

令和5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

多様な革新的ナトリウム冷却高速炉における

統合安全性評価シミュレーション

基盤システムの開発

成果報告書

令和6年3月

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構

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委託業務として、国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構が実施した令和2年度～令和5年度「多様な革新的ナトリウム冷却高速炉における統合安全性評価シミュレーション基盤システムの開発」の成果を取りまとめたものです。

目次

概略	x
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 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張	2-1
2.1.2 ユーザー利便性向上	2-2
2.1.3 融体熱物性データベース構築（再委託先：大阪大学）	2-4
2.1.4 研究推進	2-5
3. 業務の実施内容及び成果	3-1
3.1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張	3-1
3.1.1 モデル開発【R2-R5】	3-1
3.1.2 炉心溶融モデル構築（再委託先：東京都市大学）【R2-R5】	3-24
3.1.3 炉型拡張検討（再委託先：日立GE）【R2-R5】	3-54
3.2 ユーザー利便性向上	3-90
3.2.1 最適解探索検討【R2-R5】	3-90
3.2.2 ユーザーインターフェース整備【R2-R5】	3-106
3.3 融体熱物性データベース構築（再委託先：大阪大学）	3-115
3.3.1 融体物性評価試験【R2-R5】	3-115
3.3.1.1 UO ₂ 及び MCCI 生成物の溶融物性評価試験【R2-R5】	3-115
3.3.1.2 金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験【R2-R5】	3-124
3.4 研究推進【R2-R5】	3-135
4. 結言	4-1
4.1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張	4-1
4.1.1 モデル開発	4-1
4.1.2 炉心溶融モデル構築	4-1
4.1.3 炉型拡張検討	4-1
※ 今後の展望	4-2
4.2 ユーザー利便性向上	4-2
4.2.1 最適解探索検討	4-2
4.2.2 ユーザーインターフェース整備	4-2
※ 今後の展望	4-3
4.3 融体熱物性データベース構築	4-3

4.3.1	融体物性評価試験	4-3
4.3.1.1	UO ₂ 及び MCCI 生成物の溶融物性評価試験	4-3
4.3.1.2	金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験	4-3
※	今後の展望	4-4
4.4	研究推進	4-4

表一覧

表 3. 1. 1-1	ランキングの定義.....	3-10
表 3. 1. 1-2	MOX 燃料モデル機能の選定	3-11
表 3. 1. 1-3	金属燃料モデル機能の選定.....	3-12
表 3. 1. 2-1	ULOF 起因過程、遷移過程における物理現象	3-26
表 3. 1. 2-2	集合体連通解析の計算条件.....	3-41
表 3. 1. 2-3	MOX 燃料炉心の定常照射時における重要度ランクテーブル	3-47
表 3. 1. 2-4	金属燃料炉心の定常照射時における重要度ランクテーブル.....	3-47
表 3. 1. 2-5	MOX 燃料及び金属燃料の ULOF 過渡時における重要度ランクテーブル..	3-49
表 3. 1. 2-6	金属燃料モデルとして導入した現象	3-51
表 3. 1. 3-1	金属燃料炉心の調査結果 (PRISM)	3-66
表 3. 1. 3-2	ベンチマークとなる試験・解析評価例.....	3-67
表 3. 1. 3-3	CFD (STAR-CCM+) ベンチマークとの解析結果の比較	3-68
表 3. 1. 3-4	PRISM 型原子炉の RVACS 除熱特性 (炉内温度 450°C)	3-68
表 3. 1. 3-5	金属燃料破損モデル化の項目と方針.....	3-69
表 3. 1. 3-6	単体機能試験の概要.....	3-69
表 3. 1. 3-7	令和 4 年度に実施した U-Zr 燃料を使用した試作モデルの 単体機能試験結果.....	3-70
表 3. 1. 3-8	令和 4 年度に実施した U-Pu-Zr 燃料を使用した試作モデルの 単体機能試験結果.....	3-70
表 3. 1. 3-9	令和 5 年度に実施した U-Zr 燃料を使用した単体機能試験結果	3-70
表 3. 1. 3-10	令和 5 年度に実施した U-Pu-Zr 燃料を使用した単体機能試験結果	3-71
表 3. 2. 1-1	ナレッジデータの系統化結果.....	3-98
表 3. 2. 2-1	GUI の基本機能	3-106
表 3. 2. 2-2	GUI の改善点及び対応状況 (重要度 : 高、*は QA 関連)	3-108
表 3. 2. 2-3	総合テストの方針の概要.....	3-109
表 3. 2. 2-4	QA 自動化項目	3-110
表 3. 2. 2-5	QA 自動化機能の仕様概要	3-111
表 3. 2. 2-6	PDF 出力に関する GUI の機能の仕様	3-113

図一覧

図 2. 1-1	全体計画.....	2-6
図 3. 1. 1-1	炉内側質点系冷却材挙動計算フロー.....	3-7
図 3. 1. 1-2	多次元系と質点系の接続例.....	3-8
図 3. 1. 1-3	圧縮性を伴う気液二相流解析の体系及び条件.....	3-8
図 3. 1. 1-4	計算開始直後から 5 ms までの管内の圧力分布.....	3-8
図 3. 1. 1-5	圧縮性を伴う気液二相流解析における圧力の時間変化.....	3-9
図 3. 1. 1-6	MOX 燃料の破損判定と破損後挙動のモデル.....	3-15
図 3. 1. 1-7	金属燃料にも対応した燃料の破損判定と破損後挙動のモデル.....	3-16
図 3. 1. 1-8	総合妥当性評価体系.....	3-20
図 3. 1. 1-9	総合妥当性評価結果.....	3-21
図 3. 1. 1-10	多次元系－質点系連成解析体系.....	3-22
図 3. 1. 1-11	多次元系－質点系連成解析結果.....	3-22
図 3. 1. 2-1	ULOF 起因過程、遷移過程における物理現象.....	3-27
図 3. 1. 2-2	起因過程における重要現象のフローチャート.....	3-28
図 3. 1. 2-3	遷移過程における重要現象のフローチャート.....	3-29
図 3. 1. 2-4	本プログラムのフローチャート.....	3-30
図 3. 1. 2-5	燃料ピン破損または燃料崩壊が判定された後の計算フロー.....	3-32
図 3. 1. 2-6	燃料ペレット内の FP ガス保持量に関する解析結果と試験結果の比較.....	3-33
図 3. 1. 2-7	炉心溶融モデルと SAS4A の解析体系.....	3-33
図 3. 1. 2-8	径方向の温度分布の比較.....	3-33
図 3. 1. 2-9	比エンタルピに基づく燃料温度（左）と溶融割合（右）.....	3-34
図 3. 1. 2-10	炉心溶融モデルと Drift-Flux モデルのボイド率の比較.....	3-35
図 3. 1. 2-11	炉心溶融モデルと SIMMER コードの沸騰挙動の比較.....	3-36
図 3. 1. 2-12	破損後の軸方向物質分布の比較（破損後約 80 ms）.....	3-37
図 3. 1. 2-13	破損後の物質分布に関する再計算（熱移行の制限を解除したもの）.....	3-39
図 3. 1. 2-14	全炉心における集合体連通を確認するための解析ケース.....	3-41
図 3. 1. 2-15	Case 1（6 面同時破損）における集合体間のボイド率伝搬.....	3-42
図 3. 1. 2-16	Case 1（6 面同時破損）における集合体間の圧力伝搬.....	3-42
図 3. 1. 2-17	Case 2（破損経路設定）における集合体間のボイド率伝搬.....	3-43
図 3. 1. 2-18	Case 2（破損経路設定）における集合体間の圧力伝搬.....	3-43
図 3. 1. 2-19	MOX 燃料炉心の定常照射時における物理挙動のフローチャート.....	3-46
図 3. 1. 2-20	金属燃料炉心の定常照射時における物理挙動のフローチャート.....	3-46
図 3. 1. 2-21	MOX 燃料炉心の ULOF 過渡時における物理挙動のフローチャート.....	3-48
図 3. 1. 2-22	金属燃料炉心の ULOF 過渡時における物理挙動のフローチャート.....	3-48
図 3. 1. 2-23	金属燃料の物性値テーブルのデバッグライト.....	3-50
図 3. 1. 2-24	燃料の燃焼に伴う FP ガス放出とスエリングの概念.....	3-51
図 3. 1. 2-25	燃料燃焼に伴うスエリング時の燃料径の増加.....	3-52

図 3.1.2-26	金属燃料における径方向温度分布 (金属燃料モデルと熱伝導方程式の比較)	3-52
図 3.1.3-1	RVACS 除熱特性モデルの範囲	3-72
図 3.1.3-2	RVACS 除熱特性モデル (温度計算点と考慮する熱容量)	3-72
図 3.1.3-3	RVACS 除熱特性モデルによる空気温度計算結果	3-73
図 3.1.3-4	CFD (STAR-CCM+) ベンチマークとの温度分布の比較	3-73
図 3.1.3-5	PRISM 型原子炉の SPECTRA 用解析モデルの考え方	3-74
図 3.1.3-6	ベンチマーク計算用 STAR-CCM+の解析モデル	3-74
図 3.1.3-7	SPECTRA の RVACS 除熱特性モデル計算結果	3-75
図 3.1.3-8	STAR-CCM+の過渡解析結果 (原子炉容器内温度分布)	3-76
図 3.1.3-9	SPECTRA の過渡解析結果 (原子炉容器内温度分布)	3-76
図 3.1.3-10	SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱なし)	3-77
図 3.1.3-11	SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱あり : 原子炉内)	3-78
図 3.1.3-12	SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱あり : 原子炉外)	3-78
図 3.1.3-13	U-Zr 燃料を用いた試作モデルの単体機能試験の冷却材温度推移	3-79
図 3.1.3-14	U-Pu-Zr 燃料を用いた試作モデルの単体機能試験の冷却材温度推移 ..	3-79
図 3.1.3-15	U-Zr 燃料を用いた単体機能試験の冷却材温度推移	3-80
図 3.1.3-16	U-Pu-Zr 燃料を用いた単体機能試験の冷却材温度推移	3-80
図 3.1.3-17	令和 5 年度 SPECTRA 解析のメッシュモデルの改良	3-81
図 3.1.3-18	PRISM 炉の強制循環から自然循環への移行挙動の解析結果	3-81
図 3.1.3-19	集合体単体沸騰解析モデル	3-82
図 3.1.3-20	UTOP 型集合体単体沸騰解析結果	3-82
図 3.1.3-21	ULOF 型集合体単体沸騰解析結果	3-83
図 3.1.3-22	CFD 解析で用いる炉心槽モデル	3-83
図 3.1.3-23	プラント動特性解析による ULOF・UTOP 時の出力推移	3-84
図 3.1.3-24	炉心槽モデル (CFD 解析) による UTOP 解析の沸騰開始時の挙動 (径ブランケット)	3-84
図 3.1.3-25	全体系モデルによる CFD 定常解析結果	3-85
図 3.1.3-26	ULOF・UTOP 時の冷却材出口温度推移 (CFD 炉心槽モデル、CFD 全体系モデル)	3-85
図 3.1.3-27	炉心槽モデルと全体系モデルの CFD 解析結果の冷却材流量推移	3-86
図 3.1.3-28	SPECTRA による SA 解析 (ULOF・UTOP) と CFD 解析の 冷却材出口温度の比較	3-86
図 3.1.3-29	SPECTRA による SA 解析結果 (炉心領域を 1 領域とした場合)	3-87
図 3.1.3-30	SA 解析用 SPECTRA メッシュモデル	3-88
図 3.1.3-31	SA 解析用モデルの定常解析結果 (原子炉容器内温度・流速分布)	3-88

図 3. 1. 3-32	SA 解析用モデルを用いた SPECTRA による SA 解析 (UTOP) と CFD 解析結果の比較	3-89
図 3. 2. 1-1	最適解探索ツールの具体的適用事例	3-91
図 3. 2. 1-2	格納容器設計最適化の評価フロー	3-92
図 3. 2. 1-3	ANN を活用した AI の学習	3-93
図 3. 2. 1-4	Styblinski-Tang function に対する最適解探索結果	3-93
図 3. 2. 1-5	目的関数グラフ	3-95
図 3. 2. 1-6	実測値-予測値グラフ	3-95
図 3. 2. 1-7	タグ付けや関連するキーワードとの関連付けの 1 例	3-98
図 3. 2. 1-8	単語に対する分散表現の概念	3-101
図 3. 2. 1-9	RDF におけるトリプルの概念	3-101
図 3. 2. 1-10	格納容器最適化問題における RDF の例	3-102
図 3. 2. 1-11	RDF のグラフ化結果	3-103
図 3. 2. 1-12	SPARQL によるクエリの例	3-103
図 3. 2. 1-13	データベースの入手フロー	3-104
図 3. 2. 2-1	GUI 画面 (炉内モジュールの入力での 1 例)	3-107
図 3. 2. 2-2	QA 自動化機能の実行結果 (上: 正常時、下: 不整合時)	3-112
図 3. 2. 2-3	PDF 出力のファイル名と出力させるフォルダ	3-113
図 3. 2. 2-4	PDF への出力の結果 (echoback. dat の比較結果の抜粋)	3-114
図 3. 3. 1-1	ガス浮遊装置の概要	3-116
図 3. 3. 1-2	ガス浮遊法により Al_2O_3 液滴を浮遊させた様子 (斜め上から観察) ..	3-116
図 3. 3. 1-3	溶融した Al_2O_3 の密度	3-117
図 3. 3. 1-4	溶融した Al_2O_3 の粘性	3-118
図 3. 3. 1-5	(a) $(Al_2O)_{0.84}(UO_2)_{0.16}$ 焼結体、(b) $(CaO)_{0.63}(UO_2)_{0.37}$ 焼結体の外観...	3-118
図 3. 3. 1-6	ガス浮遊装置により浮遊溶融している $(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$	3-120
図 3. 3. 1-7	$(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ の密度の温度依存性	3-120
図 3. 3. 1-8	$(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ の 2400 K におけるモル体積の組成依存性	3-121
図 3. 3. 1-9	周波数スイープによる溶融 $(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ の試料長さの (a) 時間依存性、(b) 高速フーリエ変換結果	3-121
図 3. 3. 1-10	溶融 $UO_2-Al_2O_3$ 系の表面張力温度依存性	3-122
図 3. 3. 1-11	溶融 $(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ の減衰振動	3-123
図 3. 3. 1-12	溶融 $UO_2-Al_2O_3$ 系の粘性の温度依存性	3-123
図 3. 3. 1-13	溶融 $UO_2-Al_2O_3$ 系の粘性の 2400 K における組成依存性	3-123
図 3. 3. 1-14	溶融 UO_2-CaO 系の密度の温度依存性	3-124
図 3. 3. 1-15	Ce と Gd の浮遊溶融試験の様子	3-125
図 3. 3. 1-16	$U_{0.66}Fe_{0.34}$ 合金の外観	3-125
図 3. 3. 1-17	ホット融体試験用の静電浮遊チャンバー (a) 外観、(b) 内部、(c) 炭素の球の浮遊の様子	3-125

図 3.3.1-18	(a) ガス浮遊装置により浮遊溶融している $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 、 (b) 浮遊溶融試験後の $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料外観	3-126
図 3.3.1-19	$U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の外観 (左: 溶融前 右: 溶融後)	3-128
図 3.3.1-20	溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の浮遊中の様子	3-128
図 3.3.1-21	溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の密度の温度依存性	3-129
図 3.3.1-22	溶融 U-Fe 系のモル体積の 1900 K における組成依存性	3-129
図 3.3.1-23	溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の周波数スペクトル	3-130
図 3.3.1-24	溶融 U-Fe 系の表面張力—温度依存性	3-130
図 3.3.1-25	1850K における溶融 U_xFe_{1-x} ($x = 0, 0.66, 1$) の 表面張力—組成依存性	3-131
図 3.3.1-26	溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の減衰振動	3-131
図 3.3.1-27	溶融 U-Fe の粘性—温度依存性	3-132
図 3.3.1-28	$U_{0.66}Fe_{0.34}$ と Zr の浮遊の様子	3-132

略語一覧

AI	: Artificial Intelligence	人工知能
ALMR	: Advanced Liquid Metal Reactor	改良型液体金属冷却型原子炉
ANL	: Argonne National Laboratory	アルゴンヌ国立研究所 (米国)
ANN	: Artificial Neural Network	人工ニューラルネットワーク
CC	: Collector Cylinder	コレクタシリンダ
CDA	: Core Disruptive Accident	炉心損傷事故
CFD	: Computational Fluid Dynamics	数値流体力学
CV	: (3.1.2) Control Volume	検査体積
CV	: (3.1.4) Containment Vessel	格納容器
EBR-II	: Experimental Breeder Reactor II	高速増殖実験炉 II (米国)
EDX	: Energy Dispersive X-ray Spectroscopy	エネルギー分散型 X 線分光法
EMP	: Electromagnetic Pump	電磁ポンプ
EMWG	: Economic Modelling Working Group	(GIF における) 経済モデルワーキンググループ
FaCT	: Fast Reactor Cycle Technology Development Project	高速増殖炉サイクル実用化研究開発
FBR	: Fast Breeder Reactor	高速増殖炉
FFTF	: Fast Flux Test Facility	高速中性子束試験炉 (米国)
FOM	: Figure of merit	(PIRT における) 評価指標
FP	: Fission Product	核分裂生成物
GE	: General Electric Company	ゼネラル・エレクトリック社
GUI	: Graphical User Interface	グラフィカルユーザインターフェース
IHX	: Intermediate Heat Exchanger	中間熱交換器
INL	: Idaho National Laboratory	アイダホ国立研究所 (米国)
MCCI	: Molten Core Concrete Interaction	溶融燃料とコンクリートとの相互作用
MOX	: Mixed Oxide	混合酸化物
NRC	: Nuclear Regulatory Commission	原子力規制委員会 (米国)
OSS	: Open Source Software	オープンソースソフトウェア
PIRT	: Phenomena Identification and Ranking Table	重要度ランク表
PRISM	: Power Reactor Innovative Small Module	革新的小型モジュール原子炉
PSER	: Preapplication Safety Evaluation Report	予備安全情報文書
QA	: Quality Assurance	品質保証
RDF	: Resource Description Framework	リソースディスクリプションフレームワーク
RV	: Reactor Vessel	原子炉容器
RVACS	: Reactor Vessel Auxiliary Cooling System	炉壁冷却
SA	: Severe Accident	シビアアクシデント

SCCV	: Steel Plate Reinforced Concrete Containment Vessel	鋼板補強コンクリート格納容器
SEM	: Scanning Electron Microscope	走査型電子顕微鏡
SPARQL	: SPARQL Protocol and RDF Query Language	スパークル (RDF 問い合わせ言語)
TREAT	: Transient Reactor Test Facility	黒鉛ウラン混合燃料・空気冷却・ 黒鉛減速熱中性子試験炉 (米国)
TRU	: Transuranium	超ウラン元素
UCS	: Upper Core Structure	炉心上部機構
UIS	: Upper Internal Structure	炉上部機構
ULOF	: Unprotected Loss of Flow	流量減少型スクラム失敗事象
ULOHS	: Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失型スクラム失敗事象
URL	: Uniform Resource Locator	ユニフォームリソースロケータ
UTOP	: Unprotected Transient Overpower	スクラム失敗を伴う過出力型事象

概略

革新的原子力システムであるナトリウム冷却高速炉を対象とし、シビアアクシデント（SA：Severe Accident）事象を一貫して解析可能な統合安全性評価シミュレーションシステムを用いた、プラントシステム全体のリスク評価が可能な解析技術に関連する産業界へ幅広く提供することを目的とし、多様なナトリウム冷却高速炉への適用性拡張並びに、熔融燃料もしくは熔融燃料とコンクリートの相互作用で生じる混合酸化物の融体物性評価試験を実施し、軽水炉分野への利用も可能な基盤データベースを構築する。

また、ユーザー利便性にも重点を置き、AI（Artificial Intelligence）等を用いた最適解探索の開発、入力 GUI（Graphical User Interface）化、解析作業の品質保証（QA：Quality Assurance）活動の自動化を行うと共に、米国の ALMR（Advanced Liquid Metal Reactor）計画で選定された小型モジュール高速炉（金属燃料）である PRISM（Power Reactor Innovative Small Module）型原子炉への適用を行う。

以下に、4 ヶ年の実施内容及び実績を述べる。

(1) 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張

① モデル開発

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの適用性拡張として、炉内側質点系冷却材挙動モデル、炉心熔融モデル、及び、RVACS 除熱特性モデルの開発を実施した。炉内側質点系冷却材挙動モデルでは、SA 事象評価のため圧縮性を考慮した多流体モデルの支配方程式を選定し、完全陰解法を採用した他、質点系と多次元系の圧力方程式を 1 つのマトリックスに統合することで連成解析を可能とした。炉心熔融モデルでは、MOX 燃料の代表的な破損形態を考慮したモデル化を行い、金属燃料へも拡張した。RVACS 除熱特性モデルでは、計算負荷抑制の観点から質点系での伝熱流動モデルを構築した。各モデルを本体コード（SPECTRA）へ組み込み、統合安全性評価シミュレーション基盤システムを完成させた。流量減少型スクラム失敗事象の解析を実施し、本システムが総合的に妥当であると評価した。

② 炉心熔融モデル構築（再委託先：東京都市大学）

統合安全性評価シミュレーション基盤システムにおける炉心熔融モデルの構築として、定常運転状態の解析に必要な冷却材熱流動挙動、MOX 燃料ピン挙動、及び炉心損傷事象の解析に必要な破損判定、燃料ピン破損後の物質移動に関わる基本モジュールを完成させた。既存コードや試験データとの比較、また、複数の燃料集合体が存在する体系での試計算により、基本モジュールの妥当性、全炉心解析への適用性を確認した。

金属燃料に関して、定常照射時の挙動及び燃料ピンの破損に関わるモデルを構築した。検証解析を通じて構築したモデルが適切に作用していること（基本機能）を確認した。

③ 炉型拡張検討（再委託先：日立 GE）

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの炉型拡張検討として、RVACS 除熱特性モデルを組み込んだ SPECTRA コードを用いて、国内外文献調査により選定した解析対象のプラントに対する崩壊熱除去特性の過渡解析を実施した。汎用 CFD のベンチマーク過渡解

析結果との比較から、RVACS 除熱特性モデルが適切に組み込まれたことを確認した。

金属燃料炉心の燃料損傷モデルを構築し、U-Zr 燃料あるいはU-Pu-Zr 燃料を対象とした単体機能試験を実施し、構築したモデルが適切であることを確認した。金属燃料炉心の燃料破損モデルを組み込んだ SPECTRA コードを用いて、解析対象のプラントについて SA 解析（炉心損傷解析）を実施した。ベンチマーク解析結果との比較から、構築したモデルが適切に組み込まれたことを確認した。

(2) ユーザー利便性向上

① 最適解探索検討

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの産業界への提供を前提としたユーザー利便性の向上のため、格納容器設計の最適化を具体的検討事例とし、設計最適解の探索を合理化するためのツールを構築した。多変数を取り扱った格納容器最適化問題に対し、開発したツールが妥当であると評価した。

格納容器設計最適化専用のナレッジデータベースを構築し、個々の情報セットのタグ付け、関連するキーワードとの関連付けを検討し、検討事例として必要とされたナレッジの系統化を行った。キーワードとタグの関連性を追跡することで必要なデータベースを抽出するための AI 技術の適用性を検討した。本検討結果及びデータベースの入手フローを考慮し、ナレッジデータベースと統合安全性評価シミュレーション基盤システムの結合に関する開発方向性及び課題を抽出した。

② ユーザーインターフェース整備

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの産業界への提供を前提としたユーザー利便性の向上のため、SPECTRA コードの入力データを GUI 画面上で設定可能とするツールを構築した。さらに、QA 作業の自動化として、GUI で入力した数値と SPECTRA コードの実行時に変数に格納された数値を突合せ、整合性を確認する機能を実装した。出力形式の整備として、QA 文書に反映するため最終結果を PDF 形式でも保存可能とした。以上により、ユーザーインターフェースの構築を完了した。

(3) 融体熱物性データベース構築（再委託先：大阪大学）

① 融体物性評価試験

1) UO_2 及び MCCI 生成物の溶融物性評価試験

チャンバーの試作、コールド試験による機能確認を経て、ホット試験用チャンバーを作製した。バルク試料を作製し、SEM-EDX 分析からガス浮遊試験に適用可能であることを確認した。作製したバルク試料を用いて、ガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を実施した。その際に、安定して浮遊溶融できるガス流量条件及び共振振動を励起させる音波の周波数を特定した。本検討を通じ、ガス浮遊法による溶融物性評価方法を確立すると共に、最終的に溶融 $(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ 及び溶融 $(UO_2)_{0.37}(CaO)_{0.63}$ の物性を取得した。

2) 金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験

実験系全体の改良・設計検討を行うと共に、コールド試験用チャンバーを試作し、金属系試料の物性評価が可能である見通しを得た。バルク試料を作製し、SEM-EDX 分析からガス浮遊試験に適用可能であることを確認した。静電浮遊法については、除染を容易にするために、可能な限り小型化したホット融体試験用のチャンバーを新たに作製し、基本的な性能に問題がないことを確認した。作製したバルク試料を用いて、ガス浮遊装置での加熱・溶融試験計測を実施し、密度を評価した。その際に、安定して浮遊溶融できるガス流量条件及び共振振動を励起させる音波の周波数を特定した。本検討を通じ、ガス浮遊法による溶融物性評価方法を確立すると共に、最終的に Fe 及び $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の物性取得試験を行った。静電浮遊法についても $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の物性取得試験を行い、測定方法の高度化方策に関する知見を取得した。

(4) 研究推進

本業務全般について、研究の方向性や進捗状況を確認するため、再委託先を含めた全体会議を適宜開催し、成果レビュー及び今後の展開について討議した。全体会議を、4 年の業務期間中に 11 回実施し、効率的な研究実施をマネジメントした。

構築した統合安全性評価シミュレーション基盤システムは、SA 時の原子炉システム全体の挙動を一貫して評価することを可能としたものであり、ナトリウム冷却高速炉分野では世界的にも先駆的な技術である。本システムは、多様なシナリオを網羅的に評価することも可能であり、事象の発生割合を踏まえてリスクを定量化すると共に、各種安全対策の有効性も定量的に評価できる。さらに、冷却材が異なる炉型についても、必要な物性と炉型依存のモデルを追加することで、対象範囲を拡大させることが可能である。

設計を飛躍的に効率化する可能性のある最適解探索ツールを構築し、最適化精度のさらなる向上方策も明らかとした。ナレッジデータベースの利用（結合）に関する検討結果に従い、今後技術開発を進めることで、設計者がシミュレーションに必要な情報を効率的に取得することが可能となる他、原子力以外の分野でも課題となっている技術伝承にも大きく貢献することができる。入力作成 GUI ツールは、視覚的な操作により、複雑な入力作成を容易にし、入力ミス の発生を防止する。また、同ツールに実装した QA 自動化プログラムは、QA 作業において膨大な量となる書類作成の一部を補助するものであり、解析作業の効率化に寄与する。

従来、データの不確かさが大きい高温での融体物性を、世界最新の計測技術で取得したデータで置き換えることで、炉外事象までを含む SA 事象進展の解析における信頼性が向上する。開発した測定技術及び取得したデータベースは、軽水炉分野にも貢献可能な成果である。

本業務の成果は、産業界への解析技術の提供を容易とし、多様なナトリウム冷却高速炉の安全性向上に寄与することが可能である。また、原子力のイノベーション創出に向けたイニシアチブである NEXIP (Nuclear Energy × Innovation Promotion) における研究基盤の提供に直接繋がる技術である。さらに、軽水炉分野における MELCOR や MAAP と同様に、革新炉における国際標準化ツールとしても期待される。

1. はじめに

原子力システムのように、非常に複雑なシステムにおける実験研究では、同規模での実施や、多様なシナリオへの対応（実験回数）が困難となる。数値研究では、細かな要素レベルをボトムアップ的に積み重ねた詳細解析手法については、現状のリソースを考慮すると実験研究と同様にシステム全体の評価は困難になる一方で、評価する領域に合わせた比較的簡易的なモデルを導入することで、システム全体の評価をカバーすることが可能となる。

東京電力福島第一原子力発電所事故後、原子力システムのより高度な安全性を確保するためには、プラント全体としてのリスクについて、実験ではその網羅性をカバーできない領域を数値解析により類推する（数値的に様々な事故シナリオを可能な範囲で網羅的に評価する。）ことが重要となることが再認識され、動的リスク評価に見られるように、数値計算技術を援用した評価技術の開発が世界的にも進められている。

数値計算による事故シナリオの再現には、プラント全体を一貫して評価可能なツールが必須となるが、ナトリウム冷却高速炉分野では世界的にもこれまで開発実績がなく、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構と略記。）において基盤熱水カプラットフォームとなる SPECTRA コードを開発した。本業務では、革新的原子力システムであるナトリウム冷却高速炉を対象とし、SA を含めた安全性評価を、炉内／炉外を含め一貫した 1 つの数値解析により評価する基盤技術を、SPECTRA を高度化することで構築するものである。この基盤技術は産業界への提供を前提とし、ユーザー利便性にも重点を置き、開発コスト削減のための AI 等を用いた最適解探索技術の構築、シミュレーションツールの入力データ作成に関する GUI 化、解析作業における QA 活動の自動化を行うと共に、米国の ALMR 計画で選定された小型モジュール高速炉（金属燃料）である PRISM 型原子炉への適用も行う。

本シミュレーションシステムを用いることで、実験研究だけでは把握することが困難な多様な事故シナリオの評価が可能となり、それらの発生割合を踏まえてリスクを定量化すると共に、各種の安全対策の有効性も定量的に検討することが可能となり、革新的原子力システムの安全性を向上させるものである。

SA 時の事故シナリオは非常に大きな不確かさを有している。この不確かさは大別し、偶発的不確かさ (Aleatory uncertainty) と認識論的不確かさ (Epistemic uncertainty) に分類される。前者の不確かさを低減することは困難であるが、後者については知識を蓄積することでその不確かさは低減される。本業務では、事故時に適用できるデータの不確かさが大きい高温での融体条件下での燃料等の熱物性に着目し、最新の計測技術であるガス浮遊法を用いた融体熱物性測定を行うことで、軽水炉分野にも貢献可能な基盤データベースの高精度化を図ると共に、原子力イノベーション機能強化として幅広い貢献を行うものである。

2. 業務計画

2.1 全体計画

2.1.1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張

(1) モデル開発

令和 2 年度では、炉内側質点系冷却材挙動モデルの設計として支配方程式の選定、離散化、数値解法の選定、及び基本プログラミングの一部を行う。炉心溶融モデルでは、基本的な構成として、2 次元配置された各々の燃料集合体を、1 つの燃料ピンとしてモデル化し、全炉心にわたって積算することにより、3 次元体系の全炉心解析を可能とする RVACS については、計算負荷を考慮し、炉内 CFD モデルまたは質点系モデルへの輻射熱移行に関する支配方程式の選定、離散化手法等のモデル化を実施する。

令和 3 年度では、炉内側質点系冷却材挙動モデルの基本的なプログラミングを終了し、単体としての動作確認を行う。炉心溶融モデルでは、令和 2 年度までに策定した基本設計を基に、メインルーチンのプログラムを構築し、MOX 燃料を対象とした燃料ピンの定常挙動解析を可能とさせる。RVACS については、令和 2 年度に実施した調査結果を基に最終的なモデル化を行い、一部プログラミングを開始する。

令和 4 年度では、炉内側質点系冷却材挙動モデルの SPECTRA への組み込みを終了し、妥当性評価を行う。炉心溶融モデルでは、MOX 燃料を対象とした燃料ピン挙動について、破損判定、破損後挙動の解析を可能とさせると共に、反応度出力モデルとのカップリングを検討し、プログラミングを行う。また、金属燃料については、(2)で構築したモデルの組み込みを行う。RVACS についてはモデルのプログラミングを終了する。

令和 5 年度では、統合安全性評価シミュレーション基盤システムを完成させ、妥当性総合評価を実施する。

(2) 炉心溶融モデル構築（再委託先：東京都市大学）

令和 2 年度では、将来的に評価対象となる炉心を幅広く想定（MOX 燃料、金属燃料）し、必要となるモデル機能の選定を行う。熱流動解析モデルの整備に必要な支配方程式の選定を行い、モジュールの基本設計を行う。

令和 3 年度では、定常運転状態の解析に必要な、冷却材熱流動挙動、MOX 燃料ピン挙動といった基本モジュールのプログラミングを完成させる。また、SAS4A 等の既存コードとの比較や照射試験データとの比較を行い、妥当性を確認する。金属燃料モデルの開発では、炉型拡張検討における調査結果も踏まえ、着目すべき物理挙動の整理と、必要なモデル機能を整理する。

令和 4 年度では、炉心損傷事象解析で必要不可欠となる破損判定や、燃料ピン破損後の物質移動に関わる基本モジュールのプログラミングを実施する。また、SAS4A 等の既存コードとの比較や試験データとの比較を行い、妥当性を確認しつつ、課題の摘出を行う。金属燃料モデル開発では、照射挙動、破損モデルに関わるプログラミングを実施する。

令和 5 年度では、これまでのモデル開発の成果を集約し、炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングを完成させる。また、既存コードとの比較や試験データとの比較を行い、妥当性を確認する。試算として全炉心解析ができることを確認し、コー

ドの妥当性を確認する。また、金属燃料モデルの基本機能の確認と検証を実施する。

(3) 炉型拡張検討（再委託先：日立GE）

令和2年度では、国内外文献調査として、従来の国内ナトリウム冷却高速炉に対してPRISM型原子炉の特有技術である、金属燃料炉心と受動的崩壊熱除去系RVACSに関する国内外の文献調査を行う。主として、海外の公開資料を中心にPRISMの設計オプションを調査し、令和4年度以降に実施する解析対象のプラントを設定する。また、RVACS設計とRVACS除熱特性に影響する因子とその影響を調査する。さらに、令和3年度に構築するRVACS解析モデルのベンチマークとなる試験結果や解析結果を調査結果より設定する。

令和3年度では、国内外文献調査として、主として、金属燃料炉心の燃料損傷時の熔融燃料挙動と評価モデルを調査する。また、燃料破損とならないULOF（Unprotected Loss Of Flow）も含めたベンチマークとなる試験結果や解析結果も調査する。また、計算モデルの構築として、令和2年度のRVACSに関する国内外文献調査の結果を用いて、原子力機構と共同でRVACS除熱特性モデルを構築する。また、令和2年度の国内外文献調査のRVACS除熱に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験により、構築したRVACS除熱特性モデルが適切であることを確認する。

令和4年度では、計算モデルの構築として、令和3年度の金属燃料炉心の燃料損傷に関する国内外文献調査結果を用いて、原子力機構と共同で金属燃料炉心の燃料損傷モデルを試作する。また、令和3年度の国内外文献調査の金属燃料の燃料損傷に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験を実施し、試作した金属燃料炉心の燃料損傷モデルの課題を抽出する。また、適用性確認として、PRISM型原子炉特有技術の計算モデル（RVACS除熱特性モデル）を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーションを用いて、令和2年度で調査した解析対象のプラントについて、崩壊熱除去特性の過渡解析を実施する。令和2年度で調査したベンチマークの解析結果と比較してRVACS除熱モデルが適切に組み込まれたことを確認する。

令和5年度では、計算モデルの構築として、令和4年度の金属燃料炉心の燃料損傷モデルの試作結果に、炉心熔融モデル構築の結果を反映して、原子力機構と共同で金属燃料炉心の燃料損傷モデルを構築する。また、令和4年度と同様に金属燃料の燃料損傷に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験により、構築した金属燃料炉心の燃料損傷モデルが適切であることを確認する。また、適用性確認として、PRISM型原子炉特有技術の計算モデル（金属燃料炉心の燃料破損モデル）を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーションを用いて、令和2年度で調査した解析対象のプラントのSA解析（炉心損傷解析）を実施する。加えて、令和3年度で調査したベンチマークの解析結果と比較して、金属燃料炉心の燃料破損モデルが適切に組み込まれたことを確認する。

2.1.2 ユーザー利便性向上

(1) 最適解探索検討

令和2年度では、革新炉における炉型選定時に課題の1つである、格納容器設計の最適化を具体的検討事例とし、最適化における設計パラメータ（独立変数）と目的関数の設定

を行う。また、他産業での AI 導入事例の調査を行い、多変数への拡張性を考慮した 1 パラメータを用いた AI による最適化手法の基本設計を行う。

令和 3 年度では、令和 2 年度に選定したパラメータを基に、解析条件の設定、入力データの構築を行う。また、単変数における AI 等を用いた最適化ツールを構築すると共に、多変数体系への拡張に関するプログラムの設計検討を行う。加えて、一連の入力データ構築に利用した情報を整理し、専用のナレッジデータベースを構築する。

令和 4 年度では、単変数問題における最適解探索の妥当性評価を実施すると共に、多変数への適用性のためのプログラミング開発を実施する。また、令和 3 年度に構築したナレッジデータベースを基に、個々の情報セットのタグ付け、関連するキーワードとの関連付けを検討し、検討事例として必要とされたナレッジの系統化を行う。

令和 5 年度では、多変数を取り扱った格納容器最適化について開発したツールの妥当性を評価する。また、ナレッジデータベースについては、令和 4 年度に構築したキーワードとタグに関する AI 技術の適用性検討を行い、統合安全性評価シミュレーション基盤システムとの結合に関する開発方向性、課題の抽出を行う。

(2) ユーザーインターフェース整備

令和 2 年度では、SPECTRA コードの入力情報を基に、GUI 化の基本設計を行う。また、QA 作業自動化について、軽水炉や実験炉での規制審査における具体的な作業や不具合事例の調査を行い、本業務での自動化項目について検討を行う。なお、これまでの事前調査結果から、入力データがプログラム中に正しく格納されたかのチェック（入力データがフォーマット形式で、読み込み位置を間違えて入力したが、入力データ上は正しい値となっていたため不具合に気付かなかった事例。実際のプログラム上では 1 桁異なる値が格納されていた。）については、優先的に自動化を行うものとする。

令和 3 年度では、令和 2 年度に実施した基本設計に基づき、炉外入力データの GUI を構築する。また、炉内側における GUI 化についてプログラミングを開始する。QA 作業自動化については、入力データのプログラム中への格納チェックに関する自動化プログラムを構築する。

令和 4 年度では、炉内側入力に関する GUI を構築する。また、炉外側については令和 3 年度に構築された GUI に対し、公募研究内でのユーザー利用を踏まえた改善を実施する。QA 自動化については、令和 3 年度に構築された自動化プログラムの出力形式に関する検討を行い、システム構築を完了する。加えて、令和 2 年度に検討された他の自動化項目について、優先順位の策定及び一部プログラミングを開始する。

令和 5 年度では、炉内側入力に関する GUI のユーザー利用を踏まえた改善を行うと共に、令和 4 年度に自動化された QA 項目について、出力形式の整備を行い、ユーザーインターフェースの構築を完了する。

2.1.3 融体熱物性データベース構築（再委託先：大阪大学）

(1) 融体物性評価試験

① UO_2 及び MCCI 生成物の溶融物性評価試験

令和 2 年度では、溶融 UO_2 を含むホット融体試験用のチャンバーの新規設計を行うと共に、汚染可能性の高い付帯設備について専用系の構築を検討する。チャンバーについてはホット試験用に切り換えるに当たり、放射性物質拡散防止のため必要な気密性を確保できるように設計し、その機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作する。加えて、 UO_2 及び MCCI 生成物の融体の物性測定に必要な基礎的な情報の収集を行う。

令和 3 年度では、令和 2 年度に試作した新規チャンバーの機能確認のため、アルミナ等の物質を用いたコールド試験を行う。得られた結果を基にホット用チャンバーを設計し、作製する。また、並行して、浮遊試験に供するための MCCI 生成物のバルク体作製に必要な条件の検討と、試料の作製を行う。

令和 4 年度では、令和 3 年度に得られた MCCI 生成物バルク体について、新設ホットチャンバーを用いたガス浮遊装置での加熱・溶融試験計測を行う。その際、安定浮遊条件となるガスの流量や成分といった条件探索を行い、必要に応じてガスノズル等の改良を行う。また、本計測ではガス流に音波振動を印加して安定浮遊状態の試料に共振振動を励起し、その挙動を解析することで物性評価が行われるが、共振振動の励起させる音波の条件が未知であるため、これの特定を試みる。

令和 5 年度では、令和 4 年度に得られた情報を基にガス浮遊法による物性取得試験を行う。得られた結果を解析し、物性の取得を行う。

② 金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験

令和 2 年度では、ガス浮遊法を用いて溶融金属燃料の物性評価を実施するための装置設計及び試作を行う。ガス浮遊法を金属試料へ適用するに当たり試料の酸化による物性評価結果への影響が懸念されるため、試料の酸化を防ぐことが必要となる。既存のガス浮遊法試験装置は酸化物を対象とした構成となっており、試料の酸化対策をしていない。そのため、試料の酸化対策を施した金属試験用のチャンバーを新たに設計する。具体的には、ガス置換や浮遊ガスへの H_2 混合を可能とするような構成とする。この設計に基づき、機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作する。加えて、実験の遂行に必要な基礎的な情報の収集を行う。

令和 3 年度では、ガス浮遊法を用いた試験については、令和 2 年度に試作した新規チャンバーの機能確認のためのコールド試験と、その結果を基にしたホット用チャンバーの設計及び作製を行う。機能確認には、Zr 等の金属を用いた加熱溶融試験を行い、酸化の影響を確認する。また、試料作製に必要な条件並びに作製法を検討し、作製を試みる。静電浮遊法を用いた試験については、基本的には大阪大学に設置してある静電浮遊装置を用いる。既設装置はコールド用として設計したものであるために、ホット融体試験用のチャンバーを新たに設計し、作製する。

令和 4 年度では、金属燃料や U-Fe のような共晶溶融物等について、ガス浮遊装置での加熱・溶融試験計測を行う。上記と同様に安定浮遊条件の模索を行い、必要に応じてガス

ノズル等の改良を行う。加えて、測定に必要な音波の印加条件を探索する。また、静電浮遊装置を用いた加熱・溶融試計測も実施する。

令和5年度では、令和4年度に得られた情報を基に、引き続きガス浮遊法及び静電浮遊法による物性取得試験を行う。得られた結果を解析し、物性データの取得を行う。

2.1.4 研究推進

各年度における本業務全般について、研究の方向性や進捗状況を確認するため、再委託先を含めた全体会議を適宜実施する。また、令和5年度では、4ヵ年の全体成果の取りまとめを実施する。

図 2.1-1 に、全体計画を示す。

業務項目	年度			
	令和2年度	令和3年度	令和4年度	令和5年度
1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張 (1) モデル開発 (原子力機構) (2) 炉心溶融モデル構築 (東京都市大学) (3) 炉型拡張検討 (日立GE)	モデル設計、一部プログラミング	基本プログラミング	プログラミング、本体コードへ組み込み	妥当性総合評価
	基本モジュール設計	基本モジュール構築、プログラミング	物理モデル組み込み、妥当性確認	炉内物理モデル組み込み、妥当性総合評価
	国内外文献調査	国内外文献調査、計算モデルの構築	計算モデルの構築、適用性確認	計算モデルの構築、適用性確認
2 ユーザー利便性向上 (1) 最適解探索検討 (2) ユーザーインターフェース整備	パラメータ、目的関数設定、AI調査・基本設計	単変数ツール構築、ナレッジデータベース構築	単変数妥当性確認、多変数拡張、ナレッジ系統化	多変数妥当性評価、ナレッジ融合性検討
	GUI基本設計、QA自動化調査	炉外入力GUI化、QA自動化	炉内入力GUI化、炉外GUI改善、QA自動化	炉内GUI改善、QA自動化
3 融体熱物性データベース構築 (大阪大学) (1) 融体物性評価試験 ① UO ₂ 及びMCCI生成物の溶融物性評価試験 ② 金属燃料及び共晶物やMCCI生成物の溶融物性評価試験	ホット試験用ガス浮遊法試験設備の設計・試作	装置作製、機能確認。バルク試料の作製、コールド試験	試計測、計測条件の検討	本試験、物性取得
	ホット試験用ガス浮遊法試験設備の設計・試作	装置作製、機能確認。バルク試料の作製、コールド試験	試計測、計測条件の検討	本試験、物性取得
4 研究推進	全体会議 研究成果取りまとめ	全体会議 研究成果取りまとめ	全体会議 研究成果取りまとめ	全体会議 全期間の研究成果取りまとめ

図 2.1-1 全体計画

3. 業務の実施内容及び成果

3.1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張

革新的ナトリウム冷却高速炉における統合安全性評価シミュレーションの基盤熱水力プラットフォームとして、SA 時の炉内及び炉外事象を一貫して評価する SPECTRA コードをこれまでに開発した。本コードの炉内モジュールには、冷却材挙動を完全陰解型の多流体一圧力モデルで評価する多次元解析手法、及び、熔融燃料の移行挙動を粒子法により評価する解析手法をカップリングして組み込み済みである。また、炉外モジュールでは、エアロゾルを含む多成分気相挙動を完全陰解型の質点系モデルで評価する解析手法をベースとし、高速炉に特有の事象であるナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応、及びデブリー-コンクリート相互作用に関する物理モデルを組み込み済みである。プラントシステム全体のリスク評価が可能な解析技術に関連する産業界へ幅広く提供することを目的とし、本項目では SPECTRA コードの適用性拡張として、解析評価の高速化に資する炉内側質点系冷却材挙動モデルの開発、計算負荷の抑制を考慮した炉心熔融モデルの開発、及び、小型炉特有の崩壊熱除去システムである炉壁冷却 (RVACS) モデルの開発を実施した。

実施内容の詳細を 3.1.1 項～3.1.3 項に示す。

3.1.1 モデル開発【R2-R5】

(1) 炉内側質点系冷却材挙動モデル【R2-R4】

① モデル設計、プログラミング、及び組み込み【R2-R4】

令和 2 年度では、炉内側質点系冷却材挙動モデルの設計として支配方程式の選定、離散化、数値解法の選定、及び基本プログラミングの一部を行った。

SA 時の液体ナトリウムと多成分気相からなる圧縮性多相流を解析するため、多流体モデルを採用した。多相流を対象とする既存コード^{[3.1.1-1], [3.1.1-2]}も参考とし、支配方程式を以下の通り選定した。

質量保存式

$$\int_V \frac{\partial(\alpha_g \rho_g)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_g \rho_g u_g \rangle_j |n_j| dS_j = \int_V (\Gamma^e - \Gamma^c + G^{dif}) dV_i \quad \text{式(3.1.1-1)}$$

$$\int_V \frac{\partial(\alpha_l \rho_l)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_l \rho_l u_l \rangle_j |n_j| dS_j = \int_V (-\Gamma^e + \Gamma^c) dV_i \quad \text{式(3.1.1-2)}$$

運動量保存式

$$\begin{aligned} & \int_V \frac{\partial(\alpha_g \rho_g u_g)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_g \rho_g u_g^2 \rangle_j |n_j| dS_j \\ & = -\sum_j \int_S \langle \alpha_g p \rangle_j dS_j + \int_V (\alpha_g \rho_g \mathbf{g} + f(u_l - u_g) + \Gamma^e u_l - \Gamma^c u_g - G^{dif} u_g) dV_i \quad \text{式(3.1.1-3)} \\ & \quad - \int_S \left\langle \frac{1}{2} K_g^* (\alpha_g \rho_g) |u_g| u_g \right\rangle_j dS_j \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \int_V \frac{\partial(\alpha_l \rho_l u_l)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_l \rho_l u_l^2 \rangle_j |\mathbf{n}_j| dS_j \\
& = -\sum_j \int_S \langle \alpha_l p \rangle_j dS_j + \int_V (\alpha_l \rho_l \mathbf{g} + f(u_g - u_l) - \Gamma^e u_l + \Gamma^c u_g)_i dV_i \quad \text{式(3.1.1-4)} \\
& \quad - \int_S \left\langle \frac{1}{2} K_l^* (\alpha_l \rho_l) |u_l| u_l \right\rangle_j dS_j + \int_S \langle \alpha_l P^{pump} \rangle_j dS_j
\end{aligned}$$

エネルギー保存式

$$\begin{aligned}
& \int_V \frac{\partial(\alpha_g \rho_g h_g)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_g \rho_g h_g \rangle_j u_{g,j,i} |\mathbf{n}_j| dS_{j,i} \\
& = \sum_j \int_S \alpha_g \lambda_g \nabla T_g \cdot \mathbf{n} dS_{j,i} + \int_V \left\{ \alpha_g \frac{Dp}{Dt} + \alpha_g \Phi_g + aH(T_l - T_g) \right\}_i dV_i \quad \text{式(3.1.1-5)} \\
& \quad + \int_V \left\{ \Gamma^e (h_l + i_l) - \Gamma^c h_g + Q^{dif} \right\}_i dV_i
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \int_V \frac{\partial(\alpha_l \rho_l h_l)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_l \rho_l h_l \rangle_j u_{l,j,i} |\mathbf{n}_j| dS_{j,i} \\
& = \sum_j \int_S \alpha_l \lambda_l \nabla T_l \cdot \mathbf{n} dS_{i,j} + \int_V \left\{ \alpha_l \frac{Dp}{Dt} + \alpha_l \Phi_l + aH(T_g - T_l) \right\}_i dV_i \quad \text{式(3.1.1-6)} \\
& \quad + \int_V \left\{ -\Gamma^e (h_l + i_l) + \Gamma^c h_g + Q^{ex} \right\}_i dV_i
\end{aligned}$$

気相成分 I の移流拡散式

$$\begin{aligned}
& \int_V \frac{\partial(\alpha_g \rho_g Y_I)_i}{\partial t} dV_i + \sum_j \int_S \langle \alpha_g \rho_g Y_I \rangle_j u_{g,j} |\mathbf{n}_j| dS_{j,i} \\
& = \sum_j \int_S \langle \alpha_g \rho_g D_{ml} \rangle_j \nabla Y_I \cdot \mathbf{n}_j |dS_{j,i} + \int_V (\Gamma_I^e - \Gamma_I^c) dV_i \quad \text{式(3.1.1-7)}
\end{aligned}$$

ここで、 α : 体積率(-)、 ρ : 密度 (kg/m³)、 t : 時刻 (s)、 V : CV (Control Volume) 体積 (m³)、 u : 流速 (m/s)、 $|\mathbf{n}_j|$: CV 連結部 j の法線方向単位ベクトルの大きさ、 S : CV 連結部面積 (m²)、 Γ^e : 蒸発速度 (kg/m³/s)、 Γ^c : 凝縮速度 (kg/m³/s)、 G^{dif} : 気相成分の拡散に伴う生成項 (kg/m³/s)、 p : 圧力 (Pa)、 \mathbf{g} : 重力加速度 (m/s²)、 f : 相間抗力係数 (kg/m³/s)、 K^* : 形状または摩擦圧力損失係数(-)、 P^{pump} : ポンプの圧力ヘッド (Pa)、 h : エンタルピ (J/kg)、 λ : 熱伝導率 (W/m/K)、 T : 温度 (K)、 Φ : 散逸関数 (W/m³)、 a : 気液界面積濃度 (1/m)、 H : 熱伝達係数 (W/m²/K)、 i : 蒸発潜熱 (J/kg)、 Q^{dif} : 気相成分の濃度拡散によるエンタルピ輸送項 (W/m³)、 Q^{ex} : 熱交換器による熱交換速度 (W/m³)、 Y : 質量分率(-)、 D_m : 有効拡散係数 (m²/s)である。下添字については g : 気相、 l : 液相、 i : CV、 j : CV 連結部、 I : 気相成分を表す。 $\langle \rangle$ は境界面での値を表す。以上の支配方程式に加え、状態方程式を考慮する。

$$p = z \frac{\rho_g}{M} RT_g \quad \text{式(3.1.1-8)}$$

ここで、 z : 圧縮係数(-)、 M : 分子量(-)、 R : 完全気体定数 (J/mol/K)である。

離散化では、計算高速化のため完全陰解法を採用した。また、非構造格子を採用している炉内側多次元系モデルとカップリングすることを踏まえ、ボイド率、圧力、温度、濃度、流速の全てを CV 中心点で定義する。質量保存式の離散化は以下となる。

$$\begin{aligned} & \left(\alpha_{g,i}^{k+1} \frac{\partial \rho_{g,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} + \rho_{g,i}^n \frac{\partial \alpha_{g,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} \right) V_i + \sum_j \langle \alpha_g \rho_g \rangle_j^k \langle u_g \rangle_j^{k+1} S_j \\ & = (\Gamma^e - \Gamma^c)_i^k V + (G^{dif})_i^n V_i \end{aligned} \quad \text{式(3.1.1-9)}$$

$$\begin{aligned} & \left(\alpha_{l,i}^{k+1} \frac{\partial \rho_{l,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} + \rho_{l,i}^n \frac{\partial \alpha_{l,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} \right) V_i + \sum_j \langle \alpha_l \rho_l \rangle_j^k \langle u_l \rangle_j^{k+1} S_j \\ & = (-\Gamma^e + \Gamma^c)_i^k V_i \end{aligned} \quad \text{式(3.1.1-10)}$$

ここで左辺第2項は、CVの全接続部において単位時間当たりに入流出する輸送量を合計することを意味している。通常の配管要素を考えると、1つのCVにおける接続面の数は2となるが、多次元系と質点系の接続部では任意の数となる。

支配方程式の数値解法として、 $D(p) = 0$ を満たす圧力 p を求めることを考える。非圧縮性単相流の場合、連続の式の左辺を D として与え、連続の式を満たすように p を修正することになる。一方、本モデルで対象とする多相流の場合、気相及び液相の質量保存式に加え、 $\alpha_g + \alpha_l = 1$ が満足されなければならないことを考慮し、 D として次式を与える。

$$D = -\sum_m \frac{\partial \alpha_m}{\partial t} \quad \text{式(3.1.1-11)}$$

ここで、下添字の m は相を表す。式(3.1.1-9)及び式(3.1.1-10)を式(3.1.1-11)へ代入し、さらに状態方程式を用いて次式を得る。

$$\begin{aligned} D = & \sum_m \left[\frac{\alpha_{m,i}^{k+1}}{\rho_{m,i}^n} \left(\frac{\partial \rho_{m,i}^{k+1}}{\partial p} \frac{\partial p_i}{\partial t} \Big|^{k+1} + \frac{\partial \rho_{m,i}^{k+1}}{\partial T_m} \frac{\partial T_{m,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} + \frac{\partial \rho_{m,i}^{k+1}}{\partial M_{W,m}} \frac{\partial M_{W,m,i}}{\partial t} \Big|^{k+1} \right) \right. \\ & \left. + \frac{1}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m \rangle_j^k \langle u_m \rangle_j^{k+1} S_j \right] - \frac{(G^{dif})_i^n}{\rho_{g,i}^n} \end{aligned} \quad \text{式(3.1.1-12)}$$

収束値 D^{n+1} と反復計算中最新値 D^k の差を取ると次のようになる。

$$\begin{aligned} \delta D = & D^{n+1} - D^k \\ = & \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial p} \frac{\delta p_i}{\Delta t} + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial T_m} \frac{\delta T_{m,i}}{\Delta t} \\ & + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial M_{W,m}} \frac{\delta M_{W,m,i}}{\Delta t} + \sum_m \left[\frac{1}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m \rangle_j^k \langle \delta u_m \rangle_j S_j \right] \end{aligned} \quad \text{式(3.1.1-13)}$$

ただし、

$$\begin{cases} \delta p = p^{n+1} - p^k \\ \delta T_m = T_m^{n+1} - T_m^k \\ \delta M_{W,m} = M_{W,m}^{n+1} - M_{W,m}^k \\ \delta u_m = u_m^{n+1} - u_m^k \end{cases} \quad \text{式(3.1.1-14)}$$

である。式(3.1.1-13)の δu_m を運動量保存式から消去することで、次式が得られる。

$$\begin{aligned}
& \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial p} \frac{\delta p_i}{\Delta t} - \sum_m \frac{\Delta t}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_j^k \frac{\partial \delta p}{\partial n} S_j \\
& = - \left\{ D^k + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial T_m} \frac{\delta T_{m,i}}{\Delta t} + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial M_{W,m}} \frac{\delta M_{W,m,i}}{\Delta t} \right\}
\end{aligned} \tag{3.1.1-15}$$

式(3.1.1-15)の左辺第2項には δp のセル界面における法線方向勾配が含まれており、その計算には隣接セルの圧力を必要とする。任意のセル界面 j における離散化は、

$$\left. \frac{\partial \delta p}{\partial n} \right|_j = \frac{\delta p_j - \delta p_i}{\Delta L_j} \tag{3.1.1-16}$$

となる。ここで、 ΔL_j はセル界面 j を挟む2セルの重心間距離、 δp_i はセルの重心における圧力変化(更新)量、 δp_j はセル界面 j を挟む隣接セルの重心における圧力変化量を表す。

式(3.1.1-16)より、式(3.1.1-15)は次のように書き換えられる。

$$\begin{aligned}
& \left\{ \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial p} \frac{1}{\Delta t} + \sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_j^k \frac{1}{\Delta L_j} S_j \right) \right\} \delta p_i \\
& - \sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_j^k \frac{\delta p_j}{\Delta L_j} S_j \right) \\
& = - \left(D^k + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial T_m} \frac{\delta T_{m,i}}{\Delta t} + \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial M_{W,m}} \frac{\delta M_{W,m,i}}{\Delta t} \right)
\end{aligned} \tag{3.1.1-17}$$

これを行列 $\mathbf{ax} = \mathbf{b}$ で表すと、行列要素は以下となる。

$$\begin{aligned}
a_{ii} &= \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial p} \frac{1}{\Delta t} + \sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,i}^n V_i} \sum_j \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_j^k \frac{1}{\Delta L_j} S_j \right) \\
a_{ij} &= - \sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,i}^n V_i} \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_j^k \frac{1}{\Delta L_j} S_j \right) \\
x_i &= \delta p_i \\
b_i &= -D^k - \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial T_m} \frac{\delta T_{m,i}}{\Delta t} - \sum_m \frac{\alpha_{m,i}^k}{\rho_{m,i}^n} \frac{\partial \rho_{m,i}^k}{\partial M_{W,m}} \frac{\delta M_{W,m,i}}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{3.1.1-18}$$

ここで、 a_{ii} は対角要素、 a_{ij} は対角要素以外の非ゼロ要素を表す。上式における B_m は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
B_g &= A_{11} \alpha_g^k + A_{12} \alpha_l^k \\
B_l &= A_{21} \alpha_g^k + A_{22} \alpha_l^k
\end{aligned} \tag{3.1.1-19}$$

ただし、 A は以下に示す行列の要素である。

$$\begin{aligned}
a_{47} = a_{74} &= -\sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,47}^n} \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_{47}^k \frac{1}{\Delta L_{47}} S_{47} \right) \\
a_{57} = a_{75} &= -\sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,57}^n} \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_{57}^k \frac{1}{\Delta L_{57}} S_{57} \right) \\
a_{67} = a_{76} &= -\sum_m \left(\frac{\Delta t}{\rho_{m,67}^n} \langle \alpha_m \rho_m B_m \rangle_{67}^k \frac{1}{\Delta L_{67}} S_{67} \right)
\end{aligned}
\tag{3.1.1-23}$$

ここで、下添字の 47, 57, 67 は、 ΔL を除き多次元系と質点系の接続界面での値であることを表す。 ΔL_{47} , ΔL_{57} , ΔL_{67} は CV 中心間の距離であり、全て等しいものとする。

② 単体動作確認【R3】

令和 3 年度では、構築したプログラムにより基礎的な問題を解析し、理論値と比較することで単体としての動作確認を行った。

構築したプログラムにおける流速・圧力場の計算部を検証するため、圧力損失係数（管摩擦係数）が与えられた直管流路において、両端の圧力差 Δp により流体が移行する問題を解析した。本解析では、1 次元流路を軸方向に 100 個の CV（Control Volume：検査体積）で分割した。ここで、流路長さ 10 m、流路直径 1 m とし、非圧縮性流体を取り扱うため、流体密度は 1000 kg/m³ で一定とした。エネルギー計算は実施せず、温度変化はないものとした。圧力差及び圧損係数をパラメータとした。

圧力差 Δp を 100～5000 Pa、圧力損失係数 K を 10～100 とした場合の、全 CV 平均での流速は、計算開始後に上昇し、各ケースで数 s～10 s 経過時点までにほぼ一定値（これを定常値とする。）となった。定常状態では圧力差と圧力損失がバランスすることから、

$$\Delta P = \frac{1}{2} \frac{K}{D^p} \rho u^2 L
\tag{3.1.1-24}$$

より、理論値として流速を求めることができる。ここで、 ΔP ：圧力差(Pa)、 K ：圧損係数(-)、 D^p ：流路直径(m)、 L ：流路長さ(m)である。圧力差 Δp を 100、1000、5000 Pa、圧力損失係数 K を 10 とした場合の、理論値と炉内側質点系冷却材挙動モデルの解析結果は、各圧力差の相対誤差 4.2×10^{-3} 、 1.9×10^{-3} 、 1.9×10^{-3} （10～20 s 平均）、 2.2×10^{-5} 、 6.4×10^{-5} 、 2.5×10^{-4} （瞬時最小）で一致した。また、圧力差 Δp を 100 Pa、圧力損失係数 K を 10、50、100 とした場合の、理論値と炉内側質点系冷却材挙動モデルの解析結果は、各圧力損失係数の相対誤差 4.2×10^{-3} 、 3.6×10^{-4} 、 1.8×10^{-4} （10～20 s 平均）、 2.2×10^{-5} 、 1.3×10^{-5} 、 3.1×10^{-6} （瞬時最小）で一致した。

以上から、炉内側質点系冷却材挙動モデルにおける流速・圧力場の計算部は正しく動作することを確認した。

③ 妥当性評価【R4】

令和 4 年度では、気液二相流解析のベンチマークとしてよく用いられる実験を解析し、炉内側質点系冷却材挙動モデルの組み込み（炉内側多次元系モデルとの圧力方程式での

カップリング) に関する妥当性評価を行った。

本モデルを組み込んだコードの妥当性確認として、高温高压水が封入された管の片側端面を開放し、水が流出した場合の圧力等を計測した Edwards pipe blow down 実験^[3.1.1-3]を解析した。本実験は、密度変化と相変化を伴う気液二相流のベンチマーク問題として知られている。図 3.1.1-3 に、解析体系及び条件を示す。管領域と外部領域を設け、その圧力差により、時刻 0 s から管領域の高温高压水が外部領域へ流出する。管領域の約半分を多次元系、その残り及び外部領域を質点系とし、両者を接続した。管と外部を含む全領域を流れ方向に 47 分割し、多次元系は流路断面を 100 分割 (10×10 分割) した。

