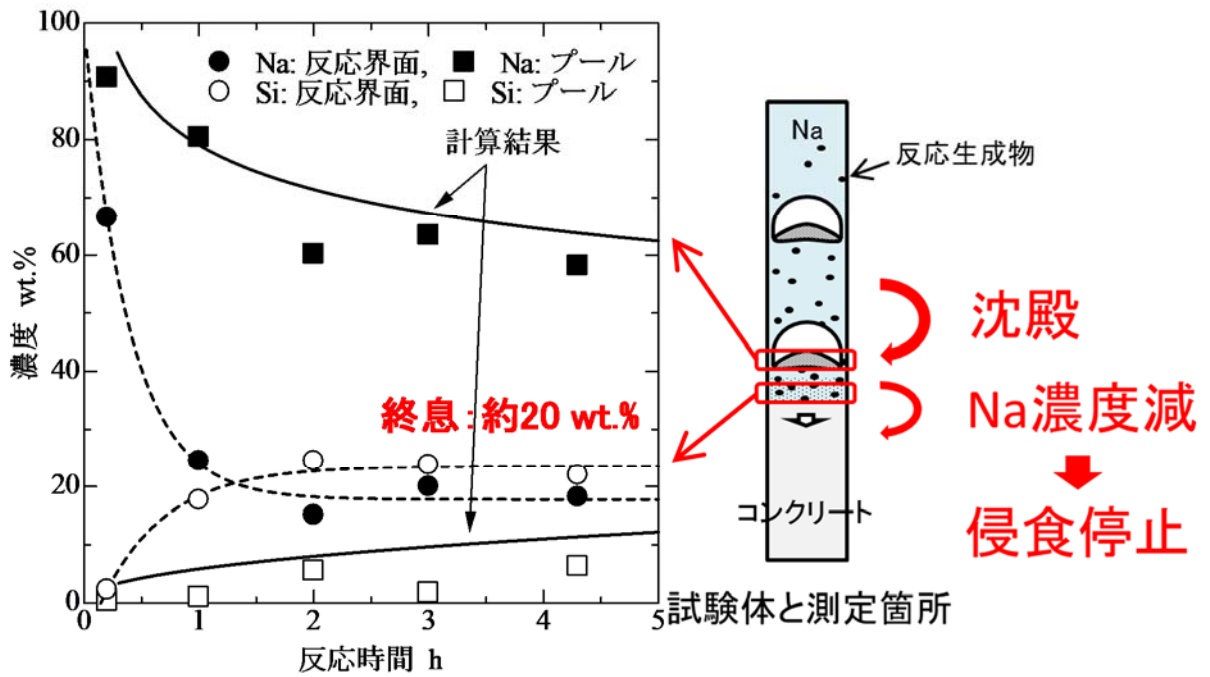


図 3.1.2(2)-5 反応界面における Na 及び Si の濃度変化

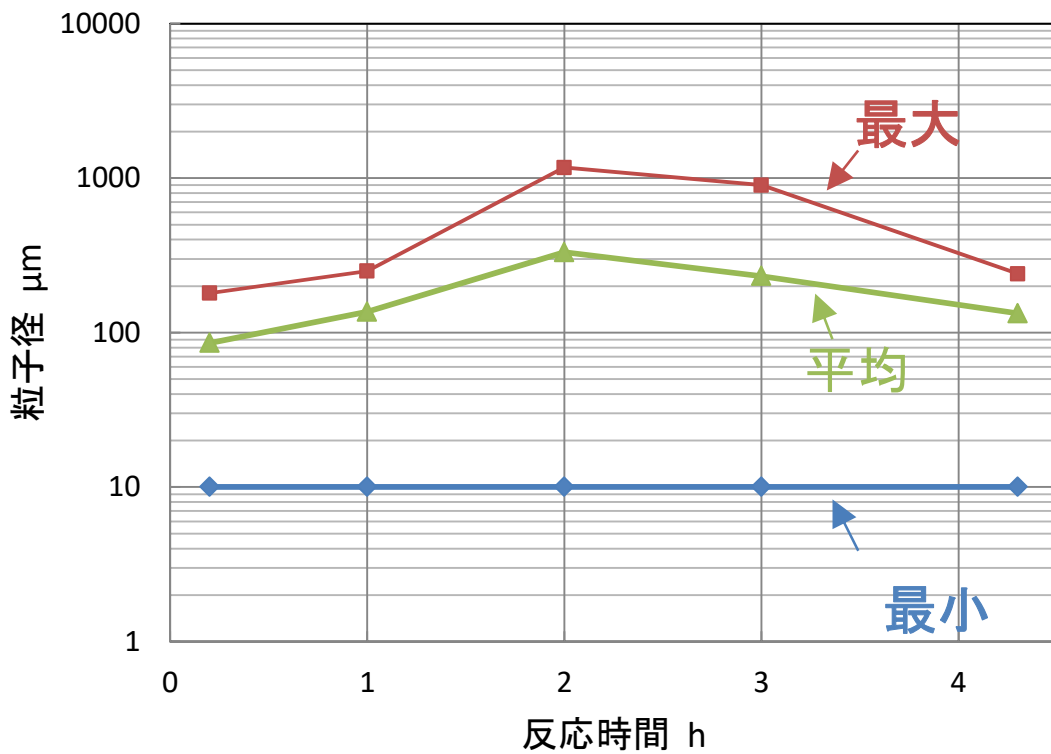


図 3.1.2(2)-6 Na-コンクリート反応時における Na 中の SiO₂ 微粒子の粒径

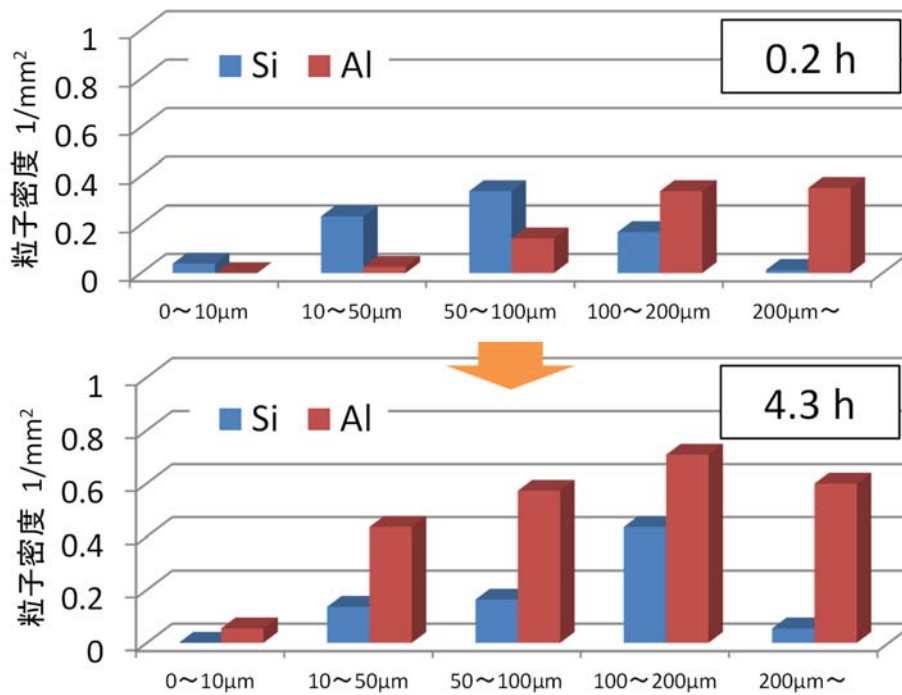


図 3. 1. 2 (2)-7 Na-コンクリート反応時における Na 中の SiO_2 、 Al_2O_3 微粒子の粒径分布

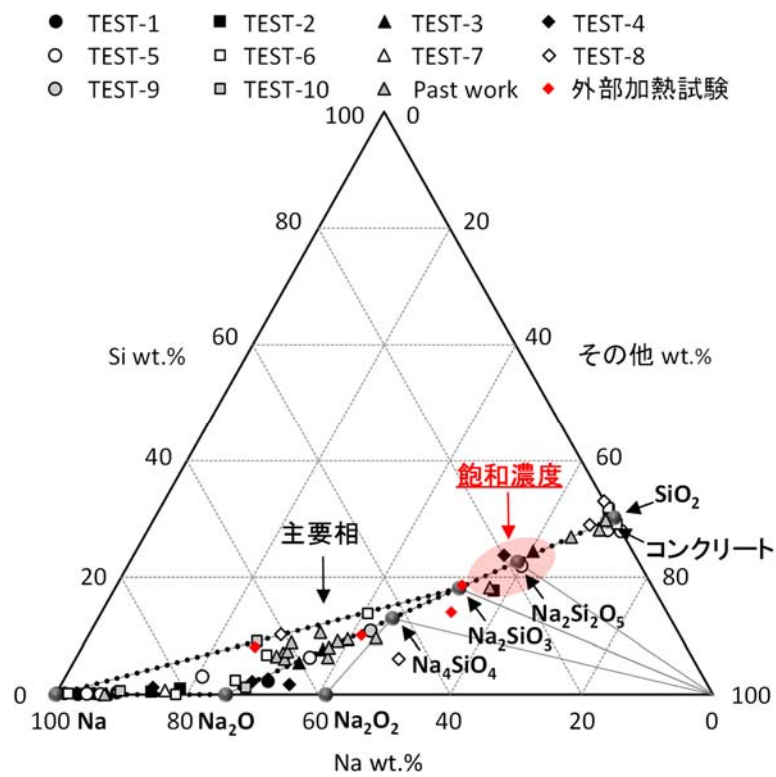


図 3. 1. 2 (2)-8 反応生成物の Na と Si の濃度における熱力学的考察

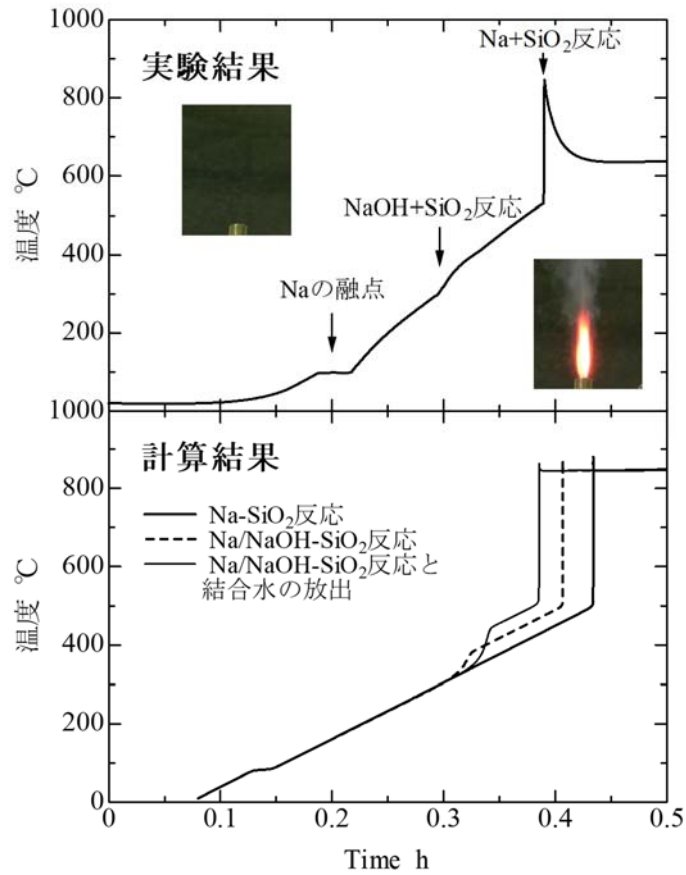


図 3.1.2(2)-9 各温度における Na-コンクリート粉末の反応挙動 (TEST 2-4)

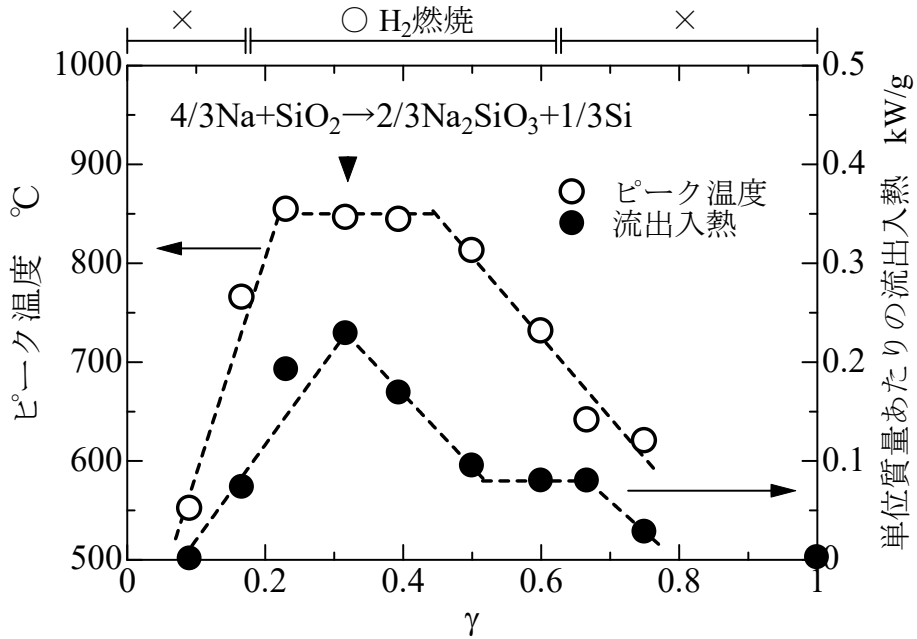


図 3.1.2(2)-10 Na-コンクリート割合 (γ) におけるピーク温度及び単位質量あたりの流出入熱の関係 (TEST 2-1~10)

反応試験後の概要

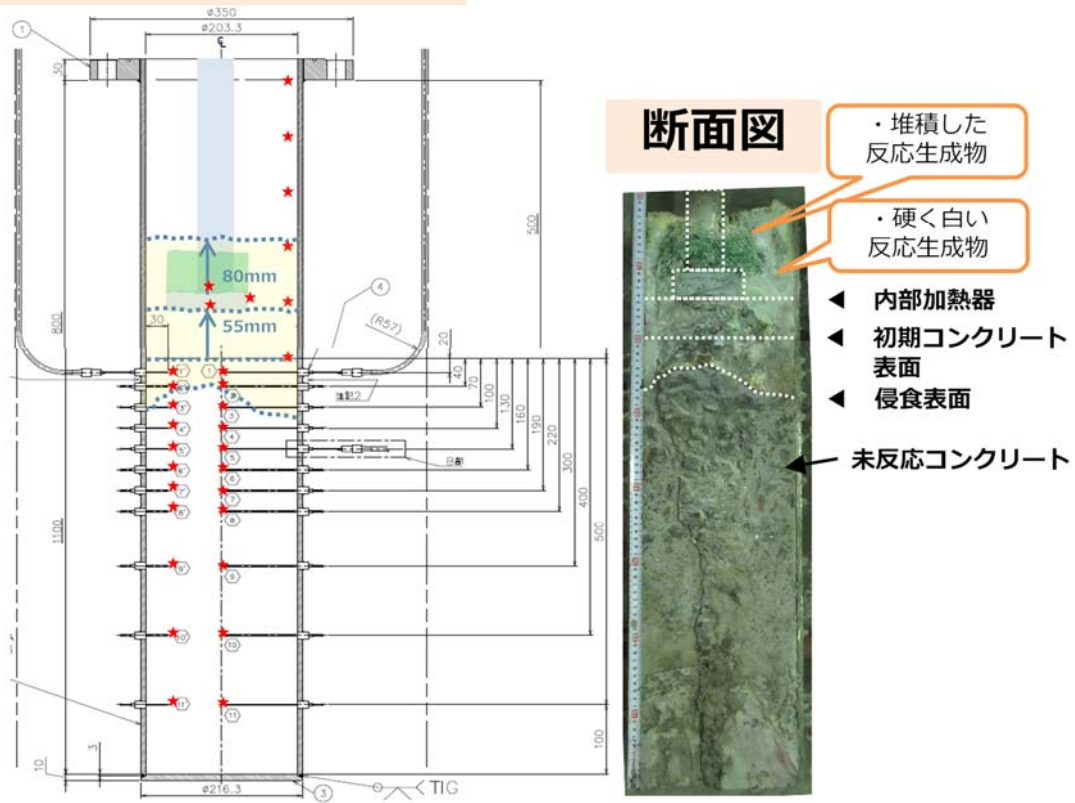


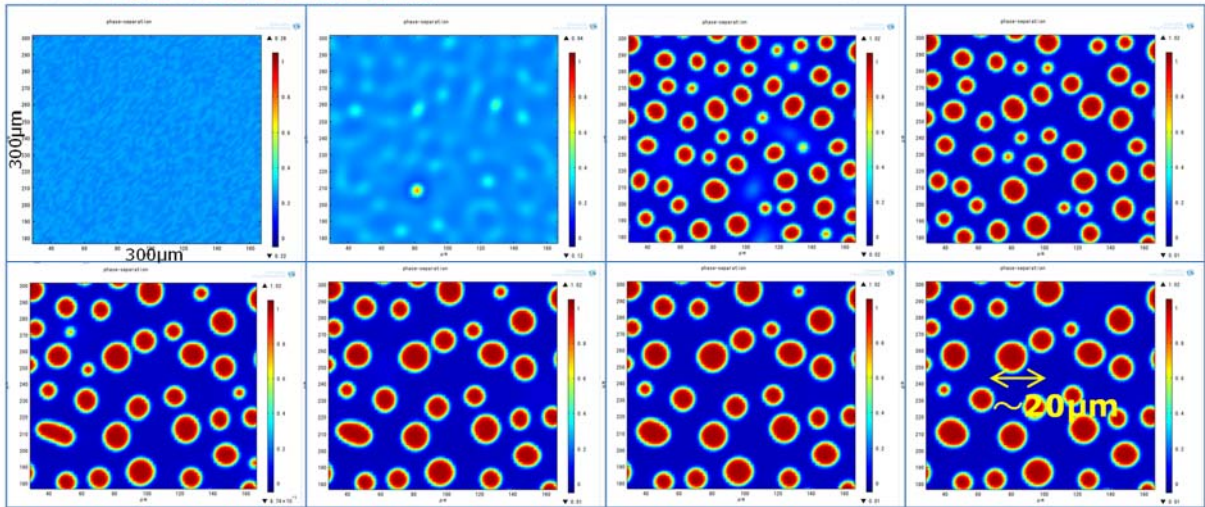
図 3. 1. 2 (2)-11 Na-コンクリート反応外部加熱試験後の断面 (TEST-2)

代表温度	TEST-1: Ar雰囲気	TEST-1: 空気雰囲気	TEST-2: Ar雰囲気
600°C			
軟化点 (エッジが丸くなり始める温度)	800°C	900°C	840°C
融点 (試料高さが1/2になる温度)	850°C	1000°C	850°C
高温	900°C	1050°C	860°C

図 3. 1. 2 (2)-12 反応生成物の加熱に伴う熔融状況 (外部加熱試験)

10%の揺らぎを含む混合状態

Red : $\phi=1$ (SiO_2) , Blue : $\phi=0$ (liquid Na)



相分離

図 3. 1. 2(2)-13 Na プール中の相分離の計算

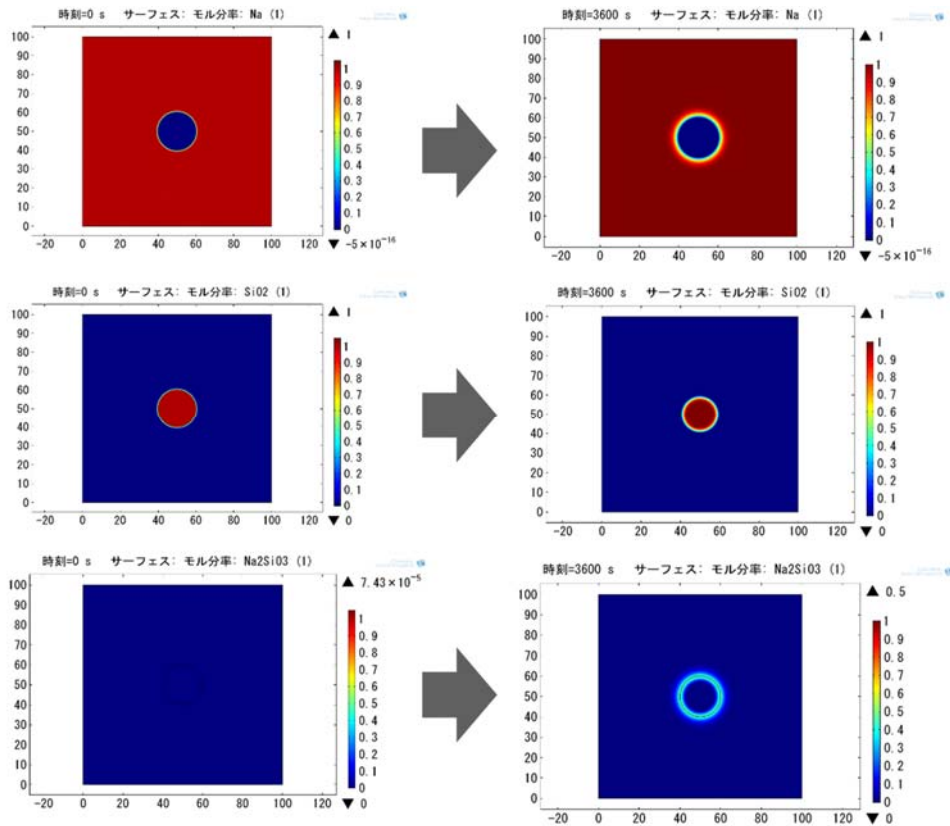


図 3. 1. 2(2)-14 相分離後の微粒子における表面反応の計算

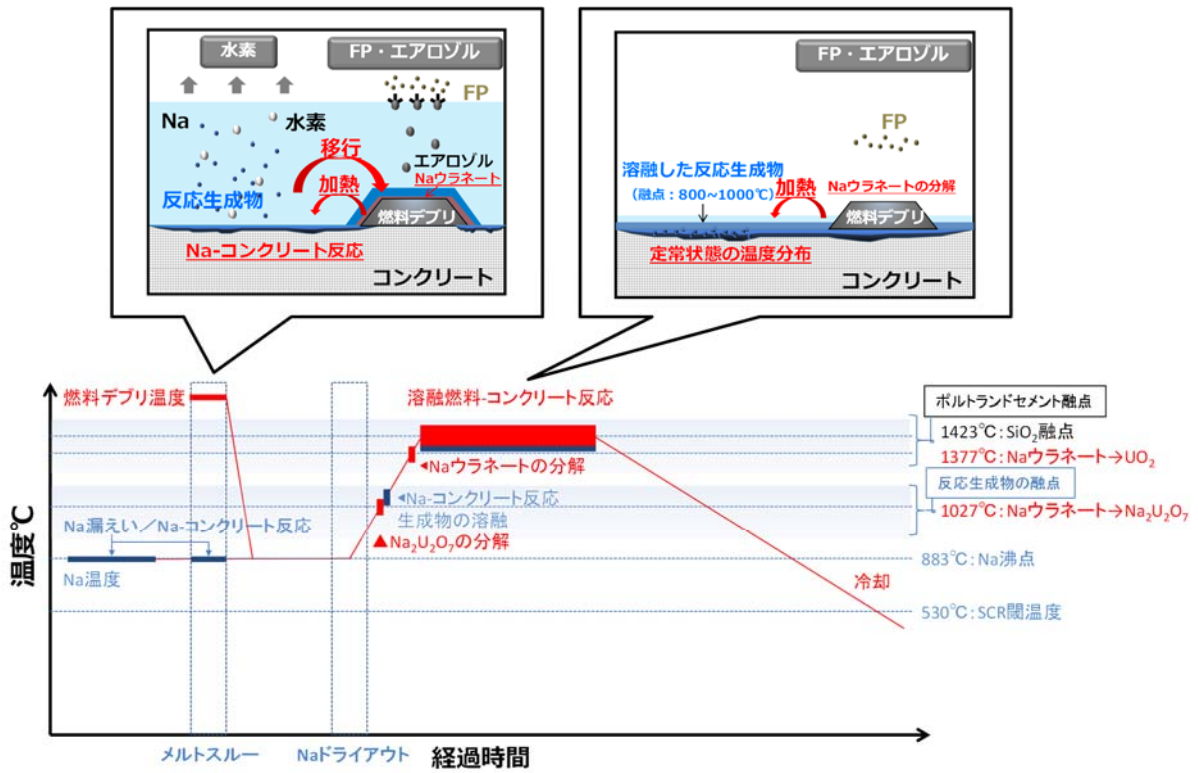


図 3.1.2(2)-15 反応初期及び終息時の概念図

3.1.3 ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発

(1) 水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—解析評価モデルの構築—

本研究では、数値計算的なアプローチから水素誘導拡散燃焼における着火機構を解明すべく、水素燃焼に関する既往知見（水素燃焼の着火モデル等）調査、水素ガスの自己着火現象やナトリウム混在水素ガスの自己着火現象を燃焼素反応の数値計算により解釈することを目的としている。

①既往研究知見の調査・整理（平成 25 年度）

着火現象のような燃焼反応の時間的な推移を研究対象とする場合、ある温度場における熱力学的安定性に注目した化学平衡論による検討に加え、各化学反応の反応速度に注目した反応速度論による検討が重要となる。そして化学反応の開始時の反応物と終了時の生成物のみを考慮する総括反応だけでなく、反応の途中で生成される燃焼中間生成物を含む素反応から構成された素反応機構を用いて数値計算することは、詳細に燃焼現象を理解する上で有用であることが知られている。

ナトリウムが関与する化学反応解析は、ナトリウム燃焼研究やナトリウム—水反応研究において従来から知見が蓄積されているが、これら既往研究は着火後の燃焼に伴う発熱量や燃焼生成物に注目するために化学平衡論的に取り扱われており、本研究のように反応速度論的な計算に要する反応速度定数などの各種データについては知見整備が必要であることがわかった。

②燃焼素反応の数値計算

上記の既往研究知見の調査・整理結果を踏まえ、ナトリウム冷却高速炉における水素誘導拡散燃焼の着火現象を検討するために、水素ガスの自己着火現象解析をベースとし、ナトリウム—水素—酸素系に対する素反応機構を構築した後に、ナトリウム混在水素ガスの自己着火現象解析を実施した。

1) 水素ガスの自己着火現象解析（平成 26 年度、27 年度）

a) 計算目的

初期雰囲気温度に応じた水素自己着火の有無や、自己着火に至るまでの時間（着火遅れ）を燃焼素反応の数値計算により把握する。

b) 計算方法／計算条件

詳細化学反応解析支援ソフトウェア（CHEMKIN-PRO、以下 CHEMKIN）の密閉系完全混合反応器を用いて、断熱条件下で水素 10vol%、酸素 20vol%、アルゴン 70vol%を供給した場合の自己着火現象を計算する。初期雰囲気温度はそれぞれ Case01：約 573K、Case02：1000K とし、後述する水素燃焼試験の試験温度（約 518K）および HEDL で実施された既往研究の水素自己着火温度（約 1060K）を踏まえて、着火性に違いがある代表的な 2 つの温度条件を選定した。

c) 計算結果

図 3.1.3(1)-1 に計算結果を示す。初期雰囲気温度が低温である Case01 では自己着火せず、初期雰囲気温度が高温である Case02 では数百 μsec の着火遅れを経て自己着火することがわか

る。ゆえに数値計算上で初期雰囲気温度に応じて水素自己着火現象の有無を確認することができた。また自己着火した Case02 について図 3.1.3(1)-2 の(a)および(b)にモル分率、雰囲気温度への各素反応感度の時間推移を示す。着火現象は、水素と酸素が反応して水ができるという総括反応として表現できるものの、燃焼反応を特徴づけるラジカル (OH、H、O) の生成を確認することができる。また火炎付近の雰囲気温度の上昇により着火判定をする場合、以下に示した雰囲気温度に対する感度が大きい素反応 (各素反応の反応速度を微小変化させた場合に温度への応答が大きい素反応) には、数値計算上特に注目する必要があると考えられる。なお、M は第 3 体を表す。

- ・素反応式番号 1 (R01) : $H + O_2 + M = HO_2 + M$
- ・素反応式番号 11 (R11) : $O + OH = O_2 + H$

2) ナトリウム-水素-酸素系に対する素反応機構の構築 (平成 26 年度、27 年度)

燃焼現象は、発熱を伴う化学反応と熱や物質移動とが相互に干渉し合う現象であり、燃焼場における温度変化は大きく、関与する化学種およびその濃度変化も大きい。しかしナトリウムの化学反応に注目して着火現象を検討する場合、ガスの拡散・混合の影響を排除した完全混合気による反応速度論的な数値計算が有用である。

化学反応における発熱量や逆反応速度定数を算出するために、ナトリウムおよび主要なナトリウム化合物に対して熱力学的諸量 (定圧比熱 C_p 、エンタルピー H 、エントロピー S) を温度 T の関数で級数展開して整備した (CHEMKIN フォーマットに従い、展開係数は以下の a_1 から a_7 までとする)。なお、 R は気体定数を表す。

$$\frac{C_p}{R} = a_1 + a_2 T + a_3 T^2 + a_4 T^3 + a_5 T^4$$

$$\frac{H}{RT} = a_1 + \frac{a_2}{2} + \frac{a_3}{3} T^2 + \frac{a_4}{4} T^3 + \frac{a_5}{5} T^4 + \frac{a_6}{T}$$

$$\frac{S}{R} = a_1 \log T + a_2 T + \frac{a_3}{2} T^2 + \frac{a_4}{3} T^3 + \frac{a_5}{4} T^4 + a_7$$

また米国国立標準技術研究所 (NIST) のデータベースおよび学術論文を中心に、ナトリウムが関与する化学反応における反応速度定数を調査し、ナトリウム-水素-酸素系に対する素反応機構を構築した。なお、考慮した反応式の一覧を表 3.1.3(1)-1 に示す。

3) ナトリウム混在水素ガスの自己着火現象解析 (平成 28 年度)

a) 計算目的

上記 1) の水素ガスの自己着火現象解析において、初期雰囲気温度が低温であり水素ガスの自己着火現象が生じない Case01 の初期雰囲気温度 (約 573K) を対象として、上記 2) のナトリウム-水素-酸素系に対する素反応機構を用いてナトリウム混在の水素ガスの自己着火有無や、自己着火に至るまでの時間 (着火遅れ) を燃焼素反応の数値計算により把握する。

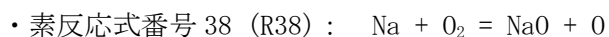
b) 計算方法／計算条件

上記 1) の水素ガスの自己着火現象解析と同様に、CHEMKIN の密閉系完全混合反応器を用いて断熱条件下で水素、酸素、アルゴンを供給した場合の自己着火現象を計算する。初期雰囲気温度は約 573K において水素 10vol%、酸素 21vol%、ナトリウム 10g/m³ を供給した場合の自己着火現象を計算する。

c) 計算結果

図 3.1.3(1)-3 に計算結果を示す。水素ガスのみでは自己着火することがなかった初期雰囲気温度 (約 573K) において、数 μsec の着火遅れを経て自己着火することがわかった。また図 3.1.3(1)-4 にモル分率の時間推移を示す。着火現象は、水素と酸素が反応して水ができるという総括反応に加え、水酸化ナトリウムが生成される反応として表現できるものの、燃焼反応を特徴づけるラジカル (OH、H、O) の生成を確認することができる。

また構築した素反応機構を用いた速度論的解析評価により、水素誘導拡散燃焼現象は以下のナトリウムと酸素の反応に起因して、水素が着火・燃焼する現象であることがわかった。



なお、素反応機構の妥当性確認の一環として、各素反応の反応速度定数に基づく素反応機構による着火時の燃焼生成物と、燃焼温度における化学平衡論による最終生成物を比較すると、主要な残存生成物である酸素 (O₂)、水 (H₂O)、水酸化ナトリウム (NaOH) はおおよそ一致することが確認できた。ゆえに素反応式を統合して構築された素反応機構は、化学平衡に至るまでの総括反応を再現できており、ナトリウム-水素-酸素系の着火反応の概要を捉えられていると考えられる。

