

RREP-2019-1003

安全研究成果報告

高速炉に対する SA 対策の評価に関する研究

Research on Evaluation of Severe Accident Measures for Sodium-Cooled Fast Reactors

石津 朋子 渡辺 大貴 大川 剛 井上 正明

Tomoko ISHIZU, Hiroki WATANABE, Tsuyoshi OKAWA, and Masaaki INOUE

システム安全研究部門

Division of Research for Reactor System Safety

原子力規制庁

長官官房技術基盤グループ

Regulatory Standard and Research Department,
Secretariat of Nuclear Regulation Authority(S/NRA/R)

平成 31 年 3 月

March 2019

本報告は、原子力規制庁長官官房技術基盤グループが行った安全研究プロジェクトの活動内容・成果をとりまとめたものです。

なお、本報告の内容を規制基準、評価ガイド等として審査や検査に活用する場合には、別途原子力規制委員会の判断が行われることとなります。

本レポートの内容に関するご質問は、下記にお問い合わせください。

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ システム安全研究部門
〒106-8450 東京都港区六本木 1-9-9 六本木ファーストビル
電 話：03-5114-2223
ファックス：03-5114-2233

高速炉に対する SA 対策の評価に関する研究

原子力規制庁 長官官房技術基盤グループ

システム安全研究部門

石津 朋子 渡辺 大貴 大川 剛 井上 正明

要 旨

本プロジェクトは、高速炉について新規制基準で要求される重大事故の発生防止及び影響緩和対策の有効性の確認に必要となる安全評価手法の整備と、有効性の確認に係る技術的知見の獲得を目的として実施したものである。

当初、高速増殖原型炉もんじゅを対象として研究を進めていたが、平成 28 年 12 月のもんじゅの廃止措置段階への移行の決定と、平成 29 年 3 月の高速実験炉「常陽」の新規制基準に基づく設置変更許可申請が行われたことを受け、平成 28 年度半ば以降は、研究の主たる対象をもんじゅから常陽に移し、それまでのもんじゅを対象とした研究の成果も活用しつつ、常陽の新規制基準への適合性審査に係る技術的知見の獲得を図った。本プロジェクトでは、必要な安全評価手法として、①プラント動特性評価手法、②炉心損傷挙動評価手法、③炉心溶融進展挙動評価手法、④放射性物質挙動評価手法の開発を行うとともに、⑤PRA 手法について検討を行った。また、これらの手法を用いて、新規制基準で要求する「炉心の著しい損傷の防止対策」と「格納容器破損防止対策」の有効性を確認するため、炉心や格納容器の重大事故時挙動や対策時応答挙動の解析を行い、これらに関する技術的な知見を得た。

なお、常陽の熱出力については、新規制基準に基づく設置変更許可申請において変更されているが、本プロジェクトでは、プラント動特性評価においては 100MW（変更申請後）を、炉心損傷挙動評価においては 140MW（変更申請以前）を用いた。

Research on Evaluation of Severe Accident Measures for
Sodium-Cooled Fast Reactors

Tomoko ISHIZU, Hiroki WATANABE, Tsuyoshi OKAWA, and Masaaki INOUE

Division of Research for Reactor System Safety
Regulatory Standard and Research Department
Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

Abstract

This project aimed at developing safety evaluation methods for effectiveness confirmation of countermeasures to prevent and mitigate severe accidents, which are required by the new regulatory requirements on sodium-cooled fast reactors, and obtaining technical knowledge for the confirmation. The target of this project was the Prototype Fast Breeder Reactor Monju at the beginning. However, Monju was determined to be moved to the decommissioning stage in December, 2016 and an application for alteration in the installment license on the Experimental Fast Reactor Joyo based upon the new safety requirement was submitted in March, 2017. Hence, the target of this project was changed from Monju to Joyo after the middle of 2016. And the objective of this project is to obtain technical knowledge that can be utilized in the safety review of Joyo reflecting the results of safety research for Monju.

In this project, the following methods were developed: (1) plant dynamics evaluation method, (2) core damage behavior evaluation method, (3) core melt progression behavior evaluation method, (4) source term evaluation method. And (5) PRA method was also examined. By analytical evaluation using the methods, technical knowledge was acquired on the behaviors of the reactor core and containment vessel during a severe accident and those in response to the countermeasures, for evaluation of the effectiveness of “countermeasures to prevent severe core damage” and “countermeasures to prevent containment failure” which are required by the new regulatory requirements.

Although the reactor power of Joyo was changed from 140MW to 100MW in the

submitted application based upon the new safety requirements, 100MW was used for plant dynamics evaluation, and 140MW was used for the core damage behavior evaluation.

目 次

1. はじめに.....	1
2. 高速炉の安全評価手法の整備.....	3
2. 1 必要となる安全評価手法.....	3
2. 2 プラント動特性評価手法の整備.....	7
2. 3 炉心損傷挙動評価手法の整備.....	11
2. 3. 1 炉心損傷挙動解析コードの開発.....	11
2. 3. 2 炉心損傷挙動簡易解析コードの検討.....	19
2. 3. 3 炉心損傷事故時の放出エネルギーの評価手法の検討.....	20
2. 4 炉心熔融進展挙動評価手法の整備.....	33
2. 5 格納容器内の放射性物質挙動評価手法の検討.....	39
2. 6 PRA 手法の検討.....	41
3. 炉心の著しい損傷の防止対策の有効性に係る検討.....	44
3. 1 もんじゅの自然循環除熱.....	44
3. 2 常陽の自然循環除熱.....	45
3. 3 常陽の炉壁冷却による炉心冷却.....	47
4. 格納容器破損防止対策の有効性に係る検討.....	49
4. 1 ATWS による炉心損傷挙動に係る検討.....	49
4. 2 機械的エネルギーによる影響の検討.....	52
4. 3 炉心熔融進展に伴う影響の検討.....	56
5. おわりに.....	58
参考文献一覧.....	60
主な執筆者一覧.....	63

表目次

表 2.3.1 ASTERIA-FBR の検証及び適用実績.....	12
表 2.3.2 試験結果と解析結果の比較.....	15

図目次

図 1.1 安全研究プロジェクトの全体工程	2
図 2.1.1 高速炉（もんじゅ、常陽）の内部事象レベル 1 PRA 結果	3
図 2.1.2 高速炉の炉心損傷に至る事故シーケンス	4
図 2.1.3 もんじゅの原子炉冷却系	6
図 2.1.4 常陽の原子炉冷却系	6
図 2.2.1 自然循環除熱結果	9
図 2.2.2 EVST 内の使用済燃料冷却モデルの改良	10
図 2.3.1 ULOF 事象シーケンスとその物理的解釈	13
図 2.3.2 ASTERIA-FBR コード構造	14
図 2.3.3 ASTERIA-FBR の燃料破損判定フロー	16
図 2.3.4 ASTERIA-FBR の燃料ピン内圧モデル	16
図 2.3.5 燃料ペレット径方向プルトニウム分布に関する実験と解析の比較	17
図 2.3.6 TH564 試験解析結果の例	18
図 2.3.7 ASTERIA-dash の構成	19
図 2.3.8 軸方向冷却材温度分布の比較	20
図 2.3.9 炉心膨張過程の主要な PRD と各サブ PRD のエネルギー確率密度	23
図 2.3.10 各サブ PRD で評価する内部エネルギーの評価方法	23
図 2.3.11 サブ PRD のエネルギー伝達因子の評価例	24
図 2.3.12 エネルギー転換率の確率密度分布の予備評価例	25
図 2.3.13 ULOF 遷移過程の主要な PRD	27
図 2.3.14 サブ PRD2 の下位展開の例（燃料集中と再臨界に係るプール状態の影響）	27
図 2.3.15 エネルギー伝達因子の算出方法の例（ B_1 ：プール燃料質量の影響）	28
図 2.3.16 確率密度の評価例（ B_1 ：プール燃料質量の影響）	28
図 2.3.17 炉心燃料平均温度の確率密度分布の予備評価例	29
図 2.3.18 スロッシング試験装置の例	31
図 2.3.19 実験におけるプール中央の水位変化	31
図 2.3.20 試験と解析におけるプール内流動挙動の比較	32
図 2.3.21 スロッシングによる燃料体積率分布と反応度の変化	32
図 2.4.1 炉心溶融進展挙動（原子炉容器室の縦断面）	36
図 2.4.2 ボロンの高温条件における昇華挙動	36
図 2.4.3 CRGT 内の溶融コリウム挙動（CFD 解析結果）	37
図 2.4.4 炉心下部構造における流動解析	38

図 2.5.1 エアロゾル挙動試験装置.....	40
図 2.5.2 エアロゾル粒径分布の予備試験結果の例.....	40
図 2.6.1 CMMC 法メタモデルのプラントモデルと FP 放出パス.....	42
図 2.6.2 メタモデルのアルゴリズム.....	42
図 2.6.3 CMMC 法による PLOHS 時の FP 放出パスと事故シナリオの分類.....	43
図 3.1.1 自然循環除熱運転時のもんじゅ炉容器出口温度の挙動.....	44
図 3.2.1 常陽の自然循環除熱運転時の空気冷却器出入口温度.....	46
図 3.3.1 炉壁冷却の概念.....	47
図 3.3.2 ADYTUM の原子炉容器解析モデル.....	48
図 4.1.1 ASTERIA-FBR によるもんじゅ ULOF 解析結果の例.....	50
図 4.1.2 ASTERIA-FBR 解析結果の例（過渡開始後 19.309 秒の炉心の成分体積率）.....	50
図 4.1.3 SAS4A による常陽 MK-III 炉心の UTOP 事象解析結果の例.....	51
図 4.1.4 SAS4A による常陽 MK-III 炉心の ULOF 事象解析結果の例.....	52
図 4.2.1 熱的・機械的エネルギー転換に関する計算結果の例.....	53
図 4.2.2 ナトリウム噴出解析モデルと解析結果.....	54
図 4.2.3 粒子法を用いた ULOF 時の原子炉容器内挙動解析結果.....	55
図 4.2.4 ホットレグ配管の圧力伝播挙動.....	55
図 4.3.1 もんじゅの炉心溶融進展解析結果の例.....	56
図 4.3.2 常陽の原子炉構造.....	57
図 4.3.3 安全容器の応力コンター（例）.....	58

略語表

ACS	Auxiliary Cooling System	補助冷却設備
ATWS	Anticipated Transient without Scram	原子炉停止機能喪失
CABRI	—	プール型試験炉（仏国）
CDF	Core Damage Frequency	炉心損傷頻度
CFD	Computational Fluid Dynamics	数値流体力学
CMC	Continuous Markov Chain and Monte Carlo	連続マルコフ連鎖モンテカルロ
CRBRP	Clinch-River Breeder Reactor Plant	クリンチリバー高速増殖炉プラ ント（米国）
CRGT	Control Rod Guide Tube	制御棒案内管
CV	Containment Vessel	格納容器
EFPD	Effective Full Power Day	全出力換算日
EGIF	Expert Group on Innovative Fuels	革新的燃料に係る専門家会合 (OECD/NEA/NSC)
EVST	Ex-Vessel Storage Tank	炉外燃料貯蔵槽
ET	Event Tree	イベントツリー
FCI	Fuel-coolant Interaction	燃料・冷却材相互作用
FP	Fission Product	核分裂生成物
HT	Heat Transfer	熱伝達
IHX	Intermediate Heat Exchanger	中間熱交換器
IVR	In-Vessel Retention	原子炉容器内保持
KIT	Karlsruhe Institute of Technology	カールスルーエ工科大学（独 国）
LMFR	Liquid Metal-cooled Fast Reactor	液体金属冷却高速炉
LOHRS	Loss of Heat Removal System	除熱機能喪失
LORL	Loss of Reactor Level	原子炉容器液位確保機能喪失
MOX	Mixed Oxide (fuel)	混合酸化物（燃料）
OECD/NEA/NSC	Organization for Economic Cooperation and Development/Nuclear Energy Agency/Nuclear Science Committee	経済協力開発機構／原子力機関 ／原子力科学委員会

PAHR	Post-Accident Heat Removal	事故後冷却過程
PAMR	Post-Accident Material Relocation	炉心物質再配置過程
PCMI	Pellet-Cladding Mechanical Interaction	燃料ペレット・被覆管機械的相 互作用
PDF	Probabilistic Density Function	確率密度関数
PHENIX	—	プール型原型炉（仏国）
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	崩壊熱除去機能喪失
PRA	Probabilistic Risk Assessment	確率論的リスク評価
PRD	Phenomenological Relationship Diagram	現象相関ダイアグラム
RV	Reactor Vessel	原子炉容器
SA	Severe Accident	重大事故
SG	Steam Generator	蒸気発生器
UAB	Upper Axial Blanket	上部軸ブランケット（燃料）
UCS	Upper Core Structure	炉心上部構造物
ULOF	Unprotected Loss of Flow	炉心流量低下時原子炉停止機能 喪失
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時原子炉停止機能喪 失
UTOP	Unprotected Transient Overpower	過出力時原子炉停止機能喪失
UTS	Ultimate Tensile Stress	限界引張応力

1. はじめに

平成 23 年 3 月の東京電力（株）福島第一原子力発電所事故を踏まえて、各種の原子力施設を対象に、重大事故（シビアアクシデント）対策（以下「SA 対策」という。）を規制要件化した設置許可基準（以下「新規制基準」という。）が策定され、高速炉に関連するものとして、研究開発段階炉向けの新規制基準及び試験研究炉向けの新規制基準が、それぞれ平成 25 年に施行されている。

本研究は、当時運転再開が検討されていた高速増殖原型炉もんじゅ（以下「もんじゅ」という。）の新規制基準への適合性審査に向け、事故事象の進展挙動の把握や SA 対策の有効性の確認に必要となる安全評価手法（解析コードを含む。）の検討・整備と、これらを活用した解析評価による SA 対策の有効性に係る技術的知見の獲得を主たる目的として、平成 25 年度から開始した。その後、平成 28 年 12 月の原子力関係閣僚会議においてももんじゅの廃止措置段階への移行が政府方針として決定された。その一方で、高速実験炉「常陽」（以下「常陽」という。）の新規制基準に基づく設置変更許可申請が平成 29 年 3 月に行われた。このような状況の変化に対応して、本研究も、平成 28 年度半ば以降は、研究の主たる対象をもんじゅから常陽に移し、それまでのもんじゅを対象とした研究の成果も活用しつつ、常陽の新規制基準への適合性審査に係る技術的知見の獲得を図った。

具体的な研究の進め方としては、安全評価手法・解析コードについて、①プラント動特性評価手法、②炉心損傷挙動評価手法、③炉心溶融進展挙動評価手法、及び④放射性物質挙動評価手法を対象とし、平成 26 年度までに解析が行えるまでの基本的な段階の開発を完了し、その後、⑤確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment、以下「PRA」という。）手法も併せて対象プラントへの適用のための改良を行いつつ、対象事象の挙動解析及び SA 対策の有効性に係る解析を実施することとした。

なお、本安全研究プロジェクトは平成 25 年度から平成 29 年度にかけて実施したものである。図 1.1 に本安全研究プロジェクト全体の概略工程を示す。

また、本安全研究プロジェクトでは、常陽の熱出力として、プラント動特性評価においては 100MW（変更申請後）を、炉心損傷挙動評価においては 140MW（変更申請以前）を用いている。

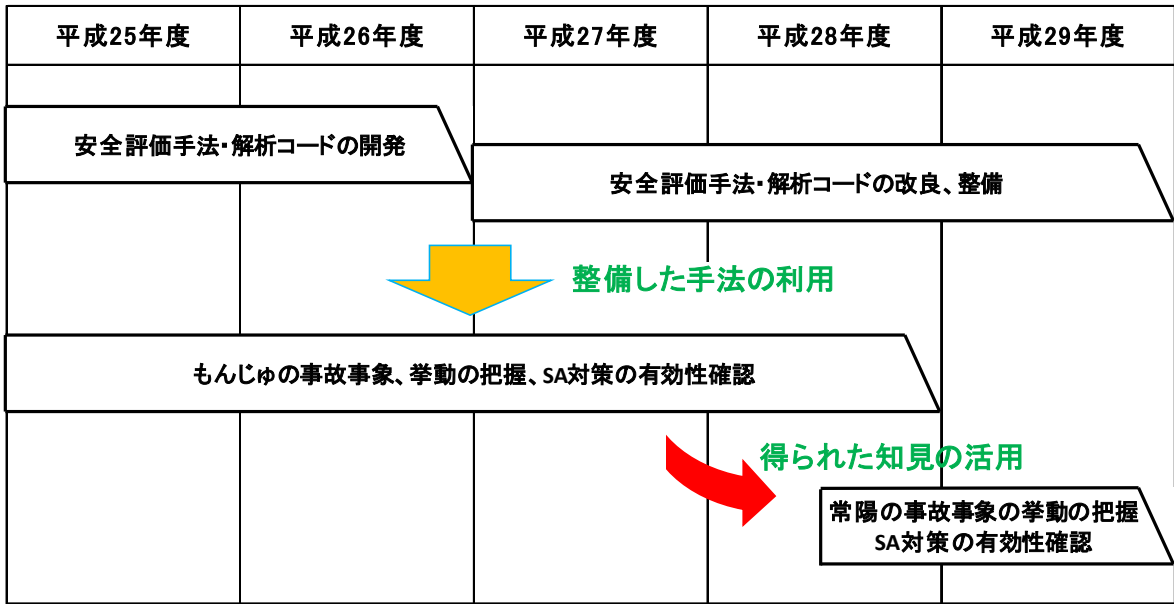


図 1.1 安全研究プロジェクトの全体工程

Fig.1.1 Whole schedule of the project

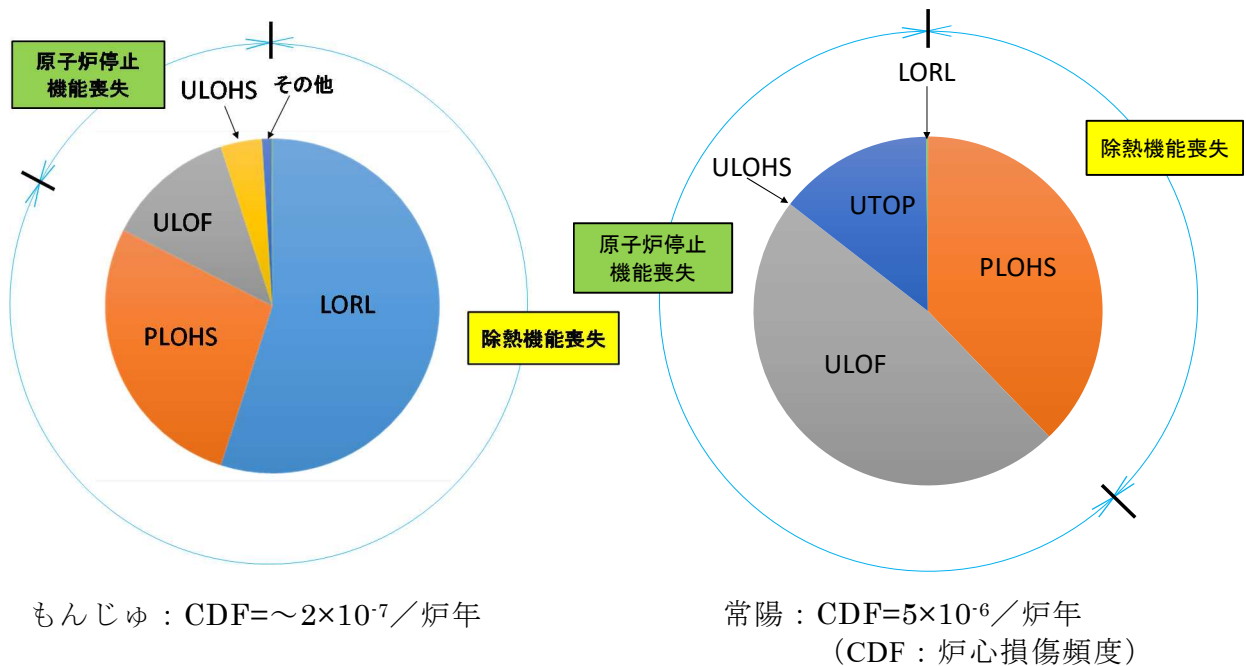
2. 高速炉の安全評価手法の整備

2. 1 必要となる安全評価手法

高速炉に適用される新規制基準（もんじゅには「研究開発段階炉」の、常陽には「試験研究炉」の基準が適用される。）において、軽水炉と同様に要求される重大事故の発生防止及び影響緩和対策のうち、本研究では、以下の①～③の措置や、これらに関連する事象を対象とした安全評価手法の整備を進めた。