図 3.1.1-4 に、管領域における圧力分布の時間変化を示す。計算開始後、開放部 (流出部) に近い位置から圧力が急減する。圧力は、数 ms の間に管領域の全体で 2.5 MPa 近傍まで低下した後、停滞する。多次元系と質点系の接続部に当たる管上流 (左端) から 2.0 m の位置において、圧力分布に不連続性は認められず、これは接続が妥当であることを示唆している。図 3.1.1-5 に、位置 P1~P3 における圧力の時間変化を示す。この解析結果は、文献に示されている計測結果^[3.1.1-3]と良好に一致している。

以上から、炉内側質点系冷却材挙動モデルと多次元系モデルの接続手法及びそのプログラミングが妥当であることを確認した。

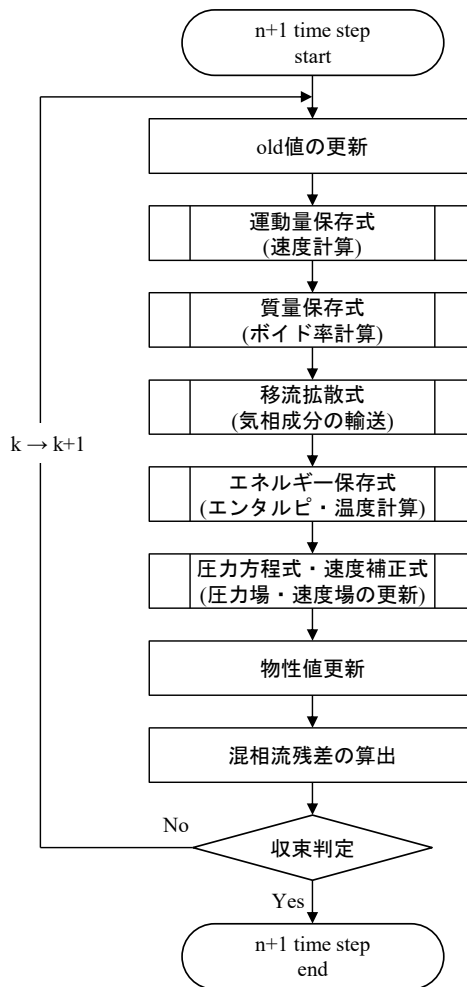


図 3.1.1-1 炉内側質点系冷却材挙動計算フロー

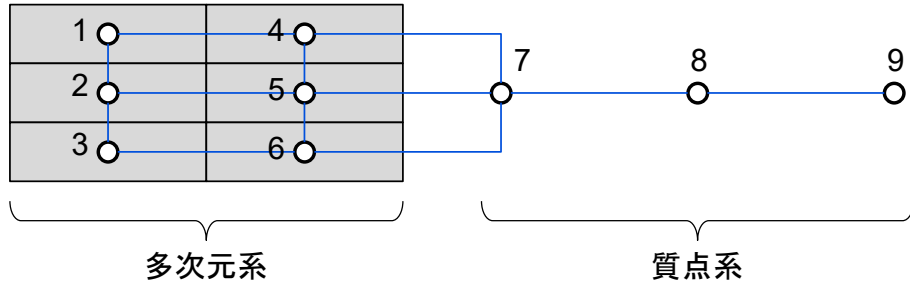


図 3. 1. 1-2 多次元系と質点系の接続例

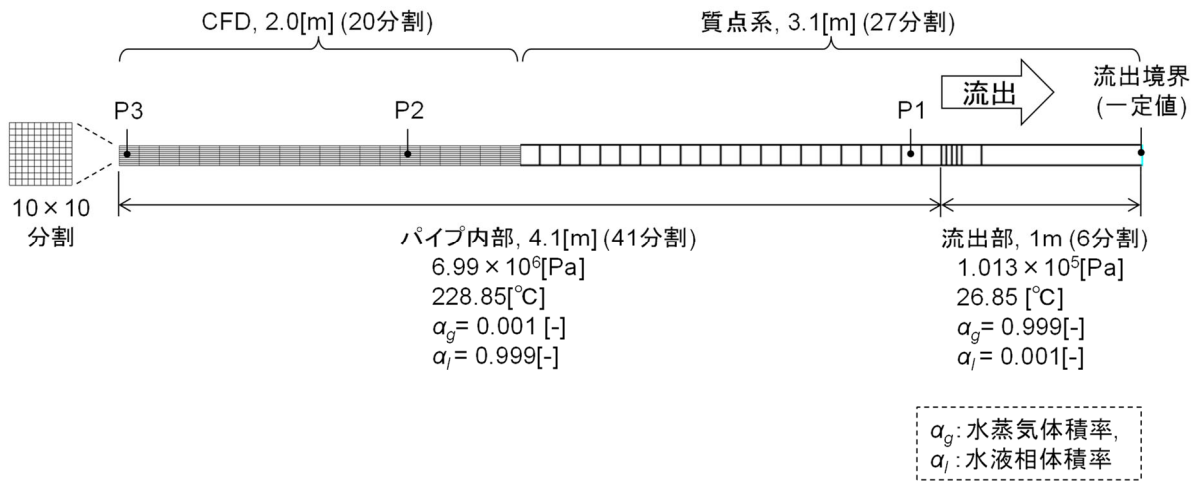


図 3. 1. 1-3 圧縮性を伴う気液二相流解析の体系及び条件

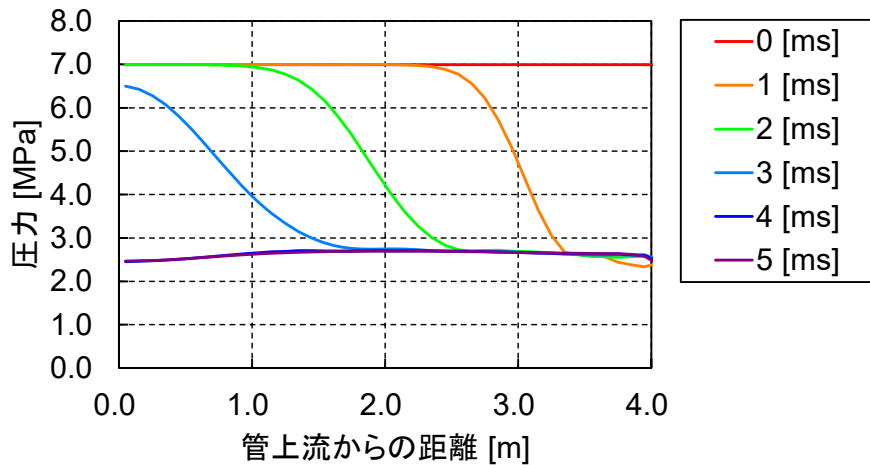
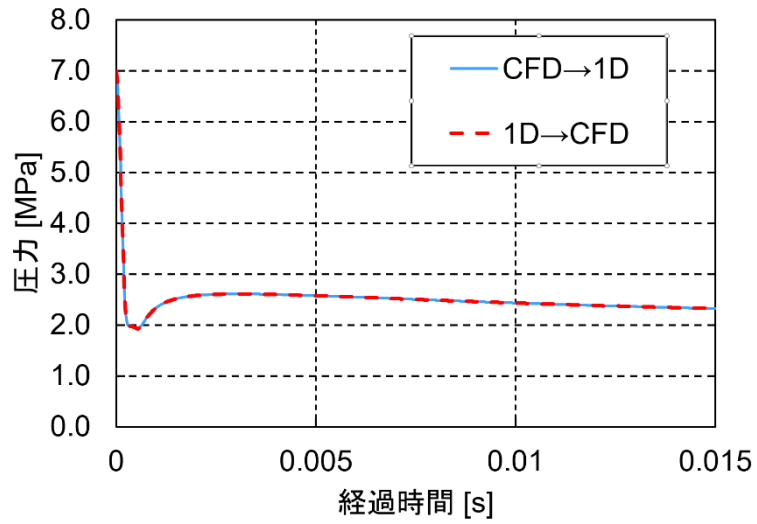
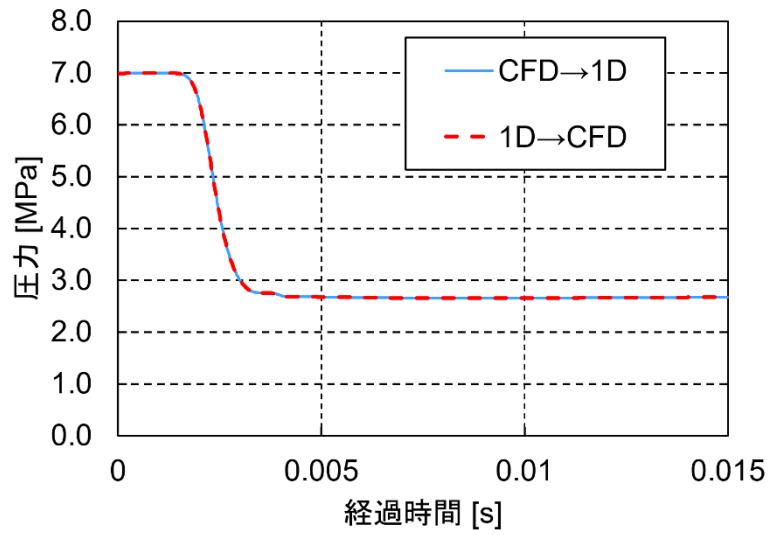


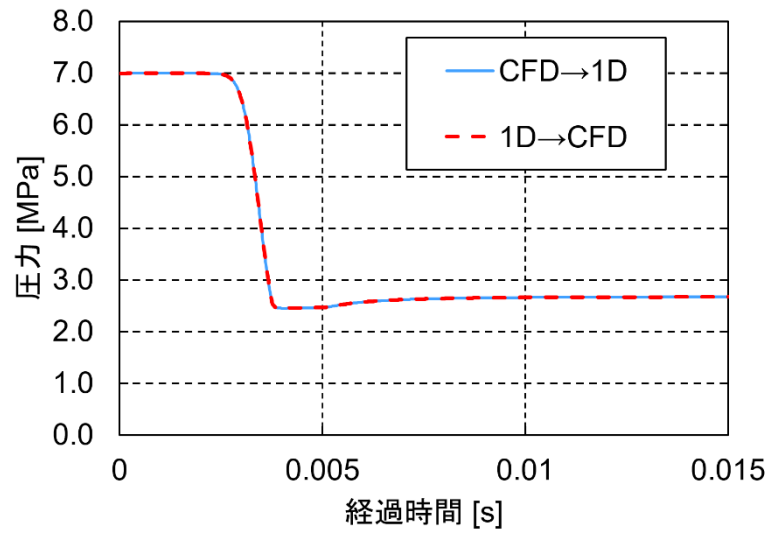
図 3. 1. 1-4 計算開始直後から 5 ms までの管内の圧力分布



(a) 位置 P1



(b) 位置 P2



(c) 位置 P3

図 3. 1. 1-5 圧縮性を伴う気液二相流解析における圧力の時間変化

(2) 炉心溶融モデル【R2-R4】

① モデル基本設計【R2】

令和 2 年度では、CDA 事象に関する物理現象を重要度で整理し、炉心溶融モデルとして必要なモデル機能の検討を行った。

CDA 事象においては、発生する現象が核的に正の反応度に寄与すれば、炉心の出力を上昇させ、逆に負の反応度であれば出力を低下させる。一般的な高速炉の CDA では、ナトリウム冷却材の沸騰によって正の反応度（ボイド反応度）が印加されるような、ULOF が CDA 事象を代表する事象と考えられてきた。ULOF 事象では、冷却材の流量減少により除熱能力が低下し、冷却材の沸騰が開始し、正のボイド反応度が印加され出力が上昇し、炉心燃料の溶融、破損、分散といった事象推移となる。燃料ピンの破損、破損後の分散挙動は、負の反応度となり炉心の出力を低下させ、事象を終息させることに寄与するため重要現象となる。また、燃料ピンの破損、分散挙動に影響する項目としては、原子炉の通常運転時（定常照射）に燃料ピン内部に生成、蓄積される核分裂生成物（FP：Fission Product）の保持量や分布が重要である。以上のような因果関係から着目すべき重要事項としての評価指標（FOM）を選定し、定常照射挙動と ULOF 過渡挙動について、物理現象の摘出とランキングを行った。ランキングの定義を表 3.1.1-1 に示す。MOX 燃料における選定されたモデル機能を表 3.1.1-2 に、金属燃料の場合を表 3.1.1-3 に示す。表 3.1.1-3 では MOX 燃料と違いのある項目を太字、下線で示した。基本的に重要度が、H または M に分類され、評価指標に対して影響を持つものを選定した。しかしながら、一部の物理現象は、間接的に他の物理現象の初期条件に影響するものも存在し、そのような現象は L に分類されていてもモデル機能として選定した。また、解析コードとしての汎用性や、将来の拡張性も考慮しモデル機能として必要と判断したものを選択した。

表 3.1.1-1 ランキングの定義

Category	Rank	Definition
Importance	High (H)	Phenomena have controlling impact on Figure of Merit (FOM)
	Medium (M)	Phenomena have moderate impact on FOM
	Low (L)	Phenomena have low impact on FOM
Knowledge	Known (K)	Known, small uncertainty
	Partially Known (P)	Partially known, large uncertainty
	Unknown (U)	Very limited knowledge, uncertainty cannot be characterized

表 3. 1. 1-2 MOX 燃料モデル機能の選定

	Phenomena	Importance	Knowledge
SS	1 Heat generation	H	K
SS	2 Gap conductance	H	P
SS	3 Thermal conductivity	H	K
SS	4 Porosity Migration	M	K
SS	5 Restructuring of Fuel pellet	M	K
SS	6 Change in fuel properties(Solid fuel – Plasticity – Cracking)	H	K
SS	7 Fuel volume expansion(thermal)	H	K
SS	8 Radial Expansion	H	P
SS	10 Contacting to Cladding(PCMI)	H	P
SS	12 Fuel Burn Up	H	K
SS	13 Fission Gas Generation	H	K
SS	14 Fission Gas Swelling (Fuel)	M	P
SS	15 Fission Gas release(To grain boundary)	H	P
SS	16 Fission Gas Plenum Pressure	M	P
SS	17 Solid and Volatile Fission Products Generation	M	P
SS	18 JOG formation (Volatile F.P. in fuel-cladding gap)	M	P
SS	20 Irradiation Induced Cladding Swelling	M	P
SS	21 Radial Expansion (Cladding)	M	P
TR	1 steady-state fuel irradiation behavior	H	K
TR	2 reactivity feedback behavior	H	K
TR	3 reactor power behavior	H	K
TR	4 primary loop coolant flow behavior (flow coast down characteristic)	H	K
TR	5 coolant thermal-hydraulic behavior within SAs	M	K
TR	6 inter-SA heat transfer	L	P
TR	10 fuel pin thermal behavior (fuel Doppler)	H	K
TR	11 fuel pin mechanical behavior †	H	K
TR	12 coolant boiling behavior	H	K
TR	13 fuel pin dryout	H	K
TR	14 plenum gas blow out	L	K
TR	15 cladding melting and relocation	M	K

†:(1)fuel elongation, (2)cladding elongation, (3)sodium ejection from the core due to radial deformation of the cladding, (4)cladding failure prediction depending on fission-gas-induced fuel swelling, fuel creep, molten fuel cavity pressurization, cladding deformation

表 3. 1. 1-3 金属燃料モデル機能の選定

	Phenomena	Importance	Knowledge
SS	1 Heat generation	H	K
SS	2 Gap conductance	H	P
SS	3 Thermal conductivity	H	K
SS	4 Fuel volume expansion(thermal)	H	K
SS	5 Radial Expansion	H	P
SS	6 Axial Expansion	L	P
SS	7 Fuel and Cladding gap change	H	P
SS	9 Fuel Burn Up	H	K
SS	10 Fission Gas Generation	H	K
SS	11 Fission Gas Swelling (Fuel)	M	P
SS	12 Fission Gas movement (grain boundary bubble become interlinked)	M	P
SS	13 long-range interlinked porosity (a path to Fission Gas Plenum)	M	P
SS	14 Fission Gas Plenum Pressure	M	P
SS	15 Solid Fission Products Generation	M	P
SS	17 U migration to middle zone	M	P
SS	18 Zr and F.P. migration from middle zone	M	P
SS	19 Change of thermal conductivity, specific heat and density of the fuel radially	M	P
SS	20 Change of radial power within the fuel pin	M	P
SS	21 Irradiation Induced Cladding Swelling	M	P
SS	22 Radial Expansion (Cladding)	M	P
TR	1 steady-state fuel irradiation behavior	H	K
TR	2 reactivity feedback behavior	H	K
TR	3 reactor power behavior	H	K
TR	4 primary loop coolant flow behavior (flow coast down characteristic)	H	K
TR	5 coolant thermal-hydraulic behavior within SAs	M	K
TR	6 inter-SA heat transfer	L	P
TR	10 fuel pin thermal behavior (fuel Doppler)	H	K
TR	11 fuel pin mechanical behavior †	H	K
TR	12 coolant boiling behavior	H	K
TR	13 fuel pin dryout	H	K
TR	15 cladding melting and relocation	M	K

†:(1)fuel elongation, (2)cladding elongation, (3)sodium ejection from the core due to radial deformation of the cladding

② 定常から破損後挙動のモデル化【R3-R4】

令和3年度では、炉心溶融モデルの定常挙動解析に関わる 1)変形挙動、2)空孔移動、3)FPガスの生成、4)FPガスの放出に関するプログラムを構築した。

令和4年度では、過渡挙動解析に関わる 5)破損判定及び破損後挙動に関するプログラムを構築した。

これらの具体的な内容は、次の通りである。

1) 変形挙動

MOX燃料等の変形挙動を模擬するため、燃料ペレット及び被覆管の変形を計算する。円筒座標において等方性を仮定して変位、ひずみ、応力を解く。解くべき方程式はひずみ変位関係式、熱膨張を含む応力ひずみ関係式、平衡方程式の3種である。ここで、炉心溶融モデルは軸対称を仮定し、 θ 方向の変位は0、及び θ 方向の微分が0になる。加えて、 z 方向のセクションはそれぞれ独立に解くこととし、 z 方向の相互作用はないと仮定する(z 方向の微分が0)。ただし、 z 方向のひずみは径方向に対して均一に生じ、かつ、そのひずみは、どの z 方向のセクションでも同じとする。これらの仮定を基に式を解くと径方向の変位は式(3.1.1-25)となる。

$$u_r = \frac{1+\nu}{(r_{out}^2 - r_{in}^2)} \cdot E \cdot \left[r_{out}^2 \cdot \sigma_{out} \cdot \left\{ (1-2\nu) \cdot r + \frac{r_{in}^2}{r^2} \right\} - r_{in}^2 \cdot \sigma_{in} \cdot \left\{ (1-2\nu) \cdot r + \frac{r_{out}^2}{r} \right\} \right] \quad \text{式(3.1.1-25)}$$

$$+ \frac{1+\nu}{1-\nu} \cdot \left[r \cdot I(r) + \frac{r_{out}^2 \cdot I(r_{out})}{r_{out}^2 - r_{in}^2} \cdot \left\{ (1-2\nu) \cdot r + \frac{r_{in}^2}{r} \right\} \right] - \nu \cdot \varepsilon_z \cdot r$$

$$I(r) = \frac{1}{r^2} \cdot \int_{r_{in}}^r [a \cdot (T - T_0) \cdot r] dr \quad \text{式(3.1.1-26)}$$

ここで、 u ：変位(m)、 ν ：ポワソン比(-)、 r ：半径(m)、 E ：弾性係数(Pa)、 σ ：応力(Pa)、 ε ：ひずみ(-)、 a ：線膨張率(-)、 T ：温度(K)、 T_0 ：初期温度(K)である。下添字については r ：半径方向、 z ：軸方向、 in ：内側境界、 out ：外側境界を表す。

2) 空孔移動

MOX 燃料中の空孔の移動は、燃料ペレット中に存在する空孔が高温かつ温度勾配が付いた状態になると高温側の燃料表面で蒸発が生じ、低温側の燃料表面で凝縮することにより空孔の境界面が高温側に移動した結果、空孔が高温側に移動するという現象である。

炉心熔融モデルでは、M. Bober らの論文^[3.1.1-4]を参考に、フィックの法則から式(3.1.1-27)に示す通り蒸気の移動によって生じる空孔の移動速度を求める。

$$\left(\frac{dl}{dt} \right)_m = \frac{D_m p_m}{c} \cdot \frac{H_m}{R^2 T^3} \cdot \beta_m \nabla T \quad \text{式(3.1.1-27)}$$

ここで、 l ：空孔の移動方向(m)、 D_m ：蒸気分子の拡散係数(m²/s)、 p_m ：空孔中の燃料蒸気圧(Pa)、 H_m ：燃料の蒸発モル熱容量(J/mol)、 c ：モル密度(mol/m³)、 R ：気体定数(J/K/mol)、 T ：温度(K)、 β_m ：空孔内の温度勾配を表現するための係数である。

3) FP ガスの生成

MOX 燃料等の核燃料では核分裂反応によって FP ガスが生成される。核分裂反応によってエネルギーが生じ、これが原子炉の出力となるため、FP ガスの生成量は式(3.1.1-28)に示すように、出力により表すことができる。

$$G_m = \frac{P \Delta t}{E_f \times 1.602 \times 10^{-13}} \times f_g \times \frac{M_g \times 1.0 \times 10^{-3}}{6.022 \times 10^{23}} \quad \text{式(3.1.1-28)}$$

ここで、 G_m ：FP ガス生成量(kg)、 P ：出力(W)、 Δt ：時間(s)、 E_f ：核分裂当たりのエネルギー(MeV)、 f_g ：核分裂当たりに発生する FP ガス分子数(-)、 M_g ：FP ガス分子のモル質量(g/mol)である。また、 1.602×10^{-13} は MeV から J への単位換算に用いた値、 6.022×10^{23} はアボガドロ数、 1.0×10^{-3} は分子量の単位が通常 g であることから単位を kg に直すために用いた値である。

4) FP ガスの放出

MOX 燃料等の燃料ペレットからの FP の放出は、燃料結晶粒からの反跳 (recoil)、はじき出し (knock-on)、拡散 (diffusion) の 3 つのプロセスからなるが、700°C 程度以上の領域では拡散による放出が主なものとなる。

炉心溶融モデルでは FP ガス放出のモデルとして Booth (ブース) モデル^[3.1.1-5]を採用する。ブースモデルは FP ガスの拡散放出過程を定式化したものであり、1 個の結晶粒を等価な球形でモデル化し、FP ガスの拡散方程式より FP ガスの放出率を算出する。原子炉の条件 (時刻 0 から照射を開始し、FP ガスの生成率が一定の状態時刻 t において照射が継続されている場合) では、その時点での結晶粒の半径を a (cm) とすると、下記の FP ガスの放出率の式が得られる^[3.1.1-6]。

$$F(t) = 1 - \frac{6a^2}{90Dt} + \frac{6a^2}{\pi^4 Dt} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} \exp\left(\frac{-n^2 \pi^2 Dt}{a^2}\right) \quad \text{式(3.1.1-29)}$$

拡散係数に関しては、以下に示す伊東のモデル^[3.1.1-7]を用いる。

$$D = 7.6 \times 10^{-6} \exp\left(-\frac{7 \times 10^4}{RT}\right) + 4.5 \times 10^{-25} \exp\left(-\frac{2.76 \times 10^4}{RT}\right) \cdot F + 2 \times 10^{-30} F \quad \text{式(3.1.1-30)}$$

ここで、 D : 拡散係数 (m^2/s)、 T : 温度 (K)、 R : 気体定数 ($\text{cal}/\text{K}/\text{mol}$)、 F : 核分裂率 ($\text{m}^{-3}\text{s}^{-1}$) である。

5) 破損判定及び破損後挙動

燃料として MOX 燃料を用いた高速炉において代表的な炉心損傷事故 (CDA: Core Disruptive Accident) である ULOF や UTOP (Unprotected Transient Overpower) が生じた場合、燃料は溶融し、破損し得る。この時、代表的な燃料の破損形態として、燃料ピン破損 (被覆管が十分に冷却され、強度が保持されている状態で、内圧による負荷が被覆管にき裂 (破損口) を生じさせ、溶融燃料が冷却材流路に放出される破損形態) と燃料崩壊 (被覆管が昇温して強度を喪失した状態で、燃料も昇温、溶融に至り、燃料が崩壊するような形で冷却材流路内に放出される破損形態) の 2 種類の破損形態が挙げられる^[3.1.1-8]。

上記のどちらの破損形態となるかは、被覆管の強度が大きく影響し、被覆管の強度は主に被覆管の温度に依存していることから、被覆管の温度により判別できると考えられる。また、燃料ピン破損に関しては、被覆管の強度を超過する機械的な負荷が被覆管にかかることで被覆管にき裂が入ると考えられるため、機械的な負荷を表す被覆管の応力と被覆管の強度の比較により破損を判定できると考えられる。一方、燃料崩壊に関しては、既に被覆管の強度は喪失しており、燃料の溶融によって生じる内圧が燃料を崩壊させるため、破損の判定には燃料の溶融状態を表す、燃料溶融割合を用いることができると考えられる。

これらを踏まえて破損判定と破損後挙動を図 3.1.1-6 の通りモデル化した。

金属燃料を用いた場合にも事故時には燃料は破損し得るが、その様相は異なる。金属燃料では、被覆管内面が共晶反応によって急速に液相を形成し、被覆管は減肉する。これにより、被覆管に作用する応力が上昇し、クリープ損傷に至る^[3.1.1-9]。また、ある温度を超えると被覆管の浸食速度は急激に上昇することが知られており、このような条件下では被覆

管の減肉効果によって破損する。

上記を踏まえて MOX 燃料用の破損判定と破損後挙動に関するモデルに対し、図 3.1.1-7 の通り金属燃料用のモデルを組み込んだ。

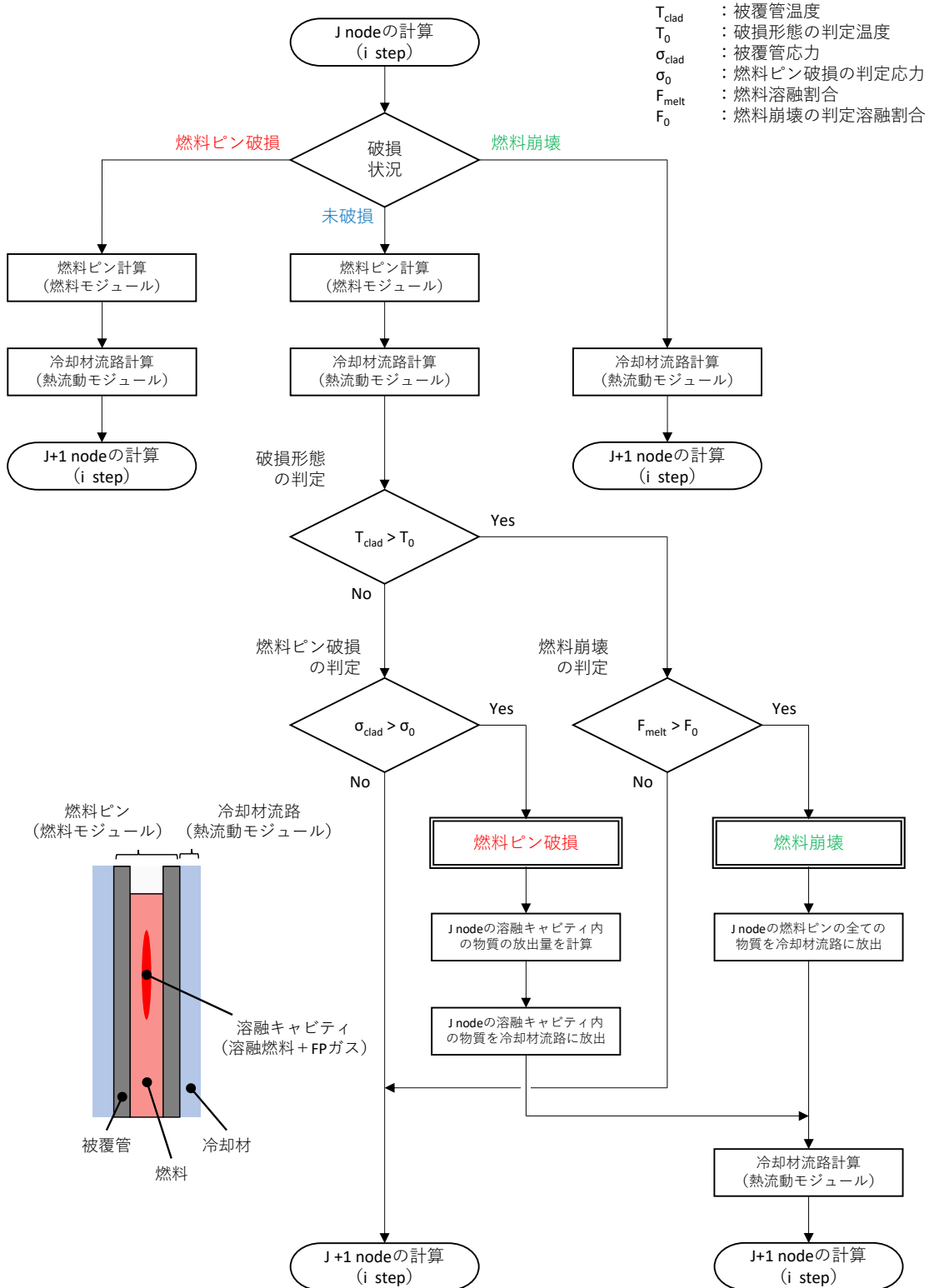


図 3.1.1-6 MOX 燃料の破損判定と破損後挙動のモデル

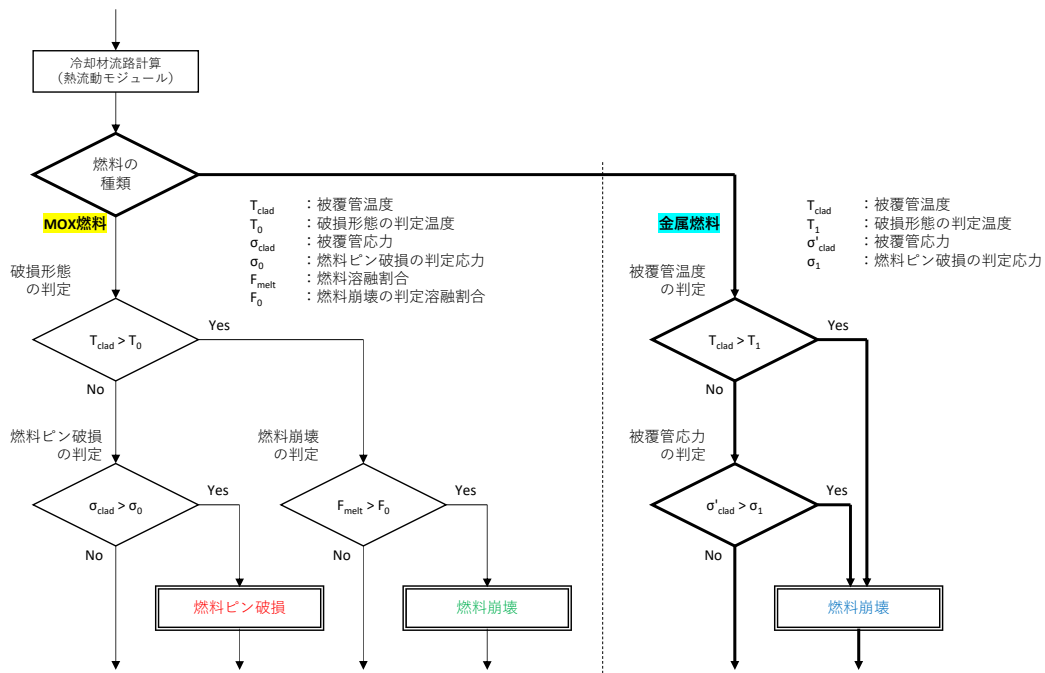


図 3. 1. 1-7 金属燃料にも対応した燃料の破損判定と破損後挙動のモデル

③ 反応度及び出力挙動のモデル化【R4】

令和 4 年度では、反応度及び出力挙動に関するプログラムを構築し、燃料モジュール及び熱流動モジュールとのカップリングを行った。

1) 反応度計算モデル

全反応度は以下の式(3. 1. 1-31)のように反応度要因の和として表すことができる。

$$\delta\rho(t) = \delta\rho_p(t) + \delta\rho_D(t) + \delta\rho_{Na}(t) + \delta\rho_{fd}(t) + \delta\rho_{cd}(t) + \delta\rho_{fm}(t) + \delta\rho_{cm}(t) \quad \text{式(3. 1. 1-31)}$$

ここで、 t : 時刻(s)、 $\delta\rho$: 全反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_p$: 外部入力反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_D$: 燃料ドップラ反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_{Na}$: 冷却材ボイド反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_{fd}$: 燃料軸伸び反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_{cd}$: 被覆管軸伸び反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_{fm}$: 燃料移動反応度 ($\Delta k/k$)、 $\delta\rho_{cm}$: 被覆管移動反応度 ($\Delta k/k$) である。ここで、外部入力反応度は、例えば UTOP 時の制御棒誤引き抜きによる反応度変化など、炉心溶融モデルの解析とは独立して投入される反応度変化に対応している。

炉心溶融モデルでは、上記の各反応度要因に対して予め摂動計算によって求められた各メッシュの反応度係数 (ワースマップ) を入力で与え、各メッシュの物理量 (密度及び温度) の変化に応じた反応度変化を計算する方法 (ワースマップ法) を用いる。

2) 出力変動計算モデル

主に起因過程のように炉心物質の移動が限定的で、時間の変化に対して、炉心内の中性子束の空間分布は変わらないと仮定した場合、炉心内の中性子束分布は空間的な分布と大きさ (振幅) を分けることができる (一点炉近似)。この時の動特性方程式は式(3. 1. 1-32)と式(3. 1. 1-33)で表すことができる。

$$\frac{dA(t)}{dt} = \frac{\delta\rho(t) - \beta_{eff}}{\Lambda} A(t) + \sum_d^{dm} \lambda_d C_d(t) \quad \text{式(3.1.1-32)}$$

$$\frac{dC_d(t)}{dt} = \frac{\beta_d}{\Lambda} A(t) + \lambda_d C_d(t) \quad \text{式(3.1.1-33)}$$

ここで、 $\delta\rho$ ：全反応度 ($\Delta k/k$)、 β_{eff} ：全実効遅発中性子割合、 Λ ：即発中性子寿命 (s)、 A ：初期出力で規格化した出力振幅、 λ_d ：遅発中性子先行核の崩壊定数 (s^{-1})、 C_d ：実効遅発中性子先行核濃度、 d ：遅発中性子先行核ファミリー ($d=1, 2, \dots, dm$)、 β_d ：ファミリー d の遅発中性子割合である。式(3.1.1-32)と式(3.1.1-33)を積分方程式に変換し、Kaganove の方法^[3.1.1-10]を用いて数値計算を行うことで、反応度による出力変動を求めることができる。

(3) 炉壁冷却モデル【R2-R4】

RVACS は、自然循環による空冷の受動的崩壊熱除去系であり、イノベーション技術の 1 つとして PRISM 型原子炉で採用されている^[3.1.1-11]。これは、輻射や空気の自然循環対流により、炉心の崩壊熱を格納容器外へ排出するシステムである。原子炉容器と格納容器の間は Ar ガスが充填され、主に輻射で放熱される。格納容器から集熱筒 (コレクタシリンダ) への輻射と共に、格納容器と集熱筒の両面から空気に排熱され、温度上昇による空気の自然循環により炉心崩壊熱を大気へ放出する。RVACS は、空気の自然循環力を利用し常時作動し続けるため、通常運転状態において原子炉モジュールの放散熱も冷却する。

① モデル化【R2-R3】

令和 2 年度では、炉内 CFD モデルまたは質点系モデルへの輻射熱移行に関して、原子力機構の所有する解析コード^[3.1.1-12]や市販の FLUENT コード^[3.1.1-13]等で使用される既存輻射伝熱モデルの調査を行い、その結果に基づき、SPECTRA コードに組み込むためのモデル化 (支配方程式の選定、離散化手法等) を実施した。RVACS における主な伝熱機構は対流及び輻射である。SPECTRA コードではエネルギー方程式に基づく対流伝熱のモデルは既に実装されているが、輻射伝熱モデルは未実装である。

輻射輸送の数値解法は、空間座標点での輻射量の輸送を計算する手法 (ここではオイラー型モデルと呼ぶ)、増減する輻射光の軌跡を追跡する手法 (光線追跡モデル)、輻射面の位置関係から面間での輻射量の輸送を計算する手法 (面間輸送 (S2S : Surface-to-Surface) モデル) の 3 つに大別できる。モデルはさらに細分化され、オイラー型モデルには離散座標 (DO : Discrete Ordinates) モデル、P1 モデル、Rosseland (RL) モデル、光線追跡モデルには離散輸送 (DT : Discrete Transfer) モデル、モンテカルロ (MC : Monte Carlo) モデルが含まれる。

SPECTRA コードの CFD モジュールにおける輻射伝熱モデルは、本研究における RVACS 評価に加えて、将来的には炉内でのガス空間挙動や炉外でのナトリウム燃焼挙動の評価への適用も検討している。ガス空間の効果は RVACS 評価では限定的だが、将来的には重要性が増すと想定される。以上を勘案して、CFD における輻射伝熱の選定モデルは、ガス空間の効果を含めた精度と計算負荷のバランスを考慮し、分割立体角数を限定的とした DO モデルもしくは P1 モデルを採用する。質点系モデルは、その適用先としては RVACS 評価のみを想定

し、固体面間の輻射に有効な S2S モデルを採用する。

令和 3 年度では、令和 2 年度に実施した調査結果を基に、計算負荷の抑制を目的として選択した質点系モデルに関して以下の通り最終的なモデル化を行った。モデルの構築の詳細については 3.1.3 の(3)項に記載する。

- ・ モデル化の範囲は原子炉容器から吸排気塔までの伝熱経路上の構成要素とする。これには、原子炉容器、Ar 層、格納容器、空気上昇流路、コレクタシリンダ、空気下降流路、吸気塔、排気塔を含む
- ・ 原子炉容器、格納容器、コレクタシリンダでは熱伝導、Ar 層では熱伝導及び輻射、空気流路では熱伝導、熱伝達及び輻射を質点系で考慮する。ただし、空気流路の対流熱伝達を除いて、上下方向の伝熱は考慮しない
- ・ 空気の流れについては、上昇流路と下降流路の温度差による自然循環力を考慮した流量計算から求める。伝熱計算と流量計算は互いに影響し合うことから、内部反復させて計算する
- ・ 原子炉容器内側表面の冷却材温度を介して、炉内冷却材挙動モデルと接続する

② プログラミング【R3-R4】

令和 3 年度では、モデル化に基づき一部プログラミングを開始した。令和 4 年度では、SPECTRA コードに RVACS モジュールとして組み込むプログラミングを終了した。本モデルの評価対象は、原子炉容器から吸排気塔までの伝熱経路上の構成要素である。境界条件は、空気入口はユーザー入力の固定温度、空気出口は流出境界、コレクタシリンダの外周部は断熱、原子炉容器の炉内壁面は炉内冷却材温度とする。炉内冷却材温度は、RVACS 単独解析ではユーザー入力値、炉内モジュールとの連成解析では炉内解析での計算値を使用する。連成解析の場合、RVACS モジュールから炉内モジュールへ、冷却材への熱流束を引き渡す。RVACS モジュールを組み込んだ SPECTRA コードの適用性確認解析を 3.1.3 の(3)項に述べる。

(4) 統合安全性評価シミュレーション基盤システムの妥当性総合評価【R5】

令和 5 年度では、炉内側質点系冷却材挙動モデル、炉心溶融モデル、RVACS 除熱特性モデルの最終整備を行い、統合安全性評価シミュレーション基盤システムを完成させた。本システムの総合的な妥当性評価として、ULOF 事象を対象とした解析を実施した。

解析体系を図 3.1.1-8 に示す。実在のプラントを単純化した 2 次元の 2 ループ体系を設定した。燃料集合体を除く原子炉容器内と 1 次主冷却系配管内の流動は炉内側多次元系冷却材挙動モデルを用いて解き、燃料集合体内の燃料ピン及び冷却材の挙動は炉心溶融モデルを用いて解くこととし、両モデルは燃料集合体の出入口部で接続している。燃料集合体は 198 体とするが、炉心溶融モデルでは全集合体を 1 体で代表して解析することとした。ULOF 事象の解析では、まず 1 次主冷却系ポンプの吐出圧を一定として、定常状態になるまで解析を行い、その後吐出圧を変化させ、冷却材流量を減少させることで ULOF 事象を模擬することとした。

解析から得られた冷却材の沸騰及び燃料の破損が生じた時点での燃料集合体内の状況を

図 3.1.1-9 に示す。まず、1 次主冷却系ポンプの吐出圧の低下によって、燃料集合体に流入する冷却材の流量が減少する。これにより冷却材が昇温し、沸騰に至る（図 3.1.1-9(2)）。沸騰が拡大すると、被覆管及び燃料ペレットが昇温して強度を喪失し、燃料ペレットの中心部は溶融に至っている（図 3.1.1-9(3)）。さらに、両者の強度喪失により燃料の崩壊に至り、それぞれの物質が冷却材流路内に放出されている（図 3.1.1-9(4)）。

以上の通り、1 次主冷却系冷却材挙動、燃料集合体内の冷却材沸騰、燃料ピンの破損及び破損後挙動等、SA 時の炉心損傷に関わる事象進展を解析可能であることを確認した。本解析結果は、3.1.1 の(2)項②に述べた物理的に想定される事象に整合している。

上記に加えて、統合安全性評価シミュレーション基盤システムにおける多次元系－質点系の連成も含めた妥当性総合評価として、ULOF 事象の解析に用いた体系の 1 次主冷却系を多次元系から質点系に置き換え、置き換え前後の解析結果を比較した。

解析体系を図 3.1.1-10 に示す。多次元系の解析体系（図 3.1.1-10(1)）では、1 次主冷却系を流れ方向に 72 分割、断面を 4 分割としていることに対し、質点系に置き換えた体系（図 3.1.1-10(2)）では、1 次主冷却系を流れ方向に同じく 72 分割とし、原子炉容器と 1 次主冷却系配管の接続部では多次元系の 2 セルに対して 1 質点を接続している。また、質点系領域では、鉛直方向の配管部に重力を設定した。解析では上記の多次元系のみによる解析と同様に、体系全体が一様温度の状態から 1 次主冷却系ポンプによる駆動、炉心部での発熱、中間熱交換器による除熱を模擬し、定常状態を形成した上で、1 次主冷却系ポンプの吐出圧を減少させて ULOF 事象を模擬した。

図 3.1.1-11 に、計算開始時、定常状態、冷却材流量の減少開始後 5.2 s 時点での冷却材温度分布を示す。1 次主冷却系ポンプによる冷却材の流れによって、中間熱交換器で冷却された冷却材が炉心部に流れ込む挙動や、冷却材流量の減少によって高温化した冷却材が原子炉容器上部の空間に流入する挙動が両解析結果に現れている。多次元系では配管内の流速に分布が生じていることから、原子炉容器下部の配管接続部付近で流況が質点系とは若干異なっている。多次元性を有する箇所には差異は認められるものの、原子炉容器全体の冷却材挙動としては、全領域多次元系の解析結果を再現している。燃料の破損時刻は、両解析結果の差が 0.1 s 程度と小さい。

以上の通り、体系の一部を多次元系から質点系に置き換えた解析結果が、全領域多次元系の解析結果を再現できることを確認した。

炉心溶融モデル、炉内側多次元系／質点系冷却材挙動モデルを接続した統合安全性評価シミュレーション基盤システムを完成させた。本システムの妥当性総合評価として、ナトリウム冷却高速炉での ULOF 事象を対象とした解析、多次元系－質点系の連成解析を実施した。前者については物理的に想定される事象の再現性、後者については全領域多次元解析結果との整合性から、本システムは妥当であると評価した。

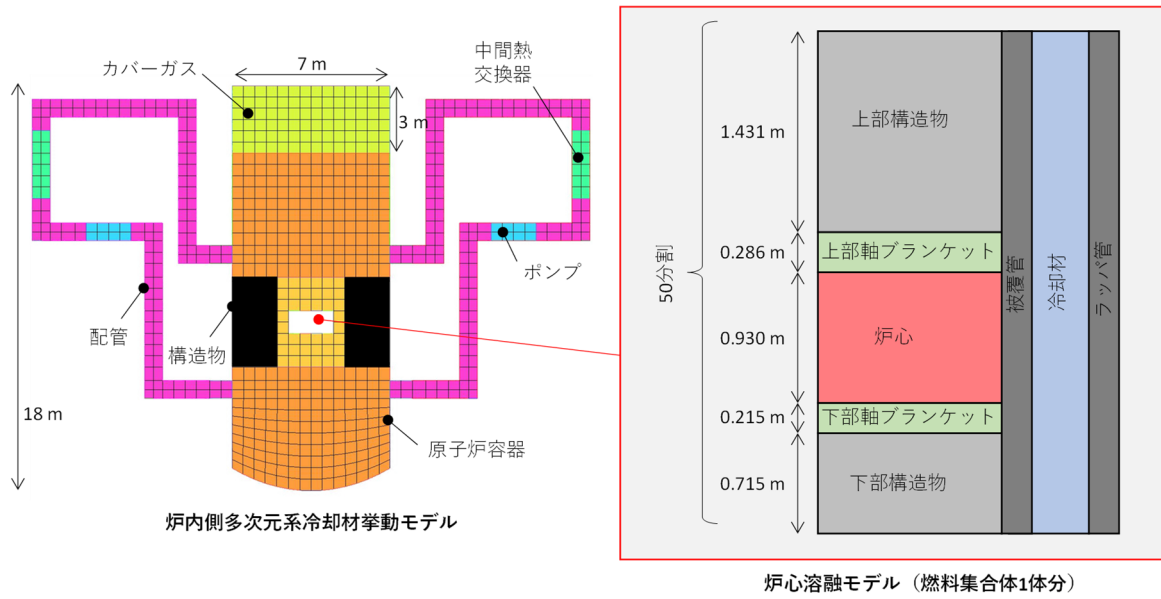
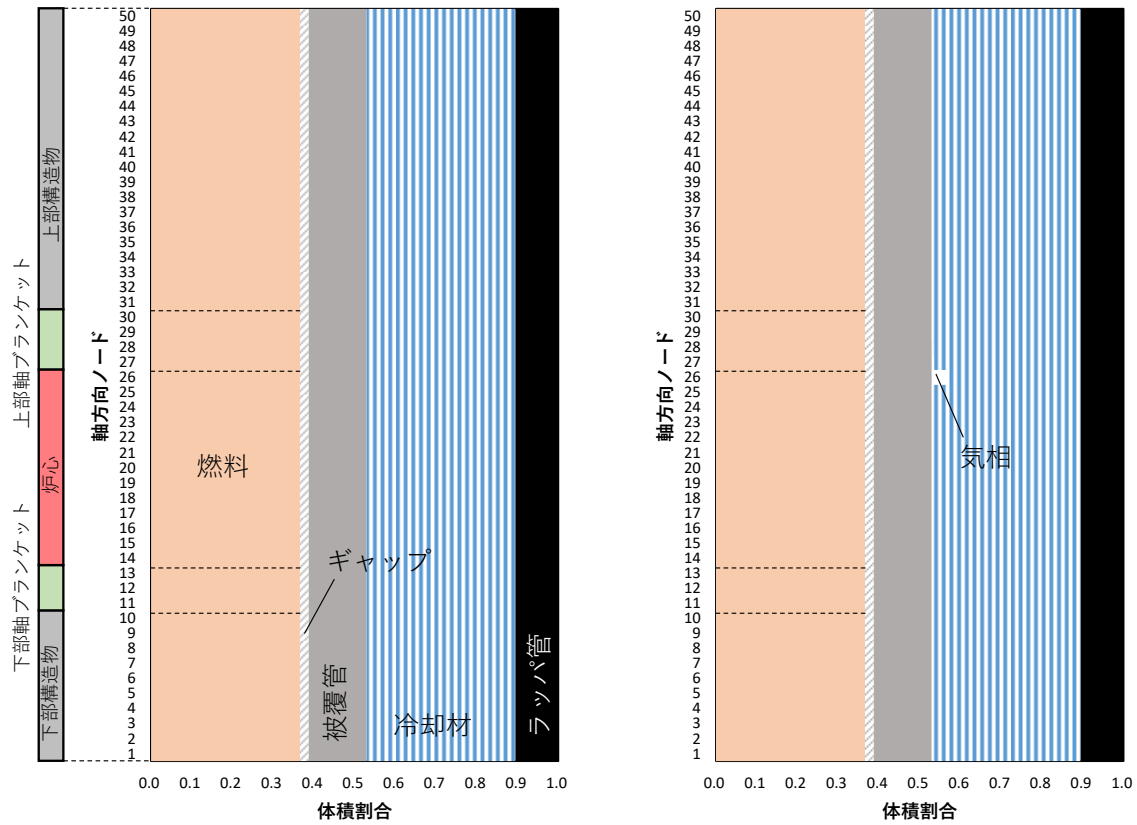
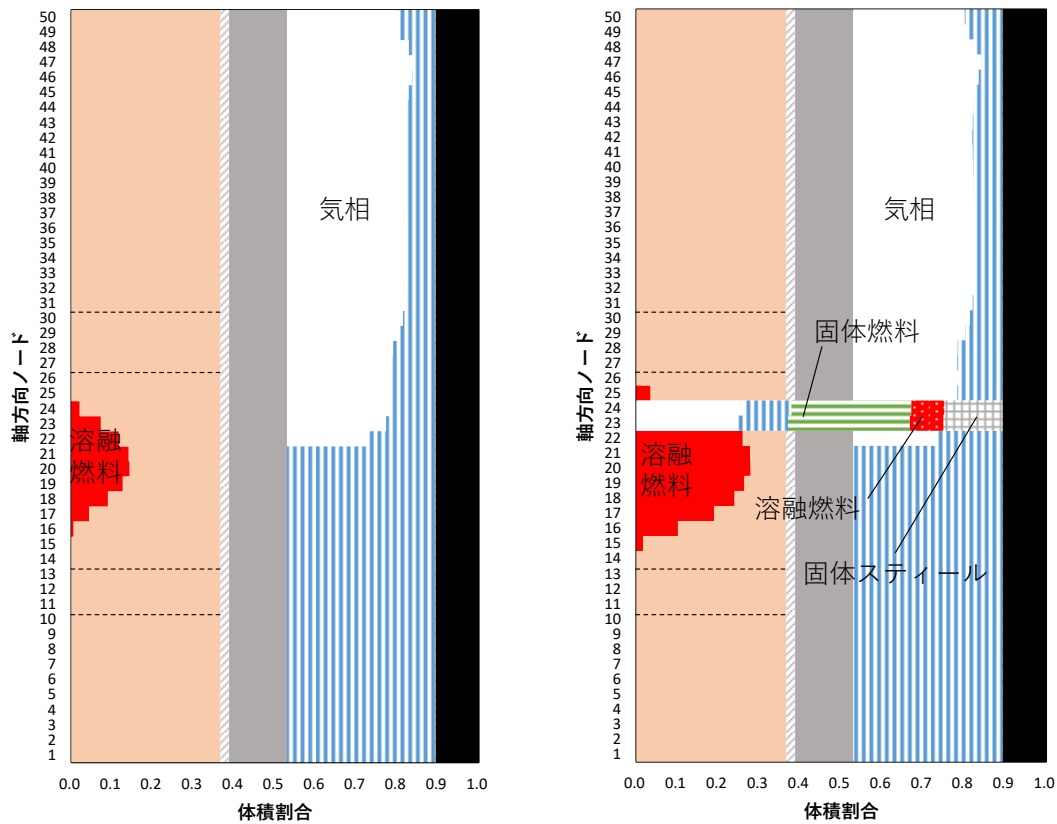


図 3. 1. 1-8 総合妥当性評価体系



(1) 計算開始時

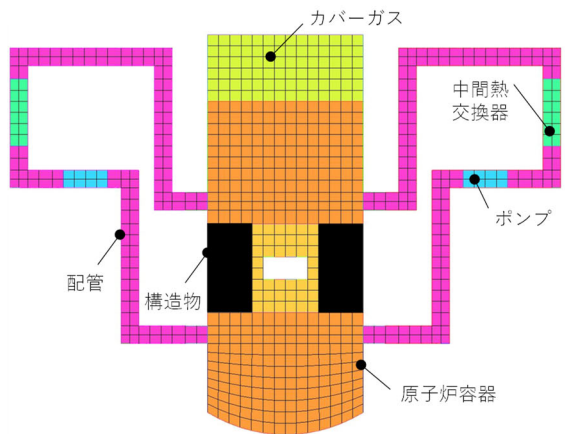
(2) 沸騰開始時



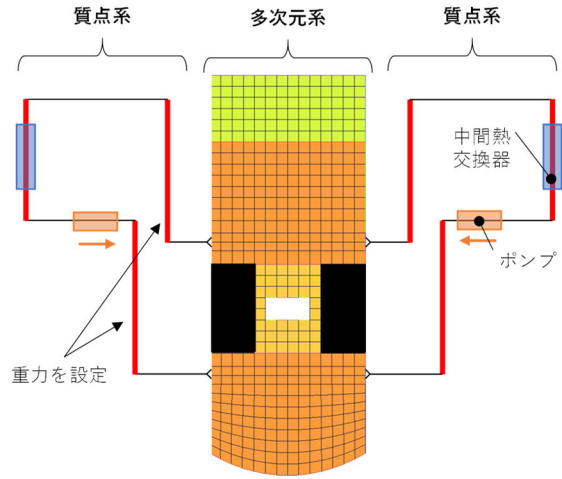
(3) 破損直前

(4) 破損後

図 3.1.1-9 総合妥当性評価結果

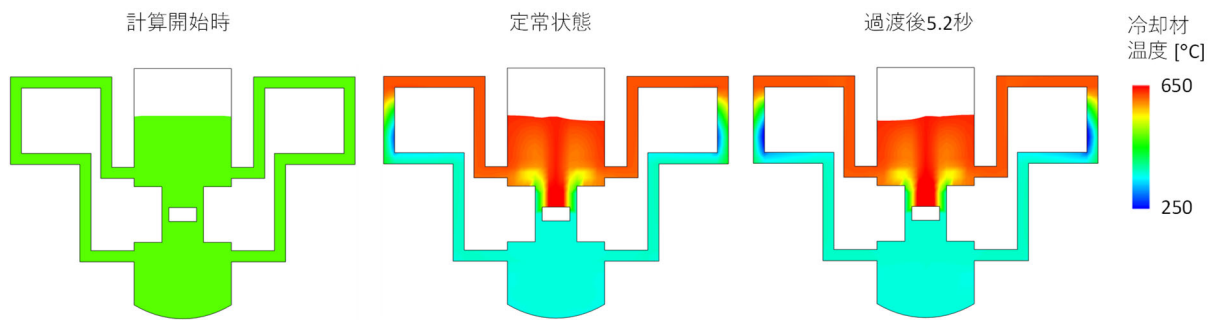


(1) 炉内側多次元系冷却材挙動モデル

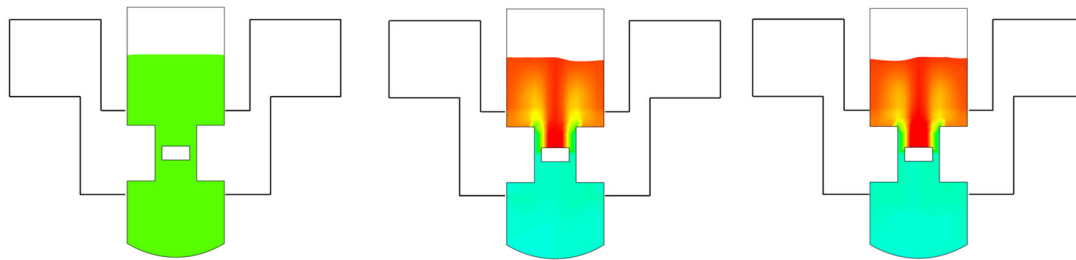


(2) 炉内側多次元系 + 質点系冷却材挙動モデル

図 3. 1. 1-10 多次元系 - 質点系連成解析体系



(1) 炉内側多次元系冷却材挙動モデル



(2) 炉内側多次元系 + 質点系冷却材挙動モデル

図 3. 1. 1-11 多次元系 - 質点系連成解析結果

【参考文献】

- [3.1.1-1] The RELAP5 Code Development Team, “RELAP5/MOD3 Code Manual, Volume I: Code Structure, System Models, and Solution Methods,” NUREG/CR-5535, INEL-95/0174 (1995).
- [3.1.1-2] L.L. Humphries, B.A. Beeny, F. Gelbard, D.L. Louie, J. Phillips, “MELCOR Computer Code Manuals Vol. 2: Reference Manual Version 2.2.9541 2017,” SAND2017-0876 0, (2017).
- [3.1.1-3] A. R. Edwards, T. P. O’ Brien, Studies of phenomena connected with the depressurization of water reactors, Journal of British Nuclear Energy Society, Vol. 9, pp.125-135, 1970.
- [3.1.1-4] M. Bober and G. Schumacher, Material Transport in the Temperature Gradient of Fast Reactor Fuels, Advances in Nuclear Science and Technology, Vol. 7, pp. 121-196, 1973.
- [3.1.1-5] A. H. Booth, A method of calculating fission gas diffusion from UO₂ fuel and its application to the X-2-f loop test, CRDC-721.
- [3.1.1-6] A. H. Booth and G. T. Rymer, Determination of the diffusion constant of fission xenon in UO₂ crystals and sintered compacts, CRDC-720.
- [3.1.1-7] K. Ito et al., Finite Element Model for Analysis of Fission Gas Release from UO₂ Fuel, Journal of Nuclear Science and Technology, 22[2], pp. 129-138, 1985.
- [3.1.1-8] 石田真也, 小野田雄一, 川田賢一, “燃料ピン破損後の燃料の堆積挙動に関する CABRI-2 計画 E12 試験結果の解釈と SAS4A での評価について,” 日本原子力学会 2014 年春の年会 予稿集 N54, 2014.
- [3.1.1-9] 植松眞理マリアンヌ, 他, “金属燃料高速炉の炉心・燃料設計に関する研究 (4), (5) 及び(6) 2009-2012 年度共同研究報告書,” JAEA-Research 2012-041, 2013.
- [3.1.1-10] J. J. Kaganove, “NUMERICAL SOLUTION OF THE ONE-GROUP SPACE-INDEPENDENT REACTOR KINETICS EQUATIONS FOR NEUTRON DENSITY GIVEN THE EXCESS REACTIVITY”, Argonne National Laboratory, ANL-6132, 1960.
- [3.1.1-11] C. E. Boardman et al., “A DESCRIPTION OF THE S-PRISM PLANT”, ICONE-8, 8168, APRIL 2-6, 2000
- [3.1.1-12] T. Takata et al., Numerical investigation of multi-dimensional characteristics in sodium combustion, Nuclear Engineering and Design, Vol. 220, pp. 37-50, 2003.
- [3.1.1-13] ANSYS Fluent 理論ガイド 2019R3 5.3 輻射のモデル化 pp. 137-170, 2019.