4) ナトリウム混在水素拡散燃焼との比較について (平成 28 年度)

後述のナトリウム混在水素拡散燃焼試験結果と比較するために、上記 3) のナトリウム混在水素ガスの自己着火現象解析において雰囲気温度に対する酸素濃度および水素濃度依存性を図 3.1.3(1)-5、図 3.1.3(1)-6 に示す。なお、ナトリウム濃度は 10g/m³ であるが、後述の燃焼試験条件である約 30g/m³ とした場合の計算結果と着火傾向はほぼ同じであった。

図 3.1.3(1)-5 (水素濃度依存性) に示すように、水素濃度の依存性は着火源となるナトリウムと酸素の発熱反応後に顕著に確認でき、水素濃度の増加に伴い水素燃焼量が増加するため、完全混合気の雰囲気温度も増加する傾向がある。また図 3.1.3(1)-6 (酸素濃度依存性) に示すように、自己着火現象の起因となるナトリウムと酸素の反応は、酸素濃度の増加に伴い反応性が高まるため、雰囲気温度の上昇速度に寄与することがわかる。そして水素の燃焼が生じる数 μsec 後の完全混合気の雰囲気温度は、水素濃度依存性が水素濃度の高低に一致することとは異なり、酸素濃度の高低に一致しない。これは計算体系が完全混合気であるため、水素と酸素の化学量論比の濃度混合条件 (当量比=1) において火炎温度が最高温度となることに起因している。

本研究における素反応機構を用いた解析評価モデルは、ナトリウム混在水素拡散燃焼試験にお

ける燃料（水素およびナトリウム）噴出ノズル出口部分の局所的かつ短時間の自己着火現象を断熱条件で模擬したものである。実現象では拡散燃焼形態に伴うガスの混合・拡散過程や放熱過程があるため、着火遅れや雰囲気温度の絶対値を比較することは困難であるが、ナトリウム－水素－酸素系の化学反応の側面に着目することで、ナトリウムと酸素の燃焼反応に起因して水素が着火・燃焼する現象を再現することができた。さらに完全混合気の雰囲気温度の高低が着火性に対応すると考えることで、水素濃度依存性に対しては水素濃度の増加とともに燃焼し易くなる試験結果を定性的に解釈することができた。酸素濃度依存性に対しては、水素濃度依存性に比べて顕著な違いはないものの、ナトリウムと酸素の反応時点での濃度依存性を確認できた。その後の水素の燃焼反応時点では、数値計算体系である完全混合気と燃焼試験体系である非完全混合気であるガス混合過程の違いが影響していると考えられる。

③まとめ

ナトリウムおよび水素が着火する現象を数値計算するため、ナトリウム－水素－酸素系の素反応機構に基づく解析評価モデルを構築し、反応速度論的手法による着火現象解析を実施した。その結果、水素誘導拡散燃焼現象はナトリウムの燃焼に起因して水素が着火・燃焼することを確認でき、別途実施したナトリウム混在水素拡散燃焼試験結果の着火特性の傾向を解釈できることがわかり、これら数値計算によって当初目的を達成することができた。

表 3. 1. 3(1)-1 各種データベース等に基づいたナトリウム-水素-酸素系の素反応機構

R01	$\text{H}_2 + \text{O}_2 + \text{M} = \text{HO}_2 + \text{M}$	R21	$\text{Na} + \text{H}_2\text{O} = \text{NaOH} + \text{H}$
R02	$\text{H} + \text{H} + \text{M} = \text{H}_2 + \text{M}$	R22	$\text{Na} + \text{O}_2 + \text{M} = \text{NaO}_2 + \text{M}$
R03	$\text{H} + \text{H} + \text{H}_2 = \text{H}_2 + \text{H}_2$	R23	$\text{Na} + \text{OH} + \text{M} = \text{NaOH} + \text{M}$
R04	$\text{H} + \text{H} + \text{H}_2\text{O} = \text{H}_2 + \text{H}_2\text{O}$	R24	$\text{Na} + \text{HO}_2 = \text{NaO}_2 + \text{H}$
R05	$\text{H} + \text{OH} + \text{M} = \text{H}_2\text{O} + \text{M}$	R25	$\text{Na} + \text{OH} = \text{NaO} + \text{H}$
R06	$\text{H} + \text{O} + \text{M} = \text{OH} + \text{M}$	R26	$\text{Na} + \text{HO}_2 = \text{NaO} + \text{OH}$
R07	$\text{O} + \text{O} + \text{M} = \text{O}_2 + \text{M}$	R27	$\text{Na} + \text{HO}_2 = \text{NaOH} + \text{O}$
R08	$\text{H}_2\text{O}_2 + \text{M} = \text{OH} + \text{OH} + \text{M}$	R28	$\text{NaO}_2 + \text{H} = \text{NaO} + \text{OH}$
R09	$\text{H}_2 + \text{O}_2 = 2\text{OH}$	R29	$\text{NaO}_2 + \text{O} = \text{NaO} + \text{O}_2$
R10	$\text{OH} + \text{H}_2 = \text{H}_2\text{O} + \text{H}$	R30	$\text{NaO}_2 + \text{OH} = \text{NaO} + \text{HO}_2$
R11	$\text{O} + \text{OH} = \text{O}_2 + \text{H}$	R31	$\text{NaO}_2 + \text{H} = \text{NaOH} + \text{O}$
R12	$\text{O} + \text{H}_2 = \text{OH} + \text{H}$	R32	$\text{NaO}_2 + \text{OH} = \text{NaOH} + \text{O}_2$
R13	$\text{OH} + \text{HO}_2 = \text{H}_2\text{O} + \text{O}_2$	R33	$\text{NaOH} + \text{OH} = \text{NaO} + \text{H}_2\text{O}$
R14	$\text{H} + \text{HO}_2 = 2\text{OH}$	R34	$\text{NaOH} + \text{H} = \text{NaO} + \text{H}_2$
R15	$\text{O} + \text{HO}_2 = \text{O}_2 + \text{OH}$	R35	$\text{NaOH} + \text{O} = \text{NaO} + \text{OH}$
R16	$2\text{OH} = \text{O} + \text{H}_2\text{O}$	R36	$\text{NaOH} + \text{O}_2 = \text{NaO} + \text{HO}_2$
R17	$\text{H} + \text{HO}_2 = \text{H}_2 + \text{O}_2$	R37	$\text{NaH} + \text{H} = \text{H}_2 + \text{Na}$
R18	$\text{HO}_2 + \text{HO}_2 = \text{H}_2\text{O}_2 + \text{O}_2$	R38	$\text{Na} + \text{O}_2 = \text{NaO} + \text{O}$
R19	$\text{H}_2\text{O}_2 + \text{H} = \text{HO}_2 + \text{H}_2$	R39	$\text{Na} + \text{NaO} = \text{Na}_2\text{O}$
R20	$\text{H}_2\text{O}_2 + \text{OH} = \text{H}_2\text{O} + \text{HO}_2$	R40	$\text{Na} + \text{O} = \text{NaO}$
		R41	$\text{NaO} + \text{NaO} = \text{Na}_2\text{O} + \text{O}$
		R42	$\text{NaO} + \text{NaO} = \text{Na}_2\text{O}_2$

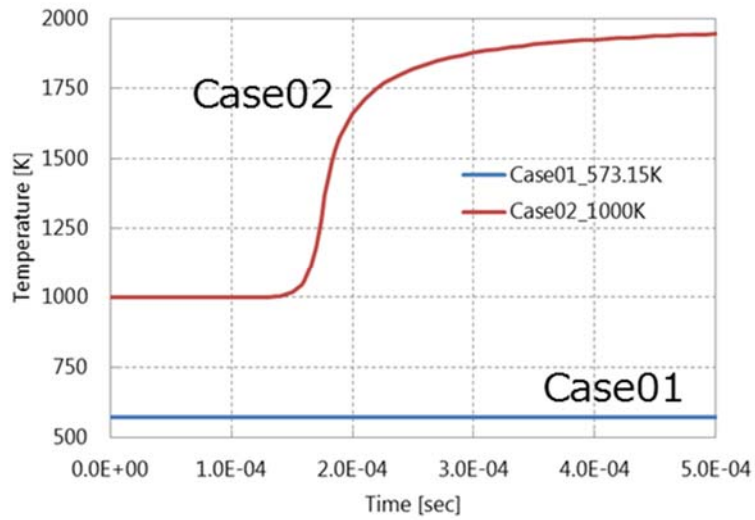
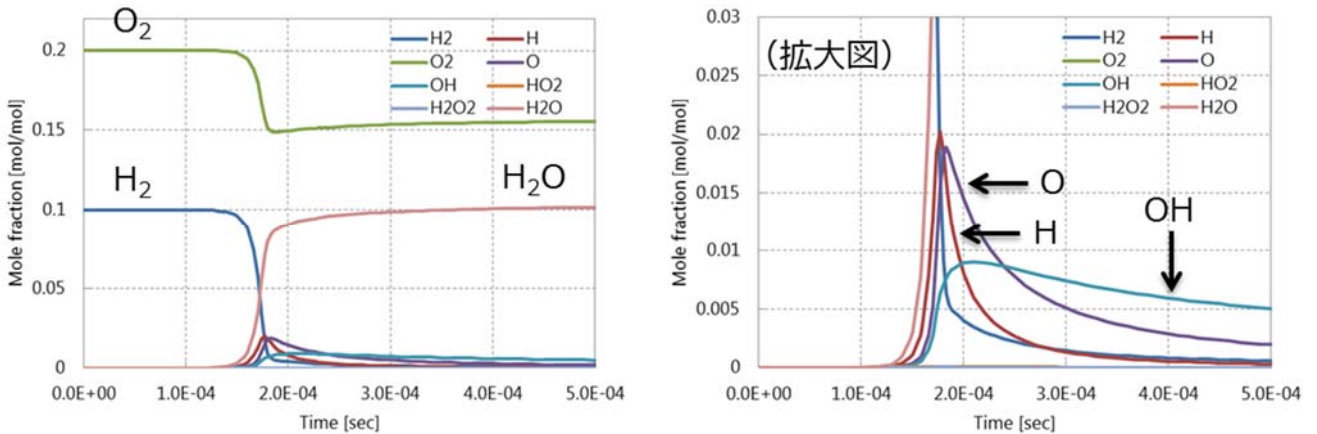
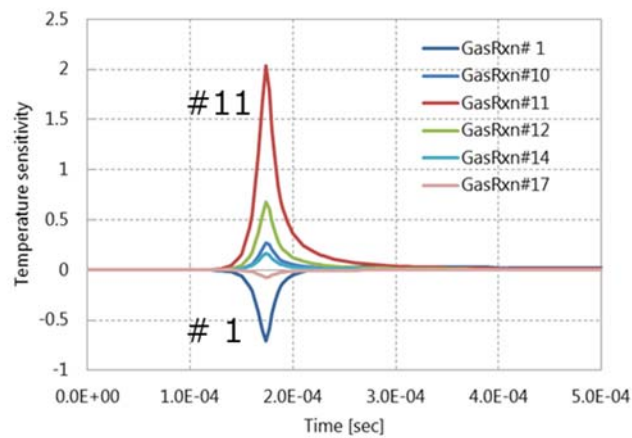


図 3.1.3(1)-1 完全混合気における雰囲気温度の時間推移
(水素ガスの自己着火現象解析)



(a) モル分率 (左図：全体、右図：拡大図)



(b) 雰囲気温度への各素反応感度

図 3.1.3(1)-2 Case02 におけるモル分率、雰囲気温度への各素反応感度の時間推移

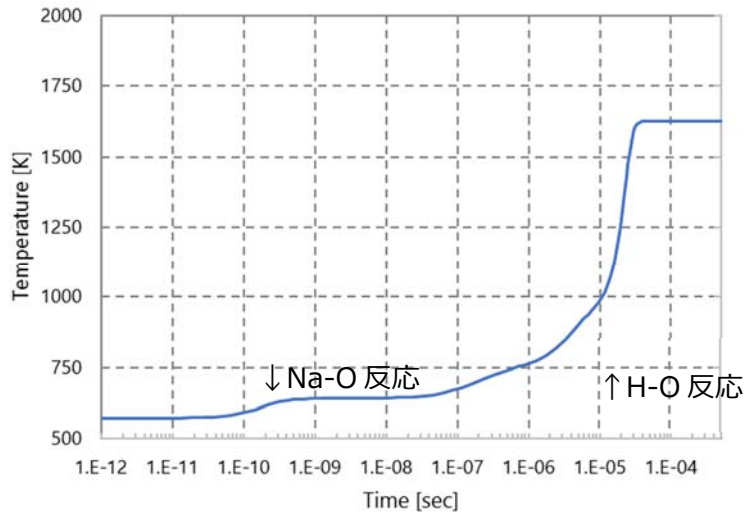


図 3.1.3(1)-3 完全混合気における雰囲気温度の時間推移
(ナトリウム混在水素ガスの自己着火現象解析)

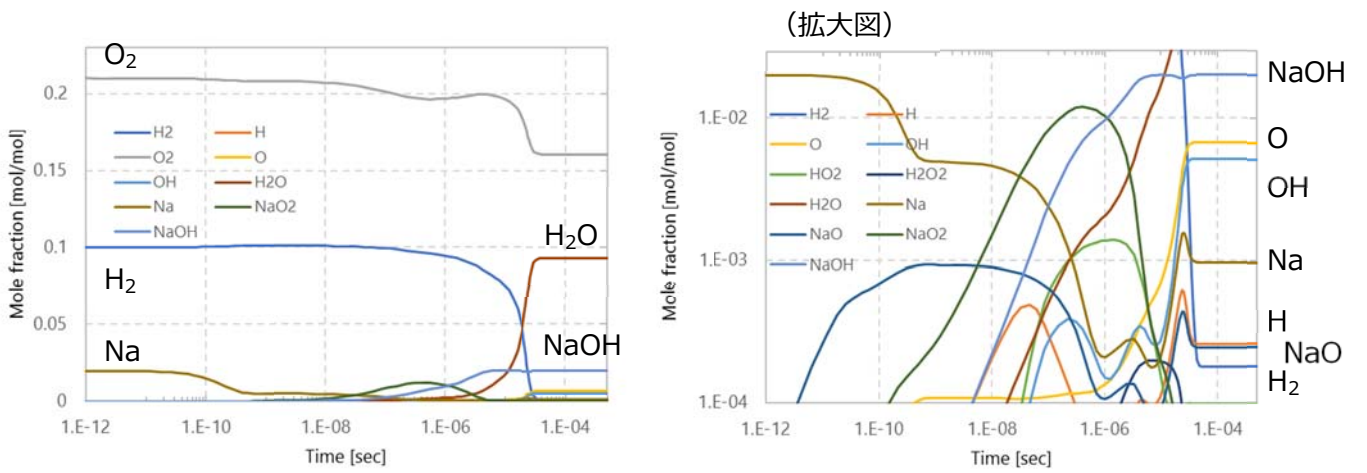


図 3.1.3(1)-4 モル分率の時間推移 (左図：全体、右図：拡大図)

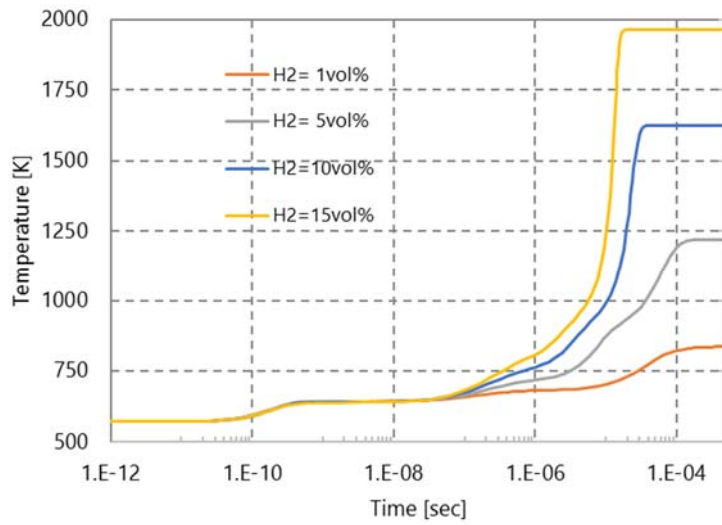


図 3.1.3(1)-5 完全混合気における雰囲気温度の時間推移
(初期水素濃度依存性、酸素:21vol%、ナトリウム:10g/m³)

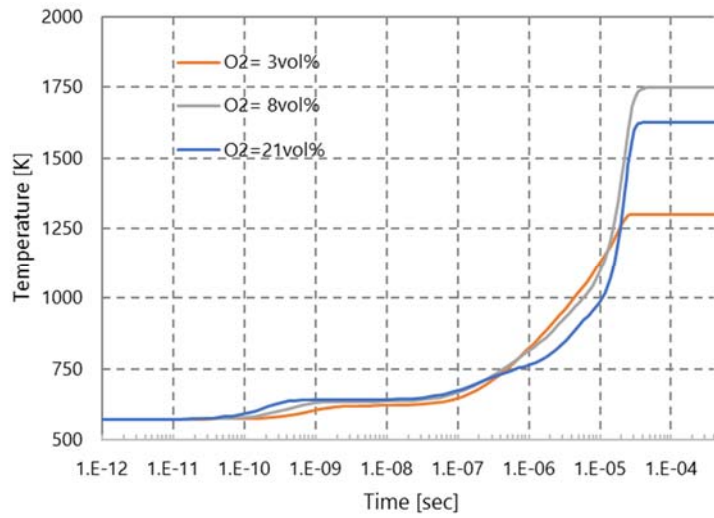


図 3.1.3(1)-6 完全混合気における雰囲気温度の時間推移
(初期酸素濃度依存性、水素:10vol%、ナトリウム:10g/m³)

(2) 水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—水素燃焼試験—

本研究では、実験的なアプローチから水素誘導拡散燃焼における着火機構を解明すべく、水素燃焼試験に関する既往知見調査、金属ナトリウム蒸気／ミストおよび水素ガスを使用した拡散燃焼試験を実施し、そしてナトリウム冷却高速炉における炉外事象進展評価上重要であり、かつ既往知見の無い水素・酸素の濃度をパラメータとした着火に関する燃焼試験データを取得することを目的としている。

①既往研究知見の調査・整理（平成 25 年度）

ナトリウムを使用した水素燃焼試験（拡散燃焼）は、これまでに米国の Hanford Engineering Development Laboratory（以下、HEDL）で実施されたのみである。この既往研究では、ナトリウム含有の水素-窒素噴流ガスの着火特性試験として、ナトリウム蒸気／ミストを着火源とした高濃度ガス条件（水素濃度；75vol%、酸素濃度；>19vol%）における燃焼試験を実施し、試験結果に基づいた以下の着火閾値が整理されていることがわかった。

(I) $T_{\text{room}} > 1060.9\text{K}(=787.9^{\circ}\text{C})$ 水素の自己着火温度の観測値

(II) $\rho_{\text{Na}} > 6\text{g}/\text{m}^3$ かつ 噴流ガスの着火条件の観測値
 $T_{\text{injection}} > 533.1\text{K}(=260.1^{\circ}\text{C})$

ただし、 T_{room} 、 $T_{\text{injection}}$ は噴出するガス温度、 ρ_{Na} は噴出ガス中のナトリウム蒸気／ミスト濃度を表す。さらにナトリウム環境下における水素誘導拡散燃焼の解析評価においては、上記 2 条件に加えて、以下の条件も着火判定条件として利用されてきた。

(III) $X_{\text{O}_2} > 8\text{vol}\%$ かつ $X_{\text{H}_2, \text{injection}} > 10\text{vol}\%$ 噴流ガス内の燃焼限界

ゆえにナトリウム環境下における水素誘導拡散燃焼の着火判定条件は、上記(I)から(III)までの条件を組み合わせた以下の 2 条件である。

着火判定条件 1：(I)かつ(III)、着火判定条件 2：(II)かつ(III)

このように HEDL 試験では、高濃度ガス条件ではナトリウムの自己着火に起因した水素拡散燃焼の存在が確認され、燃料ガス温度およびナトリウム蒸気／ミストの着火閾値 (II) が提唱されたものの、当該現象におけるガス濃度の依存性（着火特性）を対象としていない。ナトリウム冷却高速炉におけるシビアアクシデントでは、様々な水素濃度および酸素濃度の組み合わせが炉外事象評価上想定されているため、水素・酸素の濃度条件に対する着火性を実験的に確認することが必要であることがわかった。

②燃焼試験

上記の既往研究知見の調査・整理結果を踏まえ、ナトリウム冷却高速炉における水素誘導拡散燃焼を模擬するために、水素およびナトリウム（蒸気やミスト）の混合気を酸素雰囲気へ噴出させる拡散燃焼試験を実施し、水素濃度や酸素濃度に対する着火の可否を調査した。またナトリウム混在の有無による水素火炎への影響を把握する予備的な試験（ナトリウム非混在水素拡散燃焼試験）を合わせて実施した。

1) 試験装置の製作（平成 26 年度）

試験装置は、ガス供給部、燃焼部、ナトリウム供給部等から構成される。試験装置の概要図を図 3.1.3(2)-1（系統図）、図 3.1.3(2)-2（燃焼部）、図 3.1.3(2)-3（ナトリウム供給部）に示す。また各部の主な仕様を以下に示す。

a) ガス供給部

ガス供給部は、各種ガスボンベから燃焼部へ所定流量・所定温度のガスを供給する部分である。燃焼部への供給ガス温度は 300℃程度、供給ガス流量は 10L/min 程度である。なお、燃料および酸化剤の系統は、アルゴンガスによる濃度調整が可能である。

b) 燃焼部

燃焼部は、水素拡散火炎が形成される部分である。整流機能を持つ風洞から燃料ガスや酸化剤ガスを燃焼容器内へ噴出し、観測窓を通して着火発光等の光学計測が可能である。また燃料にナトリウムの蒸気やミストを混在させない試験条件（ナトリウム非混在の試験条件）では、点火器による放電を利用して燃料ガスを点火し、ナトリウム混在の試験条件ではナトリウムの自己着火（ナトリウムと酸素等との発熱反応）を利用して水素を着火させる。

c) ナトリウム供給部

ナトリウム供給部は、燃焼部へナトリウムの蒸気やミストを供給する部分である。固体ナトリウム充填後の容器（ナトリウム充填容器）をフィブrotalヒーターにてナトリウム沸点近傍まで加熱し、ナトリウムの蒸気やミストを発生させる。発生させたナトリウムの蒸気やミストは、ガス輸送にて燃焼部へと供給される。

2) ナトリウム非混在水素拡散燃焼試験（平成 27 年度、28 年度）

a) 試験目的

水素や酸素の供給濃度条件や供給温度条件に対する水素の着火可否を把握する。なお、着火源には点火器による放電を利用する。

b) 試験方法／試験条件

アルゴンガスにより燃焼容器内を置換後、酸化剤を供給し燃焼容器内の酸素濃度を調節する。そして燃焼容器内の点火器を作動後に燃料をノズルから噴出させ、熱電対等による着火可否の確認を行う。そして燃料を供給した状態で点火器を停止し、燃焼の継続性を確認する。

表 3.1.3(2)-1 に主な試験条件を示す。酸素濃度は閾値濃度とされる 8vo1%に加え、低酸素側に 5vo1%とし、また水素濃度は閾値濃度とされる 10vo1%から低濃度側に着火閾値を調べる。

c) 試験結果

図 3.1.3(2)-4、図 3.1.3(2)-5 に水素の着火可否時の温度挙動の一例（試験 No. 9、No. 10）を示す。点火器を作動させると点火器周囲の雰囲気加熱されるため、燃焼容器内に設置した下部ノズル直上の火炎温度測定用熱電対群（TS1～TS5）において温度上昇がある。水素火炎が形成される場合は着火後により顕著な温度上昇があり、一方で水素火炎が形成されない場合は顕著な温度上昇はなく、熱電対の温度上昇有無により着火判定可能であることを確認した。また

水素濃度が高い場合は、点火源を停止した後も燃焼が継続することを確認した。

酸素濃度 8vol%条件下の試験では、常温の燃料ガスを供給した場合の水素濃度着火閾値に比べて、加熱された燃料ガスを供給した場合の水素濃度着火閾値の方が低くなった。また酸素濃度 5vol%条件下の試験では、常温の燃料ガスを供給した場合は 10vol%までの水素濃度範囲で着火を確認できなかったものの、加熱された燃料ガスを供給した場合は酸素濃度 8vol%条件下と同様に着火を確認することができた。ゆえに本試験条件範囲内においては、同じ酸素濃度条件下では加熱された燃料ガスの方が低水素濃度で着火しやすいこと、また同じ燃料ガス温度条件下では酸素濃度が高い方が低水素濃度で着火しやすいことを示している。これら水素濃度や酸素濃度、ガス温度等を変化させた水素燃焼試験により、ナトリウム非混在下で着火条件の傾向を整理できた。

3) ナトリウム混在水素拡散燃焼試験（平成 28 年度）

a) 試験目的

水素や酸素の供給濃度条件や供給温度条件に対する水素の着火可否を把握する。なお、着火源にはナトリウムの自己着火を利用する。

b) 試験方法／試験条件

ナトリウム充填容器に固体ナトリウムを充填し、アルゴンガスにより試験装置内を置換後、ガス供給部においてガス濃度やガス温度を制御し酸化剤を燃焼容器へ供給する。またナトリウム充填容器を加熱してナトリウム充填容器内にナトリウム蒸気やミストを発生・滞留させる。そして燃料（水素およびアルゴンのみ）を燃焼容器へ噴出した後に、ナトリウムの蒸気やミストを燃焼容器へ供給し、熱電対等により着火の可否確認を行う。そして燃料を供給した状態でナトリウムを停止し、燃焼の継続性を確認する。

表 3.1.3(2)-2 に試験条件を示す。酸素濃度は閾値濃度とされる 8vol%に加え、低酸素濃度 3vol%から空気相当の酸素濃度 21vol%までの広濃度範囲を対象とした。また水素濃度は閾値濃度とされる 10vol%に加え、低水素濃度 1vol%から高酸素濃度 15vol%までの濃度範囲を対象とした。

c) 試験結果

表 3.1.3(2)-2 に試験結果の概要、図 3.1.3(2)-6 にナトリウム混在水素拡散火炎（水素濃度 10vol%、酸素濃度 21vol%）の様子を示す。また比較のために、ナトリウムの蒸気／ミスト火炎を図 3.1.3(2)-7 に示す。ナトリウム混在水素拡散火炎は、ナトリウム蒸気／ミスト火炎とは明らかに火炎長や発光強度が異なり、熱電対による温度上昇有無と合わせて着火判定可能であることがわかった。また水素濃度が高い場合は、ナトリウム供給を停止した後も燃焼が継続することを確認した。

水素濃度、酸素濃度に応じた着火特性（濃度相関）を図 3.1.3(2)-8 に示す。丸印(○)は水素火炎を観測した濃度条件、三角印(△)およびバツ印(×)は水素火炎を観測せずかつナトリウム蒸気／ミスト火炎の観測可否を表す。また着火に至る水素濃度閾値を明らかにする目的では、着火閾値以上の高濃度側の試験を実施する必要はないため、色付き印の濃度条件で試験を実施

した。さらに水素火炎を観測した条件（丸印）のうち、ナトリウム供給を停止した後も水素火炎が燃焼し続けるか否かを色付け丸印の表記で区別した。継続火炎は図 3.1.3(2)-6 に示したように安定した水素火炎が形成される一方で、非継続火炎はノズルから火炎基部が浮き上がった不安定な水素火炎等が形成される。このように、HEDL 試験では知見のなかった低濃度条件での水素誘導拡散燃焼現象を初めて観測することができた。また着火に至る水素濃度閾値は、各酸素濃度に応じて変化し、酸素濃度間の着火特性に定性的な矛盾がないことを確認することができた。

ここで予混合燃焼（蓄積燃焼）における燃焼下限界濃度の考え方を参考として、図 3.1.3(2)-8 に示した拡散燃焼試験結果を考察する。いずれの燃焼形態においても燃料と酸化剤の混合により形成された可燃性混合気が着火する現象は共通した現象であり、本試験のようにナトリウムの自己着火による燃焼熱が水素の最小着火エネルギー（約 0.02mJ）[2]よりも大きい場合は、可燃性混合気の濃度条件から着火濃度特性を解釈することができると考えられる。予混合燃焼における燃焼下限界濃度は、可燃性混合気の温度上昇とともに下限界濃度が低下するため、本試験の燃料温度である約 240℃における下限界濃度は約 2.5vol%と算出される[3]。よって従来の水素誘導拡散燃焼の解析評価において使用されてきた拡散燃焼における燃焼濃度閾値に比べて、水素濃度 1vol%条件の低水素濃度まで着火濃度範囲が広がることをおおよそ説明できる。ただし、着火現象は確率論的な現象であるため、今後も知見を拡充していくことが必要である。

また継続火炎のように安定した水素火炎の濃度閾値についてはより定量的な対応付けを検討した。水素の着火エネルギーには可燃性予混合気の濃度組成依存性があり、化学量論比（水素：酸素=2:1）で混合された場合に最小値となり、燃料希薄条件や燃料過剰条件のいずれの場合もより大きな着火エネルギーが必要である[2]。特に燃料希薄条件では必要となる着火エネルギーが指数関数的に増加する。本試験では、酸素濃度に比べて水素濃度が希薄である燃料希薄条件下で主に試験を行っていることや、燃料濃度はノズルから噴出した時点を最高濃度として燃焼容器内の酸化剤と混合されて低下し、すべて酸化剤濃度となるまで濃度拡散が生じることを踏まえ、本試験における可燃性混合気はこれらの燃料濃度分布のうち化学量論比の濃度条件にて着火しやすいと仮定できると考えられる。上記仮定に基づくと、本試験条件における可燃性混合気（実効予混合気）濃度は、試験条件濃度（水素濃度：CXH、酸素濃度：CXO）を用いて以下のように算出される。

$$\text{実効水素濃度：CXHeff} = 1 / \left(\frac{1}{\text{CXH}} + \frac{1}{2 \text{CXO}} \right) \quad 、 \quad \text{実効酸素濃度：CXOeff} = \frac{1}{2} / \left(\frac{1}{\text{CXH}} + \frac{1}{2 \text{CXO}} \right)$$

この実効水素濃度が燃料温度を考慮した燃焼下限界濃度閾値である約 2.5vol%、かつ実効酸素濃度がアルゴン希釈酸素雰囲気下の限界酸素指数（燃焼に必要な酸素濃度）である約 3.6vol%を適用した場合[4]、この実効予混合気による燃焼限界の濃度範囲を図 3.1.3(2)-8 に合わせて示す。この実効予混合気による燃焼限界範囲は、本試験における水素火炎継続濃度閾値とおおよそ一致し、予混合気による燃焼下限界の考え方を適用することで本試験の拡散燃焼における着火濃度閾値を定量的に説明できることがわかった。

③まとめ

ナトリウムを使用せずに着火源として点火器を使用した水素拡散燃焼試験（ナトリウム非混

在水素拡散燃焼試験)、およびナトリウムの蒸気やミストを使用した水素拡散燃焼試験(ナトリウム混在水素拡散燃焼試験)を実施した。ナトリウム非混在水素拡散燃焼試験では、試験方法を確立するとともに、ガス濃度やガス温度に応じた着火条件の傾向を確認した。ナトリウム混在下の水素拡散燃焼試験では、ナトリウム非混在下の試験結果と合わせて着火条件のデータを整理した。その結果、ナトリウム混在下で水素濃度および酸素濃度に対する着火条件の傾向を把握することができ、ナトリウム着火源が十分である場合では従来の着火閾値濃度に比べて低水素濃度においても水素誘導拡散燃焼が生じることがわかった。また予混合燃焼における燃焼下限界の温度依存性や最小着火エネルギーの知見を適用することで、水素誘導拡散燃焼の着火機構(着火濃度特性)を解釈できることがわかり、これら試験によって当初目的を達成することができた。

参考文献

- [1] R. W. Wierman et al., “Experimental study of hydrogen formation and recombination under postulated LMFBR accident conditions”, HEDL-TC-730 (1976).
- [2] 平野敏右、「ガス爆発予防技術」、海文堂
- [3] Vladimir Molkov, “Fundamentals of Hydrogen Safety Engineering I”
- [4] 辻廣ら、「水素の燃焼限界に関する研究」、燃焼シンポジウム