- ① 炉心の著しい損傷を防止するための措置
- ② 重大事故が発生した場合の、原子炉格納容器の破損を防止するための措置
- ③ 使用済燃料貯蔵槽内の燃料体又は使用済燃料の著しい損傷を防止するための措置

上記①に関連する検討として、もんじゅ及び常陽を対象に内的事象に関するレベル1 PRA が国立研究開発法人日本原子力研究開発機構（以下「JAEA」という。）により行われている^(参1、参2)。また、もんじゅを対象に、旧独立行政法人原子力安全基盤機構（以下「旧 JNES」という。）も同様の評価を実施している^(参3)。図 2.1.1 は、これらのうち、JAEA によるもんじゅ及び常陽に対する内部事象レベル1 PRA の結果を示すものである（図中の略号が示す事故シーケンスの正式名称は図 2.1-2 を参照。）。



出典)もんじゅ安全対策ピアレビュー委員会(2014)^(参1)
の図4.2.1-1に基づき作成

出典)石川ら(2009)^(参2)の表7-5-1-1に基づき作成

図 2.1.1 高速炉（もんじゅ、常陽）の内部事象レベル1 PRA 結果

Fig.2.1.1 Results of internal event level 1PRA for sodium-cooled fast reactors
(Monju and Jojo)

高速炉における事故シーケンスは、図 2.1.2 に示すように、除熱機能喪失 (Loss of Heat Removal System、以下「LOHRS」という。) と原子炉停止機能喪失 (Anticipated Transient without Scram、以下「ATWS」という。) の 2 つに大別できる。図 2.1.1 は、もんじゅと常陽において、プラントの特徴による差はあるものの、LOHRS と ATWS に分類される事故シーケンスが炉心損傷頻度の大部分を占め、他の事故シーケンスの炉心損傷頻度への影響は小さいことを示している。もんじゅを対象に旧 JNES が行った内部事象レベル 1 PRA の評価でも同様の結果が得られている^(参 3)。

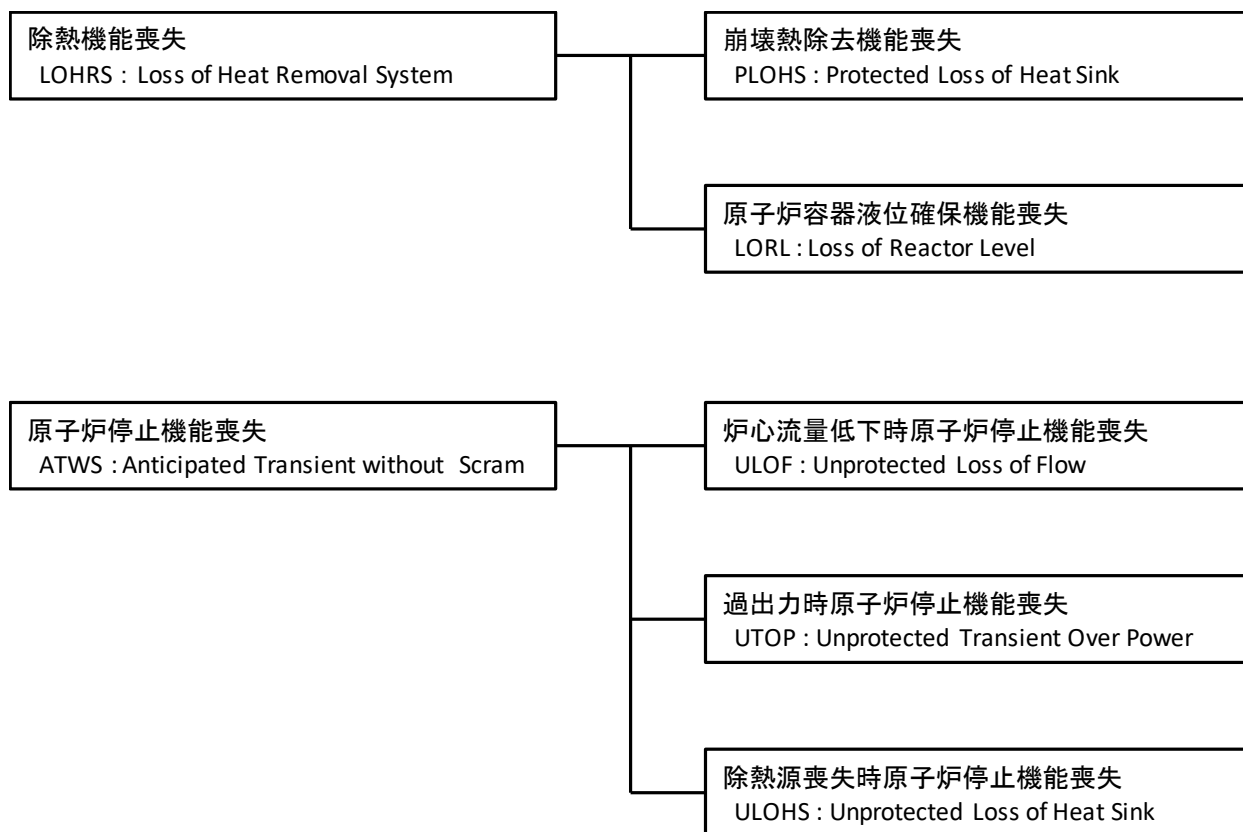


図 2.1.2 高速炉の炉心損傷に至る事故シーケンス

Fig. 2.1.2 Severe accident sequence of sodium-cooled fast reactor

図 2.1.2 に示した高速炉の炉心損傷に至る事故シーケンスに関し、その発生防止及び影響緩和対策（以下「防止対策」という。）に係る安全評価を行う手法としては、以下が必要である。

1) 除熱機能喪失時のプラント挙動及び対策の有効性に係る安全評価手法

もんじゅと常陽の原子炉冷却系の概念を、それぞれ、図 2.1.3、図 2.1.4 に示す。もんじゅと常陽は、ともに冷却系の機器が配管で接続されるループ型高速炉で、原子炉冷却系には、主要なものとして以下のような共通点と、相違点がある。

【共通点】

- ・ナトリウム冷却系は、炉心を通る 1 次系と、1 次系からの熱を中間熱交換器

で受けて輸送する2次系から構成される。

- ・崩壊熱の除去は、2次系に設置された空気冷却器で行う。
- ・1次系と2次系のナトリウムに自然循環が生じるよう、炉心と中間熱交換器、中間熱交換器と空気冷却器は、それぞれの伝熱中心高さが低い方から順に、炉心、中間熱交換器、空気冷却器となるように設置されている。
- ・主冷却系とは別にメンテナンス時に用いる冷却系を有しており、出力運転時の主冷却系の除熱機能喪失時には炉心冷却を行う除熱能力を有している（もんじゅの「メンテナンス冷却系」、常陽の「補助冷却系」が該当）。

【相違点】

- ・もんじゅは発電炉であるため、2次系に蒸気発生器を有しており、崩壊熱除去運転時には、流路を蒸気発生器から空気冷却器に弁の開閉操作により切り替える構成であるのに対し、常陽は非発電炉であり、出力運転時と崩壊熱除去運転時の除熱は同じ空気冷却器で行うため流路の切り替えは不要である。
- ・冷却系の系統数は、もんじゅは3ループであるのに対し、常陽は2ループである。
- ・空気冷却器の除熱容量は、もんじゅは崩壊熱に応じた設定であるのに対し、常陽は、定格出力運転時の除熱量で設定されている。
- ・空気冷却器の基数は、もんじゅが1ループ当たり1基であるのに対し、常陽は1ループ当たり2基である。

上記のもんじゅと常陽の特徴から、除熱機能喪失のうち、崩壊熱除去機能喪失（Protected Loss of Heat Sink、以下「PLOHS」という。）に対する防止対策として、もんじゅと常陽に共通な対策として、冷却材であるナトリウムの自然循環による炉心の除熱運転が考えられる。つまり、炉心、中間熱交換器及び空気冷却器の高低差を利用して、1次系と2次系にナトリウムの自然循環を生じさせ、炉心の崩壊熱を空気冷却器で除去しようとする対策である。この成否に係る技術的知見を取得するため、自然循環除熱運転に適用可能なプラント動特性解析手法の整備が必要である。

なお、原子炉容器液位確保機能喪失（Loss of Reactor Level、以下「LORL」という。）に対する防止対策については、液位確保のための運転操作によるナトリウム漏えいの停止の成否にかかっており、過渡特性に左右されない。

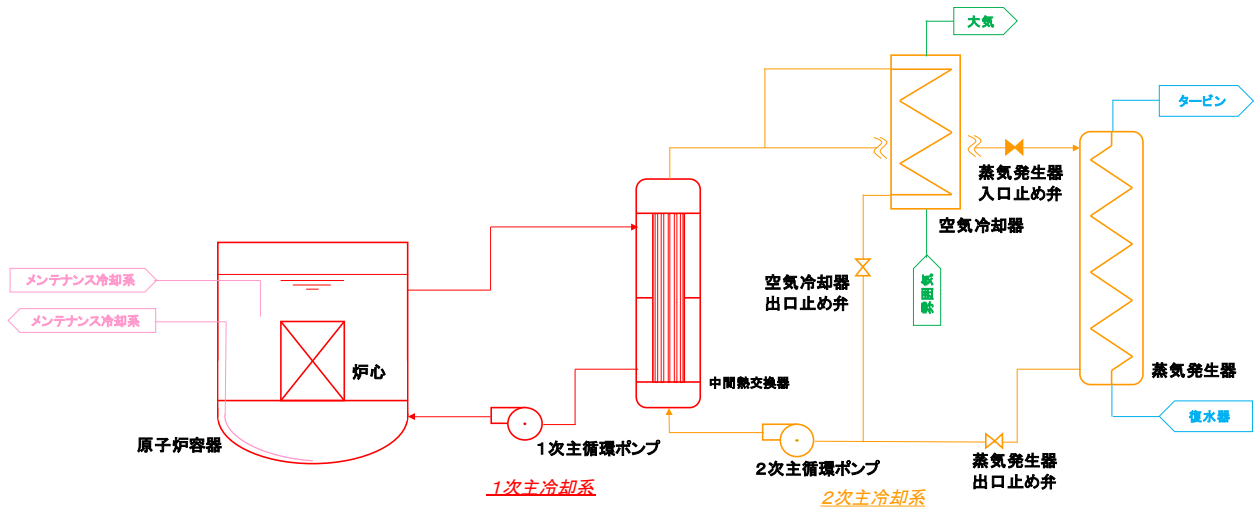


図 2.1.3 もんじゅの原子炉冷却系

Fig.2.1.3 Reactor cooling system of Monju

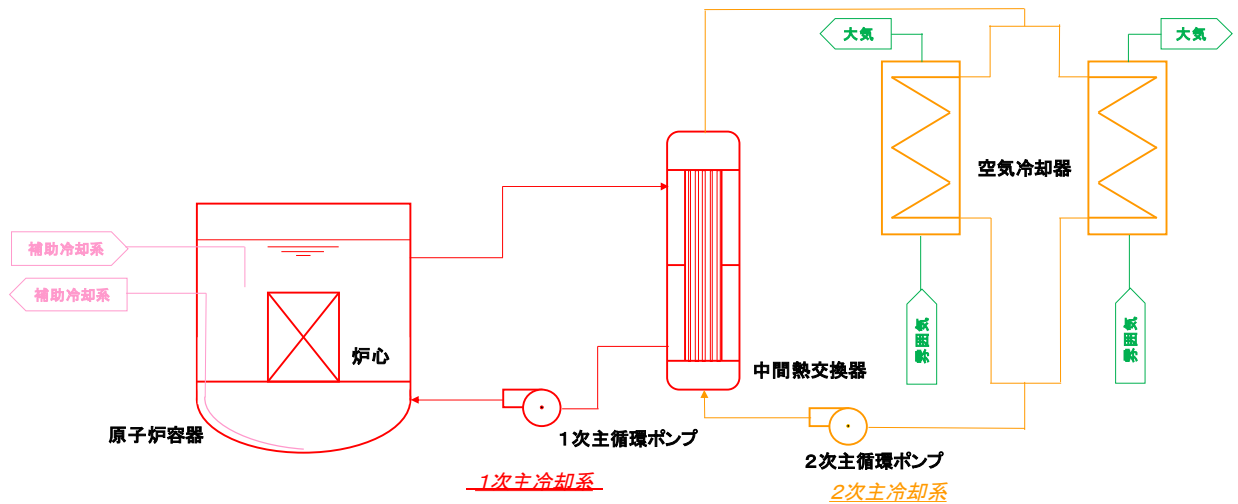


図 2.1.4 常陽の原子炉冷却系

Fig.2.1.4 Reactor cooling system of Joyo

2) ATWS 時の炉心損傷挙動に係る安全評価手法

高速炉の ATWS 時の炉心損傷については、ATWS による炉心損傷が生じた場合の炉心挙動の把握と事故の影響を評価するための炉心損傷挙動解析手法の整備が必要である。

また、新規制基準の要求事項の②に関しては、軽水炉と異なり、バウンダリ損傷時にも冷却材の減圧沸騰は生じず、LORL 以外の事故シーケンスでは熔融炉心の冷却を継続し、原子炉容器内で事故を終息できる可能性もあるため、原子炉容器内での冷却の成否が重要となる。このため、LOHRS や ATWS によって炉心の著しい損傷が生じた場合の炉心熔融進展挙動と熔融炉心の冷却性に関する検討や、原子炉容器バウンダリの健全性に関

する検討が必要である。また、溶融燃料が原子炉容器外に流出した場合の放射性物質挙動を含む事故進展挙動及び格納容器の健全性に関する評価手法の整備も必要である。さらに、複雑に影響し合う事象進展挙動を整理し、シナリオを定量化するための PRA 手法の検討も必要である。

新規規制基準の要求事項の③に関しては、高速炉に特有の設備である炉外燃料貯蔵槽 (Ex-Vessel Storage Tank、以下「EVST」という。) における使用済燃料の損傷防止対策時の熱流動挙動の把握が必要であるが、これについては、①と共通の評価手法を適用することができる。

以上を整理すると、新規規制基準で要求される重大事故の防止対策の有効性を検討する上で必要な安全評価手法は以下のとおりとなる。

- ・プラント動特性評価手法
- ・炉心損傷挙動評価手法
- ・炉心溶融進展挙動評価手法 (原子炉容器損傷後の挙動評価手法を含む)
- ・放射性物質挙動評価手法
- ・PRA 手法

上記の手法に関し、本プロジェクトで得られた成果を 2. 2 以降に述べる。

2. 2 プラント動特性評価手法の整備

高速炉の原子炉トリップ後の炉心や冷却系の過渡時挙動を扱う解析コードとして、旧 JNES では、高速炉プラント動特性解析コード ADYTUM を開発し、設計基準事故の評価に向け、もんじゅの総合試験結果との照合により、モデルの検討と妥当性確認を進めてきた^(参4)。

ナトリウム冷却炉は低圧システムであることから、バウンダリ損傷時にもナトリウムの減圧沸騰が生じず、また冷却材は約 100℃から 880℃の広い範囲で液相を保つ。新規規制基準で要求される炉心 (あるいは使用済燃料) の著しい損傷防止対策の一つとして、このナトリウム冷却炉の特徴を活かしたナトリウムの自然循環による炉心冷却が考えられている。その有効性の確認のための解析評価に ADYTUM を適用するには、以下に示す確認や改良が必要であった。

- ① 自然循環除熱運転への適用性確認
- ② 機器表面からの放熱モデルの改良
- ③ 炉外燃料貯蔵槽への適用のための改良

上記①～③に関して行った適用性確認及び解析モデルの改良について、以下に述べる。

(1) 自然循環除熱運転への適用性確認

加熱部と冷却部の高低差及び冷却材の温度の違いによるエネルギー差と、流動時のエネルギー損失 (圧力損失) とのバランスで循環流量が定まる自然循環運転時には、

熱交換器の伝熱性能や系統の圧力損失が自然循環特性に大きく影響する。自然循環流量は強制循環時に比べ小さいため、解析における伝熱評価や圧力損失評価のわずかな差が、無視できない差となって結果に現れる。さらに、全交流電源喪失時には、運転制御が行われない可能性もあるため、自然循環運転の解析評価においては、系統の温度や流量挙動を適切に評価することが重要である。