3.1.2 炉心溶融モデル構築（再委託先：東京都市大学）【R2-R5】

令和2年度では、将来的に評価対象となる炉心を幅広く想定（MOX燃料、金属燃料）し、必要となるモデル機能の選定を行った。熱流動解析モデルの整備に必要な支配方程式の選定を行い、モジュールの基本設計を行った。

令和3年度では、定常運転状態の解析に必要な、冷却材熱流動挙動、MOX燃料ピン挙動といった基本モジュールのプログラミングを完成させた。また、SAS4A等の既存コードとの比較や照射試験データとの比較を行い、妥当性を確認した。金属燃料モデルの開発では、炉型拡張検討における調査結果も踏まえ、着目すべき物理挙動の整理と、必要なモデル機能を整理した。

令和4年度では、炉心損傷事象解析で必要不可欠となる破損判定や、燃料ピン破損後の物質移動に関わる基本モジュールのプログラミングを実施した。また、SAS4A等の既存コードとの比較や試験データとの比較を行い、妥当性を確認しつつ、課題の抽出を行った。金属燃料モデル開発では、照射挙動、破損モデルに関わるプログラミングを実施した。

令和5年度では、これまでのモデル開発の成果を集約し、炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングを完成させた。また、既存コードとの比較や試験データとの比較を行い、妥当性を確認した。試計算として全炉心解析ができることを確認し、コードの妥当性を確認した。また、金属燃料モデルの基本機能の確認と検証を実施した。

実施内容の詳細を下記(1)項～(2)項に示す。

(1) 基本モジュール【R2-R5】

① モジュール基本設計【R2】

令和2年度では、MOX燃料または金属燃料を装填したナトリウム冷却高速炉を対象として、炉心損傷事故の事象推移（破損後の熱流動を含めた挙動）を整理して関連する物理現象を漏れなく抽出し、PIRT（Phenomena Identification and Ranking Table：重要度ランク表）を用いて、必要となるモデル機能の選定を行うと共に、選定されたモデル機能を基に炉心溶融モデルのモジュールの基本設計を実施した。

ナトリウム冷却高速炉の炉心損傷事故では、ULOFがCDA事象を代表する事象と考えられている^[3.1.2-1]。MOX燃料炉心と金属燃料炉心のULOF時の起因過程、遷移過程における物理現象を図3.1.2-1に整理した。燃料の破損後挙動については、基本的に炉心を構成する成分が固体、気体、液体となって移行する挙動であり、MOX燃料と金属燃料共に共通の現象である。大きな違いは、金属燃料では共晶反応により、スチールの融点よりも低い温度で溶融が発生することである。

ULOFの事象推移の検討から抽出された物理現象を表3.1.2-1に整理した。ランキングの定義は表3.1.1-1と同じものである。このPIRTを基にして、モデル化すべき現象を整理し、起因過程及び遷移過程における重要現象をフローチャートとして提示したものがそれぞれ図3.1.2-2及び図3.1.2-3である。これらの図中の現象が選定されたモデル機能となる。

選定されたモデル機能をグループに分類し、それぞれのグループごとにモジュールとしての機能を定義した。各モジュールの機能は次の通りである。

- 燃料モジュール

1本の燃料棒に対し半径方向の1次元伝熱方程式を計算。熱流動モジュールとの熱輸送を考慮。燃料破損、燃料崩壊が生じた際には、熱流動モジュールとの間で質量、熱の相互作用を計算。

- 熱流動モジュール

燃料 (fissile、fertile)、核分裂生成物、冷却材、炉心上部機構 (UCS)、被覆管及びブラッパ管を構成要素とし、これらに対し定義された物理量 (質量密度、速度、温度) を、質量、運動量、エネルギーの保存則を解くことにより計算。

- 反応度モジュール

熱流動モジュール、燃料モジュールで計算した炉内の状態量より反応度を計算。

各モジュールにおける熱流動解析モデルの整備に必要な支配方程式として以下を選定してモジュールの基本設計を実施した。すなわち、燃料モジュールでは、計算セルごとに燃料棒内部の温度に対して、半径方向の1次元熱伝導方程式

$$\rho_f(r)C_f(r)\frac{\partial T_f(r)}{\partial t} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(\kappa(r)r\frac{\partial T_f(r)}{\partial r}\right) = q_f^{eng}(r) \quad \text{式(3.1.2-1)}$$

を解き、熱流動モジュールでは、損傷炉心を構成する各成分に対して質量密度、3速度場、温度を定義し、各セルの圧力を定義し、

連続の式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_m\rho_m) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_m\rho_mu_{m,j}) = Q_m^{mass} \quad \text{式(3.1.2-2)}$$

運動方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_m\rho_mu_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_m\rho_mu_{m,i}u_{m,j}) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + Q_m^{mom} \quad \text{式(3.1.2-3)}$$

エネルギー方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_m\rho_mc_mT_m) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_m\rho_mc_mT_mu_{m,j}) = Q_m^{eng} \quad \text{式(3.1.2-4)}$$

を解く。

以上を踏まえて、炉心溶融モデルとして図 3.1.2-4 に示すフローチャートを構築した。

表 3. 1. 2-1 ULOF 起因過程、遷移過程における物理現象

Phenomena	Importance	Knowledge
1 steady-state fuel irradiation behavior	H	K
2 reactivity feedback behavior	H	K
3 reactor power behavior	H	K
4 primary loop coolant flow behavior (flow coast down characteristic)	H	K
5 coolant thermal-hydraulic behavior within SAs	M	K
6 inter-SA heat transfer	L	P
7 core deformation caused by bowing of SAs	L	P
8 heat transfer to the control rod drive line	L	P
9 thermal expansion of the control rod drive mechanism	L	P
10 fuel pin thermal behavior (fuel Doppler)	H	K
11 fuel pin mechanical behavior †	H	K
12 coolant boiling behavior	H	K
13 fuel pin dryout	H	K
14 plenum gas blow out	L	K
15 cladding melting and relocation	M	K
16 fuel disruption (eutectic)	H	K
17 fuel dispersal	H	K
18 remaining fuel-stub motion (MOX)	M* / L	P
19 in-pin molten fuel relocation (squirting)	L	P
20 fuel-pin failure (eutectic)	H	K
21 FCI behavior	H	K
22 fuel-structure heat transfer behavior	M	K
23 fuel and steel freezing behavior	M	P
24 primary loop heat transfer (H/L temperature)	L	K
25 IHX heat transfer	L	K
26 secondary and tertiary loop heat transfer	L	K
27 DHR system heat transfer	L	K
28 primary loop heat transfer (C/L temperature)	L	K
29 mixing in lower coolant plenum within RV	L	P
30 mixing in upper coolant plenum within RV	L	P
31 thermal expansion of core-supporting diagrid	L	P
32 reactor vessel thermal expansion (relative withdrawal of control rod)	L	P

†:(1)fuel elongation, (2)cladding elongation, (3)sodium ejection from the core due to radial deformation of the cladding,
MOX: (4)cladding failure prediction depending on fission-gas-induced fuel swelling, fuel creep, molten fuel cavity pressurization, cladding deformation

Event sequence of ULOF
 Metallic Fuel (U-Pu-Zr)
 MOX Fuel
 紫はMetallic, MOX共通

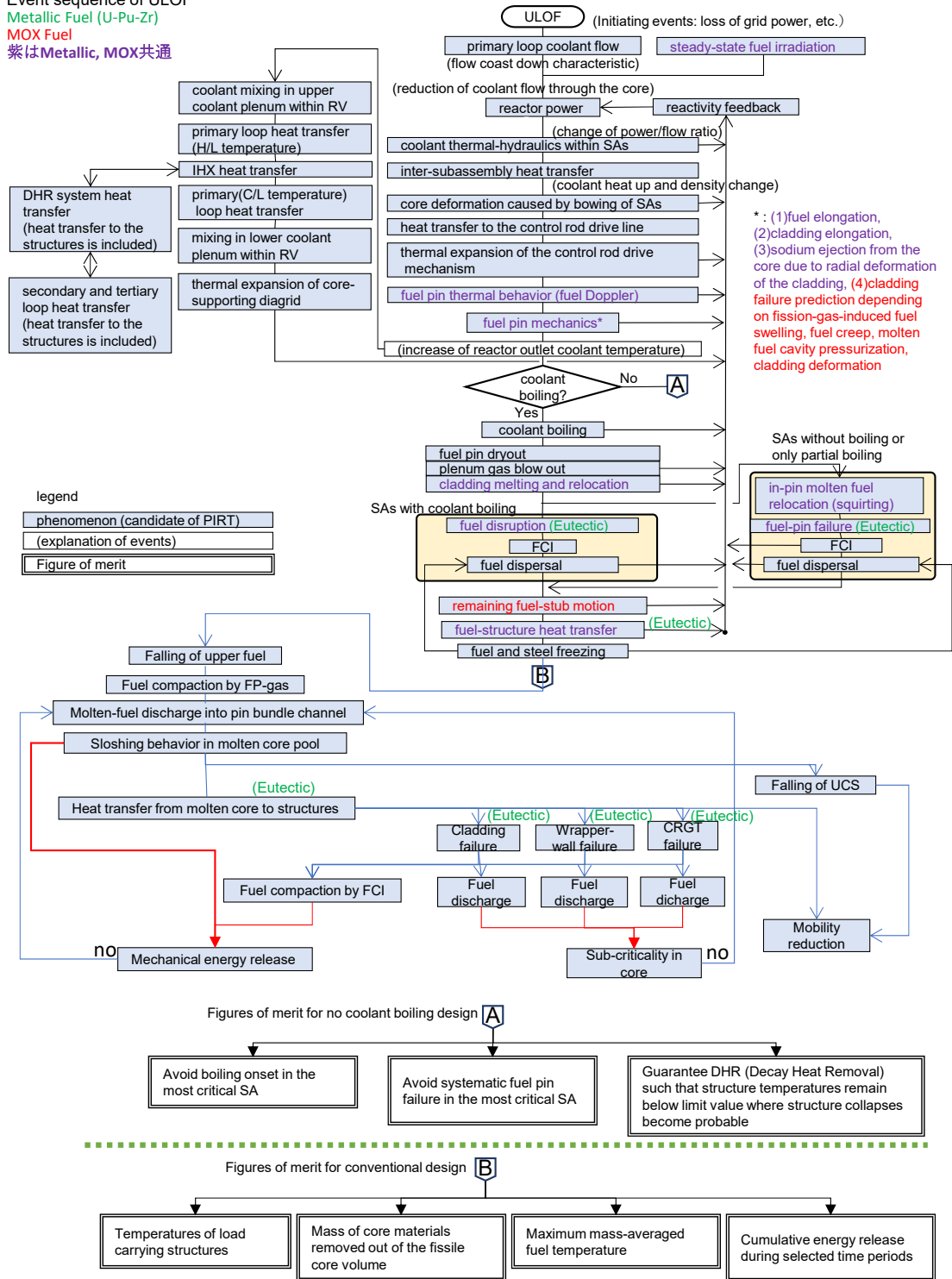


図 3. 1. 2-1 ULOF 起因過程、遷移過程における物理現象

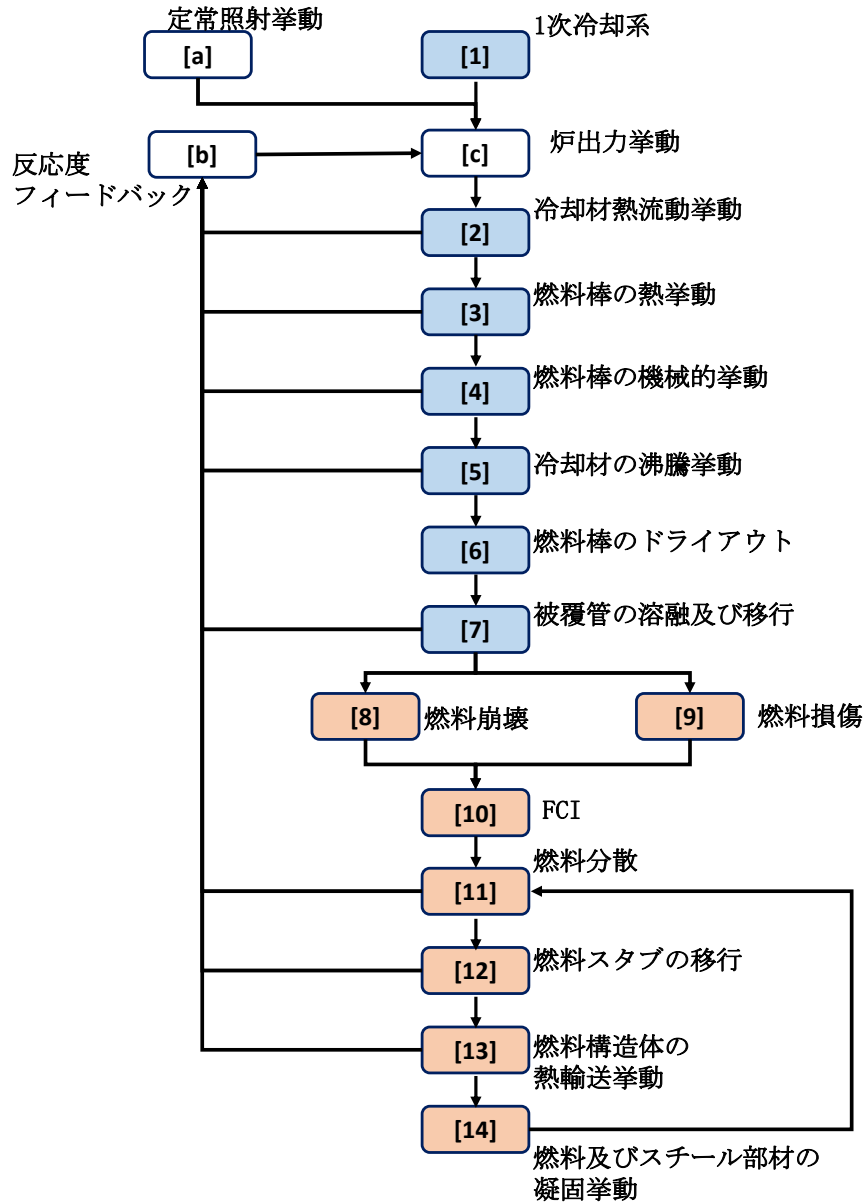


図 3. 1. 2-2 起因過程における重要現象のフローチャート

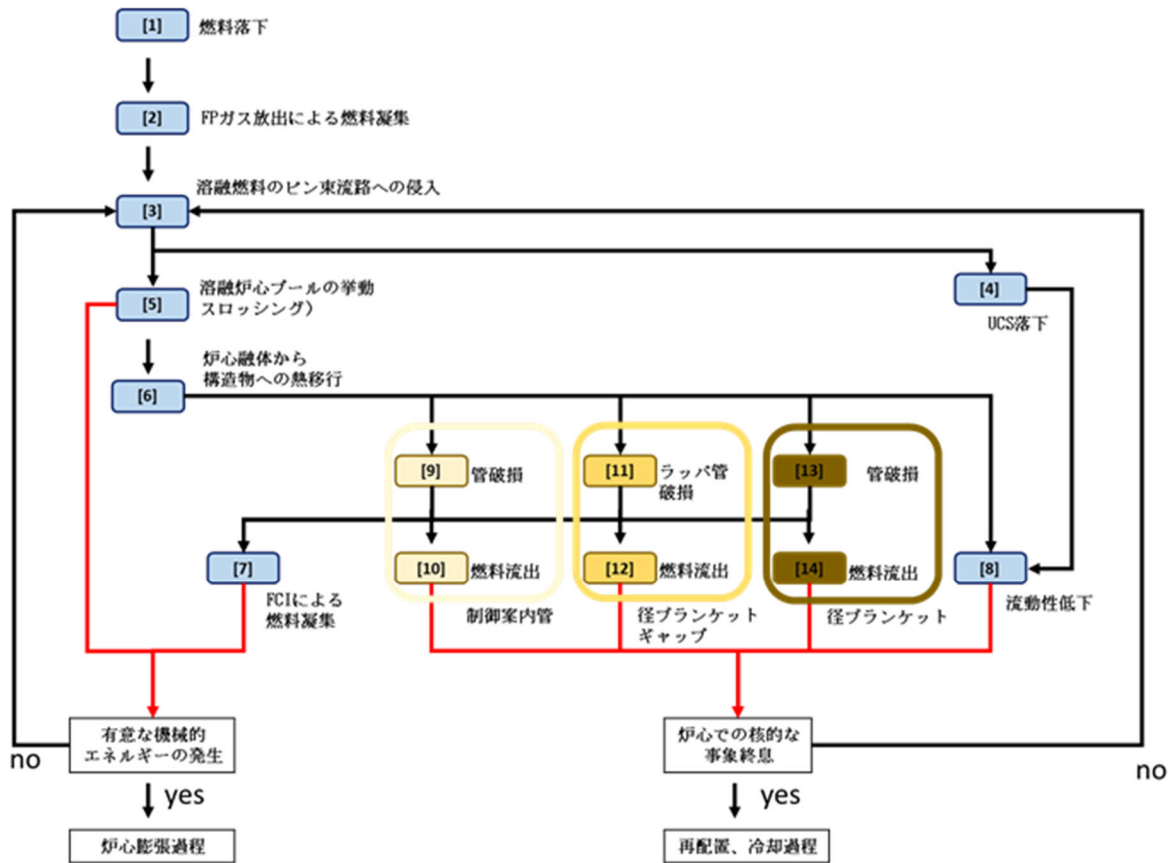


図 3. 1. 2-3 遷移過程における重要現象のフローチャート

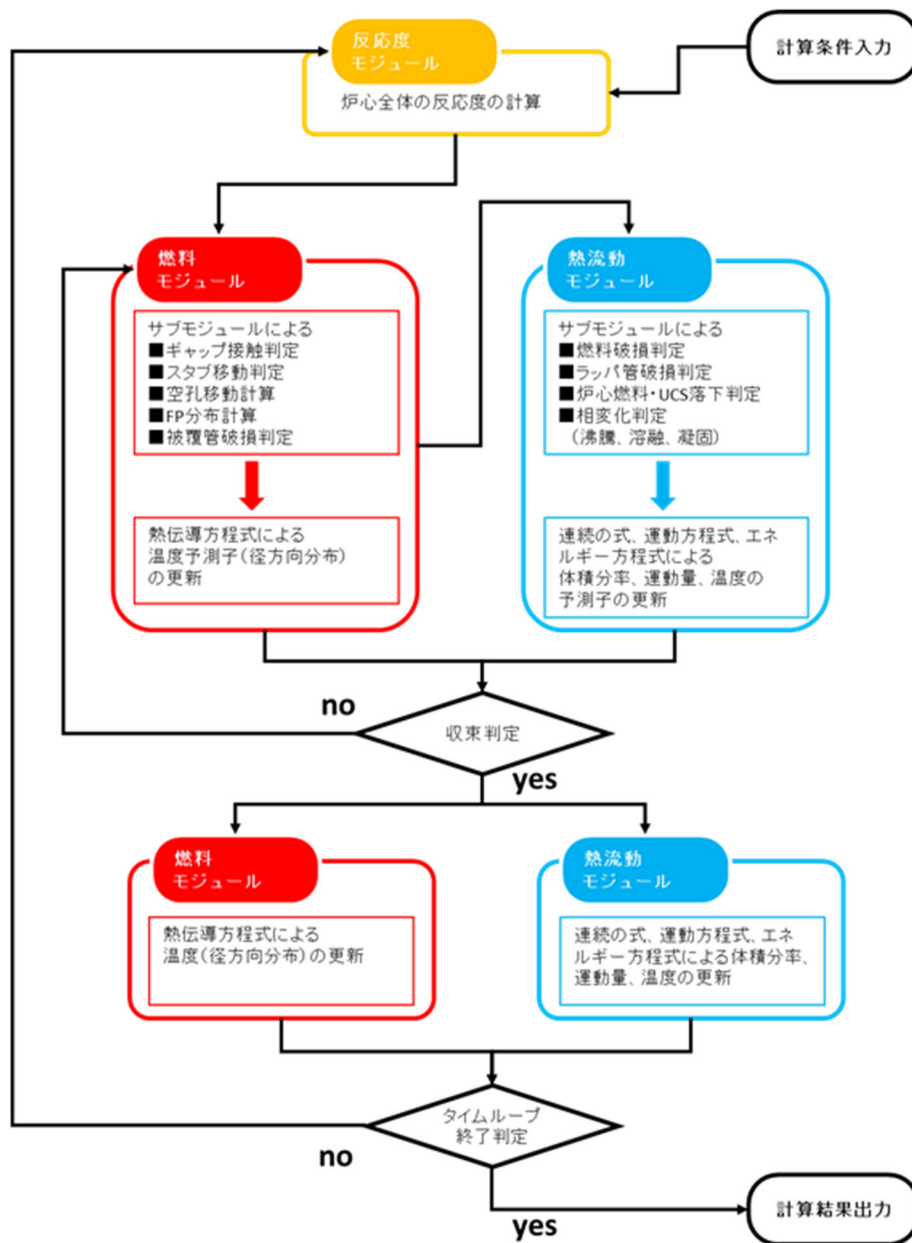


図 3.1.2-4 本プログラムのフローチャート

② 定常から破損後挙動のプログラミング【R3-R4】

令和 3 年度では、定常運転状態の解析に必要な、1)燃料ピンの熱的挙動、2)燃料ピンの変形挙動、3)燃料ペレット内の空孔の移動、4)FP ガスの生成と放出といった基本モジュールのプログラミングを完成させた。

令和 4 年度では、炉心損傷事象の解析で必要不可欠となる 5)燃料ピンの破損判定や、6)燃料ピン破損後の物質移動に関わる基本モジュールのプログラミングを実施した。

これらの具体的な内容は、次の通りである。

1) 燃料ピンの熱的挙動

定常及び過渡時における、燃料ペレットから冷却材までの径方向 1 次元的な熱の移動を模擬し、径方向の温度分布を算出するモデルを構築した。

2) 燃料ピンの変形挙動

定常及び過渡時の燃料ピンに関わる応力によって生じるひずみと熱膨張を考慮して変形量を計算するモデルを構築した。

3) 燃料ペレット内の空孔の移動

空孔内の温度勾配に伴う局所的な燃料の蒸発と凝縮に起因する空孔の移動（空孔内では高温となるペレット中心側で燃料が蒸発し、低温となるペレット外縁側で凝縮が生じるため、結果的に空孔がペレット中心に向かって移動する。）と照射時における燃料ペレットの中心空孔の形成を再現するモデルを開発した。

4) FP ガスの生成と放出

原子炉出力に応じて FP ガスの生成量を評価すると共に、燃料ペレットから主に拡散現象によって FP ガスが放出される挙動を Booth モデル^[3.1.2-2]に基づいて評価するモデルを開発した。

5) 燃料ピンの破損判定

MOX 燃料を用いた高速炉の炉心損傷事故における代表的な燃料の破損形態としては「燃料ピン破損」と「燃料崩壊」という 2 種類の破損形態が挙げられる^[3.1.1-8]。これらの破損形態に関する破損判定と破損後挙動を図 3.1.1-6 の通りモデル化した。

6) 燃料ピン破損後の物質移動

燃料ピンの破損後に燃料モジュールから解放された燃料、被覆管、FP ガス等の各成分は冷却材流路の領域において多成分多相流を形成する。熱流動モジュールでは、燃料、核分裂生成物、冷却材、被覆管及びラップ管に対しての相変化も考慮する。

上記の燃料ピンの破損判定において、「燃料ピン破損」や「燃料崩壊」が判定され、燃料モジュールから熱流動モジュールへと解放された燃料ピンの構成成分に関しては、各成分間における質量、運動量、エネルギーの移行を図 3.1.2-5 のフローに基づいて計算する。すなわち、計算対象とする軸方向ノードにおいて気相と液相の体積率を算出し、流動様式（気泡流、分散流、またはそれらの混在した状態）を判別する。次に、各流動様式に応じて、各成分間／各相間の接触境界面積を計算する。最後に、接触境界面を通して各成分間／各相間で移行する質量、運動量、エネルギーの移行量を求める。

以上に示す各モデルをプログラミングし、燃料モジュール及び熱流動モジュールに実装した。

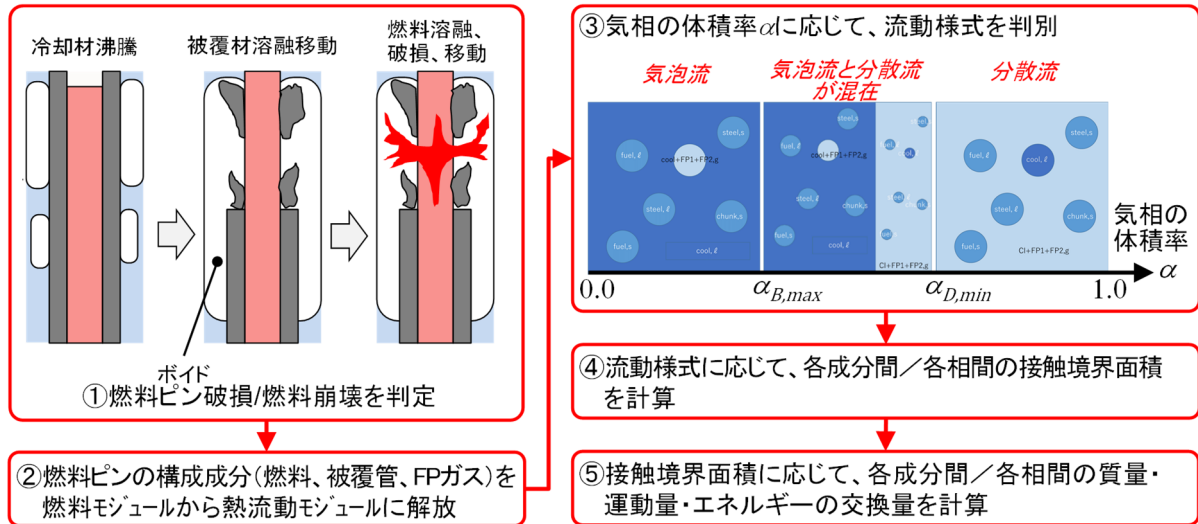


図 3. 1. 2-5 燃料ピン破損または燃料崩壊が判定された後の計算フロー

③ 定常から破損後挙動の妥当性確認【R3-R4】

令和 3 年度では、既存コードとの比較や照射試験データとの比較を行って定常解析に関するプログラムの妥当性を確認した。

令和 4 年度では、既存コードや既存の試験データとの比較を行って過渡解析に関するプログラミングの妥当性を確認しつつ、課題の抽出を行うこととした。

これらの具体的な内容は、次の通りである。

1) 燃料の定常照射挙動

燃料ペレット内の空孔の移動や FP ガスの放出など、定常照射時に燃料ペレットで生じる現象が 3. 1. 2 の(1)項②1)～4)の各モデルを導入したモジュールで適切に評価できることを確認するため、Rig1 ピンを用いた CABRI 試験^[3.1.2-3]を対象として検証解析を実施した。過渡挙動において重要となる燃料ペレット内の FP ガス保持量の径方向分布について比較すると、図 3. 1. 2-6 に示すように、本モデルを導入した解析結果は試験結果を適切に再現しており、定常照射時の燃料挙動に関するモデルの妥当性を確認することができた。

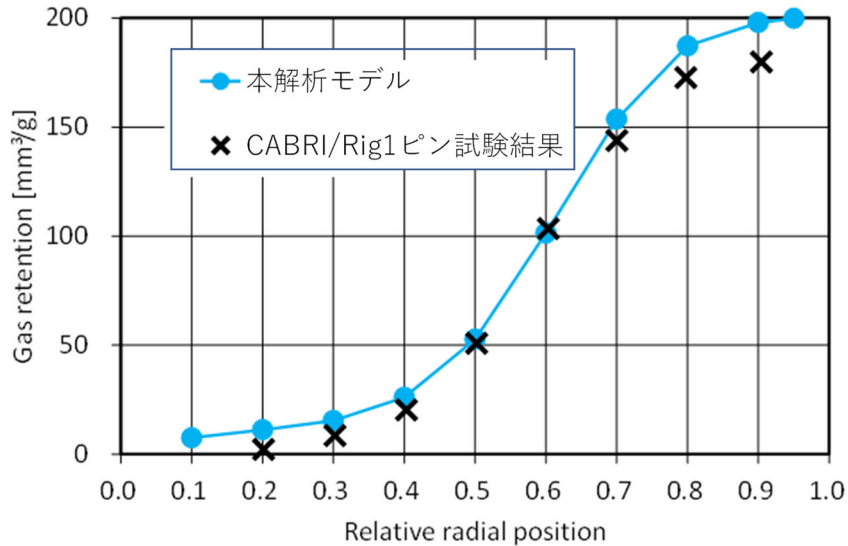


図 3.1.2-6 燃料ペレット内のFP ガス保持量に関する解析結果と試験結果の比較

2) 定常状態におけるエネルギー輸送

定常状態における燃料モジュール及び熱流動モジュールのエネルギー輸送計算の機能確認のため、簡易的な体系で解析を行い、既存コードである SAS4A の結果と比較した。対象とした体系は、図 3.1.2-7 に示すように、円管内に燃料棒を挿入し、その周りを液体ナトリウムで冷却するものである。

解析結果を図 3.1.2-8 に示す。炉心溶融モデルによる解析の結果を SAS4A と比較すると、温度の定義点が異なるものの、温度分布は良好に一致しており、定常状態におけるエネルギー輸送計算が正しく動作することを確認した。

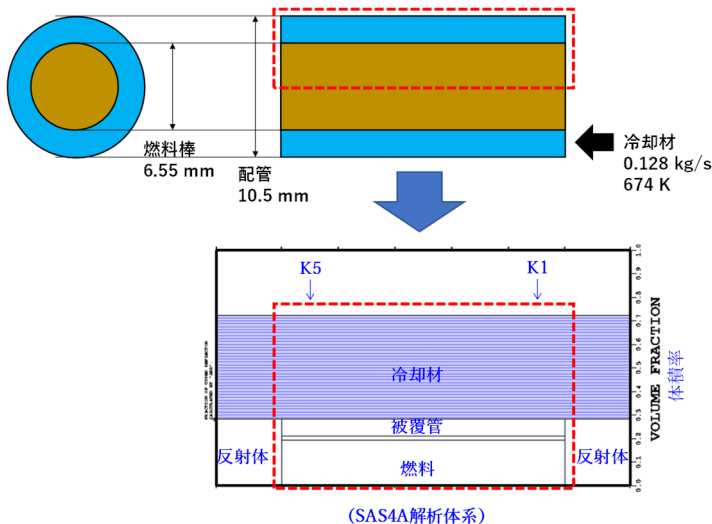


図 3.1.2-7 炉心溶融モデルと SAS4A の解析体系

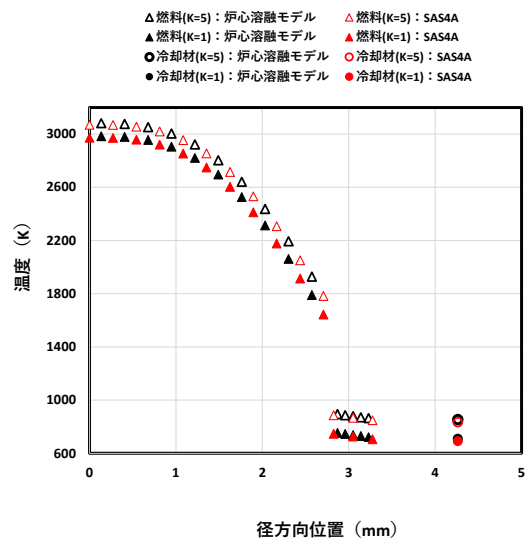


図 3.1.2-8 径方向の温度分布の比較

3) 燃料の溶融計算

比エンタルピに基づく燃料の溶融割合の計算が適切に導入されているかを確認するため、炉心溶融モデルで計算される比エンタルピと温度及び溶融割合を物性値テーブルと比較した。図 3.1.2-9 に示す通り、炉心溶融モデルでの計算結果と物性値テーブルは良い一致を示しており、比エンタルピに基づく燃料溶融の計算が適切に実行できることを確認した。

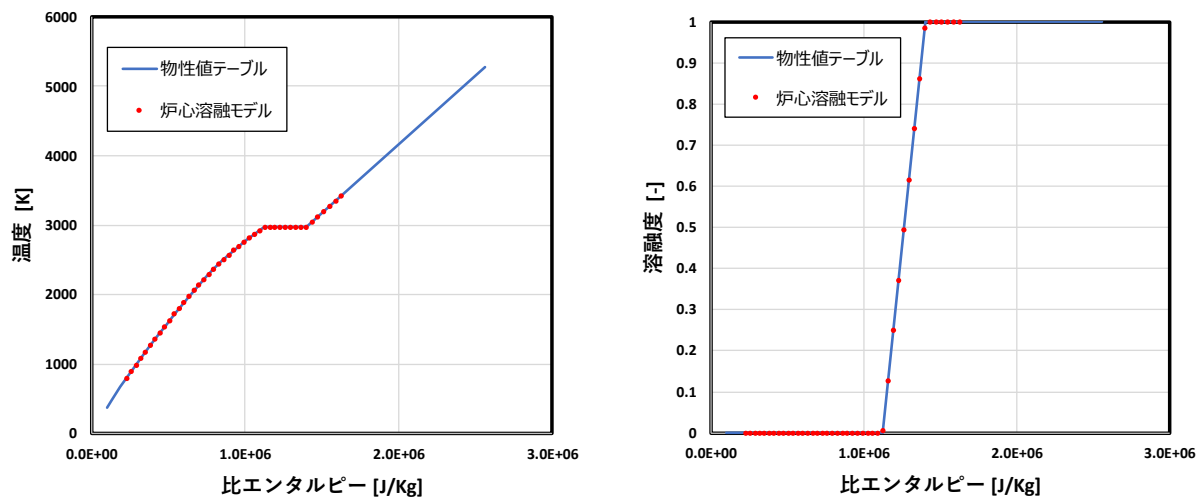


図 3.1.2-9 比エンタルピに基づく燃料温度（左）と溶融割合（右）

4) 冷却材流路の二相流挙動

気液間の運動量交換が適切に再現できることを確認するため、Drift-Flux モデル^{[3.1.2-4], [3.1.2-5]}によって推算した気泡流のボイド率を SPECTRA の炉心溶融モデルによる計算値と比較した。その結果を図 3.1.2-10 に示す。本比較では、気泡流を対象としており、ボイド率が大きい（30%以上の）範囲では両モデルに差異が現れる傾向があるが、概ね炉心溶融モデルは Drift-Flux モデルを再現できていると考えられる。

以上、Drift-Flux モデルと比較することにより、炉心溶融モデルは気液間の運動量交換を適切に再現できることが確認された。

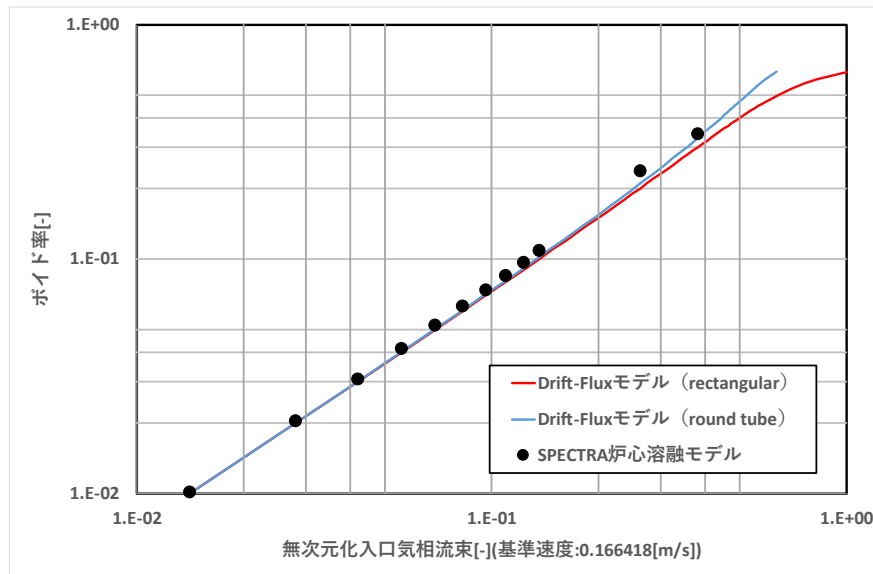


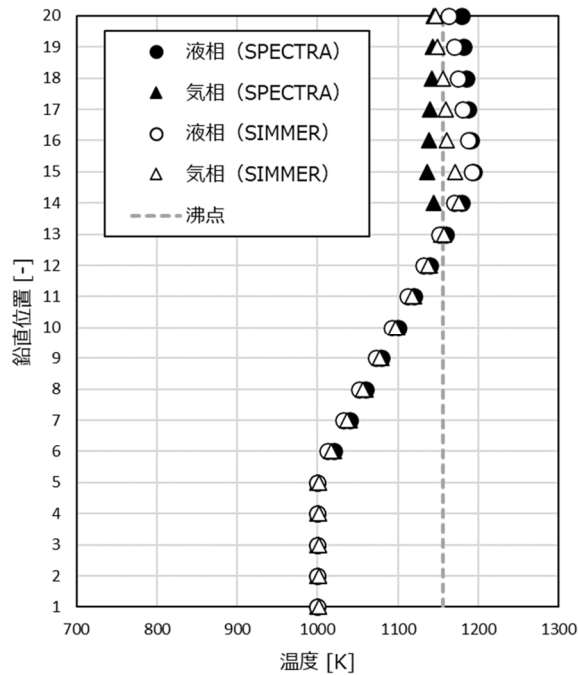
図 3.1.2-10 炉心溶融モデルと Drift-Flux モデルのボイド率の比較

5) 冷却材の沸騰挙動

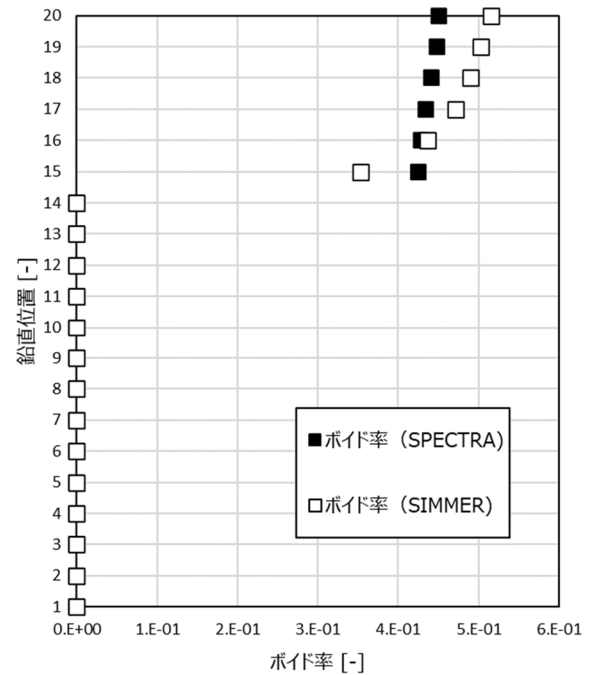
冷却材流路における冷却材の沸騰挙動（すなわち、気液間の接触境界面積と接触境界面を介したエネルギーの移行）が適切に再現できることを確認するため、SIMMER-III コード [3.1.2-6], [3.1.2-7] によって解析した沸騰挙動を SPECTRA の炉心溶融モデルによる計算値と比較した。比較に際して、図 3.1.2-7 と同等の体系を SIMMER-III で作成した。

炉心溶融モデルによって計算した気液の温度分布及びボイド率分布を SIMMER-III の解析値と比較した結果を図 3.1.2-11 に示す。これらは計算開始後 50 s の時点（沸騰が十分に発達して定常的な状態に到達した時点）における値をプロットしたものである。

気液の温度分布に関しては、加熱区間（鉛直方向 20 格子のうち中心の 10 格子、すなわち 6～15 番目の格子）における温度上昇が両者で良好に一致していることが確認できるが、加熱区間より上方の領域では、SPECTRA の液相温度は SIMMER-III より高くなっており、気相温度は逆に SIMMER-III より低くなっている。これは、SPECTRA では液相側から気相側への熱移行が過小評価されているためと考えられ、気液間のエネルギー交換や接触境界面積に関しては今後（令和 5 年度に）さらに詳細に検討することとなった。



(a) 気液温度の鉛直方向分布



(b) ボイド率の鉛直方向分布

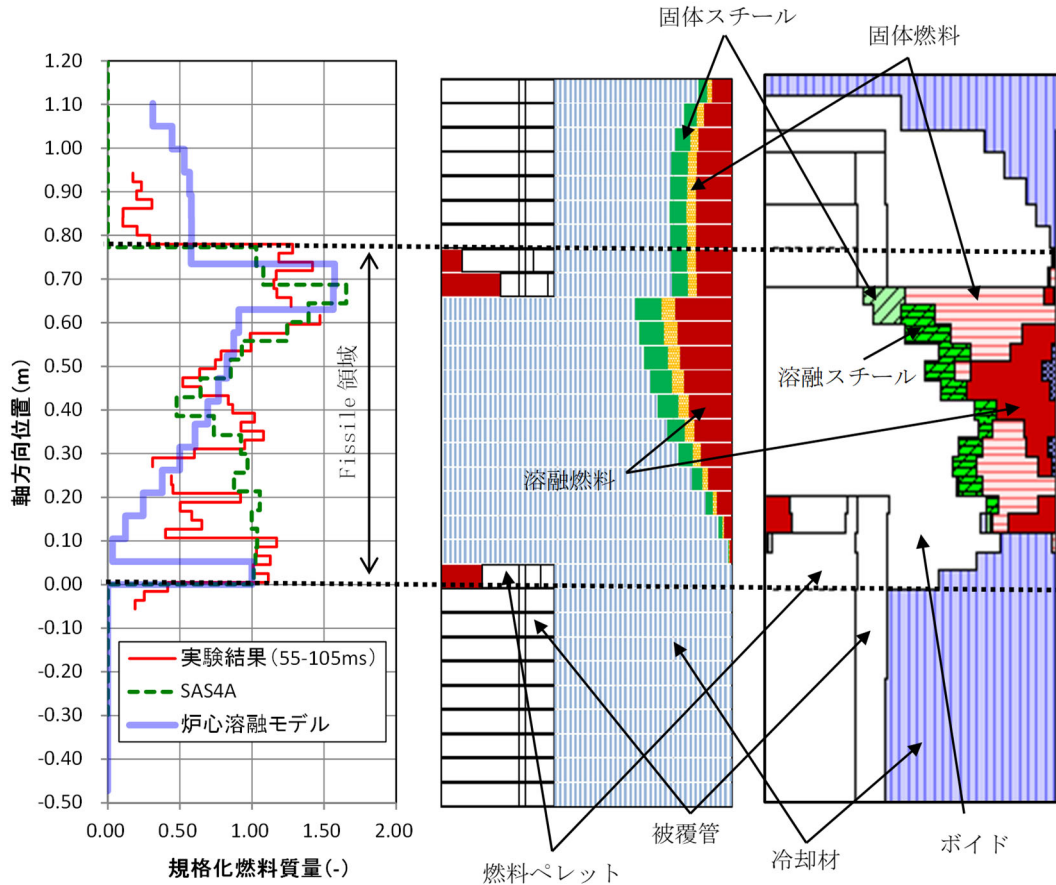
図 3.1.2-11 炉心溶融モデルと SIMMER コードの沸騰挙動の比較

6) 燃料ピン破損後の物質分布

燃料ピン破損後の物質移動に関する計算機能を確認するため、CABRI 炉内試験の 1 つである AI3 試験^[3.1.2-3]を対象とした解析を実施し、試験結果及び SAS4A 解析と比較することにした。破損した燃料が冷却材流路に放出されると高温物質と低温物質の熱交換に伴う急速な相変化が生じて複雑な多成分多相流が形成されるため、令和 4 年度には、先ず、取り扱う現象を制限した解析を行い、単純化した条件において計算機能を確認することにした。具体的には、冷却材流路内では物質間の熱移行を制限し、燃料モジュールから熱流動モジュールへと解放された各成分を 1 つの速度場に割り当てて解析を行った。

炉心溶融モデルで計算した、燃料ピン破損後の燃料の分布を図 3.1.2-12(a)に示す。この図には SAS4A による解析結果と AI3 の実験結果も併記しており、横軸は健全状態における Fissile 質量を 1.0 として規格化した燃料質量を示している。また、炉心溶融モデルと SAS4A による軸方向の物質分布をそれぞれ図 3.1.2-12(b)と図 3.1.2-12(c)に示す。いずれも横軸は各物質の体積割合であり、右端から順に各物質を積み上げて表記している。

図に示す通り、炉心溶融モデルでは燃料が破損した領域で冷却材流路に物質が放出され、冷却材流路中を移動する挙動が計算できることを確認した。ただし、この計算では、計算の安定性確保の観点から、冷却材流路中に放出された物質間の熱交換を制限しているため、SAS4A 解析で見られるような冷却材のボイド化に駆動された溶融燃料の移行挙動は考慮されていない。以上の開発成果や既存コードとの比較によって得た知見を集約し、令和 5 年度には、炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングを完成させた上で妥当性確認することとした。



(a)燃料の軸方向分布 (b)炉心溶融モデルの物質分布 (c)SAS4Aの物質分布
 図 3.1.2-12 破損後の軸方向物質分布の比較 (破損後約 80 ms)

以上、妥当性の確認を通して抽出された課題は次の通りである。

- ・ 冷却材の沸騰挙動に関する解析より、炉心溶融モデルでは液相側から気相側への熱移行が過小評価されている可能性があり、気液間のエネルギー交換や接触境界面積に関して今後さらに詳細な検討が必要である
- ・ 燃料破損後の物質分布に関する解析より、冷却材流路内における物質間の熱移行等を制限したことを考慮すると、解析で得られた挙動は物理的に妥当であると考えられるが、今後は物質間の熱移行に関する制限を外した上で複雑な挙動を構成する個々の現象の再現性を検討する必要がある

④ 開発成果の集約、最終プログラミング、及び妥当性確認【R5】

令和 5 年度では、令和 4 年度に抽出した課題を踏まえて、これまでのモデル開発の成果を集約し、炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングを完成させた。また、既存コード (SAS4A) との比較や試験データとの比較を行い、妥当性を確認した。

これらの具体的な内容は、次の通りである。

1) 最終プログラミング

抽出した課題への対応としては、まず、気液間のエネルギー交換に関する改良として、燃料ピンと冷却材流路中の各成分が熱伝達する際に相変化が生じた場合、相変化に使われる潜熱を考慮して熱伝達量を計算するように改良した。

熱流動モジュールでは質量保存式、エネルギー保存式、及び体積分率の総和が1になる式を連立させて、Newton法で解く繰り返し計算を行っているが、一時的にある成分の体積分率が負値になり、界面面積密度も負値を取ることで計算が破綻する惧れがある。物理的に界面面積密度が負値を取ることはあり得ないため、数値計算上、体積分率が負となった場合には、界面面積密度を0として扱う処理を導入した。

上記の他に、タイムステップの制御法の変更、相変化による生成項の陰的な評価、運動方程式の圧力項計算の適正化などを行うことによって、計算の安定性を向上させた。

以上により、炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングが完成したと判断した。

2) 妥当性確認

炉心損傷事象解析に必要な基本モジュールのプログラミングの妥当性を確認するため、令和4年度に実施したCABRI炉内試験の1つであるAI3試験について、再解析を実施した。再解析では、上記の1)の修正や検討を踏まえて、物質間の熱移行に関する制限を外し、冷却材の沸騰挙動を考慮した解析を実施した。この解析では、複雑な挙動を構成する個々の物理現象についても考察を深め、以下の条件で解析を実施した。

- ・ 試験と同様、過渡出力を投入して燃料崩壊を計算する
- ・ 燃料ピンは、被覆管温度によらず、燃料の熔融割合が70%に達した時点で崩壊するものとする
- ・ 熱流動モジュールの質量成分はデフォルトの11組成としており、これら成分間のエネルギー交換は全て計算する
- ・ 燃料崩壊時は、燃料と被覆管を熱流動モジュール側へ放出する。本来は定常照射時に生成するFPガスについては、SAS4Aの既存解析の結果を参照し（破損時点のFPガス総生成量が 2×10^{-4} kg程度で、その半分程度はまだ固体燃料中に閉じ込められている。）、総生成量の半分の 1×10^{-4} kg程度を流路に放出することを想定した
- ・ 相変化については、液相ナトリウムの蒸発は、気相ナトリウムとの界面、及び崩壊により放出された固相燃料との界面とした。一方、気相ナトリウムの凝縮は、液相ナトリウムとの界面のみで生じることとした

以上を踏まえて、熱移行の制限を解除したAI3試験の再開解析を実施した。破損後の物質分布の時間変化を図3.1.2-13に示す。この図より、燃料ピンの破損後に気相領域（蒸発で生じた気相ナトリウム及びFPガスによるボイド）が冷却材流路内に拡がっていくことが確認できる。また、令和4年度に実施した図3.1.2-12のSAS4A解析と比較すると、軸方向の物質分布に関する定量的な差異は残るものの、SAS4Aの解析と同様に気相領域の拡

大に随伴しながら燃料成分及び被覆管成分（スチール）が冷却材流路内を移行していく挙動が再現できていることが分かる。

以上をもって、完成した基本モジュールのプログラミングについて、その妥当性を確認できたと判断した。

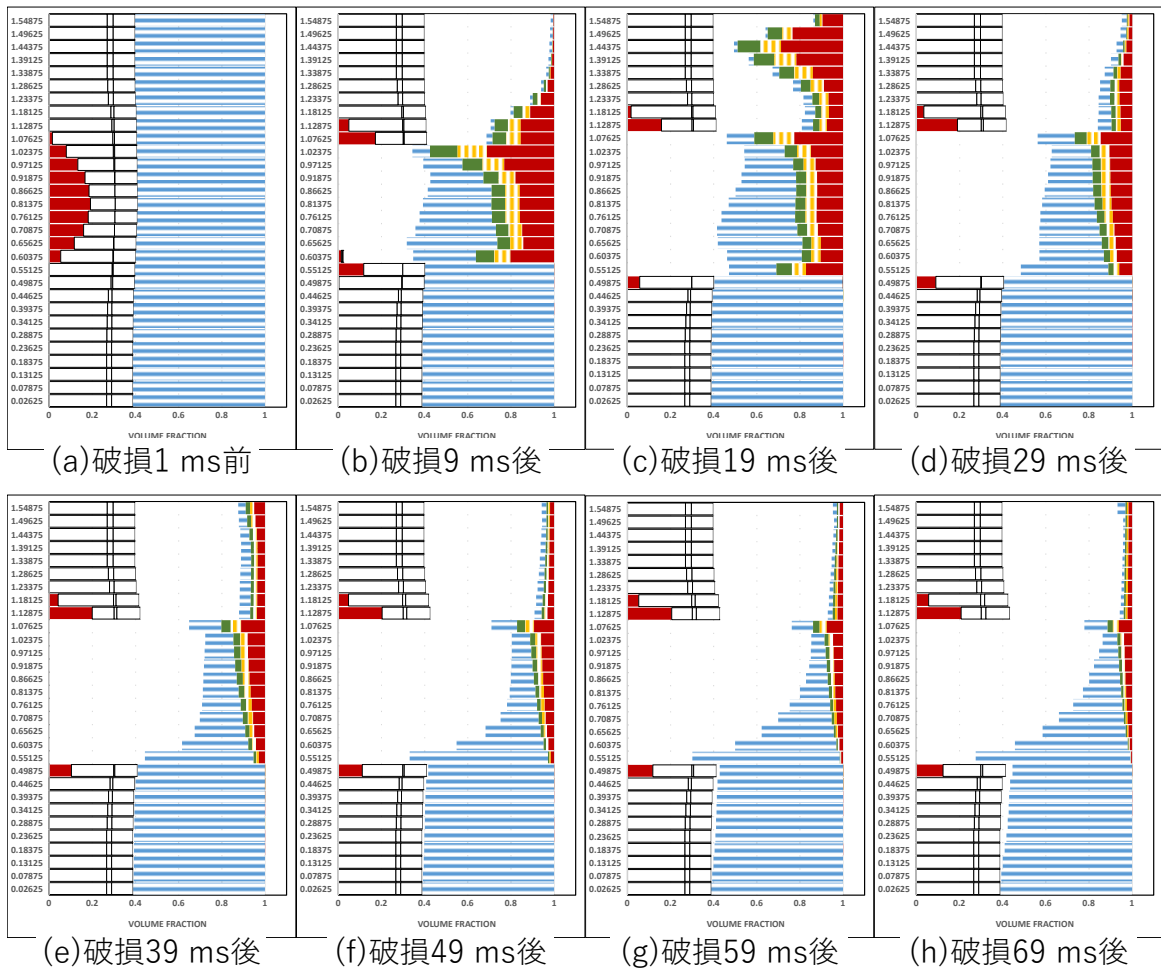


図 3.1.2-13 破損後の物質分布に関する再計算（熱移行の制限を解除したもの）

⑤ 全炉心試解析【R5】

令和 5 年度では、試算として全炉心解析ができることを確認し、コードの妥当性を確認した。

MOX 燃料を装填した炉心の ULOF 事象では、まず集合体規模で燃料ピンが破損または崩壊する起因過程の後、燃料ピンから放出された溶融燃料等の流動成分のエネルギーによってラップ管が溶融破損し、破損領域が連通して全炉心規模に拡大する遷移過程へと繋がる。炉心溶融モデルの最終的な到達点としては SIMMER コード^[3.1.2-6]等の先行コードと同様にラップ管の熱的な破損を考慮した全炉心解析を実施できるようになる必要があると思われるが、令和 5 年度は試算として全炉心解析が行えることを示すことを目標とした。すなわち、現段階ではラップ管の破損時刻に関しては炉心溶融モデルの入力ファイル側で制御することとし、ラップ管破損後に集合体が連通した際の物質移動に関しては集合体間の圧力差を

駆動力とするモデルを導入し、これが適切に動作することの確認をもって全炉心解析が行えることとした。

全炉心解析における集合体の連通計算に関する動作確認をするために、図 3.1.2-14 に示すような 2 つのケースの解析体系を作成した。本来は燃料ピンの破損または崩壊によって FP ガスが冷却材流路に放出され、当該集合体のボイド率は上昇し、圧力も高くなることが考えられる。そこで、燃料崩壊を起こすと仮定した集合体のみ初期からボイド率が 1 であると仮定し、圧力も他の集合体よりも高く設定し、この状態からラップ管を破損させた時の流動を確認した。図 3.1.2-14 において、Case 1 では集合体番号 7 の集合体の初期ボイド率が 1 であると仮定し、その集合体の 6 面のラップ管が同時に破損することを想定した。また、Case 2 では集合体番号 4 の集合体の初期ボイド率が 1 であると仮定し、ラップ管の破損経路は図中の連通線の色に従う（つまり、同じ色の連通線は同時刻に連通する。）こととした。なお、計算負荷を軽減するため、各集合体の温度は一定とし、流動する質量成分は液相ナトリウムと気相ナトリウムの 2 つに限定した。さらに、温度を一定としたため相変化は生じず、ラップ管の厚さは 0 として、破損しても熱流動部の断面積は変化しないこととした。その他の解析条件については、表 3.1.2-2 に示した通りである。

Case 1（6 面同時破損）における集合体間のボイド率伝搬及び圧力伝搬をそれぞれ図 3.1.2-15 及び図 3.1.2-16 に示す。これらの図から、ラップ管の破損に伴う物質移動については、6 面同時破損時の集合体間の圧力差を駆動力とした「等方向的」な物質移動と圧力伝搬が確認できる。すなわち、集合体間の圧力差を駆動力とするモデルは適切に機能することが確認できた。

次に、Case 2（破損経路設定）における集合体間のボイド率伝搬及び圧力伝搬をそれぞれ図 3.1.2-17 及び図 3.1.2-18 に示す。このケースでは、Case 1 と同様にラップ管の破損タイミングを入力側で制御しているが、実機の遷移過程における集合体の連結と同様に「非等方向的」な物質移動と圧力伝搬が確認できる。これをもって、試算としての全炉心解析ができることを確認できたこととする。

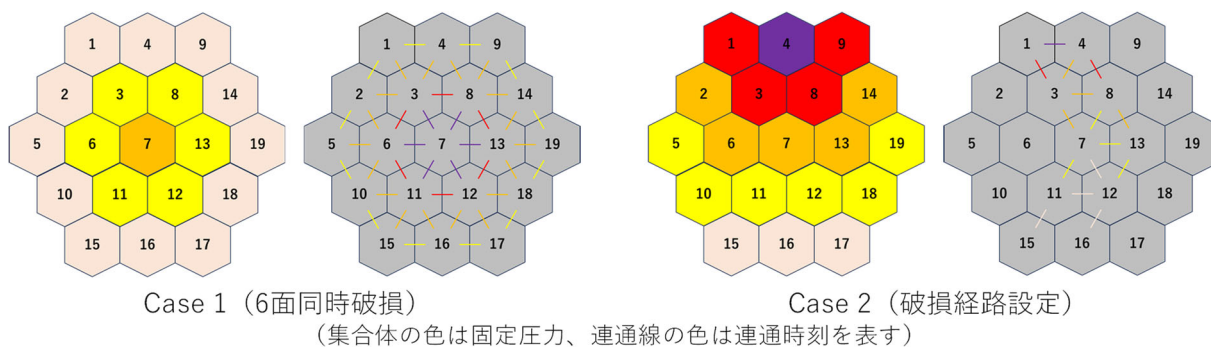


図 3.1.2-14 全炉心における集合体連通を確認するための解析ケース

表 3.1.2-2 集合体連通解析の計算条件

項目	内容
初期条件	温度：1000 K 体積分率：基点集合体は気相 100% 基点集合体以外は液相 100%
境界条件（底面）	基点集合体はナトリウム気相 0.09 m ³ /s で流入 基点集合体以外は速度 0（ナトリウム液相 10 ⁻¹⁰ m ³ /s で流入） 流入温度は 1000 K
境界条件（底面）	圧力固定。固定圧力は、図 3.1.2-14 における ■の集合体：1.4×10 ⁵ Pa ■の集合体：1.3×10 ⁵ Pa ■の集合体：1.2×10 ⁵ Pa ■の集合体：1.1×10 ⁵ Pa ■の集合体：1.0×10 ⁵ Pa
ラッパ管の破損	図 3.1.2-14 に水平方向の連通位置を示す。連通時刻は ■のライン：1.02 s ■のライン：2.02 s ■のライン：3.02 s ■のライン：4.02 s ■のライン：5.02 s

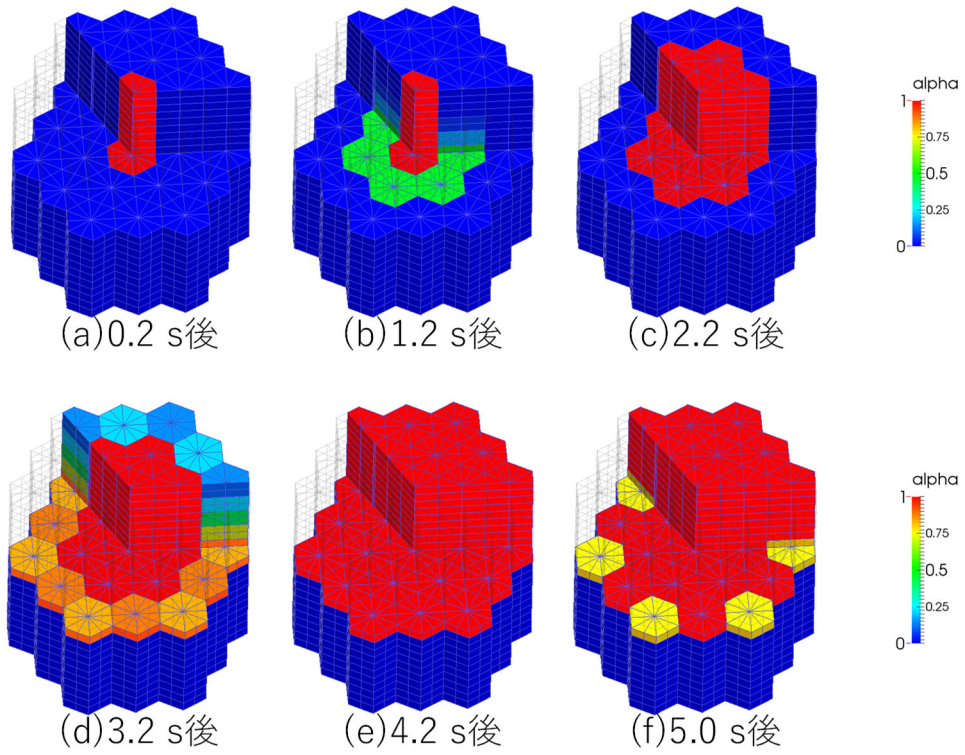


図 3.1.2-15 Case 1 (6面同時破損) における集合体間のボイド率伝搬

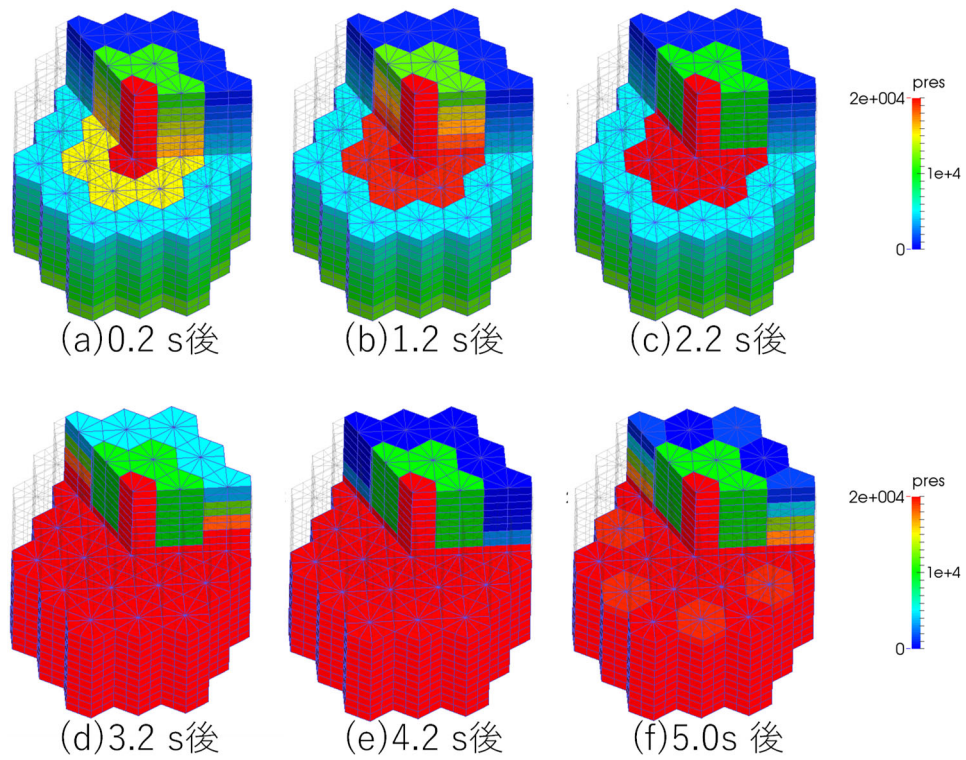


図 3.1.2-16 Case 1 (6面同時破損) における集合体間の圧力伝搬

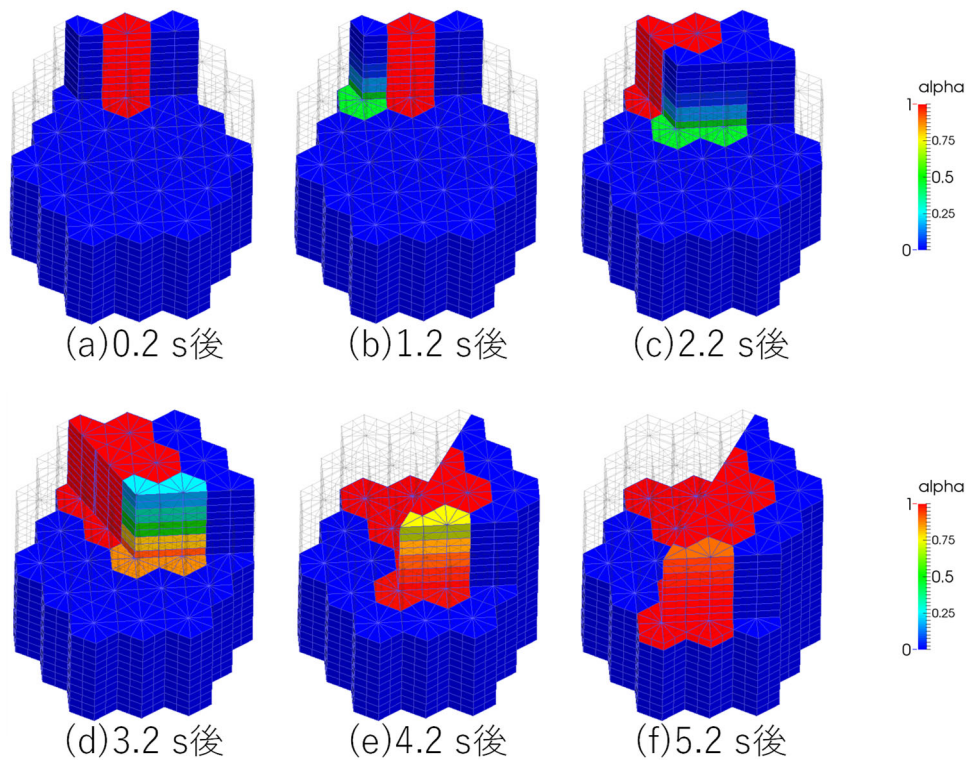


図 3. 1. 2-17 Case 2 (破損経路設定) における集合体間のボイド率伝搬

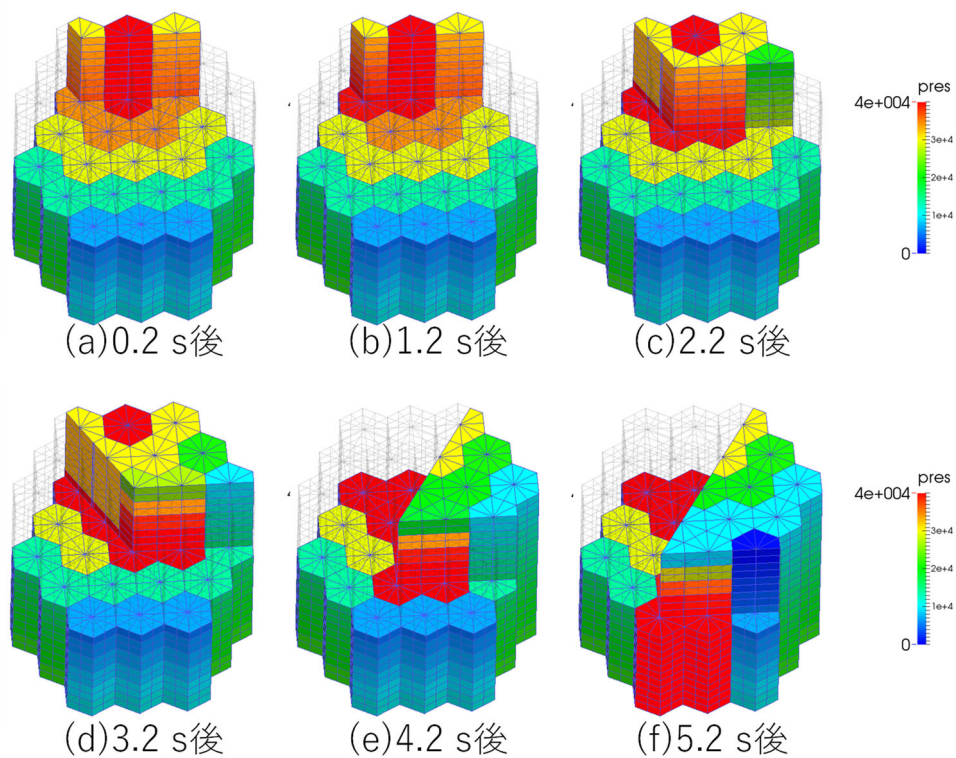


図 3. 1. 2-18 Case 2 (破損経路設定) における集合体間の圧力伝搬

(2) 金属燃料モデル【R3-R5】

① 物理挙動及び必要モデル機能整理【R3】

令和3年度では、令和2年度実施した調査結果(3.1.2の(1)項①)も踏まえ、金属燃料を装填した炉心の損傷を想定した解析を実施する上で着目すべき物理挙動、及び必要なモデル機能を整理した。整理に当たっては、定常照射時の挙動、及び高速炉における炉心損傷事故の代表的な事象であるULOFを想定した過渡時の挙動を対象とした。