表 3.1.3(2)-1 ナトリウム非混在水素拡散燃焼試験 試験条件

酸化剤	燃料		
酸素濃度 [vol%]	水素濃度 [vol%]	燃料温度 [°C]	ナトリウム濃度 [g/m ³]
5	1-10	常温	/
8			
10			
15			
21			
5	1-10	約 210	/
8			
10			
15			

表 3.1.3(2)-2 ナトリウム混在水素拡散燃焼試験 試験条件 結果 (概要)

酸化剤	燃料			試験結果 (概要)
酸素濃度 [vol%]	水素濃度 [vol%]	燃料温度 [°C]	ナトリウム濃度 [g/m ³]	
3	1-15	約 240	約 30	ナトリウム火炎なし、水素火炎なし
5				水素 2vol%まで水素火炎なし、 水素 3-15vol%で水素火炎非継続
8				水素 2vol%まで水素火炎なし、 水素 3-13vol%まで水素火炎非継続、 水素 14vol%以上で水素火炎継続
10				水素 1-12vol%まで水素火炎非継続、 水素 13vol%以上で水素火炎継続
15				水素 1-7vol%まで水素火炎非継続、 水素 8vol%以上で水素火炎継続
21				水素 1-7vol%まで水素火炎非継続、 水素 8vol%以上で水素火炎継続

- 水素火炎非継続：ナトリウム供給停止後、水素火炎が燃焼せずに消失する。
- 水素火炎 継続：ナトリウム供給停止後、水素火炎が燃焼し続ける。

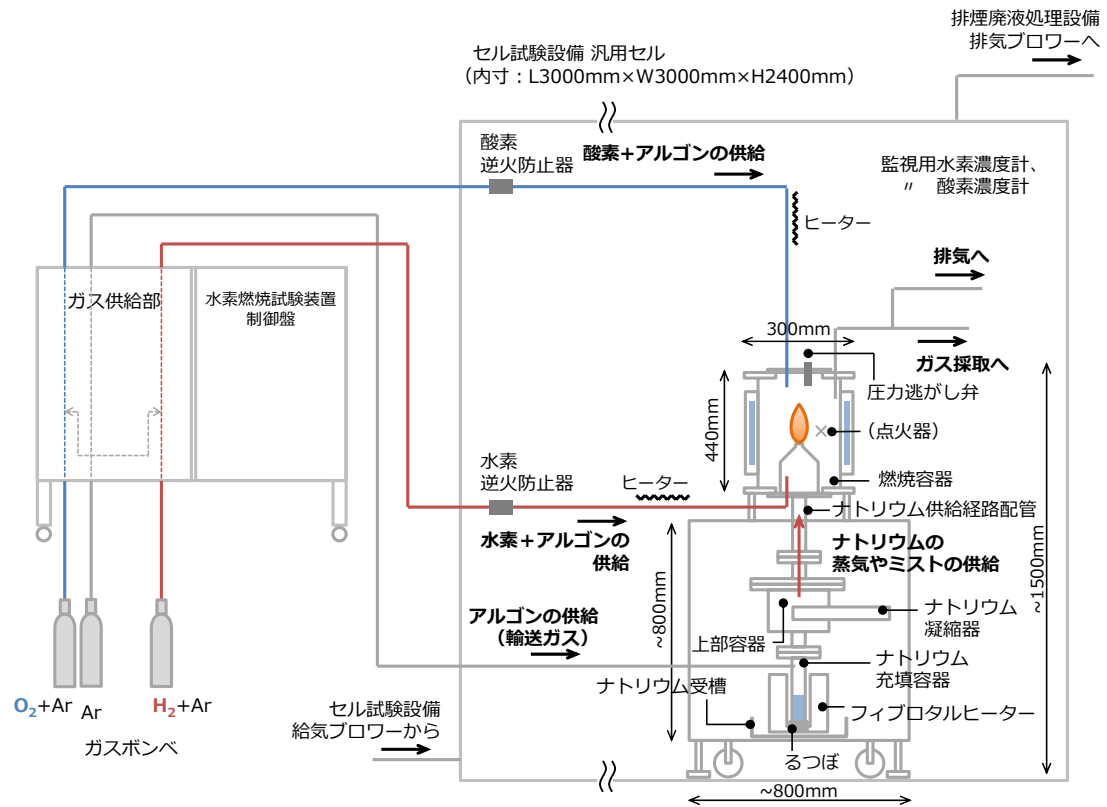


図 3. 1. 3 (2)-1 水素拡散燃焼試験 試験体系図 (概要)

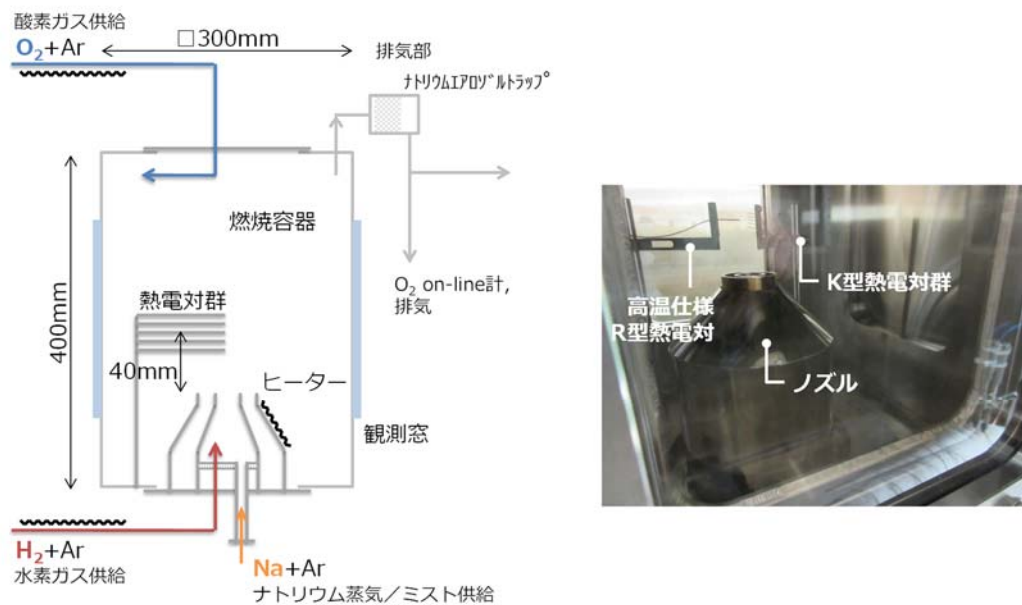


図 3. 1. 3 (2)-2 水素燃焼試験装置 燃焼部



図 3.1.3(2)-3 ナトリウムエアロゾル供給装置
(ナトリウム供給部としてナトリウムエアロゾル供給装置を使用した。)

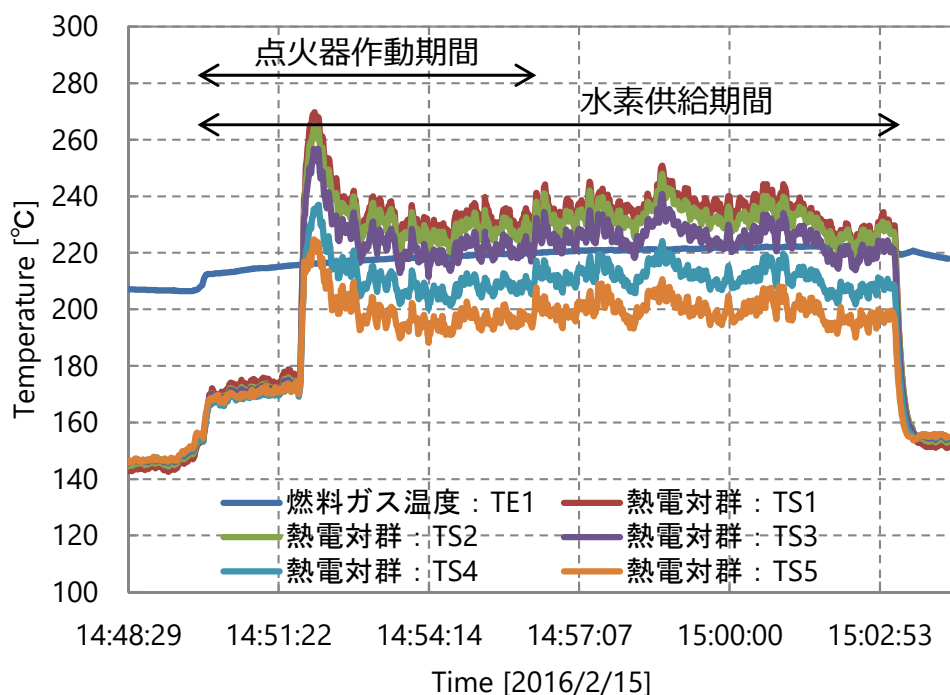


図 3. 1. 3(2)-4 着火が生じる場合の温度推移 一例 (試験 No. 9)

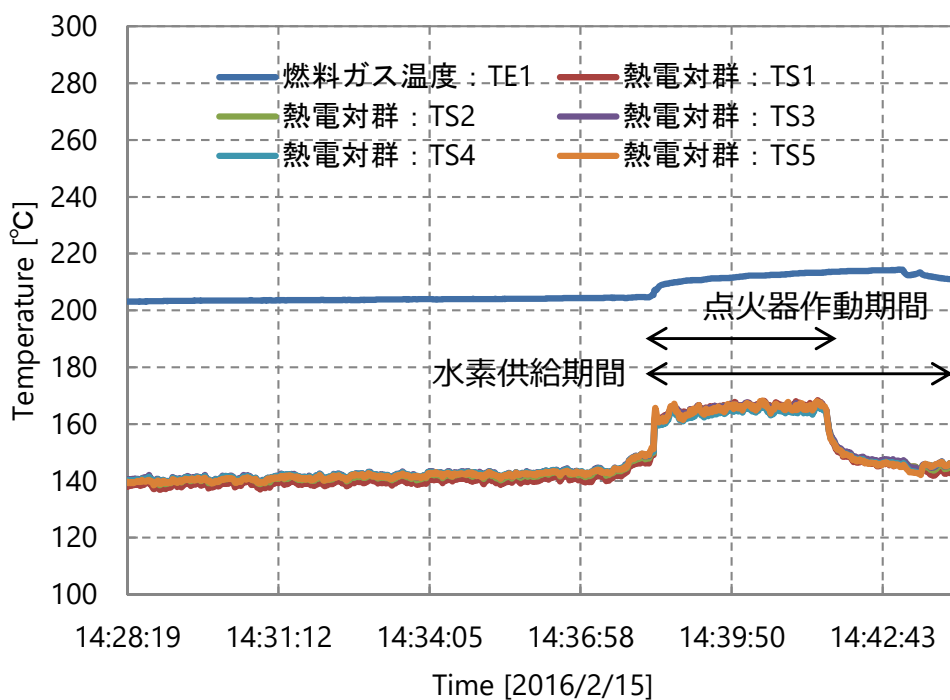


図 3. 1. 3(2)-5 着火が生じない場合の温度推移 一例 (試験 No. 10)

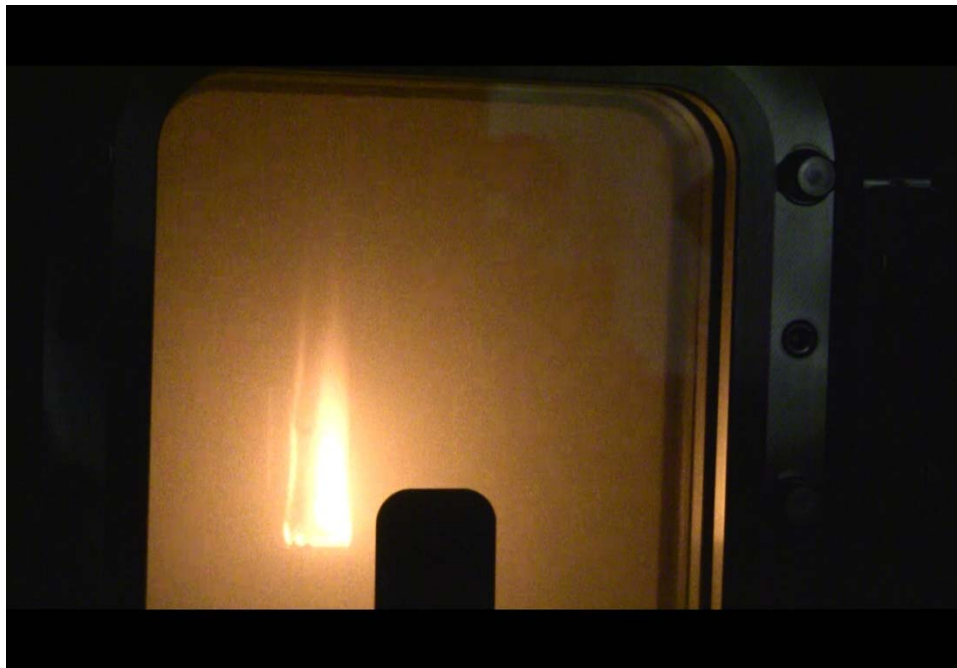
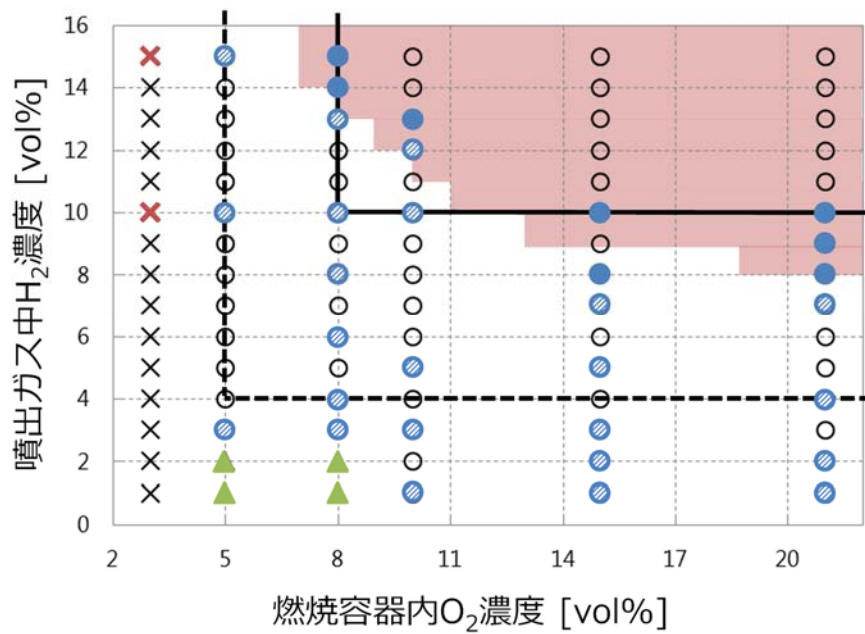


図 3.1.3(2)-6 ナトリウム混在水素拡散火炎 (試験 No. 31)



図 3.1.3(2)-7 ナトリウム蒸気/ミスト火炎 (参考)



- H₂着火あり (Na着火あり)
 - △ H₂着火なし (Na着火あり)
 - × H₂着火なし (Na着火なし)
 - H₂火炎 継続
 - ◐ H₂火炎非継続
 - 実効予混合気による燃焼限界範囲
- (色付き印は試験実施条件を表す。)

(実線は、既往知見における拡散燃焼の燃焼濃度閾値 (H₂≥10vol%、O₂≥8vol%)、
 点線は、既往知見における蓄積燃焼の燃焼下限濃度閾値 (H₂≥4vol%、O₂≥5vol%))

図 3. 1. 3(2)-8 ナトリウム混在水素拡散燃焼試験における着火濃度特性

(3) 水素燃焼挙動の 3 次元数値解析手法の構築

① 目的

ナトリウム（プール、エアロゾル）と水素等との相互作用を考慮した水素燃焼の着火機構や、水素燃焼挙動の 3 次元数値解析手法の開発により、誘導拡散燃焼等を再現することができる水素燃焼評価モデルを構築する。

② 水素燃焼の既往研究に関する調査検討（平成 25 年度）

建物内での水素の輸送・蓄積・燃焼に関する研究知見およびナトリウム環境下における水素燃焼の既往研究に関する調査検討を実施し、3 次元数値解析モデル構築と妥当性確認の方法を具体化するために、既存 3 次元解析コードの燃焼モデルやエアロゾルモデルの適用性等の手法及び知見を調査検討した。その結果、熱流動モデル、燃焼モデル、輻射モデル、着火モデル、液滴や粉体が存在する環境下での水素燃焼に係る数値解析に関する研究知見が得られ、特に着火モデルについて、水素ガスの自己着火に関する重要な知見が得られた。

調査結果に基づいて 3 次元数値解析モデルに関する検討を行い、解析手法構築において留意すべき点（実験知見等に基づく着火モデルの開発と検証など）について整理した。

③ 基本ソルバーの検討（平成 26 年度）

本研究で対象とする現象は水素の緩やかな拡散燃焼であるため、流れ場の解析における圧縮性の影響は小さいと考えられる。このため、流れ場は非圧縮性 Navier-Stokes 方程式に基づいて計算するとし、得られた流れ場に基づいてエネルギー（エンタルピー）および化学種の輸送方程式を計算することとした。

④ 燃焼（火炎面）モデルの開発（平成 26 年度）

燃焼解析においては、反応領域（火炎面）を適切にモデル化することが重要である。しかし、本研究で対象とする原子炉格納容器内における水素燃焼解析においては、体系のスケールが大きいため、解析格子の解像度を火炎面厚さに対して同程度以下にすることは非常に困難である。したがって、本研究では比較的粗い格子を用いた場合でも火炎面の形と位置の変化を計算できるモデルを構築した。

従来の燃焼解析における火炎面の代表的な手法として、燃焼反応の度合いをスカラー量としてその輸送方程式を解く反応進行度モデル、Level-Set 法や G 方程式モデルが用いられる^[3.1.3c-1,2]。しかし、これらのモデルは予混合燃焼を対象としたものであり、拡散燃焼に対しては適用できない。一般的に、拡散燃焼の解析は、化学種の輸送方程式を計算するモデルもしくは Mixture Fraction モデル（Lewis 数が 1 であることが条件となるため、水素燃焼への適用性は疑問）を用いて行われる。これらの手法は火炎面をシャープに捕えることができないため、計算格子解像度が十分に小さい場合は問題が無いが、粗い格子においては計算上の反応領域の大きさが過大評価される可能性がある。したがって、本研究では粗い格子においても燃焼反応を適切に解析できるモデルを構築するため、高精度 Volume-of-fluid 法に基づく新しい火炎面追跡モデルを開発した。

高精度 Volume-of-fluid 法に基づき、未燃ガス（水素を含むガス）および空気（既燃ガスを含む）を非圧縮性流体（各ガスの密度一定）として燃焼反応の計算を行うことを考える。このとき、流

体率 f (未燃ガスの体積割合) の輸送方程式は、以下の式で表される。

$$\frac{\partial f}{\partial t} + v \cdot \nabla f = \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_R \quad (3.1.3c-1)$$

ただし、 $(\partial f / \partial t)_R$ は燃焼反応による流体率の変化を表す。図 3.1.3(3)-1 に計算手法の概念を示す。まず、各計算セル内において流体率分布に基づいて火炎面 (Original Flame) を再構築する。次に、各計算セルにおける燃焼量 (流体率の変化量) を計算するために、再構築した火炎面を移動させることで燃焼領域を計算する。その際、火炎面の移動速度 (燃焼速度) は、化学種 (水素および酸素) の濃度勾配に基づいて以下の式で計算する。

$$s_L = -D_i \frac{1}{Y_i} \frac{\partial Y_i}{\partial n} \quad (3.1.3c-2)$$

ここで、 D_i および Y_i は化学種 i ($i = \text{H}_2$ or O_2) の拡散係数および質量分率であり、 $\partial / \partial n$ は火炎面に垂直方向の微分 (勾配) を表す。また、 s_L は層流の燃焼速度であるが、流れ場が乱流である場合は乱流量を加味した燃焼速度を用いる。図 3.1.3(3)-1 に示す通り、各計算セルにおける流体率の変化量を計算するためには、火炎面の移動によって形成される燃料領域と各計算セルとが重なる領域の部分体積を計算することが必要である。実際の高速度炉格納容器内には多数の構造物が存在し、解析体系形状が複雑になるため、非構造格子を用いた解析を行うことが必須となる。このため、任意形状の 3 次元計算セルにおける部分体積計算アルゴリズムを新たに構築した。以上のように、流体率分布に基づく再構築を行うことで火炎面の拡散を抑制して Sharp な火炎面をとらえることが可能となるため、粗い格子においても適切な燃焼計算を実施することができる。

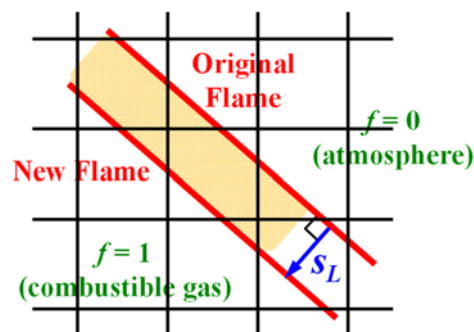
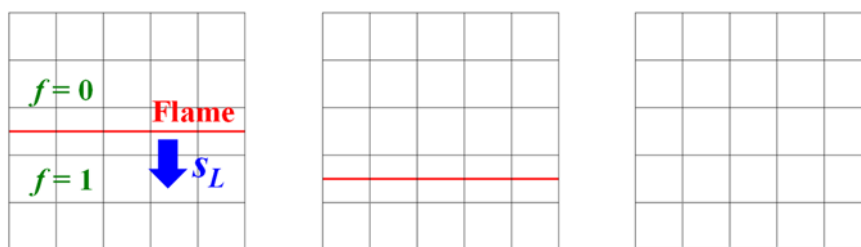
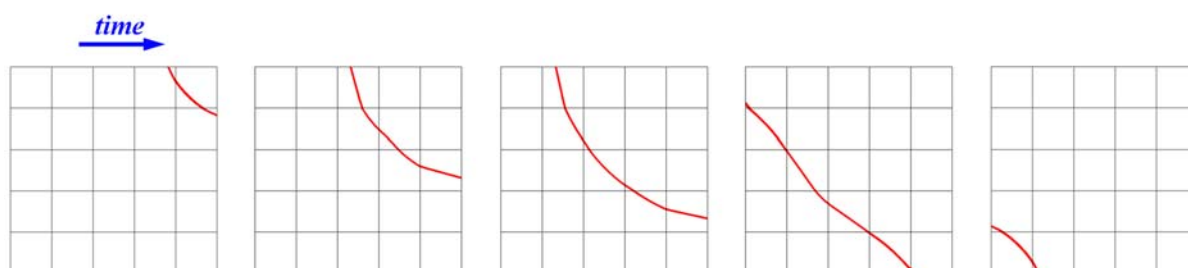


図 3.1.3(3)-1 計算手法の概念

構築した火炎面追跡モデルの基礎検証として、 5×5 の粗い格子内における静止流体場中の火炎面の移動計算を行った。図 3.1.3(3)-2 に示す通り、時間経過とともに火炎面が移動しており、各時刻において火炎面を Sharpにとらえることに成功している。



(a) 垂直方向への火炎面移動計算



(b) 斜め方向への火炎面移動計算

図 3.1.3(3)-2 火炎面追跡モデルの基礎検証解析

⑤ 着火モデルの開発（平成 26 年度）

高速炉格納容器内の水素拡散燃焼に関しては、ナトリウムエアロゾルの存在によって着火が促進される誘導拡散燃焼が発生すると考えられている。本機構を模擬するため、未燃ガス温度、未燃ガス中の水素のモル分率（質量分率に基づいて算出）およびナトリウムエアロゾルの質量分率に基づく着火モデルの検討を行った。その際、各計算セルにおけるナトリウムエアロゾルの質量分率 Y_{Na} は、以下の拡散方程式で計算することとする（水素や酸素についても同様）。

$$\frac{\partial \rho_u Y_{Na}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_u Y_{Na} \mathbf{v}) = -\nabla \cdot \mathbf{j}_{Na} \quad (3.1.3c-3)$$

ただし、 \mathbf{j}_{Na} はナトリウムエアロゾルの質量流束である。具体的な着火条件については、HEDL 試験^[3.1.3c-3]で得られた結果を与えた。

⑥ 適切な計算モデルの開発・整備（平成 27 年度）

本研究で開発する水素燃焼解析手法においては、流体の運動方程式（Navier-Stokes 方程式）とエネルギー保存式に加えて、Volume-of-fluid 法の式（流体率の輸送方程式）と化学種の輸送方程式を計算する。その際、高速炉格納容器内の複雑な構造物形状を正確に模擬することを考え、物体形状模擬性に優れる非構造格子系における解析モデル開発を行った。

質量保存式・流体率輸送方程式

各時刻における火炎面位置を計算するため、高精度 Volume-of-fluid 法に基づき、未燃ガス（水素を含むガス）および空気（既燃ガスを含む）を非圧縮性流体（各ガスの密度一定）と仮定して計算を行う。このとき、流体率 f （未燃ガスの体積割合）の輸送方程式は以下のように表される。

$$\frac{\partial f}{\partial t} + v \cdot \nabla f = \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_R \quad (3.1.3c-4)$$

ただし、 $\left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_R$ は燃焼反応による流体率の変化を表す。燃焼反応前後で質量は変化しないため、質量保存式は以下のように表される。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho v = 0 \quad (3.1.3c-5)$$

ここで、水素ガスの密度を ρ_u 、空気の密度を ρ_a とすると、

$$\rho = f \rho_u + (1-f) \rho_a \quad (3.1.3c-6)$$

である。

運動量保存式

Navier-Stokes 方程式に基づいて運動量の輸送を行い、速度場を計算する。その際、燃焼反応前後で運動量は変化しないため、計算対象の運動量保存式は以下の通り表される。

$$\frac{\partial \rho v}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v v) = -\nabla p + \nabla \cdot \mathfrak{S} + \rho g + F \quad (3.1.3c-7)$$

ただし、 F は表面張力等の外力、 \mathfrak{S} は粘性応力テンソルを表す。ここで、水素ガスの速度を v_u 、空気の速度を v_a とすると、

$$\rho v = f \rho_u v_u + (1-f) \rho_a v_a \quad (3.1.3c-8)$$

と表される。

エネルギー保存式

運動量輸送式から得られた速度場に基づいてエネルギー（エンタルピー）の輸送を行うことにより、温度分布を計算する。その際、燃焼反応前後でエネルギーは変化しないため、エネルギー保存式は以下の通り表される。

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho h v) = -\nabla \cdot (j_q + j_R) \quad (3.1.3c-9)$$

ただし、 j_q は熱流束、 j_R は輻射熱流束であり、圧力の作用と粘性拡散の作用は影響が小さいとして無視している。

化学種の輸送方程式

運動量保存式から得られた速度場に基づいて化学種の輸送方程式を計算することにより、各化学種の濃度分布を求める。水素ガス中の化学種 k の質量分率を Y_k とすると、各化学種の輸送方程式は以下の通り表される。

$$\frac{\partial f \rho_u Y_k}{\partial t} + \nabla \cdot (f \rho_u Y_k v) = -f \nabla \cdot j_k + \rho_u \left(\frac{\partial Y_k}{\partial t} \right)_R \quad (3.1.3c-10)$$

ただし、 $(\partial Y_k / \partial t)_R$ は燃焼反応による質量分率の変化率であり、以下の式で表される。

$$\left(\frac{\partial Y_k}{\partial t} \right)_R = \rho_u Y_k \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_R \quad (3.1.3c-11)$$

また、 j_k は化学種 k の質量流束であり、以下の式で表される。

$$j_k = -\rho_u D_k \nabla Y_k - \frac{D_T}{T} \nabla T \quad (3.1.3c-12)$$

ただし、 D_k は未燃ガス中の化学種 k の拡散係数、 D_T は熱拡散係数である。通常は、右辺第 2 項の熱拡散 (Soret 効果) を無視して解析を行う。

燃焼反応速度 (火炎面伝播速度)

拡散燃焼における燃焼反応の速度 (化学反応量) は、火炎面への酸素の供給量によって決定する。火炎面への酸素供給量は、空気中の酸素の質量分率 Y_{O_2} を用いて、以下のよう表す。

$$SP_{O_2} = \frac{\rho_a D_{O_2} (\nabla Y_{O_2}) \cdot n}{M_{O_2}} \quad (3.1.3c-13)$$

ただし、 SP_{O_2} は単位時間単位面積あたりの火炎面への酸素供給量、 n は火炎面に垂直な単位ベクトル（向きは火炎面から空気の方向）である。酸素供給量に対応する燃料消費量は SP_{O_2}/r_{O_2} であるため、未燃ガス領域への火炎面の伝播速度 v_c は、

$$v_c = -\frac{SP_{O_2} M_{H_2}}{r_{O_2} \rho_u Y_{H_2}} n \quad (3.1.3c-14)$$

と計算される。ただし、水素ガス中の水素濃度が非常に薄い場合、酸素供給量ではなく水素供給量が律速となる。

計算スキーム

流体率の輸送方程式、流体の運動方程式 (Navier-Stokes 方程式)、エネルギー保存式および化学種の輸送方程式を、非構造格子系有限体積法の考え方に基づいて離散化して解析する。その際、流体率の輸送方程式に関しては、高精度 Volume-of-fluid 法に基づく計算を行う。その他の輸送方程式に関しては、時間微分項に 1 次精度 Euler 陽解法、対流項に 2 次精度風上差分、拡散項に 2 次精度中心差分を適用する。また、速度-圧力のカップリングに関しては Simplified MAC(SMAC)法を適用する。

⑦ 基礎検証解析（平成 27 年度）

開発した水素燃焼解析手法の基礎的な検証として、HEDL 試験を模擬した体系における水素燃焼解析を行い、手法の妥当性を確認した。図 3.1.3(3)-3 に解析条件を示す。初期において体系内は空気 ($Y_{O_2} = 0.233$) で満たされており、中央下部のノズルから速度 v_m (4.0 m/s) で流入する水素ガス ($Y_{H_2} = 0.0175$) が空気と反応することで火炎面が形成される。境界条件として、上側境界には $p = 0.0\text{Pa}$ 、

$T = 422\text{K}$ および $Y_{O_2} = 0.233$ を適用し、側面境界は Free-slip 壁面 ($T = 422\text{K}$ および $Y_{O_2} = 0.233$) とする。下部境界およびノズル壁面は Non-slip 壁面 (速度 $v = 0.0\text{m/s}$) とする。

図 3.1.3(3)-4 に $t = 0.02\text{s}$ における温度分布および水素ガス分布を示す。ノズルから噴出する水素ガスがジェット流れを形成し、それにとまなう温度分布・水素ガス分布が形成されている。特に、ジェット先端近傍においては燃焼反応によって高温部が生じている。このことから、開発した手法によって水素拡散燃焼の解析を適切に実施することは可能であると考えられる。