ADYTUM の自然循環除熱運転への適用性を確認するため、もんじゅの総合機能試験（出力運転開始前に実施）時に行われた「2次系自然循環試験」の解析を行い、試験結果との比較を行った^(参5)。この試験は1次系、2次系をポンプ入熱で昇温した後、空気冷却器からの放熱によって生じる1次系、2次系のナトリウムの自然循環による冷却挙動を調べたものである。図2.2.1にADYTUMによる解析結果と試験結果を比較して示す。上側の図は中間熱交換器の2次側出入口温度を、下側の図は空気冷却器のナトリウム出入口温度を示している。除熱量が定まる空気冷却器側は解析結果と試験結果が非常によく一致している。一方、中間熱交換器の出入口温度は、試験結果より温度差が大きくなっている。これは、もんじゅでは、崩壊熱除去運転時に、主流路の空気冷却器側以外に蒸気発生器側にもナトリウムが流れるが、解析では蒸気発生器側の流量をより小さく評価したことによると考えられる。温度低下速度は空気冷却器側、中間熱交換器側とも試験結果とほぼ一致しており、ADYTUMは自然循環のような低流量での解析にも十分に適用可能であることを確認した。

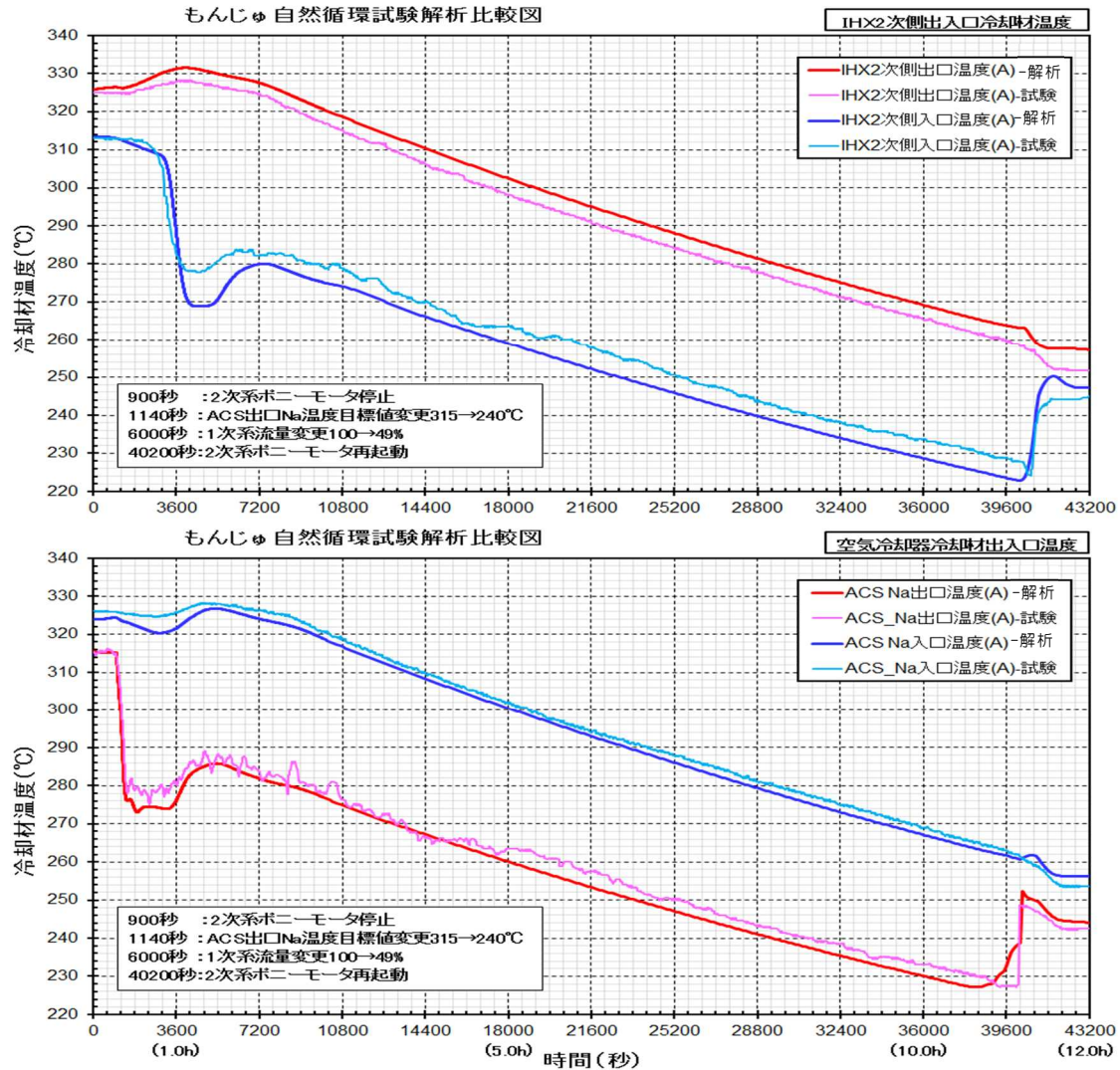


図 2.2.1 自然循環除熱結果

Fig.2.2.1 Results of heat removal by natural convection

(2) 機器表面からの放熱モデルの改良

3. 1に後述するとおり、高速炉の自然循環除熱運転では、炉心（あるいは使用済燃料）の冷却の可否以外に、除熱運転中の過冷却によるナトリウム凍結の防止を図ることも重要となる。

設計基準事故を対象としたプラント動特性解析では、扱う事象が短時間のものであること、過渡時の機器や配管の外表面からの放熱を考慮すると流体の温度差や温度変化は小さくなることから、機器や配管の外表面は断熱として取り扱うのが一般的であるが、過冷却の防止の観点からは、外表面からの放熱を無視することはできない。従来、ADYTUMではフローネットワークに用いるモジュールの制約から外表面からの放熱を扱えなかったが、これらの部位を摘出して外表面からの放熱を扱えるようにモジュール及び解析モデルの改良を行った。また、中間熱交換器については、熱交換器内部の構造材を介しての流体間の熱伝達を全て扱えるよう解析モデルの改良を行った。

(3) 炉外燃料貯蔵槽への適用のための改良

もんじゅでは、炉心から取り出された使用済燃料は、EVST 内においてナトリウム中で冷却されたのち、燃料池（軽水炉でいう使用済燃料プールに相当）で冷却される。このうち、EVST では燃料集合体は燃料移送ポットに収納された状態で冷却される。ADYTUM において、炉心燃料の伝熱は「炉心モジュール」を用いてモデル化しているが、既存の炉心モジュールを EVST の使用済燃料に適用すると、燃料移送ポット構造材への熱伝達を扱うことができず、一般的なフローネットワークモジュールを用いて、燃料を単純な発熱体として模擬せざるを得なかった。この場合、移送ポット中のナトリウムは滞留状態として扱わざるを得ず、移送ポット内の対流を扱うことができなかつた。そこで、「炉心モジュール」を改良し、移送ポットの構造材への熱伝達を扱えるようにした。図 2.2.2 に改良前の使用済燃料を単純な発熱体として扱った場合（これにより、図中の移送ポット構造材との熱交換は扱えるようになっていた）と、改良後の「炉心モジュール」による場合の EVST 内で移送ポット中に収納された使用済燃料の冷却モデルを示す。なお、本改良により移送ポット中に収納された燃料集合体の発熱、除熱をより実現象に忠実に模擬したモデルにより扱えるようになるため、例えば、燃料移送中の事故時の温度挙動の解析への適用も可能である。

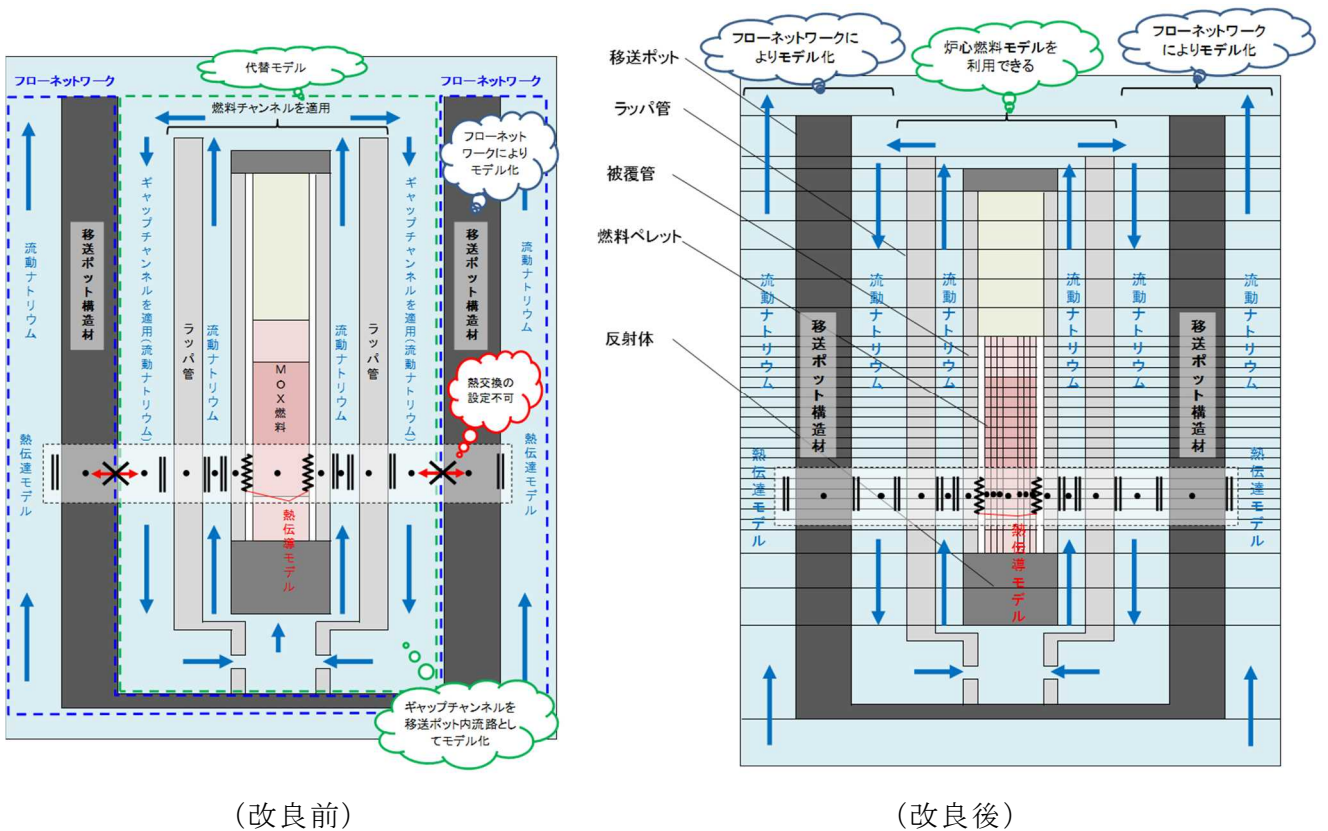


図 2.2.2 EVST 内の使用済燃料冷却モデルの改良

Fig. 2.2.2 Improvement of cooling model of spent fuel in EVST

2. 3 炉心損傷挙動評価手法の整備

2. 3. 1 炉心損傷挙動解析コードの開発

(1) ASTERIA-FBR の概要とコード開発の進め方

高速炉の炉心損傷事故の評価においては、事故の進展に応じて起因過程、遷移過程、炉心膨張過程、炉心物質再配置過程（Post-Accident Material Relocation、以下「PAMR」という。）、事故後冷却過程（Post-Accident Heat Removal、以下「PAHR」という。）に分類して、再臨界の物理的要因等に着目しつつ実施することが一般的である。図 2.3.1 に高速原型炉級炉心の ULOF 事象シーケンスと物理的解釈を示す。起因過程は、スクラム信号により 1 次主循環ポンプのトリップには成功するが、制御棒挿入に失敗することによって開始する。炉心流量が減少する一方で、出力は定格に維持されるために、出力と流量のミスマッチが生じ冷却材温度は上昇する。冷却材の密度低下に伴って、冷却材密度反応度が印加される。さらに炉心温度の上昇によりドブラー反応度や燃料膨張反応度など負の反応度フィードバックが投入される。冷却材の沸騰が生じ燃料ピンが破損すると、燃料ペレットは熔融燃料及び燃料粒子となって主に FP ガスを駆動圧として分散する。起因過程における反応度変化は、燃料集合体ごとの事象進展に応じた正負の反応度の総和により評価される。

遷移過程は、分散した燃料からの伝熱により集合体壁が熔融・貫通して複数集合体が連結することにより、局所プールや全炉心プールを形成する過程である。プール運動に伴う燃料やスチールの集中・分散挙動は、反応度の上昇・減少のフィードバックとなる。これらの炉心物質の配置や速度、温度に依存して即発臨界超過の要因となり得る。

炉心膨張過程は、即発臨界を超過し急激なエネルギーが生成される場合に、炉心物質が蒸気化することにより、炉心領域において燃料蒸気、スチール蒸気、ナトリウム蒸気及び FP ガスから成る混合蒸気泡が発生する過程である。炉心膨張過程で生じた混合蒸気泡は原子炉上部プレナムのナトリウムを押し上げてカバーガスを圧縮し、原子炉容器に衝撃荷重が加わる。この間に、炉心物質の熱エネルギーは、機械的エネルギーへ転換される。機械的エネルギーは、カバーガスへの仕事及びナトリウムの運動エネルギーの和として定義される。原子炉容器本体の健全性が確保される場合でも、原子炉容器上部に設置される遮へいプラグのシール部の健全性に影響を及ぼす可能性があり、その場合には、ナトリウム、カバーガスとともに炉心損傷により放出された FP が原子炉容器上部から空気雰囲気の格納容器内に噴出することになる。

PAMR は、遷移過程において制御棒案内管の管壁を熔融貫通することにより、炉心物質が炉心領域外に排出される過程である。また、PAHR は、PAMR で排出された炉心物質が冷却される過程である。

高速炉の炉心損傷事故時の起因過程、遷移過程、PAMR など、再臨界が生じる可能性のある事故過程を一貫して解析する ASTERIA-FBR コードを開発してきた^(参6)。

ASTERIA-FBR は、図 2.3.2 に示すように、多相・多成分モデルによる 3次元流体力学計算部 CONCORD を中核とし、流体力学部と連結した時空間依存特性の計算が可能な核計算部 PARTISN/RKIN、燃料ピン挙動計算部 FEMAXI-FBR を統合し、システムを構成している。

表 2.3.1 は、ASTERIA-FBR のモジュール単体あるいは複数モジュールの連成により実施した炉内・炉外試験等の再現解析に基づくモデルの妥当性確認及び適用実績を示している^(参6-14)。モデルの妥当性確認は、ASTERIA-FBR を構成する多数のモデルのうち重要性の高いものから実施した。モデルの実機適用性については、もんじゅ及び常陽炉心を対象に ATWS 事象解析を行い、既往知見と比較することにより確認した。また、経済協力開発機構／原子力機関／原子力科学委員会 (OECD/NEA/NSC) の下で開かれている革新的燃料に係る専門家会合 (Expert Group on Innovative Fuels、以下「EGIF」という。) において、マイナーアクチニド含有燃料の定常照射試験のベンチマーク解析を活用した FEMAXI-FBR のモデルの妥当性確認も行った。さらに、独国カールスルーエ工科大学 (Karlsruhe Institute of Technology、以下「KIT」という。) による物理マニュアルのピアレビュー等を実施し、他の研究機関の解析コードと比較して同程度の解析精度を有することを確認した。

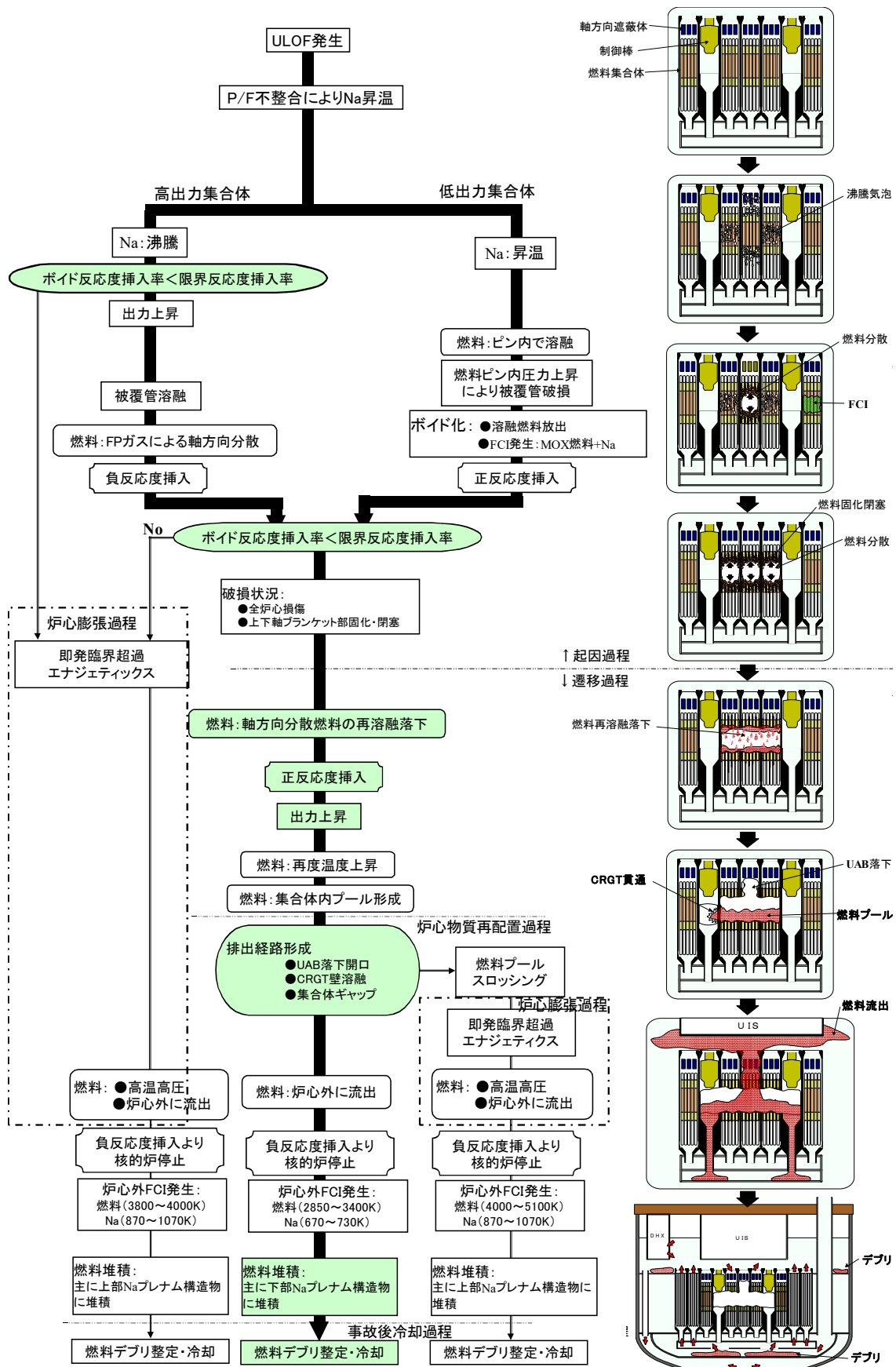
表 2.3.1 ASTERIA-FBR の検証及び適用実績

Table 2.3.1 Validation and application results of ASTERIA-FBR

モジュール	モデル	検証実績	適用実績
FEMAXI-FBR <small>(参6、参8、参9、参10、 参11、参12、参13、参14)</small>	力学的モデル	定常照射試験 (CABRI、常陽B8-HAM、SUPERFACT、AFC-2C) 過渡試験 (CABRI-BI2、BI3、AH3他、常陽PTM)	もんじゅ炉心、常陽炉心*の定常照射時及び過渡時燃料挙動、燃料ピン破損挙動
	熱的モデル		
	燃料破損		
CONCORD <small>(参6、参7、参11、参12、 参13、参14)</small>	流体力学	CABRI試験 THINA試験	もんじゅ炉心、常陽炉心*のULOF時Na沸騰、燃料分散挙動、炉心膨張過程
	境界面積		
	運動量交換関数		
	熱伝達		
	溶融／固化		
PARTISN/RKIN <small>(参6、参11、参12)</small>	蒸発／凝縮	GMVP、MVPとの比較 (CR引抜/挿入問題、ボイド反応度のボイド率依存性、ドップラ反応度の燃料温度依存性)	もんじゅ炉心、常陽炉心*のULOF・UTOP挙動
	中性子輸送		
	動特性		