まず、定常照射時の挙動について整理する。定常照射時のMOX燃料は核分裂によって発熱し、中性子照射によって核分裂生成物(FP:Fission Product)を生成する。燃料ペレット内では、径方向の温度勾配、空孔の移動、結晶粒の成長、燃料スエリングによる体積膨張、クラック生成等が発生する。また、燃料ペレットと被覆管の間のギャップ幅やギャップ間に存在するFPガスや固相FPは熱伝達に影響し、最終的に燃料ペレット内の温度分布とFPガスの保持分布の違いとなる。MOX燃料及び金属燃料を装填した炉心について、定常照射時における一連の物理挙動をフローチャートとして抽出したものがそれぞれ図3.1.2-19及び図3.1.2-20となる。

両者を比較すると、金属燃料炉心における物理現象はMOX燃料と共通の部分もあるが、金属燃料ではUやZrが燃料内で移動し、物性や出力分布を変化させる特徴がある。また、金属燃料のFPガスの放出挙動に関しては、空孔同士が結合してトンネルを作る特性がある。これらの検討を基に作成した、定常照射時におけるMOX燃料炉心及び金属燃料炉心の重要度ランクテーブル(PIRT)がそれぞれ表3.1.2-3及び表3.1.2-4である。

続いて、ULOF過渡時の挙動について整理する。一般的な高速炉のULOF事象^[3.1.2-8]では、冷却材の流量減少に起因して冷却材の沸騰が開始し、正の反応度(ボイド反応度)が印加されて出力が上昇し、炉心燃料の溶融、破損、移動といった事象推移となる。また、CDAを防止する観点から、ナトリウム冷却材の沸騰を防止し、燃料ピンの破損を防ぐような炉心の設計も検討されている。このような背景から、過渡挙動に関しては2つの評価指標(FOM:Figure of merit)を定義した。すなわち、図3.1.2-21に示すように、従来の標準的なナトリウム冷却高速炉に対するFOMはCDAによって発生するエネルギーを指標とし、その一方で、冷却材の沸騰の防止を目指した将来炉に対するFOMは燃料破損の排除を指標とした。同様の検討を金属燃料についても行った結果を図3.1.2-22に示す。MOX燃料との大きな違いとして、金属燃料と被覆管との共晶及び燃料ピン内で燃料が軸方向に膨張するExtrusion(Squirting)がある。これらの検討を基に、MOX燃料と金属燃料のULOF過渡挙動におけるPIRTを作成した(表3.1.2-5)。

表3.1.2-5より、金属燃料炉心において着目すべき現象は概ねMOX燃料炉心と同じであることが分かる。一方で、太字で記載されている現象は金属燃料に特有の現象である。すなわち、「16. Fuel disruption (eutectic)」は、被覆管の強度が十分に低下し被覆管による燃料ペレットの拘束が解かれた後に燃料が崩壊する挙動であり、燃料と被覆管の共晶を伴うものである。「19. In-pin molten fuel relocation (squirting)」は、燃料ピン内での溶融燃料の移動挙動のうち、燃料ペレットの外へ噴出する挙動である。「20. Fuel-pin failure (eutectic)」は、燃料ピンの内圧により被覆管が破損する挙動で、共晶を伴うものである。

上記の金属燃料に特有の3つの現象のうち、「19. In-pin molten fuel relocation

(squirting)」は、金属燃料の挙動に関する電力中央研究所（以下、電中研と略記）の報告書^[3.1.2-9]に記載されているフローチャートにおける「エクストルージョン（溶融燃料の軸方向上部への押出）」と同義である。これは負の反応度効果をもたらすものと考えられるため、ULOF 過渡時の臨界性を保守的に評価する観点からはランキング上の重要度は高くないと判断できる。一方で、燃料と被覆管の共晶を伴う燃料崩壊や燃料ピンの破損は、共晶に伴う被覆管の強度の低下や融点の降下が流路中への燃料の放出タイミングに大きく影響する（過渡時の臨界性評価に密接に関連する）ため、重要度のランクは高いものとなる。この燃料と被覆管の共晶を扱える機能を備えた新たなモデルを開発することが今後必要となってくる。

以上の検討から、金属燃料と被覆管との共晶反応による被覆管の強度低下と融点降下が MOX 燃料炉心と大きく異なる特徴として摘出された。金属燃料の破損は、急激な共晶反応による被覆管の減肉による破損と、被覆管の内圧による破損が考えられる。MOX 燃料でも燃料ピン破損の場合には被覆管は燃料ピンの内圧によって破損するが、この場合は強度を有する被覆管が固体燃料を保持した状態で破損が生じるため、破損後挙動のモデル化に当たっては破損口を通じて溶融燃料と FP ガス（燃料の照射と溶融によって被覆管内に放出されたもの）が冷却材流路に放出されることとしている。一方、金属燃料の場合は、燃料スラグの熱伝導率が高いことと燃料と被覆管の間にナトリウムを充填して熱伝達を促進していることにより、温度分布は平坦であり、破損の際には燃料は広く溶融している。また、共晶反応によって被覆管の液相化も生じている。このように、破損の際には燃料ピン内の多くの物質が流動化していることから、令和 4 年度における金属燃料の破損後挙動のモデル化に当たっては、燃料ピン内の全ての物質（燃料、被覆管、FP ガス）が冷却材流路に放出される、MOX 燃料の燃料崩壊と同じ扱いとしても良いと解釈した。加えて、冷却材流路に放出された物質の流動に関しては、扱うべき物質（燃料、被覆管、FP ガス、冷却材）は概ね MOX 燃料と同様であり、熱流動に関わる基本的な物理現象（物質間の摩擦や熱伝達等）は同じであるため、破損後の熱流動挙動についても MOX 燃料のモデルと同じで良いと考えた。

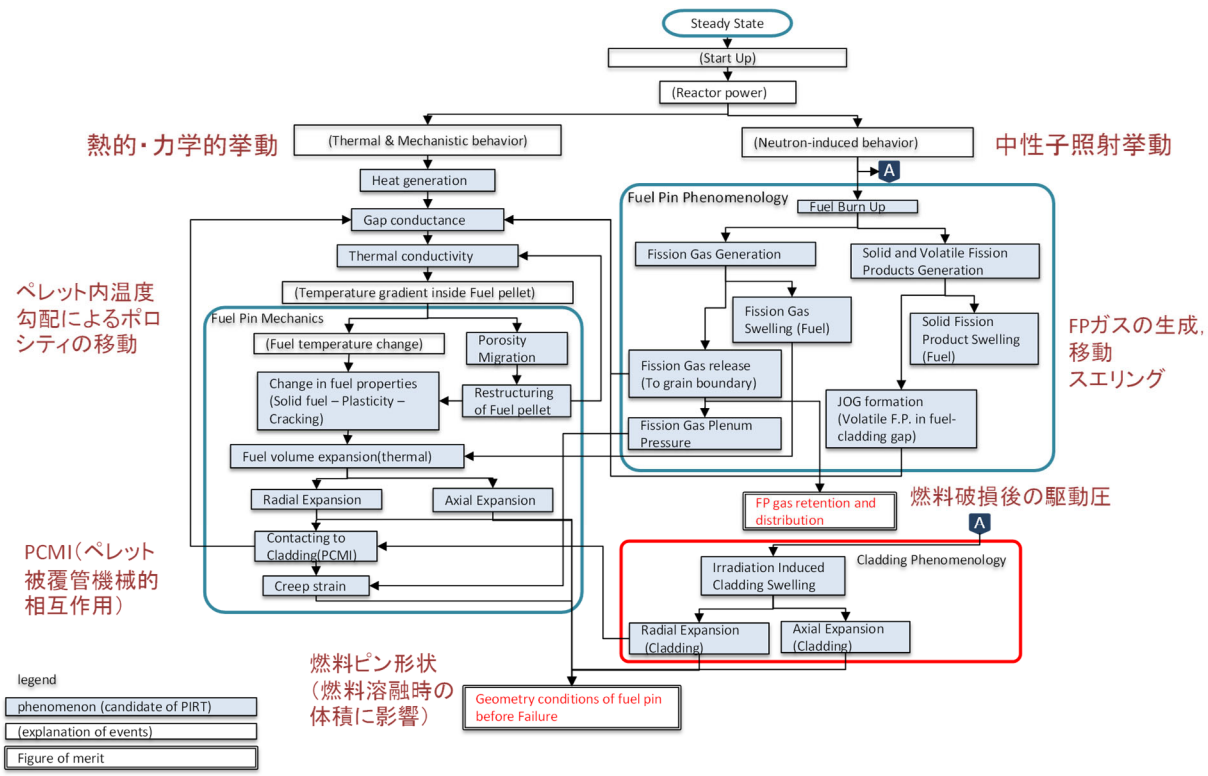


図 3. 1. 2-19 MOX 燃料炉心の定常照射時における物理挙動のフローチャート

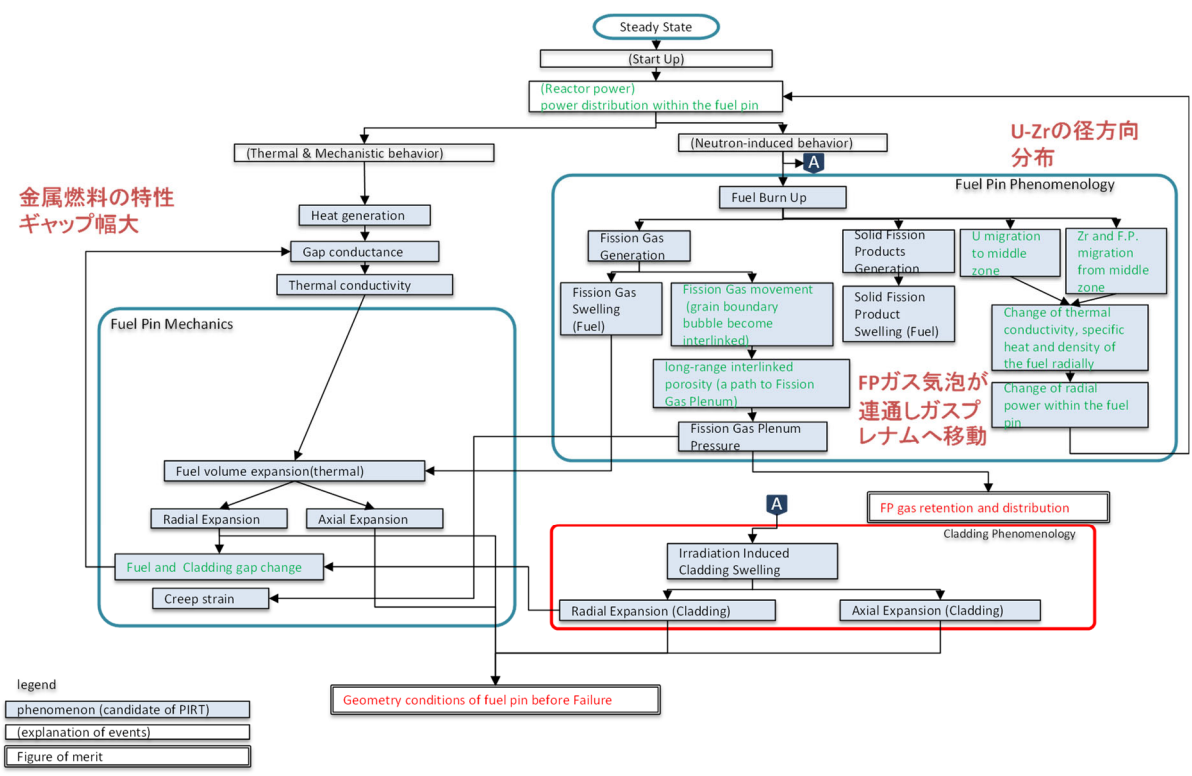


図 3. 1. 2-20 金属燃料炉心の定常照射時における物理挙動のフローチャート

表 3. 1. 2-3 MOX 燃料炉心の定常照射時における重要度ランクテーブル

Phenomena	Importance	Knowledge
1 Heat generation	H	K
2 Gap conductance	H	P
3 Thermal conductivity	H	K
4 Porosity Migration	M	K
5 Restructuring of Fuel pellet	M	K
6 Change in fuel properties(Solid fuel – Plasticity – Cracking)	H	K
7 Fuel volume expansion(thermal)	H	K
8 Radial Expansion	H	P
9 Axial Expansion	L	P
10 Contacting to Cladding(PCMI)	H	P
11 Creep strain	L	P
12 Fuel Burn Up	H	K
13 Fission Gas Generation	H	K
14 Fission Gas Swelling (Fuel)	M	P
15 Fission Gas release(To grain boundary)	H	P
16 Fission Gas Plenum Pressure	M	P
17 Solid and Volatile Fission Products Generation	M	P
18 JOG formation (Volatile F.P. in fuel-cladding gap)	M	P
19 Solid Fission Product Swelling (Fuel)	L	P
20 Irradiation Induced Cladding Swelling	M	P
21 Radial Expansion (Cladding)	M	P
22 Axial Expansion (Cladding)	L	P

表 3. 1. 2-4 金属燃料炉心の定常照射時における重要度ランクテーブル

Phenomena	Importance	Knowledge
1 Heat generation	H	K
2 Gap conductance	H	P
3 Thermal conductivity	H	K
4 Fuel volume expansion(thermal)	H	K
5 Radial Expansion	H	P
6 Axial Expansion	L	P
7 Fuel and Cladding gap change	H	P
9 Fuel Burn Up	H	K
10 Fission Gas Generation	H	K
11 Fission Gas Swelling (Fuel)	M	P
12 Fission Gas movement (grain boundary bubble become interlinked)	M	P
13 long-range interlinked porosity (a path to Fission Gas Plenum)	M	P
14 Fission Gas Plenum Pressure	M	P
15 Solid Fission Products Generation	M	P
17 U migration to middle zone	M	P
18 Zr and F.P. migration from middle zone	M	P
19 Change of thermal conductivity, specific heat and density of the fuel radially	M	P
20 Change of radial power within the fuel pin	M	P
21 Irradiation Induced Cladding Swelling	M	P
22 Radial Expansion (Cladding)	M	P

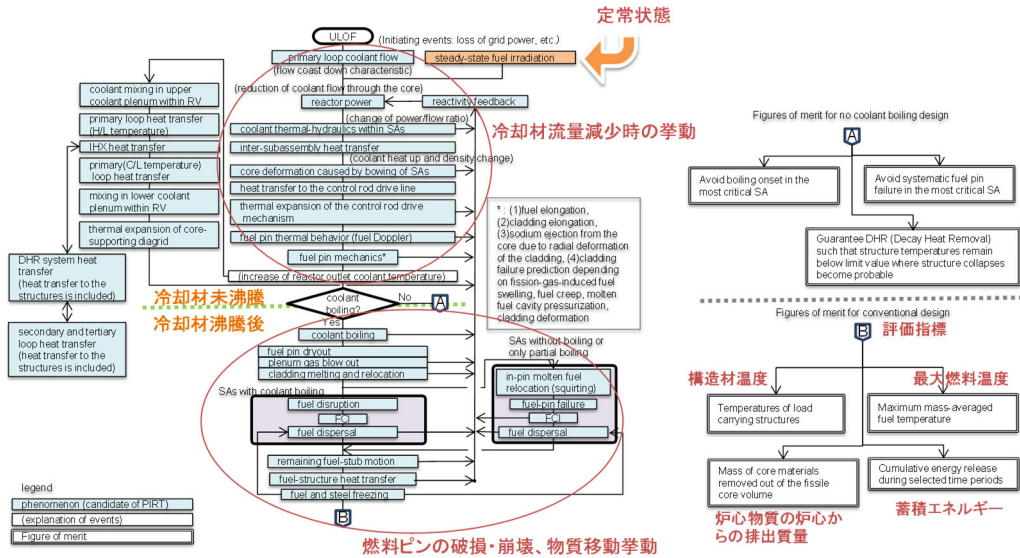


図 3. 1. 2-21 MOX 燃料炉心の ULOF 過渡時における物理挙動のフローチャート

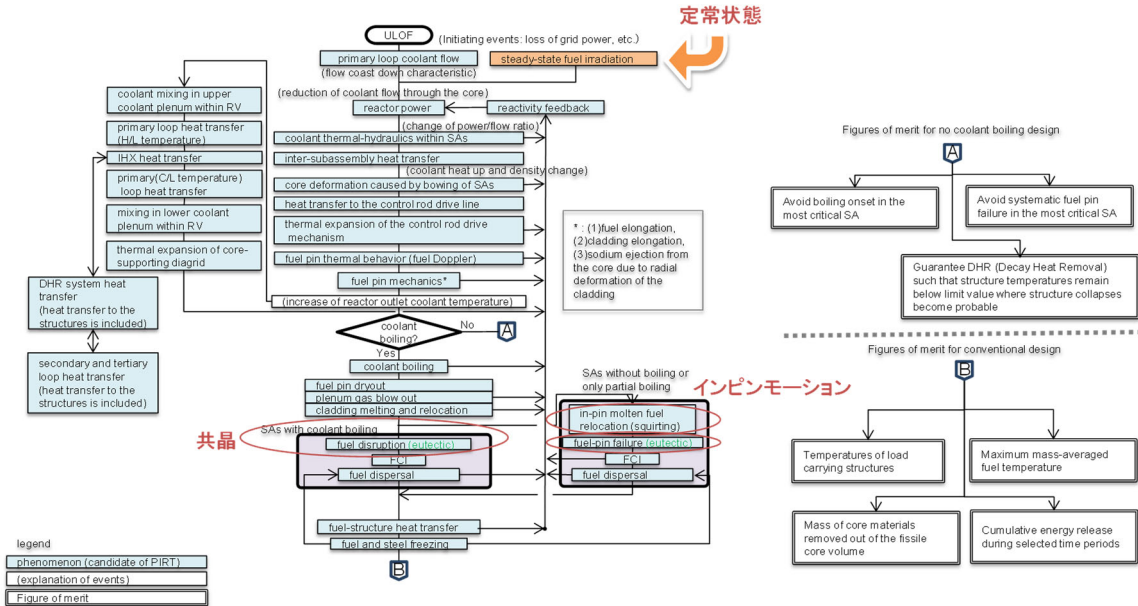


図 3. 1. 2-22 金属燃料炉心の ULOF 過渡時における物理挙動のフローチャート

表 3. 1. 2-5 MOX 燃料及び金属燃料の ULOF 過渡時における重要度ランクテーブル

Phenomena	Importance	Knowledge
1 steady-state fuel irradiation behavior	H	K
2 reactivity feedback behavior	H	K
3 reactor power behavior	H	K
4 primary loop coolant flow behavior (flow coast down characteristic)	H	K
5 coolant thermal-hydraulic behavior within SAs	M	K
6 inter-SA heat transfer	L	P
7 core deformation caused by bowing of SAs	L	P
8 heat transfer to the control rod drive line	L	P
9 thermal expansion of the control rod drive mechanism	L	P
10 fuel pin thermal behavior (fuel Doppler)	H	K
11 fuel pin mechanical behavior †	H	K
12 coolant boiling behavior	H	K
13 fuel pin dryout	H	K
14 plenum gas blow out	L	K
15 cladding melting and relocation	M	K
16 fuel disruption (eutectic)	H	K
17 fuel dispersal	H	K
18 remaining fuel-stub motion (MOX)	M* / L	P
19 in-pin molten fuel relocation (squirting)	L	P
20 fuel-pin failure (eutectic)	H	K
21 FCI behavior	H	K
22 fuel-structure heat transfer behavior	M	K
23 fuel and steel freezing behavior	M	P
24 primary loop heat transfer (H/L temperature)	L	K
25 IHX heat transfer	L	K
26 secondary and tertiary loop heat transfer	L	K
27 DHR system heat transfer	L	K
28 primary loop heat transfer (C/L temperature)	L	K
29 mixing in lower coolant plenum within RV	L	P
30 mixing in upper coolant plenum within RV	L	P
31 thermal expansion of core-supporting diagrid	L	P
32 reactor vessel thermal expansion (relative withdrawal of control rod)	L	P

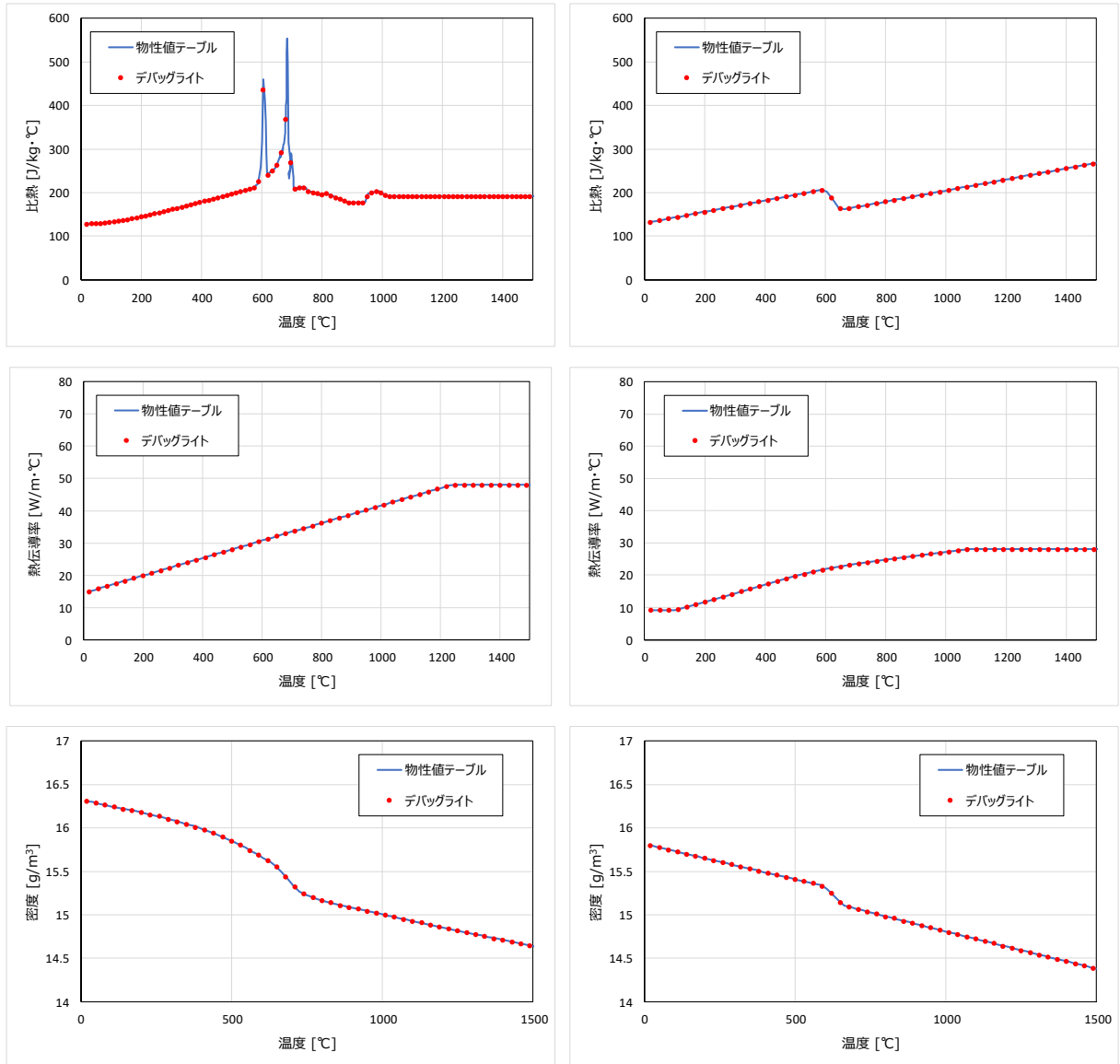
†:(1)fuel elongation, (2)cladding elongation, (3)sodium ejection from the core due to radial deformation of the cladding,
 MOX: (4)cladding failure prediction depending on fission-gas-induced fuel swelling, fuel creep, molten fuel cavity pressurization, cladding deformation

② 照射挙動及び破損モデルに関わるプログラミング【R4】

令和 4 年度では、3. 1. 3 項の「炉型拡張検討」における単体機能試験の予備的な検討に資するため、金属燃料（U-Zr 燃料及び U-Pu-Zr 燃料の 2 種類）に関する物性値データを炉心溶融モデルに組み込み、照射挙動と破損モデルに関するプログラミングを実施した。

物性値データの組み込みに関しては、燃料モジュールで使用する物性値テーブルを SPECTRA コードにハードコードした。図 3. 1. 2-23 は、U-Zr 燃料及び U-Pu-Zr 燃料について密度、比熱、熱伝導率の物性値テーブルとデバッグライトを比較したものであり、燃料モジュール内に物性値テーブルが正しくセットされることが確認できた。ポアソン比、線膨張率、弾性率についても同様に正しくセットされていることを別途確認した。

また、照射挙動と破損モデルのプログラミングに関しては、それらが適切に行われていることを確認するために、3. 1. 3 項の「炉型拡張検討」において U-Zr 燃料を用いた単体機能試験及び U-Pu-Zr 燃料を用いた単体機能試験の解析に本モデルを実際使用し、その適用性を検討した。



(a) U-Zr 燃料

(b) U-Pu-Zr 燃料

図 3. 1. 2-23 金属燃料の物性値テーブルのデバッグライト

③ 基本機能確認及び検証【R5】

令和 5 年度では、金属燃料モデルの基本機能の確認と検証を実施した。その具体的な内容は、次の通りである。

金属燃料を装填した炉心における重要現象の抽出を踏まえ、表 3. 1. 2-6 に示す現象のうち、令和 4 年度に実施した金属燃料の物性値以外のモデルのプログラミングを行った。これらのモデルに関しては、検証として簡易的な解析を実施し、個々のモデルの結果を表計算ソフトと比較することによって、モデルが適切に導入されていることを確認した。燃料の照射挙動としては、図 3. 1. 2-24 に示したように燃料の燃焼に応じて FP ガスが放出されると共に、燃料がスエリングするため被覆管とのギャップも閉塞し、燃料内の径方向温度分布にも影響する。本モデルを用いて金属燃料に関する燃料照射計算を行ったところ、スエリングによる燃料径の推移は図 3. 1. 2-25 となり、燃料内の径方向温度分布は図 3. 1. 2-26

となった。図 3. 1. 2-25 では、燃焼に伴う燃料径の推移を示している。被覆管は熱膨張によって内径が初期値より増加するが、燃料は熱膨張とスエリングによって急速に外径が増加し、被覆管内面との接触によりギャップが閉塞するため、燃料外径は一定値となる。この結果から、表 3. 1. 2-6 の No. 2 の現象に起因する挙動を計算できていることが確認できる。一方、図 3. 1. 2-26 では、燃料中の温度が熱伝導方程式のみから計算した値と比較して高くなっており、表 3. 1. 2-6 の No. 1 と No. 2 の現象による熱伝導度の低下が径方向の温度分布の計算に有効に機能していることが確認できた。これに加えて、過渡挙動に関する金属燃料モデルの妥当性の検討については、3. 1. 4 項の「炉型拡張検討」における単体機能試験等を通して実施されており、表 3. 1. 2-6 の全ての現象の結果として生じる被覆管破損を適切に評価できることが確認できる。以上により、構築した金属燃料モデルが適切に機能することが確認できた。

表 3. 1. 2-6 金属燃料モデルとして導入した現象

No	現象
1	金属燃料の物性値
2	燃焼度に応じた FP ガス放出とスエリング
3	燃料成分の移動に伴う燃料固相線温度の変化
4	共晶反応による融点低下を考慮した被覆管破損

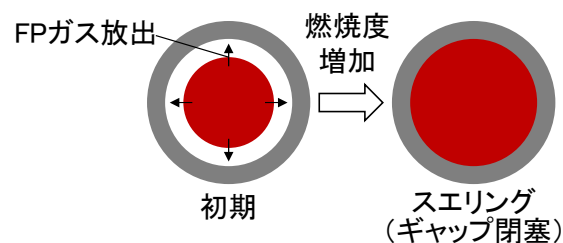


図 3. 1. 2-24 燃料の燃焼に伴う FP ガス放出とスエリングの概念

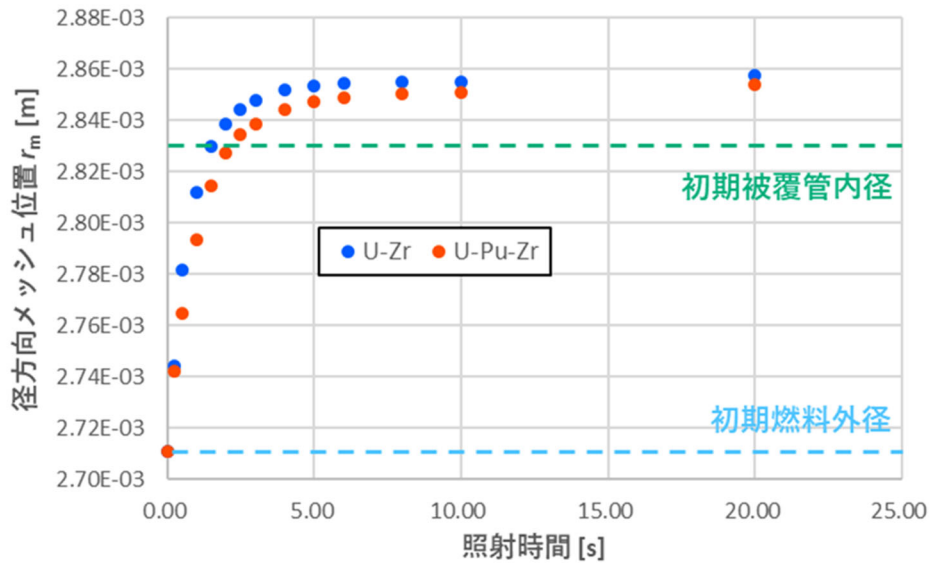


図 3.1.2-25 燃料燃焼に伴うスエリング時の燃料径の増加

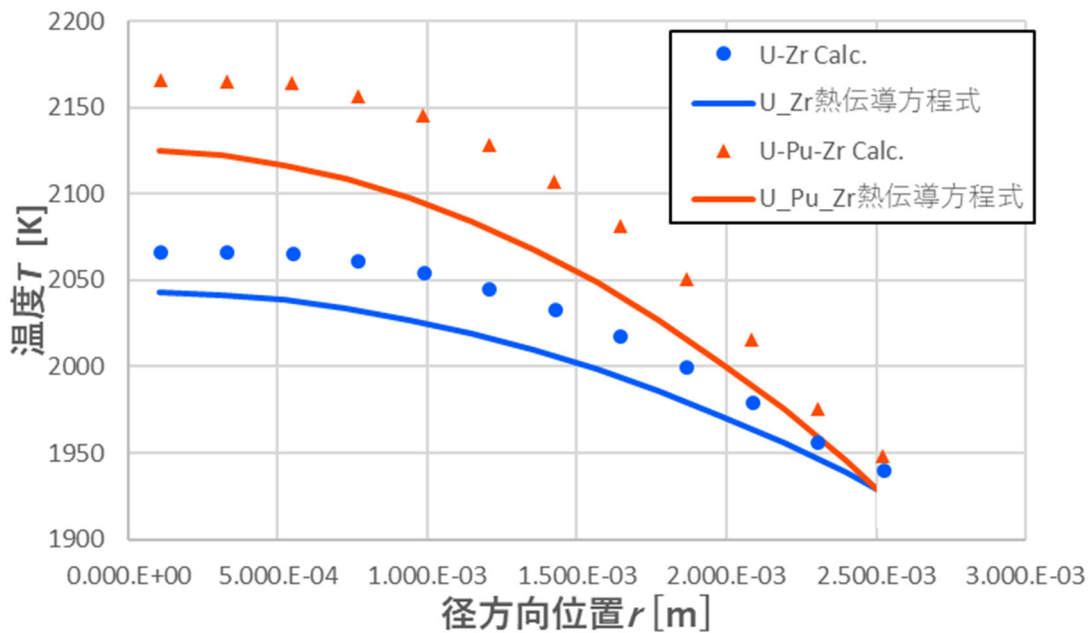


図 3.1.2-26 金属燃料における径方向温度分布（金属燃料モデルと熱伝導方程式の比較）

【参考文献】

- [3.1.2-1] T. Suzuki, Y. Tobita, K. Kawada, H. Tagami, J. Sogabe, *et al.*, A preliminary evaluation of unprotected loss-of-flow accident for a prototype fast-breeder reactor. Nuclear Engineering and Technology, 2015;47(3):240-52.
- [3.1.2-2] A. H. Booth, A method of calculating fission gas diffusion from UO₂ fuel and its application to the X-2-f loop test, CRDC-721.

- [3.1.2-3] S. Perez-Martin, W. Pfrang, M. Haselbauer, Analysis of the CABRI 1 single fuel pin LOF experiment B11 with SAS SFR code including two phase sodium behaviour, Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2014), Charlotte, North Carolina, USA, April 6-9, 2014.
- [3.1.2-4] M. Ishii, “One-Dimensional Drift-Flux Model and Constitutive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes” , ANL-77-47. Argonne National Laboratory, 1977.
- [3.1.2-5] M. Ishii and T. C. Chawla, “Local Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow” , ANL-79-105, Argonne National Laboratory, 1979.
- [3.1.2-6] Sa. Kondo, et al, “SIMMER-III: An advanced computer program for LMFBR severe accident analysis,” Proc. ANP’ 92, IV, p. 40.5-1, Tokyo, Japan, Oct 25-29, 1992.
- [3.1.2-7] Y. Tobita, et al., “The Development of SIMMER-III, an advanced computer program for LMFBR safety analysis and its application to sodium experiments,” Nucl. Technol. Vol. 153, No. 3, pp. 245-255, 2006.
- [3.1.2-8] K. Kawada and T. Suzuki, Development and validation of fuel stub motion model for the disrupted core of a sodium-cooled fast reactor, Nuclear Engineering and Technology Vol. 53, Issue 12, pp. 3930-3943, 2021.
- [3.1.2-9] 西村, 植田, 金属燃料炉心の炉心損傷時安全研究に関する現状と課題, 電力中央研究所報告書, T96014, 1996.

3.1.3 炉型拡張検討（再委託先：日立GE）【R2-R5】

統合型安全性評価シミュレーションシステムの適用拡大として、米国の ALMR 計画で選定され GE 社が開発した小型モジュール高速炉である PRISM 型原子炉への適用検討として、以下を実施した。

- ・国内外文献調査

従来の国内ナトリウム冷却高速炉に対して PRISM 型原子炉の特有技術である、金属燃料炉心と受動的崩壊熱除去系 RVACS に関する国内外の文献調査を実施した。金属燃料炉心では金属燃料破損時の挙動と評価モデル、RVACS による除熱特性と評価モデルを中心に調査した。また、ベンチマークとなる試験結果や解析結果も調査した。

- ・計算モデルの構築

上記の国内外文献調査の結果を用いて、原子力機構と共同で PRISM 型原子炉特有技術である金属燃料炉心の燃料損傷モデル（SA 時挙動を含む）及び RVACS 除熱特性モデルを構築した。また、単体機能試験により、構築した計算モデルが適切であることを確認した。なお、計算モデルの統合型安全性評価シミュレーションへの組み込みは原子力機構が実施した。

- ・適用性確認

PRISM 型原子炉特有技術の計算モデル（金属燃料炉心の燃料損傷モデル、RVACS 除熱特性モデル）を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーションを用いて、PRISM 型原子炉を対象に、SA 解析（炉心損傷、崩壊熱除去）を実施した。上記で調査したベンチマークの試験結果や解析結果と比較して適用性を確認した。

実施内容の詳細を下記(1)項～(4)項に示す。

(1) 国内外文献調査及び解析対象設定【R2-R3】

① 金属燃料炉心調査【R2-R3】

令和 2 年度では、国内外文献調査として、従来の国内ナトリウム冷却高速炉に対して PRISM 型原子炉の特有技術である、金属燃料炉心に関する国内外の文献調査を実施した。主として、海外の公開資料を中心に PRISM の設計オプションを調査し、令和 4 年度以降に実施する解析対象のプラントを設定した。

金属燃料炉心を取り入れた PRISM の設計データを表 3.1.3-1 に示す。出力規模に応じて設計オプションとして Mod-A 炉心^[3.1.3-1]、Mod-B 炉心^[3.1.3-2]、S-PRISM 炉心^[3.1.3-3]がある。これら 3 炉心概念の設計データは、どの炉心概念もある程度公開されているが、詳細な安全解析結果は Mod-A 炉心のみしか公開されていない。

令和 3 年度では、国内外文献調査として、令和 2 年度に続いて、主として、金属燃料炉心の燃料損傷時の熔融燃料挙動と評価モデルを調査した。また、燃料破損とならない ULOF も含めたベンチマークとなる試験結果や解析結果も調査した。

金属燃料炉心の燃料損傷モデルのベンチマークに使用できる、米国で実施された試験は、EBR-II（Experimental Breeder Reactor II）において実施された ULOF 試験^[3.1.3-4]、ULOHS

(Unprotected Loss of Heat Sink) 試験^[3.1.3-5]、EBR-II で照射された燃料を用いて TREAT (Transient Reactor Test Facility) で実施された過出力試験^[3.1.3-6]等が考えられる。ただし、上記の ULOF、ULOHS 試験では冷却材沸騰に至らず、過出力試験は燃料ピンの小規模な破損にとどまっており、熔融燃料のピン外への大規模な流出を伴う試験はこれまで実施されていない。日本国内での金属燃料炉心の解析結果として、高速増殖炉サイクル実用化研究開発 (FaCT: Fast Reactor Cycle Technology Development Project) の副概念である金属燃料レファレンス炉心を対象として炉心損傷起因過程解析コード CANIS^[3.1.3-7]を用いた炉心損傷事象の解析例^[3.1.3-8]が挙げられ、これは ULOF 事象の起因過程を対象としたものである。

先述のように設計データ^[3.1.3-9]及び詳細な安全解析結果が公開されていることに加え、NRC (Nuclear Regulatory Commission) による事前申請安全評価^[3.1.3-10]が実施されており、ベンチマークに適用できる解析結果が得られたことから、Mod-A 炉心を解析対象のプラントとして選定した。また、設定したベンチマークとなる試験結果や解析結果の調査を表 3.1.3-2 に示す。

② 受動的崩壊熱除去系 RVACS 調査【R2】

令和 2 年度では、国内外文献調査として、従来の国内ナトリウム冷却高速炉に対して PRISM 型原子炉の特有技術である、金属燃料炉心と受動的崩壊熱除去系 RVACS に関する国内外の文献調査を実施した。主として、海外の公開資料を中心に PRISM の設計オプションを調査し、令和 4 年度以降に実施する解析対象のプラントを設定した。また、RVACS 設計と RVACS 除熱特性に影響する因子とその影響を調査した。さらに、令和 3 年度に構築する RVACS 解析モデルのベンチマークとなる試験結果や解析結果を調査結果より設定した。

RVACS について、米国では今までにアルゴンヌ国立研究所 (ANL: Argonne National Laboratory) や高速中性子束試験炉 (FFTF: Fast Flux Test Facility) にて、試験が実施されており、PRISM (Mod-A) の許認可プロセスでの安全解析では不確実さを考慮しても RVACS 単独で崩壊熱除去が可能であることが確認された。また、炉内流動と RVACS を組み合わせた解析研究も実施されているが、主として空気系の除熱量評価に着目しており、RVACS 冷却時の炉内熱流動挙動に着目した研究は確認できていない。国内でも電中研が要素研究を実施しているが、炉内流動と RVACS を組み合わせた解析は除熱量評価に着目されており、炉内熱流動挙動に着目した研究は公開文献からは確認できなかった。

RVACS 解析モデルのベンチマークとなる試験と解析結果について、先述の米国による熱流動挙動の試験は、当時の解析ツール (COMMIX) が利用されており最新のツールによる解析が必要である。また、原子炉容器から空気出入口までを模擬した総合的な実証試験は行われていない。そこで、Mod-A を対象とした日本原子力学会 2020 年秋の大会^[3.1.3-21]での解析結果を、3.1.3 の(3)項で構築した RVACS 除熱特性モデルのベンチマークとして暫定する。この暫定ベンチマークは、3次元体系で構造材表面に境界メッシュを配置しており、周方向温度分布や構造材表面の流速分布と温度分布を詳細に評価している。

(2) RVACS 除熱特性モデル【R3-R4】

① モデル構築【R3】

令和 3 年度では、計算モデルの構築として、令和 2 年度の RVACS に関する国内外文献調査の結果を用いて、原子力機構と共同で RVACS 除熱特性モデルを構築した。

作成した RVACS 除熱特性モデルのモデル化範囲を図 3.1.3-1 に示す。モデル化の範囲は原子炉容器から吸排気塔までの伝熱経路上の構成要素とし、SPECTRA コードに組み込んだ際の計算負荷抑制を図り、質点系モデルによる設計を実施した。図 3.1.3-2 に、提案する RVACS 除熱特性モデルを示す。原子炉容器からサイロ表面までの各構成要素と、原子炉容器上部外側に配置される入口・出口室及び吸排気塔が空気の熱輸送によって接続されている。各温度及び熱容量計算点は図 3.1.3-2 に示すように、原子炉容器からサイロ表面までは高さ方向に 20 程度の分割、径方向に 9 分割とした。また、入口・出口室及び吸排気塔は高さ方向に 5 程度の分割、径方向に 4 分割とした。構造材及び Ar ガスは熱伝導による伝熱、空気温度は計算格子内で一様（平均）とした。炉内モデルとのインターフェースとして、RVACS による除熱（放熱）量の計算に必要な原子炉容器内側表面のナトリウム温度をインプットとし、放熱量を RVACS 除熱特性モデルのアウトプットとして炉内モデルへ返すモデルとした。

設計データが公開され、事前安全性評価（NUREG-1368, 1994 年^[3.1.3-1]）も実施されている PRISM Mod-A を解析対象に、構築する RVACS 除熱特性モデルのベンチマークとして、SPECTRA コードの適用に関する CFD 詳細解析を実施した。先述の RVACS 質点系モデルを用いて除熱量を CFD (STAR-CCM+) 解析結果と比較したところ、ヌセルト数の補正係数 F を 0.73 とした場合、表 3.1.3-3 に示すように除熱量が 2 つのモデルで良く一致した。また、図 3.1.3-3 に示した RVACS 除熱特性モデル（質点系）による空気温度計算結果の空気出入口温度から求めた熱輸送量と RVACS 除熱量も良く一致しており、RVACS 除熱特性モデルの空気温度も適切に計算されていると判断する。図 3.1.3-4 より、CFD モデル（PRISM Mod-A 形状）と質点系モデルで高さ方向の温度分布に差異が確認された。これは格納容器やコレクタシリンドラの形状や高さ方向への熱移行の影響と考えるが、除熱量に関しては良く一致していることから、質点系の RVACS 除熱特性モデルは適用可能と判断する。

② 単体機能試験【R3】

令和 3 年度では、令和 2 年度の国内外文献調査の RVACS 除熱に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験により、構築した RVACS 除熱特性モデルが適切であることを確認した。①項のモデル構築を踏まえ、図 3.1.3-5 に示す簡素化した SPECTRA 用の PRISM 型原子炉モデルを作成した。次に、作成したモデルを確認するため、汎用 CFD ツール「FLUENT」を用いて定格運転状態の定常解析を実施した。その結果、冷却材圧力及び冷却材温度が PRISM 型原子炉のシステム条件と一致し、作成した解析モデルが適切であることを確認した。図 3.1.3-6 に、SPECTRA のベンチマーク対象となる STAR-CCM+ の解析モデルを示す。SPECTRA の原子炉内熱流動と RVACS 除熱特性モデルの連成の確認を目的の解析として、次に示す解析条件を設定した。

- ・ SPECTRA (2次元) と STAR-CCM+ (3次元) で、同一条件で過渡解析を実施
- ・ 過渡解析の初期条件は、原子炉内ナトリウム停止+原子炉内温度 450℃一定、原子炉外空気停止+温度 38℃一定で過渡計算開始 (原子炉容器、Ar ガス、安全容器の初期温度は原子炉容器内温度と同一)
- ・ 原子炉内は、崩壊熱 1.7 MWt 一定、自然循環 (IHX 除熱なし、1次ポンプ昇圧なし)
- ・ 原子炉外は、大気温度一定 (38℃) で自然循環
- ・ 解析時間は、原子炉内 (炉心部) の自然循環流量が安定するまで
- ・ RVACS 除熱の有/無の2条件で、原子炉内-RVACS 除熱の連成を確認
- ・ SPECTRA と STAR-CCM+の過渡解析結果を比較し、2次元/3次元の影響を評価

表 3.1.3-4 に原子炉内温度を 450℃一定とした場合の、SPECTRA の RVACS 除熱特性モデルと、STAR-CCM+の RVACS 除熱特性の定常解析結果を示す。SPECTRA、STAR-CCM+共に RVACS 除熱量は約 1.7 MWt であり、空気流量や空気出口温度の相対差も 1%以内である。また、原子炉容器 (RV)、格納容器 (CV)、コレクタシリンダ (CC) の温度も良い一致を示した。これにより、SPECTRA の原子炉内熱流動と RVACS 除熱特性モデルの連成を確認した。

③ 崩壊熱除去特性の過渡解析【R4】

令和 4 年度では、適用性確認として、PRISM 型原子炉特有技術の計算モデル (RVACS 除熱特性モデル) を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーションを用いて、令和 2 年度で調査した解析対象のプラントについて、崩壊熱除去特性の過渡解析を実施した。令和 2 年度に調査したベンチマークの解析結果と比較して RVACS 除熱モデルが適切に組み込まれたことを確認した。

まず、SPECTRA の RVACS 除熱特性モデルの確認と、SPECTRA の原子炉内熱流動と RVACS 除熱連成の確認を行った。まず、STAR-CCM+を用いて公開資料に基づく PRISM 型原子炉の計算モデルの作成と崩壊熱除去特性の過渡解析を実施し、得られた STAR-CCM+の原子炉容器内表面温度分布結果を SPECTRA の入力条件とした。この入力条件による RVACS 除熱量等の解析結果を図 3.1.3-7 に示す。この比較により、SPECTRA と STAR-CCM+が良い一致を示すことを確認した。これより、令和 3 年度に構築した SPECTRA の RVACS 除熱特性モデルが適切であることを確認した。

次に、崩壊熱除去特性の過渡解析を実施した。STAR-CCM+での過渡解析では、図 3.1.3-8 に示すように、RVACS 除熱がない場合は原子炉内温度が上昇を続けたのに対し、RVACS 除熱がある場合は原子炉内温度の上昇を抑制できており、特に 3600 s 以降においてコールドプール温度が低下し、ホットプール温度の上昇が抑制されていることを確認した。SPECTRA での過渡解析は、発熱部容積や原子炉内容積、RVACS 伝熱面積の 2次元と 3次元の割合が異なる点を考慮した。図 3.1.3-9 に示すように、RVACS 除熱がない場合には原子炉内温度は上昇を続けた。一方 RVACS 除熱がある場合には、原子炉内温度の上昇を抑制できており、特に 1200 s 以降ではコールドプール温度が低下し、ホットプール温度の上昇が抑制されていることが確認できた。図 3.1.3-10～図 3.1.3-12 に、SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果を示す。図 3.1.3-10 に示すように、RVACS 除熱がない場合、自然循環状態 (STAR-

CCM+ : 5400 s、SPECTRA : 1800 s) の各部流量は SPECTRA と STAR-CCM+でほぼ等しいが、SPECTRA の IHX 流量や Liner-Gap 流量は不安定である。原子炉内の冷却材温度は、SPECTRA と STAR-CCM+でほぼ等しい。図 3.1.3-11、図 3.1.3-12 に示すように、RVACS 除熱がある場合も自然循環状態の各部流量は SPECTRA と STAR-CCM+でほぼ等しいが、SPECTRA の IHX 流量や Liner-Gap 流量は安定しない。原子炉内の冷却材温度、空気流量・空気温度、構造材温度は、SPECTRA と STAR-CCM+でほぼ等しい。

以上より SPECTRA の RVACS 除熱特性モデルは定常解析及び過渡解析に適用可能であると判断した。

(3) 金属燃料炉心の燃料損傷モデル【R4-R5】

① モデル試作及び単体機能試験【R4】

令和 4 年度では、計算モデルの構築として、令和 3 年度の金属燃料炉心の燃料損傷に関する国内外文献調査結果を用いて、原子力機構と共同で金属燃料炉心の燃料損傷モデルを試作した。また、令和 3 年度の国内外文献調査の金属燃料の燃料損傷に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験を実施し、試作した金属燃料炉心の燃料損傷モデルの課題を抽出した。

表 3.1.3-5 に、金属燃料破損モデル化の項目と方針を示す。令和 4 年度のモデル試作では、下記項目を考慮した。

- ・ 金属燃料物性値のモデル化及び実装を行った。具体的には、単体機能試験に適用する U-10wt%Zr 燃料及び U-19wt%Pu-10wt%Zr 燃料にできるだけ近い燃料組成条件で、主に参考文献 (INL の金属燃料資料)^[3.1.3-22]及び参考文献 (TREAT 試験概要)^[3.1.3-17]より、金属燃料炉心の燃料損傷モデルに適用する比熱、熱伝導率、線膨張係数に関する相関式や固相線温度、弾性係数、ポアソン比を決定した
- ・ FP ガス放出率及びスエリングに関するモデル化の提案を行った
- ・ 燃料成分移動に関するモデル化の提案を行った
- ・ 共晶を考慮した被覆管破損に関するモデル化の提案を行った

計算モデルの試作として、モデル化及び実装した金属燃料の物性値に加え、原子力機構が作成した被覆管温度による被覆管破損判定を考慮した、金属燃料炉心の燃料損傷モデルに対する単体機能試験を実施した。単体機能試験は令和 3 年度の調査結果より、TREAT 炉を用いた M シリーズ試験^[3.1.3-17]のうち、実際に被覆管破損が生じた M7 試験を模擬したものとした。表 3.1.3-6 に、単体機能試験の概要を示す。ここで被覆管破損判定温度は金属燃料炉心の起因過程解析^[3.1.3-8]を参考に、1000°C、1200°C、1250°C と仮定し、判定の対象とする温度は被覆管外側温度とした。

図 3.1.3-13 に、U-Zr 燃料を用いた単体機能試験での冷却材温度推移を示す。また、表 3.1.3-7 に、被覆管破損判定結果を示す。単体機能試験と TREAT 試験結果を比較すると、冷却材温度のピークは概ね一致したが、単体機能試験は事象開始から 16 s までの冷却材出口温度を過大評価した。被覆管破損については、TREAT 試験では U-Zr 燃料について破損は確

認められていないが、単体機能試験では被覆管破損判定温度を 1000℃としたケースで約 16.7 s に破損し、判定温度を 1200℃、1250℃としたケースでは破損は生じなかった。

図 3.1.3-14 に、U-Pu-Zr 燃料を用いた単体機能試験での冷却材温度推移を示す。また、表 3.1.3-8 に、被覆管破損判定結果を示す。単体機能試験結果と TREAT 試験結果を比較すると、事象開始後約 14 s 以前では冷却材出口温度は概ね一致しているが、14 s 以後では単体機能試験結果は冷却材出口温度を過小評価している。なお、TREAT 試験に対して Bauer らが実施した COBRA-PI を用いた解析^[3.1.3-8]においても同様の傾向が見られた。TREAT 試験で破損が生じた 17.7 s 後に冷却材温度が急激に上昇しているが、これは被覆管破損時の瞬間的な圧力開放によって U-Pu-Zr 燃料の試験体内の冷却材が逆流した影響と考えられる。単体機能試験では冷却材流量を一定としたためこの現象は再現されなかった。

② モデル構築及び単体機能試験【R5】

令和 5 年度では、計算モデルの構築として、令和 4 年度の金属燃料炉心の燃料損傷モデルの試作結果に、炉心溶融モデル構築の結果を反映して、原子力機構と共同で金属燃料炉心の燃料損傷モデルを構築した。また、令和 4 年度と同様に金属燃料の燃料損傷に関するベンチマークの試験結果や解析結果を用いた単体機能試験により、構築した金属燃料炉心の燃料損傷モデルが適切であることを確認した。

令和 5 年度のモデル構築では、令和 4 年度に作成した試作モデルに共晶による被覆管減肉やスウェリング、燃料融点低下、被覆管応力による破損判定等のモデルを実装し、金属燃料炉心の燃料損傷モデルを構築した。

図 3.1.3-15 に、U-Zr 燃料を用いた単体機能試験での冷却材温度推移を示す。また、表 3.1.3-9 に被覆管破損判定結果を示す。単体機能試験と TREAT 試験結果を比較すると、冷却材温度は 8 s から 18 s まで温度をやや高く評価しているが、温度の変化率は一致したと評価した。このように温度を保守側に示した理由として、TREAT 試験では冷却材温度を熱部上端よりも燃料高さの 7%高い位置で測定した値が用いられているのに対し本解析では発熱部上端を測定点としていることや、金属燃料物性値の中でデータが不足している高温物性を内挿や外挿によって推定していることなどが挙げられる。また、被覆管破損については、TREAT 試験と同様に被覆管の破損は生じなかった。最大フープ応力は、被覆管破損と判定される 50.7 MPa に対して 31.9 MPa と約 6 割であり、SAS4A による TREAT 試験解析で CDF が低い値であった^[3.1.3-27]ことと整合している。共晶による被覆管の浸食深さは、TREAT 試験の 0.26 mm であったのに対して解析結果は 0.29 mm と、良く一致した。

図 3.1.3-16 に、U-Pu-Zr 燃料を用いた単体機能試験での冷却材温度推移を示す。また、表 3.1.3-10 に、被覆管破損判定結果を示す。単体機能試験と TREAT 試験結果を比較すると、冷却材温度は 8 s から 16 s まで温度をやや高く評価しているが、推移は概ね一致した。被覆管破損については、TREAT 試験と同様に被覆管が破損した。

(4) PRISM 型原子炉炉心損傷解析【R5】

令和 5 年度では、PRISM 型原子炉特有技術の計算モデル（金属燃料炉心の燃料破損モデル）を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーションを用いて、令和 2 年度に調査した解

析対象のプラントの SA 解析（炉心損傷解析）を実施した。令和 3 年度に調査したベンチマークの CFD 解析結果と比較して、金属燃料炉心の燃料破損モデルが適切に組み込まれたことを確認した。

① SA 解析用 PRISM モデルの検討【R5】

3.1.3 の(3)項で構築した RVACS 除熱特性モデルを組み込んだ SPECTRA に、計算精度と数値安定性向上を目的としてメッシュモデルの改良を行った。具体的には、PRISM 型プラントの強制循環から自然循環への移行挙動について、圧力損失関数の変更や、原子炉容器とライナ間の隙間の体積率の考慮や液面近傍等のメッシュ分割の効果に関する感度解析を実施した。図 3.1.3-17 に、令和 4 年度の解析モデルと令和 5 年度の解析モデルの比較を示す。数値安定性の向上を目指し、原子炉容器とライナ間のギャップ領域を独立し、流路面積が一致するように面積割合で補正した。また、原子炉容器とライナ間のギャップ領域や液面近傍、ガス領域のメッシュ分割数を増加させた。自然循環までの圧力損失の流量依存性は、設計値や CFD 解析条件と一致するように、以下の計算オプションを用いた。

$$-\frac{dP}{dx} = F \times V, \quad F = \frac{1}{2} \left(\frac{f}{D} + \frac{\xi}{L} \right) \rho |V| \quad \text{式(3.1.3-1)}$$

ここで、 F は圧損係数 ($\text{kg/m}^3/\text{s}$)、 f は摩擦係数 (-)、 ρ は密度 (kg/m^3)、 V は流速 (m/s)、 D は代表長さ（等価直径）(m)、 ξ は形態係数 (-)、 L は流路長さ (m) である。摩擦係数は Re 数の関数でテーブル入力し ξ/L と等価直径を部位ごとに入力した。図 3.1.3-18 に、PRISM 炉の強制循環から自然循環への移行挙動の解析結果を示す。自然循環の RVACS 除熱に関してはメッシュ分割や原子炉容器とライナ間の隙間の体積率が解析結果に与える影響は小さいことが分かった。圧力損失関数の計算オプションを変更したことによって、特に ULOF 事象で重要となるポンプコストダウンによる短期的な炉心冷却材流量は CFD 解析とほぼ等しい結果が得られることを確認した。また、SPECTRA モデルは 2 次元体系のため、周方向流れに伴う温度拡散や温度成層化現象の考慮ができず、炉心入口温度が早期に上昇した。その結果、炉心部の自然循環力が増加し、炉心流量が CFD 解析結果よりも大きくなるが、冷却材温度は SPECTRA による解析結果の方が高く、保守的な評価になることを確認した。

② SA 解析のベンチマーク問題設定【R5】

次に、PRISM の SA 解析のベンチマーク問題を設定した。ベンチマークは相変化を含む二相流挙動に関する妥当性確認を目的として、令和 3 年度の調査結果を参考に集合体単体と RVACS を含む原子炉全体（全体系モデル）を対象とした ULOF 及び UTOP 過渡解析を想定した。3.1.3 の(3)項と同様に STAR-CCM+を用いた沸騰解析結果をリファレンスとした。ただし STAR-CCM+は過渡時の核出力計算機能を有しないため、別途プラント動特性解析コード FOSTER^[3.1.3-28]により過渡核出力を求め、STAR-CCM+の入力条件とした。FOSTER は FBR の動特性解析を目的に開発された過渡時の伝熱流動解析コードであり、炉心核出力は即発跳躍近似を用いた前進差分法によって一点炉近似動特性方程式を解いて求めており、「常陽」自然循環試験や 50 MWt 蒸気発生器の過渡試験などで検証されている。

③ 集合体単体解析【R5】

図 3.1.3-19 に、STAR-CCM+と SPECTRA の集合体単体沸騰解析モデルを示す。比較対象は燃料集合体を燃料ピン 1 体とその周囲の冷却材でモデル化し、入口冷却材流量・温度と燃料発熱量を境界条件として与えた、沸騰を伴う過渡解析挙動とした。

解析は定常状態計算の後に、ULOF 型、UTOP 型共に出力流量比が 10 s 間で線形に 5.0 まで増加し、その後は出力流量比 5.0 を維持する条件で解析した。なお、ULOF 型解析では出力一定、UTOP 型解析では流量一定とした。

図 3.1.3-20 に、SPECTRA と STAR-CCM+の UTOP 型沸騰解析結果を示す。流量変化がないため、集合体出口温度の輸送遅れは一定であり、CFD 解析では事象開始後約 10 s で沸騰を開始した。炉心出口より上方で次第にナトリウム気泡が成長した。SPECTRA による解析は、温度推移と軸方向冷却材温度分布について CFD 解析結果と良く一致した。沸騰挙動に関しては CFD 解析結果と同様に炉心出口より上方で次第にナトリウム気泡が成長していく挙動は見られたが、CFD 解析結果と比較して沸騰領域が軸方向へ広がる速度については小さく評価した。

図 3.1.3-21 に、SPECTRA と STAR-CCM+の ULOF 型沸騰解析結果を示す。UTOP 解析結果と異なり、集合体出口温度の輸送遅れは流量低下に伴って大きくなり、CFD 解析では事象開始後約 13 s で沸騰を開始した。炉心出口近傍でボイド率が 80%程度まで成長し、その後次第に上方へ沸騰領域が拡大する挙動が見られた。SPECTRA による解析では、冷却材温度推移や軸方向冷却材温度分布について CFD 解析結果と良く一致した。沸騰挙動に関しては CFD 解析結果と同様に炉心出口より上方で次第にボイド率が上昇する挙動は見られたが、UTOP 解析結果と同様に CFD 解析結果と比較して沸騰領域の軸方向へ広がる速度は小さく評価した。

以上より、SPECTRA による ULOF・UTOP 型沸騰解析は CFD 解析結果を概ね捉えられていることを確認した。沸騰領域の広がりに関する CFD 解析結果との差異については、沸騰モデル化や二相流の相間相互作用モデルの見直しに等によって改善できると期待できる。

④ 全体系モデルの CFD 解析【R5】

STAR-CCM+による SA 解析 (ULOF・UTOP) について、炉心槽のみを対象としたモデル (炉心槽モデル) と全体系モデルを用いた CFD 沸騰解析を実施し、その解析結果を比較した。