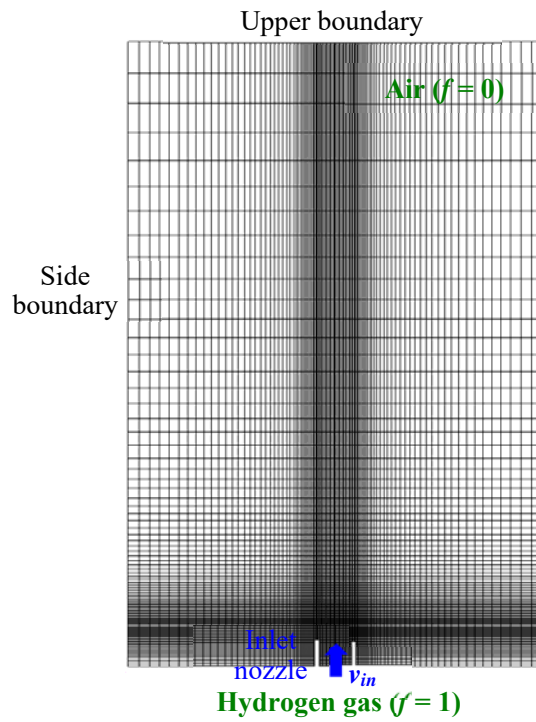


図 3. 1. 3(3)-3 解析条件

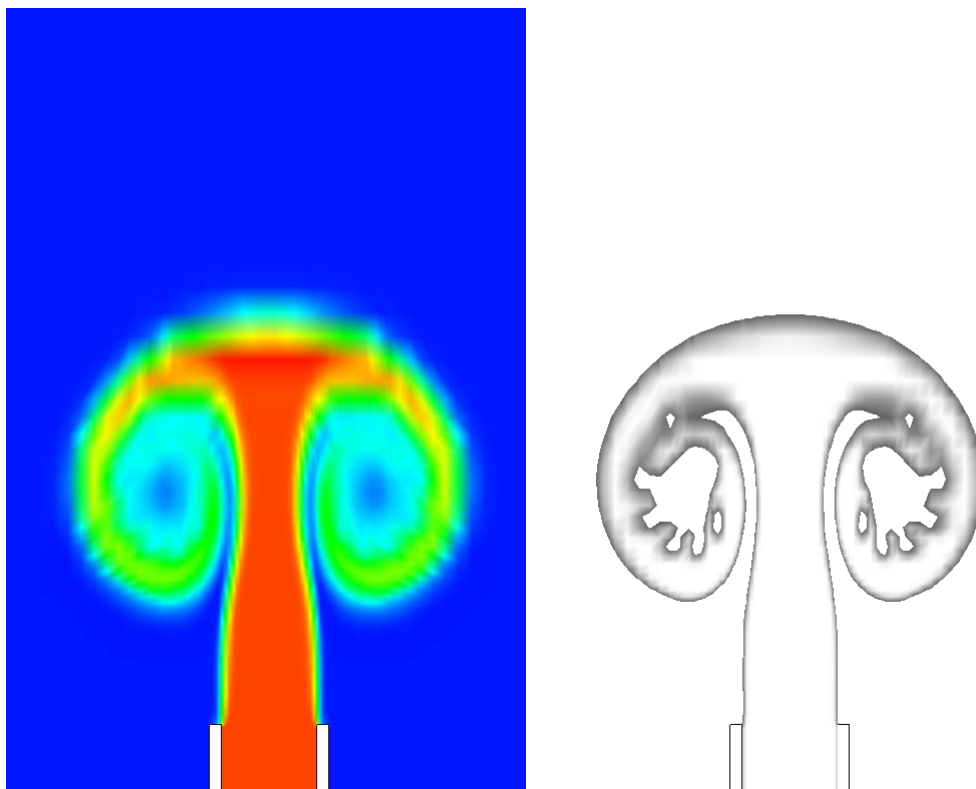


図 3. 1. 3(3)-4 解析結果 (温度分布および水素ガス分布)

⑧ 高速炉格納容器解析モデルの構築 (平成 28 年度)

開発した水素燃焼解析手法を用いて高速炉格納容器体系における計算を実施するため、高速炉

格納容器内において水素燃焼の影響が大きいと予想される部分を対象とした 3 次元数値解析モデル（解析体系形状および解析格子）を構築した。その際、水素燃焼が発生する床面近傍などにおいて精度の良い数値解析が実施できるように、詳細なセルを配置した。図 3.1.3(3)-5 および図 3.1.3(3)-6 に解析体系および解析格子を示す。

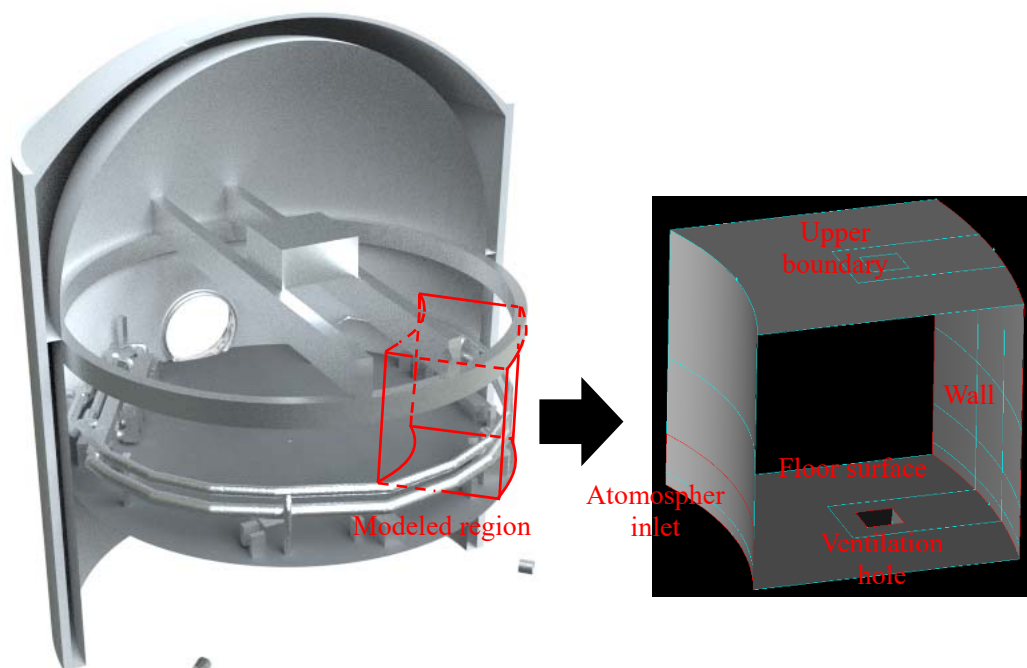


図 3.1.3(3)-5 解析体系

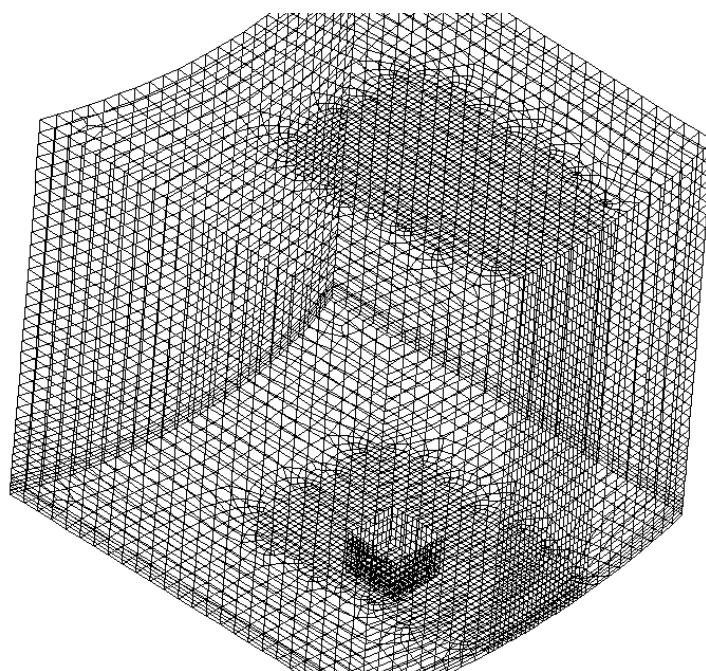



図 3.1.3(3)-6 解析格子


解析格子作成後、解析モデルの境界面（床面や外部壁面など）に対して、機構において過去に実施した予備解析の結果を参照して適切な境界条件設定を行う。表 3. 1. (3)c-1 に主な境界条件を示す。

表 3. 1. 3(3)-1 主な境界条件

Ventilation hole (inlet)	Uniform velocity: 0.075, 0.37, 0.75 m/s (parameter) Constant temperature: 554 K H ₂ mass fraction: 0.025 Volume fraction: 1.0
Atmosphere inlet	Uniform velocity: 1.0 m/s Constant temperature: 356 K O ₂ mass fraction: 0.015 H ₂ O mass fraction: 0.60 Volume fraction: 0.0
Floor surface	Non-slip condition Constant temperature: 368 K
Upper boundary (outlet)	Uniform pressure: 0.0 Pa Constant temperature: 356 K
Wall	Non-slip condition Adiabatic condition

④ 高速炉格納容器内における水素燃焼解析結果（平成 28 年度）

通気口の流入流速として Reference 条件（別途 SA 解析コードによって得られた結果に基づく条件）である 0.075m/s を適用した場合の結果（温度分布および火炎面形状）を、 3. 1. 3(3)-7 に示す。ただし、火炎面は流体率 0.5 の当数値面として描画している。Reference 条件下では通気口からの水素ガスの流入量が少ないため、水素ガスは細かい塊へと千切られて格納容器内を上昇していく。その際、雰囲気中の酸素と反応して燃焼するため、水素ガス塊の周囲では温度の高い領域が形成される。また、ほとんどの水素ガス塊は上部境界に到達する前に燃え尽きている。構造物（壁面）の温度に関しては、壁面近傍の雰囲気温度上昇が見られないため、水素燃焼が構造物温度に与える影響は限定的であると考えられる。

通気口の流入流速を Reference 条件の 10 倍（0.75m/s）とした場合の結果を、 3. 1. 3(3)-8 に示す。この条件下では水素ガスが小さな塊になる挙動はあまり見られず、上部境界まで水素ガスがブルーム状に上昇する挙動が支配的になっており、その周囲に燃焼反応に伴う高温領域が形成されている。ただし、水素ガスはほぼ垂直に上昇するため、壁面近傍の雰囲気温度は水素燃焼の影響をほとんど受けていない。

⑧ まとめ

ナトリウム環境下における水素誘導拡散燃焼挙動を評価するため、水素燃焼挙動の3次元数値解析手法の開発を行った。その際、比較的粗い格子を用いた場合でも火炎面の形と位置の変化を計算できるように、高精度 Volume-of-fluid法（界面追跡法）に基づく新しい火炎面追跡モデルを開発した。また、着火条件や燃焼反応速度（火炎面伝播速度）について、適切なモデル化を実施した。開発した数値解析手法を用いて基礎試験を対象とした検証解析を行った結果、界面追跡法を用いた火炎面追跡を行くことで水素ガスの拡散燃焼挙動を解析できることを確認した。また、高速炉

格納容器体系を対象とした解析に適用することにより、通気口から流入する水素ガスが塊となって燃焼しながら上昇していく挙動が得られ、流入流速の増加によって水素ガスが通過する領域の温度上昇が顕著になる傾向が得られた。ただし、構造物（壁面）近傍ではほとんど温度上昇が見られず、水素燃焼が構造物に与える影響は限定的であると評価された。

参考文献

- [1] F. A. Williams, “Combustion Theory, Second Edition”, The Benjamin Cummings Publishing Co., Menlo Park (1985).
- [2] N. Peters, “Turbulent Combustion”, Cambridge University Press (2000).
- [3] R. W. Wierman et al., “Experimental study of hydrogen formation and recombination under postulated LMFBR accident conditions”, HEDL-TC-730 (1976).
- [4] 伊藤啓, 土井 大輔, 大野 修司, 宇埜 正美, “界面追跡法に基づく水素燃焼解析手法の検討”, ながれ, Vol. 35, No. 2, pp. 123-126, 2016.

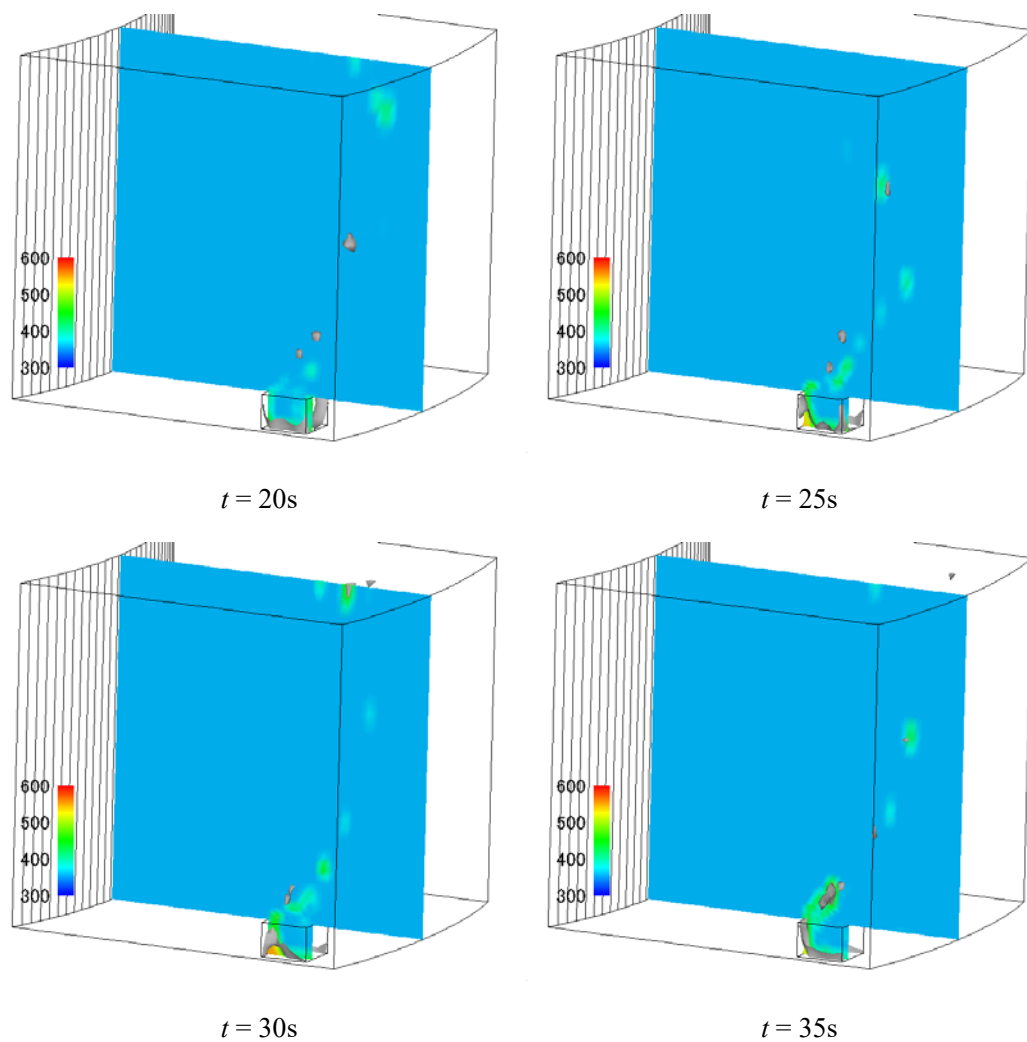
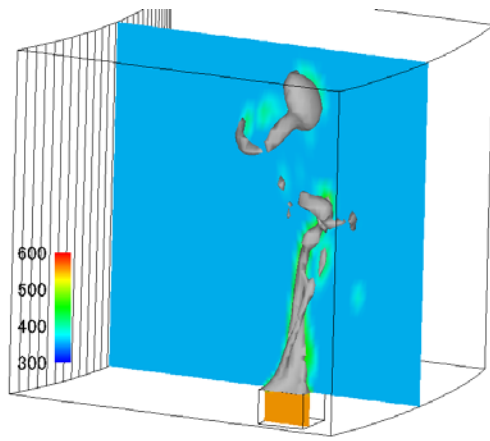
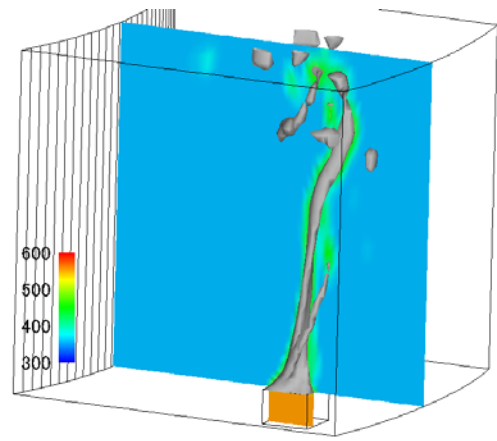


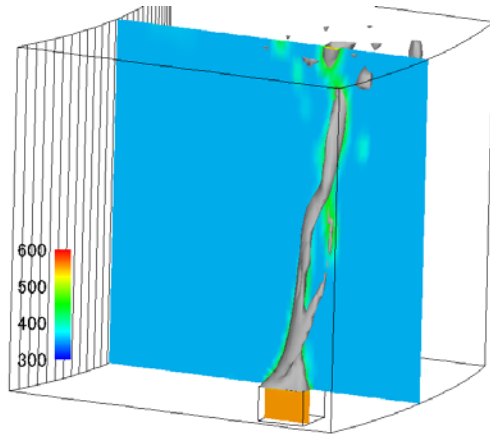
図 3. 1. 3(3)-7 解析結果（通気口からの流入流速：0.075m/s）



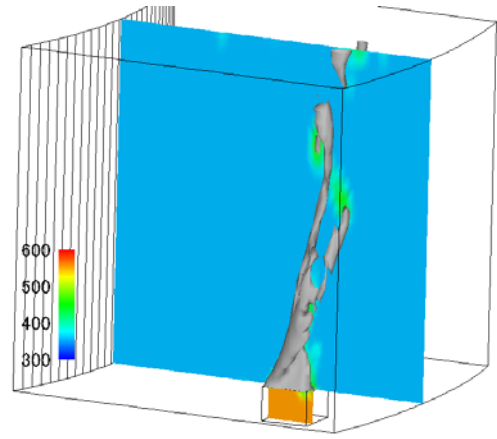
$t = 7s$



$t = 9s$



$t = 11s$



$t = 13s$

図 3.1.3(3)-8 解析結果 (通気口からの流入流速 : 0.75m/s)

3.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

原子炉格納容器(PWR)は大別すると鋼製の原子炉格納容器(SCV)とプレストレストコンクリート製の原子炉格納容器(PCCV)があり、もんじゅの原子炉格納容器は前者の鋼製の原子炉格納容器(SCV)に分類される。原子炉格納容器は事故時に圧力隔壁の役目を果たし、かつ放射性物質の環境への漏洩に対する防壁(閉じ込め)機能が求められるが、原子炉格納容器には出入口として常用エアロック、非常用エアロックおよび機器搬入口が設けられ、さらに配管、電線、ダクト等の貫通部が多数設けられるため、これらも原子炉格納容器バウンダリの構成部位となる。また、もんじゅの中間熱交換器も伝熱管や2次側下部鏡板は、原子炉格納容器内を循環する1次系の冷却材ナトリウムと原子炉格納容器外も循環する2次系の冷却材ナトリウムの境界となることからバウンダリの構成部位となる。このためこれらについても原子炉格納容器と同様に事故時の圧力障壁ならびに防壁機能が要求される。

本研究では、図3.2.1-1に示す原子炉格納容器バウンダリを構成する機器の健全性評価手法の検討の観点から、これらの中で大口径薄肉であり相対的に限界圧力が小さいと考えられる原子炉格納容器貫通部配管ベローズならびに1次冷却材ナトリウムと接する中間熱交換器の2次側下部鏡板と、原子炉格納容器内の1次系のバウンダリとして最も薄肉の機器のひとつでその耐圧限界が原子炉格納容器の健全性評価上で重要となる中間熱交換機カバーガスバウンダリベローズを主たる対象に破損様式の検証と限界圧力の評価法の開発を目的とした解析および試験を実施した。

3.2.1 ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析

限界圧力試験を実施するベローズ構造および鏡板構造に関して、実験の検証ならびに構造健全評価手法の開発に資することを目的に有限要素法解析を実施した。具体的には、主として原子炉格納容器貫通部ベローズ、中間熱交換器カバーガスベローズおよび中間熱交換器2次側下部鏡を対象としたスケールモデル試験体に関して弾塑性大変形解析を実施した。解析では、限界圧力までの変形挙動を表現することを目的に汎用非線形解析システム FINAS^[1] および ABAQUS(Explicit)により、座屈後、さらに変形が進行する挙動の解析を実施した。

(1) ベローズ構造を対象とする解析検討

① ベローズ試験体設計のための調査と関連する解析(平成25年度)

ベローズ試験体設計のための調査と関連する解析として、原子炉格納容器貫通部ベローズおよび中間熱交換器カバーガスベローズを対象とした内圧による変形挙動の解析を実施した。解析検討の結果、原子炉格納容器貫通部ベローズでは1/3スケールモデル、中間熱交換器カバーガスベローズでは、1/1.5スケールモデルをSUS304により製作することとした。原子炉格納容器貫通部ベローズに関する試験体の仕様を表3.2.1-1に、中間熱交換器カバーガスベローズに関する試験体の仕様を表3.2.1-2に示す。

② ベローズ試験体試験のシミュレーション解析(平成26年度)

ベローズ試験体試験のシミュレーション解析としてFINASによる大変形解析を行った。原子炉格納容器貫通部ベローズおよび中間熱交換器カバーガスベローズに関する解析条件を表3.2.1-3に示す。原子炉格納容器貫通部ベローズの解析ケースおよび解析結果を表3.2.1-4に、代表的な

解析結果を図 3.2.1-2 に示す。また、中間熱交換器 カバーガスベローズに関する解析ケースおよび解析結果を表 3.2.1-5 に、代表的な解析結果を図 3.2.1-3 に示す。座屈後さらに変形が進行する挙動を再現できたが、その後不安定となり実験で得られた張出し変形まで追跡することはできなかった。得られた結果に対して、日本機械学会のシビアアクシデント時の構造健全性ガイドライン[2]に準拠して延性破損評価を実施した。その結果、すべての解析ケースにおいて解析可能な範囲で得られた相当塑性ひずみは延性破損のクライテリアに至らなかった。

③ ベローズ試験体の張出し変形模擬のための解析（平成 27～28 年度）

上記の 3.2.1(1)②では、ベローズ山間の接触等による解析の不安定で解析限界圧力が決まり延性破損評価のクライテリアに至るまでの解析は困難であることが確認された。また、後述 3.2.2 の試験では解析よりも変形が進行し、ベローズが大きく張り出すような変形まで至った後に破損することが確認された。このため、ベローズ山間の接触を回避して最終的な張出し変形を模擬するための解析方法を検討した。具体的には図 3.2.1-4 に示す。この解析方法では、まず下端を固定して上端部は軸方向を拘束せず、内圧を漸増させる。当初、ベローズは山内の圧力上昇によって伸びるが、圧力が増すにつれ径方向の膨らみが卓越して逆に縮んでくる。次に内圧を微増させつつ上端に初期位置まで下向き変位を徐々に与える。最後に端部間距離を初期の位置に固定して内圧を増加させる。これらのベローズの変形模擬のための解析条件を表 3.2.1-6 に示す。原子炉格納容器貫通部ベローズの解析ケースおよび解析結果を表 3.2.1-7 に、代表的な解析結果を図 3.2.1-5 に示す。上端変位を適切に調整することでベローズ間の接触による解析の不安定を回避し、ベローズの内圧による変形挙動の最終形態である張り出し形状を模擬することができた。ただし、カバーをモデル化した CASE4 ではベローズ部とカバーの接触により解析が不安定となり、延性破損のクライテリアに達するまでの解析はできなかった。中間熱交換器 カバーガスベローズの解析ケースおよび解析結果を表 3.2.1-8 に、代表的な解析結果を図 3.2.1-6 に示す。このように、ベローズ試験体の張出し変形模擬のため、接触を回避するために端部を移動させる解析手法によって延性破損のクライテリアに達する圧力を得ることができた。

④ ベローズ試験体の陽解法による解析（平成 28 年度）

上述の陰解法では、接触挙動が複雑になると収束解を得ることが困難となることから、ABAQUS/Explicit による陽解法の適用を試みた。解析対象は原子炉格納容器貫通部ベローズを模擬したガードパイプ付ベローズ試験体(表 3.2.1-1/1-2)および延性破損をした中間熱交換器カバーガスベローズを想定したベローズ部の層数 1 層の試験体(表 3.2.1-2/2-5)とした。

原子炉格納容器貫通部ベローズの解析条件を表 3.2.1-9 に、解析ケースと解析結果を表 3.2.1-10 に示す。また、代表的な結果を図 3.2.1-7 に示す。陽解法による解析では、試験と同様にガードパイプをめくり上げてベローズ部が大きく張り出すような変形形状を再現することができた。表 3.2.1-10 に示すすべての解析ケースにおいて CASE1 と同様にガードパイプをめくり上げてベローズ部が大きく張り出すような変形形状となった。中間熱交換器カバーガスベローズの解析条件を表 3.2.1-9 に、解析ケースと解析結果を表 3.2.1-11 に示す。また、代表的な結果を図 3.2.1-8 に示す。原子炉格納容器貫通部ベローズと同様に陽解法を適用することでベローズ部が大きく張り出すような変形形状を模擬することができた。

表 3.2.1-1 原子炉格納容器貫通部ベローズ試験体 仕様

	想定プラント (単層ベローズ)	試験体(1/3)			
		想定プラント	1-1	1-2	1-3
温度	170℃程度	室温	室温	室温	室温
素材	SUS316L	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304
平均径(mm)	1490	500	500	500	500
ピッチ(mm)	60	20	20	20	20
山高(mm)	90	30	30	30	30
板厚(mm)	1.5	0.5	0.5	0.5	0.5
山数	6×2	6×2	6	6	6
中間リング	有	有	無	無	無
内筒	有	有	有	有	有
外筒	有(SS400)	無	無	有(SUS304)	無
荷重	内圧	内圧	内圧	内圧	内圧
溶体化処理	あり	あり	あり	あり	あり
備考	外筒あり	ホルダー有	ホルダー有	外筒有	ホルダー無

表 3.2.1-2 中間熱交換器 カバーガスベローズ試験体 仕様

	想定プラント (2層ベローズ)	試験体(1/1.5)					
		想定プラン	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5
温度	650℃～850℃	室温	室温	室温	室温	室温	室温
素材	SUS316	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304
平均径(mm)	784.5	500	500	500	500	500	500
ピッチ(mm)	50	33	33	33	33	33	33
山高(mm)	61.5	41	41	41	41	41	41
板厚(mm)	1.5	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
層数	2	2	1	2	1	2	1
山数	5×2	5×2	5×2	5	5	5	5
中間リング	有	有	有	無	無	無	無
荷重	内圧	内圧	内圧	内圧	内圧	内圧	内圧
溶体化処理	あり	あり	あり	あり	あり	あり	あり
備考	外筒有	ホルダー有	ホルダー有	ホルダー有	ホルダー有	ホルダー無	外筒有(アクリル)

表 3.2.1-3 ベローズ試験解析条件

項目	内容	備考
解析コード	FINAS Ver. 21.0	
解析対象	原子炉格納容器貫通部ベローズ 中間熱交換器カバーガスベローズ	
解析タイプ	静的弾塑性大変形解析	大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	180° シェルモデル（周方向 2° ピッチ）	
使用要素	4 節点四辺形シェル低減積分要素（QFLA4RT）	QFLA4RT：板厚中心に設定
接触	考慮する	
境界条件	端部：全方向拘束 180° 対称境界：Y、RX、RZ 方向拘束	
材料特性 応力ひずみ関係	<ul style="list-style-type: none"> ・ SUS304（ベローズ部） ・ SS400（短管部） [詳細] <ul style="list-style-type: none"> ・ 等方硬化則 ・ 移動硬化則 ・ SUS304 は JAEA 所有の材料データより設定。 ・ SS400 は JSME 材料規格 2012[4]の S_y、S_u を用いて ASME Sec. VIII Div. 2[5]により設定。 ・ ポアソン比は 0.3 とする。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 移動硬化則のひずみ範囲は 0.15 とする
温度条件	室温（25℃）一定	
荷重条件	自重を荷した後内圧を漸増	変形追従型の荷重条件を設定
解析終了条件	構造不安定による解析停止	

表 3.2.1-4 原子炉格納容器貫通部ベローズ解析ケースと解析結果

試験体No	1 0	1 0	1 0	1 1	1 1	1 1
解析ケース	1_0_1	1_0_2	1_0'	1_1	1_1'	1_1_2
板厚	測定板厚0.49mm	測定板厚0.49mm	公称板厚0.5mm	測定板厚0.49mm	測定板厚0.49mm	測定板厚0.49mm
山数	6×2	6×2	6×2	6	6	6
総数	1	1	1	1	1	1
中間リング	有	有	有	無	無	無
構成式	移動硬化則 (JAEAデータ)	移動硬化則 (JAEAデータ)	移動硬化則 (JAEAデータ)	移動硬化則 (JAEAデータ)	等方硬化則 (JAEAデータ)	移動硬化則 (ミルシート)
自重方向	管軸方向	管直角方向	管軸方向	管軸方向	管軸方向	管軸方向
収束計算	無	無	無	無	無	無
解析最終内圧[MPa]	0.74	0.37	0.43	1.56	0.60	2.01
接触荷重[MPa]	0.51	0.35	0.42	0.49	0.44	0.65
座屈モード	コラム型座屈	コラム型座屈	コラム型座屈	インフレイン座屈	インフレイン座屈	インフレイン座屈
1次モードの座屈荷重[MPa]	0.127	0.249	0.135	1.32	1.32	-

表 3.2.1-5 中間熱交換器カバーガスベローズ解析ケースと解析結果

試験体No	2_1	2_3
解析ケース	2_1	2_3
板厚	測定板厚0.96mm	測定板厚0.96mm
山数	5×2	5
層数	1	1
中間リング	有	無
構成式	移動硬化則	移動硬化則
自重方向	管軸方向	管軸方向
収束計算	無	無
解析最終内圧 (MPa)	1.47	2.77
接触荷重 (MPa)	1.28	1.15
座屈モード	コラム座屈	インプレイン座屈
1次モードの座屈荷重(MPa)	0.392	2.43

表 3.2.1-6 ベローズ試験体の張出し変形模擬のための解析条件

項目	内容	備考
解析コード	FINAS Ver. 21.1	
解析対象	原子炉格納容器貫通部ベローズ 中間熱交換器カバーガスベローズ	
解析タイプ	静的弾塑性大変形解析	大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	180° シェルモデル（周方向 2° ピッチ）	
使用要素	・ 4 節点四辺形シェル低減積分要素（QFLA4RT） ・ 4 節点四辺形面接触要素（QCONT4）	QFLA4RT：板厚中心に設定 接触要素はカバーガスベ ローズのみ
接触	考慮する	
境界条件	上端部：鉛直方向以外を拘束 下端部：全方向拘束 180° 対称境界：Y、RX、RZ 方向拘束	試験の最終変形を解析的 に模擬するため境界条件 を試験と変更して実施。
材料特性 応力ひずみ関係	<ul style="list-style-type: none"> ・ SUS304（ベローズ部） ・ SS400（短管部） ・ アクリル(カバー) / カバーガスベローズのみ [詳細] ・ 等方硬化則 ・ 移動硬化則 ・ SUS304 は JAEA 所有の材料データより設定。 ・ SS400 は JSME 材料規格 2012[4]の S_y、S_u を 用 いて ASME Sec. VIII Div. 2[5]により設定。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 2 直線で材料特性を近似 する場合の、2 直線と材 料挙動の交点となるひ ずみ範囲は 0.15 と し た。 ・ アクリルは縦弾性係数 3000MPa, 降伏応力 70MPa の弾完全塑 性を
温度条件	室温（25℃）一定	
荷重条件	ベローズ部および端管：内圧の漸増 上端部：変位荷重	変形追従型の荷重条件を 設定
解析終了条件	構造不安定による解析停止	

表 3.2.1-7 原子炉格納容器貫通部ペローズ張出し変形模擬のための解析ケースと解析結果

	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4
加工硬化	二直線近似	二直線近似	多直線近似	二直線近似
硬化則	移動硬化則	等方硬化則	等方硬化則	移動硬化則
ネックリング	なし	なし	なし	あり
外筒	なし	なし	なし	あり
結果	内圧 3.40MPa の 時点で破損	内圧 2.90MPa の 時点で破損	内圧 2.70MPa の 時点で破損	端管上端部下降中に 異常終了

表 3.2.1-8 中間熱交換器カバーガスペローズ張出し変形模擬のための解析ケースと解析結果

解析ケース	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4
加工硬化	二直線近似	二直線近似	多直線硬化	二直線近似
硬化則	移動硬化	等方硬化	等方硬化	等方硬化
収束計算	荷重増分法	荷重増分法	荷重増分法	荷重増分法
外筒	なし	なし	なし	あり
結果				
延性破壊内圧(MPa)	延性破壊には 至らず	延性破壊には 至らず	4.835	延性破壊には 至らず
解析最終内圧 (MPa)	4.985	4.985	4.985	1.935
解析終了要因	解析は最終STEP で正常終了	解析は最終STEP で正常終了	解析は最終STEP で正常終了	ペローズとカバー が接触したこと により解析が不安定 になり、異常終了