* 常陽MK-III炉心

出典) Ishizu et.al. (2012)^(参6), Ishizu et.al. (2017)^(参7), Ishizu et.al. (2014)^(参8), Okawa et.al. (2013)^(参9), Tsuboi et.al. (2012)^(参10), Ishizu et.al. (2013)^(参11), 石津ら (2014)^(参12), 渡辺ら (2017)^(参13), 渡辺ら (2016)^(参14)



出典) 原子力安全基盤機構(2014) (参3)

図 2.3.1 ULOF 事象シーケンスとその物理的解釈

Fig. 2.3.1 ULOF event sequence and its physical interpretation

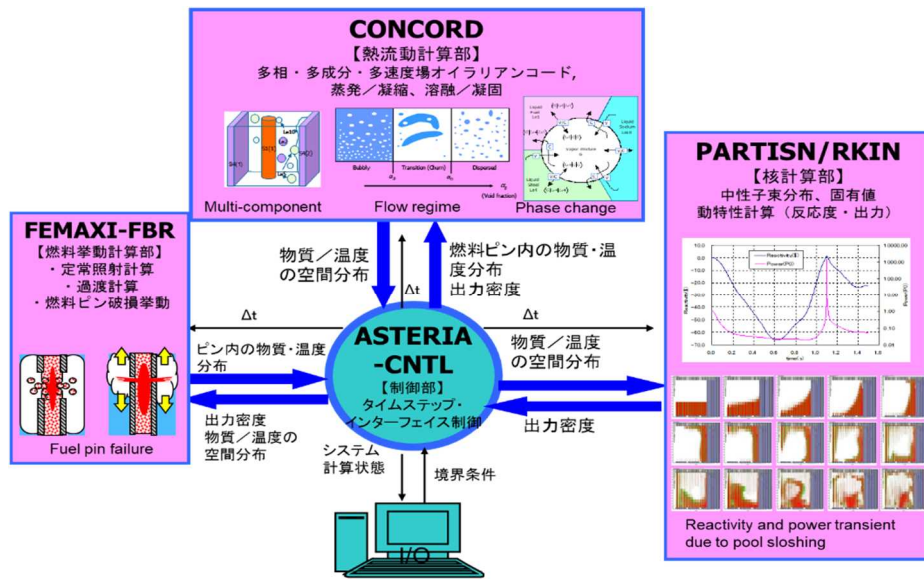


図 2.3.2 ASTERIA-FBR コード構造
Fig. 2.3.2 Code structure of ASTERIA-FBR

表 2.3.1 に示した ASTERIA-FBR の代表的な検証及び適用実績について、以下に示す。

(2) CABRI 試験等による燃料破損・分散挙動モデル等の妥当性確認 (参 13、参 14)

ASTERIA-FBR のモデルの妥当性を確認するため、CABRI 試験及び THINA 試験を対象に試験解析を行った。

ULOF 事象の起因過程では、燃料破損時刻及び破損位置に依存して、燃料と冷却材の熱的相互作用及び燃料分散によるフィードバック反応度が事故シナリオに大きな影響を与えるため、燃料破損挙動を精度良く解析することが重要である。そこで、ASTERIA-FBR の燃料破損モデルの妥当性確認のため、CABRI-I 試験シリーズ (参 15) より、BI3 試験及び AH3 試験 (参 16) を対象に試験解析を実施した。

CABRI 試験とは、カダラッシュ研究所 (仏) にある CABRI 炉を用いて、高速炉の仮想的炉心崩壊事故時の燃料破損挙動等を解明する目的で実施された試験シリーズである。CABRI-I 試験シリーズは、高過出力の条件下での高速炉燃料の破損及び破損後の基本挙動を解明することを目的に実施された。試験燃料には、照射の影響を一般化し区別するため、未照射の UO_2 燃料及び所定の燃焼度まで PHENIX 炉等で前照射された酸化物 (Mixed Oxide、以下「MOX」という。) 燃料が使用された。このうち、BI3 試験とは、燃焼度約 1at% の試験燃料ピンを流量減少と過出力投入の外乱により破損させることで、冷却材の沸騰挙動、沸騰チャンネルにおける燃料破損挙動及び燃料分散挙動を測定した試験である。一方、AH3 試験とは、単相冷却材下での被覆管破損挙動の把握を目的として実施された試験である。試験には、約 5at% まで照射された燃料ピンが使用され、過出力パルスを投入することにより燃料ピン破損を生じさせた。

ASTERIA-FBR の燃料破損モデルは、図 2.3.3 に示すフローによって燃料ピンの内圧破損又は溶融破損を判定する。これにより、冷却材沸騰領域及び未沸騰領域における異なる燃料破損モードとその後の物質移動を適切に考慮している。また、燃料ピン内圧モデルとして、図 2.3.4 に示す 3 つのオプションを実装している。これは、燃焼度の増加によって燃料ペレットに周方向のクラックが生じることにより、中心孔に存在する核分裂生成物（Fission product、以下「FP」という。）によるガス圧及び溶融キャビティ圧が被覆管内面に直接作用することを考慮したものである。ここでは、対象とする試験燃料の燃焼度が約 1~5at%であることから、低燃焼度燃料を想定したオプション 2 を選択した。

試験結果と解析結果の比較を表 2.3.2 に示す。解析による燃料ピンの破損時刻及び破損位置は、BI3 試験及び AH3 試験ともに試験結果と良く一致していることから、低燃焼度燃料を対象とした急峻な過出力印加条件における燃料破損モデルは妥当であることを確認した。

表 2.3.2 試験結果と解析結果の比較

Table 2.3.2 Comparison of test results and analysis results

	BI3 試験		AH3 試験	
	試験結果 ^(参 17)	計算結果	試験結果 ^(参 17)	計算結果
燃料ピン破損時刻 ^{※1} (ミリ秒)	83	77	78	76
燃料ピン破損位置 ^{※2} (-)	0.48-0.73	0.44-0.56	0.72	0.72-0.78

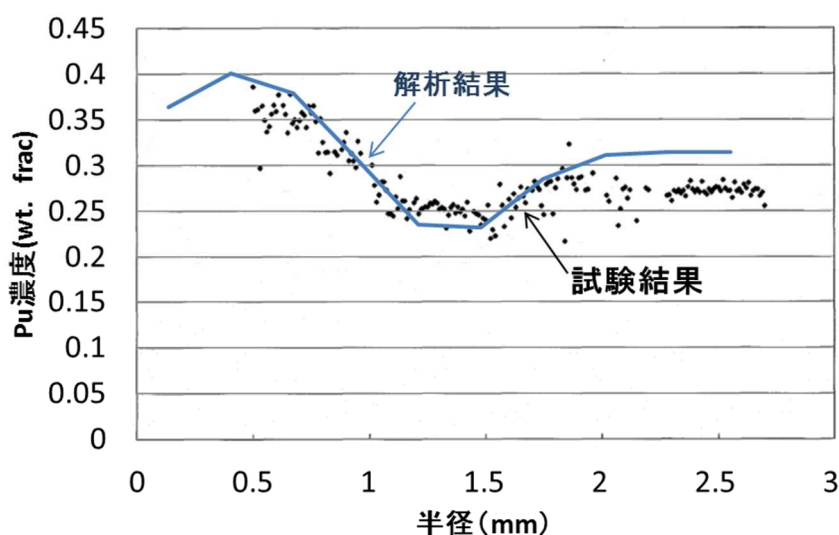
※1 過出力投入開始からの時間

※2 燃料下端位置からの相対距離

出典) Perez-Martin et.al. (2013) ^(参 17)

(3) B8-HAM 試験による FEMAXI-FBR のプルトニウム移動モデル等の妥当性確認

ASTERIA-FBR を構成する燃料挙動計算モジュール FEMAXI-FBR をマイナーアクチニド含有 MOX 燃料へ適用させる目的で、プルトニウム・アメリシウムの移動モデル^(参18)、及びヘリウムの生成・放出モデル^(参19)を新たに追加した。追加したモデルの妥当性確認のため、常陽で行われた B8-HAM 照射試験^(参18、参20)の再現解析を行った。この試験は、0.9%のアメリシウムを含む高速炉燃料を、最高燃料温度 2523K、最高被覆管温度 831K、最大線出力 399W/cm の条件で累積照射日数 134.4EFPD (Effective Full Power Day、全出力換算日) まで照射したものである。図 2.3.5 に、照射後の試験結果の径方向プルトニウム濃度を解析結果と比較して示した。FEMAXI-FBR による径方向プルトニウム濃度は、中心孔及び燃料ペレット外周部で 5wt%程度 (図中では 0.05wt. frac に相当) の誤差を生じるものの、概ね試験結果を再現している。ペレットポロシティ分布、FP ガス・ヘリウム生成量等についても解析結果と概ね良い一致が得られることを確認した。



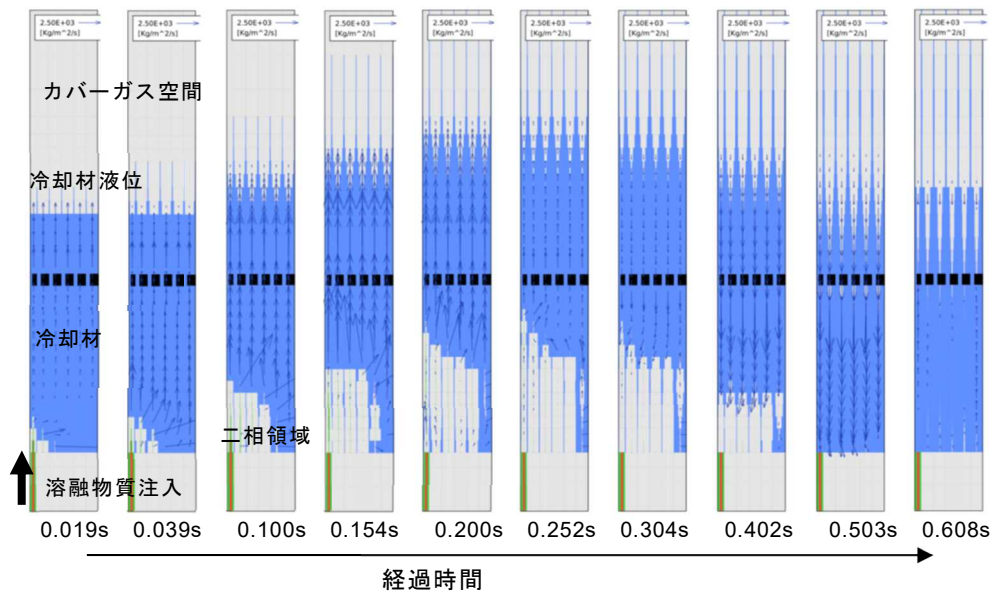
出典) 佐藤 (2007) ^(参18)

図 2.3.5 燃料ペレット径方向プルトニウム分布に関する実験と解析の比較
Fig. 2.3.5 Comparison of radial plutonium profile across the fuel between measurement and analysis

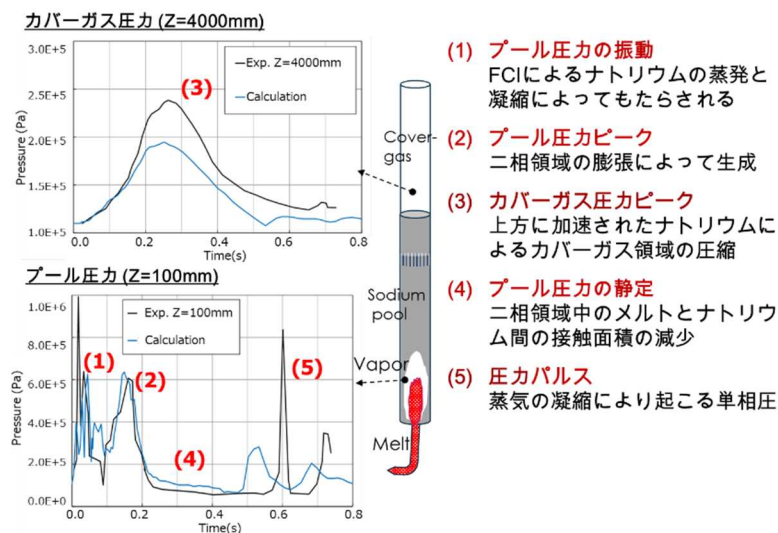
(4) THINA 試験結果に基づく FCI モデル等の妥当性確認^(参7)

ASTERIA-FBR の流体力学計算部 CONCORD の溶融燃料・冷却材相互作用 (Fuel-Coolant Interaction、以下「FCI」という。) を取り扱うモデルの妥当性を確認するため、炉心溶融模擬物質と冷却材ナトリウムの相互作用を発生させた THINA 試験^(参23)を対象に再現解析を行った。THINA 試験シリーズの TH564 試験は、700K のナトリウムを満たしたプール底部から、3270K の鉄及びアルミナからなる溶融物質を注入し、FCI を発生させて二相領域の拡大と凝縮挙動及びプール液位の変化を測定した試験である。図 2.3.6(a) に、溶融物質注入後の二相領域の拡大・凝縮挙動の計算結果の例

を示す。時間の経過に従って FCI により二相領域は拡大し、上部の単相冷却材を押し上げてカバーガス空間を圧縮することにより、溶融物質注入開始後約 0.2 秒でカバーガス圧力は最大になる。FCI によって引き起こされる二相領域の蒸発・凝縮挙動において、溶融物質の粒子径を支配因子として検討した結果、同図 (b) に示すように ASTERIA-FBR の計算結果 (青線) は、試験結果の圧力挙動 (黒線) をよく再現した。プール圧力と二相領域体積から評価した機械的エネルギーへの転換率は、試験結果では約 0.21% であるのに対し、解析結果では約 0.18% となることから、ASTERIA-FBR で扱う FCI モデル等は概ね妥当であることを確認した。



(a) 二相領域の拡大及びカバーガス領域の圧縮挙動



(b) カバーガス圧力とプール圧力の変化

出典) Ishizu et.al. (2017) (参7)

図 2.3.6 TH564 試験解析結果の例

Fig.2.3.6 Example of calculation result of TH564

2. 3. 2 炉心損傷挙動簡易解析コードの検討

高速炉の ULOF 事象の事故シナリオを現実的な時間で網羅的に把握することを目的として、ASTERIA-FBR を高速化するために簡易解析コード ASTERIA-dash の開発を検討した。

ASTERIA-FBR の計算部の中で、最も計算負荷が大きい流体力学計算部 CONCORD を簡易熱流動計算部 HOPE に置き換えたのが ASTERIA-dash である。ASTERIA-dash の構成を図 2.3.7 に示す。ASTERIA-FBR と同様に、核動特性計算部、燃料挙動計算部及び熱流動計算部で構成される。

CONCORD が 3 次元の多相・多成分・多速度場に基づいて計算するのに対し、HOPE は ULOF 事象において生じる物理現象毎に整備した均質流モデル等の簡易モデルを用いて熱流動を計算することで計算負荷を低減する。核動特性計算部については、熱流動計算部の軽量化に伴い相対的に計算負荷が大きくなるため、炉心損傷解析結果のデータベースに基づく反応度計算モデルと 6 群 1 点炉近似動特性方程式を結合した簡易核動特性計算部も作成した。燃料挙動計算部 FEMAXI-FBR の計算負荷は小さいため、ASTERIA-dash においても採用した。

ASTERIA-dash により ULOF 事象を計算した結果、図 2.3.8 に示すように簡易熱流動計算部による冷却材温度の過渡変化は ASTERIA-FBR の解析結果と概ね一致し、ASTERIA-FBR の解析結果を模擬できることを確認した。また、ASTERIA-FBR の計算時間が 1 ケースあたり 10 日程度であるのに対して、ASTERIA-dash の計算時間は 1 ケースあたり 20 時間程度となり、解析モデルの簡易化による高速化を確認した。実機解析への適用には解析モデルの妥当性確認が必要であるが、ULOF 事象の事故シナリオを簡易的に把握する手法として有効であるとの見通しを得た。