図 3.1.4-22 に、炉心槽のみを対象としたモデルを示す。炉心槽モデルは令和 2 年度に調査した Mod-A の炉心集合体配置を模擬し、炉心槽を構成する集合体の種類ごとに発熱量や流量配分を設定した。境界条件として炉心槽の下部にある入口プレナムに繋がる配管での冷却材温度及び冷却材流量を設定し、炉心発熱量の推移は図 3.1.3-23 に示す FOSTER による動特性解析結果を用いた。図 3.1.3-24 に、炉心槽モデルによる UTOP 事象解析の径ブランクット沸騰開始時の挙動を示す。事象開始後約 20 s で出力流量比が最も高い径ブランクットにおいて冷却材が沸騰し始め、その際の圧力によって沸騰領域を中心に上下方向への分離流れが発生し、下部プレナムへの逆流と、まだ沸騰していない他集合体の流量が増加する結果となった。

図 3.1.3-25 に、全体系モデルを用いた定常計算結果を示す。全体系モデルは炉心槽モデルに加えて IHX や電磁ポンプを含む原子炉容器内と RVACS の空気流路をモデル化している。

定常計算では RVACS 除熱を考慮した定格運転状態の温度分布や流速分布を求めた。

図 3.1.3-26、図 3.1.3-27 に、ULOF 事象解析と UTOP 事象解析における炉心槽モデルと全体系モデルの計算結果の比較を示す。ULOF 事象解析の冷却材出口温度推移において、破線部で示す炉心槽モデルでは、前述の沸騰に伴う逆流によって、内部ブランケットと燃料集合体の流量が増加した結果、約 23 s から 10 s 程度冷却材温度の上昇が抑制された。一方で全体系モデルでは炉心槽モデルと異なり、図 3.1.3-27 に示すように径ブランケットによる沸騰によって炉心入口流量全体が低下し、最終的には炉心入口プレナムに繋がる配管部も逆流する現象が見られた。径ブランケットの沸騰に伴う逆流による他の集合体への影響は炉心槽モデルと比較して小さく、冷却材出口温度は径ブランケットの沸騰後も単調に増加した。この差異について、炉心槽モデルでは入口プレナムに接続される入口配管断面の流量を境界条件としたことが原因であり、全体系モデルによる評価は冷却材温度に対してより保守的な結果となることが分かった。なお、UTOP 事象解析においても同様の傾向が見られるが、ULOF 事象解析と比べて流速が速いため、径ブランケットの沸騰が他の集合体の温度推移へ及ぼす影響は相対的に小さいことが分かった。

⑤ 全体系モデルの SPECTRA 解析【R5】

SPECTRA による SA 解析 (ULOF・UTOP) では、図 3.1.3-28 に示すように炉心領域を一様発熱とした場合、沸騰までの挙動は CFD 解析結果と良い一致を示した。沸騰後の挙動については、UTOP 事象解析では SPECTRA と CFD で大きな差異はないが、ULOF 事象解析においては SPECTRA の解析結果が不安定となった。これは図 3.1.3-29 に示すように、ULOF 事象解析では流量減少に伴う圧力差 (圧力ポテンシャル) の低下により、冷却材沸騰時に UIS 左側 (IHX 側) は上昇流、UIS 右側 (EMP 側) は下降流となり、発熱部のボイドの発生により EMP 側の下降流が増加してホットプールの非沸騰ナトリウムが炉心槽内に混入することが原因と考えられる。この現象は UIS で流路を分離した 2 次元モデルに特有のものである。なお、UTOP 事象解析では流量が定格運転状態から大きく変化しないため、UIS の左右どちらも上昇流であり、ホットプールからの逆流は生じない。

炉心損傷モデルを接続した統合版シミュレーションで用いる SPECTRA の SA 解析用メッシュモデルを図 3.1.3-30 に示す。径方向 6 メッシュ、軸方向 4 メッシュで構成される炉心発熱部領域を削除し、炉心損傷モデルと接続した。図 3.1.3-31 に、本モデルを用いた定常計算時の炉内温度と速度分布を示す。炉心損傷モデルを接続していない炉心一様発熱モデルによる定常解析結果と比較して同様の温度分布、流速分布を再現されており、炉心損傷モデルが適切に接続されたことを確認した。

次に、2 次元モデルを用いることによる影響が小さい UTOP 事象を対象に、SA 解析用モデルを用いた SPECTRA による過渡解析を実施した。SPECTRA と CFD で評価した冷却材出口温度の比較を図 3.1.3-32 に示す。継続的な出力上昇に対応する過渡的な冷却材温度変化は CFD 解析結果と良い一致を示した。また、SPECTRA による解析では事象開始後約 18.5 s で径ブランケットにおいて冷却材沸騰が発生しており、事象開始後約 20 s において径ブランケットで冷却材沸騰が発生した CFD 解析結果と同様の傾向が見られた。なお、沸騰時の計算安定性向上やタイムステップの最適化等が今後の課題である。

⑥ まとめ【R5】

以上より、PRISM型原子炉特有技術の計算モデル（金属燃料炉心の燃料破損モデル）を組み込んだ統合型安全性評価シミュレーション SPECTRA に金属燃料炉心の燃料破損モデルが適切に組み込まれたことを確認した。なお、今後の性能向上や利便性向上の観点で、例えば以下の機能改善が望ましいと考える。

- ・ 炉心損傷モジュールにおける二相流パラメータ調整の最適化
- ・ インputデータ作成時の推奨パラメータ等の整備
- ・ 炉心損傷モジュールを組み込んだ SPECTRA の定常計算機能とリスタート機能の追加
- ・ 過渡計算中にタイムステップを変更できる機能（可能であれば自動設定）の追加
- ・ 炉心損傷モジュールと全体系のそれぞれで最適なタイムステップを用いることによる計算負荷の低減による解析の高速化（炉心損傷モジュールは細かいタイムステップで計算し、全体系モデルでは炉心損傷モジュールの計算結果の積分値を離散化して用いる等）
- ・ マルチプロセッサを前提とした並列計算による実計算時間の短縮

【参考文献】

- [3.1.3-1] U.S. Nuclear Regulatory Commission, “Preapplication Safety Evaluation Report for the Power Reactor Innovative Small Module (PRISM) Liquid-Metal Reactor”, NUREG-1368, 1994.
- [3.1.3-2] B.S. TRIPLET, et al., “PRISM: A COMPETITIVE SMALL MODULAR SODIUM-COOLED REACTOR”, NUCLEAR TECHNOLOGY VOL. 178, pp.186-200, MAY 2012
- [3.1.3-3] Dubberley A., Wu T., Kubo S. S-PRISM high burnup metal-fuel core design for session 3: Future deployment programs and issues. Proceeding of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants - ICAPP, Cordoba, Spain, May 4-7 (2003)
- [3.1.3-4] Mohr, D., Chang, L. K., Feldman, E. E., Betten, P. R., & Planchon, H. P. (1987). Loss-of-primary-flow-without-scrum tests: Pretest predictions and preliminary results. Nuclear Engineering and Design, 101(1), 45-56.
- [3.1.3-5] Feldman, E. E., Mohr, D., Chang, L. K., Planchon, H. P., Dean, E. M., & Betten, P. R. (1987). EBR-II unprotected loss-of-heat-sink predictions and preliminary test results. Nuclear Engineering and Design, 101(1), 57-66.
- [3.1.3-6] Bauer, T. H., Robinson, W. R., Holland, J. W., Rhodes, E. A., and Wright, A. E. First overpower tests of metallic IFR [Integral Fast Reactor] fuel in TREAT [Transient Reactor Test Facility]: Data and analysis from tests M5, M6, and M7. ANL-IFR-124, (1989)
- [3.1.3-7] 植田伸幸, “金属燃料 FBR の炉心損傷解析コードの開発と冷却材ボイド反応度制限

- の評価”，電力中央研究所研究報告，T01002（2001）。
- [3.1.3-8] 植松眞理マリアンヌ，杉野和輝，and 川島克之。“金属燃料高速炉の炉心・燃料設計に関する研究（4），（5）及び（6）2009-2012 年度共同研究報告書。” JAEA-research 2012.41（2013）：1-126.
- [3.1.3-9] GE，“Preliminary Safety Information Document.” GEFR-00793 UC-87Ta（1987）
- [3.1.3-10] Donoghue, J E, et al., Preapplication safety evaluation report for the Power Reactor Innovative Small Module (PRISM) liquid-metal reactor. Final report. NUREG-1368, United States, 1994.
- [3.1.3-11] Tsai, H., et al., Irradiation performance of U-Pu-Zr metal fuels for liquid-metal-cooled reactors. No. ANL/ET/CP-82776; CONF-950426-6. Argonne National Lab., IL (United States), 1994.
- [3.1.3-12] Tentner, A., A. Karahan, and S. Kang. “Advances in the Development of the SAS4A Code Metallic Fuel Models for the Analysis of Prototype Gen-IV Sodium-cooled Fast Reactor Postulated Severe Accidents.”（2017）.
- [3.1.3-13] 尾形孝成、横尾健、金属燃料要素における燃料-被覆管機械的相互作用の解析的評価、電力中央研究所、研究報告：T97004、平成10年2月
- [3.1.3-14] 横尾健、他、金属燃料FBRの固有の安全性に関する調査-EBR-IIにおける安全特性試験結果の検討-、電力中央研究所、研究報告：T87028、昭和63年2月
- [3.1.3-15] Fanning, T. H. FY2017 Updates to the SAS4A/SASSYS-1 Safety Analysis Code. No. ANL-ART-122. Argonne National Lab. (ANL), Argonne, IL (United States), 2017.
- [3.1.3-16] 西義久、他、プラント動特性解析コード CERES の検証-小型高速炉を対象とした SAS4A/SASSYS-1 コードとの比較-、電力中央研究所、研究報告：L07004
- [3.1.3-17] Bauer, Theodore H., et al. “Behavior of modern metallic fuel in treat transient overpower tests.” Nuclear technology 92.3（1990）：325-352.
- [3.1.3-18] 植田伸幸、西村聡、金属燃料炉心における ATWS 起因の燃料破損の解析的評価、電力中央研究所、研究報告：T98079、平成11年6月
- [3.1.3-19] H.Yamano, et al., “SIMMER-III: A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis - Version 3.A Model Summary and Program Description -, JNC TN 9400 2003-071, August 2003.
- [3.1.3-20] 久保重信，他，ナトリウム冷却炉の再臨界回避方策に関する検討 -平成15年度報告-，JNC TN9400 2004-041，2004.
- [3.1.3-21] 阿部，他，“革新的小型ナトリウム冷却高速炉の開発（5）RVACS 除熱特性の3次元熱流動解析” 日本原子力学会 2020 年秋の大会，2020/9/17
- [3.1.3-22] Janney, Dawn E. Metallic Fuels Handbook, Part 1 and Part 2. No. INL/EXT-15-36520-Rev003. Idaho National Lab. (INL), Idaho Falls, ID (United States), 2018.
- [3.1.3-23] Golden, G. H., and J. G. Tokar. “ANL-7323.”（1967）.
- [3.1.3-24] 平野豪、他、金属燃料高速炉における炉心損傷事象 起因過程に関する基礎的研究、

PNC TY9601 98-002、1998年3月

- [3.1.3-25] O.E.Dwyer et al., At. Energy Rev. 4,3 (1966)
- [3.1.3-26] R.N.Lyon, "Chem. Eng. Progr." , 47,75/79 (1951)
- [3.1.3-27] Karahan, A., and A. Tentner. "Validation of Advanced Metallic Fuel Models of SAS4A using TREAT MSeries Overpower Test Simulations." (2017)
- [3.1.3-28] Hashimoto, Tsuneyuki, and Ryuhei Kawabe. "Development of a dynamic analysis program for LMFBR plants." Trans. Am. Nucl. Soc. ;(United States) 45.CONF-831047- (1983).

表 3. 1. 3-1 金属燃料炉心の調査結果 (PRISM)

項目	単位	調査対象とした金属燃料炉心					
		PRISM 炉心 Mod-A [3. 1. 3-1]	PRISM 炉心 Mod-B[3. 1. 3-2]			S-PRISM 炉心 [3. 1. 3-3]	
			燃焼	ブレーク イーブン	増殖	高燃焼度	増殖
炉心熱出力	MWt	471	840	←	←	1000	←
炉心流量	m ³ /h	約 10000	約 20000	←	←	約 24000	←
炉心入口/ 出口温度	℃	338/485	360/499	←	←	371/510	←
燃料組成	—	U-Pu-Zr	←	←	←	←	←
TRU 富化度	wt%	26. 0	18. 9(内側)/ 22. 7(外側)	21. 1	20. 9	21. 6	19. 7
増殖比	—	1. 05	0. 72	1. 06	1. 23	1. 20	1. 22
取出ピーク 燃焼度	MWd/ kgHM	135	122. 7	147. 3	144. 0	207	145
取出平均燃 焼度	MWd/ kgHM	不明	87. 5	106. 3	103. 2	151	103
反応度制御	—	CRD : 6 体 GEM : 3 体 USS : 1 体	CRD : 9 体 GEM : 6 体 USS : 3 体	←	←	CRD : 9 体 GEM : 6 体 SASS : 3 体	←
燃焼反応度	—	-0. 21 \$	不明	不明	不明	0. 12 %dk/kk'	-0. 31 %dk/kk'
ボイド反応 度	—	約 5 \$	不明	不明	不明	不明	不明
安全解析実 施状況	—	PSER[3. 1. 3 -1]で議論	不明	不明	不明	不明	不明

表 3.1.3-2 ベンチマークとなる試験・解析評価例

事象	試験例	解析評価例	
		解析コード	解析対象
定常状態	EBR-II 照射試験 [3.1.3-11]	SAS4A (SSCOMP-A、 DEFORM-5A) [3.1.3-12]	EBR-II 照射試験
		ALFUS [3.1.3-13]	EBR-II 照射試験
燃料破損とならない流量減少型スクラム失敗事象	EBR-II ULOF 模擬試験 (SHRT-45) [3.1.3-14]	SAS4A/SASSYS-1 [3.1.3-15]	EBR-II ULOF 模擬試験、 他多数
		CERES [3.1.3-16]	SAS4A/SASSYS-1 解析結果との比較
起因過程 (UTOP 型事象)	TREAT M シリーズ試験 [3.1.3-17]	SAS4A (PINACLE-M、 LEBITATE-M) [3.1.3-12]	TREAT-M シリーズ試験
		CANIS [3.1.3-7]	電中研検討の 1500 MWe 級金属燃料炉心 [3.1.3-18]
起因過程 (ULOF 型事象)	—	CANIS	電中研検討の 1500 MWe 級金属燃料炉心 [3.1.3-7]
起因過程 (LOF-TOP 型事象、 集合体流路閉塞事象)	—	SAS4A (PINACLE-M、 LEVITATE-M)	PGSFR [3.1.3-12]
遷移過程	—	SIMMER-III (MOX 燃料用モデル) [3.1.3-19]	実用化戦略調査研究 フェーズ 2 平成 15 年度検討 金属燃料炉心 [3.1.3-20]

表 3.1.3-3 CFD(STAR-CCM+) ベンチマークとの解析結果の比較

解析モデル	空気流量	空気出口温度	RVACS 除熱量
CFD モデル	25.3kg/s	150.7℃	2.88MW
質点系モデル*	25.3kg/s	150.3℃	2.87MW

* SPECTRA に組み込む RVACS 除熱特性モデル

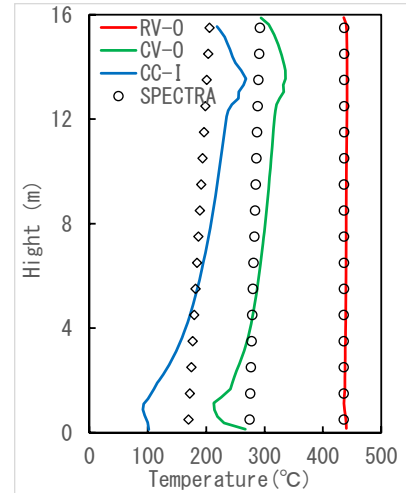
表 3.1.3-4 PRISM 型原子炉の RVACS 除熱特性(炉内温度 450℃)

(a) RVACS 除熱特性

解析ツール	空気流量 (kg/s)	空気出口温度 (℃)	RVACS 除熱量 (MW)
STAR-CCM+	24.797	106.195	1.705
SPECTRA	24.830	106.162	1.711
相対差 (%)	0.13	0.03	0.38

(b) 構造材温度

解析ツール	RV 外表面 (℃)	CV 外表面 (℃)	CC 内表面 (℃)
STAR-CCM+	439.6	292.1	193.7
SPECTRA	436.0	285.3	192.4
相対差 (%)	0.82	2.32	0.65



(c) 構造材温度分布

表 3.1.3-5 金属燃料破損モデル化の項目と方針

No	項目	方針
1	金属燃料物性値	令和 4 年度にモデル化、実装を完了。
2	FP ガスの挙動（ガス放出・スエリング）	令和 4 年度はモデル化の提案。 令和 5 年度に実装。
3	燃料成分移動（U 及び Zr）	令和 4 年度はモデル化の提案。 令和 5 年度に実装。
4	物性値（固相線温度を除く）の径方向分布の変更	本業務ではモデル化しない。
5	出力の径方向分布の変更	本業務ではモデル化しない。
6	共晶を考慮した被覆管破損	令和 4 年度はモデル化の提案。 令和 5 年度に実装。
7	エクストルージョン	本業務ではモデル化しない。

表 3.1.3-6 単体機能試験の概要

項目	内容	備考
解析対象	TREAT M7 試験	[3.1.3-17]
燃料の種類	<ul style="list-style-type: none"> ・ U-19Pu-10Zr [wt%] ・ U-10Zr [wt%] 	[3.1.3-17]
冷却材流量	100 cm ³ /s	2 つの試験チューブ合計流量が 200 cm ³ /s [3.1.3-17]
冷却材入口温度	585 K	[3.1.3-17]
出力推移	M7 試験の出力推移をトレース	[3.1.3-17]
単体機能試験の対象とするモデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 金属燃料物性値 ・ 被覆管最高温度による破損判定 	
TREAT 試験との比較項目	<ul style="list-style-type: none"> ・ 被覆管破損の有無 ・ 被覆管破損した場合はその時間 	TREAT M7 試験では U-19Pu-10Zr 燃料は約 17.7 s で破損、U-10Zr 燃料は破損せず
被覆管破損判定温度	<ul style="list-style-type: none"> ・ 1000℃ ・ 1200℃ ・ 1250℃ 	高温下での減肉速度を速く考慮する場合は 1000℃、遅く考慮する場合は 1200℃、MOX 燃料の限界破損温度 1250℃を想定 [3.1.3-8]
冷却材密度	ANL-7323 に準拠	[3.1.3-23]
ギャップコンダクタンス	10×10 ⁴ W/m ² /K	[3.1.3-24]
被覆管-冷却材熱伝達率	1.14×10 ⁵ W/m ² /K	Dwyer の式 [3.1.3-25] 及び Lyon の式 [3.1.3-26] を適用、冷却材温度は 500℃ と仮定

表 3.1.3-7 令和4年度に実施した U-Zr 燃料を使用した試作モデルの単体機能試験結果

項目	被覆管破損判定温度		
	1000℃	1200℃	1250℃
被覆管破損時間[s]	16.74	破損せず	破損せず
燃料外側最高温度[℃]	1486		
被覆管内側最高温度[℃]	1267		
被覆管外側最高温度[℃]	1123		

表 3.1.3-8 令和4年度に実施した U-Pu-Zr 燃料を使用した試作モデルの単体機能試験結果

項目	被覆管破損判定温度		
	1000℃	1200℃	1250℃
被覆管破損時間[s]	破損せず	破損せず	破損せず
燃料外側最高温度[℃]	1211		
被覆管内側最高温度[℃]	1020		
被覆管外側最高温度[℃]	905		

表 3.1.3-9 令和5年度に実施した U-Zr 燃料を使用した単体機能試験結果

	TREAT M7 試験	SPECTREA (ver. 20231004) 解析結果
燃料組成	U-10Zr (燃焼度 : 2.9 at%)	
被覆管材料	HT9	
被覆管破損の有無	なし	なし
冷却材最高温度	1307 K [3.1.3-17]) (グラフより推定[3.1.3-17])	1325 K (TTH (1, 11, 1))
被覆管内面最高温度	データなし	1500 K (TCLAD (1, 10, 1))
最大フープ応力 (最小被覆管強度)	データなし	31.9 MPa (50.7 Mpa)
被覆管最小肉厚 (被覆管初期肉厚)	約 0.26 mm (0.38 mm)	0.29 mm (0.38 mm)

表 3.1.3-10 令和5年度に実施した U-Pu-Zr 燃料を使用した単体機能試験結果

	TREAT M7 試験	SPECTREA (ver. 20231004) 解析結果
燃料組成	U-19Pu-10Zr (燃焼度 : 9.8 at%)	
被覆管材料	D9	
被覆管破損の有無	あり	あり
被覆管破損時間	17.71 s [3.1.3-27]	17.49 s
被覆管破損箇所	燃料頂部[3.1.3-17]	燃料頂部 (10, 1)
被覆管破損時冷却材出口温度	1147 K (推定値[3.1.3-17])	1128 K
被覆管破損時構造材内面温度	データなし	1243 K
被覆管破損時フープ応力	データなし	74.3 Mpa
被覆管破損時肉厚 (被覆管初期肉厚)	データなし (0.38 mm)	0.3786 mm (0.38 mm)

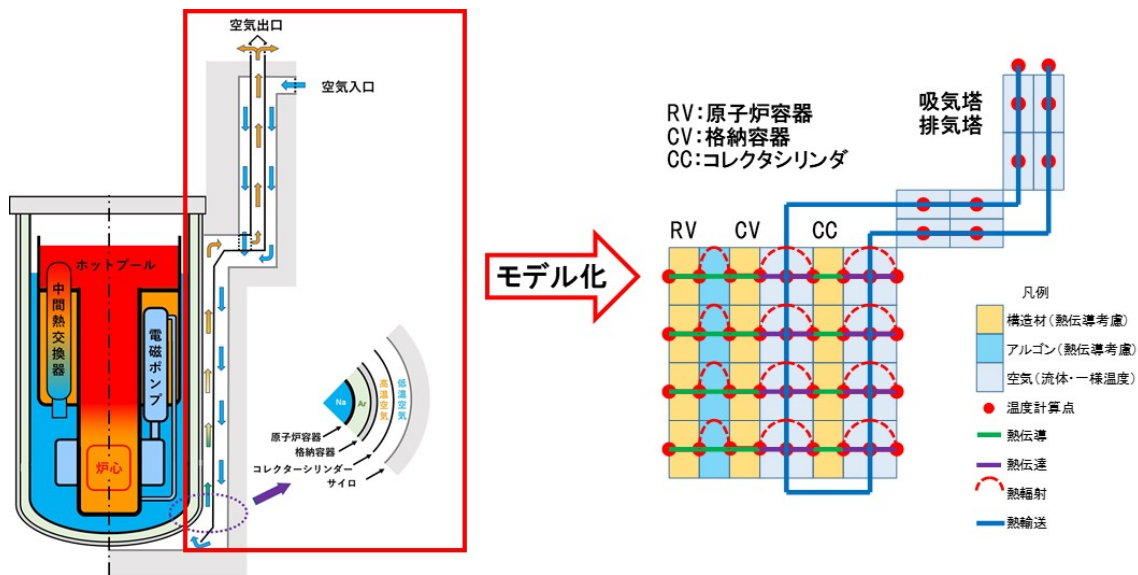
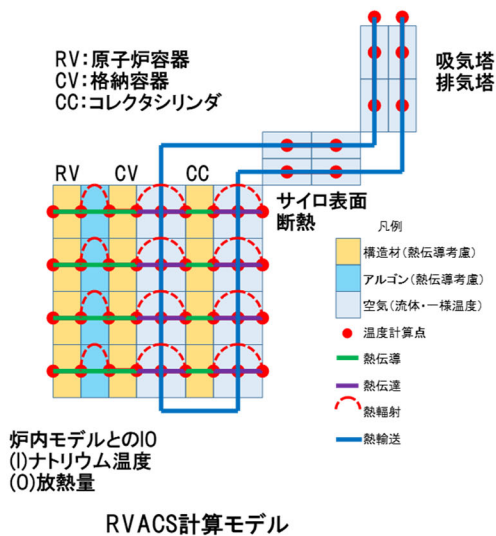


図 3.1.3-1 RVACS 除熱特性モデルの範囲



項目	温度	熱容量
記号	$T(l, J)$	$m(l, J)$
高さ方向	$l=1, n(20\text{程度})$	$l=1, n(20\text{程度})$
径方向	J=1 原子炉容器内側	-(境界条件)
	J=2 原子炉容器外側	原子炉容器、Ar
	J=3 格納容器内側	Ar、格納容器
	J=4 格納容器外側	格納容器
	J=5 上昇部空気平均	上昇部空気
	J=6 コレクタシリンダ内側	コレクタシリンダ
	J=7 コレクタシリンダ外側	コレクタシリンダ
	J=8 下降部空気平均	下降部空気
	J=9 サイロ表面	(熱収支)
記号	$T2(l, J)$	$m2(l, J)$
流れ方向	$l=1, n(5\text{程度})$	$l=1, n(5\text{程度})$
径方向	J=1 吸気塔空気平均	吸気塔空気
	J=2 入口室空気平均	入口室空気
	J=3 出口室空気平均	出口室空気
	J=4 排気塔空気平均	排気塔空気

図 3.1.3-2 RVACS 除熱特性モデル(温度計算点と考慮する熱容量)

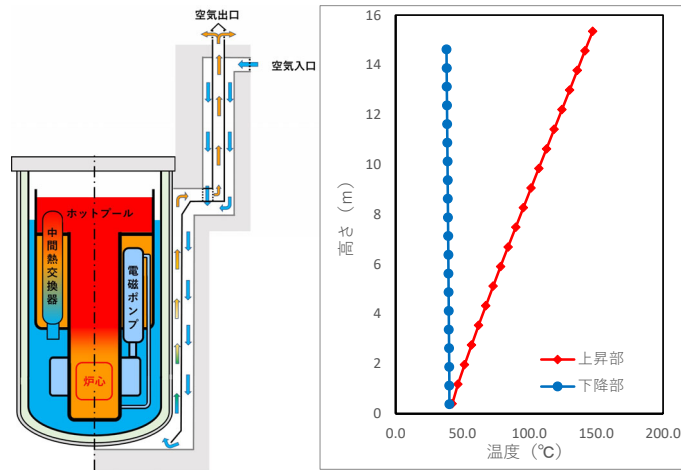


図 3. 1. 3-3 RVACS 除熱特性モデルによる空気温度計算結果

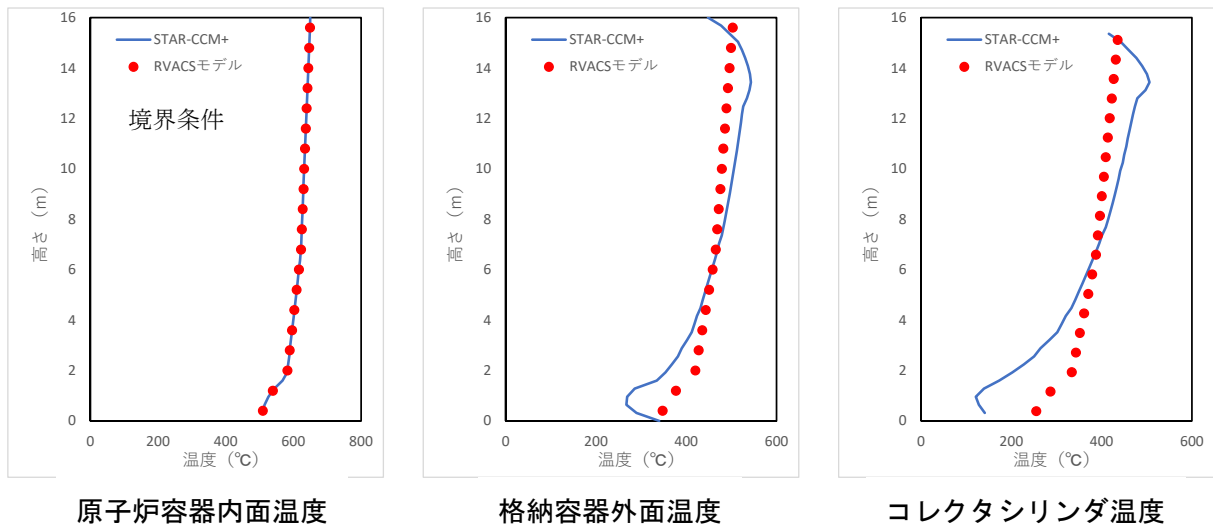


図 3. 1. 3-4 CFD(STAR-CCM+) ベンチマークとの温度分布の比較

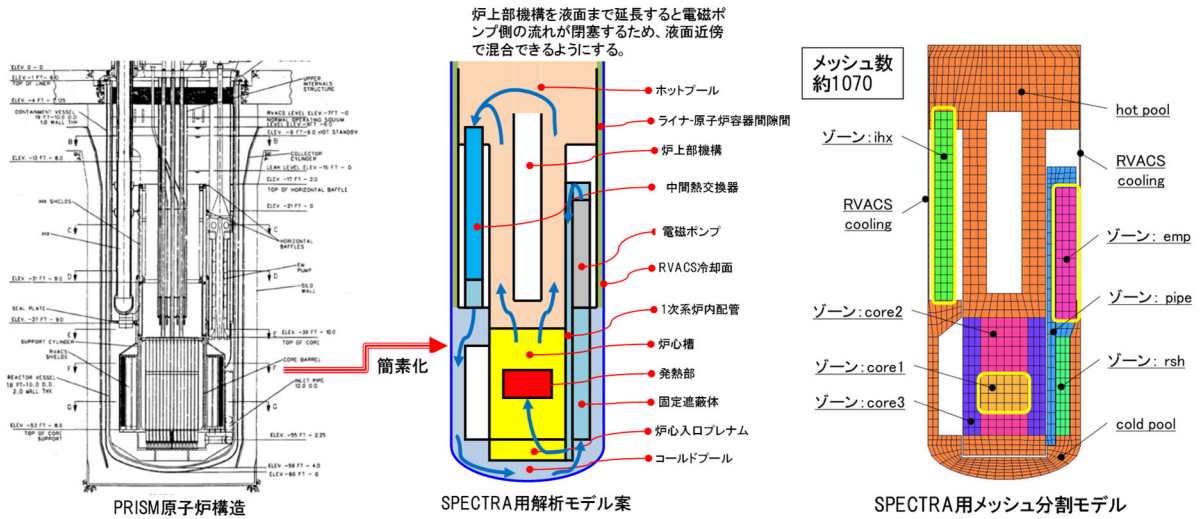


図 3. 1. 3-5 PRISM 型原子炉の SPECTRA 用解析モデルの考え方

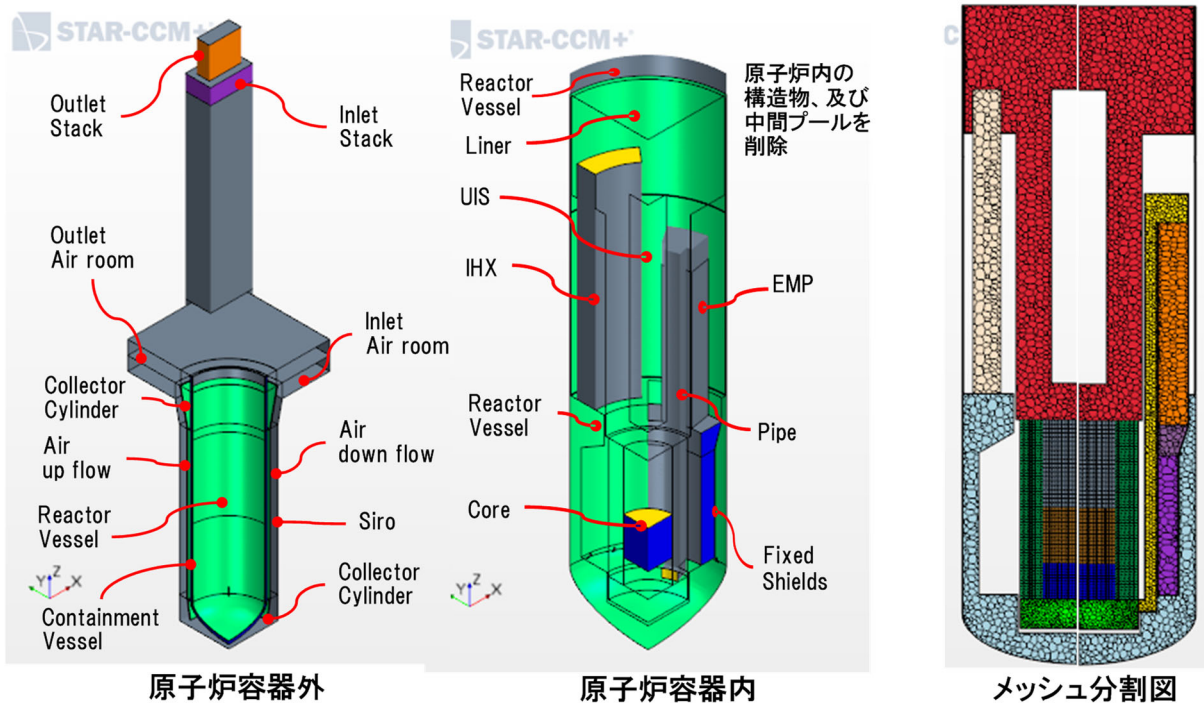


図 3. 1. 3-6 ベンチマーク計算用 STAR-CCM+の解析モデル

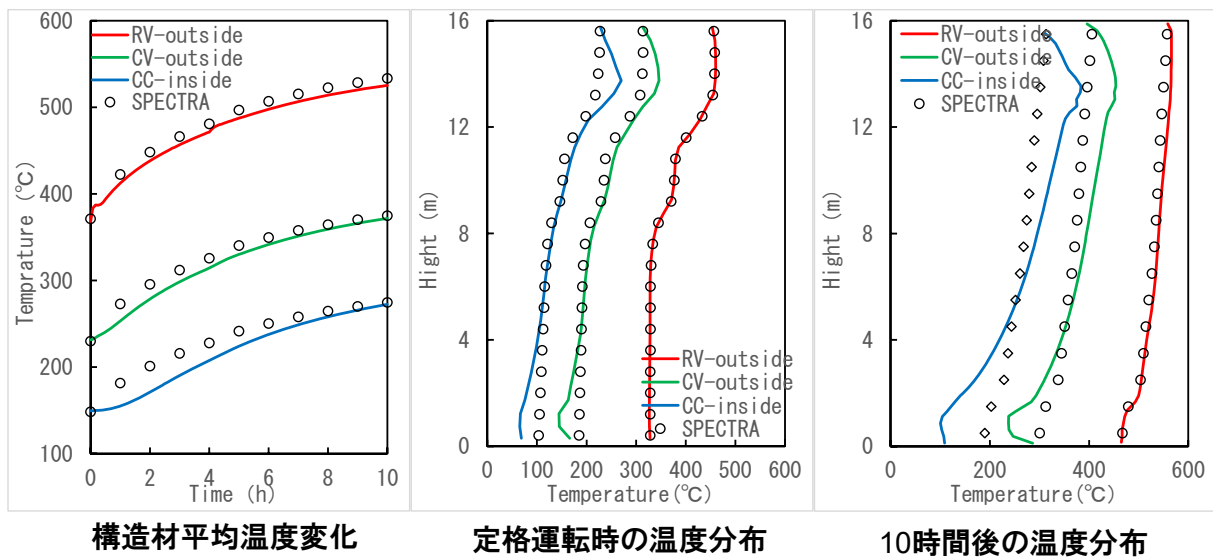
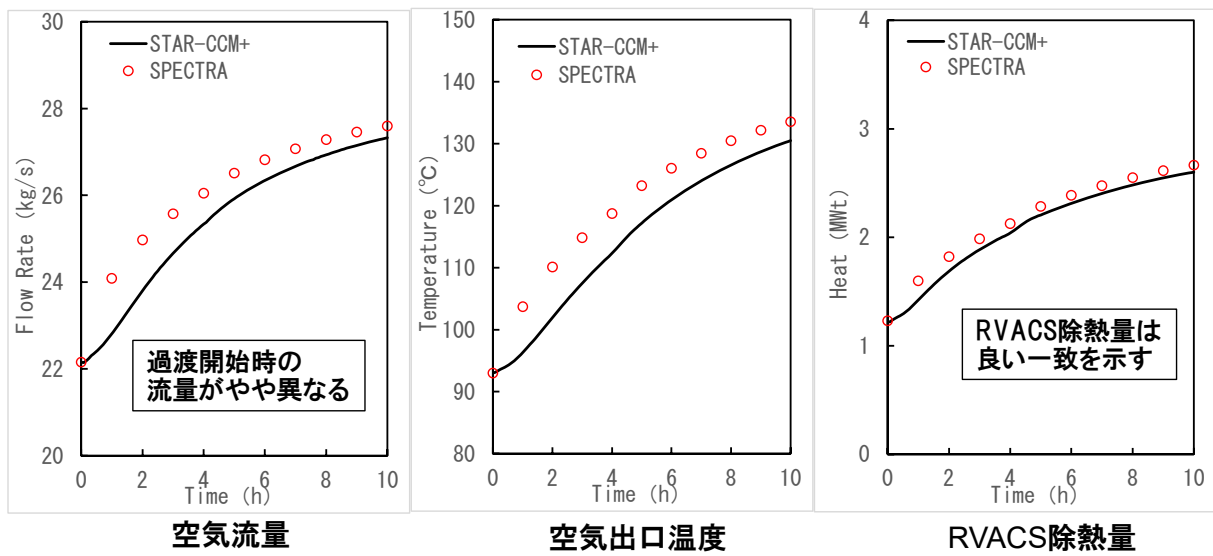


図 3. 1. 3-7 SPECTRA の RVACS 除熱特性モデル計算結果

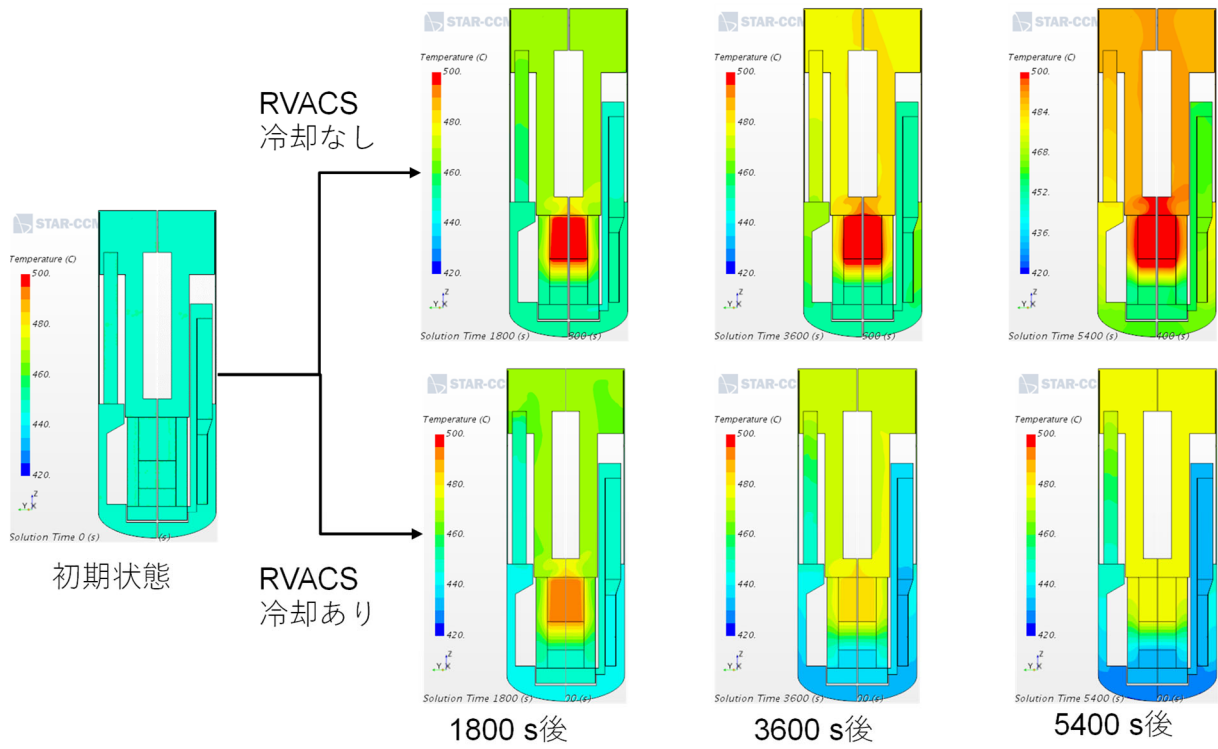


図 3.1.3-8 STAR-CCM+の過渡解析結果 (原子炉容器内温度分布)

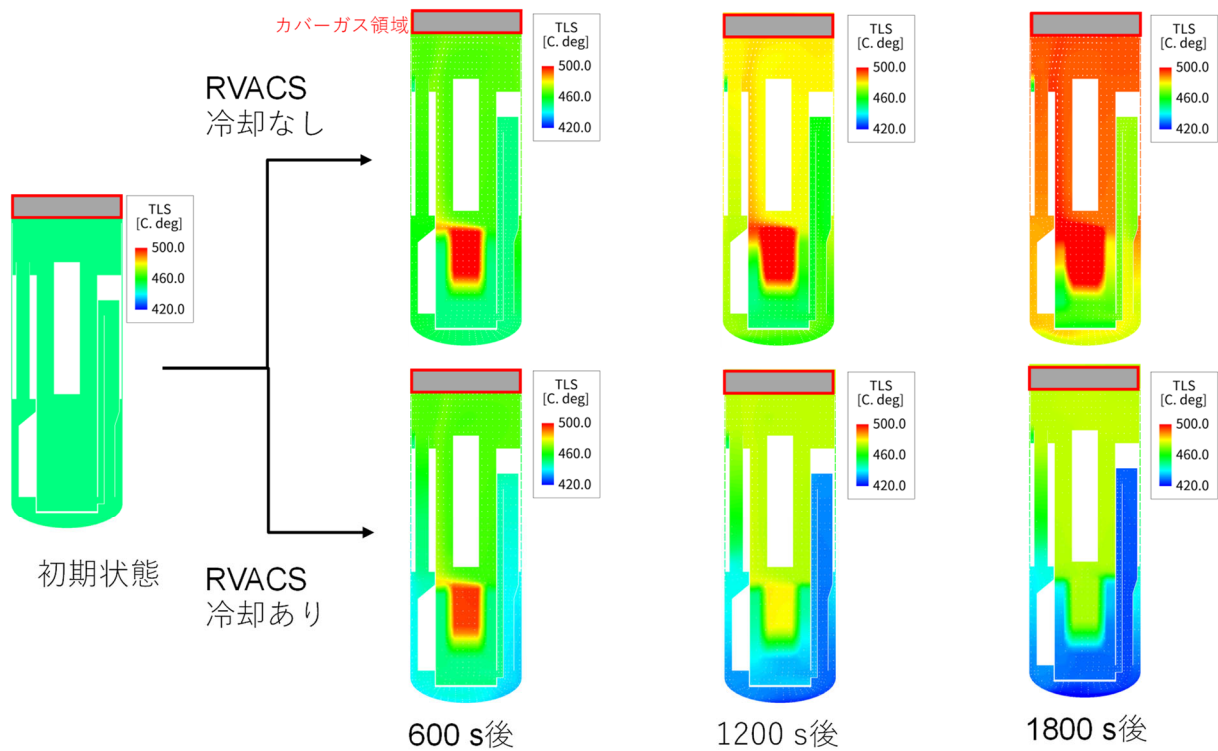
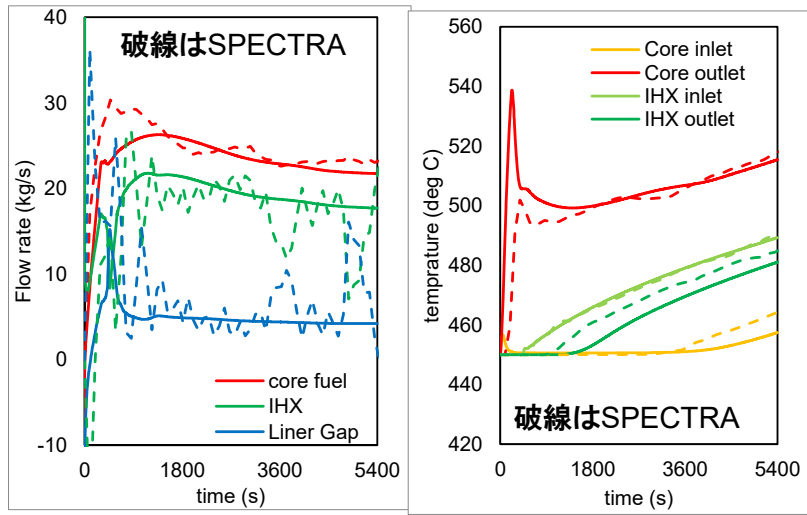


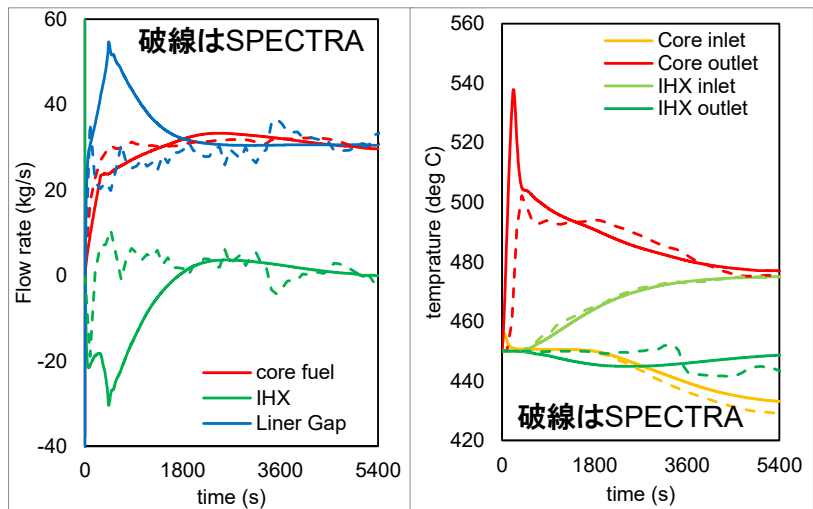
図 3.1.3-9 SPECTRA の過渡解析結果 (原子炉容器内温度分布)



冷却材流量

冷却材温度

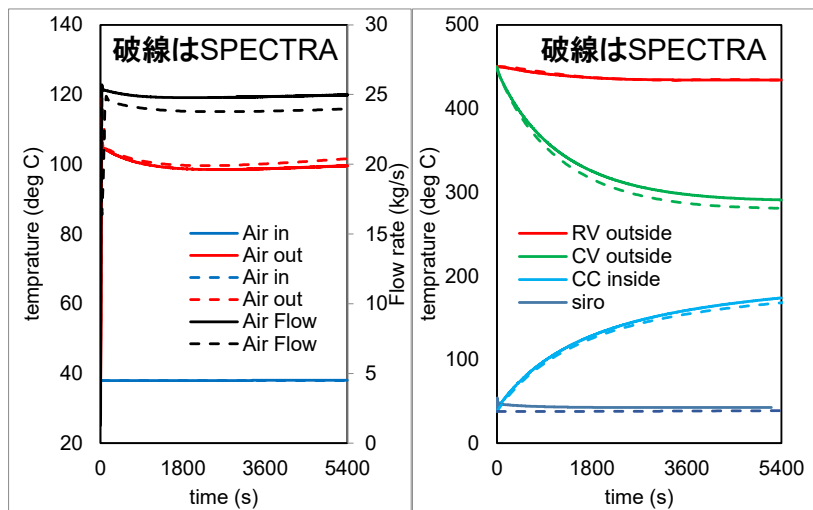
図 3. 1. 3-10 SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱なし)



冷却材流量

冷却材温度

図 3. 1. 3-11 SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱あり：原子炉内)



空気流量・温度

構造材温度

図 3. 1. 3-12 SPECTRA と STAR-CCM+のベンチマーク結果 (RVACS 除熱あり：原子炉外)

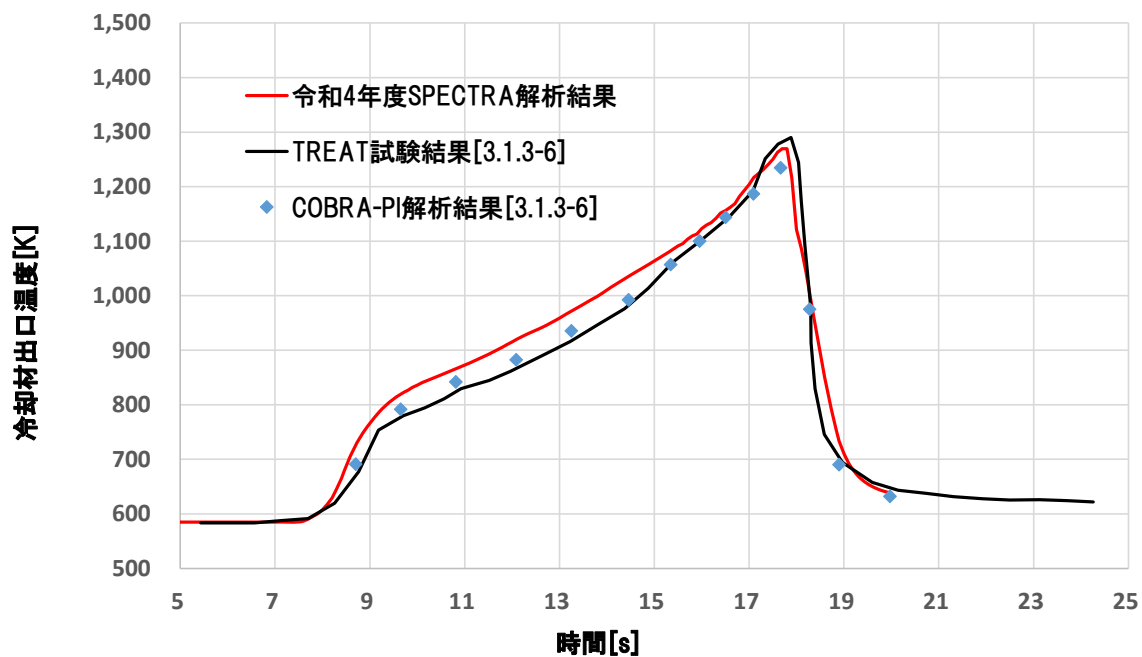


図 3. 1. 3-13 U-Zr 燃料を用いた試作モデルの単体機能試験の冷却材温度推移

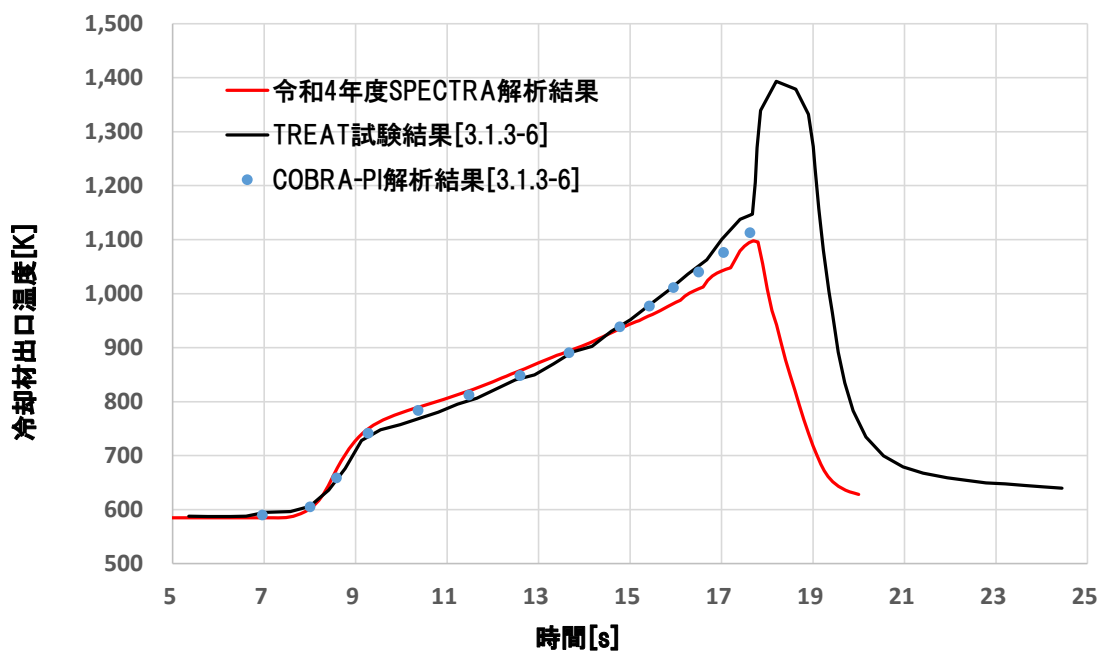


図 3. 1. 3-14 U-Pu-Zr 燃料を用いた試作モデルの単体機能試験の冷却材温度推移

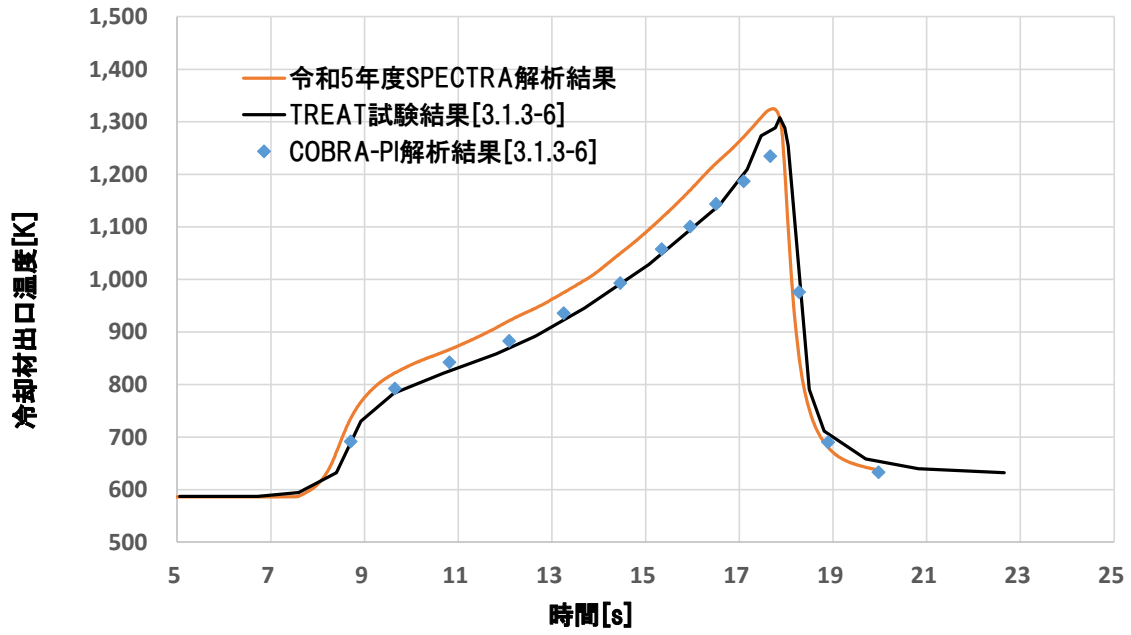


図 3. 1. 3-15 U-Zr 燃料を用いた単体機能試験の冷却材温度推移

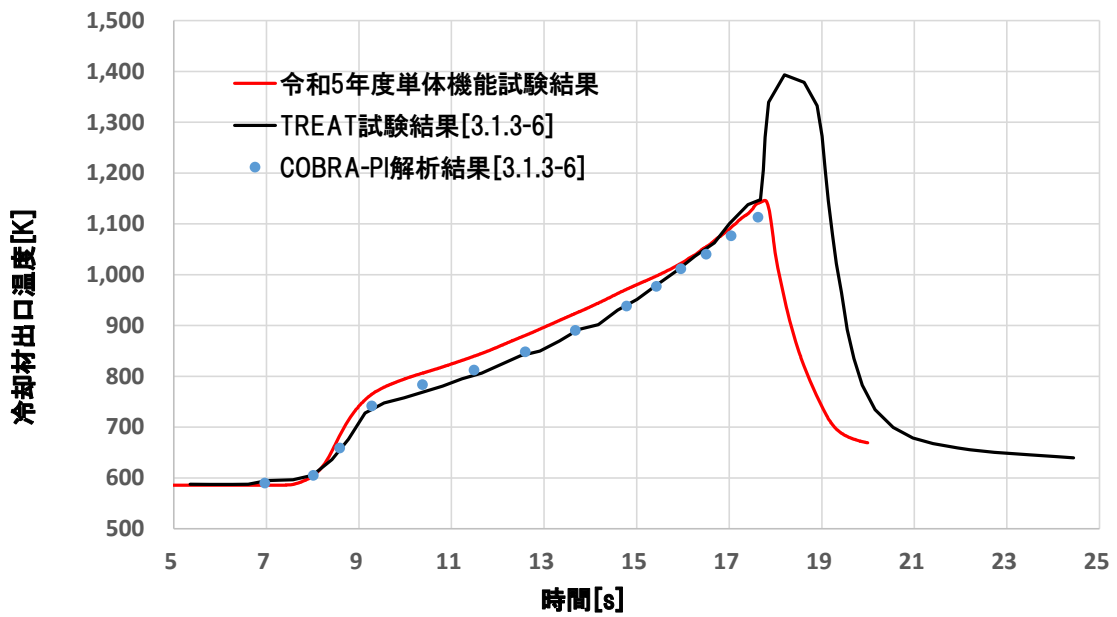


図 3. 1. 3-16 U-Pu-Zr 燃料を用いた単体機能試験の冷却材温度推移

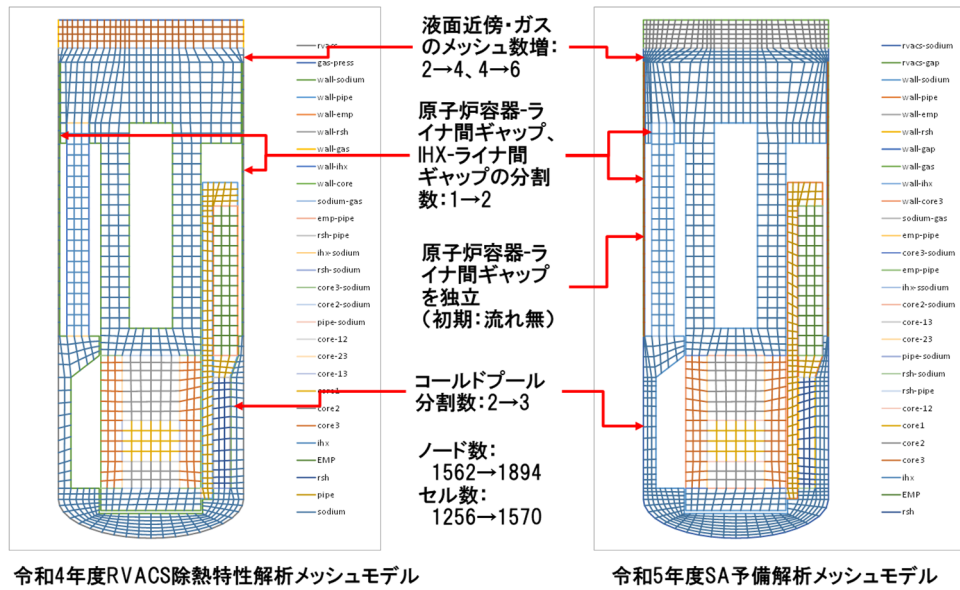


図 3. 1. 3-17 令和5年度 SPECTRA 解析のメッシュモデルの改良

解析ケース	メッシュモデル	gap面積補正	炉心圧損
ケース1	令和5年度	考慮	改良モデル
ケース2	令和5年度	なし	改良モデル
ケース3	令和4年度	考慮	改良モデル
ケース4	令和4年度	なし	従来モデル