表 3.2.1-9 ベローズ試験体の陽解法解析条件

項目	内容	備考
解析コード	・ ABAQUS Explicit 2016	
解析対象	・ 原子炉格納容器貫通部ベローズ試験体 ・ 中間熱交換器カバーガスベローズ試験体	
解析タイプ	・ 動的弾塑性大変形解析	陽解法
解析モデル	・ 360° シェルモデル (周方向 2° ピッチ)	
使用要素	・ 4 節点四角形シェル要素 (S4)	
境界条件	・ 端部：全方向拘束	
材料特性 応力ひずみ関係	<ul style="list-style-type: none"> ・ SUS304 (ベローズ部) ・ SS400 (短管部) [詳細] ・ 材料特性は ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII Div.2[5]で定められる材料特性式に対してミルシートの σ_y , σ_u により	<ul style="list-style-type: none"> ・ 移動硬化則のひずみ範囲は 0.30(原子炉格納容器貫通部ベローズ)および 0.35(中間熱交換器カバーガスベローズ)とした
温度条件	・ 室温 (25°C) 一定	
荷重条件	・ 内圧を漸増	
接触要素	・ 面要素	
接触タイプ	・ ペナルティ法	

表 3.2.1-10 原子炉格納容器貫通部ベローズの陽解法による解析ケースと解析結果

	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4	CASE5	CASE6
加工硬化	多直線近似			二直線近似		
硬化則	等方硬化則			移動硬化則		
内圧 (MPa)	5.00					
内圧負荷上昇時間 (s)	0.20	0.20	0.30	0.15	0.20	0.30
摩擦係数 (-)	0.20	-	0.20	0.20	0.20	0.20
延性破断評価 (MPa)	4.31	3.44	3.48	4.14	4.20	4.00

表 3.2.1-11 中間熱交換器カバーガスベローズの陽解法による解析ケースと解析結果

	CASE1	CASE2
加工硬化	二直線近似	二直線近似
硬化則	移動硬化則	移動硬化則
内圧の負荷上昇時間 (s)	0.1	1.0
内圧 (MPa)	10.0	10.0
摩擦係数 (-)	0.35	0.35
最終内圧 (MPa)	6.7	6.2
延性破損圧力 (MPa)	3.9	2.9

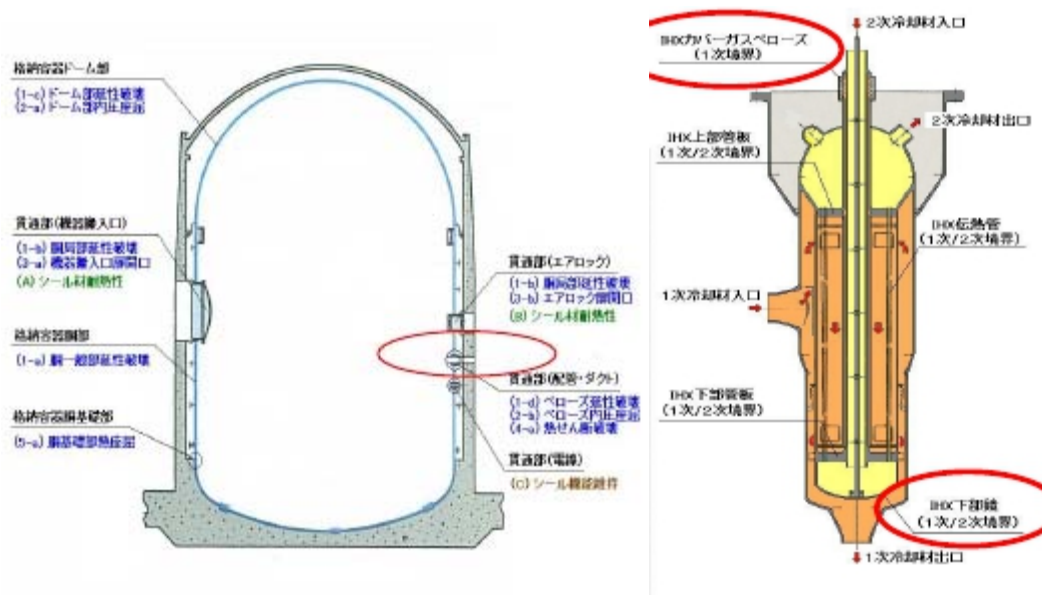


図 3.2.1-1 本研究で着目した主たる圧力バウンダリ

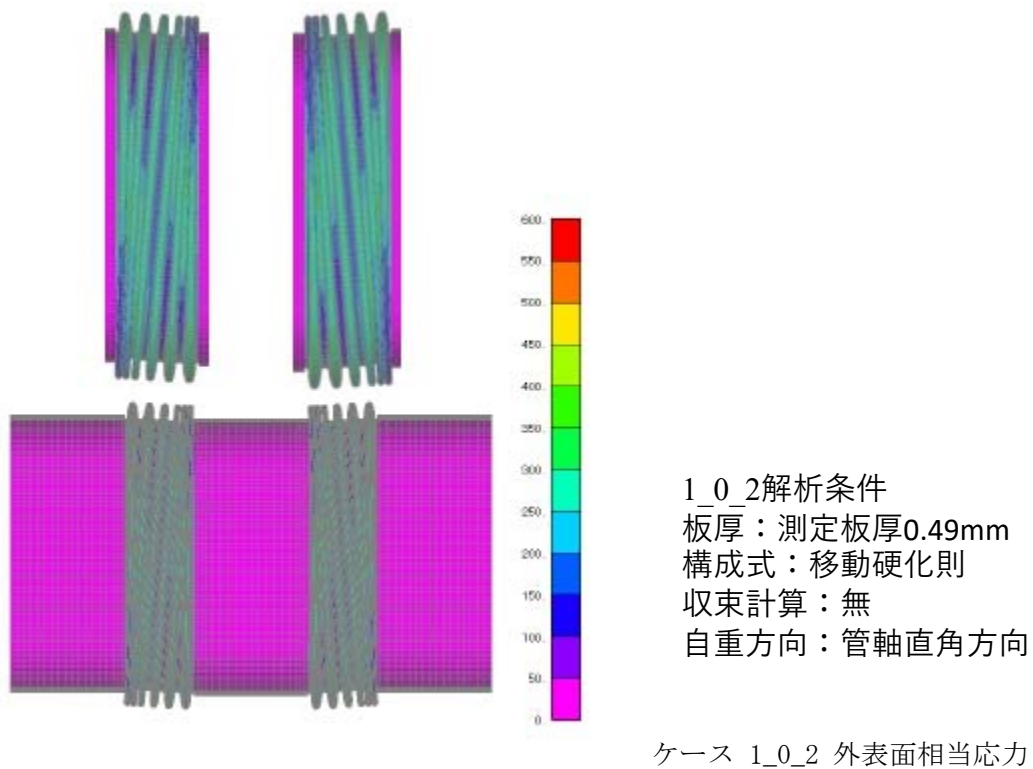
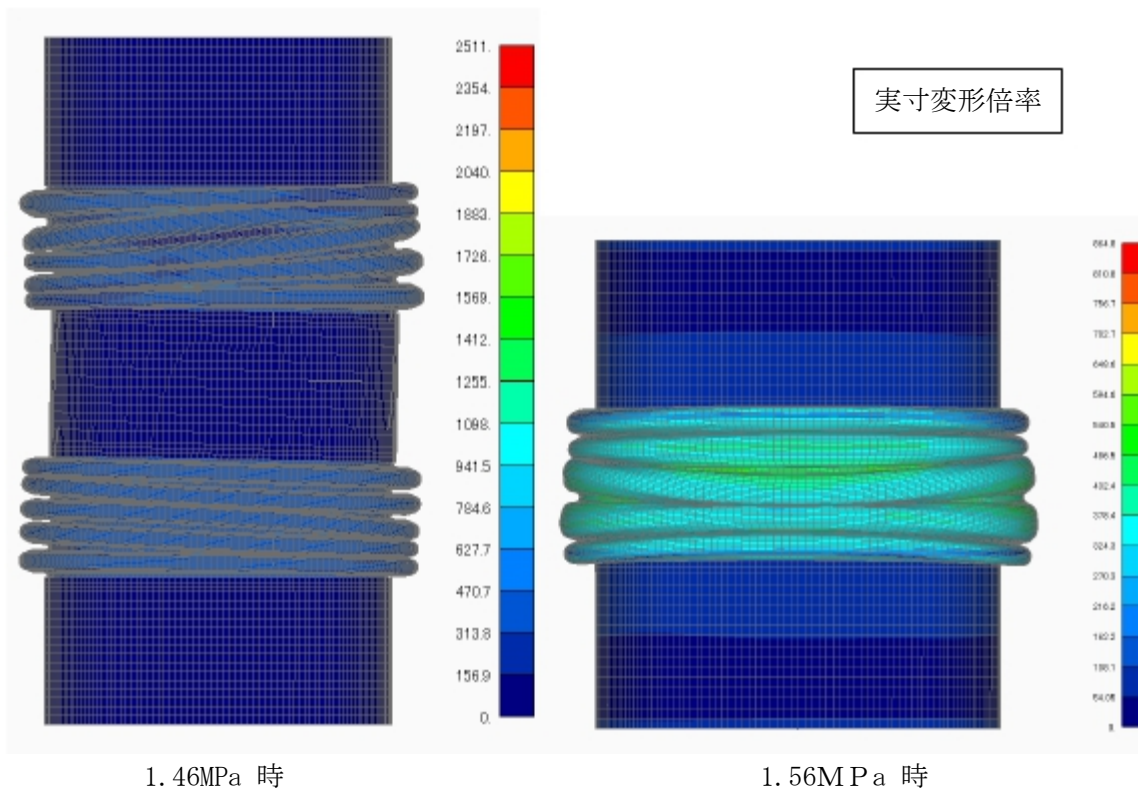


図 3.2.1-2 原子炉格納容器貫通部ベローズ試験の解析結果の代表例



ケース 2_1 外表面相当応力

ケース 2_3 外表面相当応力

図 3.2.1-3 中間熱交換器カバーガスベローズ試験解析結果の代表例

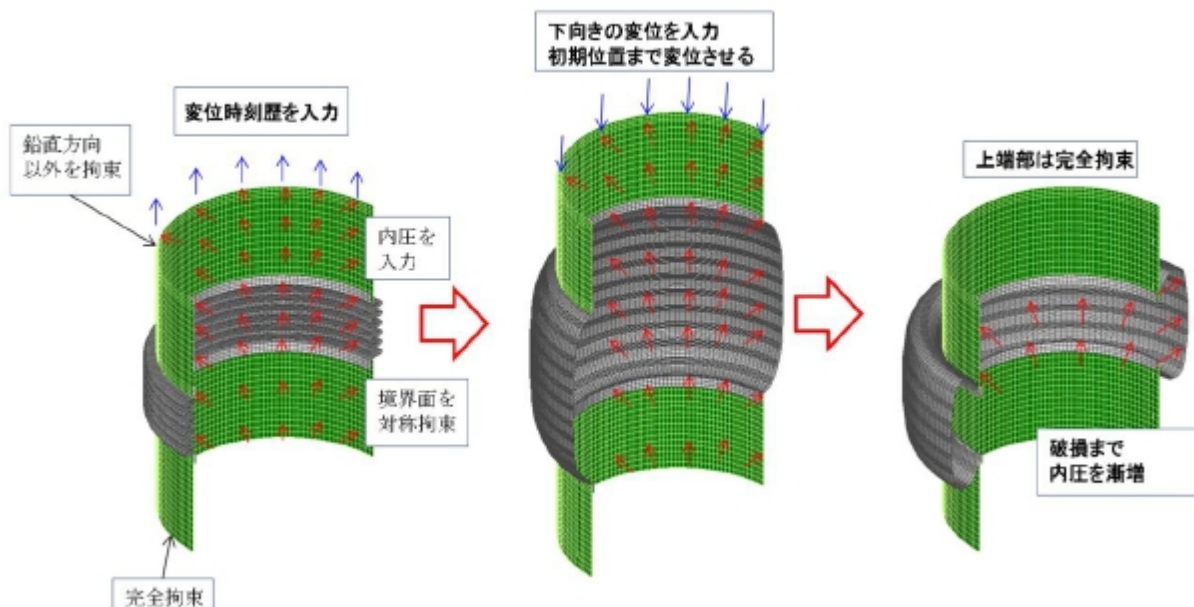
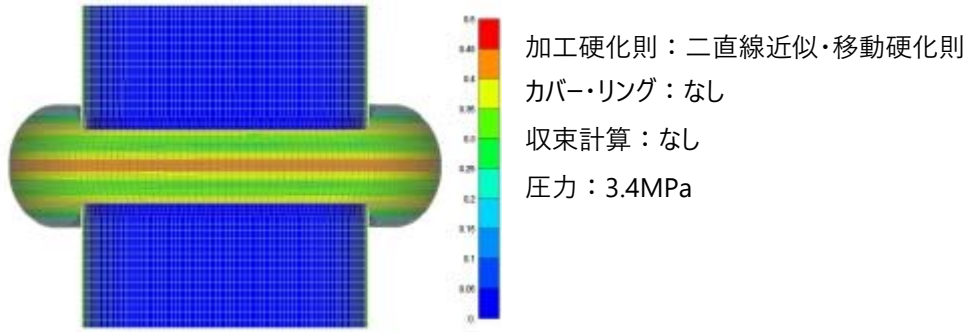
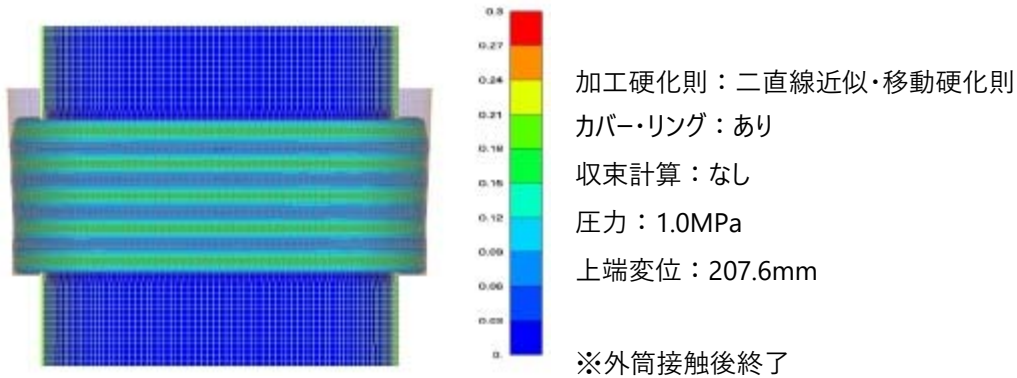


図 3.2.1-4 ベローズ試験体の張出し変形模擬のための解析手法の手順

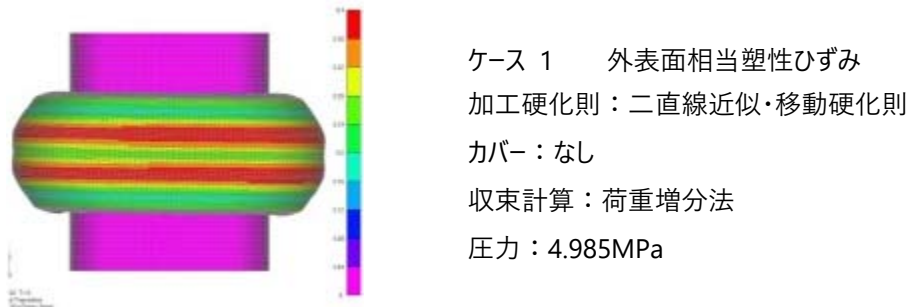


ケース 1 外表面相当塑性ひずみ(コンター：mm/mm)

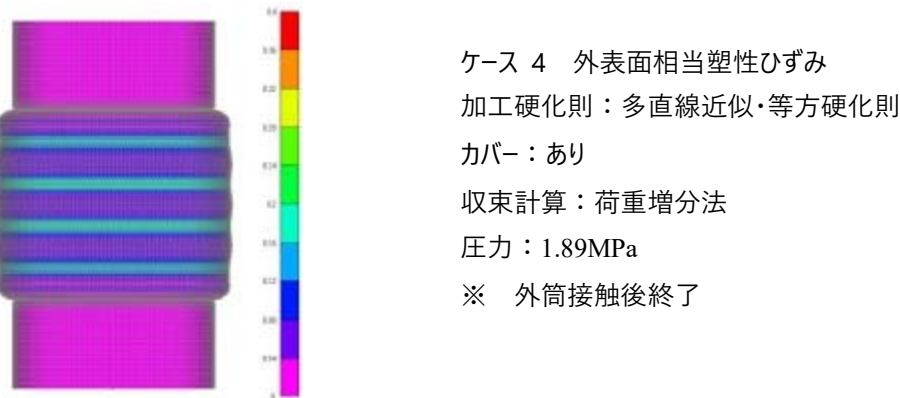


ケース 4 外表面相当塑性ひずみ(コンター：mm/mm)

図 3.2.1-5 原子炉格納容器貫通部ベローズ張出し変形模擬解析手法による結果の代表例

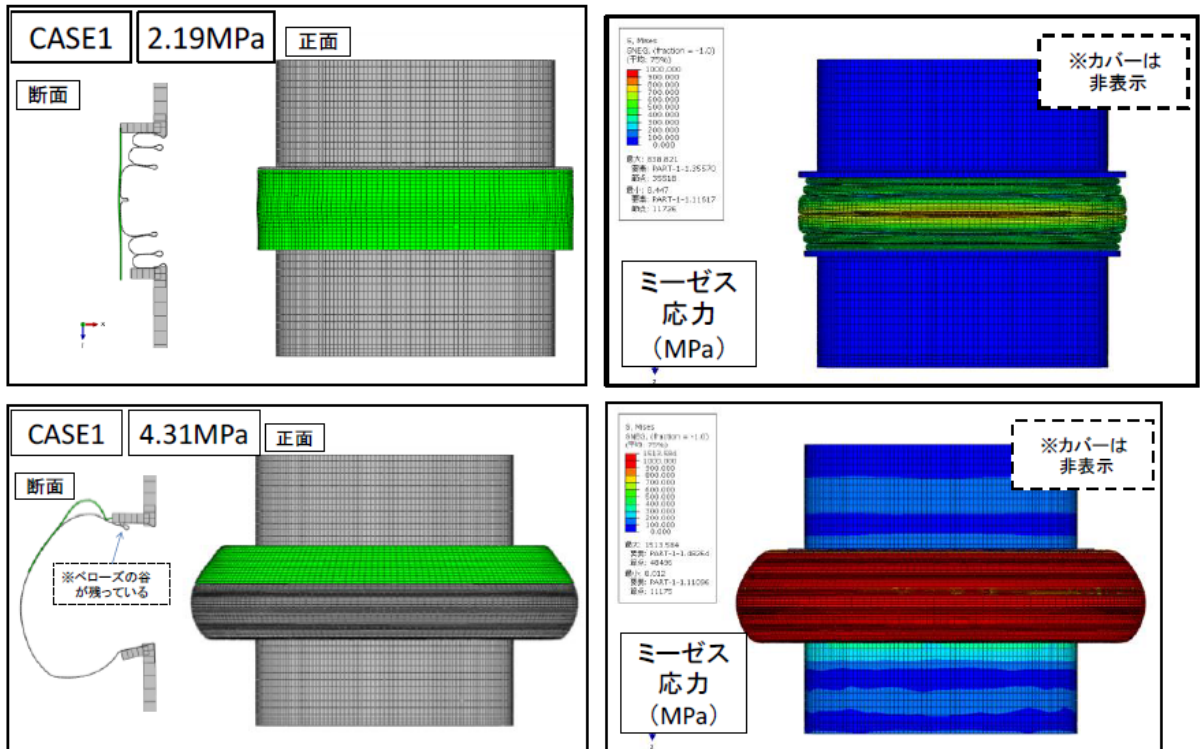


相当塑性ひずみ



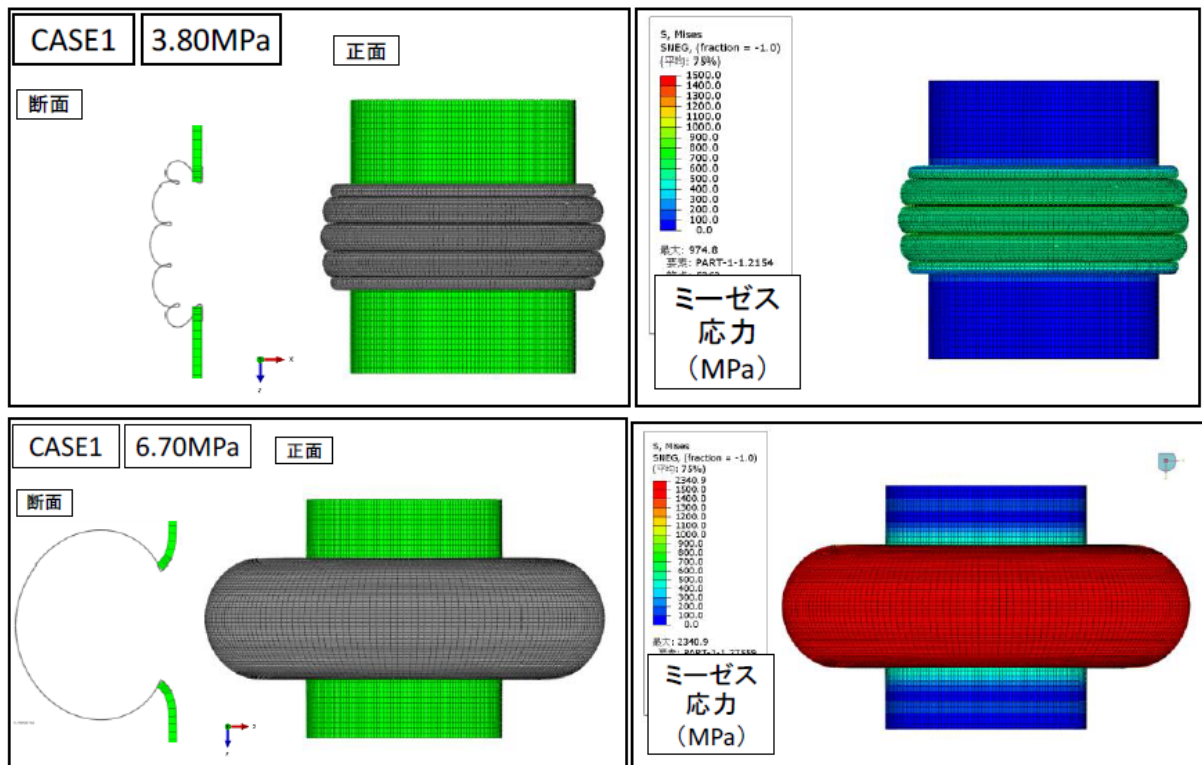
相当塑性ひずみ

図 3.2.1-6 中間熱交換器カバーガスベローズ張出し変形模擬解析手法による結果の代表例



(変形図および相当応力コンター図)

図 3.2.1-7 原子炉格納容器貫通部ペローズの陽解法による解析結果の代表例



(変形図および相当応力コンター図)

図 3.2.1-8 中間熱交換器カバーガスペローズの陽解法による解析結果の代表例

(2) 鏡板構造を対象とする解析検討

① 中高面に圧力を受ける鏡板試験体設計のための調査と関連する解析（平成 25 年度）

中高面に圧力を受ける鏡板試験体設計のための解析として、実機の中間熱交換器の下部鏡板構造の構造を考慮の上、中高面に圧力を受ける鏡板試験体の解析検討を実施した。鏡板メーカーの鏡板等の形状の一覧^[6]（以降、英字 AD, SD, ED, DD は JIS B 8265 で定められる鏡板の型式）によると、AD の鏡板が中間熱交換器 2 次側下部鏡の形状に最も近いが、AD は汎用品ではないため金型の製作が必要となることがわかった。類似した形状である SD と ED は汎用品である。このためその他の汎用品外の型式である DD も含めて解析をおこなった、解析条件を表 3.2.1-12 に、各種型式の比較と解析モデルを図 3.2.1-9 に示す。解析ケースと解析の結果を表 3.2.1-13 に示す。これらの結果より 1/4 スケールモデルの試験体を SUS304 で製作することとした。

② 中高面に圧力を受ける鏡板試験の 2 次元軸対称解析（ソリッド要素モデル）（平成 26 年度）

周方向板厚分布均一と仮定して、2 次元軸対称解析を実施した。解析条件および解析ケースを表 3.2.1-14 に示す。解析は板厚の異なる 3 種類の鏡板試験体をソリッド要素によりモデル化して実施し、座屈後の挙動および変形に伴う板厚の減少についても検証した。代表的な解析の結果を図 3.2.1-10 に示す。それぞれの解析ケースにおける解析の結果に基づき日本機械学会のシビアアクシデント時の構造健全性ガイドライン^[2]に準拠して、延性破損の評価を行った。評価の結果、すべての解析ケースにおいて解析可能な範囲で得られた相当塑性ひずみは延性破損のクライテリアに至らなかった。

③ 中高面に圧力を受ける鏡板試験（大口徑 AD 鏡板試験）の 3 次元解析（ソリッド要素モデル）（平成 27 年度）

後述する 3.2.2 の中高面に圧力を受ける鏡板の試験の結果より、初期の座屈挙動において周方向の板厚分布の影響が大きいと考えられた。そのため公称板厚 6mm の試験体について板厚を詳細に 3 次元計測して、鏡板の成形に伴う 3 次元的な板厚の分布・形状を初期不整として考慮した 3D ソリッド要素モデルを作成し、解析を実施した。解析条件を表 3.2.1-15 に示す。図 3.2.1-11 に代表的な解析結果を示す。得られた解析の結果に基づき日本機械学会のシビアアクシデント時の構造健全性ガイドライン^[2]に準拠して、延性破損の評価を行った。評価の結果、12.5MPa で相当塑性ひずみが最大となる点で延性破損のクライテリアに達し、延性破損すると判定された。

④ 中高面に圧力を受ける鏡板試験（小口径 AD 鏡板試験）の 3 次元解析（ソリッド要素モデル）（平成 28 年度）

上記の 3.2.1(2)③で解析を実施した板厚 6mm の試験体においては、治具の耐圧限界を超えても破損に至らなかったため破損に至るまでの試験が実施できなかった。このため、試験体の大きさを変更して試験を実施した。これに応じて、中高面に圧力を受ける板厚 3mm および板厚 2.5mm の鏡板試験体に対して解析を実施した。具体的には 3.2.1(2)③で実施したのと同様に試験体について板厚を詳細に 3 次元計測して、鏡板の成形に伴う 3 次元的な板厚の分布・形状を初期不整として考慮した 3D ソリッド要素モデルを作成して解析を実施した。解析条件を表 3.2.1-16 に示す。図 3.2.1-12 に代表的な解析の結果を示す。試験で得られた結果とこの解析の結果の対比より、鏡

板の破損は、座屈後の反転挙動の際に反転境界部付近に亀裂が生じるものであり、この亀裂は反転境界部での曲げとその後の曲げ戻し変形に起因するものであると考えられた。このため別途、平板試験片を用いた要素試験を実施し、クライテリアとなる塑性ひずみ量を約 27%と評価した。このようにして定めた塑性ひずみ量と、これまでの解析により得られた反転境界部の変形形状(曲げ半径 R)から塑性ひずみの概算値を算定した結果ならびに破損圧力と比較した結果を図 3.2.1-13 に示す。図より、裕度にばらつきはあるものの、公称板厚モデル、初期不整考慮モデルのいずれを用いても試験での限界圧よりも小さい値となる。このように反転境界部の R を基準として限界圧力の制限値とできる可能性があるが、現在は限られた試験との比較に留まることから、今後より多くの試験に適用し、適用範囲等を検討する必要があると考えられた。

(3) 亀裂開口量評価の検討 (平成 28 年度)

鏡板に貫通亀裂が生じた場合の亀裂部からの内部流体の漏えい量を評価するための亀裂開口量を解析的に模擬するための解析手法の検討を実施した。解析コードは FINAS を用いた。解析における亀裂の模擬は、限界圧力試験で鏡板に生じた亀裂の長さおよび発生部位を踏まえて、解析モデル上の想定亀裂発生位置の節点を 2 重化し、ファスニング(2 つの節点の変位を共有させる)で結合した 3D ソリッドモデルを作成し、中高面に圧力を受ける鏡板試験体の解析を進め、変形が十分に進行して試験で破損した変形形状と概ね同等となった時点でファスニング条件を解除して亀裂位置を開放することで、亀裂部の挙動を再現し、この結果に基づき亀裂開口量を求めた。開口量評価用の解析モデルと開口面積の求め方を図 3.2.1-14 に示す。

図 3.2.1-15 にファスニングを解除した時点でのミーゼス応力分布を示す。亀裂部の応力集中は見られない。この状態から圧力を負荷し、亀裂開口量を求めた結果を表 3.2.1-17 に示す。亀裂想定部位が圧縮応力場に位置しているため、圧力の増加とともに亀裂開口面積は小さくなっている。試験後の鏡板と比較すると解析モデルは亀裂の発生部位が鏡板端部寄りになっており、亀裂想定部位に検討の余地があるが、本手法により亀裂開口量を評価できる見通しを得た。

(4) まとめ

ベローズ限界圧力試験の試験体をモデル化し、内圧による座屈解析およびその後の変形挙動解析を FINAS および ABAQUS/Explicit を用いて実施した。同様に、鏡板構造試験体の中高面への圧力負荷による座屈解析およびその後の変形挙動解析を FINAS により実施した。さらに FINAS のファスニング機能を用いて亀裂開口量を評価した。

ベローズ解析に関しては、通常の大変形解析では座屈挙動を経てある程度変形を迫るものの、山間の接触が顕著になると解析が不安定となった。その後の張出し変形を模擬することを目的とした端部境界を移動させる手法により、延性破損前の変形形態を模擬できることを示した。さらに陽解法によって、最終変形に至る挙動を模擬できる可能性があることを示した。鏡板解析に関しては、2 次元軸対称モデルおよび 3 次元ソリッド要素モデルにより鏡板が反転するまでの解析を実施できることを示した。また、3 次元形状測定により得られた板厚分布・形状に基づき作成した 3 次元ソリッド要素モデルを用いることで、周方向の板厚分布の影響による非対称変形を再現することができた。

表 3.2.1-12 各種型式の鏡板の比較解析の解析条件

項目	内容	備考
解析コード	FINAS Ver. 21.0	
解析対象	・ 中間熱交換器 2 次側下部鏡	解析ケースを添付資料 3-1 に示す。
解析タイプ	・ 静的弾塑性大変形解析 (計算不安定まで)	大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	180° シェルモデル (周方向 5° ピッチ)	
使用要素	・ 4 節点四辺形シェル要素 (QFLA4S)	QFLA4S：板厚中心に設定。
境界条件	端部：全方向拘束 180° 対称境界：Y、RX、RZ 方向拘束	
材料特性 応力ひずみ関係	・ SUS304 [詳細] ・ 等方硬化則にて弾塑性関係を表現 ・ SUS304 は JAEA 提供の実施記録 (識別番号： AQR733-01-13-SMR-01-001) の表 2 より設	・ 弾塑性特性は 30%ひずみまで算出し、それ以上のひずみでは線形外挿となるように設定。 ・ 参照温度 25°C一定 ・ 応力ひずみ関係を添付資料 4 に示す。
温度条件	室温 (25°C) 一定	
荷重条件	外圧を漸増	変形追従型の荷重条件を設定
解析終了条件	構造不安定による解析停止	最大外圧は 10MPa とした。
備考	解析ケースは図 3.2.1-8 による	

表 3.2.1-13 各種型式の鏡板の比較解析の解析ケースと解析結果

項目	記号	単位	実機	中間熱交換器 下部鏡試験体				
				3-0 AD ※1	3-0 ED	3-0 SD	3-1	3-2
鏡板形状 ※2	-	-	-	AD形状	ED形状	SD形状	AD形状	AD形状
内半径	Ri	mm	1107.5	275	275	275	277	273
長さ	L	mm	597.7	148.4	148.4	179.2	148.4	148.4
板厚	t	mm	25	6	6	6	4	8
鏡板曲率内半径	R ※3	mm	1994.5	497.5	-	550	501.1	493.9
接続部曲率内半径	r ※3	mm	390.5	95.0	-	55	95.7	94.3
鏡板高さ	h ※3	mm	-	137.5	137.5	106.7	138.5	136.5
座屈理論値 (1次)	-	MPa	4.	-	-	-	-	-
解析値	-	MPa	-	4.	5.	2.	2.	6.