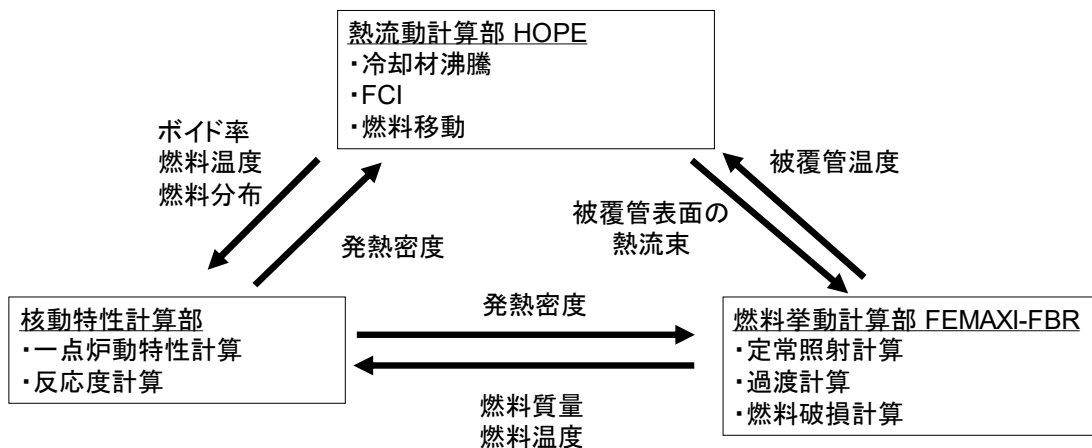


図 2.3.7 ASTERIA-dash の構成

Fig. 2.3.7 Constitution of ASTERIA-dash

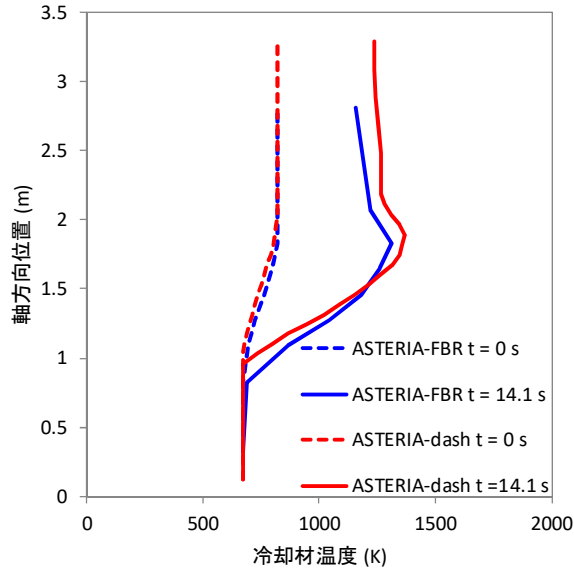


図 2.3.8 軸方向冷却材温度分布の比較

Fig. 2.3.8 Comparison of axial distribution of coolant temperature

2. 3. 3 炉心損傷事故時の放出エネルギーの評価手法の検討

(1) 現象相関ダイアグラムによる炉心膨張過程での放出エネルギーの評価

炉心膨張過程では、有意な機械的エネルギーが放出されると、原子炉冷却材バウンダリやカバーガス等のバウンダリが損傷し、遮へいプラグから1次系ナトリウムが噴出する場合には、原子炉容器外に炉心損傷事故の影響が及ぶ可能性がある。機械的エネルギーの放出量の評価については、代表的なシーケンスに従い機構論的解析コードを用いて評価することが一般的であるが、事故の多様なシナリオや事故進展の不確かさを考慮して、統計的にエネルギー放出量及び頻度を把握することも重要である。このため、ULOF時の炉心膨張過程を対象に、現象相関ダイアグラム^(参3)

(Phenomenological Relationship Diagram、以下「PRD」という。)を用いて熱エネルギーから機械的エネルギーへの転換率を確率論的に評価する手法を検討した。検討は、炉心損傷事故評価の実績及び関連実験の実績を多く有するKITを活用して行った。図2.3.9及び図2.3.10に、主要なPRDと各サブPRDで評価する内部エネルギーの評価方法を示す。ここでは、機械的エネルギーとエネルギー転換率をトップ事象とし、即発臨界条件超過後の炉心プールが膨張する過程、上部ブランケット燃料及び反射体構造へ衝撃を与える過程、上部ナトリウムプレナム中で気泡膨張する過程にそれぞれ再分割してPRDを構築した。

① 手法

図2.3.9左図に主要なPRDを示す。ここでは、炉心膨張過程における機械的エネルギーの増減に影響を及ぼしうる状態を、時系列に以下の3つのサブPRDに分類し、下位展開を行った。

- ・ サブ PRD1：周辺構造へ膨張する以前の炉心プール条件
- ・ サブ PRD2：上部ブランケット及び反射体構造への衝撃
- ・ サブ PRD3：上部ナトリウムプレナムでの気泡膨張

初期プールの内部エネルギーの確率密度関数を想定し（図 2.3.9 右図①）、これに基づいて燃料プールのエネルギー放出を決定する支配因子ごとの初期プールの燃料内部エネルギーの関数を評価した（同②）。さらに、上部ブランケット燃料及び反射体構造への衝撃によるエネルギー吸収等を考慮して上部ナトリウムプレナムへ輸送された時の全エネルギーの関数を評価し（同③）、上部ナトリウムプレナム中での気泡膨張の不確かさを考慮した気泡の仕事量の関数を評価して（同④）、最終的にエネルギー転換率の関数を得た（同⑤）。

データベースには、欧州をはじめとする中・小型ナトリウム冷却高速炉炉心を対象にした SIMMER-III^(参 21)（JAEA が開発した高速炉安全解析コード）による炉心膨張過程の解析結果を用いた。

即発臨界後の内部エネルギー E_0 に対する損傷状態（機械的エネルギー） W の発生確率 P は、炉心膨張過程における現象 S_j の発生確率の総和として評価できると考え、以下の式 2.3.1 で求める。

$$P(W/E_0) = \prod_{j=1}^n P(S_j/S_{j-1} \cdots S_1, E_0) \dots\dots\dots (2.3.1)$$

炉心膨張過程で放出される機械的エネルギーの確率密度分布は、それぞれのサブ PRD における基準ケースの熱エネルギー（図 2.3.10 中の E_0, E_1, E_2, E_3 ）への寄与を「エネルギー伝達因子」である関数（同 A_t, B_k, C_m, D_n ）として設定し、発生頻度とともに伝搬させて総和をとることによって求める。エネルギー伝達因子は、解析結果を分析し、炉心膨張から機械的エネルギー放出までのエネルギーの増幅・緩和効果に寄与する支配因子（例として、初期の炉心温度・圧力、燃料と熔融被覆管スチールの混合状態、炉心領域の上部にあるブランケット燃料や反射体等の構造物（以下、「UCS」という。）の損傷の程度）を抽出した。また、発生頻度については、上記の解析結果を考慮しつつ工学的判断による限界値を与えた正規分布または二項分布を採用した。

即発臨界条件の超過直後の熱エネルギーとして、初期炉心燃料の内部エネルギーを温度換算して 4000～8000K 相当と仮定し、確率密度は工学的判断に基づいて均一または対数正規分布により与えた。図 2.3.11 (a) にサブ PRD3(上部ナトリウムプレナムでの気泡膨張に係るサブ PRD) とエネルギー伝達因子の導出方法を例示する。下位のサブ PRD2（上部ブランケット及び反射体構造の影響）で評価された E_2 に対し、熱伝達及び質量移行の効果（ C_1 ）、燃料及びスチールの混合効果（ C_2 ）がエネルギーの増減効果に作用し E_3' として評価される。ここで、UCS が損傷するか否かの判断基準として、炉心の平均エネルギー（ $E_{1,mean}$ ）15000MJ に不確かさを含む値を用いた。炉心平均エネルギー15000MJ は、炉心燃料平均温度 6000K 程度に相当す

る。このような高温状態においては炉心領域近傍の構造強度は失われるものとみなした。UCSが損傷しない場合は、輻射効果 (C_5)のみ、 E_3' に作用する ($E_3=E_3' \cdot C_5$)。一方、UCSが損傷する場合には、輻射効果の他、UCSの構造脆弱性 (C_3)、燃料・スチール混合効果 (C_4)が E_3' に作用する ($E_3=E_3' \cdot C_3 \cdot C_4 \cdot C_5$)

エネルギー伝達因子 C_m は、図 2.3.11(b)の C_1 の算出の例に示すように、解析ケースごとに炉心領域から上部ナトリウムプレナムへ排出されるエネルギーの増減効果を比率として評価し (図 2.3.11(b)左表)、初期内部エネルギー E_0 の関数として整理した。この整理結果に基づき、モンテカルロ計算に用いる関数を設定した (図 2.3.11(b)右図)。

上記のように設定した関数を用いて、リスク分析コード@RISK^(参22)によりモンテカルロ計算 100 ケースを実施した。

② 結果

検討の結果、機械的エネルギーへの寄与が大きい支配因子は炉心上部の構造物の損傷の程度であり、何らかの理由により UCS が大きく損傷した場合を仮定すると、炉心膨張が抑制されず機械的エネルギーへの転換が顕著になることが分かった。

図 2.3.12 に、得られた結果としてエネルギー転換率の確率密度分布を示す。横軸はエネルギー転換率、縦軸は確率密度を表している。計算結果では、ナトリウムプール中での熱エネルギーから機械的エネルギーへの転換が支配的 (図 2.3.9 右図②→③) であり、最も高い確率密度のエネルギー転換率は 0.15~0.3%となることが分かった。

本検討結果は、原型炉級炉心に対する炉心膨張過程解析結果やナトリウム中での高温溶融物質との冷却材相互作用を観測した THINA 試験結果^(参23)においてはエネルギー転換率が約 0.1~0.3%と評価されていることと比較して妥当なものであり、本手法が有効であることを確認した。機械的エネルギーの大きさは、遮へいプラグからのナトリウム噴出量を決定づける支配的因子となるため、本検討結果は、炉心損傷事故時の原子炉容器外事象の評価における初期条件として活用することができる。また、本手法により多様な炉心損傷シナリオの中でエネルギー転換に重要な影響を及ぼす支配因子と影響度の関係を整理することができる。

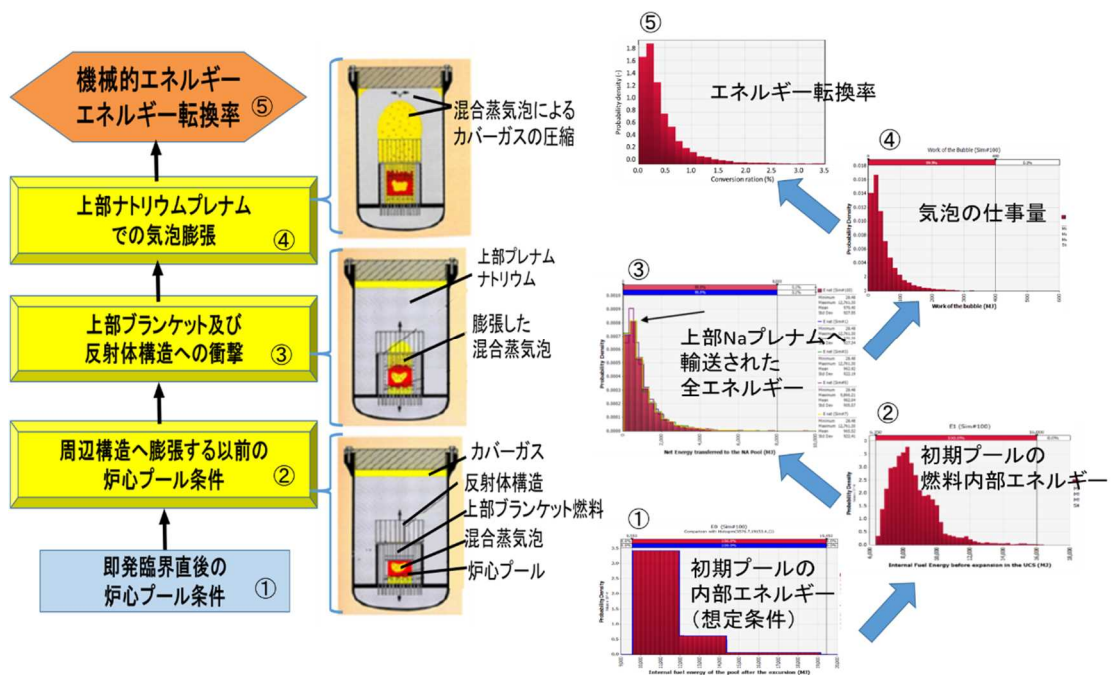


図 2.3.9 炉心膨張過程の主要な PRD と各サブ PRD のエネルギー確率密度
 Fig. 2.3.9 Main PRD during post-disassemble expansion phase and energy probability density in each sub-PRD

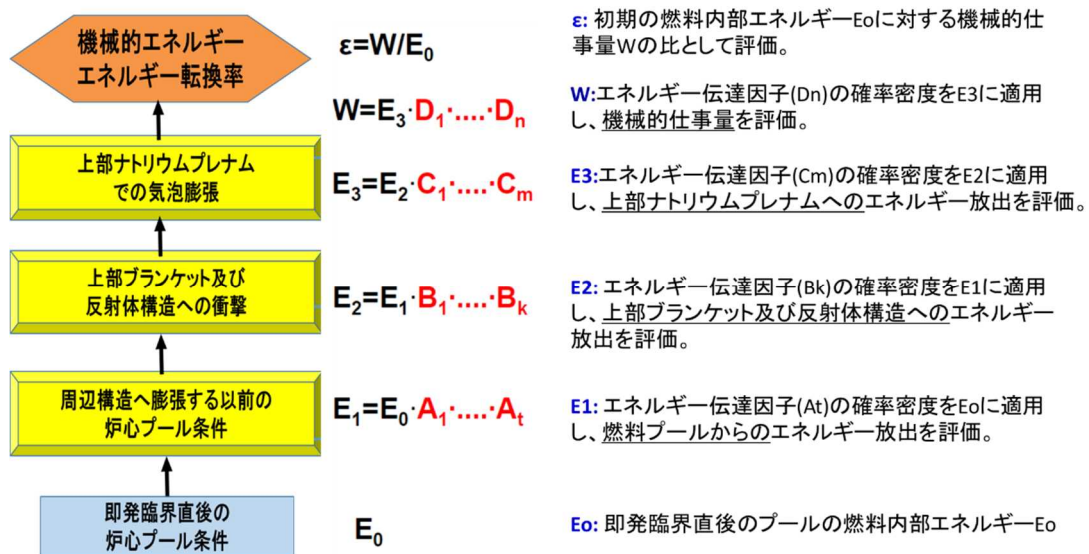
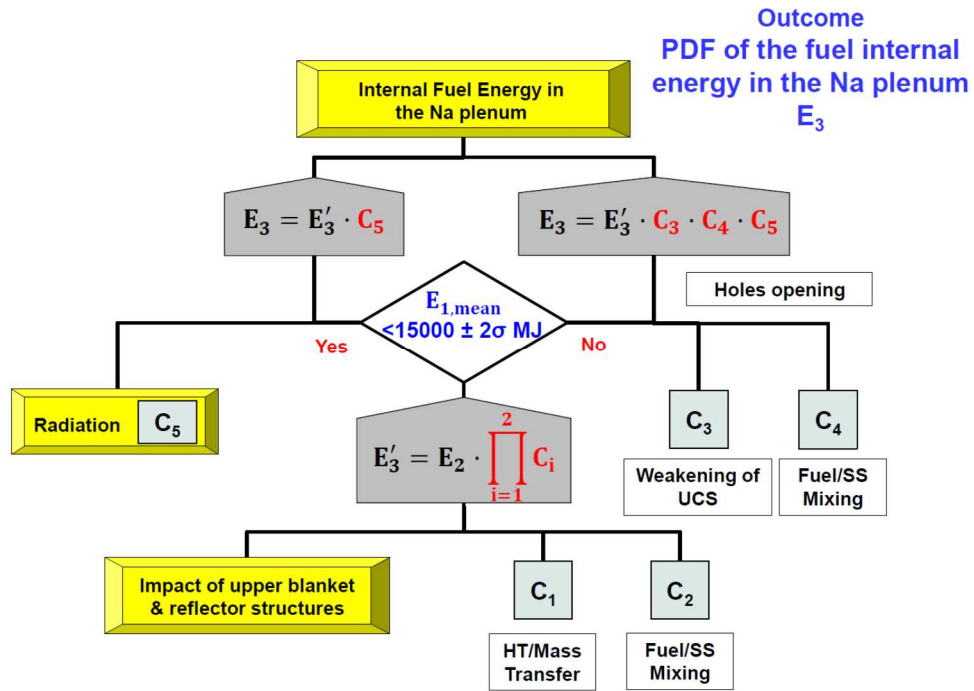


図 2.3.10 各サブ PRD で評価する内部エネルギーの評価方法
 Fig. 2.3.10 Evaluation model for internal energy in each sub-PRD



(a) サブ PRD の下位展開の例 (上部ナトリウムプレナムでの気泡膨張の影響)

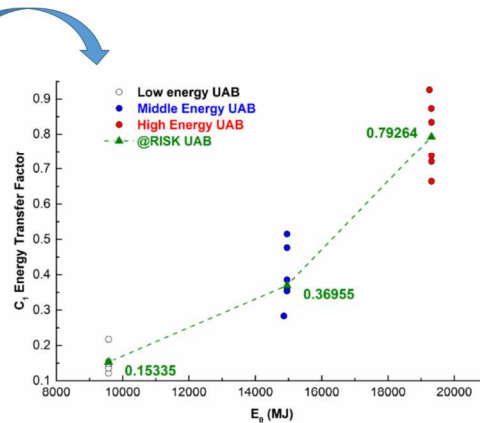
例示: C_1 の評価例 (一部)

炉心領域から上部ナトリウムプレナムへ放出されるエネルギーについて評価。

データベース

SIMMER case#	UAB* (%)	$\int E_{UAB}$ (MJ)	$\int E_{Na Pool}$ (MJ)	C_1
A01-X1	100	1069.8	130.3	0.1218
B01-X1	100	3623.4	1316	0.3632
C01-X1	100	4288.5	3091.2	0.7208
A04-X1	50	2149.5	151.4	0.0704
B04-X1	50	4398.7	1902.6	0.4325
C04-X1	50	4321.7	3124	0.7229
A02	0	2399.1	658.3	0.2744
B02	0	3124.1	3243.8	1.0383
C02	0	2836.4	5000	1.7628

$$C_1 = \frac{\int_0^{\Delta t} E_{Na Pool}}{\int_0^{\Delta t} E_{UAB}}$$



E_0 のエネルギーレベルに応じて C_1 を評価。
確率密度分布は均一を適用。

*UAB(上部軸方向ブランケット)の値は、炉心膨張時に残存すると想定した上部軸方向ブランケット燃料の割合を表す。
大きいほど、ナトリウムプレナムへの混合蒸気泡の放出抑制効果となる。

下位事象間の相関については無視し、下位事象の影響は独立に寄与するとみなして分析。

(b) エネルギー伝達因子の算出方法の例 (C_1 : 炉心領域から上部ナトリウムプレナムへエネルギー放出効果)

図 2.3.11 サブ PRD のエネルギー伝達因子の評価例

Fig. 2.3.11 Example of evaluation result on energy transfer factor in sub-PRD

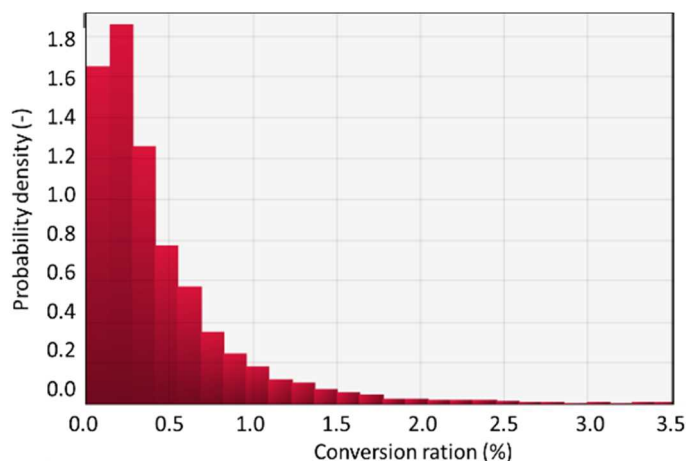


図 2.3.12 エネルギー転換率の確率密度分布の予備評価例

Fig. 2.3.12 Example of preliminary evaluation on probability density distribution of energy conversion ratio