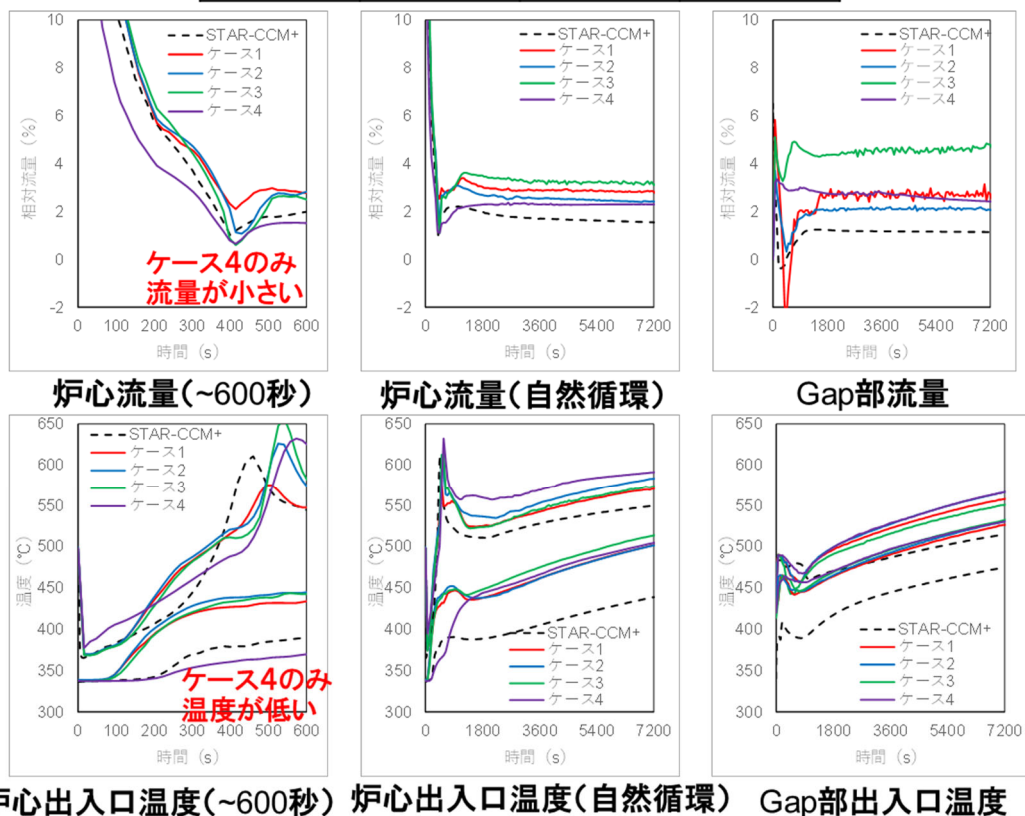


図 3. 1. 3-18 PRISM 炉の強制循環から自然循環への移行挙動の解析結果

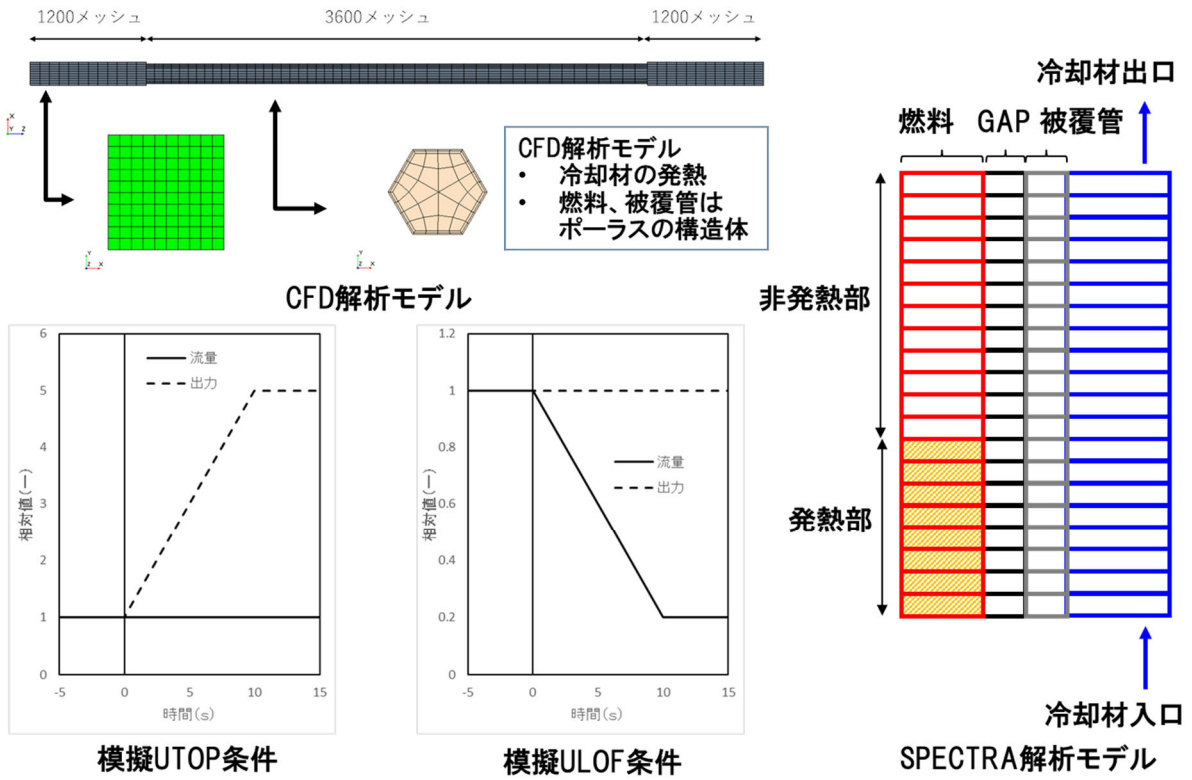


図 3. 1. 3-19 集合体単体沸騰解析モデル

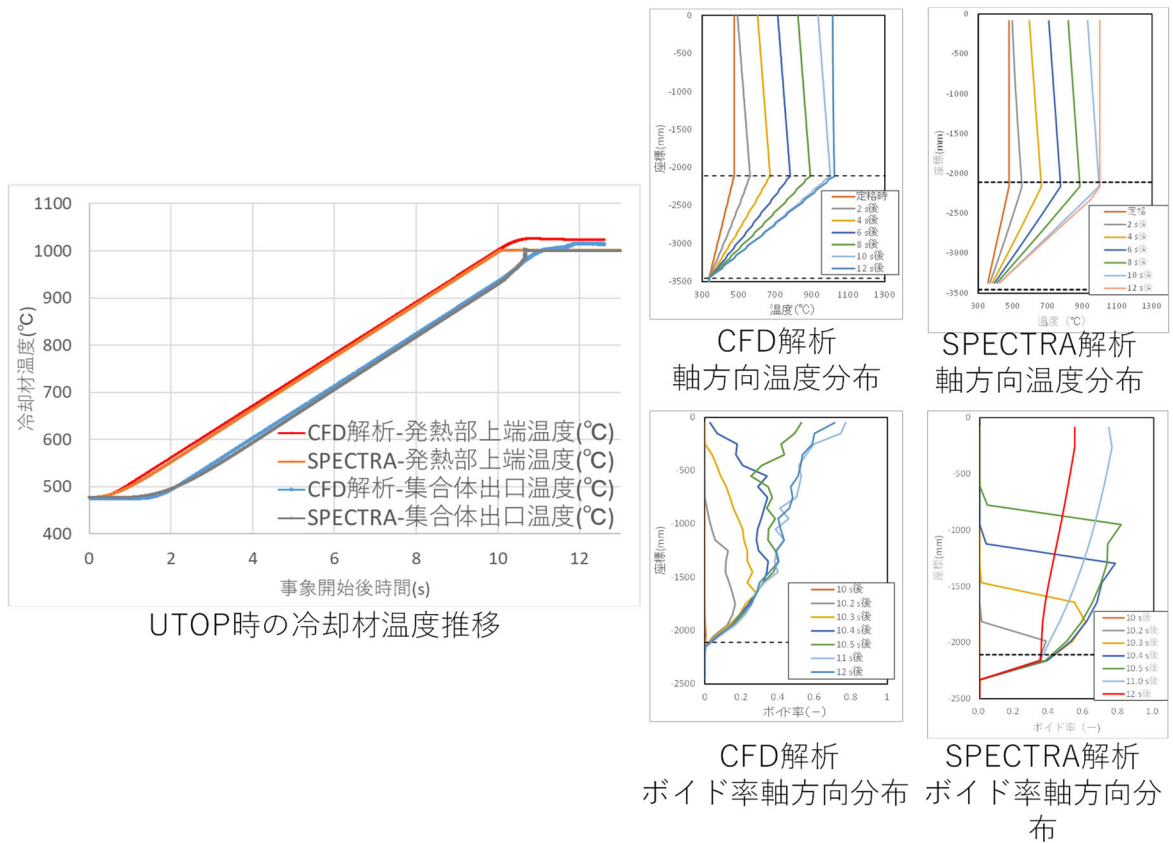


図 3. 1. 3-20 UTOP 型集合体単体沸騰解析結果

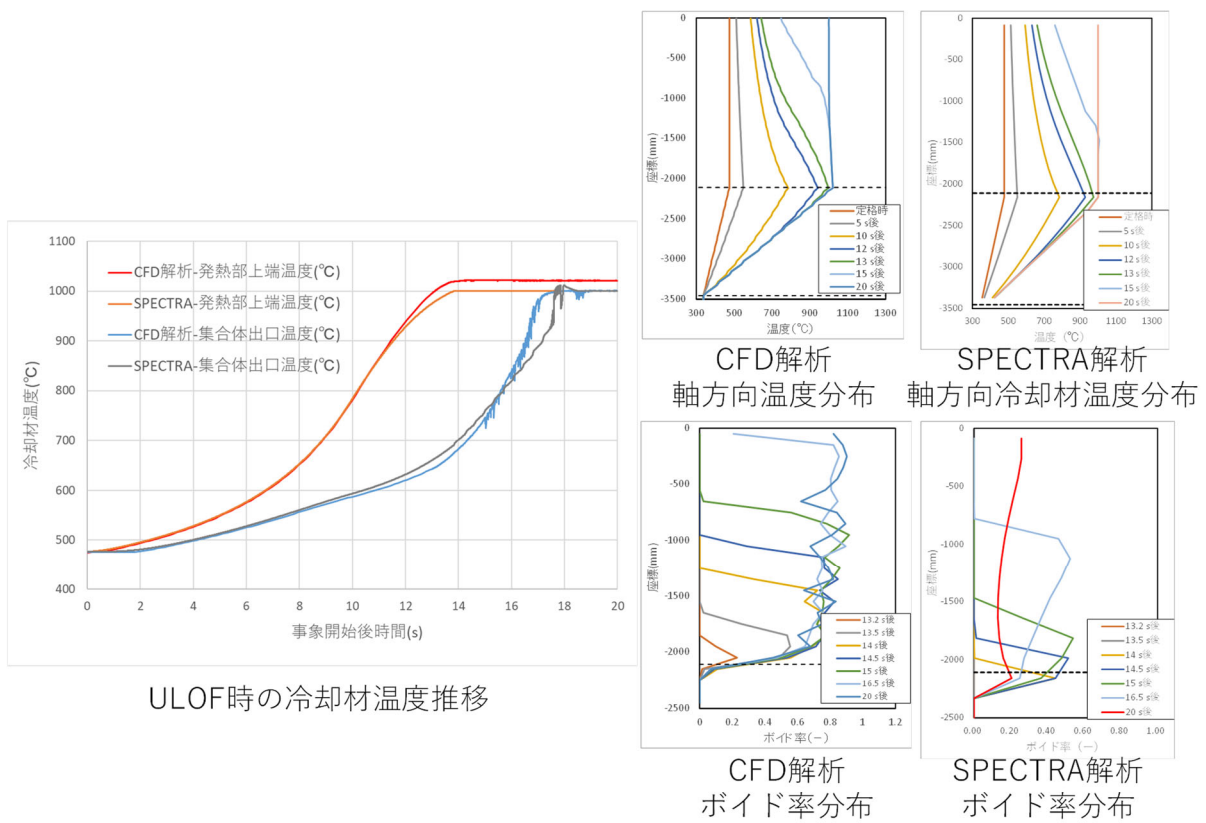


図 3. 1. 3-21 ULOF 型集合体単体沸騰解析結果

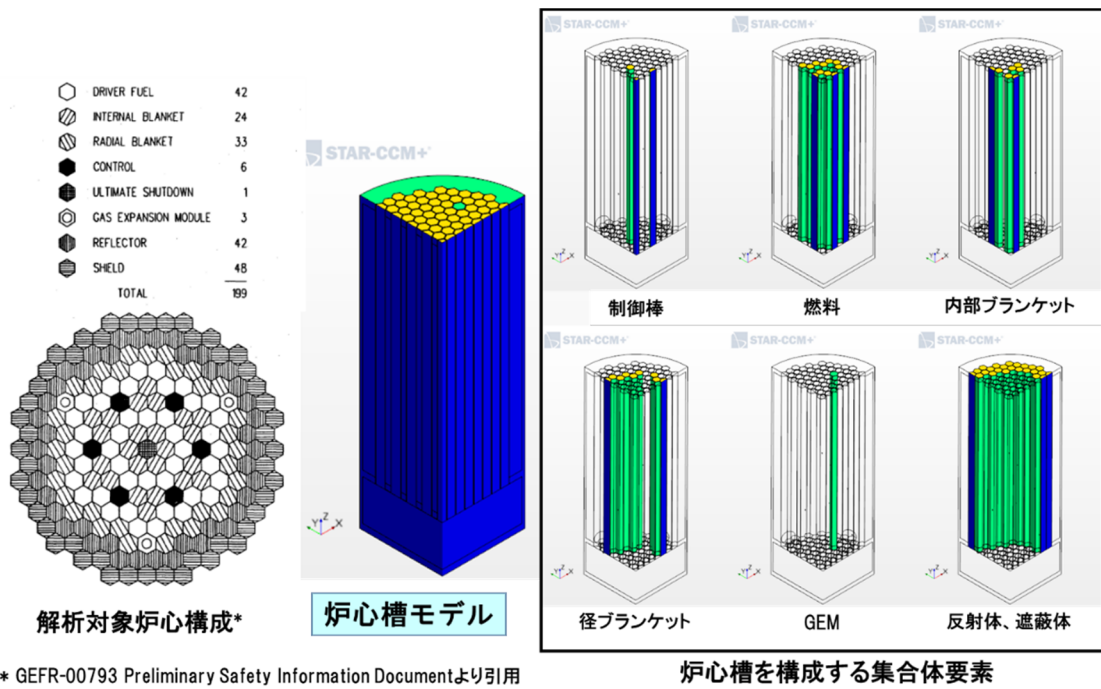
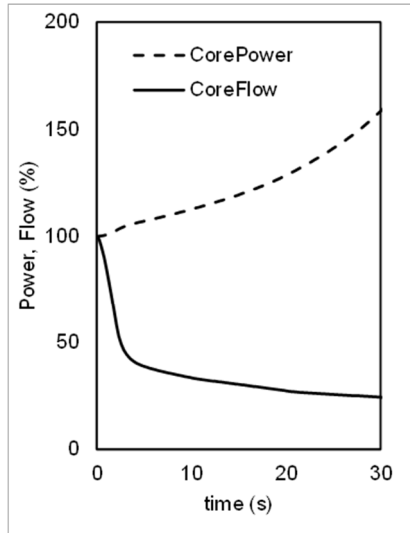
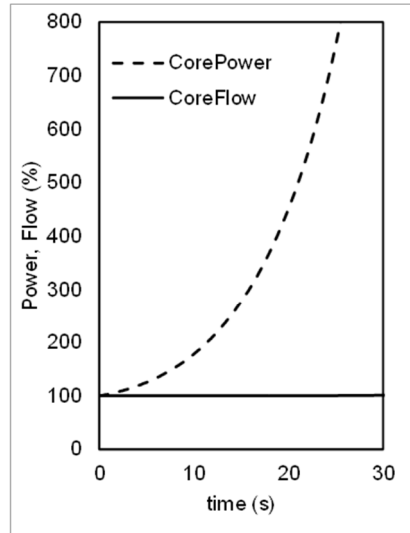


図 3. 1. 3-22 CFD 解析で用いる炉心槽モデル



ULOF解析結果



UTOP解析結果

図 3. 1. 3-23 プラント動特性解析による ULOF・UTOP 時の出力推移

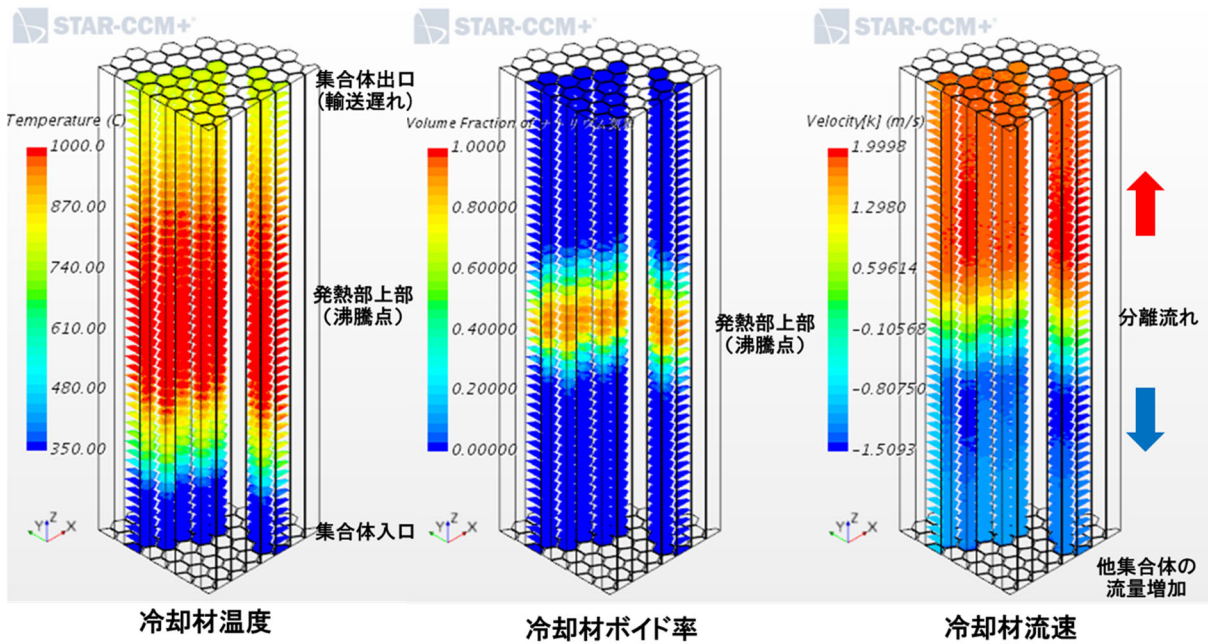


図 3. 1. 3-24 炉心槽モデル (CFD 解析) による UTOP 解析の沸騰開始時の挙動 (径ブランケット)

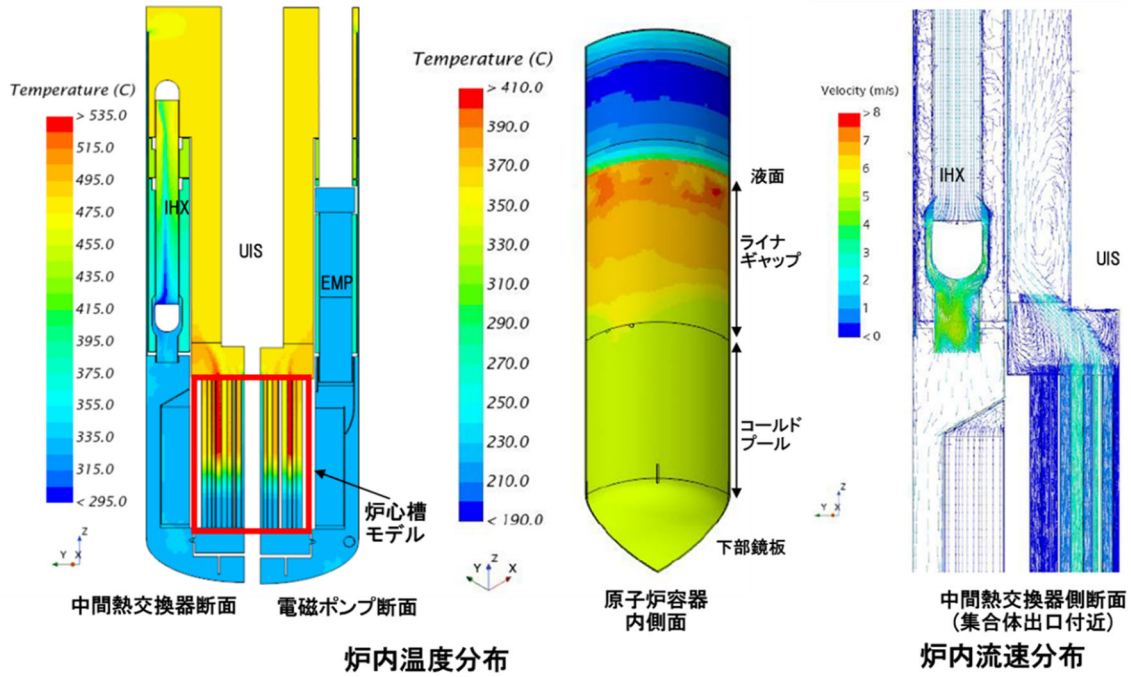


図 3. 1. 3-25 全体系モデルによる CFD 定常解析結果

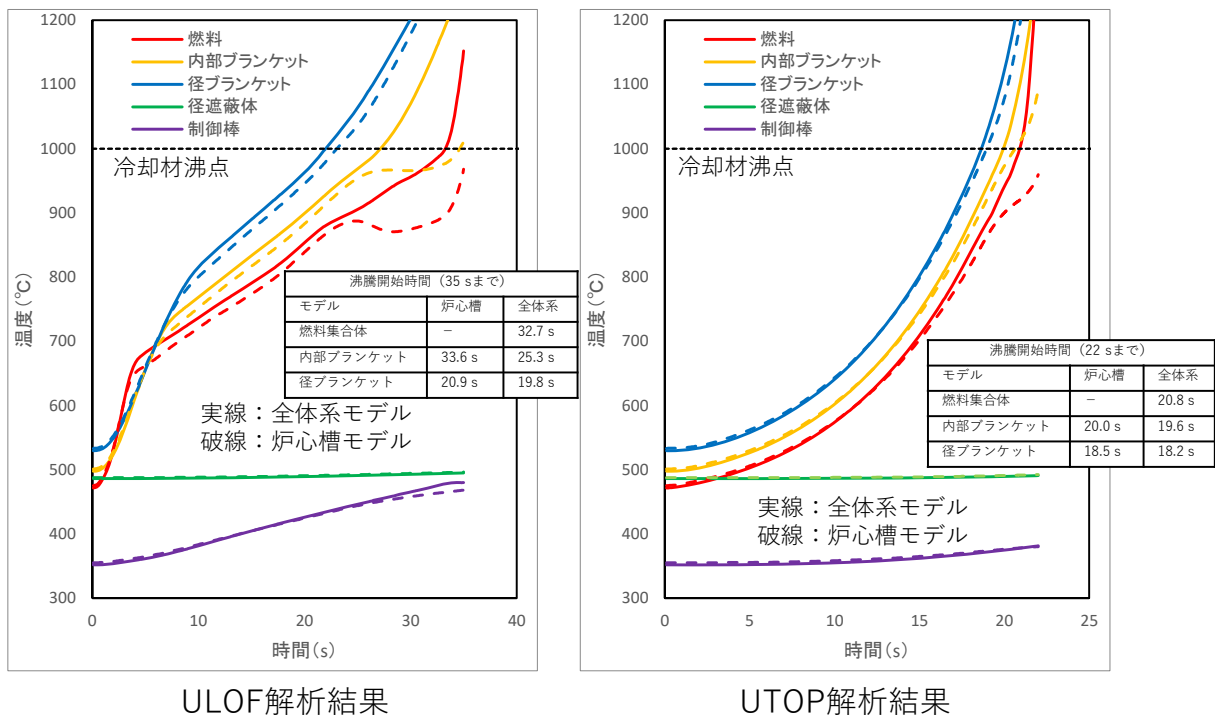
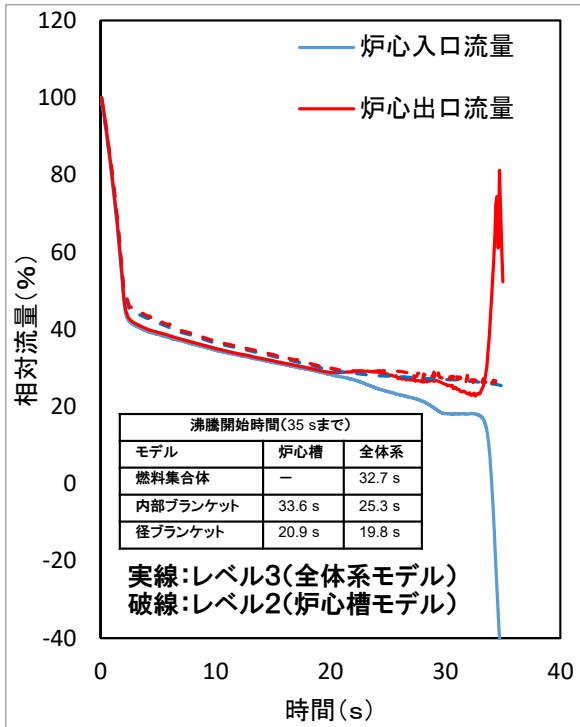
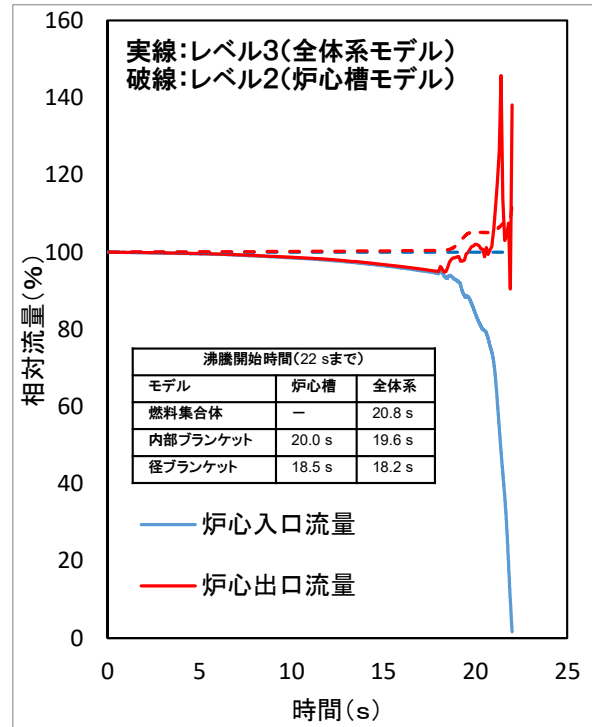


図 3. 1. 3-26 ULOF・UTOP 時の冷却材出口温度推移
(CFD 炉心槽モデル、CFD 全体系モデル)

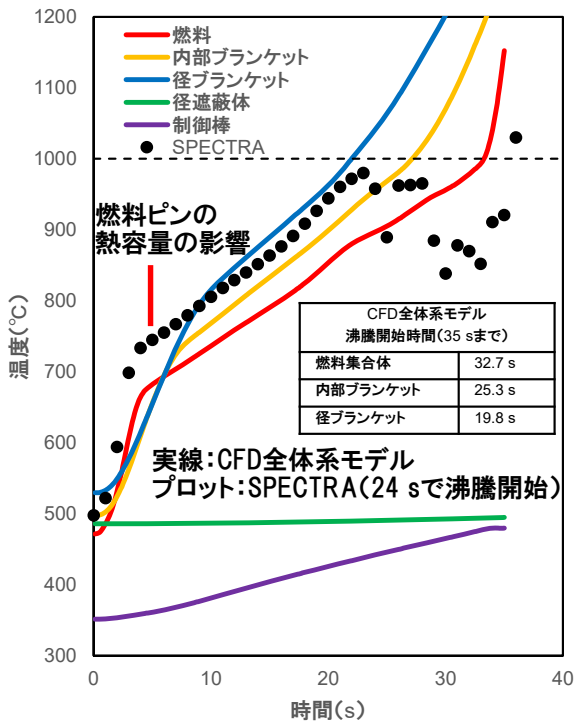


ULOF時の冷却材流量推移

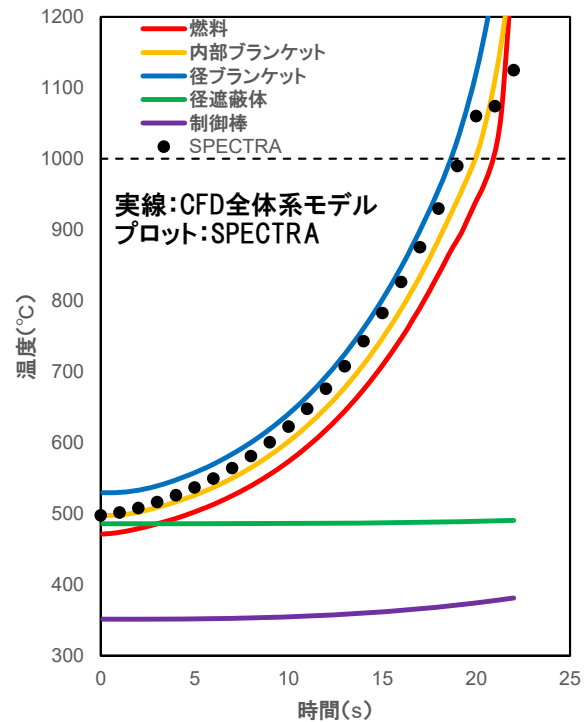


UTOP時の冷却材流量推移

図 3. 1. 3-27 炉心槽モデルと全体系モデルの CFD 解析結果の冷却材流量推移



ULOF解析結果



UTOP解析結果

図 3. 1. 3-28 SPECTRA による SA 解析 (ULOF・UTOP) と CFD 解析の冷却材出口温度の比較

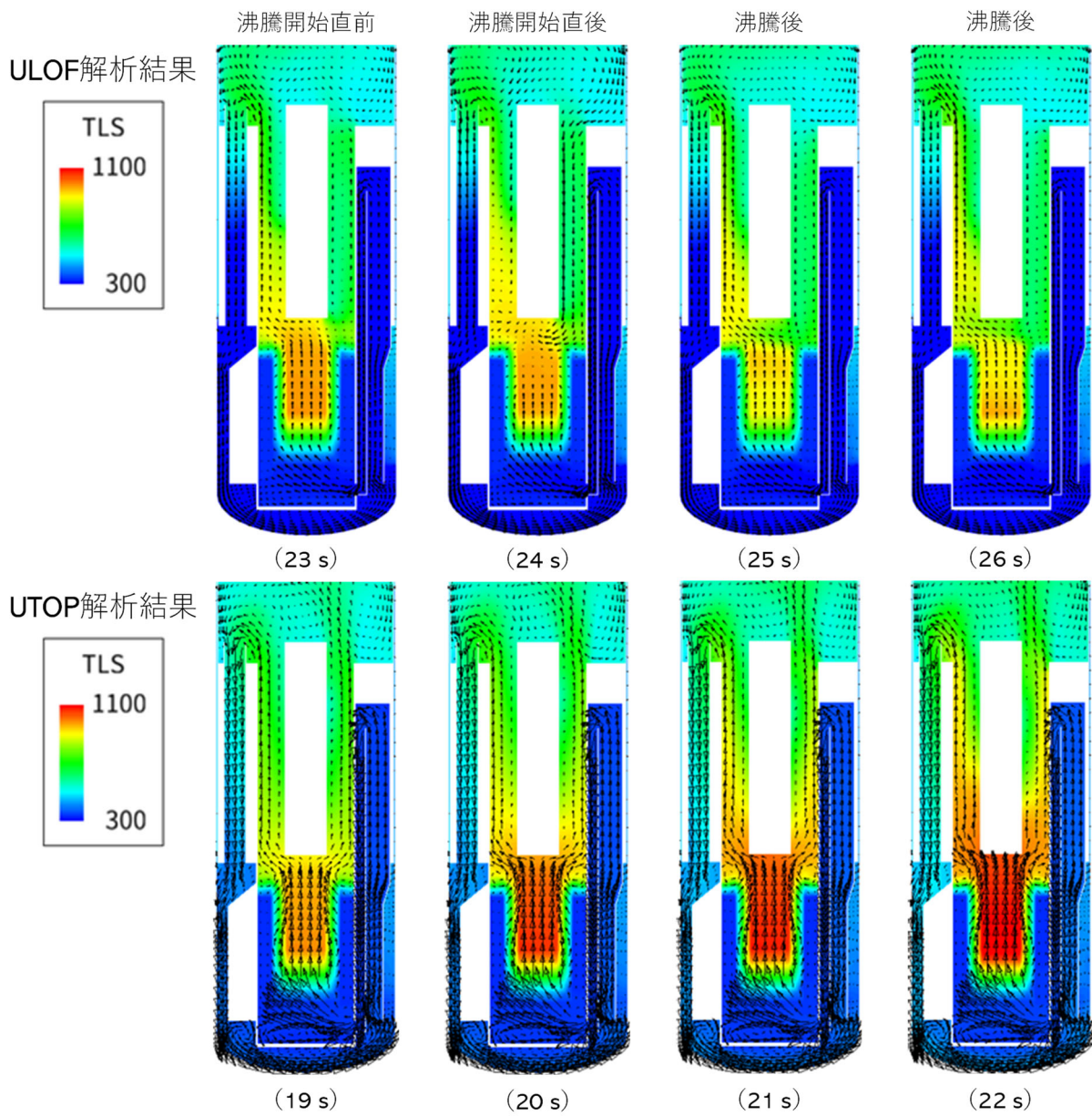


図 3. 1. 3-29 SPECTRA による SA 解析結果 (炉心領域を 1 領域とした場合)

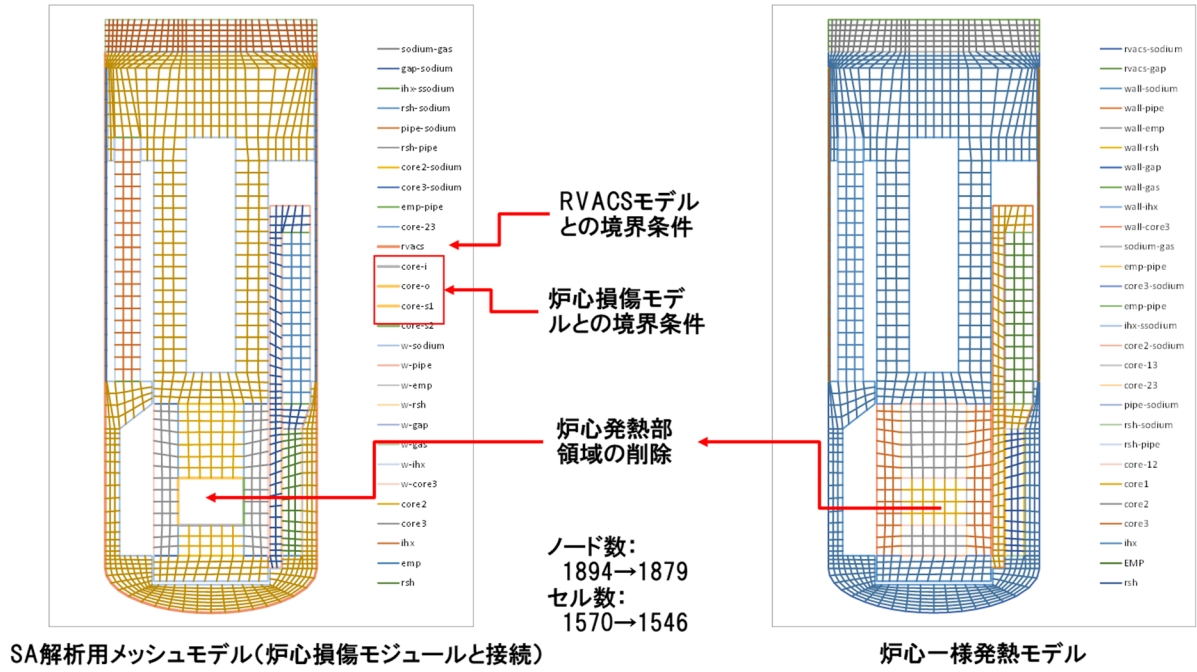


図 3.1.3-30 SA 解析用 SPECTRA メッシュモデル

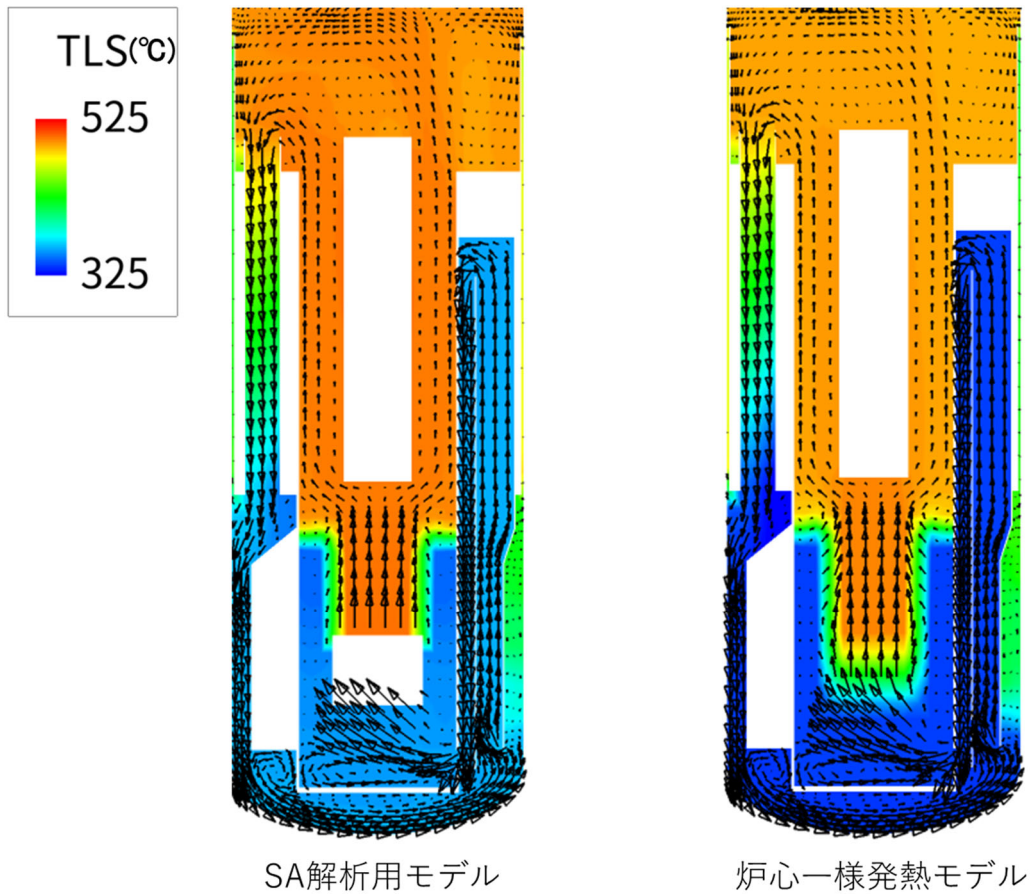


図 3.1.3-31 SA 解析用モデルの定常解析結果 (原子炉容器内温度・流速分布)

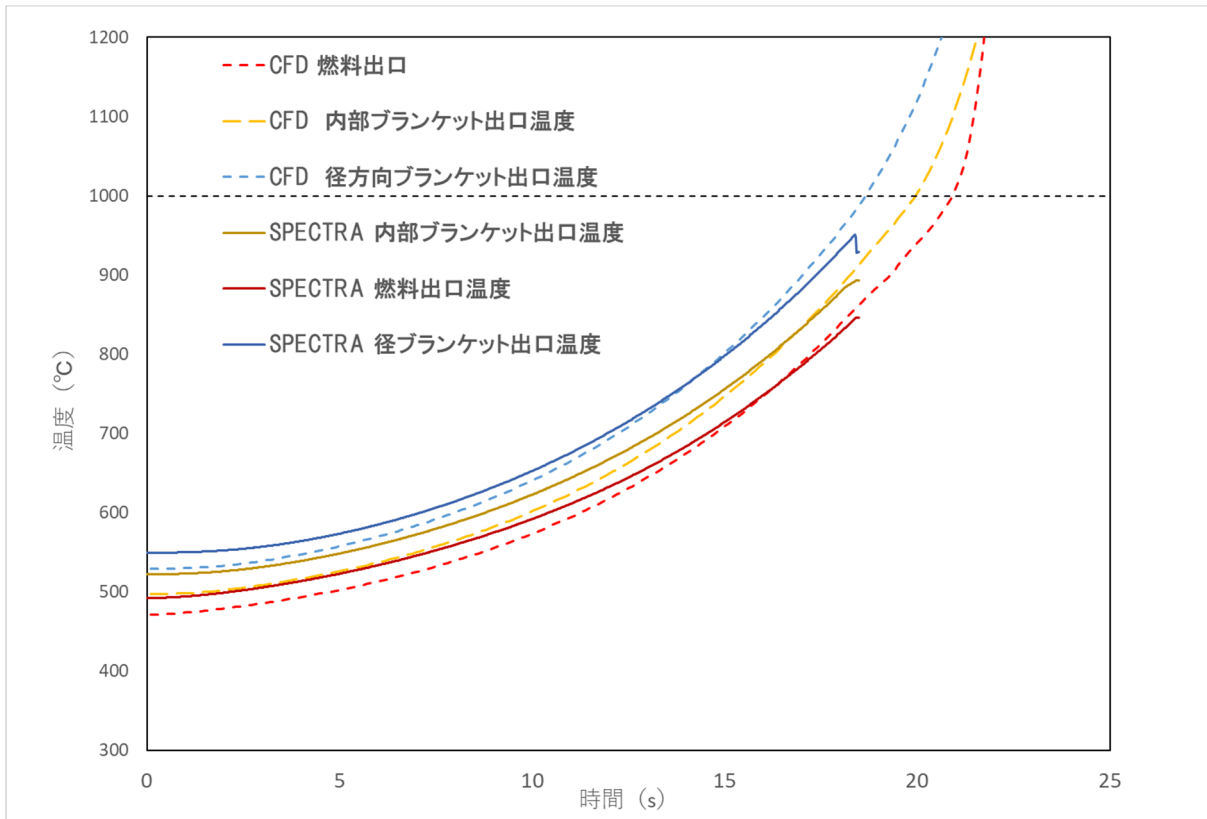


図 3.1.3-32 SA 解析用モデルを用いた SPECTRA による SA 解析 (UTOP) と CFD 解析結果の比較

3.2 ユーザー利便性向上

統合安全性評価シミュレーションシステムの社会への実装を見据えた場合、開発技術を利用する際のユーザー利便性は重要である。研究を主として開発される数値解析ツールは、入力データの扱いが複雑となり、開発者以外で簡単に利用することが難しくなる。また、既に他産業では AI 等の技術を用いた解析評価の自動化による開発コスト低減が幅広く行われている。この状況を踏まえ、本項目ではユーザー利便性向上のための AI 等を用いた最適解探索支援ツールの導入、また、インターフェース整備としてコード入力 GUI 化、QA 作業の一部自動化を行った。

実施内容の詳細を 3.2.1 項及び 3.2.2 項に示す。

3.2.1 最適解探索検討【R2-R5】

(1) 具体的検討事例及び解析条件の設定【R2-R3】

令和 2 年度では、革新炉における炉型選定時に課題の 1 つである、格納容器設計の最適化を具体的検討事例とし、最適化における設計パラメータ（独立変数）と目的関数の設定を行った。最適解探索において、革新炉の炉型選定における課題の 1 つである格納容器設計の最適化を具体的な検討事例に設定する。これは、図 3.2.1-1 に示す通り、炉心損傷により機械的エネルギーが発生し、液体ナトリウムが炉外へ漏えいした場合に生じるナトリウム燃焼を SPECTRA コードで解析すると共に、雰囲気圧力・温度から格納容器の健全性を評価し、安全性と経済性を同時に満たす格納容器の最適な設計条件を探索する問題である。その際、最適化における目的関数は、以下の通り安全性の要素関数（格納容器機能喪失頻度と FP 積算放出頻度の規格化値）と経済性の要素関数（SA 対策の設備コストの規格化値）の和として設定した。

$$\text{object} = e_1 + e_2 \mid e_1 < 1 \text{ and } e_2 < 1 \quad \text{式(3.2.1-1)}$$

次に、図 3.2.1-2 に示す通り、最適化の評価フローを作成した。評価フローでは設計パラメータに基づき SPECTRA コードの入力データを作成、解析を実施し、目的関数を評価することとする。評価フローにおいて、ステップ①では、格納容器機能損失頻度、格納容器内への FP 放出量、SA 対策コストを評価指標とし、これらを設定値以下にすることを目的とする。

- ・ 格納容器機能喪失頻度 < 設定値
- ・ FP 放出量（平均もしくは積算） < 設定値
- ・ 対策コスト < 設定値

これらの評価指標に影響する設計（感度）パラメータとして、格納容器サイズ、及び、特にナトリウム燃焼を対象とした SA 対策を選定した。SA 対策の例としては、窒素注入、区画化、ライナ敷設等が考えられる。ステップ②では、選定した格納容器サイズや SA 対策に基づき、SPECTRA コードに与える入力データを作成する。本事例では解析を簡易化するため SPECTRA の炉内モジュールは不使用とし、その代わりに FP 及びナトリウム漏えい規模をハザードとして入力扱いとする。本ステップにおいて、選定した対策に対するコストから経済性要素関数 e_2 が定まる。ステップ③では、作成した入力データを用いて SPECTRA コードで解析を実施する。この解析結果から安全性要素関数 e_1 を求める。ステップ④では、

式から目的達成判断を行う。未達成の場合、入力条件を変更してステップ②へ戻り、再評価を行う。なお、AI 技術を適用することで最適条件の探索工程を合理化することを検討する。

令和3年度では、令和2年度に選定したパラメータを基に、解析条件の設定、入力データの構築を行った。具体的検討事例として設定した格納容器設計最適化問題に基づき、解析条件の一部として、安全性要素関数 e_1 、経済性要素関数 e_2 を以下のように定めた。

$$e_1 = \frac{\text{雰囲気最大温度}}{T_{limit}} \quad \text{式(3.2.1-2)}$$

$$e_2 = \frac{\text{格納容器体積}}{V_{limit}} \quad \text{式(3.2.1-3)}$$

$$e_2 = \frac{C_{limit}}{\text{初期酸素濃度}} \quad \text{式(3.2.1-4)}$$

式(3.2.1-2)は、ナトリウム燃焼発生時の最大到達雰囲気温度を限界温度 T_{limit} で規格化するものである。式(3.2.1-3)は、格納容器の建設コストは体積に比例するとし、格納容器の体積が許容される上限値である時、コストの規格値が1であると考えられるものである。式(3.2.1-4)は、初期酸素濃度を低く制限するとコストが増大し、大気に近い場合にコストが低くなることを想定した関数である。

本検討では、最適解探索ツールの構築に主眼を置くことから、SA 事象解析を単純化する観点で炉内事象は評価の対象外とし、図 3.2.1-1 に示す通り炉外で発生するナトリウム燃焼を SPECTRA の解析対象とする。解析条件として、ナトリウム漏えい率、ナトリウム漏えい時間、解析領域の体積、初期 O_2 濃度等を設定し、これに対応する入力データを作成した。初期 O_2 濃度をパラメータとした解析を実施した結果、全ケースで計算不具合は発生せず、最小値を持つ目的関数の形状が得られた。以上により、解析条件及び入力データが、最適化ツールの検証用データとして適切であることを確認した。

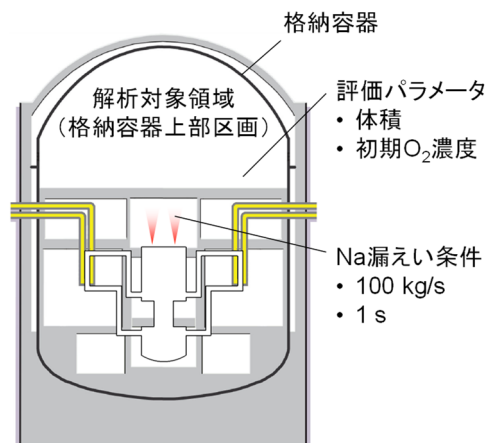


図 3.2.1-1 最適解探索ツールの具体的適用事例

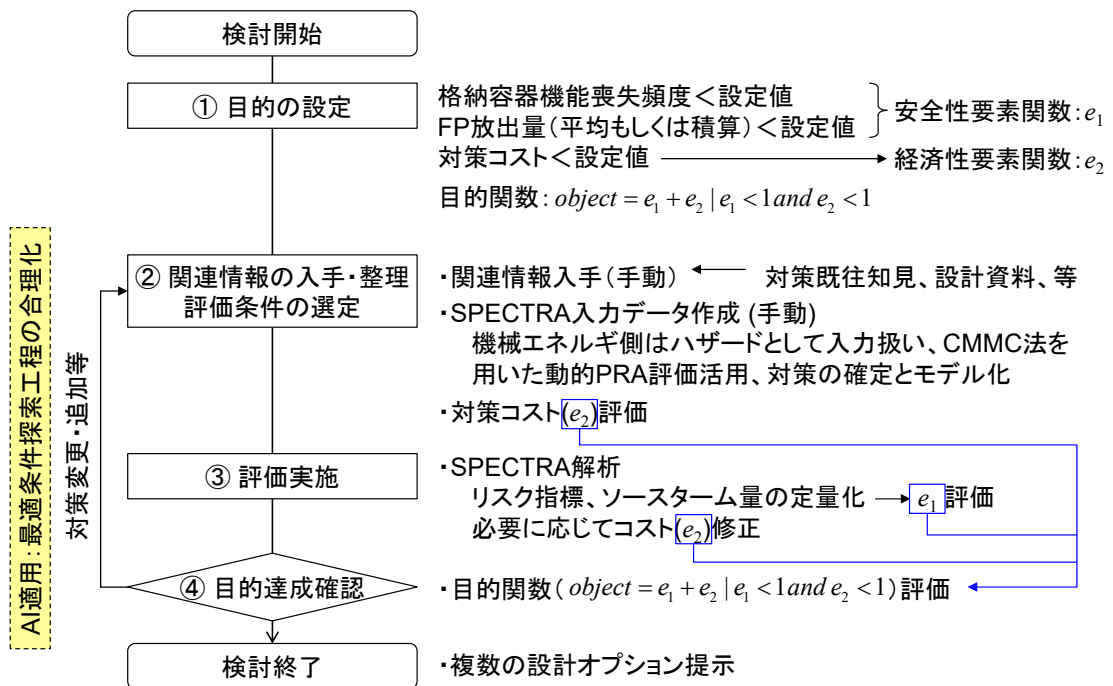


図 3. 2. 1-2 格納容器設計最適化の評価フロー

(2) AI 導入事例調査【R2】

令和 2 年度では、他産業での AI 導入事例の調査を行った。本調査では、もの作り、インフラ、モビリティ、医療、介護、防犯、サービス・小売り・飲食店、物流、農業、金融、勉学、インターネット関連サービス、CAE の多数の分野を対象に、合計 41 件の適用事例を整理した。

画像認識技術では、ディープラーニングやオートエンコーダ等の複数のロジックを組み合わせた自動車部品の良品判別や、網膜剥離眼の高精度判別の事例^{[3.2.1-1], [3.2.1-2]}がある。ナレッジデータ活用技術では、公開データベースやナレッジグラフを利用した関係性の検証や、推定理由の説明の事例^{[3.2.1-1]~[3.2.1-6]}がある。

最適化技術では、リード化合物探索支援や、機械学習設計支援としてディープニューラルネットワークによる性能予測や設計解探索の事例^{[3.2.1-1], [3.2.1-7]}が存在する。多くの事例でディープラーニングが活用されており、統合安全性評価シミュレーションによる設計最適化に有用であるなど、基本設計に資する情報を得た。

(3) 単変数最適化手法【R2-R4】

令和 2 年度では、多変数への拡張性を考慮した 1 パラメータを用いた AI による最適化手法の基本設計を行った。AI による最適化手法として、教師あり学習である人工ニューラルネットワーク (ANN: Artificial Neural Network) を選定した。本ツールで取り扱う ANN の概略構造を図 3. 2. 1-3 に示す。ANN は入力層、中間層、出力層から構成され、各層のニューロン間の結合の重みを調整することで、非線形な関数を近似する能力を持つ。

令和 3 年度では、格納容器設計最適化問題を例に取り、単変数に対し、AI として ANN を

用いた最適化ツールを構築した。本ツールは、学習データ及び予測データの作成、前処理、読み込みを行うプリ処理、AI が SPECTRA の解析結果を逐次学習しながら最適化解を探索するソルバ処理、学習の過程や評価結果を表示するポスト処理で構成されている。プログラム言語は、AI によるソルバ部を Python、パラメータ等を操作する GUI 部を C# とした。

令和 4 年度では、単変数問題における最適解探索の妥当性評価として、最適化問題で用いられる代表的なベンチマーク関数の 1 つである Styblinski-Tang function を単変数関数として扱い、最小値（大域的最適解）が算出できるかを検証した。Styblinski-Tang function に対する評価結果を図 3.2.1-4 に示す。青点はランダムに抽出した初期学習データ値、緑点及び橙点は探索過程における AI の予測値、星点は関数の最小値を示している。その結果、最小値に近い領域では予測精度が高いが、最小値から遠い領域では精度が低下する傾向が見られた。この課題に対応するため、最小値から遠い地点における学習データの個数を増やすことで、予測精度の向上を図った。また、ハイパーパラメータであるニューロン数、学習率、バッチサイズ等を手動で調整し、最適な値を探索した結果、最小値から遠い領域においても、一定の精度で目的関数値を予測できるようになり、本ツールの妥当性評価として、Styblinski-Tang 関数に対して最小値が算出できることを確認した。

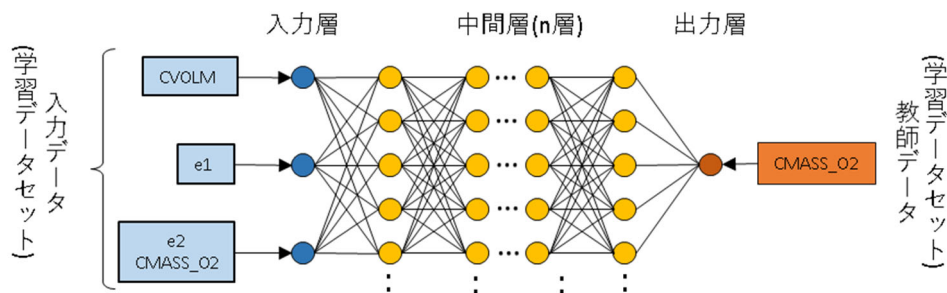


図 3.2.1-3 ANN を活用した AI の学習

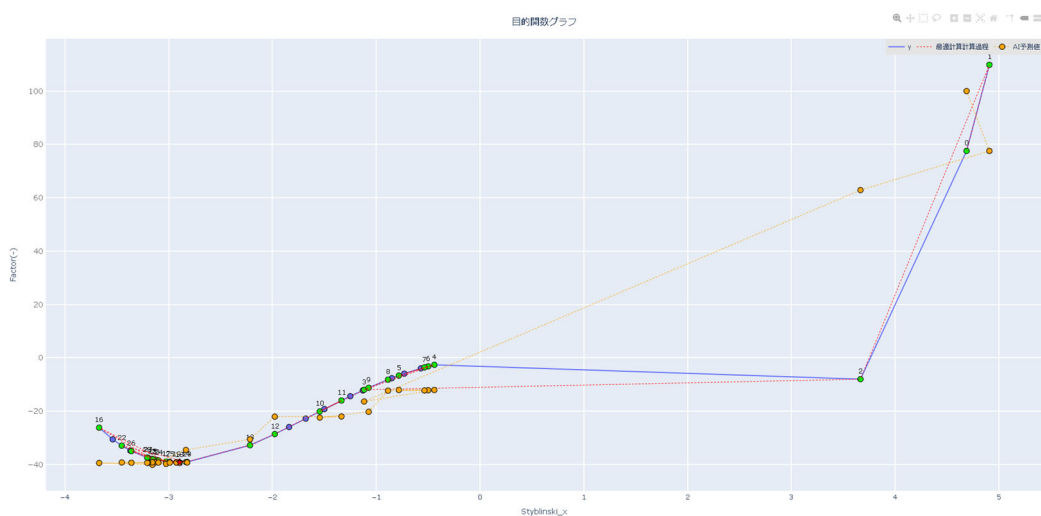


図 3.2.1-4 Styblinski-Tang function に対する最適解探索結果

(4) 多変数最適化手法【R3-R5】

① 多変数体系への拡張【R3-R4】

令和3年度では、格納容器設計最適化問題において、体積、初期酸素濃度、その他の安全対策等、複数のパラメータを最適化するため、単変数最適化ツールの多変数体系への拡張に関するプログラムの設計検討を行った。

令和4年度では、プログラムの設計検討結果に基づき、多変数への適用性のためのプログラミング開発を実施した。多変数最適化では、格納容器体積、初期酸素濃度に加えて様々な変数が最適化対象の変数となり得る。その1例として、経済性要素関数 e_2 に新たな項を追加した以下の式を用いることとした。

$$e_2 = a \frac{\text{格納容器体積}}{V_{limit}} + b \frac{C_{limit}}{\text{初期酸素濃度}} \quad \text{式(3.2.1-5)}$$

式(3.2.1-5)は、単変数最適化の際に使用した2つの経済性要素関数を足し合わせた上で、重み付けを係数 a 、 b により表したものである。

② 妥当性評価【R5】

令和5年度では、多変数を取り扱った格納容器最適化について開発したツールの妥当性を評価した。最適化ツールによる評価で得られた目的関数グラフを図3.2.1-5に示す。図中において黄点が学習データ、緑点が最適化計算で求めた値、×印が目的関数の最小値を示している。このアプローチにより、20回のSPECTRAコード解析を経て最終的に求めた最適値での e_1+e_2 の値は1.700257となり、全学習データの最小値である2.780より目的関数の小さい結果が得られた。図3.2.1-6より、予測値が実測値と良く一致していることが確認でき、多変数を取り扱った格納容器最適化について開発したツールが妥当であると評価した。このアプローチにより、これまでの試行錯誤に基づく設計手法に比べて、設計プロセスの効率化を実現したことが確認された。

一方、多変数最適化においては、学習データ数やAIパラメータの設定が結果の精度に大きく影響することが分かった。今後は、AIパラメータの最適化、必要な学習データ数の検討、勾配情報を利用した最適化プロセスの改善などを通じて、本ツールのさらなる高度化が可能である。

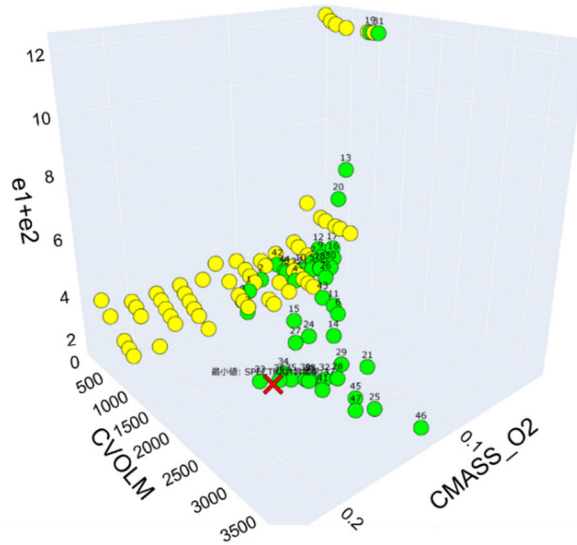


図 3.2.1-5 目的関数グラフ

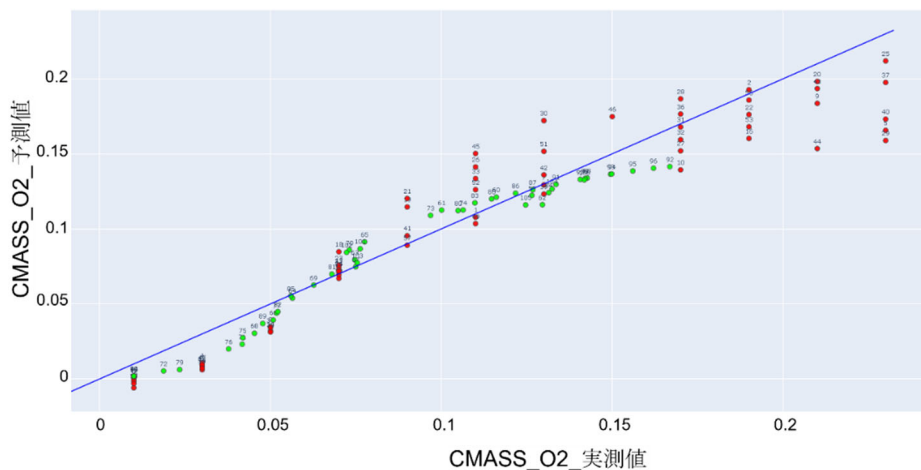


図 3.2.1-6 実測値-予測値グラフ

(5) ナレッジデータ収集【R3】

令和3年度では、一連の入力データ構築に利用した情報を整理し、コストに関する専用のナレッジデータベースを構築した。

ナトリウム冷却高速炉の安全性と経済性を両立するためには、その建設コストを正確に評価する必要がある。軽水炉等の既存の設備の建設コストは、商業用軽水炉の建設実績に基づいて評価することができる一方、ナトリウム冷却高速炉を含む革新炉では、商業炉の建設実績がないため、様々なデータベースから数値を抽出することでコストを見積もる必要がある。革新炉におけるコスト算出手法として、GIFの経済モデルワーキンググループ（EMWG：Economic Modelling Working Group）が作成したガイドラインがあり、トップダウン型あるいはボトムアップ型の見積もり手法が採用されている^[3.2.1-8]。一般的に、概念設計や予備設計の段階ではトップダウン型が適しており、より詳細な設計の段階ではボトムアップ型が適するとされている。概念設計や予備設計の段階にある第4世代炉の多くで

は、トップダウン型の見積もり手法を用いることになる。この手法では、類似のプロジェクトで使用されたシステムや機器のコストをベースとし、システムや機器の規模を比較することでコストを見積もる。すなわち、原子炉容器、蒸気発生器、大型熱交換器等の主要な設備に対して、定格出力当たりの体積や設備の規模と建設コストを関連付ける特定のコストモデルを開発する。このモデルでは、既存の設備に関する参考データまたは公表データを使用し、材料費、人件費、及びその他の産業要因を段階的に拡充することで、より細かい調整を施す。コストモデルの検証は、コスト算出結果を既存のプラントの価格、またはより詳細なプラントの見積もり結果と比較することでなされる。設計が進展し、より細部まで仕様が決定的な場合、ボトムアップ型が適するようになる。これは、建設間近のプロジェクトに適用される一般的な見積もり手法であり、機器リストなどの詳細な項目や図面に基づいた商品の数量の見積もり、3次元設計モデルからの直接見積もりなどが該当する。

最適解探索検討の具体的な適用事例である格納容器設計最適化問題では、評価指標の1つに経済性を含めていることから、ナレッジデータとして格納容器のコスト情報が必要である。そこで、上記ガイドラインの基本的な考え方に基づき、ナトリウム冷却高速炉における格納容器のトップダウン型及びボトムアップ型のコスト評価に必要な情報を、ナレッジデータの一環として収集した。原子力機構が開発した既存のコスト評価コードであるSCALLEコード及び公開文献^[3.2.1-9]を基準に、部材の構成、単価、単位体積当たりのコストを算出した。これに基づき、概念設計情報、格納容器を含む建物の種類、主要寸法、容積、核燃料関連以外の施設の主要な寸法を当てはめることで、設備全体のコストを見積もることが可能となる。見積りの対象は、格納容器と安全対策設備とした。安全対策設備としては、ナトリウム漏えい対策として代表的な、窒素ガス注入設備、床ライナの設置、キャッチパンの設置を選定した。

以下に、格納容器の構造及び安全対策設備を概説した後、収集したコスト情報について述べる。ナトリウム冷却高速炉の設計において、モジュール構造を使用した鋼板補強コンクリート格納容器（SCCV：Steel Plate Reinforced Concrete Containment Vessel）の採用が提案されている^[3.2.1-10]。SCCVは、現場での鉄筋工事を省略できるなど、工期を短縮することができる。また、鉄骨構造物を事前に工場で作成することができるため、高品質な建物を建造可能である。SCCVは、コンクリートとスタッド付き鋼板で構成され、タイバーや仕切り板で補強されている。軽水炉等の建屋に既に採用されているが、ナトリウム冷却高速炉の格納容器として採用するためには、設計上想定される事象による荷重（圧力、温度、動荷重）及び適切な地震荷重、さらにはナトリウム漏えい時の温度負荷及び腐食に対する耐性を有することが必要である。ナトリウム漏えいを想定した場合、内板は溶接構造用圧延炭素鋼の使用範囲を超える高温に曝される可能性を考慮する必要がある。内板の材質は中・高温用圧力容器用炭素鋼板とする一方、ナトリウム燃焼の影響が少ない上面では内板構造を省いた構造としている。