表 3.2.1-14 鏡板試験体（2D 軸対称ソリッド要素モデル）の解析概要

項目	内容	備考
解析コード	FINAS Ver21.0	
解析対象	鏡板試験体	
解析タイプ	・静的弾塑性大変形解析	大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	2D 軸対称モデル	
使用要素	・4 節点四辺形軸対称ソリッド要素（QAX4）	
モデル形状	板厚：6mm 板厚方向 8 分割 板厚：4mm 板厚方向 8 分割 板厚：8mm 板厚方向 10 分割	
境界条件	端部：完全拘束	
材料特性 応力ひずみ関係	SUS304 [詳細] ・移動硬化則 ・ミルシートの 0.2%耐力、引張強さ（ σ_y 、 σ_u ）	2 直線化で考慮する ひずみ範囲を 0.05 とした
温度条件	室温（25℃）一定	

表 3.2.1-15 板厚 6mm の鏡板試験体（3D ソリッド要素モデル）の解析概要

項目	内容	備考
解析コード	FINAS Ver21.1	
解析対象	中間熱交換器 2 次側下部鏡板	
解析タイプ	静的弾塑性大変形解析	大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	3D ソリッド要素モデル	
使用要素	8 節点六面体ソリッド要素（HEX8）	
境界条件	円筒部下端：完全拘束	
材料特性 応力ひずみ関係	SUS304 [詳細] ・多直線等方硬化則 ・ポアソン比は 0.3 とした	応力ひずみ関係は、引張試験結果を多直線近似した。
温度条件	室温（25℃）一定	
荷重条件	中高面：圧力の漸増	変形追従型の荷重条件を設定

表 3.2.1-16 板厚 3mm および 2.5mm の鏡板試験体 (3D ソリッド要素モデル) の解析概要

項目	Case1-1	Case1-2	Case2-1	Case2-2	備考
解析コード	FINAS Ver21.1				
解析対象	鏡板試験体				
解析タイプ	・ 静的弾塑性大変形解析				大変形オプション： Updated Lagrangian
解析モデル	・ 3D ソリッド要素モデル 3D シェル要素 (内外表面)				
使用要素	・ 8 節点六面体ソリッド要素 (HEX8) ・ 4 節点四辺形シェル要素 (QFLA4S)				
モデル形状	板厚：3mm 板厚方向 5 分割 内径：250mm		板厚：2.5mm 板厚方向 5 分割 内径：250mm		
境界条件	円筒部下端：完全拘束				
材料特性 応力ひずみ 関係	SUS304 [詳細] ・ 2 直線移動 硬化則	SUS304 [詳細] ・ 多直線等 方硬化則	SUS304 [詳細] ・ 2 直線移動 硬化則	SUS304 [詳細] ・ 多直線等 方硬化則	・ ミルシートの降伏 応力、引張強さ (σ_y 、 σ_u) を用い て ASME B&PVC Sec. VIII Div. 2[2] により設定。
温度条件	室温 (25°C) 一定				

表 3.2.1-17 除荷後の亀裂開口量と面積

圧力[MPa]	開口量[mm]		面積[mm ²]	
	外面	内面	外面	内面
1.00	0.16	0.21	1.27	1.68
2.00	0.15	0.20	1.22	1.57
3.00	0.14	0.19	1.17	1.46
4.00	0.14	0.17	1.11	1.36
5.00	0.13	0.16	1.03	1.27
6.00	0.12	0.16	0.95	1.21
6.31	0.11	0.15	0.91	1.18

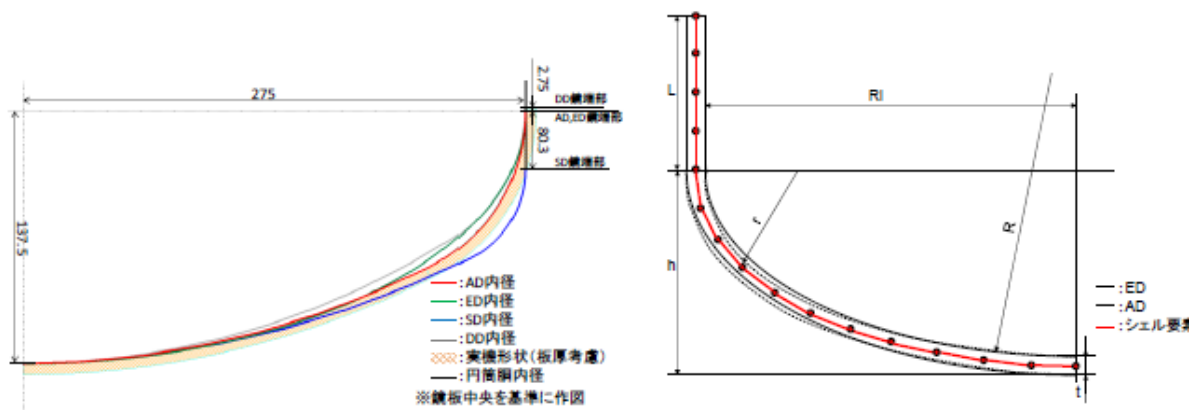


図 3. 2. 1-9 各種型式の比較と解析モデル

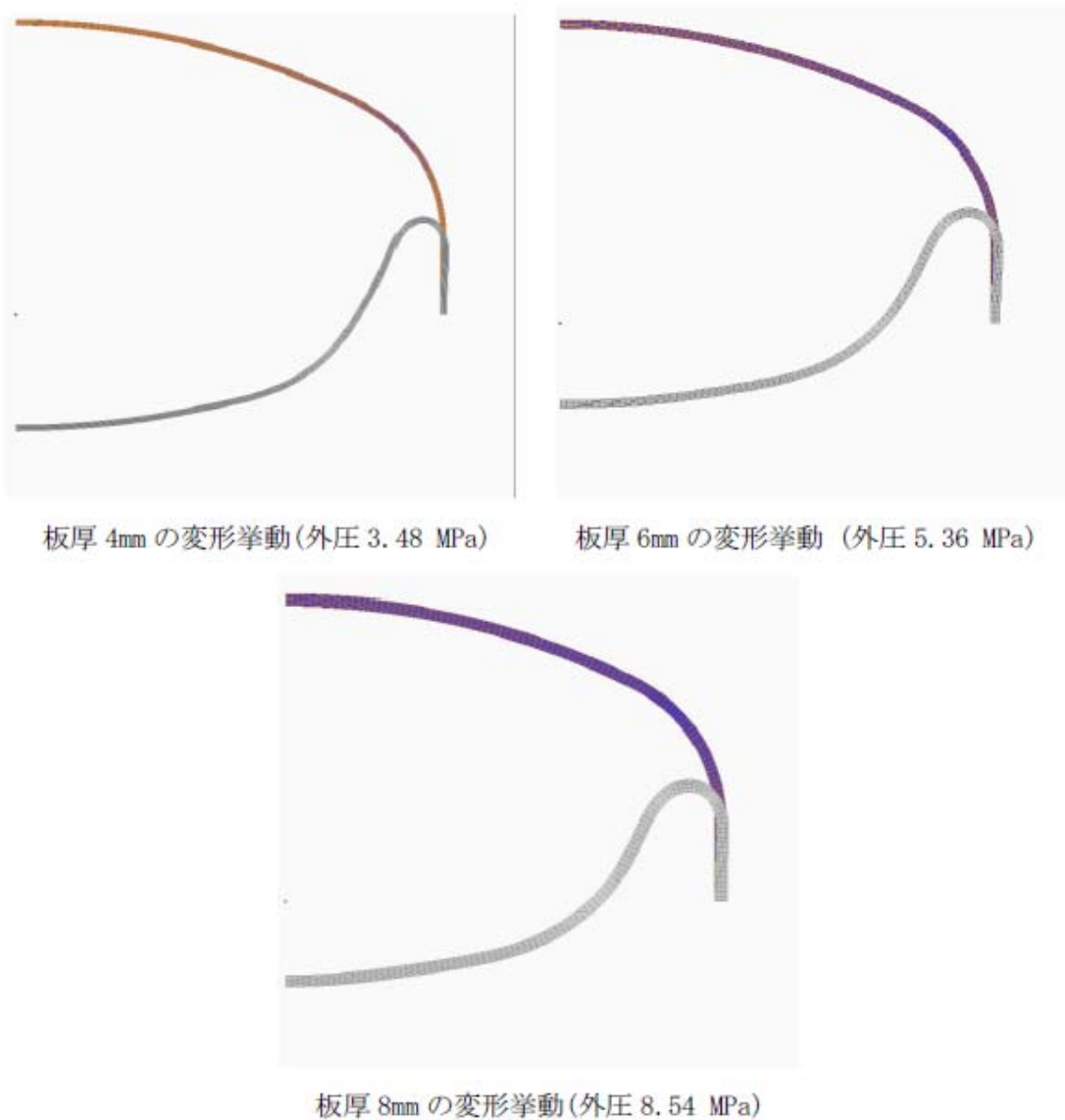
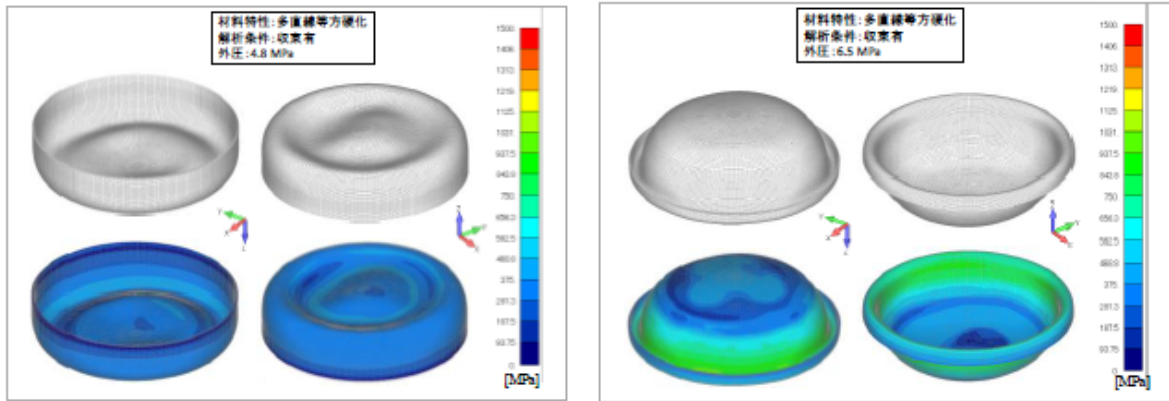


図 3. 2. 1-10 鏡板試験体 (2D 軸対称ソリッド要素モデル) の解析結果



変形図およびミーゼス応力コンター

図 3. 2. 1-11 板厚 6mm の鏡板試験体 (3D ソリッド要素モデル) の解析結果

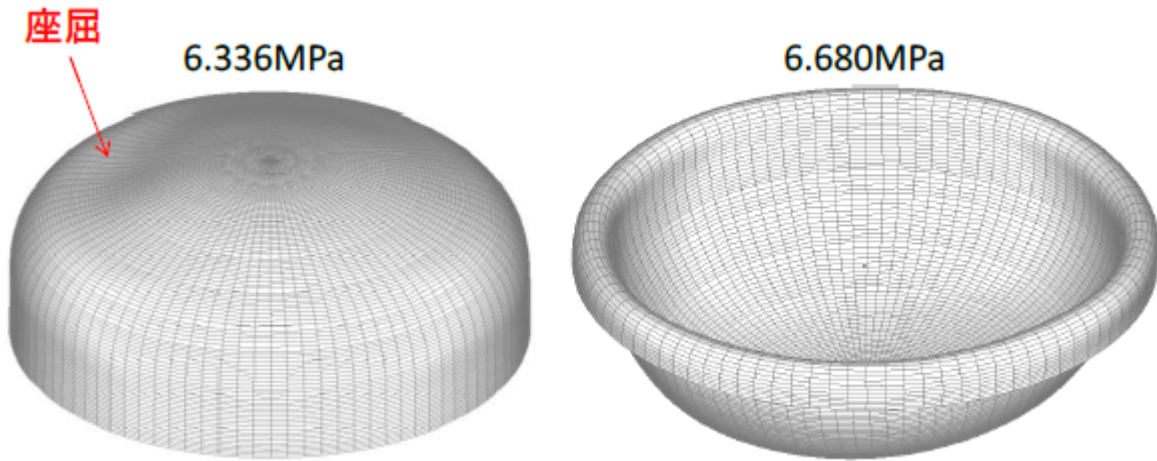


図 3. 2. 1-12 鏡板解析結果 (変形図) (AD 型、 Φ 250mm、3mm 板厚)

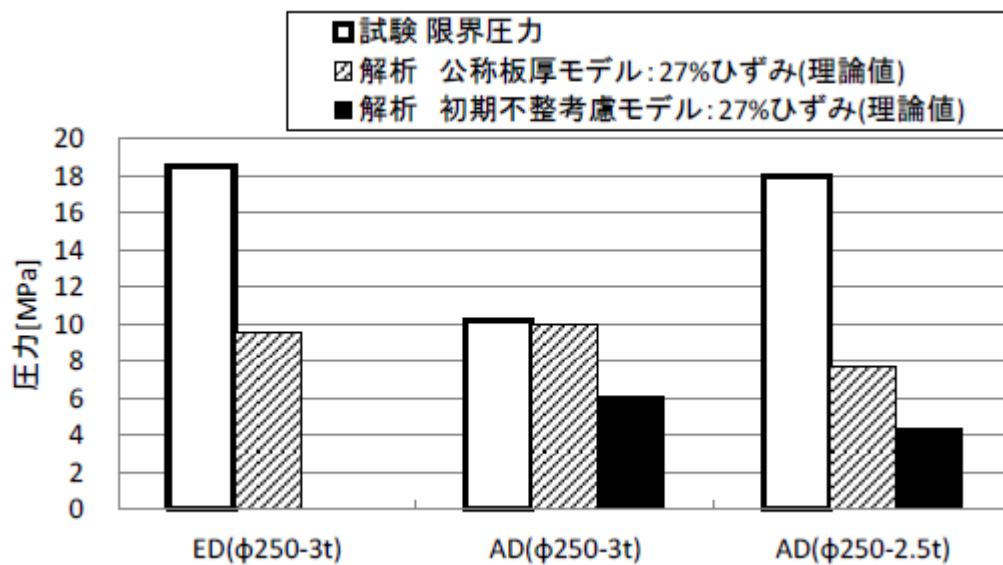


図 3. 2. 1-13 曲げ半径基準による限界圧力評価

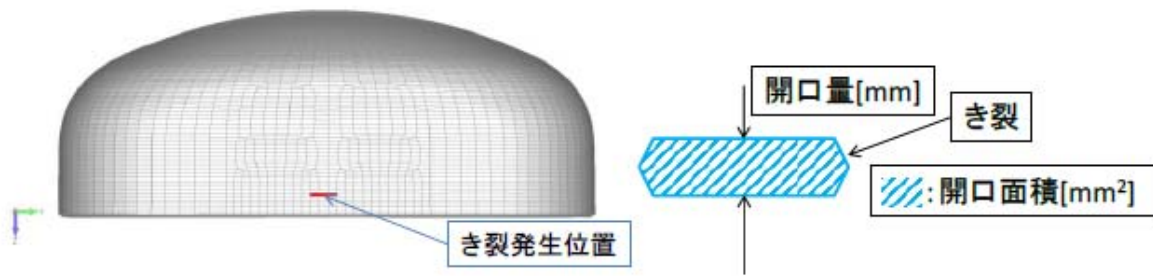


図 3. 2. 1-14 亀裂開口量評価の解析モデルと開口面積の求め方

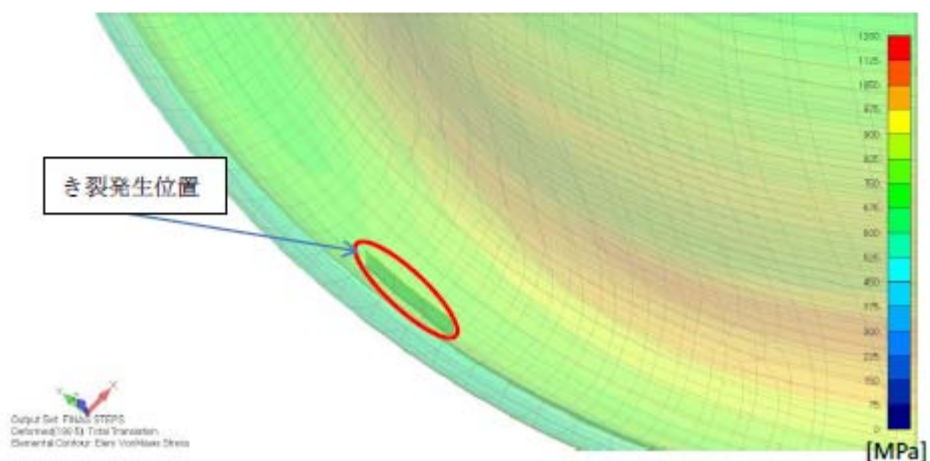
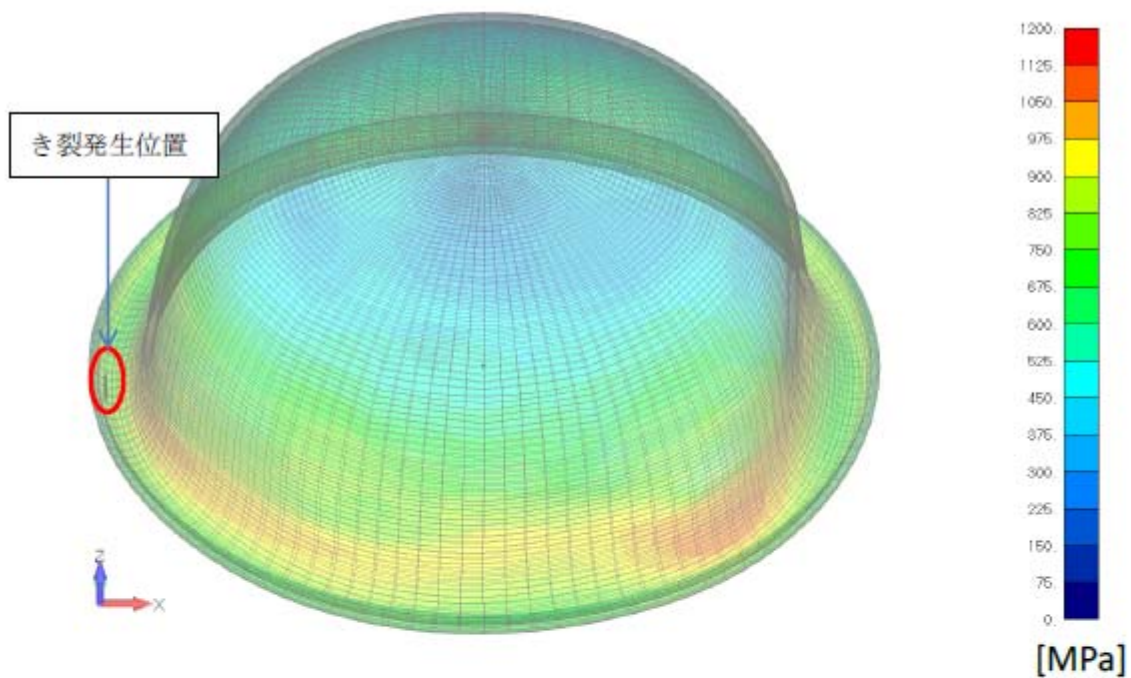


図 3. 2. 1-15 ファスニング解除時のミーゼス応力

3.2.2 ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験

高速炉の原子炉格納容器バウンダリ等の構成部位として重要なベローズ構造および鏡板構造について、その限界圧力および破損様式の確認と解析評価法との対比に基づく限界圧力評価手法の開発に資することを目的に、ベローズ構造および鏡板構造の限界圧力試験を実施した。具体的には、主として原子炉格納容器貫通部ベローズ、中間熱交換器カバーガスベローズおよび中間熱交換器2次側下部鏡を対象としたスケールモデル試験体を作成して限界圧力試験を実施した。

(1) 試験体製作

① ベローズ試験体（平成26～27年度）

a) 原子炉格納容器貫通部ベローズ

原子炉格納容器貫通部ベローズ（以下、CVベローズ）試験体および実機ベローズの仕様を表3.2.2-1に、これらを基に設計した試験体の形状を図3.2.2-1に示す。実機のベローズは平均径1490mmと大口径であるため、試験体は、実験の際の利便性、費用等を勘案し、約1/3スケールに縮小した平均径500mmの形状とした。試験は合計4ケースで、第1段階として実機と同様の中間リングを有する複式ベローズ（試験体No.1-0）と基本的挙動を把握するための中間リングの無い単式ベローズ（試験体No.1-1）の2体を製作した。また、実機の材質はSUS316L材であるが、室温での試験であることや入手性から、室温での強度特性がほぼ同等であるSUS304材を採用した。なお、これら2ケース（試験体No.1-0、試験体No.1-1）の試験を実施した結果、座屈後、大きく張り出したベローズ部が SHIPPING ロッドホルダーと干渉して局所的な貫通に至ったことから、第2段階として、ホルダーを切除するなどして干渉を排除した試験体（試験体No.1-2）および、実際の構造で設置されている外筒を取付けて、限界圧力挙動に及ぼす外筒との干渉の影響を評価する試験体（試験体No.1-3）も設計・製作し試験を実施した。ただし、試験体No.1-3については、製作時の溶接による熱変形でベローズに著しい変形が生じたため、参考扱いである。

b) 中間熱交換器カバーガスベローズ

中間熱交換器カバーガスベローズ（以下、IHXベローズ）試験体および実機ベローズの仕様を表3.2.1-2に、ベローズの形状を図3.2.2-2に示す。IHXベローズについても実機の平均径が約780mmと大きいことから、試験体は実機の約2/3スケールに縮尺した平均径500mmの形状とした。IHXベローズは、中間リングを有する複式ベローズかつ2層構造である。試験は6ケースとし、第1段階として実機と同様に中間リングを有する複式2層ベローズ（試験体No.2-0）および複式単層ベローズ（試験体No.2-1）、中間リングの無い単式2層ベローズ（試験体No.2-2）および単式単層ベローズ（試験体No.2-3）の4体を製作した。これら4つの試験を実施した結果、座屈後大きく張り出したベローズ部が SHIPPING ロッドホルダーと干渉して局所的な貫通に至ったことから、第2段階として、ホルダーを切除するなどして干渉を排除した単式単層ベローズ試験体（試験体No.2-4）および単式2層ベローズ試験体（試験体No.2-5）を製作し試験を実施した。

② 鏡板試験体

a) 小口径ED型鏡板試験体（平成26年度）

治具製作の妥当性および試験手順の有効性を確認するため、内直径250mmで汎用的な鏡板であ

り入手性のよい小口径 ED 型鏡板試験体を 2 体設計・製作した。このうち 1 体については、溶体化処理(成形後の熱処理)を実施せず、もう 1 体については熱処理の影響を確認するため、実機でも想定される溶体化処理を行った試験体を製作した。なお、この試験体は、JIS B 8247 に基づく ED 型形状、材質は SUS304、板厚 3mm である。表 3.2.2-1 に小口径 ED 型鏡板試験体の仕様を、また図 3.2.2-3 に治具を含めた試験体を示す。

b) 大口径 AD 型鏡板試験体 (平成 26~27 年度)

大口径 AD 型鏡板試験体として、実機の約 1/4 縮尺となる内直径 550mm の鏡板 3 体を設計・製作した。製作にあたっては公称板厚 6 mm をレファレンスとして薄肉 4 mm と厚肉 8 mm と板厚をパラメータとした。表 3.2.2-13 に大口径 AD 型鏡板試験体の仕様を示す。なお、公称板厚 6mm のケースについては詳細解析のために、試験体の板厚の分布を含めた形状・寸法を正確にモデル化できるよう 3 次元形状測定を実施した。この形状測定の結果から得られた形状の全体イメージと板厚分布を重ねたカラーコンター図を図 3.2.2-4 に示す。治具等については図 3.2.2-3 に示される小口径 ED 型鏡板試験体とほぼ同等で口径に併せて大型化したものである。

c) 小口径 AD 型鏡板試験体 (平成 28 年度)

3.2.2(1)②b) で設計・製作した大口径 AD 型鏡板試験体では、板厚 4mm の試験体については、破損に至るまでの試験が可能であったが、板厚が 6mm および 8mm の試験体では試験装置および治具の制約により破損に至るまで加圧できなかった。このため小口径 AD 型鏡板試験体として、内直径を 250mm とし板厚をパラメータとした AD 型の試験体を 2 体、設計・製作した。小口径 AD 型鏡板試験体の仕様を表 3.2.2-2 に示す。なお、小口径 AD 型鏡板試験体については詳細解析のために、試験体の板厚の分布を含めた形状・寸法を正確にモデル化できるよう 3 次元形状測定を実施した。治具等については図 3.2.2-3 に示される小口径 ED 型鏡板試験体とほぼ同等である。

(2) 試験方法

①ベローズ試験 (平成 26~27 年度)

CV ベローズ、IHX ベローズ共に図 3.2.2-5 に示す試験体系で限界圧力試験を行った。代表的な試験体設置状況を図 3.2.2-6、図 3.2.2-7 に示す。まず、試験体に加圧媒体である水を充填し、試験体を防護壁内に設置した。次に、油圧ジャッキにより増圧器内の水を試験体に送り、試験体を加圧し、その後増幅器内の水を適宜充填しながら加圧を継続した。なお、加圧速度は試験体の変形状況等を観察しながら適宜調整した。試験体から水が漏えいするまで加圧を継続し、目視により漏えいが確認された時点で終了とした。試験経過の観察および記録として 2 方向からのビデオカメラ撮影、ひずみ測定によるリアルタイム観察およびデータ取得を行った。

②鏡板試験 (平成 26~28 年度)

図 3.2.2-8 に示す試験体系で実施した。代表的な試験設置状況を図 3.2.2-9 に示す。試験手順および計測は 3.2.2(2)①のベローズ試験とほぼ同等である。なお、鏡板試験では頭頂部の変位を変位計により測定した。

表 3.2.2-1 小口径 ED 型鏡板試験体の仕様

試験温度	室温	室温
素材	SUS304	SUS304
鏡板形状 (JIS B 8247)	ED型	ED型
内径 (mm)	250	250
長さ (mm)	93	93
板厚 (mm)	3	3
荷重 (R中心側を内側とする)	外圧	外圧
溶体化処理	無	有

表 3.2.2-2 小口径 AD 型鏡板試験体の仕様

試験温度	室温	室温
素材	SUS304	SUS304
鏡板形状 (JIS B 8247)	AD	AD
内径 (mm)	250	250
高さ (mm)	93	93
公称板厚 (mm)	2.5	3.0
溶体化処理	あり	あり
荷重 (R中心側を内側とする)	外圧 (中高面)	外圧 (中高面)

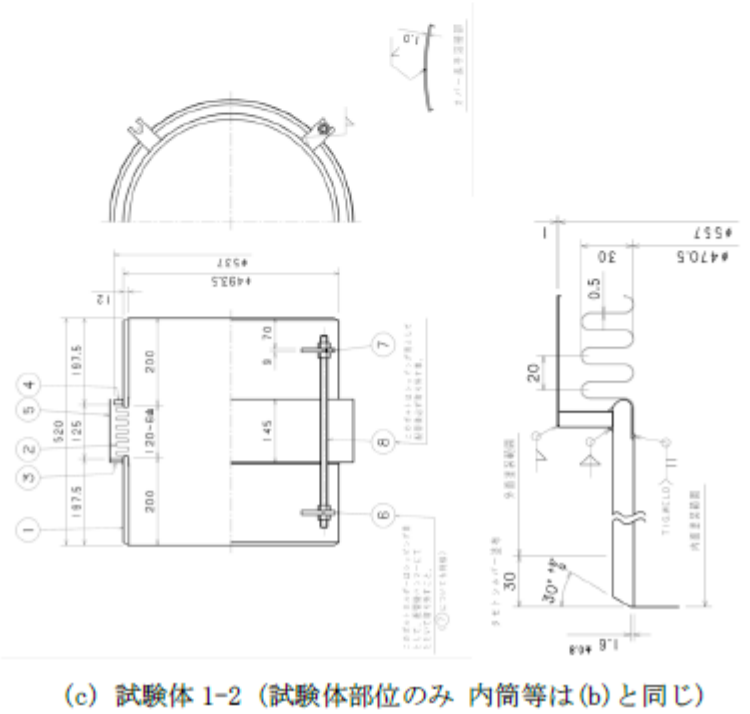
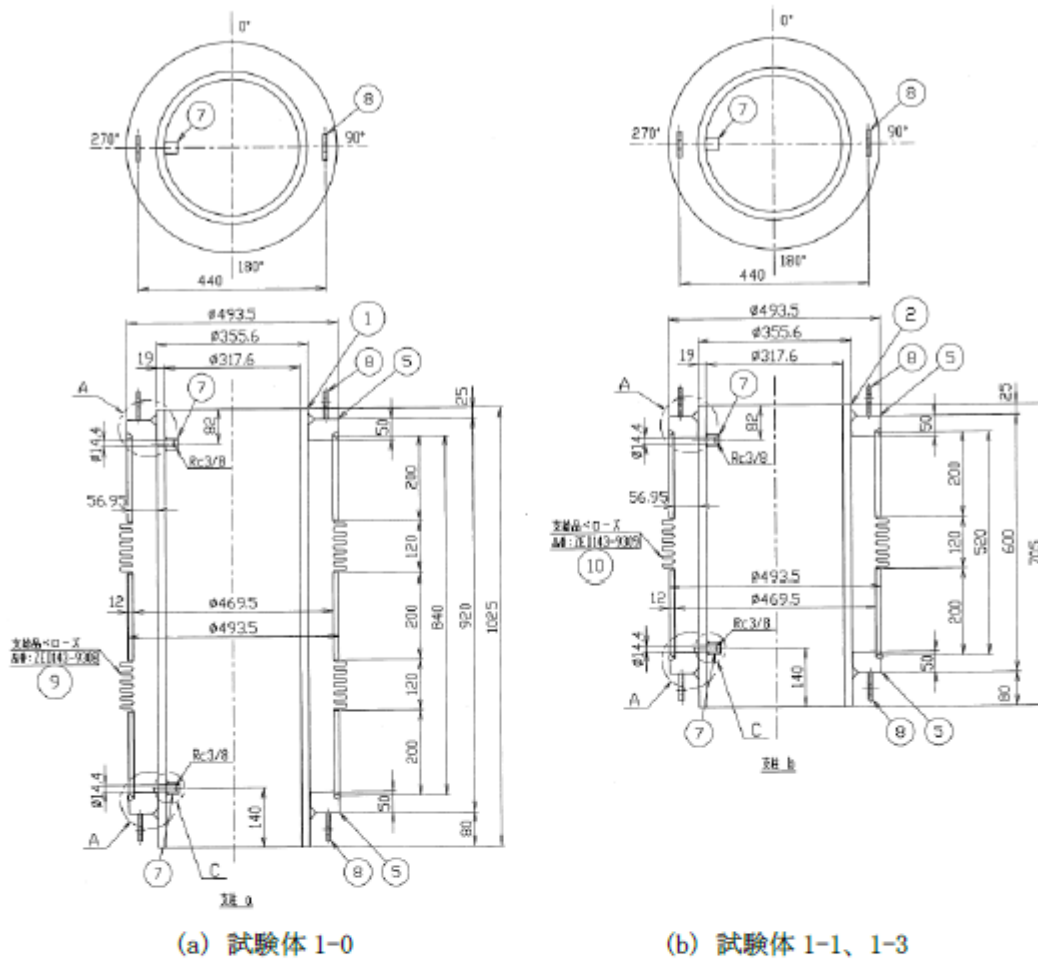
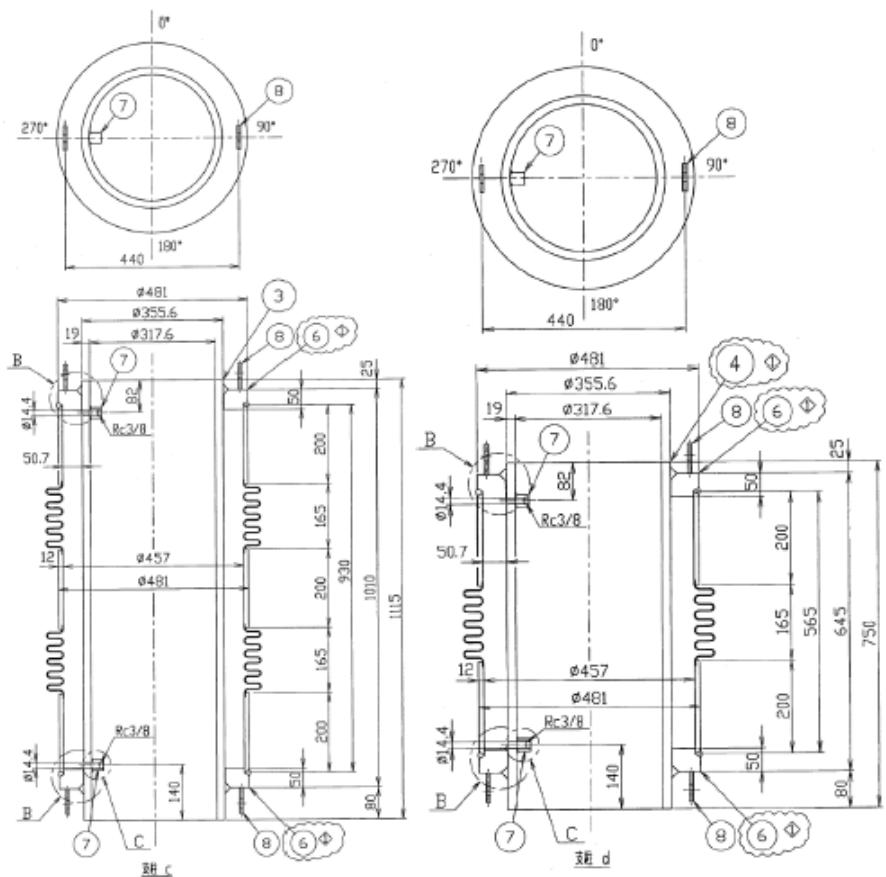