(2) PRD による遷移過程での放出エネルギーの評価

上記(1)では、炉心膨張過程における機械的エネルギー及びエネルギー転換率の確率密度について PRD を用いた確率論的評価を行い、確率論的評価ロジックの有効性について検討したが、ここでは、その前段過程である遷移過程で発生しうる熱エネルギーの確率密度についても同様に検討を行った。

遷移過程では、現象の不確かさが起因過程と比べて大きく、炉心プール形成及び拡大、炉心プールでの径方向運動（スロッシング）や制御棒案内管壁の破損と炉心物質の流出等の燃料集中・分散効果に依存して再臨界となる可能性がある。再臨界に到達すると、上記(1)に示すような原子炉容器プレナムでの混合蒸気泡膨張を伴い、炉容器バウンダリが破損する可能性がある。

① 手法

図 2.3.13 に主要な PRD を示す。ここでは、遷移過程で発生しうる熱エネルギーをトップ事象とし、その増減に影響を及ぼしうる状態を以下の 5 つのサブ PRD に分類し、下位展開を行った。

- ・サブ PRD1：燃料集中と再臨界に係るプール形状の影響
- ・サブ PRD2：燃料集中と再臨界に係るプール状態の影響
- ・サブ PRD3：スロッシング駆動要因（初期に落下する燃料量等）と増幅効果
- ・サブ PRD4：燃料集中と出力・反応度上昇／緩和効果
- ・サブ PRD5：反応度印加率

データベースには、中・小型高速炉炉心を対象にした SIMMER-III の解析結果を用いた。遷移過程で生成される熱エネルギーの確率密度分布は、基準ケースの熱エネルギーに対する差異を「エネルギー伝達因子」である関数（図 2.3.13 中の A_k , B_t , C_s , D_z , N ）と発生頻度の総和によって求める。エネルギー伝達因子は、SIMMER-III による解析結果が対象とするパラメータの変更により基準エネルギー

(図 2.3.13 中の e_0) よりどれだけ減少／増大したかを分析し、発生頻度については、上記のパラメータ解析を考慮しつつ工学的判断による限界値を与えた正規分布または二項分布を採用した。

図 2.3.14 はサブ PRD2 (燃料集中と再臨界に係るプール状態の影響) のエネルギー生成に影響する各物理量の低位展開の例を示している。サブ PRD2 は、プール質量、炉心混合、ブランケット燃料ピン束間への侵入、燃料質量、燃料／スチール間熱伝達、スチール層の有無、粒子の割合、粒子の配置、粒子温度等の基事象から構成されるものとした。サブ PRD2 のエネルギー確率密度を評価するために、これらの各物理量の影響度をエネルギー伝達因子と確率密度の総和として演算する。また、強い相関関係がある一部の物理量については、その影響についても考慮する。

評価にあたっては、過渡時の中性子挙動や流体力学を適切に扱うため、SIMMER-III の解析結果だけでなく、想定する炉心プール状態の臨界性評価については欧州炉物理解析コード ERANOS^(参 24) を用い、スロッシング現象の詳細な流動挙動については粒子法コード SIMSPH^(参 25) の専用コードによる解析結果やスロッシング現象を模擬した実験結果^(参 26) も参考情報として併せて用いた。確率分布は工学的判断等に基づいて設定し、リスク分析コード @RISK^(参 22) によりモンテカルロ計算を実施した。

② 結果

図 2.3.15 は、 B_1 (プール燃料質量の影響) に係るエネルギー伝達因子の算出方法の例を示している。ノミナルケースに対し、プール燃料質量を減少させた場合 (図中の Perturbed case に相当) のエネルギー減少効果がエネルギー伝達因子の減少として表現される。図 2.3.16 は B_1 についての確率密度の評価例を示している。全てのサブ PRD について同様に評価し総和を求めた結果から、炉心燃料平均温度の確率密度分布が得られる。その評価例を図 2.3.17 に示す。ULOF 遷移過程の熱エネルギーは、炉心燃料温度換算で、約 5000K 以下に 95%の結果が、約 2500～4000 K の間に約 60%の結果が分布する結果となった。本評価結果の妥当性及び一般性を示すためには、実験結果との比較や実機解析結果との比較を積み重ねる必要があるが、この結果は既往研究^(参 27、他) の炉心損傷解析コードによる解析結果と定性的に合致しており、熱エネルギーの確率密度を評価する手法として有効であることを確認した。

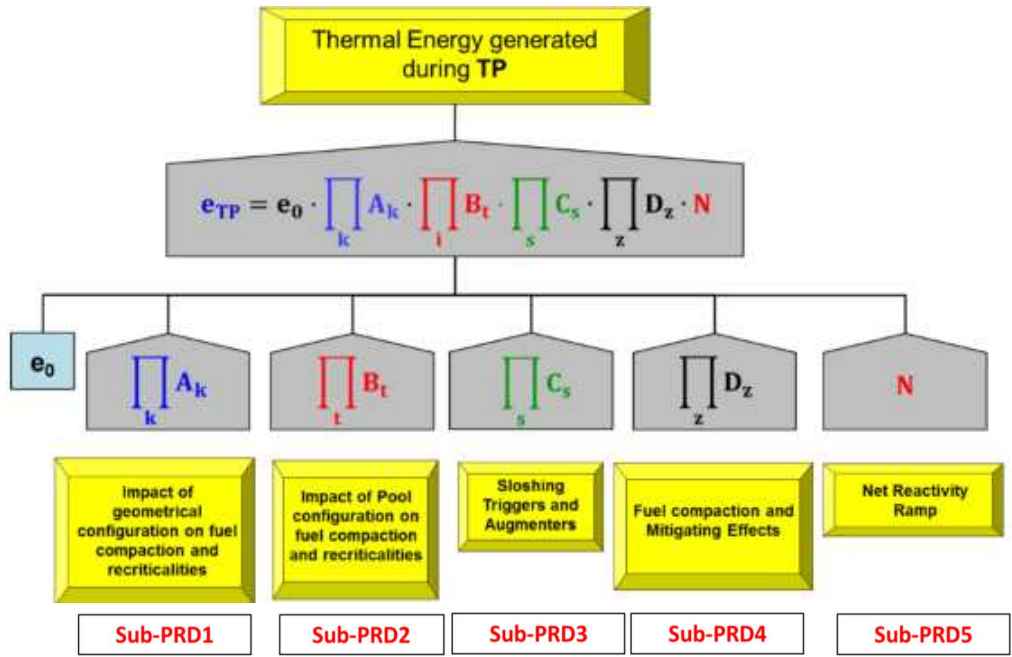


図 2.3.13 ULOF 遷移過程の主要な PRD

Fig. 2.3.13 Main PRD during ULOF transition phase

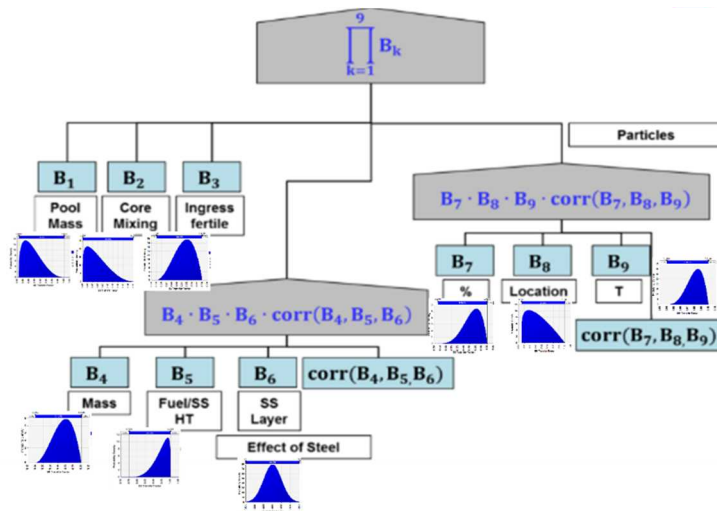
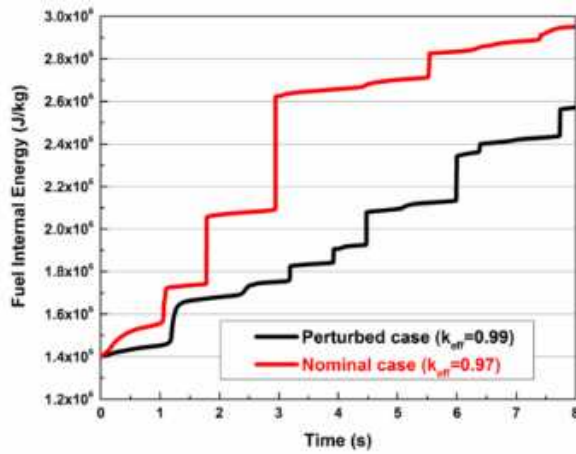


図 2.3.14 サブ PRD2 の下位展開の例 (燃料集中と再臨界に係るプール状態の影響)

Fig. 2.3.14 Example of sub-PRD2 development (Impact of pool configuration on fuel compaction and recriticalities)



$$B_1 = \frac{e_{f,\max \text{ phase } 1}(\text{Perturbed})}{e_{f,\max \text{ phase } 1}(\text{Nominal})}$$

Model	e _f (J/kg)	B ₁ TF
Nominal single-phase	2.62E+06	1
Perturbed model	2.34E+06	0.89

図 2.3.15 エネルギー伝達因子の算出方法の例 (B₁: プール燃料質量の影響)
 Fig. 2.3.15 Example of evaluation result of energy transfer factor (B₁: effect of pool fuel mass)

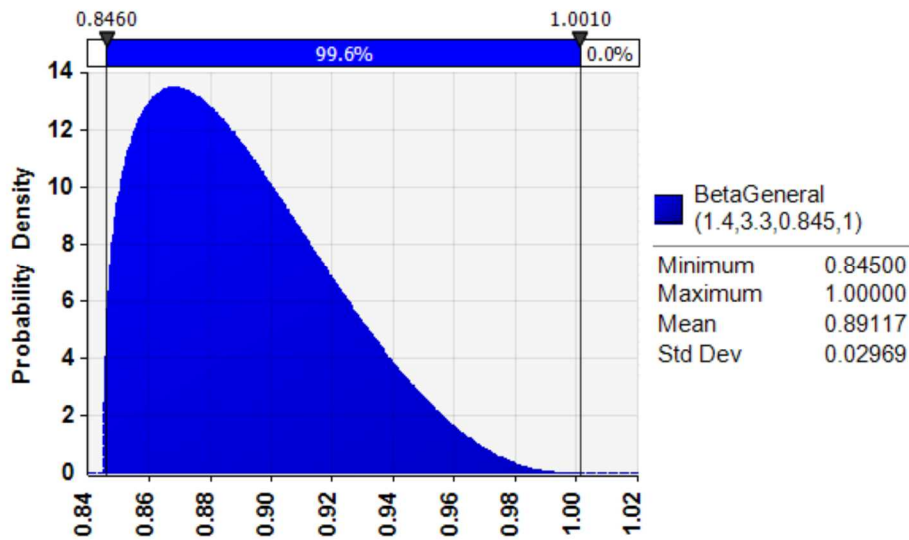


図 2.3.16 確率密度の評価例 (B₁: プール燃料質量の影響)
 Fig. 2.3.16 Example of evaluation result of probability density (B₁: effect of pool fuel mass)

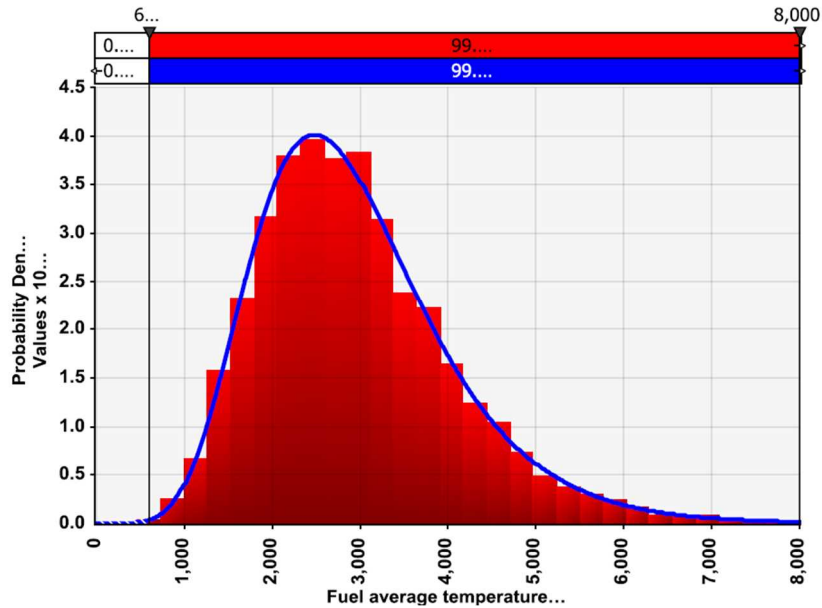


図 2.3.17 炉心燃料平均温度の確率密度分布の予備評価例

Fig.2.3.17 Example of preliminary evaluation on probability density distribution of core fuel average temperature

(3) 遷移過程での放出エネルギーの評価

高速炉の典型的な炉心損傷事象である ULOF 事象における遷移過程では、熔融燃料プールが形成されると、炉心プール運動（スロッシング）時の燃料の凝集に依存して即発臨界条件を超過する可能性がある。しかしその一方で、上記の即発臨界に近接すると、燃料の膨張・分散が生じることによって負の反応度フィードバック効果と熔融プール運動の抑制効果が同時に働くことが、既往研究^(参 28、他)により分かっている。そこで、高速炉の炉心損傷事故の後期過程で熔融プールの形成と運動によりエネルギーが放出される場合でも、放出されるエネルギーに上限値が存在しうることを示すとともにそのメカニズムを機構論的に明らかにすることを目的として、国立大学法人九州大学への委託研究（平成 25～29 年度）として、水流動試験及び解析の両面から、スロッシング等に伴うエネルギー発生メカニズムに関する研究を行った。

① 手法

熔融した炉心プールに、燃料落下等による何らかの外乱が印加されると、プール内の燃料密度分布の変化によって、炉心プール中心へ向かう流動と炉心プール外周へ向かう流動とがぶつかり合って液位の増幅・減衰が交互に生じるプールスロッシングが駆動される。スロッシングの過程で、炉心プールが中心で凸型の形状になると、中性子漏えいが抑制されることから正反応度が印加され、その時の炉心プール中心へ向かう加速度や反応度条件に依存して、即発臨界を超過する可能性がある。しかしながら、炉心中心へ向かう加速度は炉心プールの形状等条件により制限されること、さらに、即発臨界条件に到達すると炉心プール中心の燃料は瞬時に膨張し分散することなどの抑制効果が存在すると考えられる。

この抑制効果のメカニズムを調査するため、本研究では、炉心プールを水プールで模擬した水流動試験と解析検討を実施した。プール運動の減衰・増幅挙動の計測に対し、スロッシングを発生させるトリガーの影響を最小限にとどめることを目的として、ここでは気泡（窒素ガス）によるプール運動制御を行った。

図 2.3.18 に本研究で整備したスロッシングの試験装置の例を示す。アクリル製矩形容器の中を水で満たし、底面より窒素ガスを周期的に注入することにより、定常スロッシングを発生させた。図 2.3.19^(参 29) に示すように、定常スロッシング中に外乱としてガス注入周期 (T) の 1/4 倍、3/4 倍のタイミングでガスを入れることで、試験体中央部及び壁面での水位の増幅あるいは減衰する様子を高速度カメラ及び液位計等により計測した。さらに、以下をパラメータとする試験を実施し、スロッシングの増幅及び減衰挙動を計測した。

- ・ プールのアスペクト比（プール水位及び試験体の幅変更）
- ・ プールの対称・非対称性（ガスの注入位置）
- ・ プール構成要素（水単体、密度の異なる液体を混入させた場合、水に同程度の密度の粒子を混入させた場合）

② 実験結果の再現解析

上記のスロッシング試験結果に基づき、SIMMER-III コードを用いて再現解析を実施した。図 2.3.20^(参 30) に再現解析の例を示す。試験結果と計算結果の比較により、SIMMER-III コードがスロッシング時の液位変化をよく再現することを確認し、同コードが炉心プールのスロッシング時の流動挙動を模擬可能であると判断した。実機体系におけるプール形状や物性等の差を考慮しつつ、気泡駆動スロッシング運動から推定される反応度印加要因や、多相・多成分・多速度場コードでの再現解析における着目点等について整理した。

③ 実機炉心のスロッシング挙動解析

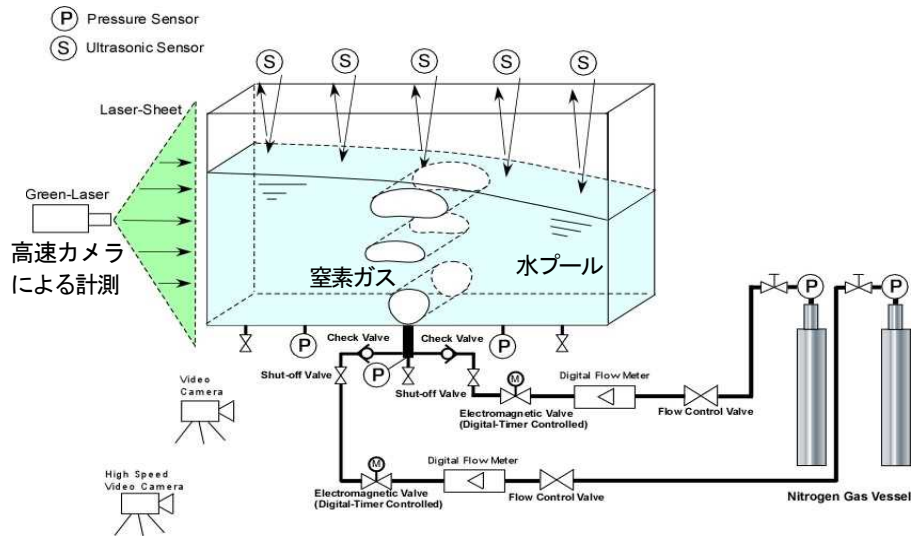
上記の再現解析結果を踏まえて、原型炉級炉心に燃料プールが形成された場合を想定して、熱流動だけでなく核的变化も考慮して SIMMER-III コードを用いてスロッシング解析を行った。反応度印加のメカニズムを整理し、燃料熱膨張や蒸発の影響及びドップラー効果についてパラメトリック解析を行い、反応度の印加、緩和に与える影響について調査し、整理した。式 2.3.2 に示すように、燃料の運動と反応度値分布を関連づけた反応度印加率評価関数を構築し、その妥当性についてまとめた。

$$\dot{\rho}(t) \approx \oint W(t, \vec{r}) d\dot{m}_f = \oint \nabla W(t, \vec{r}) \cdot \vec{u}_f(t, \vec{r}) dm_f \dots\dots\dots (2.3.2)$$

m_f : fuel mass [kg], \dot{m}_f : fuel mass change [kg/s]
 \vec{u}_f : fuel velocity [m/s], W : fuel reactivity worth [(Δk/k)/kg]