ナトリウム漏えい時に、ナトリウムとコンクリートの反応による水素発生を防止し、ナトリウムの漏えい量を低減し、さらにナトリウムを早期に排出するための安全対策として、ライナやキャッチパンの設置が有効である。これらは液体ナトリウムと接触するため、高

温条件や腐食への耐性が必要である。さらに、ナトリウム火災を抑制するためには、ナトリウムの2次側設備に窒素ガスを注入し、設備内の酸素濃度を十分に低下させることが有効である。短時間で火災を閉塞させるためには、窒素ガス流量を十分に確保する必要がある。

以上に述べた格納容器、窒素注入設備（単位体積当たり）、床ライナ及びキャッチパン用部材（単位面積当たり）のコスト情報を収集、整理し、ボトムアップ型コスト評価のナレッジデータとした。トップダウン型コスト評価では、格納容器のコンクリート厚さと鉄筋鋼材の使用量を保守的に見積もり、建設コストを建屋体積のみから概算したものをナレッジデータベースとした。トップダウン型コスト評価とボトムアップ型のコスト評価の結果に差異は見られるものの、概算としては十分と考える。

(6) ナレッジ系統化【R4】

令和4年度では、令和3年度に構築したナレッジデータベースを基に、個々の情報セットのタグ付け、関連するキーワードとの関連付けを検討し、検討事例として必要とされたナレッジの系統化を行った。

格納容器設計を最適化する際、熟練者への依存度を低減し、ユーザー利便性を向上するためには、3.2.1の(1)項～(4)項に述べたAIによる最適解探索に加えて、解析評価に必要なナレッジデータを自動で抽出可能とすることが重要である。ナレッジデータの自動抽出に関する概念として、タグ付けや関連するキーワードとの関連付けを行い、系統化した結果の1例を図3.2.1-7に示す。ユーザー（設計者）は、評価目的に応じたキーワードを入力する。この例では、対象炉型（ナトリウム冷却高速炉）、対象機器（格納容器）、設計目的（放射性物質の拡散防止及び抑制）の3つの情報を入力している。これらのキーワードに関連する第1タグとして、基本設計、圧力抑制、温度抑制を設定した。温度抑制については、格納容器内の圧力を上昇させる要因としてエナジェティックス、ナトリウム化学反応がある。ナトリウム化学反応に関する現象の1つに燃焼があり、これを抑制する安全対策として窒素注入がある。窒素注入を最終到達タグとして、これに結び付くデータベースとして、窒素の容量や供給条件、コストを選定した。本具体的適用事例において、キーワードに関連するタグ、タグに結び付くデータベースを系統化した結果の一覧を表3.2.1-1に示す。

設計者: 評価目的に応じたキーワードを入力

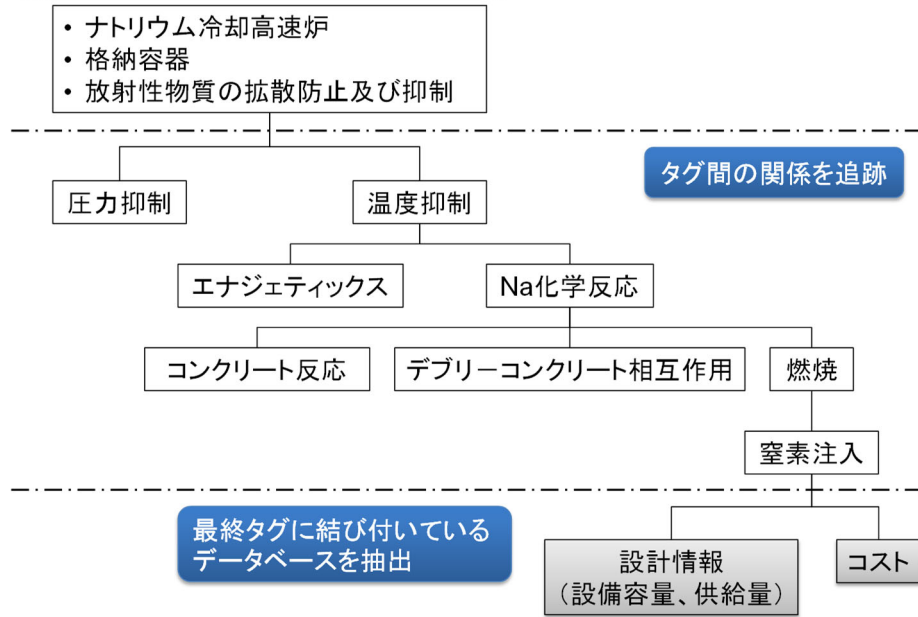


図 3.2.1-7 タグ付けや関連するキーワードとの関連付けの 1 例

表 3.2.1-1 ナレッジデータの系統化結果

タグ 1	タグ 2	タグ 3	タグ 4	データ
基本設計	鉄筋コンクリート 格納容器	—	—	標準サイズ、耐圧設計、 コスト
基本設計	鋼板コンクリート 格納容器			標準サイズ、耐圧設計、 コスト
圧力抑制	—	—	格納容器ベント	種類、放出量、 開放条件、コスト
温度抑制	ナトリウム化学反応	燃焼	窒素注入	設計情報（設備容量、 供給量）、コスト
温度抑制	ナトリウム化学反応	燃焼	区画化	設計情報（設計事例、 区画化サイズ）、コスト
温度抑制	ナトリウム化学反応	燃焼	ライナ敷設	設計情報（敷設範囲、 厚み）、コスト

(7) AI 技術の適用性及び開発方向性検討【R5】

令和5年度では、令和4年度に構築したキーワードとタグに関し、①～③に示す通り関連性を追跡するための AI 技術の適用性検討を行った。また、④に示す通り統合安全性評価シミュレーション基盤システムとの結合に関する開発方向性及び課題の抽出を行った。

① 文書からのタグ抽出技術検討【R5】

令和4年度までに、最適解探索検討の具体的適用事例である格納容器設計最適化問題を対象に、安全性や経済性を評価指標として、キーワードに関連するタグ、タグに結び付くデータベースを系統化した1例を示した。この系統化は、ナトリウム燃焼の抑制技術について知見を有する専門家が検討した結果であるが、AI 技術を用いれば、既存の技術文書を解析し、自動的にタグを抽出すると共にタグ間の関係性に基づく階層構造もしくはネットワークを構築できる可能性がある。AI 技術として、自然言語処理における分散表現と類似度計算、及び、述語項構造解析手法を選定し、それらの適用性を検討した。

分散表現とは、文書中に現れる単語あるいは文章をベクトル化したものである。例えば、「日本」、「米国」、「シミュレーション」という単語のベクトルを考えた場合、「日本」と「米国」は類似度が高く、「日本」と「シミュレーション」、あるいは「米国」と「シミュレーション」は類似度が比較的低くなることが予想される。図 3.2.1-8 に、格納容器設計最適化問題に現れる単語を例として分散表現の概念を示す。縦軸は単語、横軸は単語のベクトル成分を表し、各成分が単語に関連する度合いを 0～1 の数値で表す。同図に示す例では、格納容器や原子炉容器に対する構成機器の数値、ナトリウム燃焼に対する事故事象の数値、窒素注入に対する設備対策の数値は比較的高くなる。単語ベクトル間の類似度は、コサイン類似度を用いて計算することができる。図 3.2.1-7 では、最初にユーザーが評価したい情報をキーワードで入力する。分散表現と類似度計算を行うことにより、キーワードに近いタグを特定することができると考えられる。

データベースを検索するためには、予めタグを蓄積し、タグ間の関係を定義しておくことが必要である。タグの蓄積には、述語項構造解析を適用できる可能性がある。述語項構造解析は、文章中に現れる述語に対し、その主語や目的語、時間や場所の関係を表す語との関係を同定するものである。ここで同定した主語、目的語をタグと考える。ある主語に対し、述語に応じて異なる目的語を定義することで、タグのネットワークを構築することができる。述語項構造解析は、次項で述べるデータ形式への適用性が高い。

② タグ間関係の記述と可視化技術検討【R5】

タグとして特定した主語、述語、目的語の関係を、ある規則に従って記述することが必要である。これには、RDF (Resource Description Framework) の活用を考える。RDF では、一定の書式でデータの間関係を記述することで、データの持つ属性や意味に基づいた収集、検索、整理、分類などの論理的な操作を可能とすることを目指している。主語 (subject)、述語 (predicate)、目的語 (object) の関係を記述した「トリプル」を最小単位として、その集合により RDF が構築される。各要素、すなわちタグは URL で表現される。1つのトリプルにおける目的語を、別のトリプルでは主語とすることができる。この連鎖により、タグの

ネットワークを構築することができる。図 3.2.1-9 に、トリプルが連作する例を示す。第 1 トリプルは、ナトリウム燃焼（主語）は窒素注入（目的語）により抑制される（述語）ことを表し、第 2 トリプルは、窒素注入（主語）はタンク容量（目的語）により特徴付けられる（述語）ことを表している。図 3.2.1-10 は、表 3.2.1-1 で系統化したナレッジデータを RDF で表している。ただし、同表のデータを一部詳細化している。冒頭では架空の URL を示しているが、本来はデータベースを格納した実在の Web ページを指定することが望ましい。2 行目に着目すると、CV_Design という主語に対し、needs という述語の目的語を Pressure_Suppression 及び Temperature_Suppression と定義している。3 行目は逆に、Pressure_Suppression という主語に対し、affects という述語の目的語を CV_Design と定義している。

RDF は有向グラフとして可視化することができ、タグの関係性を視覚的に把握する上で重要である。図 3.2.1-9 に示す RDF をグラフ化した結果を図 3.2.1-11 に示す。Spray_Fire に対する対策は Space_Compartmentation、Pool_Fire に対する対策は Floor_Compartmentation、共通の対策は Nitrogen_Injection であることが読み取れる。

③ タグの検索技術検討【R5】

クエリ（問い合わせの記述）を表現する言語の 1 つである SPARQL (SPARQL Protocol and RDF Query Language) を用いることで、RDF から特定の情報を取得することができる。図 3.2.1-12 は、図 3.2.1-11 中の CV_Design に関連するタグを検索したい場合のクエリを示している。これは、CV_Design を主語として、述語 needs、considers の目的語 (?o) を検索すること意味し、Pressure_Suppression、Temperature_Suppression、Energetics、Sodium_Chemical_Reaction が検索結果として出力される。このようなクエリを応用することで、関連性のあるタグに到達することができると考えられる。データベースに結び付いているタグには、そのことを表す属性を設定する。例えば、database という述語に対し、データベース名を目的語とする。この時、クエリにおいて最終述語を<database>と記述することで、データベースに結び付くタグを検索の最終到達点とすることができる。

④ 開発方向性及び課題の抽出【R5】

図 3.2.1-2 に示す統合安全性評価シミュレーションを用いた設計最適化フローにおいて、ステップ②の関連情報入手（手動）は、将来的にはナレッジデータベースから情報を入手することを目指す。図 3.2.1-13 に、ナレッジデータベースへ情報を問い合わせ、入手するまでのフローを示す。ユーザーがキーワードを入力すると、関連性のある、すなわち類似度の高いタグを評価し、RDF 上の述語で接続された目的語を追跡することで、必要なデータベースを抽出する。抽出したデータベースが評価目的に整合しない場合、キーワードの再選定となる。必要なデータベースが確保された場合でも、評価目的がデータの範囲外の場合は外挿が必要となる。

上述のデータベース入手フローを考慮し、ナレッジデータベースと統合安全性評価シミュレーション基盤システムの結合に関する開発方向性及び課題を以下の通り抽出した。

- ・ 技術文書、論文等を解析し、単語の分散表現を取得するツールを構築する
- ・ 構築したツールにより、単語の分散表現に関するデータベースを作成する。データベースの形式の1つとして、図 3.2.1-8 に示すような、縦軸に単語、横軸にベクトルの要素を配置したマトリックスが考えられる。文字の判読が困難な古い文書は解析の対象外となり、分散表現の精度が確保できないケースが生じることが課題であるが、上述したキーワードの再選定で対応できる可能性がある
- ・ 技術文書、論文等を解析し、述語項構造解析を行うと共に、解析結果を RDF の形式に変換するツールを構築する。上記と同様に、文字の判読が困難な古い文書は解析の対象外となることが課題である
- ・ 構築したツールにより、RDF ファイルを作成する
- ・ SPARQL により検索を行う GUI ツールを構築する。適切な検索ロジックを構築し、その妥当性を確認することが課題となる。GUI ツールは、図 3.2.1-12 に示すクエリを表示、編集する機能と、検索ボックスから視覚的に処理を行える機能の両者を備えるものとする。また、図 3.2.1-11 に示すグラフの表示機能を備えることが望ましい

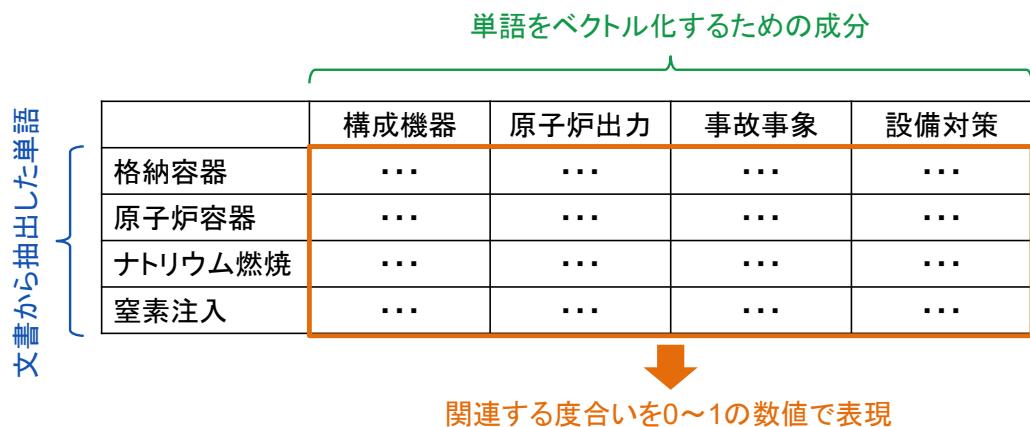


図 3.2.1-8 単語に対する分散表現の概念

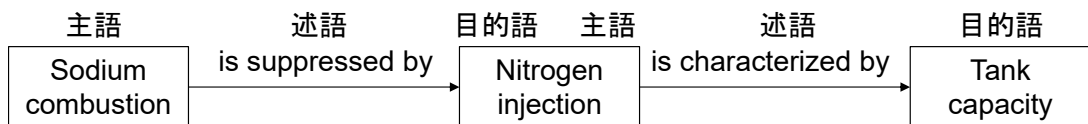


図 3.2.1-9 RDF におけるトリプルの概念

```

@base <http://example.org/> .

<voc#CV_Design> <needs> <voc#Pressure_Suppression>,
<voc#Temperature_Suppression> .
<voc#Pressure_Suppression> <affects> <voc#CV_Design> .
<voc#Temperature_Suppression> <affects> <voc#CV_Design> .

<voc#Temperature_Suppression> <considers> <voc#Energetics>,
<voc#Sodium_Chemical_Reaction> .
<voc#Energetics> <affects> <voc#Temperature_Suppression> .
<voc#Sodium_Chemical_Reaction> <affects> <voc#Temperature_Suppression> .

<voc#Sodium_Chemical_Reaction> <occurs_in> <voc#Concrete_Reaction>,
<voc#Debris_Concrete_Interaction>, <voc#Spray_Fire>, <voc#Pool_Fire> .

<voc#Concrete_Reaction> <includes> <voc#Sodium_Chemical_Reaction> .
<voc#Debris_Concrete_Interaction> <includes> <voc#Sodium_Chemical_Reaction> .
<voc#Spray_Fire> <includes> <voc#Sodium_Chemical_Reaction> .
<voc#Pool_Fire> <includes> <voc#Sodium_Chemical_Reaction> .

<voc#Spray_Fire> <is_suppressed_by> <voc#Nitrogen_Injection>,
<voc#Space_Compartmentation> .
<voc#Pool_Fire> < is_suppressed_by > <voc#Nitrogen_Injection>,
<voc#Floor_Compartmentation>, <voc#Liner_Laying> .
<voc#Nitrogen_Injection> <suppresses> <voc#Spray_Fire> .
<voc#Space_Compartmentation> <suppresses> <voc#Spray_Fire> .
<voc#Nitrogen_Injection> <suppresses> <voc#Pool_Fire> .
<voc#Floor_Compartmentation> <suppresses> <voc#Spray_Fire> .
<voc#Liner_Laying> <suppresses> <voc#Spray_Fire> .

<voc#Nitrogen_Injection> <is_characterized_by> <voc#Tank_Capacity>,
<voc#Supply_Rate> .
<voc#Tank_Capacity> <relates> <voc#Nitrogen_Injection> .
<voc#Supply_Rate> <relates> <voc#Nitrogen_Injection> .

```

図 3. 2. 1-10 格納容器最適化問題における RDF の例

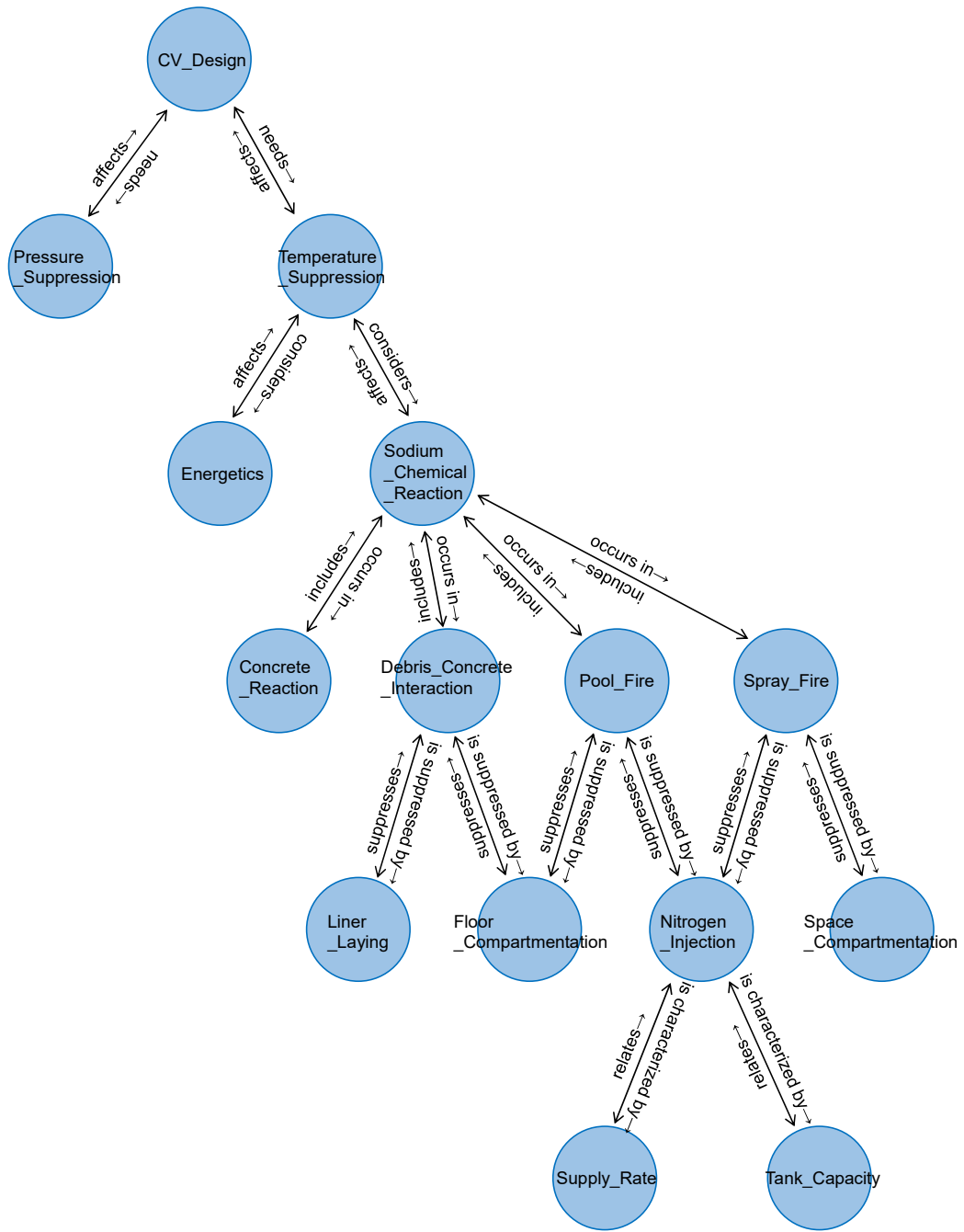


図 3. 2. 1-11 RDF のグラフ化結果

```

BASE <http://example.org/>
select * where {
  <voc#CV_Design> (<needs>|<considers>)* ?o .
} limit 100

```

図 3. 2. 1-12 SPARQL によるクエリの例

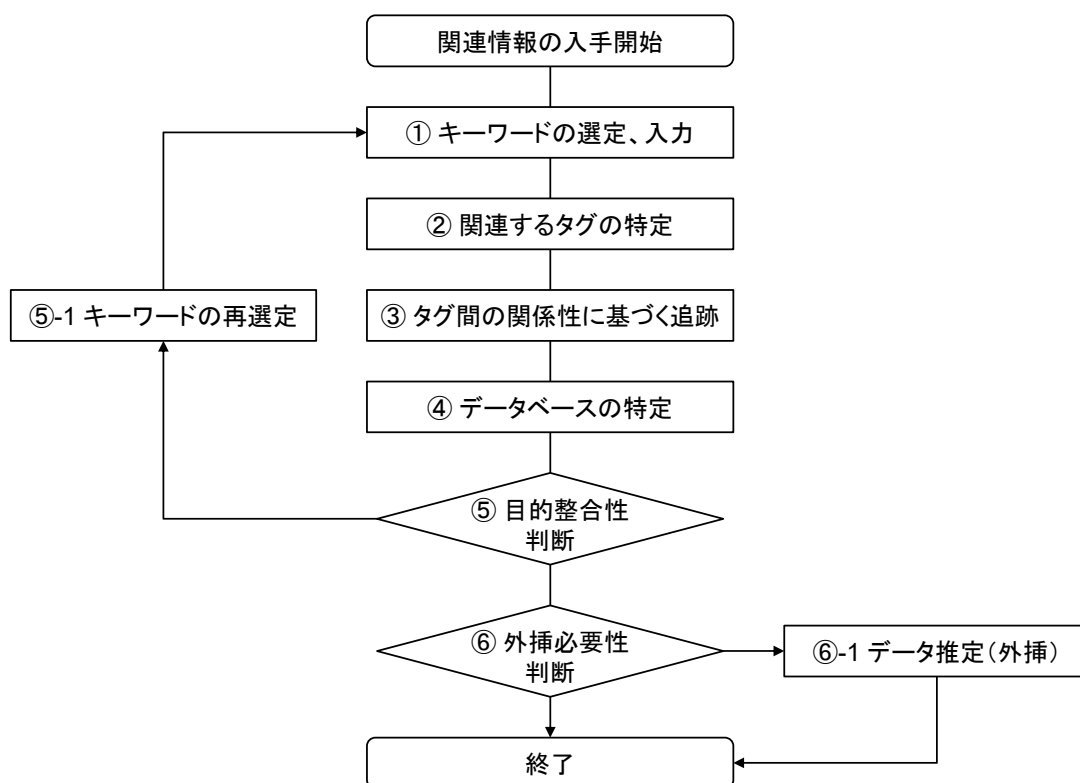


図 3.2.1-13 データベースの入手フロー

【参考文献】

- [3.2.1-1] 一般社団法人日本ディープラーニング協会, ディープラーニング G 検定 公式テキスト, 株式会社翔泳社, 2018.
- [3.2.1-2] 株式会社 ABEJA, “「人工知能の眼」による検品自動化。次世代の製造現場とは”, <https://abejainc.com/solution/ja/case/musashi/01/>.
- [3.2.1-3] 株式会社 Rist, “広角眼底画像から AI を用いて網膜剥離判定 AUC98%を達成”, <https://www.rist.co.jp/201708281664/>.
- [3.2.1-4] H. T. H. E. & N. I. Hideharu Ohsugi, “Accuracy of deep learning, a machine-learning technology, using ultra-wide-field fundus ophthalmoscopy for detecting rhegmatogenous retinal detachment,” nature research, 2017.
- [3.2.1-5] 株式会社 PR TIMES, “AI ベンチャーのエクサウィザーズ、創薬の大幅な生産性向上を目指して AI コア技術の開発を成功、産業界での実用化に向けて取り組みを本格化”, <https://prtimes.jp/main/html/rd/p/000000011.000030192.html>.
- [3.2.1-6] 株式会社富士通研究所／富士通株式会社, “AI の推定理由や根拠を説明する技術を開発”, <https://pr.fujitsu.com/jp/news/2017/09/20-1.html>.
- [3.2.1-7] 株式会社富士通研究所, “人やモノのつながりを表すグラフ構造のデータから新たな知見を導く新技術「Deep Tensor」を開発”, <https://pr.fujitsu.com/jp/news/2016/10/20.html>.

- [3.2.1-8] The Economic Modeling Working Group of the Generation IV International Forum, Cost estimating guidelines for generation IV nuclear energy systems, GIF/EMWG/2007/004, 2007.
- [3.2.1-9] A. Kato, K. Mukaida, Impact of safety design enhancements on construction cost of the advanced sodium loop fast reactor in Japan, Proceedings of 2019 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2019), 2019.
- [3.2.1-10] A. Kato, K. Negishi, Y. Akiyama, H. Hara, Experimental investigations of steel plate reinforced concrete bearing wall for fast reactor containment vessel, Proceedings of 19th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-19), 2011.

3.2.2 ユーザーインターフェース整備【R2-R5】

(1) 炉内・炉外入力データ GUI【R2-R5】

① GUI 化基本設計【R2】

令和2年度では、SPECTRA コードの入力情報を基に、GUI 化の基本設計を行った。入力データ GUI は、SPECTRA コードの解析において、視覚的な条件設定や入力ミスが発生防止によるユーザー利便性向上が目的である。利便性向上及び入力ミス防止の観点から、本 GUI が備えるべき主な基本機能を表 3.2.2-1 の通り整理した。入力パラメータを GUI 画面上で設定可能とすると共に、セルやジャンクション等の配置に関する解析モデル作成はマウス操作で行えるものとした。また、QA 作業の自動化機能も本 GUI にて利用できるように組み込むこととした。開発環境・言語としては基本的に、Microsoft 社の .NET 開発環境にて、C#言語と、支援ツールとして Visual Studio を使用した。

表 3.2.2-1 GUI の基本機能

No.	項目	内容
1	入力データの分類	入力データの namelist のグループごとに GUI 上で項目を定義し、それをツリー構造で表示する。ある項目を選択すると、入力データのパネルが表示される。
2	解析モデルの作成	セル、ジャンクション、壁などを GUI の画面上に配置して解析モデルを作成する。接続情報は GUI 内部で定義される。それらをクリックすると、必要な入力項目が表示される。
3	入力項目のデフォルト値	ミス防止の観点から、入力項目には各入力のデフォルト値が事前に定義されており、表示されている。
4	入力項目の説明	全ての入力項目には、単位と説明がある。
5	入力する数値の形式	入力する数値の形式は、ユーザーは意識する必要はない。GUI はテキストファイルを出力する時に、事前に定めたフォーマットで書き出す。
6	入力データ読み込み	入力データを読み込むことが可能である。
7	QA 作業の自動化	解析実行ボタンを押すと、SPECTRA コードは入力データを読み込み、エコーバックファイルを書き出す。GUI は入力データとエコーバックファイルの内容の突合を行い、結果をユーザーに知らせる。
8	QA チェックのみの実行	通常の SPECTRA コード解析実行の他に、QA チェックのみを実行する機能を有する。

② GUI 構築【R3-R4】

令和3年度から令和4年度では、令和2年度に実施した基本設計に基づき、炉内及び炉外入力データの GUI をプログラミングし、構築した。また、令和4年度では、炉外側については令和3年度に構築された GUI に対し、ユーザー利用を踏まえた改善を実施した。

図 3.2.2-1 に、構築した GUI ツールの基本的な画面構成を示す。GUI 画面全体のレイアウトは、ナビゲーション（左上）、プロパティ（左下）、ジオメトリ（右上）、メッセージ（右下）の 4 つのウィンドウで構成される。GUI 画面全体及び 4 ウィンドウのサイズは、それぞれ上下左右に可変で、ユーザーが任意に設定できる。

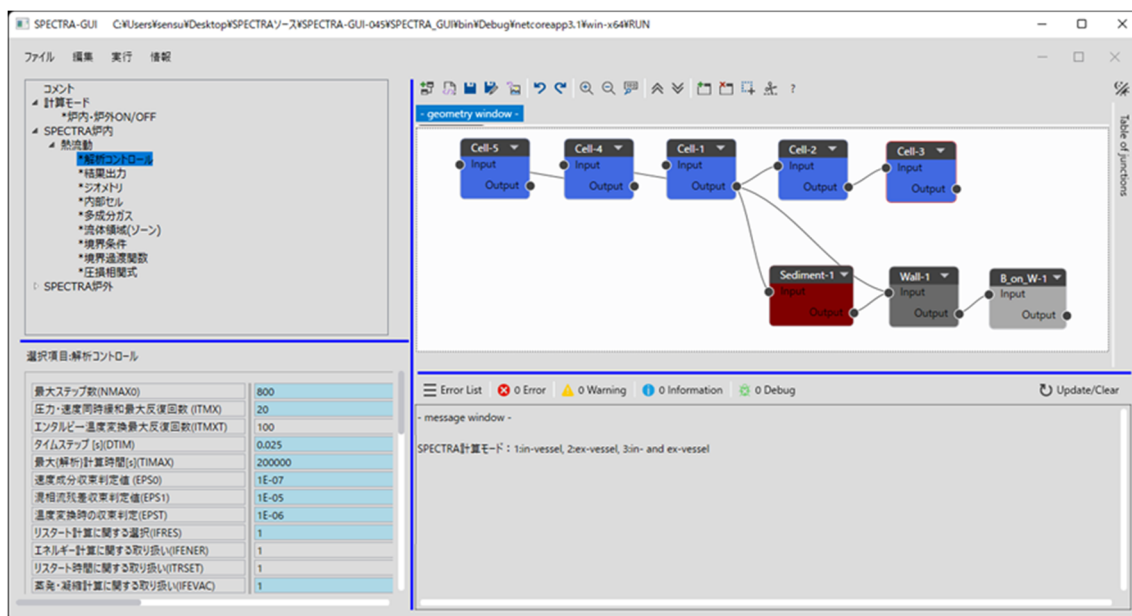


図 3.2.2-1 GUI 画面（炉内モジュールの入力での 1 例）

左上のナビゲーションウィンドウには、入力パラメータのグループ階層が表示される。図 3.2.2-1 では、「SPECTRA 炉内」→「熱流動」→「解析コントロール」と階層展開した状態である。さらに左下のプロパティウィンドウにて、選択したグループ（同図では「解析コントロール」）の各入力パラメータが表示され、入力値を設定できるようになっている。初期状態ではデフォルト値が設定されているが（灰色の入力枠）、この値をユーザーが変更した場合には「最大ステップ数（NMAX0）800」等のように、入力枠が薄青色に変化する。また、制限範囲外の値をユーザーが入力した場合には、入力枠が赤色に変化して警告する機能も有する。右上のジオメトリウィンドウでは、マウス操作によってセルとジャンクションの接続状態を設定する。GUI で設定した接続状態は、SPECTRA コードの入力として必要なテキストへ変換されて、入力データへ反映される。右下のメッセージウィンドウでは、選択した入力パラメータの説明が表示され、簡易マニュアルの機能を持つ。

本 GUI によって設定した入力パラメータは、SPECTRA コードの実行に使用する入力データのファイルとして書き出すことができる。これに加えて、既存入力データの読み込みや、ジオメトリデータのための読み込み／書き出しも可能としている。

③ 炉内側入力 GUI 改善【R5】

令和 5 年度では、炉内側入力に関する GUI のユーザー利用を踏まえた改善を行った。表 3.2.2-2 に、改善項目の例を示す。改善項目ごとに重要度を「高」、「中」、「低」の 3 段階で判定し、重要度が「高」とした項目を中心に、大半の項目に対して改善を完了した。

また、構築した GUI ツールの検証として総合テストを実施した。表 3.2.2-3 に総合テストの方針の概要を示す。総合テストを実施した結果、改良が必要な事項も発生したが、いずれも改良を施した。最終的なテスト結果は、全ての項目に合格し、テスト内容を総合テスト成績書として取りまとめた。

以上の改善と、後述の自動化された QA 項目についての出力形式の整備により、ユーザーインターフェースの構築を完了した。

表 3.2.2-2 GUI の改善点及び対応状況（重要度：高、*は QA 関連）

No.	重要度	内容	対応
1	高	変数説明か入力値を選択（クリック）するだけで、メッセージウィンドウに説明文を表示する	○
2	高	ナトリウム燃焼を計算しない場合、関連する変数の入力を禁止するといった、入力制限機能を組み込む	○
3	高	ジオメトリ情報の入力値への反映（セル数など）、リアルタイム更新 or 反映ボタンの追加など	○
4	高	ジャンクションを削除する機能	○
5	高	説明文が枠に納まらない場合に、自動改行もしくはスクロール表示させる	○
6	高	直接入力（壁面）に関する説明	○
7	高	使用するモジュールの入力データのみを生成（ナトリウム燃焼なしなら、ナトリウム燃焼の入力ファイルは生成しない）	○
8	高	GUI でジオメトリを更新後、入力データの書き出しを実施した場合には、geom データを自動保存（未保存ならメッセージを出す）	○
9	高*	「入力データ」はどの時点のものか明確化（「入力データチェックの実行」の前に SPECTRA の自動実行が必須）	○
10	高*	エビデンス⇔入力根拠書⇔入力データの確認をするため、フォーマットを定める	△
11	高	一番目の作成セルには被接続ポートが存在しないので、取り付ける（他のセルからジャンクションを接続できるようにする）	○

表 3.2.2-3 総合テストの方針の概要

No.	項目	内容
1	実施時期	GUI の開発が完了した後に実施する。もし総合テスト中に改良が発生した場合、再度テストをやり直す。
2	テスト仕様書の作成	網羅的にテストを実施するため、テストの大区分、中区分、小区分の各区分を定義して、必要なテスト項目を全て洗い出す。それらを取りまとめたテスト仕様書を作成する。
3	テストの実施	テスト仕様書に基づいてテストを実施する。
4	テスト成績書の作成	各テストについて、テストを実施した日付、担当者、テスト合否を記録し、総合テスト成績書として取りまとめる。
5	不合格の対応	不合格のテストが発生した場合、不具合の原因を究明し、他に同様のミス等が内在していないか、横展開を実施する。

(2) QA 自動化プログラム【R2-R5】

① QA 作業及び不具合事例調査【R2】

令和2年度では、QA 作業自動化について具体的な数値計算実施の作業や不具合事例の調査を行い、SPECTRA コードを用いた解析の QA 作業における自動化項目について検討を行った。QA 自動化プログラムは、QA 作業において膨大な量となる書類作成の一部を補助し、ユーザー利便性を向上させることが目的である。本調査結果に基づき、GUI 基本設計における留意点と QA 作業における自動化項目を表 3.2.2-4 に整理した。入力ミスを防止する観点では、GUI 画面上で、入力パネルにおける説明表示（データ数制限の表示含む）、パラメータの順番統一、入力データの可視化、可視化された形状は正確なものか（あるいはデフォルメされたものか）どうかのマニュアルへの明記、等を検討項目とした。QA 作業の補助もしくは自動化の観点では、入力ミスを誘発する形式は使用禁止とすることのほか、エコーバックファイルを書き出す機能を追加し、入力データがプログラム中に正しく格納されたかのチェック、すなわち入力データとエコーバックファイルを自動的に突合する機能を優先的な検討項目とした。

表 3. 2. 2-4 QA 自動化項目

No.	項目
1	入力データ作成に GUI を使用する。また、入力したデータを可視化する機能を備える。
2	GUI に入力データの可視化機能を備える場合、表示された寸法は、正確なものか、デフォルトされたものか、をマニュアルに必ず明記する。
3	GUI の入力パネルは、順番を統一する（物性値は密度から、等）。
4	GUI の入力パネルに説明を入れる。
5	GUI の入力パネルの上に、入力データ数の制限の説明を表記する（セル数は最大で 20、等）。
6	他の解析コードと同様の GUI、入力の構成とする。
7	ファイル名の識別管理方法を明確にする（エコーバックファイルは. echo 等）。
8	入力ミスを誘発させるような形式は使用しない。
9	エコーバックファイルを書き出す機能を追加する。そして、入力データと、エコーバックファイルを自動的に突合する機能を開発する。
10	エコーバックとは別に、計算終了後に様々な値をコード内で計算して出力させる（例：入力データのセル体積、高さだけでなく、それらから計算される断面積を出力させる、等）。
11	入力根拠書と入力データの突合が必要である。ただしその場合、入力根拠書のフォーマットを統一する課題があり、現状では追加機能として想定しない。
12	QA 自動化機能の適用範囲を、ユーザーに正しく認識させる（GUI のマニュアルを整備する）。

② QA 作業自動化機能構築【R3-R4】

令和 3 年度では、上記の検討に基づき、入力データのプログラム中への格納チェックに関する自動化プログラムを構築した。また、令和 4 年度では、本自動化プログラムの出力形式に関する検討を行った。構築した QA 自動化機能の仕様概要を表 3. 2. 2-5 に示す。本機能は、前述した GUI における機能の一部として、GUI の「実行」メニューより実行する。実行結果の例を図 3. 2. 2-2 に示す。整合性確認の結果、完全に一致した場合、「比較結果は同一です」と表示される。一方で不整合となる場合には、「比較結果に相違があります」と表示されると共に、不整合となっている変数の背景色が赤色で表示される。以上の検討により、システム構築を完了した。

令和 4 年度では、令和 2 年度に検討された他の自動化項目（表 3. 2. 2-4）について、優先順位の策定及び一部プログラミングを開始した。表 3. 2. 2-4 に示す他の自動化項目の一部について、GUI に組み込んだ QA 自動化プログラムもしくは SPECTRA コード本体において対応を行った。例えば No. 4 は、図 3. 2. 2-3 に示すメッセージウィンドウでの説明表示がこれに相当する。

表 3.2.2-5 QA 自動化機能の仕様概要

No.	項目	内容の詳細
1	入力データとエコーバックファイルの比較	SPECTRA コード実行後、入力データ（GUI のメモリに格納されている入力データ情報）と、エコーバックファイルと比較する。
2	比較するデータ	<ul style="list-style-type: none"> ・エコーバックファイルには、NAMELIST で指定された入力データが書き出される ・QA 機能においては、入力データとエコーバックファイルのデータを比較する。具体的には、GUI 側の入力データに基づき、全変数、全配列でループを回し、エコーバック側の変数名とマッチした場合に、各値を比較する
3	エコーバックファイルの選択	<ul style="list-style-type: none"> ・ユーザーは、GUI のメニューの実行／入力データチェックの実行を選択し、比較したいエコーバックファイルを選択する ・GUI にはエコーバックファイルの名前が事前に登録されており、選択したファイルの名前がそれに適合しなければ、警告のメッセージを返す
4	エコーバックファイルの読み取り方法	<ul style="list-style-type: none"> ・複数のスペース、またはカンマで、エコーバックファイルの全ての文字列を区切る ・‘=’ の前の文字列を変数名とする。なお、配列変数の場合、変数名の後の括弧は取り除く ・‘=’ の後の文字列を入力値として、変数に格納する。20*1.0000E+10 等の数値の繰り返し表記についてもプログラム処理し、配列変数に格納する ・直接入力のエコーバックについては、読み込み時に指定の書式が書き出されているかを判定し、書き出しがあれば、入力値を配列に格納する
5	比較結果の表示	<ul style="list-style-type: none"> ・比較結果をウィンドウの最上部に示す ・比較した全変数をウィンドウに表示し、値に差異があった場合は、背景色を赤に変更する

③ QA 作業自動化の出力形式整備【R5】

令和5年度では、令和4年度に自動化されたQA項目（入力データとエコーバックファイルの突合）について、出力形式の整備を行った。実数変数の差異に関する情報はテキストファイル result.txt に保存される。出力形式の整備として、QA 文書に反映するための最終結果を PDF 形式でも保存可能とし、ユーザーインターフェースの構築を完了した。PDF 出力に関する、GUI 機能の仕様を表 3.2.2-6 に示す。QA 結果の PDF への出力の結果を図 3.2.2-4 に示す。

前述の炉内側入力に関する GUI のユーザー利用を踏まえた改善と、自動化された QA 項目についての出力形式の整備により、ユーザーインターフェースの構築を完了した。

図 3.2.2-2 QA 自動化機能の実行結果（上：正常時、下：不整合時）

VARIABLE,	N,	M,	L,	RESULT,	GUI,	ECHOBACK,
NCELL,	1,	1,	1,	0,	3,	3,
NPATH,	2,	2,	1,	0,	2,	2,
NBOUN,	3,	3,	1,	0,	0,	0,
NWALL,	4,	4,	1,	0,	2,	2,
NWMAT,	5,	5,	1,	0,	1,	1,
NWMSH,	6,	6,	1,	0,	3,	3,
NWBND,	7,	7,	1,	0,	1,	1,
NSEDM,	8,	8,	1,	0,	0,	0,
NSTEP,	9,	9,	1,	0,	4000,	4000,
DTIM,	10,	10,	1,	0,	1.0000000000E+000,	1.0000000000E+000,
TIMAX,	11,	11,	1,	0,	4.0000000000E+003,	4.0000000000E+003,
ITSOR,	12,	12,	1,	0,	100,	100,
ITOUT,	13,	13,	1,	0,	100,	100,
EPSSOR,	14,	14,	1,	0,	1.0000000000E-010,	1.0000000000E-010,
EPSOUT,	15,	15,	1,	0,	1.0000000000E-010,	1.0000000000E-010,
OMG,	16,	16,	1,	0,	1.0000000000E+000,	1.0000000000E+000,
IFENER,	17,	17,	1,	0,	1,	1,
IFCOMP,	18,	18,	1,	0,	1,	1,
IFAERO,	19,	19,	1,	0,	1,	1,
IFCONV,	20,	20,	1,	0,	0,	0,
IFEXP,	21,	21,	1,	0,	0,	0,
IFSTRC,	22,	22,	1,	0,	1,	1,
IFZCEF,	23,	23,	1,	0,	0,	0,
IFRES,	24,	24,	1,	0,	0,	0,
ITRSET,	25,	25,	1,	0,	0,	0,
IFIRE,	26,	26,	1,	0,	1,	1,
IPSSP,	27,	27,	1,	0,	1,	1,
IDABC,	28,	28,	1,	0,	1,	1,
NTPRNT,	29,	31,	1,	0,	-10,	-10,
IFSTR,	30,	29,	1,	0,	0,	0,
NTSMRY,	31,	30,	1,	0,	10,	10,

図 3.2.2-2 QA 自動化機能の実行結果（上：正常時、下：不整合時）

表 3. 2. 2-6 PDF 出力に関する GUI の機能の仕様

No.	項目	内容の詳細
1	PDF 出力のタイミング	メインウィンドウで入力データチェックの実行を選択し、エコーバックファイルとの比較ウィンドウで比較ボタンを押したタイミングで、ファイルを出力する
2	ファイル名と出力させるフォルダ	<p>ファイル名は入力データに対応し、以下とする</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ input.dat → input.pdf ・ input_in.dat → input_in.pdf ・ input_ex.dat → input_ex.pdf ・ input_fire.dat → input_fire.pdf ・ input_nacn.dat → input_nacn.pdf ・ input_decn.dat → input_decn.pdf <p>出力させるフォルダは RUN/QA_result (図 3. 2. 2-3)</p>
3	PDF 出力の内容	入力データチェックウィンドウと、同一の内容を出力させる
4	OSS ライブラリのライセンス形態の提示	メインウィンドウの情報/OSS ライセンス情報を選択する
5	その他	PDF ファイルを別アプリで開いている場合を想定し、PDF 出力が不可の場合はメッセージを出す

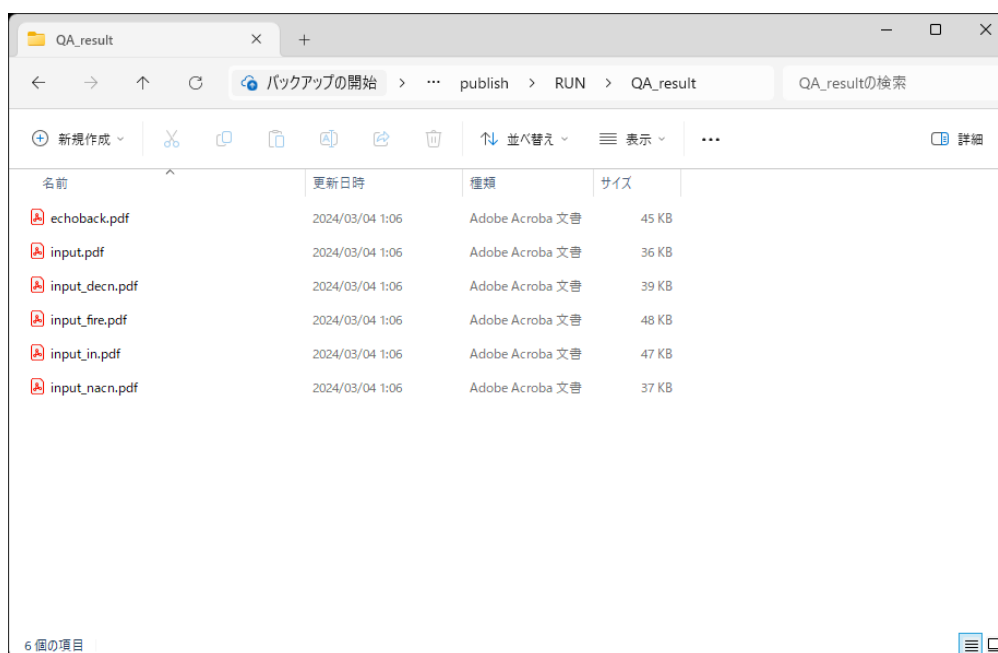


図 3. 2. 2-3 PDF 出力のファイル名と出力させるフォルダ

ディレクトリ : C:\Users\sensu\Desktop\SPECTRA作業2023\打合せ資料\20240304\SPECTRA-GUI-051\SPECTRA_GUI\bin
 \Release\netcoreapp3.1\publish\RUN

比較したファイル名 : echoback.dat

-- 比較結果は同一です --

変数説明

VARIABLE : SPECTRAコードの入力変数名
 N : GUIで定義される入力変数の通し番号
 M : ECHOBACKファイルで定義される入力データの通し番号
 L : 配列数
 RESULT : 0 : 結果が同一、1 : 結果に差異あり
 GUI : GUIで定義された入力値
 ECHOBACK : ECHOBACKファイルで定義された入力値

VARIABLE,	N,	M,	L,	RESULT,	GUI,	ECHOBACK,
NCELL,	1,	1,	1,	0,	5,	5,
NPATH,	2,	2,	1,	0,	4,	4,
NBOUN,	3,	3,	1,	0,	0,	0,
NWALL,	4,	4,	1,	0,	1,	1,
NMAT,	5,	5,	1,	0,	1,	1,
NWMSH,	6,	6,	1,	0,	50,	50,
NWBND,	7,	7,	1,	0,	4,	4,
NSEDM,	8,	8,	1,	0,	1,	1,
NSTEP,	9,	9,	1,	0,	800,	800,
DTIM,	10,	10,	1,	0,	2.5000000000E-002,	2.5000000000E-002,
TIMAX,	11,	11,	1,	0,	1.0000000000E+005,	1.0000000000E+005,
ITSOR,	12,	12,	1,	0,	50,	50,
ITOUT,	13,	13,	1,	0,	50,	50,
EPSSOR,	14,	14,	1,	0,	1.0000000000E-012,	1.0000000000E-012,
EPSOUT,	15,	15,	1,	0,	1.0000000000E-012,	1.0000000000E-012,
OMG,	16,	16,	1,	0,	1.0000000000E+000,	1.0000000000E+000,
IFENER,	17,	17,	1,	0,	1,	1,
IFCOMP,	18,	18,	1,	0,	1,	1,
IFAERO,	19,	19,	1,	0,	1,	1,
IFCONV,	20,	20,	1,	0,	0,	0,
IFEXP,	21,	21,	1,	0,	0,	0,
IFSTRC,	22,	22,	1,	0,	0,	0,
IFZCEF,	23,	23,	1,	0,	0,	0,
IFRES,	24,	24,	1,	0,	0,	0,
ITRSET,	25,	25,	1,	0,	0,	0,
IFIRE,	26,	26,	1,	0,	1,	1,
IPSSP,	27,	27,	1,	0,	0,	0,
IDABC,	28,	28,	1,	0,	0,	0,
NTPRNT,	29,	31,	1,	0,	-1000,	-1000,
IFSTR,	30,	29,	1,	0,	0,	0,
NTSMRY,	31,	30,	1,	0,	100,	100,
NTPLOT,	32,	32,	1,	0,	-1,	-1,
CVOLM,	33,	33,	1,	0,	1.5000000000E+003,	1.5000000000E+003,
CVOLM,	33,	33,	2,	0,	5.0000000000E+003,	5.0000000000E+003,
CVOLM,	33,	33,	3,	0,	1.0000000000E+010,	1.0000000000E+010,
CVOLM,	33,	33,	4,	0,	7.0000000000E+004,	7.0000000000E+004,
CVOLM,	33,	33,	5,	0,	1.0000000000E+010,	1.0000000000E+010,
CTALL,	34,	34,	1,	0,	1.0000000000E+001,	1.0000000000E+001,
CTALL,	34,	34,	2,	0,	2.5000000000E+001,	2.5000000000E+001,
CTALL,	34,	34,	3,	0,	1.0000000000E+003,	1.0000000000E+003,
CTALL,	34,	34,	4,	0,	5.0000000000E+001,	5.0000000000E+001,
CTALL,	34,	34,	5,	0,	1.0000000000E+003,	1.0000000000E+003,
CX,	35,	35,	1,	0,	0.0000000000E+000,	0.0000000000E+000,
CX,	35,	35,	2,	0,	1.0000000000E+000,	1.0000000000E+000,
CX,	35,	35,	3,	0,	1.1000000000E+001,	1.1000000000E+001,

Page:1

図 3.2.2-4 PDF への出力の結果 (echoback.dat の比較結果の抜粋)

3.3 融体熱物性データベース構築（再委託先：大阪大学）

令和2年度は、融体試験用チャンバーの設計・検討を行い、機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作した。また、関連物質の状態図や蒸気圧曲線等の必要な情報の収集を行った。

令和3年度は、酸化物については Al_2O_3 と CaO-ZrO_2 を用いて機能確認試験を実施した。また、MCCI生成物の試験用のバルク体として、共晶組成である $(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ と $(\text{CaO})_{0.63}(\text{UO}_2)_{0.37}$ の焼結体を作製した。金属についてはCeやGdのガス浮遊試験を実施し、物性評価が可能である見通しを得た。また、Uを含む金属試料の試験用のバルク体として、U-Fe系の共晶組成の1つである $\text{U}_{0.66}\text{Fe}_{0.34}$ と10 wt% Zr-U合金の組成である $\text{U}_{0.225}\text{Zr}_{0.775}$ の合金インゴットを作製した。

令和4年度は、令和3年度に得られたMCCI生成物バルク体について、新設ホットチャンバーを用いたガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を行った。その際、安定浮遊条件となるガスの流量や成分といった条件探索を行い、必要に応じてガスノズル等の改良を行った。また、本計測ではガス流に音波振動を印加して安定浮遊状態の試料に共振振動を励起し、その挙動を解析することで物性評価が行われるが、共振振動の励起させる音波の条件が未知であるため、これを特定した。金属燃料やU-Feのような共晶溶融物等について、ガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を行った。上記と同様に安定浮遊条件の模索を行い、必要に応じてガスノズル等の改良を行った。加えて、測定に必要な音波の印加条件を探索した。また、静電浮遊装置を用いた加熱・溶融試計測も実施した。

令和5年度は、令和4年度得られた情報を基に、ガス浮遊法による溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ 及び溶融 $(\text{UO}_2)_{0.37}(\text{CaO})_{0.63}$ の物性取得試験を行った。また、ガス浮遊法のノズルを改良し、Fe及び $\text{U}_{0.66}\text{Fe}_{0.34}$ の物性取得試験を行った。静電浮遊法についても、 $\text{U}_{0.66}\text{Fe}_{0.34}$ の物性取得試験を行い、測定方法の検討を行った。

実施内容の詳細を3.3.1項に示す。

3.3.1 融体物性評価試験【R2-R5】

3.3.1.1 UO_2 及びMCCI生成物の溶融物性評価試験【R2-R5】

(1) 設計、試作、及び情報収集【R2】

令和2年度では、融体試験用のガス浮遊用チャンバーの設計・検討を行い、機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作した。図3.3.1-1に、ガス浮遊法を用いた物性評価手法の概要を示す。ノズルからガスを噴出させ、試料をノズル上で浮遊させる。浮遊した試料はレーザー加熱によって加熱溶融される。試料画像をハイスピードカメラによって撮影し、試料輪郭に対して楕円フィッティングを行うことで試料体積を評価する。試験後に試料重さを測定し、密度を算出する。また、スピーカーを用いて液滴を振動させ、振動の減衰挙動から液滴振動法によって粘性を評価する。レーザーとして、酸化物系試料には CO_2 レーザー（波長10.6 μm ）を、金属系試料については半導体レーザー（波長976 nm）を使用した。浮遊に用いるガスとしては、酸化物系試料についてはArを、金属系試料についてはArに H_2 を4%混合した4% H_2 -Arを用いた。チャンバーはアルミニウム製で、Oリングで気密性を確保する仕様とした。

Al₂O₃を用いたコールド試験を実施し、図 3.3.1-2 に示すように Al₂O₃ 液滴を浮遊させることができたことから、問題なく機能することを確認した。

令和 2 年度では、UO₂ 及び MCCI 生成物の融体の物性測定に必要な基礎的な情報の収集を行った。コンクリート主成分と UO₂ との間の擬二元系状態図 SiO₂-UO₂、Al₂O₃-UO₂、CaO-UO₂、MgO-UO₂、及びそれぞれの蒸気圧を検討した結果、典型的な共晶系であり蒸気圧も比較的低い Al₂O₃-UO₂、CaO-UO₂ が、融体の物性評価の観点から有望であるとの結論に至った。

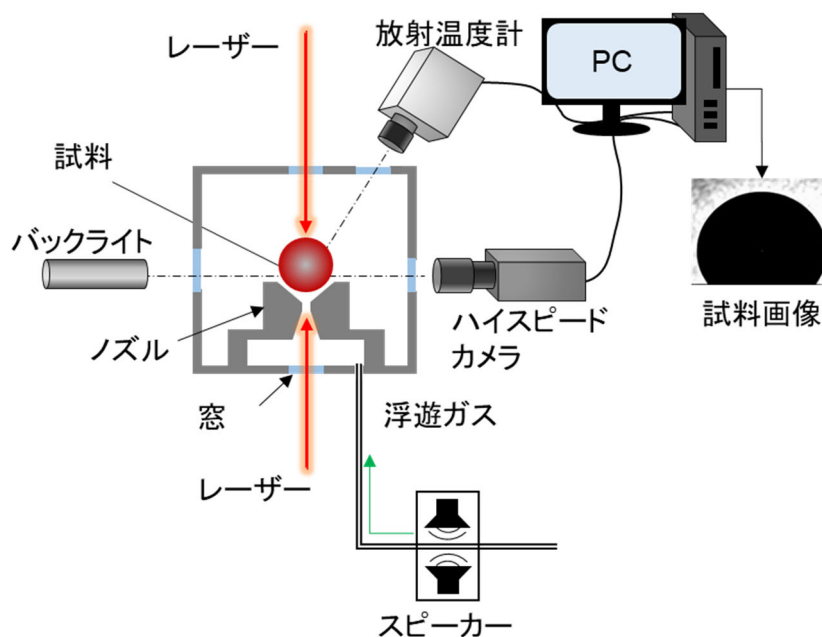


図 3.3.1-1 ガス浮遊装置の概要

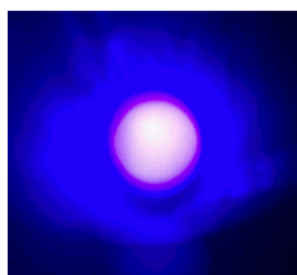


図 3.3.1-2 ガス浮遊法により Al₂O₃ 液滴を浮遊させた様子 (斜め上から観察)

(2) コールド試験及びチャンバー作製【R3】

令和 3 年度では、令和 2 年度に試作した新規チャンバーの機能確認のため、Al₂O₃ と CaO-ZrO₂ を用いたコールド試験（物性評価試験）を行った。ZrO₂ は UO₂ の模擬物質として用いたものである。

図 3.3.1-3 に、評価した熔融 Al₂O₃ の密度の温度依存性を文献値^{[3.3.1-1]~[3.3.1-4]}と共に示す。熔融 Al₂O₃ の密度の文献値は、2000 K において 2.8~3.0 g/cm³ 程度までばらついている。2 つの試料を用いて評価したところ、2000 K において 3.0 g/cm³ のデータと 2.8 g/cm³

のデータが得られた。これらの値の差は文献値間のばらつきと同程度であるが、この差の原因を調べるためにこれらの試料の断面を観察した。その結果、図 3.3.1-3 中に示すように密度が低い方の試料には中心に気孔が見られた。一方で密度が高い試料は気孔が見られなかった。すなわち、気孔が存在すると密度を過小評価することになると考えられる。文献値間のばらつきも、試料中に含まれる気孔に起因する可能性がある。今後の密度や粘性評価においては、気孔の有無について検討する必要があることが明らかとなった。ガス浮遊させた熔融 Al_2O_3 に対してスピーカーを用いて振動を与え、振動の減衰挙動から液滴振動法によって粘性を評価した。その結果を図 3.3.1-4 に示す。本研究で得られた粘性は、文献値^{[3.3.1-1], [3.3.1-2], [3.3.2-5]}と良く一致していることが分かる。以上により、熔融したアルミナの密度と粘性を測定し、文献値と良く一致することを確認した。

CaO-ZrO_2 についても同様にガス浮遊熔融試験を実施し、熔融した CaZrO_3 の密度の温度依存性を得た。熔融 CaZrO_3 の密度は ZrO_2 の文献値と比べて低く、 CaO 添加により密度が低減するという結果が得られた。これにより、混合熔融物についても問題なく物性評価が可能であることを確認した。

コールド試験により、チャンバー機能に問題がないことが確認できたので、ホット用チャンバーを設計し、作製した。コールド試験用チャンバーと同様にアルミニウム製で、Oリングにより気密性を確保する仕様とした。

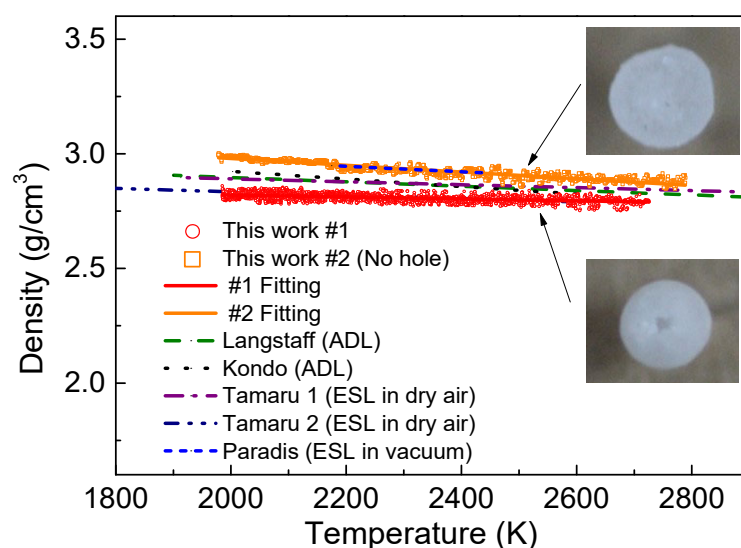


図 3.3.1-3 熔融した Al_2O_3 の密度

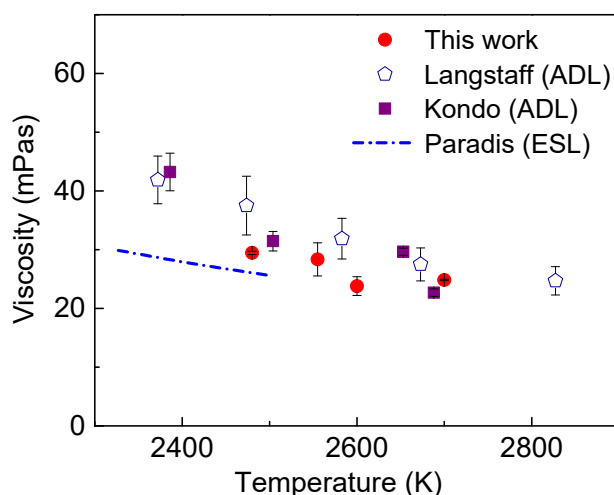


図 3.3.1-4 熔融した Al_2O_3 の粘性

(3) 試料作製【R3】

令和3年度では、浮遊試験に供するための MCCI 生成物のバルク体作製に必要な条件の検討と、試料の作製を行った。MCCI 生成物の試験用のバルク体として、ターゲットとしている $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ と CaO-UO_2 系の共晶組成である $(\text{Al}_2\text{O})_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ と $(\text{CaO})_{0.63}(\text{UO}_2)_{0.37}$ を作製した。 $(\text{Al}_2\text{O})_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ については、 UO_2 粉末と Al_2O_3 粉末（高純度化学、純度 99.99%）を出発物質とし、 $(\text{Al}_2\text{O})_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ の組成となるように秤量してメノウ乳鉢で 15 分間混合し、放電プラズマ焼結法により焼結した。焼結条件は焼結温度 1673 K、圧力 100 MPa、保持時間 3 分間、雰囲気は Ar フローとした。その結果、図 3.3.1-5(a) に示すような焼結体を得られた。 $(\text{CaO})_{0.63}(\text{UO}_2)_{0.37}$ については、 UO_2 粉末と CaCO_3 粉末（フルウチ化学、純度 99.9%）を出発物質として用い、 $(\text{CaO})_{0.63}(\text{UO}_2)_{0.37}$ の組成となるように秤量してメノウ乳鉢で 15 分間混合し、コールドプレスによって成型した上で電気炉を用いて焼結した。焼結条件は焼結温度 1773 K、保持時間 10 時間、雰囲気は Ar フローとした。その結果、図 3.3.1-5(b) に示すような焼結体を得られた。それぞれ SEM/EDX 分析を実施し、元素が均一に分布していることを確認した。