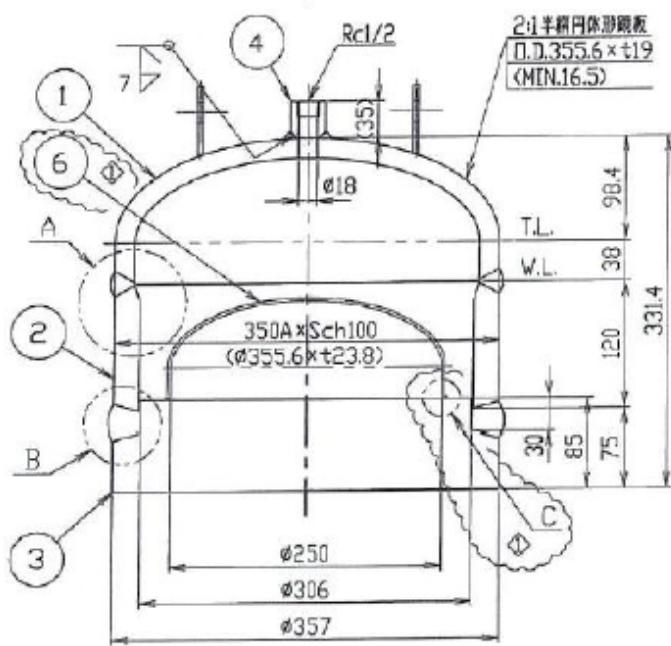
図 3.2.2-1CV ベローズ試験体形状・寸法



(a) 試験体 2-0、2-2

(b) 試験体 2-1、2-3、2-4、2-5

図3. 2. 2-IHXベローズ形状・寸法



6	試験体鏡板(部支部品)	SUS304
5	リフティングフック	SS400
4	ボス	S25C-N
3	エンドプレート	SFVC2A
2	短冊	STPT370-S
1	銅板	SB410

試験器具		
PART No.	PART NAME	MATERIAL

図 3. 2. 2-3 鏡板試験体の形状・寸法(小口径 ED)

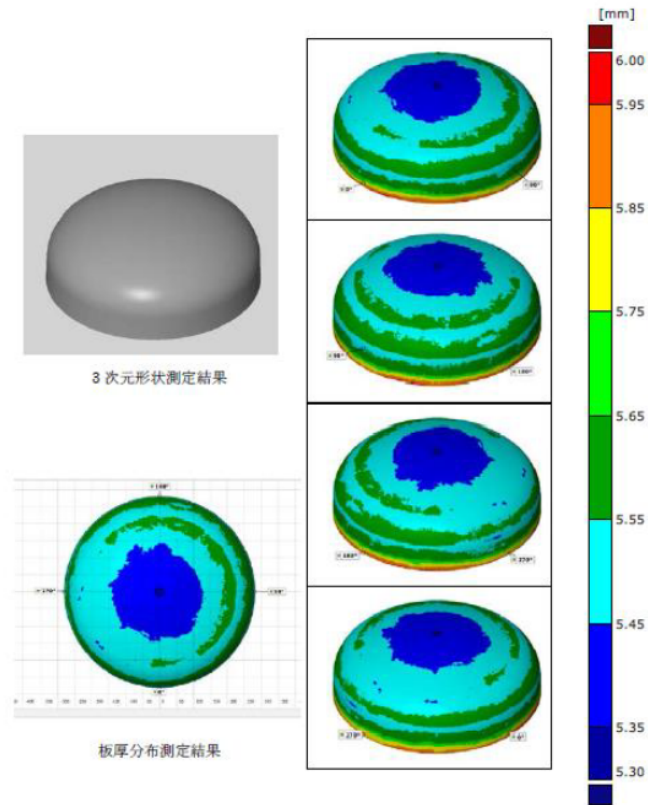


図 3. 2. 2-4 大口径 AD 型鏡板試験体 (板厚 6mm) の 3 次元計測結果

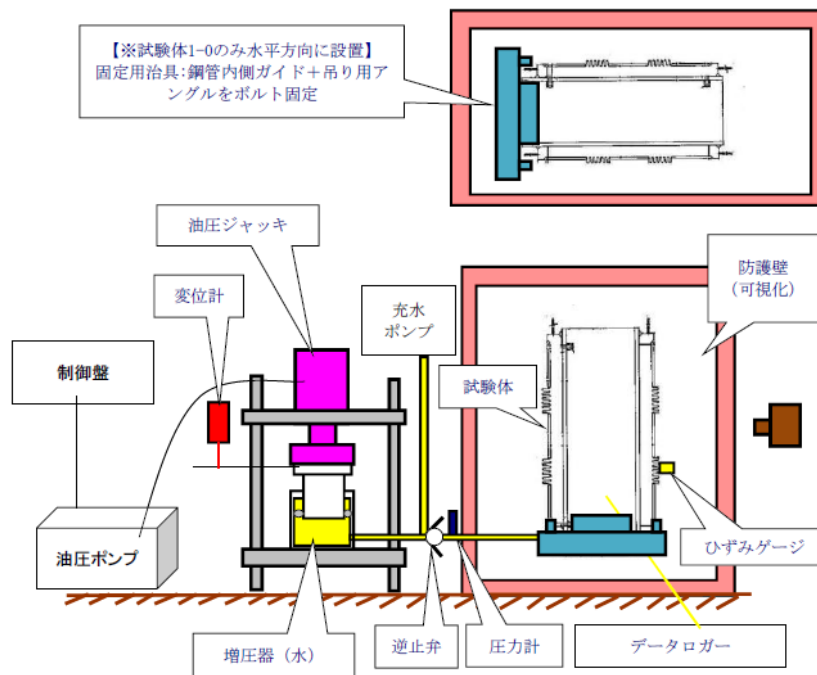


図 3. 2. 2-5 ベローズ限界圧力試験試験体系



図 3.2.2-6 試験体 1-0 試験体設置状況（水平方向に設置）



図 3.2.2-7 試験体 1-1 試験体設置状況（1-0 以外の試験体はすべて同等）

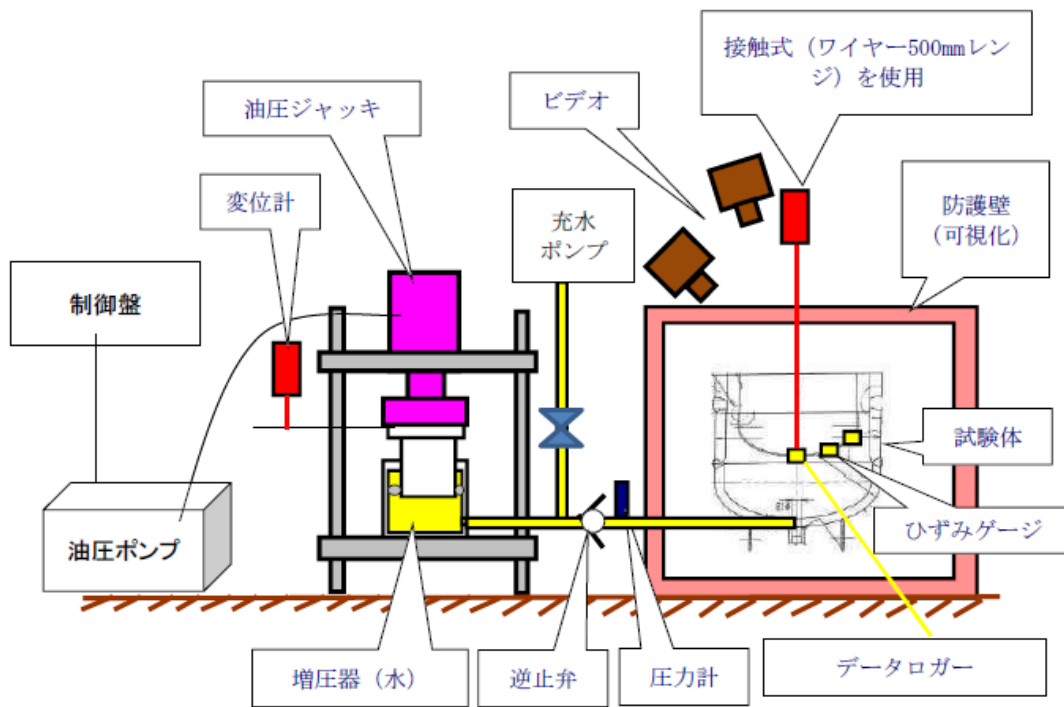


図 3. 2. 2-8 鏡板限界圧力試験試験体系



図 3. 2. 2-9 鏡板試験体試験体設置状況

(3) 試験結果

①ベローズ試験体（平成 26～27 年度）

a) 原子炉格納容器貫通部ベローズ

表 3.2.2-3 に試験結果の一覧を示す。第 1 段として実施した試験体 No. 1-0 について、代表として試験前、座屈状況、漏えい発生後の試験体を図 3.2.2-10 に示す。また、試験圧力の推移をすべての試験体の結果と併せて図 3.2.2-11 に示す。図 3.2.2-10 (a) は試験前の写真である。図 3.2.2-10 (b) は圧力が約 0.27MPa 時点の写真であり中間パイプを含めて全体としてコラム型の座屈が生じている。その後、両ベローズの谷部分が消失して外側に大きく張り出し、やがて SHIPPING ロッド固定治具との干渉部付近から漏えいが生じた（図 3.2.2-10 (c)）。本試験での最大圧力は約 1.92MPa であった。図 3.2.2-11 の試験圧力の推移において、圧力の降下が見られるのは、ベローズの変形による体積変化および増圧器に定期的に水を充填する操作を行ったために生じたものである。この圧力降下挙動については、他のベローズ試験においても同様である。

表 3.2.2-3 に示す様に試験体 No. 1-0 および試験体 No. 1-1 では座屈後にベローズ部が大きく張り出し SHIPPING ロッドホルダーと干渉して局所的な貫通に至ったことから、これらを考慮して第 2 段の試験として試験体 No. 1-2 および試験体 No. 1-3 の試験を実施した。試験体 No. 1-2 では、実際の構造で設置されている外筒を取付けて、限界圧力挙動に及ぼす外筒との干渉の影響を評価する試験も実施した。試験の結果、外筒はベローズが接触後、ベローズの張出しを抑える効果があるとみられ、最高圧力は前述の干渉が無い場合を上回った。その後、外筒もベローズの張り出しに伴い変形し、外筒とベローズ部の下部の隙間からのベローズの張出しが確認された。この隙間からのベローズの張り出しに伴い圧力は下がるものの、外筒が捲れ上がるような形でベローズの張出し変形が進行し、子午線方向の亀裂を生じて瞬時に破断した。

試験体 No. 1-3 については、試験体 No. 1-1 と同様な試験体に対して、SHIPPING ロッドホルダーを、試験体を治具に設置後に取り除いて、試験体 No. 1-0 や試験体 No. 1-1 で見られた干渉を排除した限界圧力試験を実施した。なお、本試験体は、製作時の溶接による熱変形でベローズに著しい変形が生じたため、参考扱いであるが、最大圧力は、試験体 No. 1-1 とほぼ同等で試験体 No. 1-2 とは異なり局所破損をした。

これら一連の試験により原子炉格納容器貫通部ベローズは、座屈後に大きく変形し、初期のベローズ構造がほぼ消失するほど張り出した後に破損に至ることが確認された。

b) 中間熱交換器カバーガスベローズ

表 3.2.2-4 に試験結果の一覧を図 3.2.2-12 に圧力推移を示す。第 1 段として実施した試験体 No. 2-0～試験体 No. 2-3 では、3.2.2(3)①a) の原子炉格納容器貫通部ベローズと同様に座屈後に大きく張り出したベローズ部が SHIPPING ロッドホルダーと干渉して局所的な貫通に至った。このため、試験体 No. 2-4 および試験体 No. 2-5 では、試験体 No. 2-2 および試験体 No. 2-3 と同等な試験体に対して、SHIPPING ロッドホルダーを、試験体を治具に設置後に取り除いて試験体 No. 2-2 や試験体 No. 2-3 で見られた干渉を排除した限界圧力試験を実施した。

試験体 No. 2-4 では、座屈後にベローズ部がほぼ完全に張り出した形状に至った。その後、子午線方向および端部周方向の亀裂を生じて瞬時に破断した。なお、この試験体は 2 層であるため耐圧強度が高く、ベローズと接続する短管もラップ状に変形した。このことが、単純な子午線方向の

破断とならなかった原因と考えられる。

No. 2-5 では、試験において実機での干渉物を想定したアクリル製の外筒を設置して試験を実施した。試験体 No. 2-5 についても、座屈後にベローズ部がほぼ完全に張出した形状に至った。外筒はベローズが接触後、ベローズの張出しを抑える効果があるとみられた。ただし、本試験体では、外筒はベローズとの接触変形の状況を見るために、透明なアクリル樹脂を用いたので、ある程度変形したのち、外筒は不規則に破断して散乱した。その後、外筒を取り除いて試験を継続した。最終的には、試験体 No. 2-4 と同様に子午線方向の亀裂を生じて瞬時に破断した。なお、この試験体ではベローズと接続する短管のラップ状の顕著な変形は見られなかったが、これは単層であるため、先の 2 層ベローズよりも低い圧力で変形が進行したためと考えられる。

これら一連の試験により中間熱交換器カバーガスベローズにおいても、原子炉格納容器貫通部ベローズと同様に座屈後に大きく変形し、初期のベローズ構造がほぼ消失するほど張り出した後に破損に至ることが確認された。

②鏡板試験体

a) 小口径 ED 型鏡板試験体（平成 26 年度）

小口径 ED 鏡板試験体の試験結果を表 3. 2. 2-5 に示す。小口径 ED 型鏡板試験体の試験の概況を代表するものとして図 3. 2. 2-13 に成形後の溶体化処理を未実施(熱処理をしていない)の試験体の試験前、座屈時点、漏えい発生後の試験体を示す。中高面に圧力を負荷された鏡板試験体は、負荷圧力が約 6. 3MPa で頂点部が反転(座屈)した(図 3. 2. 2-13 (b))。座屈後、圧力の増加とともに反転領域が拡大し、負荷圧力が約 9. 9MPa 付近で非対称性の変形(頂部の斜め方向への倒れ込み)が生じた(図 3. 2. 2-13 (c))。その後、頂部の倒れ込みが戻るような変形となり、この時点で破断が生じた(図 3. 2. 2-13 (d))。図 3. 2. 2-14 に鏡板頂部変位と圧力の関係を示す。圧力は鏡板の変形が進行すると一旦低下する挙動となる。これは鏡板の変形による体積変化および、増圧器に水を定期的に充填する操作を行ったために生じたと考えられる。最大圧力は 11. 1MPa であったが、変形による圧力低下後、約 9. 6MPa にて破断が生じた。なお、頂上部変位の測定値は、非対称性の変形(斜めへの倒れ込み)が生じた際に測定用ワイヤーが防護壁と干渉したため、頂上部変位約 150mm 以降は正確な値ではなく、参考値である。なお、溶体化処理を実施した試験体の試験結果についても概況は同様であった。座屈の形態は溶体化処理なし試験体ではほぼ軸対称形状であったが、溶体化処理ありの試験体では、非軸対称であった。また、座屈圧力は溶体化処理を実施した試験体の方が若干低いものの同程度であった。貫通時の亀裂の性状は溶体化処理の有無に係らずほぼ同等であるが、亀裂長さは溶体化処理ありのほうが短かった。図 3. 2. 2-15 に溶体化処理ありの試験体において観察された亀裂の状況を示す。貫通時の圧力に大きな差が生じた点については、溶体化処理の試験体は溶体化処理をしていない試験体に比して破断伸びが大きいと推察された。

b) 大口径 AD 型鏡板試験体（平成 27 年度）

大口径 AD 型鏡板試験体の試験結果を表 3. 2. 2-6 に示す。また、試験後の試験体の外観写真を図 3. 2. 2-16～図 3. 2. 2-18 に示す。大口径 AD 型鏡板試験体における試験では、小口径 ED 型鏡板試験体の試験で確認されたのと同様に、頭頂部近傍で座屈を生じ、その後、圧力負荷に応じて変形が

進展した上で全体が裏返るような変形挙動を示した。なお、座屈時の変形は若干中心から偏ったところが反転して膨れる非軸対称の形態であった。ただし、大口径 AD 型鏡板試験体の試験の内、板厚 4 mm の試験体の試験では、周方向にも大きく波打つような変形形態が現れた。薄肉の試験体では、座屈圧力の約 1.5 倍で貫通に至ったが、レファレンス(板厚 6 mm)と厚肉(板厚 8 mm)の試験体では、座屈圧の 1.5 倍を超えても貫通することはなく、試験装置の耐圧限度に達し試験を中止したため、貫通時の圧力データを取得できなかった。薄肉試験体では変形の局所化が進んだものと思われ、周方向に短い貫通き裂が確認された。他の貫通しなかった 2 体(板厚 6 mm、板厚 8 mm)については表面にも亀裂は認められなかった。

c) 小口径 AD 型鏡板試験体 (平成 28 年度)

小口径 AD 型鏡板試験体の試験結果を表 3.2.2-7 に示す。また、試験後の試験体の外観写真を図 3.2.2-19 および図 3.2.2-20 に示す。小口径 AD 型鏡板試験体における試験でも、小口径 ED 型鏡板試験体および大口径 AD 型鏡板試験体の試験で確認されたのと同様に、頭頂部近傍で座屈を生じ、その後、圧力負荷に応じて変形が進展した上で全体が裏返るような変形挙動となった。なお、座屈時の変形は若干中心から偏ったところが反転して膨れる非軸対称の形態であった。板厚 2.5mm の試験体では、座屈圧力の約 6.5 倍で貫通に至ったが、板厚 3.0 mm の試験体では、座屈圧の約 2.5 倍で貫通に至った。なお、板厚 2.5mm の試験体においては、鏡板部の反転および変形の進行により、試験体の端部にまで変形が至ることで、試験体と治具を接続した溶接部近傍で破損が生じた。このため浸透探傷試験 (penetrant testing :PT) によって亀裂は周方向に発生していることは確認できたものの、亀裂長さを測定することはできなかった。また、板厚 3.0 mm の試験体では、小口径 ED 試験体と同様に大きな変形を生じている外径近傍の曲げ変形部 (R 部) において周方向に発生していた。

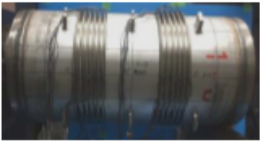
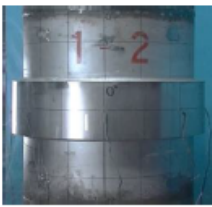

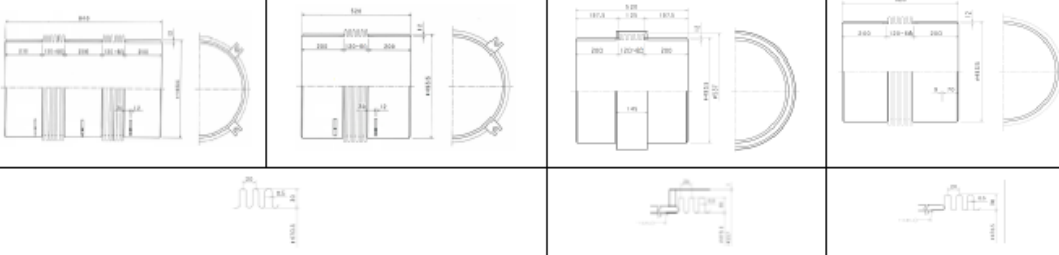
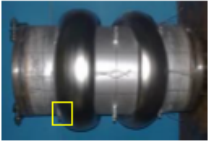




(4) まとめ

ベローズ構造および鏡板構造について、限界圧力を検討するための試験体を設計・製作し、圧力負荷試験を実施した。

ベローズ試験については、合計 10 体の試験を実施し、ベローズ構造は内圧に対して座屈後も大きく変形し、ベローズ部が大きく膨らんだ上で延性破損に至ることが試験的に確認された。ただし、完全に膨らみきれずに局所に変形が集中したり(参考)、突起物との接触によって局所破損に至るケースもあった。また、外筒はベローズの変形を拘束し、耐圧強度を高めることが確認された。

鏡板試験については、合計 7 体の試験を実施した。中高面に圧力を受ける鏡板構造は、頭頂部もしくは頭頂部近傍の座屈を経て、鏡板がほぼ反転するような挙動を示し、変形後の反転した鏡板の端部の曲り変形部 (R 部) 近傍で破損を生じることが確認された。

表3.2.2-3 原子炉格納容器貫通部ベローズの試験結果一覧

	1-0	1-1	1-2	1-3
試験前の試験体	<p>複式 シッピングロッドホルダー有</p> 	<p>単式 シッピングロッドホルダー有</p> 	<p>単式 ガードパイプ有</p> 	<p>単式</p> 
試験体形状				
				
設計座屈圧力 (MPa)	0.143(In-plain)	0.143(In-plain)	0.143(In-plain)	0.143(In-plain)
試験での最高圧力 (MPa)	1.92	1.67	3.67	1.63
破壊後試験体状況	<p>接触破壊</p>  	<p>接触破壊</p>  	<p>延性破壊</p>  	<p>局所破壊</p>  

設計座屈圧力：Standard of the expansion joint manufactures association (EJMA), Inc., 9th edition (2011), Richard C. Byrne による算定値

表 3.2.2-4 中間熱交換器カバーガスバローズの試験結果一覧

	2-0	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5
試験片形状						
型式	複式2層	複式単層	単式2層	単式1層	単式2層	単式1層
SHIPPING ロッドホルダー	有	有	有	有	無	無 (外筒にアクリル設置)
設計座屈圧力 (MPa)	0.665(In-plain)	0.333(In-plain)	0.665(In-plain)	0.333(In-plain)	0.665 (In-plain)	0.333 (In-plain)
試験での最大圧力 (MPa)	6.49	3.15	6.39	3.38	10.36	7.53
破損後試験体状況	接触による破損	接触による破損	接触による破損	接触による破損	延性破損	延性破損

設計座屈圧力: Standard of the expansion joint manufactures association (EJMA), Inc., 9th edition (2011), Richard C. Byrne による算定値

表 3.2.2-5 小口径 ED 型鏡板試験体の試験結果一覧

試験体	溶体化 処理	試験結果						備考
		圧力			破壊部 位	クラック長さ		
		初期 反転	最大	漏えい 発生時		受圧側	外側	
		MPa	MPa	MPa		mm	mm	
φ 250mm t3mm (ED 型)	有	5.67	18.5	18.5	外径近 傍 R 部	14	40	
	無	6.3	11.1	9.6	外径近 傍 R 部	50	80	

表 3.2.2-6 大口径 AD 型鏡板試験体の試験結果一覧

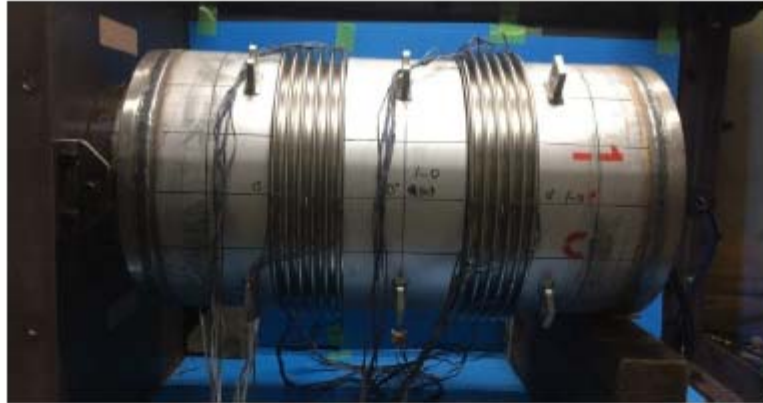
試験体		試験結果						備考
外径	板厚	圧力			破壊部 位	クラック長さ		
		初期 反転	最大	漏えい 発生時		受圧側	外側	
		(型式)	mm	MPa		MPa	MPa	
φ 550mm (AD 型)	4	1.84	2.8	2.8	外径近 傍 R 部	13	10	
	6	3.25	13.3	—	—	—	—	
	8	4.64	15.0	—	—	—	—	

全て溶体化処理済み

表 3.2.2-7 小口径 AD 型鏡板試験体の試験結果一覧

試験体		試験結果						備考
外径	板厚	圧力			破壊部位	クラック長さ		
		初期 反転	最大	漏えい 発生時		受圧側	外側	
		(型式)	mm	MPa		MPa	MPa	
φ 250mm (AD 型)	2.5	2.7	17.9	17.9	試験体-治具溶接部 境界近傍	—	—	溶接部境界近傍 にて破壊したた め PT での破壊 長さ判定不可
	3.0	4.0	10.1	10.1	外径近傍 R 部	11	約 40	

全て溶体化処理済み



(a) 試験前



(b) 座屈状況 (約 0.27MPa、試験開始後 5:04 時点)



(c) 漏えい発生後 (試験終了)