図 2.3.21^(参 31) にスロッシングによる燃料体積分布と反応度の変化に関する解析結果の例を示す。機械的エネルギー放出は、反応度印加率によって支配されること、

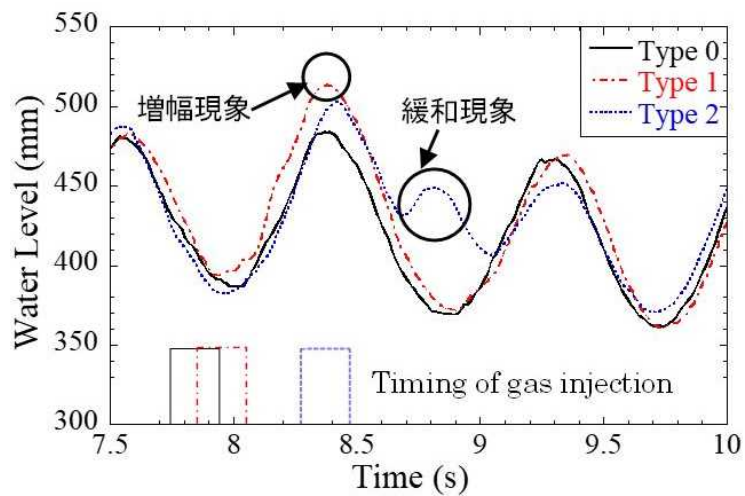
出力印加時の液体燃料の温度上昇による熱膨張により燃料が分散し、エネルギー放出が制限されることが分かった。さらに、その効果を熱力学的なモデルによって理論的に説明することができた。



出典) Morita et.al. (2014) (参 29)

図 2.3.18 スロッシング試験装置の例

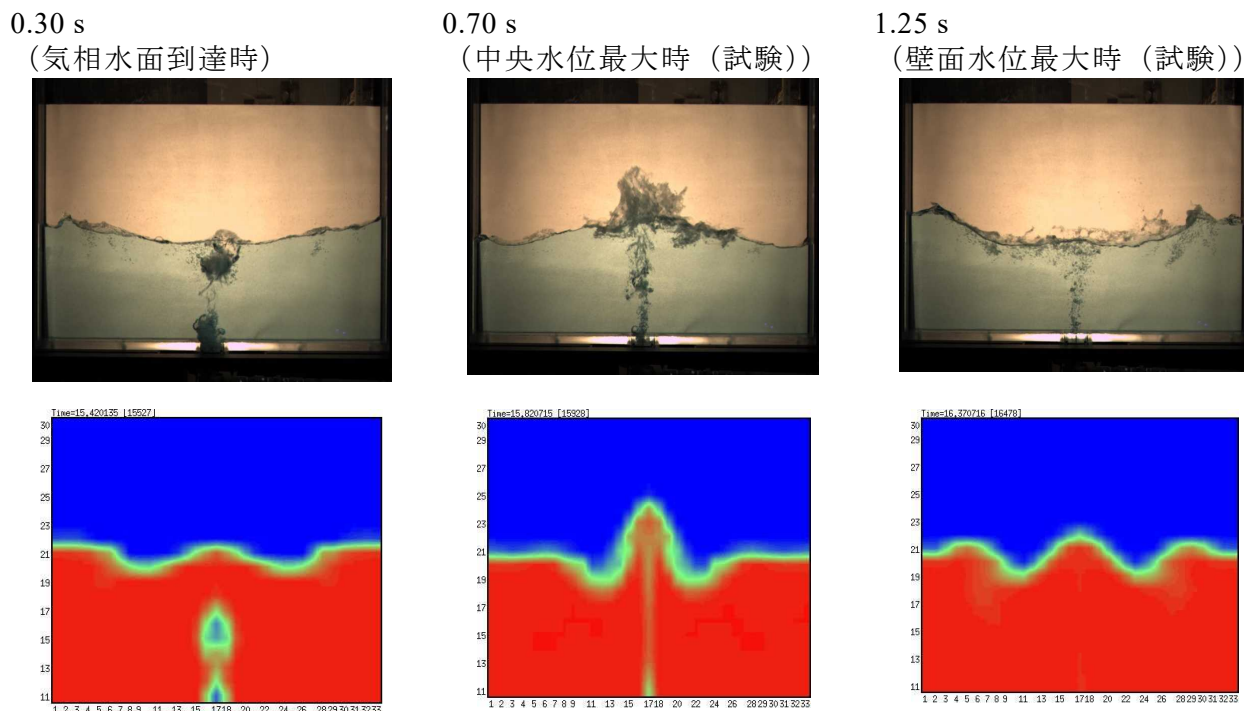
Fig.2.3.18 Example of sloshing experimental equipment



出典) Morita et.al. (2014) (参 29)

図 2.3.19 実験におけるプール中央の水位変化

Fig.2.3.19 Water level at the pool center (experiment)

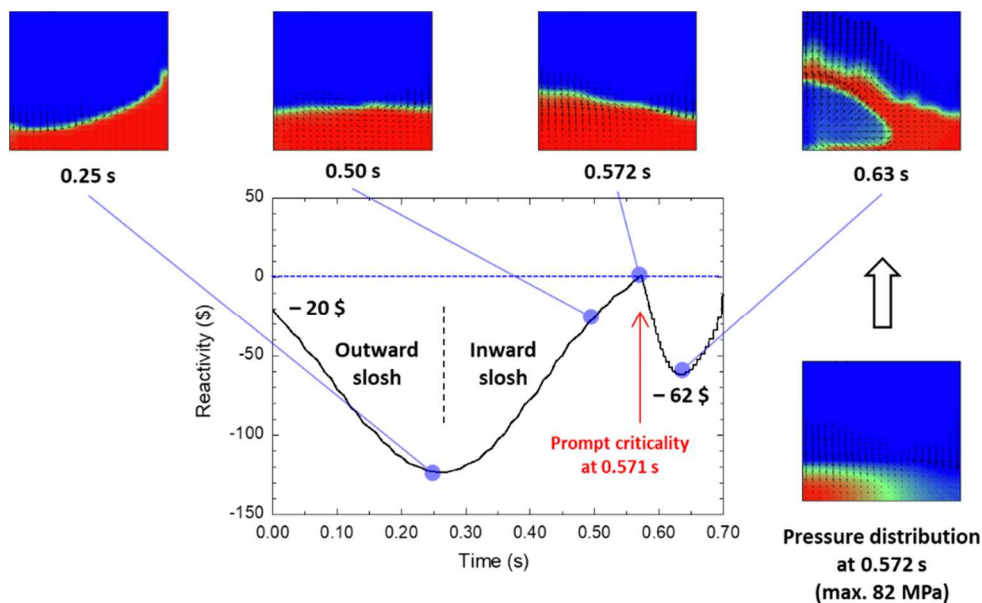


上段：試験結果、下段：解析結果

出典) Morita et.al. (2016) (参 30)

図 2.3.20 試験と解析におけるプール内流動挙動の比較
(外乱：1/4 周期) (対称、気相注入周期 1.080s、初期水位 400mm)

Fig. 2.3.20 Comparison of pool hydrodynamics behavior between experiment and calculation results (Perturbation: additional gas injection of 1/4T) (Symmetric, gas injection period 1.08s, initial water level 400mm)



出典) 守田ら (2018) (参 31)

図 2.3.21 スロッシングによる燃料体積率分布と反応度の変化

Fig. 2.3.21 Distribution of fuel volume fraction during sloshing behavior and the reactivity transient

2. 4 炉心溶融進展挙動評価手法の整備

高速炉の炉心損傷事故後の炉心溶融進展挙動を評価するための物理モデルとシビアアクシデント解析コード AZORES の開発を進めた。AZORES は、シビアアクシデント条件下の高速炉の原子炉容器内の炉心溶融進展挙動、原子炉容器から冷却材ナトリウム、溶融コリウムが流出した場合に格納容器内で生じる事象の挙動及び FP の挙動をシミュレーションする解析コードであり、ここでは特に、炉心内、炉心下部、下部プレナム（いずれも原子炉容器内）及び炉室（原子炉容器外）における溶融コリウムの流動挙動に着目した解析モデルの改良及び検証に注力した。本プロジェクトで実施した AZORES の主な改良項目は、以下に示す 3 点である。

- ① 従来の AZORES コードでは計算負荷低減のために炉心領域を燃料のみで模擬していたが、ATWS 時に溶融コリウムが制御棒案内管（Control Rod Guide Tube、以下「CRGT」という。）を破損し CRGT 内を落下する効果及び炉心下部に配置されている受皿に溶融コリウムが堆積し冷却される効果を考慮するために、CRGT 領域及び受皿等をモデル化した。さらに、溶融コリウムが CRGT 内を落下し、ナトリウム中に溶融コリウムが侵入していく過程で、FCI により溶融コリウムが細粒化するモデルを導入した。また、スリー・マイル・アイランド原子力発電所 2 号炉で発生した事故の知見を反映し、従来の AZORES コードでは模擬していなかった下部プレナム領域で堆積した溶融コリウム及びクラストの熱伝達モデル及び成長・消滅モデルを作成した。
- ② 最新知見では、制御材である B_4C と UO_2/MOX 燃料が混合すると、ホウ素が昇華することが懸念されているため、基礎実験と解析を通じて、同挙動を再現するとともに、相関式を検討・作成して、AZORES コードに導入した。
- ③ 更なる解析モデルの高度化のために、数値シミュレーション解析（Computational Fluid Dynamics、以下「CFD」という。）を実施し、原子炉容器内の冷却材流動経路の詳細モデル化及び CRGT 内の制御棒本体、ダッシュポット、エントランスノズルのモデル化による炉心溶融コリウムの流動挙動をより正確に評価可能なモデルを検討した。

東京電力（株）福島第一原子力発電所事故の後に、高速炉の効果的かつ合理的な安全性強化の検討として、近年、原子炉容器内の溶融進展を止めるアクシデントマネジメント手段である炉心物質の原子炉容器内保持（In-Vessel Retention、以下「IVR」という。）概念が注目を集めている。ATWS 事故、特に ULOF 事故時において、溶けた炉心材料（燃料、制御棒素材、及びステンレス鋼）により形成される溶融コリウムは、CRGT 及び燃料集合体の内部を通り、炉心下部構造物に到達すると考えられ、移行した溶融コリウムは、原子炉容器とガードベッセル底部、さらには原子炉容器室のベースマットを侵食する可能性があることから、上記の 3 つの検討結果を反映した上で、原

子炉冷却系のナトリウム循環により熔融コリウムを原子炉容器内で冷却し保持する高速炉の IVR 概念成立性について AZORES を用いた試解析を実施した。以下に、IVR 概念に係る試解析と、それに係るホウ素挙動基礎試験及び解析、さらに CFD 解析の検討結果の詳細を述べる。

(1) IVR 成立性に係る AZORES の予備検証解析

IVR 成立性に係る AZORES の検証プロセスの一環として、ATWS の後期過程である PAMR 及び PAHR について、代表的なケースをシミュレーションし、その初期条件の違いがシビアアクシデント事故進展に及ぼす影響を評価した。具体的には、ループ型高速炉の ULOF 時の PAMR/PAHR について、熔融コリウムの生成量及び除熱量をパラメータとして、作成した物理モデルを用いた AZORES の試解析を実施した。少量の熔融コリウムと通常の崩壊熱除去の組み合わせでは IVR は成立し、少量の熔融コリウムと非通常状態の崩壊熱除去（強制循環流量が確保されない状況）あるいは相当量の熔融コリウムと通常の崩壊熱除去条件では IVR は成立しない結果（図 2.4.1 参照）となった。本評価により、IVR の成立性において、熔融コリウム量及び崩壊熱の除熱能力が重要であることが分かった。IVR の成立性評価のための精度向上及び評価範囲の拡大のためには、既往の実験及び解析結果と比較する必要がある。さらに、AZORES と高速炉プラント動特性解析コード ADYTUM 及び高速炉 1 次系内 FP 移行挙動解析コード ACTOR を結合することにより、より現実的なシミュレーションが可能になると考えられる。

(2) 高速炉の事故後冷却過程における炉心物質挙動の知見取得

高速炉では、シビアアクシデント初期において損傷した炉心構成物質は、最終的にはその多くが、炉心構造物の下端に設置されている受皿上及び原子炉容器下部に落下する。そのため、デブリベッド堆積状態及び性状によっては再臨界となり、IVR 成立性に及ぼす影響を無視できない。そこで、PAHR における燃料、制御棒集合体及び鋼材（ステンレス鋼、以下「SUS」という。）からなるデブリベッドからの中性子吸収材（ホウ素）の昇華による分離挙動について実験的に解明した（図 2.4.2 参照）。実験は 2 年間で実施し、第一段階として、 UO_2 及び B_4C の混合物を昇温し、ホウ素の昇華挙動を確認した結果、約 1 時間で最大 10% 程度のホウ素が減少することを観察した。続いて第二段階として、より実際の炉心物質に近づくために、 UO_2 、 B_4C 、SUS を混合・昇温して試験を実施したが、重量減少率は、 UO_2 と B_4C 混合物のみの場合と比べるとかなり小さくなることを観察した。試験結果に基づき、ホウ素の昇華挙動の相関式を整備した。さらに、実機条件下におけるホウ素の昇華挙動の把握のために、欧州委員会共同研究センター傘下の超ウラン元素研究所と協力して、熱平衡計算コード FACTSAGE^(参 32) を用いて、ホウ素昇華挙動の熱平衡計算を検討した。

(3) 数値流体シミュレーションによる溶融コリウム移行挙動及びナトリウム流動解析

前述のように、高速炉の炉心損傷時には、溶融燃料が CRGT を介して、炉心下部へ移行すると考えられているが、その際の CRGT 内での溶融コリウムのクラスト形成及び流動挙動が重要な影響因子となる。このため、制御棒挿入時のエネルギー吸収のために設置されたダッシュポット部の流路狭隘部を含む CRGT 下部を対象とした高温の溶融コリウム移行挙動の CFD 解析（図 2.4.3 参照）において、クラスト形成を再現した。

また、炉心損傷後の冷却過程においては、原子炉の下部に配置されている受皿に溶融コリウムが堆積する可能性が高く、その冷却性が重要となることから、詳細な CFD 解析モデル（総格子数：約 585 万）による炉心下部構造（高圧プレナム、低圧プレナム及び受け皿内）におけるナトリウムの流動解析（図 2.4.4 参照）を実施し、炉心下部のナトリウム流速を再現した。

CRGT 下部におけるクラスト形成による流路減少の効果及び強制循環が成立しないシビアアクシデント条件下の炉心下部ナトリウム冷却を考慮した評価を行うためには、上記の CFD 解析結果を評価手法に反映する必要がある。