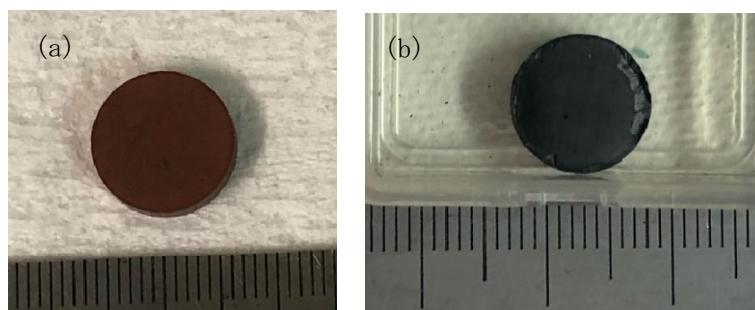


図 3.3.1-5 (a) $(\text{Al}_2\text{O})_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ 焼結体、(b) $(\text{CaO})_{0.63}(\text{UO}_2)_{0.37}$ 焼結体の外観

(4) 加熱・溶融試計測【R4】

令和4年度では、令和3年度に得られたMCCI生成物バルク体について、新設ホットチャンバーを用いたガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を行った。図3.3.1-6に示すように、 $(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ をガス浮遊法によって浮遊溶融させ、密度を計測した。その結果を図3.3.1-7に示す。 $(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}(\text{UO}_2)_{0.16}$ の密度は Al_2O_3 の密度よりも高く、 UO_2 の密度^[3.3.1-6]よりも低い値となった。気泡の影響を受けていない可能性が最も高い#5の密度測定結果が溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の密度であると考えられることから、その密度を線形関数でフィッティングして得られた式を式(3.3.1-1)に示す。

$$\rho_{(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}} = 4.193 - 1.978 \times 10^{-4} (1941 - 2421 \text{ K}) \quad \text{式(3.3.1-1)}$$

共晶温度における溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の密度は 3.76 g/cm^3 である。また、溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の密度は溶融 Al_2O_3 と UO_2 の間に位置する結果であったため、 UO_2 の割合が増加するに従い、溶融 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の密度は増加すると考えられる。

密度よりモル体積を導出し、2400 Kにおける組成依存性として表したのが図3.3.1-8である。図中の Al_2O_3 の値は本研究の測定値、 UO_2 はFinkによる報告値である。モル体積は組成に対してほぼ直線的に変化するベガード則に沿う結果となった。 $\text{ZrO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ のモル体積もベガード則に沿うことが知られており^[3.3.1-7]、一般的な挙動である。すなわち、本計測結果はFinkの UO_2 の密度の報告値と整合する結果となった。

ガス浮遊法では、ガス流にスピーカーを用いて発生させた音波振動を印加して試料に共振振動を励起し、共振周波数から表面張力を、振動の減衰から粘性を評価する。周波数をスイープさせながら液滴に振動を与え、振幅が最大となる周波数を探すことで共振周波数を特定した。 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ について同様に音波の周波数を2 s間で150~350 Hzの間でスイープして得られた試料長さの時間依存性を図3.3.1-9(a)に、高速フーリエ変換による解析結果及びガウスフィッティング結果を図3.3.1-9(b)にそれぞれ示す。これらの図から、1.2 s付近で振幅が最も大きくなっていること、その時の周波数がフーリエ変換により特定できていることが分かる。

周波数スイープによって得られた共振周波数 ν_2 から、Rayleighの式(3.3.1-2)を用いて表面張力 σ を求めた。

$$\sigma = \frac{3\pi m \nu_2^2}{8} \quad \text{式(3.3.1-2)}$$

ここで、 m は試料の質量である。求めた溶融 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の表面張力を、 UO_2 の文献値^[3.3.1-6]、^[3.3.1-8]、^[3.3.1-9]と共に図3.3.1-10に示す。溶融 Al_2O_3 の表面張力は、本計測で得られた値を用いている。図3.3.1-10から、溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の表面張力は溶融 Al_2O_3 より低い値を示していることが分かる。これは、 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系では UO_2 の組成が増加するに従って溶融 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の表面張力が低下することを示唆している。Schinsらの UO_2 の表面張力の報告値は Al_2O_3 の外挿値とほぼ等しいことから本研究結果とは整合せず、FinkもしくはBatesの報告値と本研究結果は整合することとなった。

$(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ を用いてガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を実施し、密度を評価し

た際に、適切なガス流量（500～600 ml/min）を設定することで安定して浮遊溶融できることを確認した。また、共振振動を励起させる音波の周波数を特定するために、浮遊溶融した $(\text{Al}_2\text{O}_3\text{-UO}_2)$ 共晶組成の液滴 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ に対して周波数を変化させながら音波を印加し、振動の振幅の変化を調べた。振幅が最大となる周波数を見つけることで、共振振動を励起させる音波の周波数を特定した。

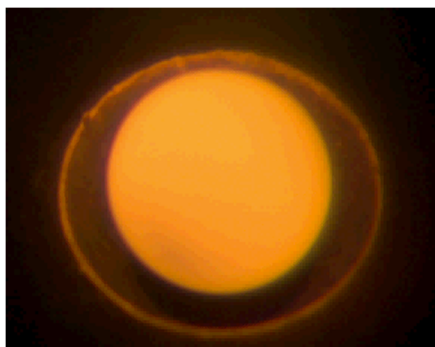


図 3. 3. 1-6 ガス浮遊装置により浮遊溶融している $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$

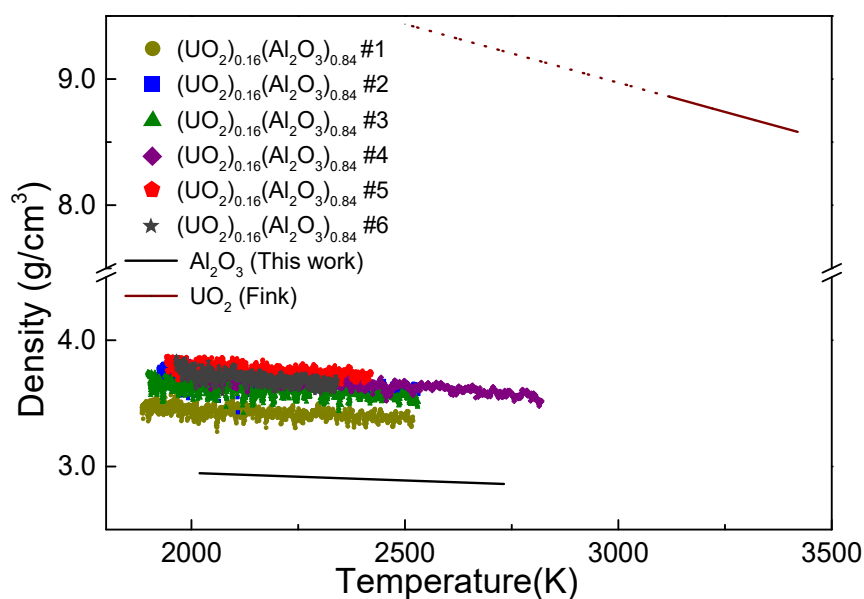


図 3. 3. 1-7 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の密度の温度依存性

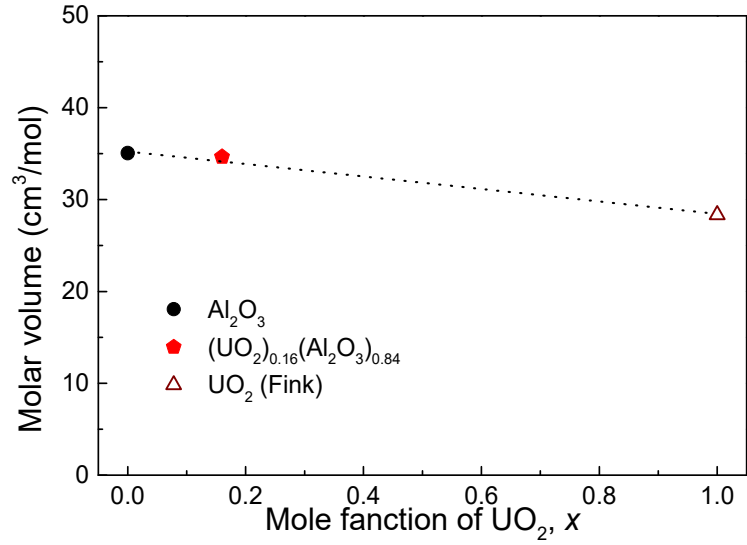


図 3.3.1-8 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の 2400 K におけるモル体積の組成依存性

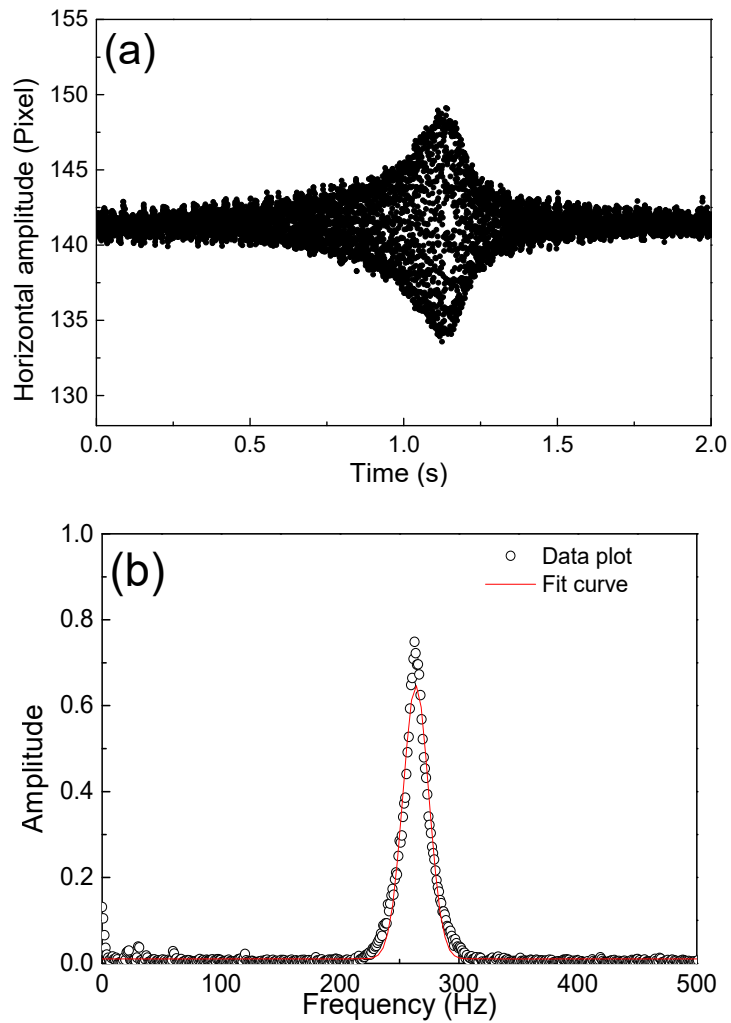


図 3.3.1-9 周波数スイープによる熔融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の試料長さの
(a) 時間依存性、(b) 高速フーリエ変換結果

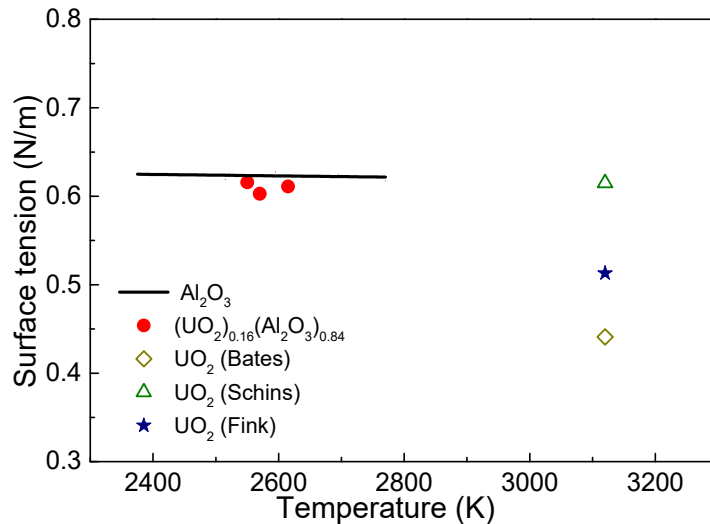


図 3.3.1-10 溶融 UO₂-Al₂O₃ 系の表面張力温度依存性

(5) 物性取得試験【R5】

令和 5 年度では、令和 4 年度に得られた情報を基にガス浮遊法による物性取得試験を行い、得られた結果を解析し、物性の取得を行った。溶融 (UO₂)_{0.16}(Al₂O₃)_{0.84} の粘性を測定した。ガス浮遊法では、粘性 η は式 (3.3.1-3) を用いて求められる。

$$\eta = \frac{\rho r_0^2}{5\tau} \quad \text{式 (3.3.1-3)}$$

ここで、 r_0 は試料が完全な球形の場合の半径、 ρ は試料の密度、 τ は減衰振動係数である。 τ は、共振周波数で音波を用いて試料を強制的に振動させ、音波を止めた時に振動が減衰する挙動から評価できる。図 3.3.1-11 に、溶融 (UO₂)_{0.16}(Al₂O₃)_{0.84} の減衰振動を示す。このデータを式 (3.3.1-4) でフィッティングすることで、液滴の減衰振動係数 τ を求めることができる。

$$r = A \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \sin\{2\pi\nu_R(t-t_0)\} + r_{av} \quad \text{式 (3.3.1-4)}$$

ここで、 r は試料の横径、 t は時間、 A は初期の振幅、 t_0 は振動の位相のずれ、 r_{av} は平均の試料径である。ここで得られた τ を用いて式 (3.3.1-3) より粘性の値を求めた。

図 3.3.1-12 に、評価した溶融 (UO₂)_{0.16}(Al₂O₃)_{0.84} の粘性の温度依存性を Al₂O₃ と UO₂ の文献値^{[3.3.1-10], [3.3.1-11]} と共に示す。溶融 (UO₂)_{0.16}(Al₂O₃)_{0.84} の粘性は Al₂O₃ と UO₂ の粘性の中間に位置することが分かる。図 3.3.1-13 には、2400 K における溶融 UO₂-Al₂O₃ 系の粘性の組成依存性を示す。UO₂ の粘性は外挿値であり不確実性が大きい、本研究結果は Woodley と Tsai の報告値と矛盾しない結果となった。

(UO₂)_{0.37}(CaO)_{0.63} をガス浮遊法によって浮遊溶融させ、密度を計測した結果を図 3.3.1-14 に示す。UO₂ の文献値^[3.3.1-6] より低い値となった。CaO の文献値が存在しなかったため、組成依存性の評価は実施しなかった。CaO は蒸気圧が高いため、溶融 CaO の物性測定の技術的難しさにより文献がないのであろうと思われる。

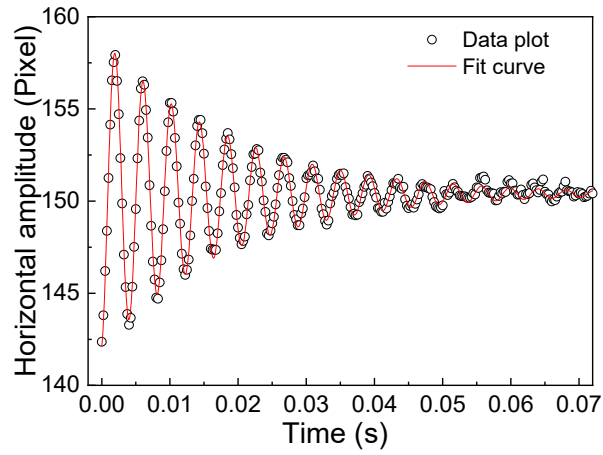


図 3.3.1-11 溶融 $(\text{UO}_2)_{0.16}(\text{Al}_2\text{O}_3)_{0.84}$ の減衰振動

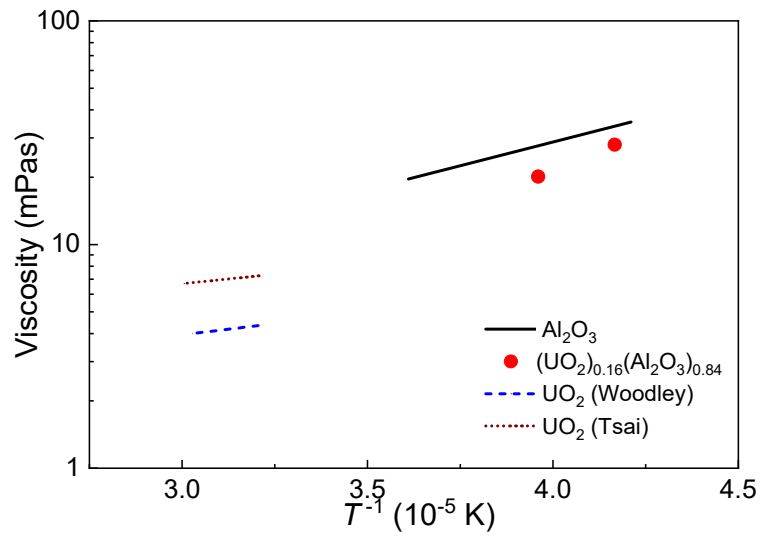


図 3.3.1-12 溶融 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の粘性の温度依存性

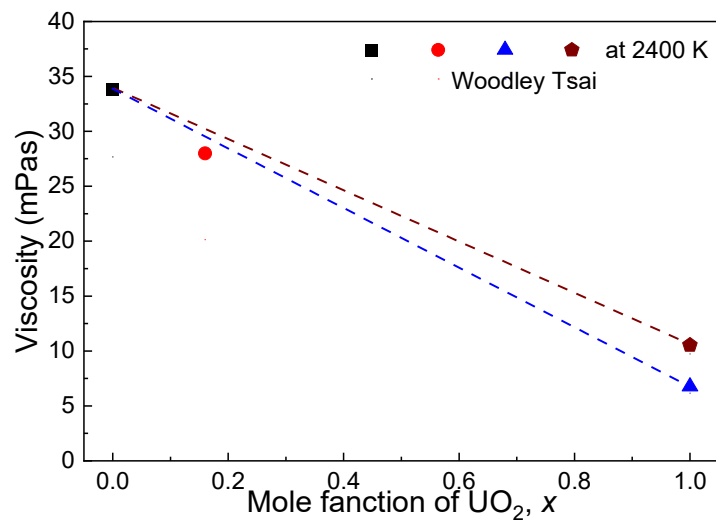


図 3.3.1-13 溶融 $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の粘性の 2400 K における組成依存性

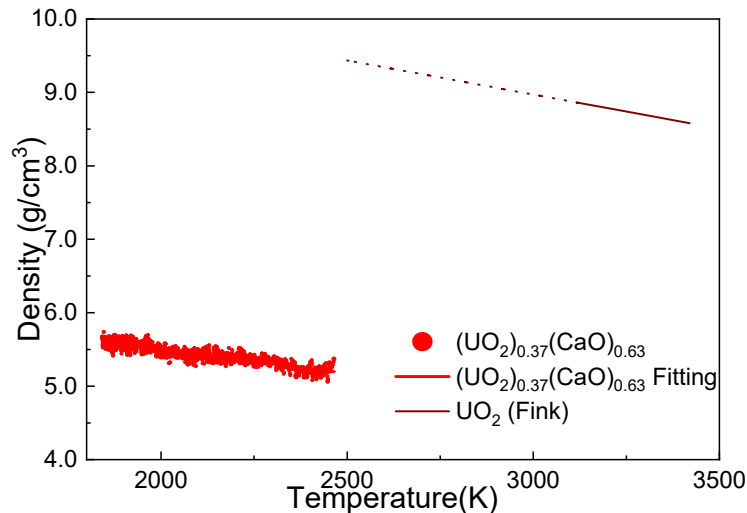


図 3.3.1-14 溶融 $\text{UO}_2\text{-CaO}$ 系の密度の温度依存性

3.3.1.2 金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験【R2-R5】

(1) 設計、試作、及び情報収集【R2】

令和 2 年度では、ガス浮遊法を用いて溶融金属燃料の物性評価を実施するための装置設計及び試作を行い、コールド試験用チャンバーを試作した。チャンバーの性能としては気密性に加えてガス置換や浮遊ガスへの水素混合を可能とすること等が必要となるため、チャンバーは気密性を確保した上で連成計と真空ポンプを設置し、ガス置換が実施できるようにした。浮遊ガスへの水素混合については、水素の爆発濃度範囲を考慮して水素濃度が 4% 以下程度のガスを用いることとした。チャンバーについては、研究の効率的な遂行のために、前述の酸化物用のコールド試験用チャンバーに金属試料用の機能を付与し、同一のチャンバーで酸化物と金属の試験が実施できるような構成とした。

また、令和 2 年度では、関連物質の状態図や蒸気圧曲線等の実験の遂行に必要な基礎的な情報の収集を行った。

(2) コールド試験及びチャンバー作製【R3】

令和 3 年度では、ガス浮遊法を用いた試験については、令和 2 年度に試作した新規チャンバーの機能確認のためのコールド試験と、その結果を基にしたホット用チャンバーの設計及び作製を行った。ガス浮遊装置及びコールド試験用チャンバーが金属系試料へも適用できるかを確認するために、U の模擬としてランタノイドである Ce と Gd を用い、加熱溶融試験を実施した。浮遊ガスとして 4% $\text{H}_2\text{-Ar}$ を用い、加熱用レーザーには波長 976 nm の半導体レーザーを用いた。図 3.3.1-15 に、Ce と Gd が浮遊溶融している様子を示す。このように、浮遊溶融については Ce と Gd のいずれも問題ないことから、金属系試料についてもガス浮遊装法により物性評価が可能である見通しを得た。

令和 3 年度では、U を含む金属試料の試験用のバルク体として、U-Fe 系の共晶組成の 1 つである $\text{U}_{0.66}\text{Fe}_{0.34}$ と 10 wt% Zr-U 合金の組成である $\text{U}_{0.225}\text{Zr}_{0.775}$ の合金インゴットを作製した。図 3.3.1-16 に、一例として $\text{U}_{0.66}\text{Fe}_{0.34}$ 合金の外観を示す。さらに、静電浮遊装置を作製した。

令和3年度では、静電浮遊法について、図3.3.1-17に示すようなホット融体試験用チャンバーを作製した。試料はチャンバー上部に設置した試料供給部から供給する。バックライトとして可視光（波長532nm）レーザーを試料に照射し、位置検出器によって試料の位置を検出する。試料位置を一定に保つように上部、下部及び水平方向位置制御用電極に電圧を印加することで、帯電した試料を浮遊させて空間に固定する。本装置を用いた炭素の球を浮遊させ、装置の基本的な性能には問題がないことを確認した。

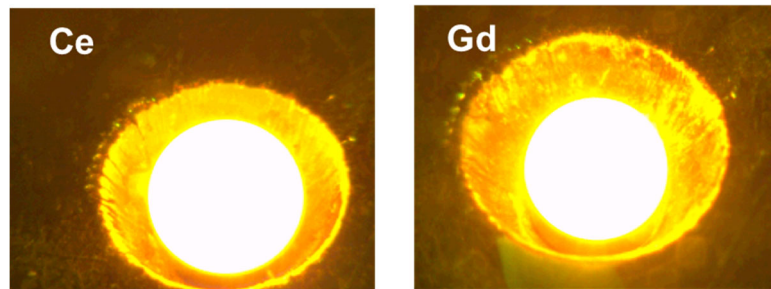


図3.3.1-15 CeとGdの浮遊熔融試験の様子

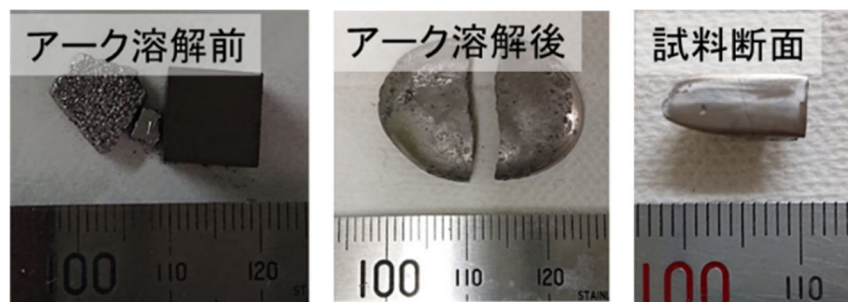


図3.3.1-16 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 合金の外観

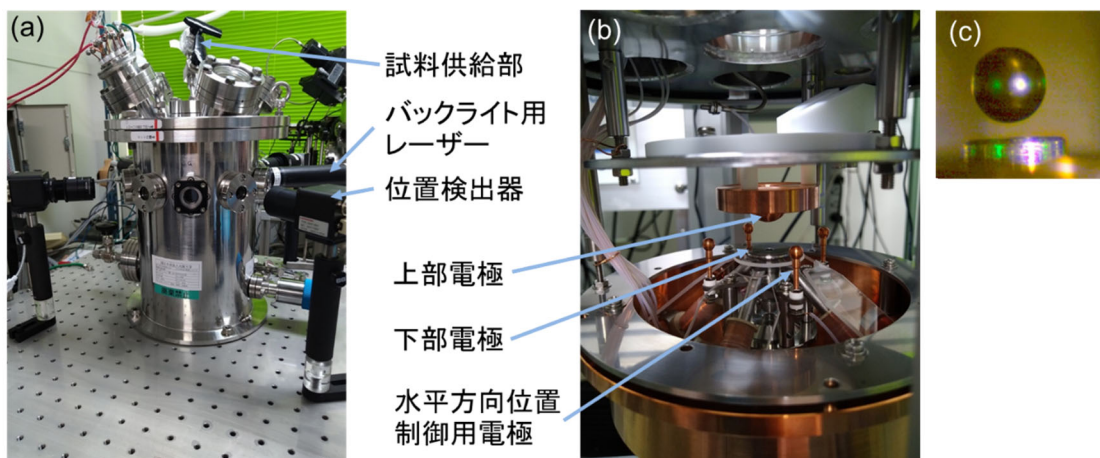


図3.3.1-17 ホット融体試験用の静電浮遊チャンバー
(a)外観、(b)内部、(c)炭素の球の浮遊の様子

(3) 加熱・溶融試計測【R4】

令和4年度では、令和3年度に作製したU含有金属系試料を用いて、ガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を行った。なお、 $U_{0.225}Zr_{0.775}$ 合金は非常に硬く、インゴットから直径1 mm程度のガス浮遊用の試料を作製することが困難であったため、 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料を用いて試験を行った。図3.3.1-18(a)に、浮遊溶融している $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の様子を、(b)に浮遊溶融試験後の試料外観図を示す。用いたガスはArガスであり、ガス流量は酸化物と同じく500～600 ml/minをベースに微調整することで安定的に浮遊させることができた。

$U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の密度評価を試みたが、用いた試料がノズルのサイズに比べて小さかったため、試料の半分以上がノズルに隠れてしまった。より大きな試料を用いることで、U-Feの密度の温度依存性が評価できる見通しが得られた。また、共振振動を励起させるための共振周波数を、U-Feについても周波数スイープにより特定が可能であるかを確かめるために、周波数スイープ試験を実施した。その結果、ノイズは大きかったものの共振振動に起因すると思われる振幅のピークが観察されたため、U-Feについても周波数スイープにより特定が可能である見通しが得られた。

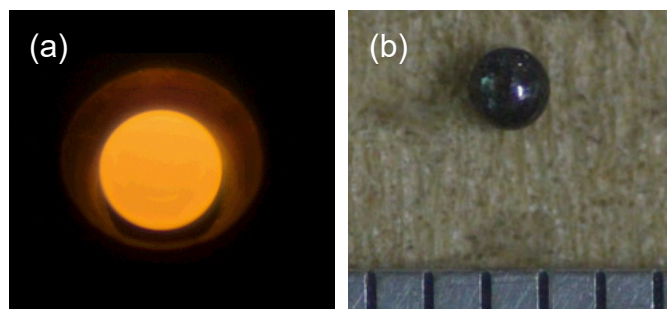


図 3.3.1-18 (a)ガス浮遊装置により浮遊溶融している $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 、
(b)浮遊溶融試験後の $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料外観

(4) 物性取得試験【R5】

令和5年度では、令和4年度に得られた情報を基に、ガス浮遊法及び静電浮遊法による物性取得試験を行い、得られた結果を解析し、物性データの取得を行った。

ガス浮遊法では、令和4年度では用いた試料がノズルのサイズに対して小さかったために、試料の半分以上がノズルに隠れてしまい物性評価ができなかった。そこで、令和5年度はノズルを小さくすることでこの問題を解決し、Feと $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の密度、粘性、表面張力の測定を行った。図3.3.1-19に、ガス浮遊前後の $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の外観を示す。いずれも金属光沢があり、顕著な酸化は見られないことが分かる。浮遊中の様子は図3.3.1-20に示す通りで、浮遊溶融中は酸化膜が形成している様子は見られないことが分かる。なお、図3.3.1-20の撮影時には試料の発光の影響を軽減するために青色フィルターを用いた。

測定した溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の密度を溶融Fe及び溶融Uの文献値^{[3.3.1-12]～[3.3.1-14]}と共に図3.3.1-21に示す。得られた密度の温度依存性は温度の上昇と共に線形的に減少する結果となった。この温度依存性は溶融U及び溶融Feと共通する。本研究で得られた測定温度は931-1902 Kであるが、1500 K以下では酸化膜の形成に起因すると思われるばらつきが大きい

かった。1500 K 以上を直線で近似すると式(3.3.1-5)で表される。

$$\rho[\text{kg/m}^3]=15920-0.86\times 10^{-3}T \quad (1500-1931 \text{ K}) \quad \text{式(3.3.1-5)}$$

密度より導出した熔融 U-Fe 系のモル体積の 1900 K における組成依存性を図 3.3.1-22 に示す。U-Fe 系のモル体積は U と Fe を直線で結んだ線よりも少し上に位置しており、過剰体積が正であるという結果となった。過剰体積は 0 以下であることが一般的ではあるが、Fe-Pd 系^[2.3.1-16]のように正の過剰体積を示す合金系も存在する。U-Fe 系も Fe-Pd 系と同様に正の過剰体積を有する系であると考えられる。

周波数スイープのスイープ条件は 200-400 Hz、2 s 間とした。図 3.3.1-23 に、複数回の周波数スイープを行った結果得られた試料の横径長さの時間依存性をフーリエ変換することで求めた周波数スペクトルを示す。本計測では、Fe と $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ 試料は全て水平軸回転であった。試料が水平軸まわりに回転している場合、観察方向により周波数スペクトルには 3 つのピーク ν_2 , $\nu_2 \pm 2\Omega_r$ もしくは 5 つのピーク ν_2 , $\nu_2 \pm \Omega_r$, $\nu_2 \pm 2\Omega_r$ が見られることが知られている。ここで、 Ω_r は回転の周波数である。水平軸回転の場合、回転によって共振周波数 ν_2 は変化しないため、中心のピークの周波数から表面張力を求めることができる。そこで、図 3.3.1-23 に実線で示す通り各ピークをローレンツ関数でフィッティングし、中心のピークの周波数から表面張力を導出した。例えば図 3.3.1-23 の場合、フィッティングで求めた固有周波数は 290 Hz, 296 Hz, 304 Hz, 310 Hz, 313 Hz であり、中心の 304 Hz が ν_2 に相当する。測定には複数の試料を用いた。

$\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ の表面張力を Fe (本研究で測定)、U の文献値^[2.3.1-15]と共に図 3.3.1-24 に示す。図 3.3.1-25 には、1850 K における U-Fe 系の表面張力の組成依存性を示す。 $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ の表面張力は U、Fe の表面張力よりも低い値となった。合金の表面張力は純粋な成分の表面張力よりも低くなることは一般的ではないため、 $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ の表面張力が過小評価となっているか、U の表面張力が過大評価となっていると考えられる。過小評価の要因としては、不純物が考えられる。熔融物表面に酸素などの不純物が付着すると、表面張力は低下することが知られている。本研究では酸化を防ぐために水素を 4% 混合した Ar ガスを浮遊ガスとして使い、さらにドライアイスを用いたコールドトラップを通すことで水蒸気も除去した。しかし、試料に元々酸素が含まれていた場合、それが表面張力測定結果に影響し得る。 $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ や U の表面張力の妥当性を検証するためには、試料中の残留酸素量にも注意した試験を実施する必要があると考えられる。

本研究で観測した $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ の減衰振動を図 3.3.1-26 に示す。減衰振動から求めた $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ と Fe の粘性を、U と Fe の文献値^[3.3.1-17], ^[3.3.1-18]と共に図 3.3.1-27 に示す。U と Fe の粘性の文献値を比較すると Fe よりも U の方が粘性は低いことが分かる。本研究で得られた $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ と Fe の粘性を比較すると、U の組成の増加により粘性が低下する傾向にあることが分かる。これは文献値と同様の傾向である。このことより、傾向としては本研究で得られた $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ と Fe の粘性は Ofte の報告値と整合する結果となった。絶対値については本研究で得られた値は不確実性が大きく、金属の粘性の測定精度はガス浮遊法を用いた物性評価の今後の課題であると言える。

静電浮遊法については、令和 5 年度には $\text{U}_{0.66} \text{Fe}_{0.34}$ の熔融物性評価試験を実施した。真

空雰囲気で浮遊した試料へレーザーを照射することで加熱溶融させた。図 3.3.1-28 に、 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ が浮遊溶融している様子を 0.5 s ごとに撮影した結果を、令和 4 年度に測定した Zr と比較して示す。Zr は安定して浮遊しているのに対し、 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ は左右に振動していることが分かる。 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ は加熱するに従い振動が大きくなり、溶融する前に落下してした。浮遊が安定しなかった理由としては、試料の酸化が考えられる。 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ インゴットをアーク溶解法で作製し、インゴット表面は酸化している可能性があることからインゴット内部から取り出した試料を用いて試験を実施したが、試料の設置の際などに試料がわずかに酸化した可能性がある。試料が酸化していると、高温で酸素が脱離する際に試料から電荷を奪い、浮遊が不安定になり得る。静電浮遊法を U-Fe 系へ適用するためには、試料の酸化を防ぐ方策が重要と考えられる。



図 3.3.1-19 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ 試料の外観 (左：溶融前 右：溶融後)

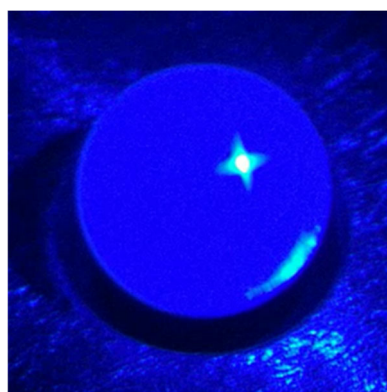


図 3.3.1-20 溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の浮遊中の様子

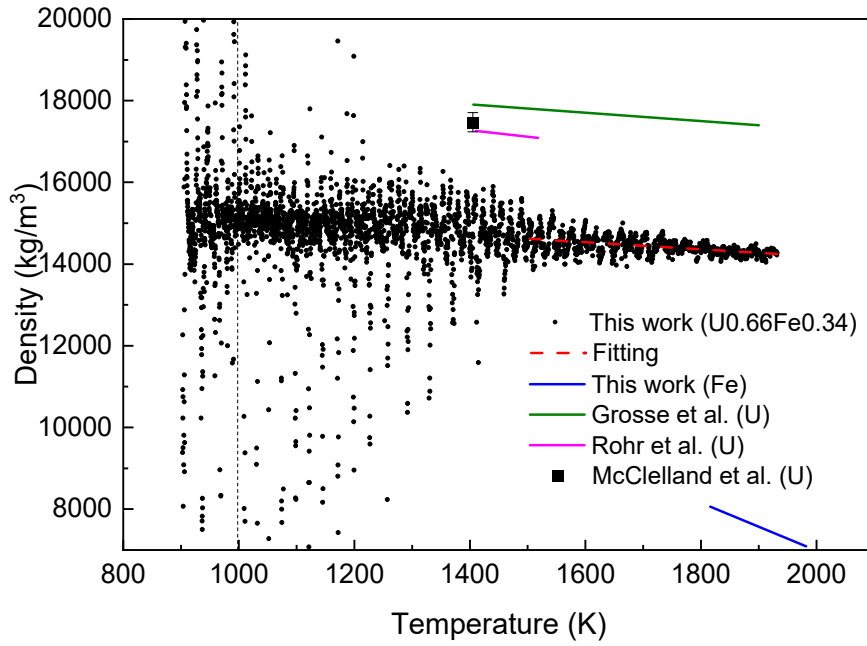


図 3.3.1-21 溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の密度の温度依存性

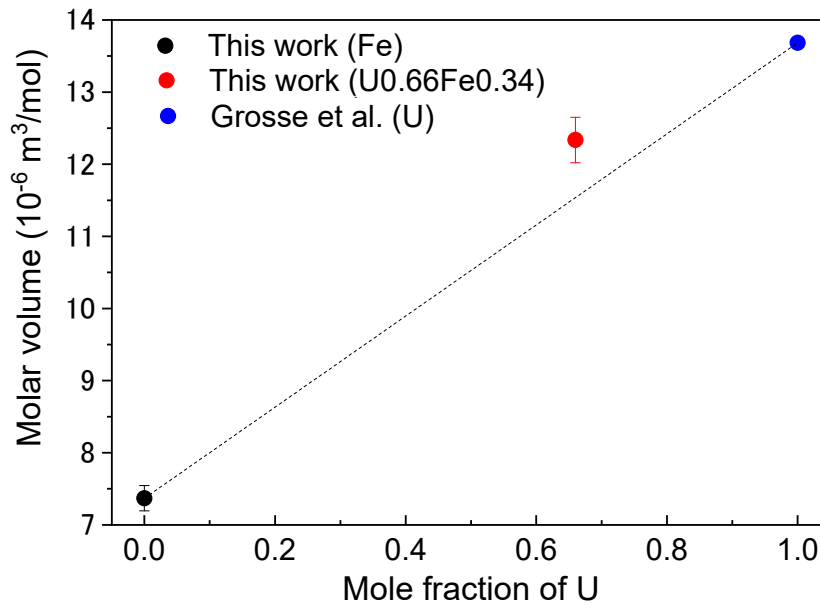


図 3.3.1-22 溶融 U-Fe 系のモル体積の 1900 K における組成依存性

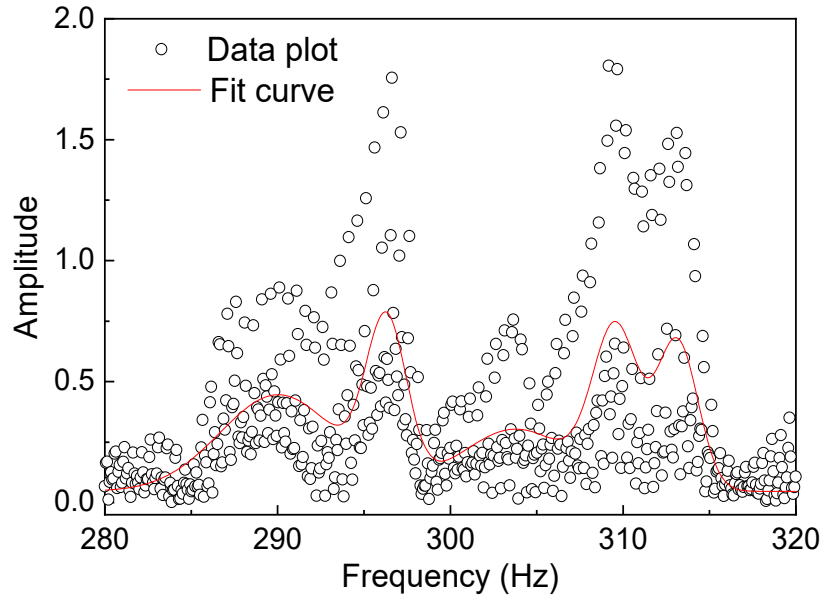


図 3.3.1-23 溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の周波数スペクトル

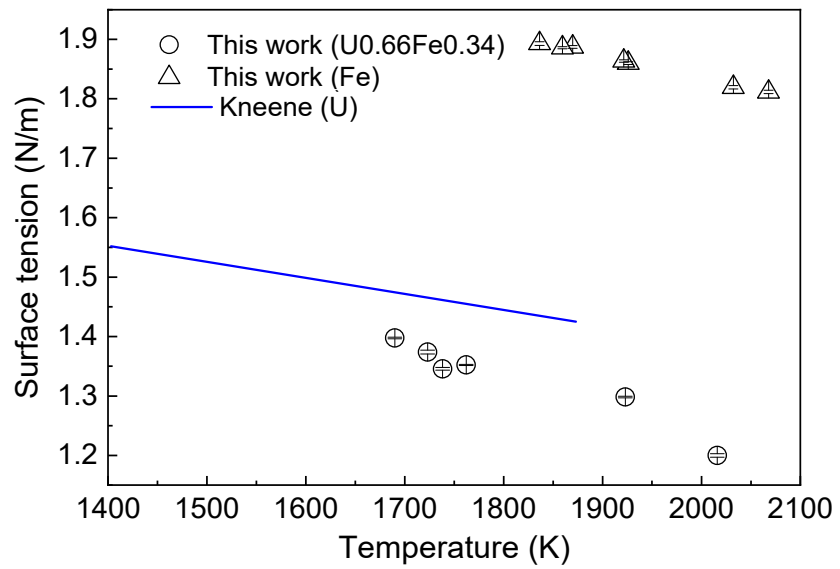


図 3.3.1-24 溶融 U-Fe 系の表面張力-温度依存性

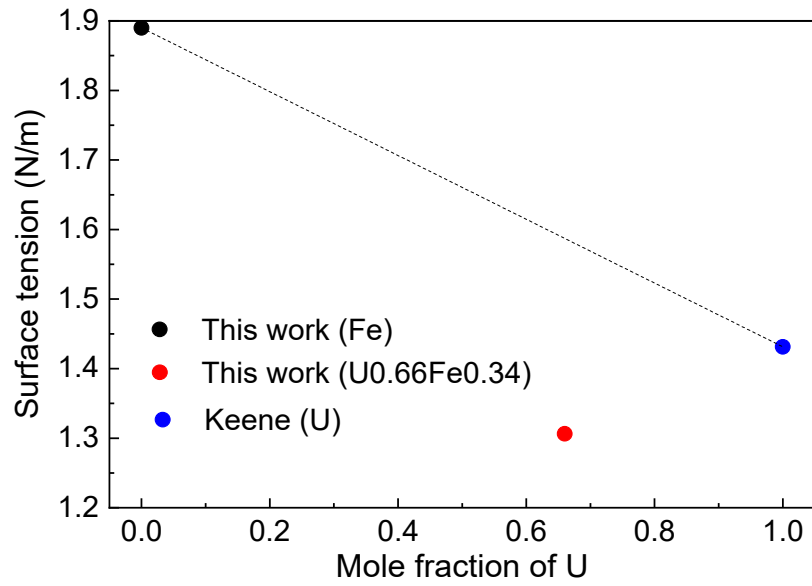


図 3.3.1-25 1850K における溶融 U_xFe_{1-x} ($x = 0, 0.66, 1$) の表面張力—組成依存性

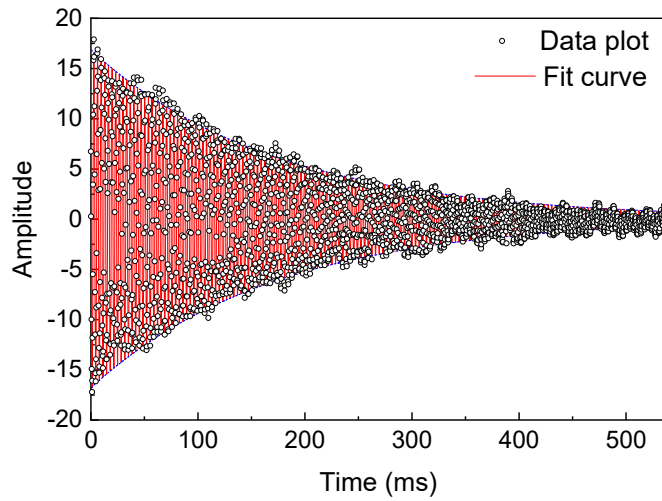


図 3.3.1-26 溶融 $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の減衰振動

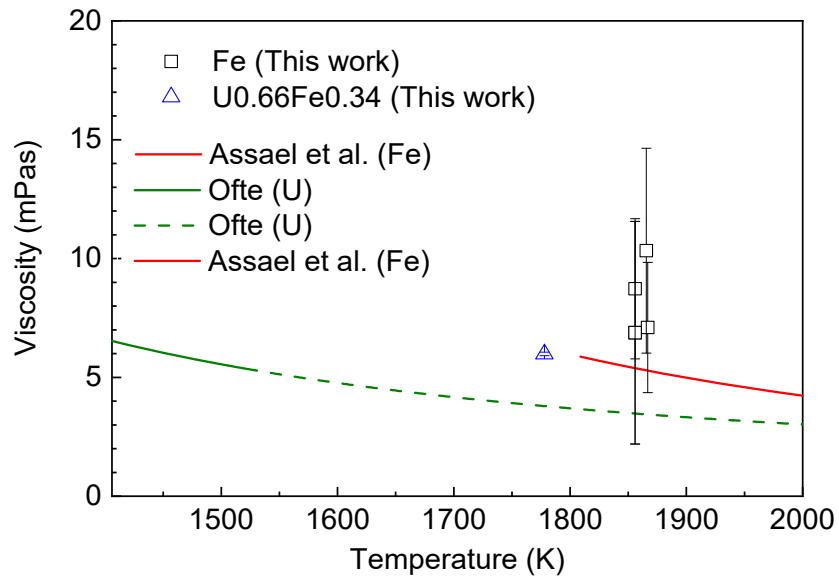


図 3.3.1-27 溶融 U-Fe の粘性—温度依存性

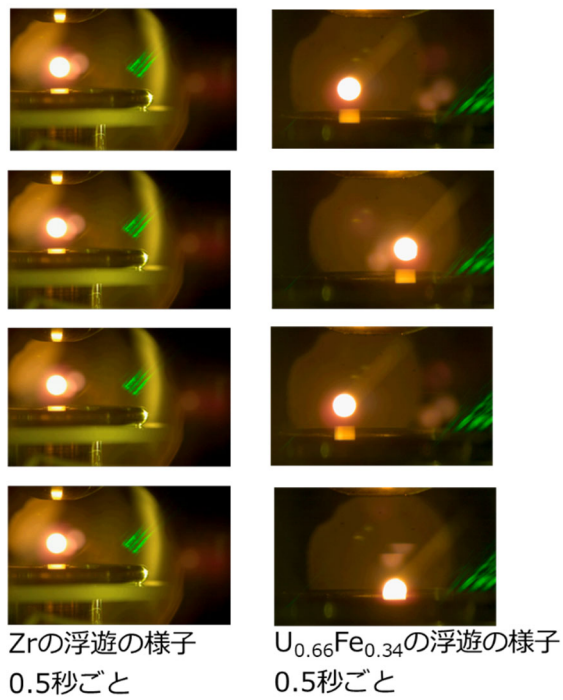


図 3.3.1-28 U_{0.66}Fe_{0.34} と Zr の浮遊の様子

【参考文献】

- [3.3.1-1] D. Langstaff, M. Gunn, G.N. Greaves, A. Marsing, F. Kargl, “Aerodynamic levitator furnace for measuring thermophysical properties of refractory liquids”, Rev. Sci. Instrum. 84 (2013) 124901.

- [3.3.1-2] T. Kondo, H. Muta, K. Kurosaki, F. Kargl, A. Yamaji, M. Furuya, Y. Ohishi, “Density and viscosity of liquid ZrO₂ measured by aerodynamic levitation technique”, *Heliyon* 5 (2019) e02049.
- [3.3.1-3] H. Tamaru, C. Koyama, H. Saruwatari, Y. Nakamura, T. Ishikawa, and T. Takada. “Status of the Electrostatic Levitation Furnace (ELF) in the ISS-KIBO”, *Microgravity Sci. Technol.*, 30, 5, 643-651 (2018).
- [3.3.1-4] P. F. Paradis, T. Ishikawa, Y. Saita, and S. Yoda, “Non-contact Thermophysical Property Measurements of Liquid and Undercooled Alumina”, *Japanese J. Appl. Physics.*, 43, 4 A, 1496-1500 (2004).
- [3.3.1-5] P.F. Paradis and T. Ishikawa, “Surface Tension and Viscosity Measurements of Liquid and Undercooled Alumina by Containerless Techniques”, *Jpn. J. Appl. Phys.*, 44, 7A, 5082-5085 (2005).
- [3.3.1-6] J. K. Fink, “Thermophysical properties of uranium dioxide”, *J. Nucl. Mater.*, 279, 1-18 (2000).
- [3.3.1-7] Y. Ohishi, F. Kargl, F. Nakamori, H. Muta, K. Kurosaki, and S. Yamanaka, “Physical properties of core-concrete systems: AL₂O₃-ZrO₂ molten materials measured by aerodynamic levitation”, *J. Nucl. Mater.* 487, 121-127 (2017).
- [3.3.1-8] J. L. Bates, C. E. Mcneilly, and J. J. Rasmussen, “Properties of Molten Ceramics,” *Ceram. Sev. Environ.*, 5, 11-26 (1971).
- [3.3.1-9] H. Schins, “On the surface tension of liquid UO₂”, *J. Nucl. Mater.*, 78, 215-216 (1978).
- [3.3.1-10] R. E. Woodley, *J. Nucl. Mater.*, “The viscosity of molten uranium dioxide”, 50, 103-106 (1974).
- [3.3.1-11] H. C. Tsai and D. R. Olander, “The viscosity of molten uranium dioxide”, *J. Nucl. Mater.*, 44, 83-86 (1972).
- [3.3.1-12] A. V. Grosse, J. A. Cahil and A. D. Kirshenbaum, *J. Am. Chem. Soc.*, 83, 22, 4665-4666 (1961).
- [3.3.1-13] W. G. Rohr and L.J Wittenberg, “Density of liquid uranium”, *J. Phys. Chem.*, 74, 5, 1151-1152 (1970).
- [3.3.1-14] M. A. McClelland and J. S. Sze, “Surface tension and density measurements for indium and uranium using a sessile-drop apparatus with glow discharge cleaning”, *Surface Science*, 330, 3, 313-322 (1995).
- [3.3.1-15] B. J. Keene, “Review of data for the surface tension of pure metals”, *Int. Mater. Rev.*, 38, 4, 157-192 (1993).
- [3.3.1-16] M. Watanabe, M. Adachi, H. Fukuyama, “Correlation between excess volume and thermodynamic functions of liquid Pd-X (X=Fe, Cu and Ni) binary systems”, *J. Chem. Therm.* 130, 9-16 (2019).
- [3.3.1-17] M. J. Assael, K. Kakosimos, R. M. Banish, J. Brillo, I. Egry, R. Brooks, P. N. Quested, K. C. Mills, A. Nagashima, Y. Sato, and W. A. Wakeham,

“Reference Data for the Density and Viscosity of Liquid Aluminum and Liquid Iron” , American Institute of Physics, 35, 1 (2006).

[3.3.1-18] D. Ofte, “The viscosities of liquid uranium, gold and lead” , J. Nucl. Mater., 22, 1, 28-32 (1967).

3.4 研究推進【R2-R5】

【R2-R5】

本業務における研究推進を効率的に行うために、再委託先を含めた全体会議を4ヵ年の業務期間中に11回実施した。全体会議では、年度計画の確認のほか、各種解析モデルの構築状況や試験装置の作製状況を確認すると共に、解析結果や試験結果の妥当性確認方法、高度化方策等について討議した。

本業務の成果について、日本原子力学会2021年秋の大会、2022年秋の大会、2023年秋の大会、2024年春の大会にて、第1報から第15報までのシリーズ発表を行った。

【R5】

令和5年度では、再委託先を含めた全体会議を3回（令和5年7月19日、令和5年12月25日、令和6年3月11日）実施した。上記の確認、討議の他、最終年度としての成果のまとめ方についても議論し、効率的な研究実施をマネジメントした。

日本原子力学会2023年秋の大会にて第11報から第14報まで、同学会2024年春の大会にて第15報のシリーズ発表を行った。

4. 結言

4.1 統合安全性評価シミュレーション適用性拡張

4.1.1 モデル開発

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの適用性拡張として、炉内側質点系冷却材挙動モデル、炉心溶融モデル、及び、RVACS 除熱特性モデルの開発を実施した。炉内側質点系冷却材挙動モデルでは、SA 事象評価のため圧縮性を考慮した多流体モデルの支配方程式を選定し、完全陰解法を採用した。本体コード (SPECTRA) への組み込みプログラミングでは、質点系と多次元系の圧力方程式を 1 つのマトリックスに統合し、質点系-多次元系の連成解析を可能とした。炉心溶融モデルでは、必要となるモデル機能を選定した上で、MOX 燃料の代表的な破損形態を考慮したモデル化を行い、金属燃料へも拡張した。また、反応度変化とそれに伴う出力変化をモデル化し、カップリングも含めたプログラミングを完了した。RVACS 除熱特性モデルでは、原子炉容器から吸排気塔までの伝熱経路を対象範囲とし、計算負荷抑制の観点から質点系での伝熱流動モデルを構築した。SPECTRA コードに本モデルを組み込むプログラミングを完了した。

炉内側質点系冷却材挙動モデル、炉心溶融モデル、RVACS 除熱特性モデルを SPECTRA コードへ組み込み、統合安全性評価シミュレーション基盤システムを完成させた。ULOF の解析を実施し、本システムは燃料ピンの破損後挙動までを含む事象進展を解析可能であること、及び、解析結果は物理的に想定される事象と整合することを確認した。また、1 次主冷却系統を多次元系から質点系に置き換えた解析を実施し、両解析結果が整合することを確認した。以上の整合性確認により、本システムが総合的に妥当であると評価した。

4.1.2 炉心溶融モデル構築

統合安全性評価シミュレーション基盤システムにおける炉心溶融モデルの構築として、MOX 燃料や金属燃料の炉心損傷事象推移を整理し、起因過程と遷移過程の解析に必要なモデル機能の選定を行った。選定結果を基に、定常運転状態の解析に必要な冷却材熱流動挙動、MOX 燃料ピン挙動、及び炉心損傷事象の解析に必要な破損判定、燃料ピン破損後の物質移動に関わる基本モジュールのプログラミングを完成させた。また、既存コードや試験データとの比較により、基本モジュールの妥当性を確認した。さらに、複数の燃料集合体が存在する体系での試計算により、全炉心解析ができることを確認し、基本モジュールの妥当性を確認した。

金属燃料モデルの構築として、着目すべき物理現象及び必要となるモデル機能を整理し、定常照射時の挙動及び燃料ピンの破損に関わるプログラミングを実施した。検証解析を実施し、構築したモデルが適切に作用していること (基本機能) を確認した。

4.1.3 炉型拡張検討

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの炉型拡張検討として、PRISM 型原子炉の特有技術である金属燃料炉心と受動的崩壊熱除去系 RVACS に関する国内外文献調査を実施した。

RVACS 除熱特性モデルを組み込んだ SPECTRA コードを用いて、国内外文献調査により選

定した解析対象のプラントについて、崩壊熱除去特性の過渡解析を実施した。汎用 CFD のベンチマーク過渡解析結果との比較から、RVACS 除熱特性モデルが適切に組み込まれたことを確認した。

金属燃料炉心の燃料損傷モデルを構築し、U-Zr 燃料あるいは U-Pu-Zr 燃料を対象とした単体機能試験を実施した。既存の試験結果や解析結果との比較から、構築したモデルが適切であることを確認した。金属燃料炉心の燃料破損モデルを組み込んだ SPECTRA コードを用いて、解析対象のプラントについて SA 解析（炉心損傷解析）を実施した。ベンチマーク解析結果との比較から、構築したモデルが適切に組み込まれたことを確認した。

※ 今後の展望

構築した統合安全性評価シミュレーション基盤システムは、SA 時の原子炉システム全体の挙動を一貫して評価することを可能としたものである。また、本システムは、多様なシナリオを網羅的に評価することも可能であり、事象の発生割合を踏まえてリスクを定量化すると共に、各種安全対策の有効性も定量的に評価でき、多様な革新的ナトリウム冷却高速炉の安全性向上に寄与する。冷却材が異なる炉型についても、必要な物性と炉型依存のモデルを追加することで、対象範囲を拡大させることが可能である。

4.2 ユーザー利便性向上

4.2.1 最適解探索検討

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの産業界への提供を前提としたユーザー利便性の向上のため、格納容器設計の最適化を具体的検討事例とし、設計最適解の探索を合理化するためのツールを構築した。まず、最適化の対象パラメータが 1 つである単変数問題を対象とし、SPECTRA コードの解析、及び ANN による学習と予測を組み合わせた手法を本ツールに導入した。単変数問題において、構築したツールが最適解へ到達できることを確認した。次いで、多変数系の場合に考慮すべき事項や追加で必要となるプログラミング内容を整理し、多変数への適用性のためのプログラミング開発を実施した。多変数を取り扱った格納容器最適化問題に対し、開発したツールが妥当であると評価した。

格納容器設計最適化専用のナレッジデータベースを構築し、個々の情報セットのタグ付け、関連するキーワードとの関連付けを検討し、検討事例として必要とされたナレッジの系統化を行った。キーワードとタグの関連性を追跡することで必要なデータベースを抽出するための AI 技術の適用性を検討し、タグの抽出には自然言語処理技術、タグ間関係の記述には RDF、タグの検索には SPARQL が適用可能であると評価した。本検討結果及びデータベースの入手フローを考慮し、ナレッジデータベースと統合安全性評価シミュレーション基盤システムの結合に関する開発方向性及び課題を抽出した。

4.2.2 ユーザーインターフェース整備

統合安全性評価シミュレーション基盤システムの産業界への提供を前提としたユーザー利便性の向上のため、SPECTRA コードの入力データを GUI 画面上で設定可能とするツールを構築した。本 GUI には、入力データの分類表示、デフォルト値の表示、入力制限機能、

入力データの内容・単位の表示、マウス操作による解析体系作成等の機能を実装し、ユーザー利用を踏まえた複数の改良も行った。また、数値計算における QA 作業や不具合事例の調査を行い、解析業務において想定される不具合として整理した。さらに、QA 作業の自動化として、GUI で入力した数値と SPECTRA コードの実行時に変数に格納された数値を突合せ、整合性を確認する機能を実装した。出力形式の整備として、QA 文書に反映するため最終結果を PDF 形式でも保存可能とした。以上により、ユーザーインターフェースの構築を完了した。

※ 今後の展望

開発した最適化ツールの妥当性評価に加え、多変数最適化では学習データ数や AI パラメータの設定が結果の精度に影響することも明らかとした。今後、学習データ数や AI パラメータの検討を通じて、最適化精度のさらなる向上が可能である。ナレッジデータベースの利用（結合）に関する検討結果に従い技術開発を進めることで、設計者がシミュレーションに必要な情報を効率的に取得することが可能となる他、原子力以外の分野でも課題となっている技術伝承にも大きく貢献することができる。入力作成及び QA 作業自動化 GUI ツールについても、QA 自動化項目を追加実装することで、さらなる利便性向上に繋がる。

4.3 融体熱物性データベース構築

4.3.1 融体物性評価試験

4.3.1.1 UO_2 及び MCCI 生成物の溶融物性評価試験

溶融物性評価試験を目的とし、ガス浮遊法の試料室チャンバーの設計・検討を行い、機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作した。試作したチャンバーによりコールド試験を実施した。状態図や蒸気圧曲線等の必要な情報の収集を行い、 $UO_2-Al_2O_3$ 、 UO_2-CaO の測定を優先的に行うことが妥当と判断した。コールド試験では、測定した溶融 Al_2O_3 の密度と粘性が文献値と良く一致することを確認し、チャンバーの機能に問題がないことを確認した。本試験に基づき、ホット用チャンバーを設計し、作製した。バルク試料を作製し、SEM-EDX 分析からガス浮遊試験に適用可能であることを確認した。作成したバルク試料を用いて、ガス浮遊装置での加熱・溶融試計測を実施し、密度を評価した。その際に、安定して浮遊溶融できるガス流量条件及び共振振動を励起させる音波の周波数を特定した。

本検討を通じ、ガス浮遊法による溶融物性評価方法を確立すると共に、最終的に溶融 $(UO_2)_{0.16}(Al_2O_3)_{0.84}$ 及び溶融 $(UO_2)_{0.37}(CaO)_{0.63}$ の物性を取得した。

4.3.1.2 金属燃料及び共晶物や MCCI 生成物の溶融物性評価試験

融体物性評価試験において、チャンバーの性能としては気密性に加えてガス置換や浮遊ガスへの水素混合を可能とすること等が必要となるため、実験系全体の改良・設計検討を行った。また、機能確認のためのコールド試験用チャンバーを試作した。実験の遂行に必要な蒸気圧やエリングラム図、状態図等の情報収集を行い、Fe-U 系合金の測定を優先的に行うことが妥当と判断した。コールド試験では、Ce と Gd の 2 種類の金属試料を用い、金属系試料の物性評価が可能である見通しを得た。バルク試料を作製し、SEM-EDX 分析からガス

浮遊試験に適用可能であることを確認した。静電浮遊法については、除染を容易にするために、可能な限り小型化したホット融体試験用のチャンバーを新たに作製した。本装置を用いて試験的に炭素の球を浮遊させることができ、作製したチャンバーの基本的な性能に問題がないことを確認した。作製したバルク試料を用いて、ガス浮遊装置での加熱・熔融試計測を実施し、密度を評価した。その際に、安定して浮遊熔融できるガス流量条件及び共振振動を励起させる音波の周波数を特定した。

本検討を通じ、ガス浮遊法による熔融物性評価方法を確立すると共に、最終的に Fe 及び $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の物性取得試験を行った。静電浮遊法についても $U_{0.66}Fe_{0.34}$ の物性取得試験を行い、測定方法の高度化方策に関する知見を取得した。

※ 今後の展望

従来、データの不確かさが大きい高温での融体物性を、最新の計測技術で取得したデータで置き換えることで、炉外事象までを含む SA 事象進展の解析における信頼性が向上する。開発した測定技術及び取得したデータベースは、軽水炉分野にも貢献可能な成果である。

4.4 研究推進

本業務全般について、研究の方向性や進捗状況を確認するため、再委託先を含めた全体会議を適宜開催し、成果レビュー及び今後の展開について討議した。全体会議を、4 年の業務期間中に 11 回実施し、効率的な研究実施をマネジメントした。

以上、4 年計画の 4 年目として令和 5 年度の業務項目を実施し、所期の目標を達成した。