図 3. 2. 2-10 試験体 1-0 の変形の推移

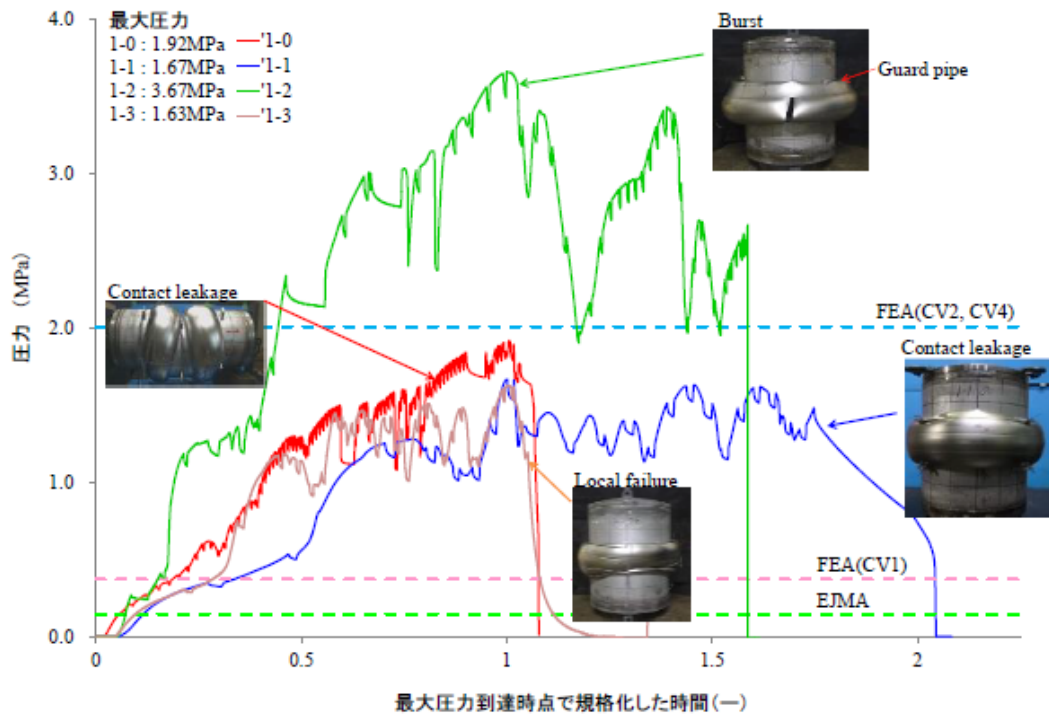


図 3.2.2-11 原子炉格納容器貫通部ベローズの限界圧力試験における圧力推移

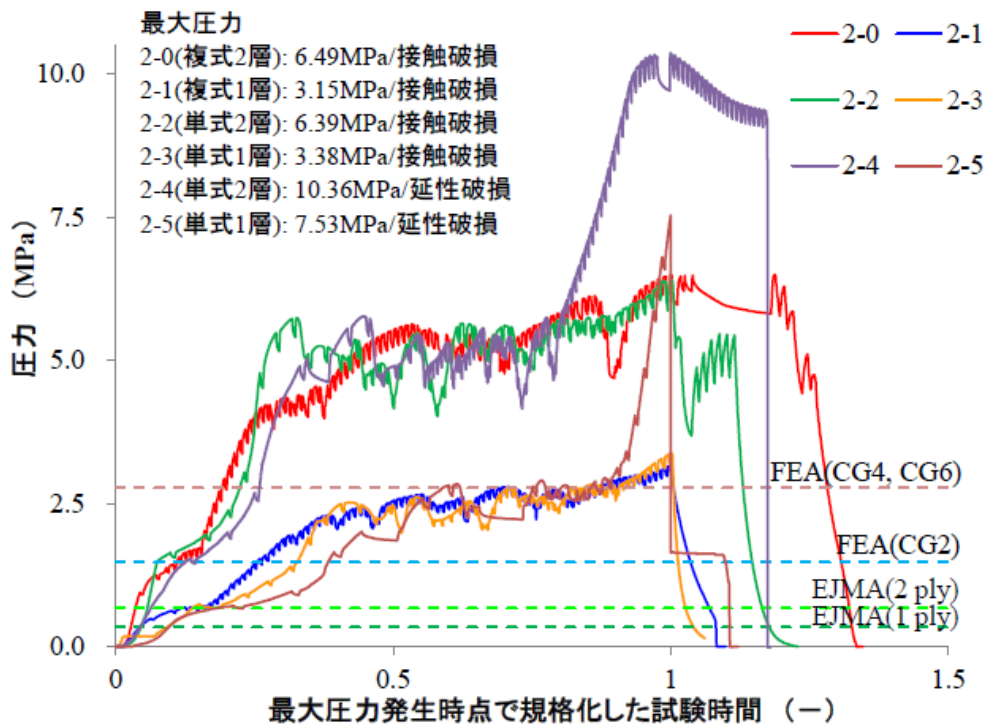


図 3.2.2-12 中間熱交換器カバーガスベローズの限界圧力試験における圧力推移

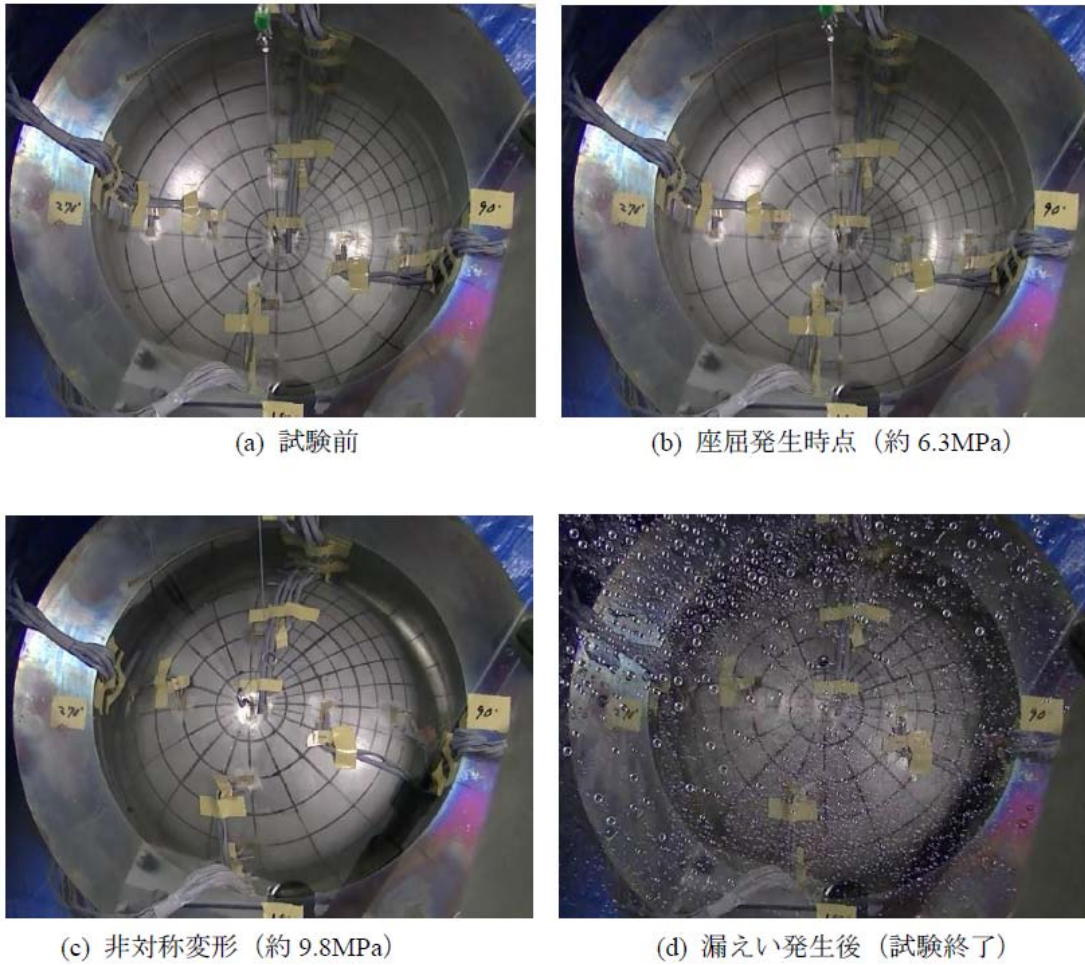


図3. 2. 2-13 鏡板試験体の破損に至る変形の推移

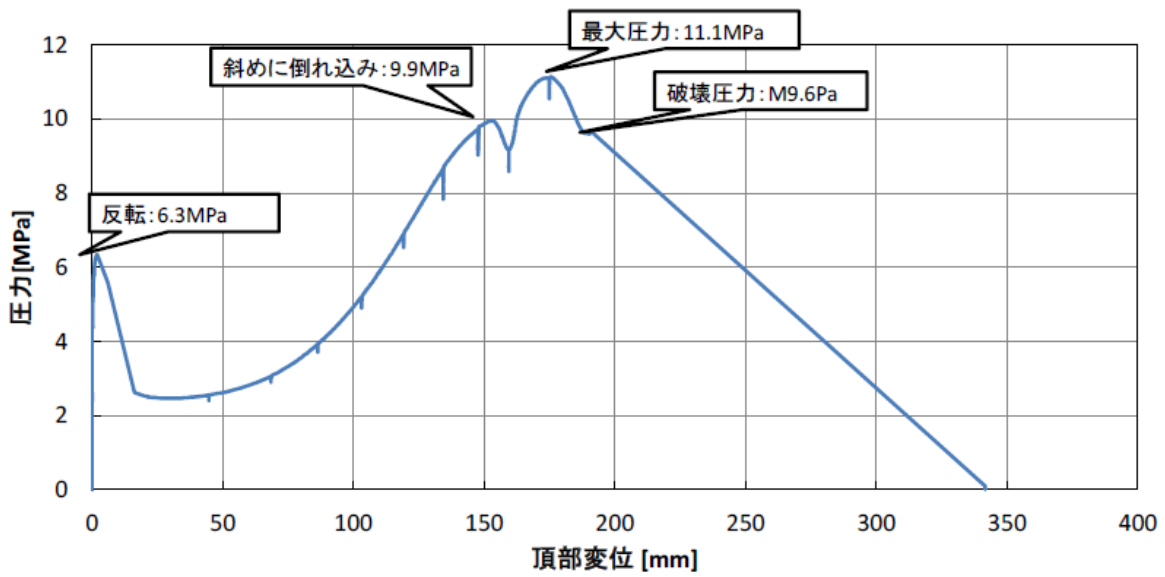


図 3. 2. 2-14 頂部変位と圧力の関係



写真 5-1. 外側-01(クラック)

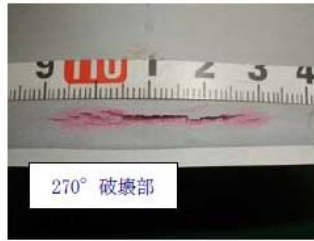


写真 6-2. 外側-02(クラック)

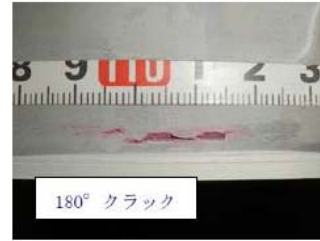


写真 6-3. 外側-03(クラック)

図 3. 2. 2-15 小口径 ED 型鏡板試験体の試験後の外観(溶体化処理あり)



写真 5-5. 受圧側-05

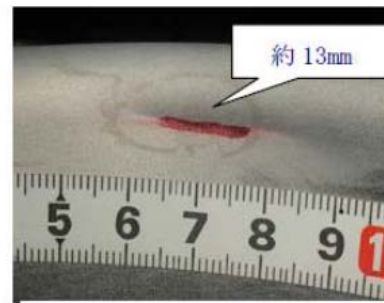


写真 5-4. 受圧側 04

図 3. 2. 2-16 大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観(板厚 4 mm)



写真 3-1. t6mm 外側-01 (全周)



写真 4-1. t6mm 内側-01 (全周)

図 3. 2. 2-17 大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観(板厚 6 mm)



図 3. 2. 2-18 大口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観(板厚 8 mm)



写真 5-1. 受圧側-01

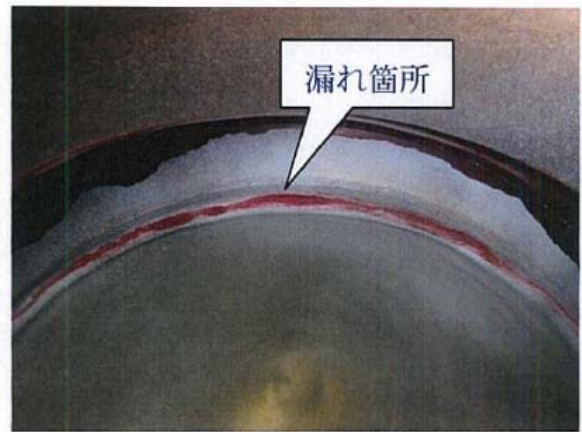


写真 5-2. 受圧側-02

図 3. 2. 2-19 小口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観(板厚 2.5mm)



写真 5-5. 受圧側-05



写真 5-6. 受圧側-06

図 3. 2. 2-20 小口径 AD 型鏡板試験体の試験後の外観(板厚 3.0mm)

3.2.3 ベローズ、鏡構造の限界圧力評価法の提案

構造健全性は構造に負荷される荷重が決まって初めて判断される。安全シナリオにおける格納容器構造健全性についても同様に、格納容器バウンダリに負荷される温度荷重、圧力荷重が決まって評価できるのであって、その意味で構造健全性評価は全体の評価の流れの中で最下流にある。設計ベースの座屈などの破損クライテリアをバウンダリ健全性の判断に用いた場合、比較的薄肉構造の高速炉機器では成立しない可能性が高いが、実際は座屈してもバウンダリ機能は維持されることから座屈後の限界強度を合理的に評価する手法を開発することとした。格納容器構造健全性評価手法開発にかかる研究は上流の格納容器破損モードに関する評価手法の開発と並行して進められたので、その結果に直接対応する形ではなく、ある程度網をを広げて幅広に対応できるよう解析手法を含めた評価手法の開発に努めた。本研究では、格納容器を構成する機器のうち相対的に弱部とされるベローズと鏡板を取り上げ、バウンダリ機能という観点から貫通に至る破損までを試験、解析両面から検討した。その結果、座屈後終局変形に至るまでの解析に成功し、また、実験からも評価対象としたベローズと鏡構造について、バウンダリ機能維持の限界強度は設計での座屈強度評価値よりも非常に高いことを示すことができた。したがって、安全シナリオで想定される格納容器貫通部ベローズについての水素の蓄積燃焼に伴う圧力ピーク、IHX 下部鏡についての除熱機能喪失時 (PLOHS) の 1 次冷却系内圧上昇に伴う圧力ピークに対しても、従来の設計ベースの評価に比べて構造健全性成立の可能性は高まるものと推察する。ただし、ベローズの強度の評価値が高くなることで、機器搬入口などのシール構造からのリーク（これは軽水炉と同様の評価対象で日本機械学会の SA 時格納容器健全性評価のガイドラインで記述されているので本研究のテーマとしては取り上げなかった）が相対的に厳しくなる可能性があるといえる。

バウンダリ機能維持という観点からベローズおよび鏡板の終局強度を合理的かつ保守的に評価するクライテリアを下記のように提案する。

- ① ベローズ：端部境界移動の解析手法あるいは陽解法適用の準静的解析により終局変形を解析する。これによって得られる応力、ひずみを 3 軸場の延性破損クライテリア[2]に適用して限界圧力を評価する。なお、外筒を有する場合は耐圧強度が高くなるので保守的評価となる。また、破損の形態はバーストである。
- ② 鏡板：公称寸法ベースのモデルにより座屈後の大変形解析を行う。その結果から子午線方向曲げひずみ最大値 27%に達した時点で限界圧力と評価する。

しかしながら、体系的な評価法として整備するにはなお改良が必要と考えられるし、研究の詳細についてはいくつか今後さらに検討が望まれる課題も見えてきた。主要な点を下記に示す。

- ・ベローズ解析において準静的解析として陽解法を適用する場合の条件設定および定量的評価
- ・鏡板における貫通亀裂長さや開口量の解析評価と漏えい率評価(解析手法の試行と実験から亀裂長さといくつかの圧力レベルでの漏えい率データの取得にとどまった)
- ・延性破損クライテリアの高度化

本研究ではベローズと鏡構造のバウンダリとしての強度評価手法の提案までであるが、今後、実機を想定した安全シナリオの中での評価が望まれる。本研究では、室温での実験をベースに実施したが、高温については材料特性の温度依存性を考慮することで評価できる。ただし、時間ファクターを無視できない、つまりクリープ効果が顕著となる場合については、解析の中にクリープの影響を考慮することは方法としては可能であるが、実験との比較による妥当性検証について

は今後の課題と言える。

参考文献

- [1] FINAS Ver. 21 ユーザーマニュアル (2013)
- [2] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 シビアアクシデント時の構造健全性ガイドライン (BWR 鋼製原子炉格納容器編), JSME S NX2-2014
- [3] 日本機械学会, JSME 発電用原子力設備規格 材料規格 (2012年版), JSME S NJ1-2012
- [4] 日本機械学会, JSME 発電用原子力設備規格 材料規格 (2012年版), JSME S NJ1-2012
- [5] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII Div. 2, 2012 edition
- [6] 北海グループ, “鏡板の製品カタログ” https://www.hokkai.co.jp/wp/wp-content/themes/hokkai/catalog/hiw_products_catalog.pdf

3.3 研究推進（平成 25～28 年度）

本事業の研究を効率よく推進するため研究実施者および外部評価委員が集まり、毎年5月、9月、12月および3月の年4回、研究推進委員会を行った。平成28年度は、以下のような会合を開催して意見交換等を行った。

第1回委員会

日 時：平成28年6月1日（水） 13:35～

場 所：福井大学附属国際原子力工学研究所 多目的会議室

参加者：福井大：宇埜、宮原、渡辺、村上、山本

JAEA 敦賀：月森、浜田、清野、矢田、河口、土井

JAEA 大洗：青柳、伊藤

委員：福井大・此村、名産研・大野、東工大・佐藤

概 要：本年度の計画について説明がなされ、ナトリウム燃焼時の熱影響評価手法の開発、多次元ナトリウム燃焼解析手法構築における検証解析方法、ナトリウム溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動の模擬試験および計算化学によるモデルの開発での熱力学計算における中間相や粒界侵食の取扱、ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価における Na-H₂ 反応の取扱、ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析、漏洩率評価方などについて、議論があり、計画は承認された。

第2回委員会

日 時：平成28年9月30日（金） 13:35～

場 所：JAEA 大洗研究開発センター Fセルボ5階 会議室2

出席者：福井大：宇埜、安濃田、渡辺、一宮、宮原、山本

JAEA 敦賀：月森、清野、河口

JAEA 大洗：高田、伊藤、青柳

委員：福井大・此村、東工大・佐藤

概 要：本年度の進捗と今後の予定について説明がなされ、多次元ナトリウム燃焼解析手法構築の解析におけるスプレイの初期液径の与え方、炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動のナトリウム試験におけるコンクリート中の水分量の差、計算化学によるモデル開発にの熱力学計算における酸素ポテンシャルの取扱、水素燃焼挙動の3次元数値解析手法の構築における Na エアロゾルの入力、ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析およびベローズ、鏡構造の耐圧強度試験における破損クライテリアにおける干渉物の扱いなどが議論された。

第3回委員会

日 時：平成27年12月27日（火） 13:35～

場 所：福井大学附属国際原子力工学研究所 多目的会議室

出席者：福井大：宇埜、安濃田、宮原、村上、山本

JAEA 敦賀：月森、清野、安藤、矢田、河口、土井

JAEA 大洗：青柳

委員：福井大・此村、神奈川工大・西口、東工大・佐藤

概 要：本年度の進捗と今後の予定について説明がさなれ、多次元ナトリウム燃焼解析手法構築における乱流モデルについて、模擬試験及び計算化学によるモデル開発における模擬試験で生成したナトリウムウラネートの熱伝導度や熱力学計算における Na と H₂O の反応生成物について、水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明では、従来より低い水素濃度でも着火した結果について、また、ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析および耐圧強度試験結果では、座屈で破損するとした場合に比べての尤度等が議論された。

第4回研究推進委員会

日 時：平成 29 年 3 月 17 日（金） 13:35～17:20

場 所：JAEA 大洗、Fセルボ 5F 会議室 2

出席者： 福井大：宇埜、宮原、渡辺、一宮、山本

JAEA 敦賀：月森、清野、河口、土井

JAEA 大洗：高田、青柳、伊藤

委員：福井工大・堀池、名産研・大野、福井大・此村、東工大・佐藤

概 要：本年度の成果が説明され、ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析およびベローズ、鏡構造の耐圧強度試験で、曲げて伸ばす試験によるクライテリアの評価方法について、多次元ナトリウム燃焼解析手法構築では検証した実験条件について、模擬試験及び計算化学によるモデル開発の熱力学計算における NaUO₃ の挙動について、また Na 試験におけるでは Na-コンクリート反応生成物の堆積などについて議論された。

これらの成果は、平成 26 年度は 8 件の国内学会、平成 27 年度は 7 件の国内学会および 1 件の国際会議、平成 28 年度は 5 件の国内学会と 3 件の国際会議で発表した。また平成 28 年度は、論文 1 報が国内学術雑誌に掲載された。さらに平成 28 年度は、核燃料部会夏期セミナー奨励賞および日本原子力学会関西支部奨励賞を受賞し、また日本原子力研究開発機構所属の福井大学社会人博士課程学生が 3 月末に学位を取得した。

4. 結言

本研究では、ナトリウム冷却高速炉における重大事故の規制要件化に対応するとともに更なる安全強化策を検討するため、ナトリウム冷却高速炉特有の重大事故現象や固有の安全性に関する事項を考慮しつつ、以下のナトリウム冷却高速炉の格納容器破損防止対策の有効性を評価するための手法を開発する。

1. 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発
2. 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

具体的な成果と今後の展望を図 4.1 に示す。

4.1 格納容器の破損モードに関する評価手法の開発

4.1.1 ナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の開発

(1) 多次元ナトリウム燃焼解析手法構築（再委託先：原子力機構）

AQUA-SF コードに対して、事故時に想定される多様なナトリウム漏えい形態を模擬するためにナトリウム噴出方向などスプレイ条件に関する計算機能拡張や大規模ナトリウム漏えいへの適用に向けた改良を行い、既存ナトリウム燃焼試験データ等と多次元熱影響解析コードによる解析結果を対比させてナトリウムスプレイ燃焼及び熱・物質移行に関係する解析モデルの改良を行った。さらに、多次元ナトリウム燃焼解析コードを使用した既存ナトリウム燃焼試験の解析を実施し、同コードによる解析結果と試験データの比較検討を行った。これにより、試験結果が良好に再現されることを確認し、開発したナトリウム燃焼時の熱影響詳細評価手法の格納容器内事象評価への妥当性を示した。

(2) 解析モデルの高度化

多次元解析に適用可能な解析モデルを構築するために落下液滴の解析手法及び物理モデルの開発を進め、単一液滴に対する落下速度の液滴密度の依存性を明らかにした。また、落下液滴を含む流れ場の影響を検討し領域サイズ及び境界条件の影響を定量化した。さらに、物理モデルの検証及び高度化、とりまとめを行い、液滴表面での燃焼と蒸気相での燃焼の 2 段階の燃焼モデルにより、液滴の温度上昇挙動も再現できることがわかった。また、液滴内外の渦の発生と温度分布を明らかにし、外部流速の影響を調べ、本解析モデルが、落下液滴の燃焼現象に適用可能であることを確認した。

4.1.2 炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応挙動

(1) 模擬試験及び計算化学によるモデル開発

UO_2 と Na 化合物を用いて Na_xUO_y を合成し、得られる生成物の組成の合成条件依存性を調べた。また、得られた生成物の熱伝導度、比熱等の物性を測定した。さらに、ナトリウム存在下のデブリの相平衡状態を熱力学計算で評価して、反応挙動に関するモデルの開発を進めた。その結果、ほぼ純粋な数種のナトリウムウラネートが合成できたが、 UO_2 とナトリウムとコンクリート成分とは反応せず、ウランとナトリウムとコンクリート成分からなる化合物も得られなかった。また、ナトリウムによる還元作用など燃料デブリの化学状態の酸素ポテンシャル依存性が明らかになるとともに、 UO_2 、 Na_3UO_4 、 $Na_2U_2O_7$ の順に熱伝導度が低くなり、

燃料デブリの除熱が阻害されることなどがわかった。それらの結果をもとに(2)で得られるNa-コンクリート反応モデルへの燃料デブリの影響を評価した。

(2) ナトリウム試験（再委託先：原子力機構）

ナトリウム-コンクリート反応とその反応停止メカニズムの解明に資するため、ナトリウム試験を実施した。ナトリウム試験 I では、小型コンクリート試験体を使用してコンクリート中の Na の反応拡散挙動を調べ、反応界面への生成物の堆積効果により反応が終息に向かう実験データを得た。ナトリウム試験 II では、I に引き続き小型コンクリート試験体を用いて直接加熱・骨材除去コンクリートの感度実験を行い、侵食への反応界面の化学反応挙動の影響を調べ、反応界面の化学反応挙動が活発になると侵食量は 2 倍以上大きくなることが分かった。ナトリウム試験 III では、ナトリウム中に外部加熱体を入れたナトリウム-コンクリート反応試験を実施し、反応生成物は 900℃～1100℃で熔融すること、Na プール中全体に移行し、加熱体が存在しても Na-コンクリート反応を阻害することが示唆された。

4.1.3 ナトリウム環境下における水素燃焼挙動評価手法の開発

(1) 水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—解析評価モデルの構築—

各種反応器体系を用いて、ナトリウムが関与しない素反応機構（水素-酸素系）条件にて反応速度論的な燃焼素反応計算により初期雰囲気温度に応じた水素自己着火の有無を把握した。また、ナトリウムが関与する素反応機構（ナトリウム-水素-酸素系）条件を考慮した数値計算結果や、ナトリウム混在水素拡散燃焼試験結果との比較を通して、ナトリウム環境下における着火機構の評価モデルの適用性を確認した。これらの研究成果から、素反応機構を用いた速度論的解析評価により、水素誘導拡散燃焼はナトリウムの自己着火に起因して水素が着火・燃焼する現象であることがわかった。

(2) 水素誘導拡散燃焼における着火機構の解明—水素燃焼試験—（再委託先：原子力機構）

水素濃度や酸素濃度、ガス温度等を変化させたナトリウム非混在水素拡散燃焼試験を実施した。また、ナトリウム混在下の水素拡散燃焼試験を実施し、ナトリウム非混在下の試験結果と合わせて着火条件のデータを整理した。これらの研究成果から、ナトリウム混在下で水素濃度および酸素濃度に対する着火条件の傾向を把握することができ、ナトリウム着火源が十分である場合には従来の着火閾値濃度に比べて低水素濃度においても水素誘導拡散燃焼が生じることがわかった。

(3) 水素燃焼挙動の 3 次元数値解析手法の構築（再委託先：原子力機構）

水素燃焼の既往研究に関する調査検討を実施し、水素燃焼解析手法構築において留意すべき点について整理し、水素素燃焼挙動解析手法の基本ソルバーの検討を行うとともに、火炎面追跡モデルと着火モデルを構築した。また、基本ソルバーに対して適切な計算モデルの開発・整備を行い、基礎試験を対象とした検証解析を行い、界面追跡法を用いた解析の妥当性を確認した。さらに、高速炉格納容器内における水素燃焼解析を行い、数値解析手法の適用性を確認した。その結果、水素燃焼が格納容器壁面等に与える影響は小さいことが予測された。

4.2 格納容器の構造健全性に関する評価手法の開発

4.2.1 ベローズ、鏡構造の座屈後挙動解析（再委託先：原子力機構）

ベローズ試験体及び鏡板試験体の内圧による座屈解析及びその後の変形挙動解析をFINASにより実施した。ベローズ解析に関しては、座屈後、ベローズの山同士が接触した後の解析もある程度可能であったが、その後不安定となるため解析上の扱が課題となった。そのため端部を移動させる解析手法等を試行し、終局的なバルジ変形を模擬できる見通しを得た。さらに、EJMAの座屈評価により破損圧力を十分保守的に見積もられることのほか、各種解析および評価による耐圧限界の評価値と試験での最大圧力の比較検証を行った。鏡板解析に関しては、頂部が座屈により窪み、その後ほぼ全体が反転するまでの解析を実施することができた。また、詳細3次元計測データを用いて外圧による座屈解析及びその後の変形挙動解析を実施し、非軸対称の座屈からその後全体が反転するまでの変形挙動を追跡できる見通しを得た。鏡板構造については、座屈後の反転した鏡板の端部の変形が破損に影響することを、各種解析と試験結果の対比により確認した。これらの結果と、これまでに実施した一連の圧力負荷試験および解析により得られた知見をもとに格納容器健全性評価手法を提案した。

4.2.2 ベローズ、鏡構造の耐圧強度試験

ベローズ及び鏡板の試験に着手し、座屈、座屈後の過大な変形から破損に至る挙動を確認した。ベローズについては、解析結果とほぼ同様の圧力で座屈し、座屈後は山形状が消失して著しく張出すまで変形し、座屈圧力よりもはるかに高い圧力で、その一部が輸送用にベローズ両端を固定するための SHIPPING ボルトのホルダーに接触して貫通が生じた。また、2層ベローズの座屈圧力及び貫通時圧力は、それぞれ単層ベローズの約2倍であった。さらに、ベローズについては、外部構造との干渉を排除してベローズそのものの限界強度データを得るとともに、外筒を設置してこれと接触干渉する場合の強度データを得た。鏡板については、解析結果とほぼ同様の座屈挙動及び座屈後変形挙動を示し、座屈時の圧力の1.7倍を超えて貫通に至った。また、板厚の異なる試験体の試験を実施し、その影響を評価した。さらに、板厚の異なる試験体により座屈挙動ならびに座屈後の破損に至るまでの最大圧力や変形挙動等を得ることができた。これらの全ての試験結果を整理分析し、解析評価による破損評価法の開発に資した。

4.2.3 ベローズ、鏡構造の限界圧力評価法の提案

シビアアクシデントなどの過酷事象において原子炉格納容器に求められるのはバウンダリ機能の維持であるが、そのバウンダリを構成する機器について、従来は座屈など設計で防止すべき破損のクライテリアが用いられてきたが、実際には座屈等を生じてもすぐにバウンダリ機能が損なわれることはなく、その機能喪失までには相当の余裕があると考えられた。本研究では、格納容器を構成する機器のうち相対的に弱部とされるベローズと鏡板を取り上げ、バウンダリ機能という観点から貫通に至る破損までを試験、解析両面から検討した。その結果、実験結果から設計で想定される破損クライテリアから貫通破損までは耐圧強度上相当余裕があることを示した。さらに座屈後終局変形に至るまでの解析に成功し、バウンダリ機能維持という観点から実験での終局

強度を合理的かつ保守的に評価するクライテリアを下記のように提案する。

- ① ベローズ：端部境界移動の解析手法あるいは陽解法適用の準静的解析により終局変形を解析する。これによって得られる応力、ひずみを 3 軸場の延性破損クライテリアに適用して限界圧力を評価する。なお、外筒を有する場合は耐圧強度が高くなるので保守的評価となる。また、破損の形態はバーストである。
- ② 鏡板：公称寸法ベースのモデルにより座屈後の大変形解析を行う。その結果から子午線方向曲げひずみ最大値 27%に達した時点で限界圧力と評価する。

4.3 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、年に 4 回、研究実施者と外部評価委員からなる研究推進委員会を開催し、研究を推進した。

4.4 成果の総括と今後に向けて

4.1 および 4.2 で記載したように、高速炉の重大事故時の格納容器破損モードを選定する上で、格納容器の健全性に影響を及ぼす高速炉特有の事象であるナトリウム燃焼、炉心溶融物/ナトリウムとコンクリート構造物との反応、水素の誘導拡散燃焼に対し、それぞれ模擬試験等による現象論に基づいた新たな評価手法を開発することが出来たとともに、多種多様な格納容器バウンダリのうちで、これまで構造健全性評価に必要な知見が殆ど無かった格納容器貫通部ベローズと中間熱交換器下部鏡板について、耐圧強度試験結果に基づいた限界圧力評価手法を提案することが出来た。これらの成果により、所期の目的とした新規基準が求めている格納容器の破損防止対策の有効性評価技術のうち、格納容器の健全性にチャレンジする重大事故事象の温度や圧力による影響とその際の格納容器バウンダリの耐性に関する評価技術は整備できた。

今後は、新規基準が格納容器の破損防止対策の有効性の指標として求めている重大事故時に想定する格納容器破損モードに対して、Cs-137 換算の環境への放射性物質放出量が 100TBq を下回っていることを現象論に基づいて評価するための技術開発が必要となる。このため、ナトリウム冷却高速炉の重大事故時に環境に放出される放射性物質の種類と量（ソースターム）につき、これまでに得られている実験データを基にした上記の事故事象を含む重大事故事象における放射性物質の放出移行挙動に係る評価手法の開発と、放射性物質が環境に放出されるパスとなる格納容器バウンダリの貫通破損メカニズムと漏えい率に関する評価技術の開発、さらにこれらの技術を用いたソースターム評価技術の実機プラントへの適用性研究を継続して行うことが肝要である。

放射性物質の放出移行挙動に係る評価手法の開発については、これまでの実験的知見と評価事例から、希ガス等の気泡に随伴するセシウムやプルトニウムの放出挙動と非エアロゾル状（ガス状）ヨウ素の生成挙動に関する評価技術の開発が特に重要である。

また、格納容器バウンダリの貫通破損メカニズムと漏えい率に関する評価技術の開発では、上記 4.2.3 に記したベローズ、鏡構造の限界圧力評価法について、さらに体系的な評価法として整備するための改良が必要と考えられる。また、研究の詳細についてはいくつか今後さらに検討が望まれる課題も見えてきた。主要な点を下記に示す。

- ・ベローズ解析において準静的解析として陽解法を適用する場合の条件設定および定量的評価

・鏡板における貫通亀裂長さとお開口量の解析評価と漏えい率評価(本研究では、解析手法の試行と実験から亀裂長さといくつかの圧力レベルでの漏えい率データの取得にとどまっている)

・延性破損クライテリアの高度化

本公募研究に引き続いて、ナトリウム冷却高速炉固有の安全性に関する事項を考慮しつつ高速炉の重大事故におけるソースターム、特に福島事故後の放出放射性物質による環境への影響を基に、現状の規制要求としての評価上重要となるヨウ素、セシウム、プルトニウムを対象として、これらの放出移行挙動を評価する上での課題を解決し、高速炉の重大事故対策のうちの格納容器破損防止対策の有効性に関する新規制基準への適合性を評価するための手法を開発することは、我が国の将来の実証炉や国際協力の対象である仏 ASTRID の安全性向上に大きく貢献するものである。

研究終了時の達成目標と終了後の展開・展望

□ 達成目標

- 高速炉特有の現象や固有の安全性を考慮した格納容器破損モードに対する評価手法の確立
- 上記手法に基づく格納容器の温度・圧力負荷の評価結果の提示
- 上記を反映した格納容器の構造健全性に関する評価手法の確立と判断基準(限界圧力・限界温度)の提示

□ 4年後以降の展開・展望

- 「もんじゅ」の新規制基準への適合(安全性向上評価)
- 将来の実証炉・実用炉のシビアアクシデント評価への適用
- 海外のナトリウム冷却高速炉の安全性向上評価への寄与

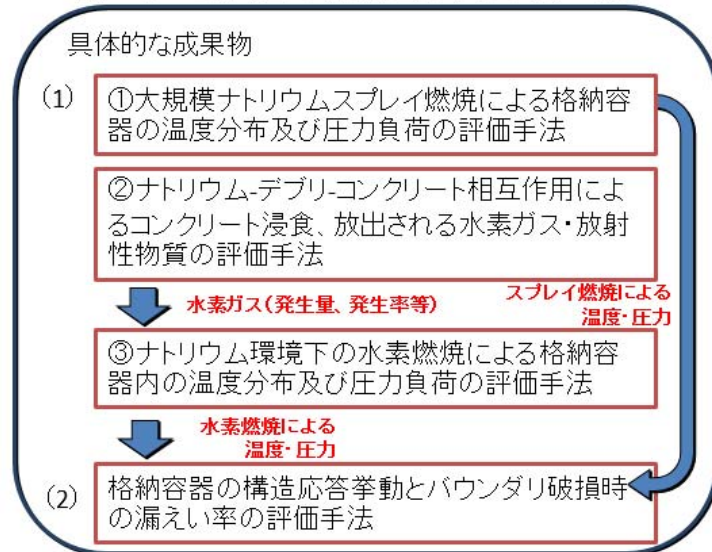


図 4-1 研究終了時の達成目標と終了後の展開・展望