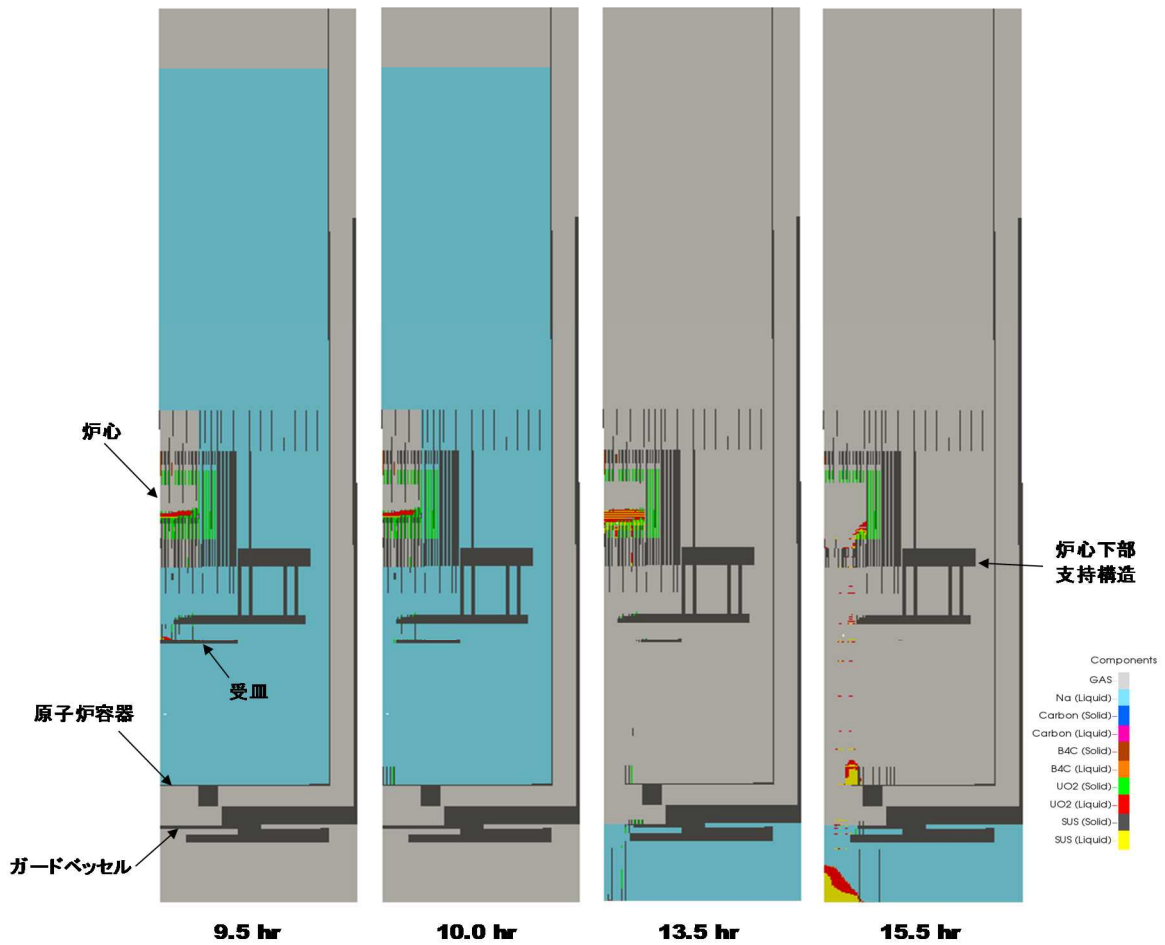


図 2.4.1 炉心溶融進展挙動（原子炉容器室の縦断面）

Fig. 2.4.1 Axial cross-section of core degradation in the reactor room

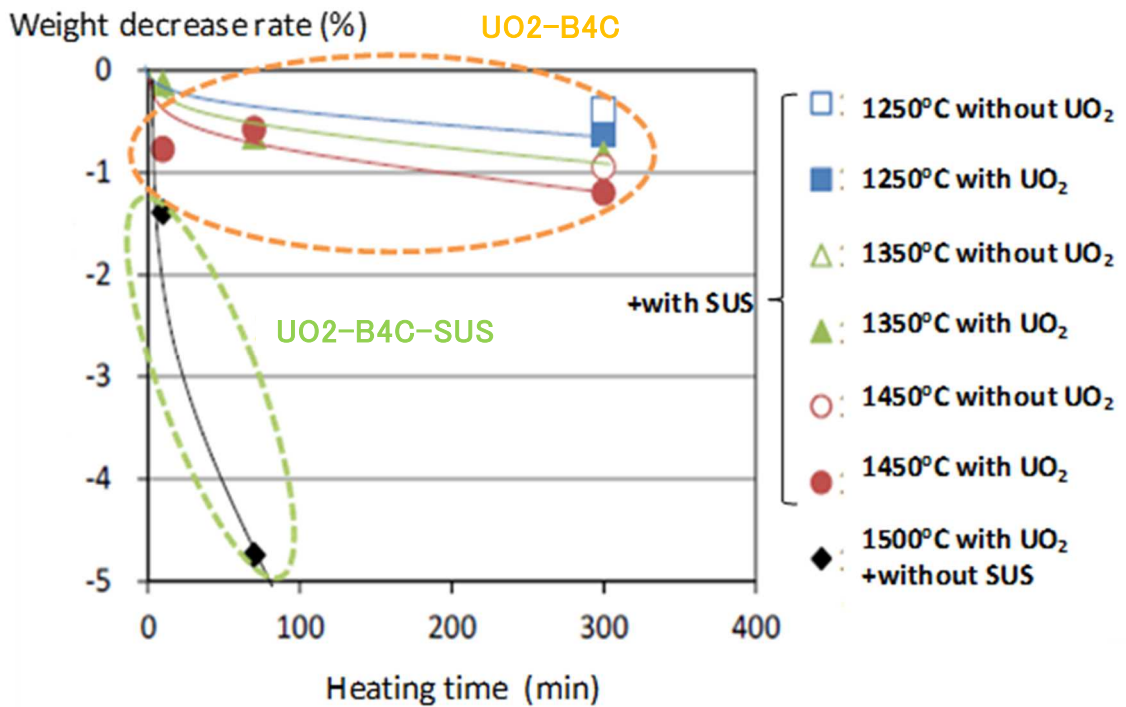
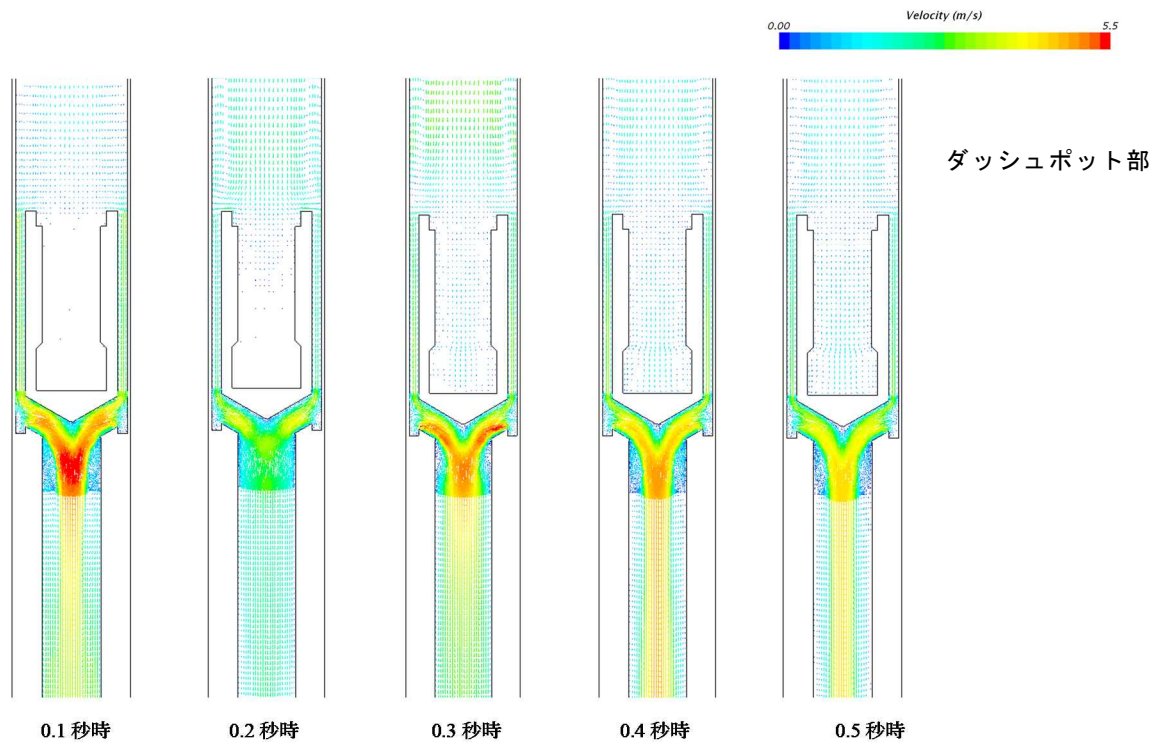
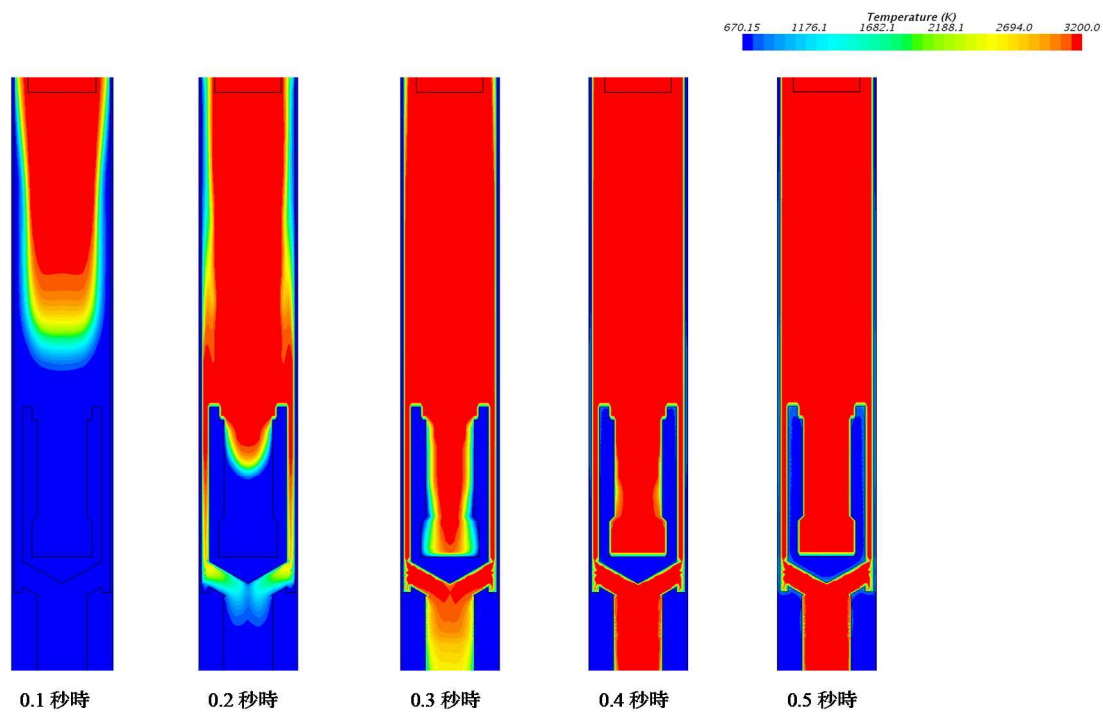


図 2.4.2 ボロンの高温条件における昇華挙動

Fig. 2.4.2 Boron sublimation behavior at very high temperature conditions



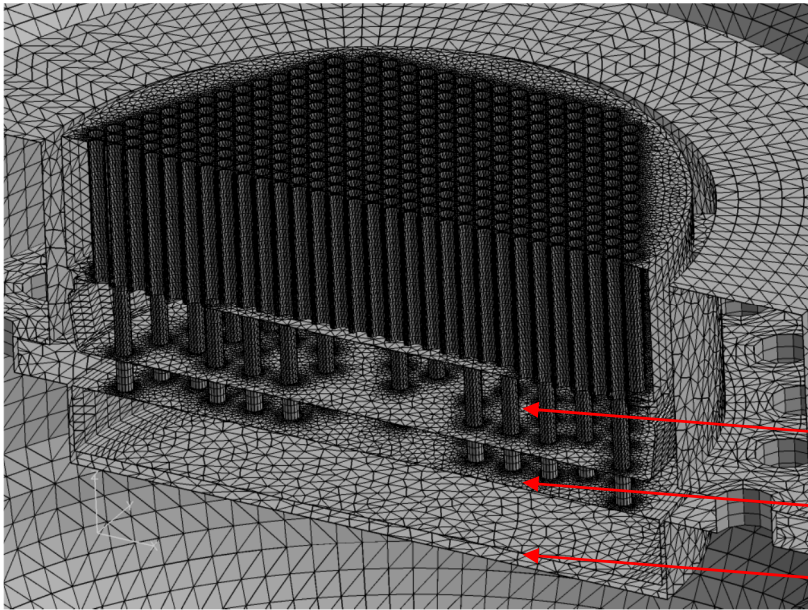
(a) 溶融コリウムの流速



(b) 溶融コリウムの温度分布

図 2.4.3 CRGT 内の溶融コリウム挙動 (CFD 解析結果)

Fig. 2.4.3 CFD simulation for molten corium relocation inside a control rod guide tube

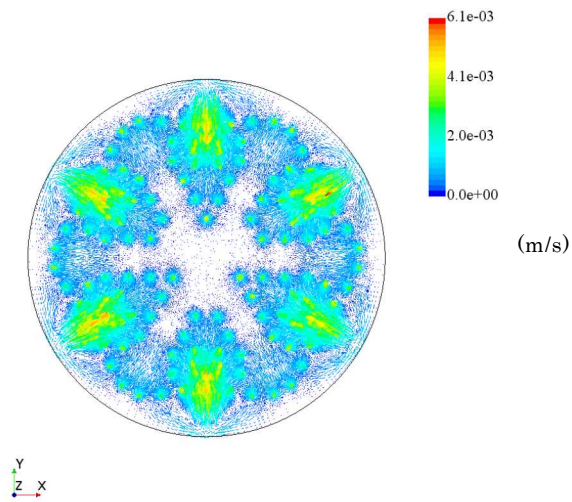


高圧プレナム

低圧プレナム

受皿内

炉心下部構造の CFD 解析モデル



受皿内部流速分布 (例)

図 2.4.4 炉心下部構造における流動解析

Fig. 2.4.4 Flow analysis for reactor support structure

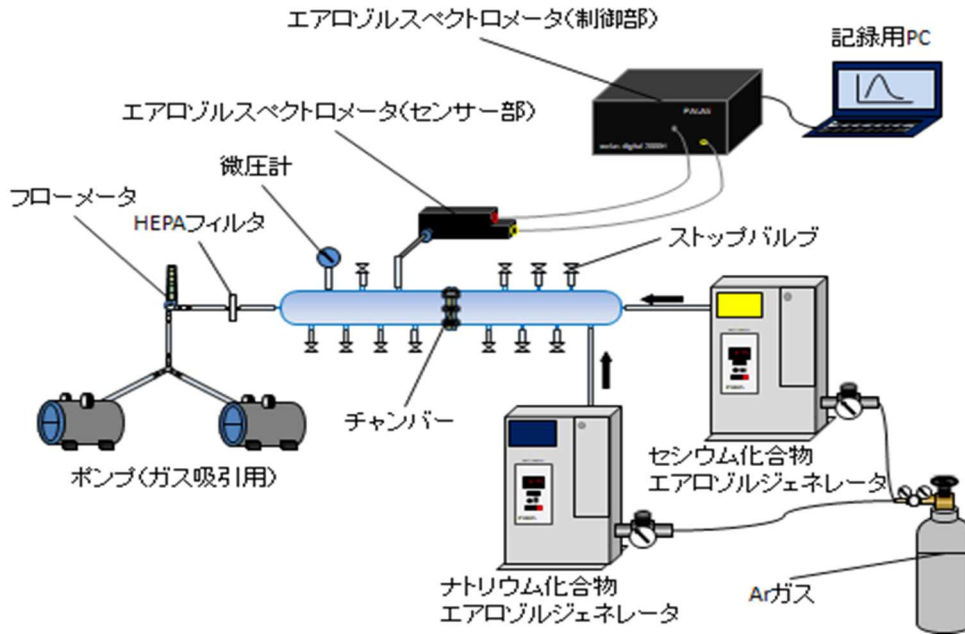
2. 5 格納容器内の放射性物質挙動評価手法の検討

常陽での炉心損傷事故時における放射性物質の環境への放出量に係る知見として、セシウム（ ^{137}Cs ）の環境への放出挙動を考える必要がある。その場合、高速炉の特徴としてセシウムと同じアルカリ金属であるナトリウムが事故時には大量に放出されることによる影響を確認することは重要である。

高速炉の炉心損傷事故後に原子炉容器バウンダリが損傷した場合、格納容器内に放出されたセシウムは、主に水酸化セシウム (CsOH) や酸化セシウム (Cs_2O) のエアロゾルとなり、そのうちの一部はプラント機器あるいは建屋壁面に沈着しつつ雰囲気中を移行すると考えられる。その際の格納容器内雰囲気中には大量に存在するナトリウムエアロゾルの他、コンクリートからの水蒸気、ナトリウムと水の反応により生成した水素等が含まれ、セシウムはそれらと混合エアロゾルを形成して互いに吸着・脱着をしながらある平衡を保つものと考えられる。このようなナトリウムエアロゾルが大量に存在する条件や湿分環境下でのセシウムエアロゾル挙動は、環境への放射性物質の放出挙動を評価する上で重要な因子となる。しかしながら、これまでこれらを対象とした試験研究の例はほとんどない。このため、AZORES コードのエアロゾル評価モデルへ反映することを目的に、学校法人五島育英会東京都市大学への委託研究(平成 29 年度)として、セシウム及びナトリウムエアロゾルの共存状態及びコンクリートからの湿分を考慮した条件での沈着・沈降挙動の試験に着手した。

図 2.5.1 にエアロゾル挙動を計測するため試験装置^(参33)を示す。予備試験の試料は、扱いやすさを考慮してナトリウム化合物として塩化ナトリウム (NaCl)、セシウム化合物としてヨウ化セシウム (CsI) を用いた。アルゴンガス雰囲気下でセシウム化合物・ナトリウム化合物エアロゾルをそれぞれの発生装置から発生させ、下流側からのポンプ吸引によりチャンバー内に導入する。チャンバー内には、上流側から下流側に等間隔にサンプリングリボンを配置することにより、導入位置からの距離に応じたエアロゾル粒径分布や形状の変化を計測する。また、エアロゾルスペクトロメータによりエアロゾル粒径分布をオンラインで計測するほか、サンプリングしたエアロゾル粒子の濃度変化等も計測する。図 2.5.2 は、室温条件において毎分 30 リットルの流量のアルゴンガスによりエアロゾル粒子を移行させた予備試験の結果の一例である。図中の凡例は、 NaCl エアロゾルを導入した場合（図中「 NaCl 」と表記。）、 CsI エアロゾルを導入した場合（図中「 CsI 」と表記。）、 NaCl 及び CsI の混合エアロゾルを導入した場合（図中「 $\text{NaCl}+\text{CsI}$ 」と表記。）の試験ケースを表しており、エアロゾル導入口から 20cm 及び 60cm の距離に付着した粒子の粒径分布を示している^(参33)。チャンバーのエアロゾル導入口から遠いほど、粒径の小さいエアロゾルが多く移行していることが分かった。予備試験を通して、計測機器が問題なく機能することを確認するとともに、エアロゾル導入口の配置等、装置構成や配置等の改良項目を抽出した。今後は、試薬の検討や湿分発生装置の追加を含む装置構成の改良を行い、湿分発生器による湿分条件

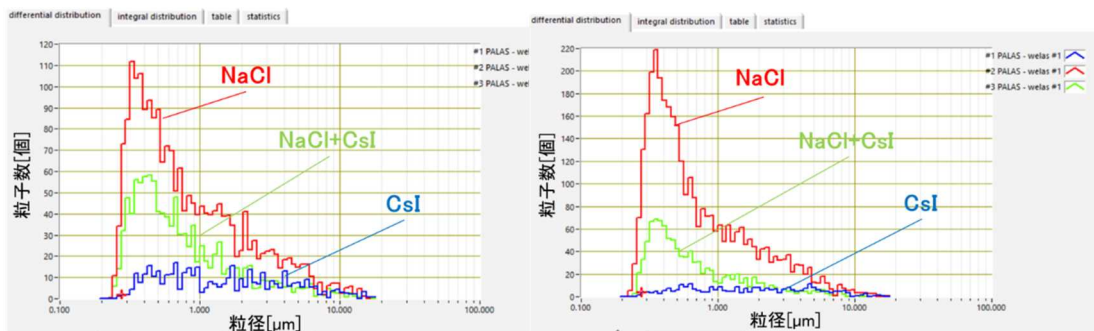
下での各種パラメータ試験を実施して、エアロゾルの沈着・沈降挙動へ与える影響を調査する必要がある。



出典) 松井ら (2018) (参 33)

図 2.5.1 エアロゾル挙動試験装置

Fig.2.5.1 Equipment of aerosol behavior experiment



(a) エアロゾル導入口から 20cm 地点

(b) エアロゾル導入口から 60cm 地点

出典) 松井ら (2018) (参 33)

図 2.5.2 エアロゾル粒径分布の予備試験結果の例

Fig.2.5.2 Example of preliminary experimental data for distribution of aerosol particle diameter

2. 6 PRA 手法の検討

高速炉における炉心の著しい損傷事故後の格納容器破損防止対策及び放射性物質の放出抑制対策の検討に際しての事象の選定には、レベル 2 PRA が有効な手段である。

しかしながら、高速炉の炉心損傷、放射性物質放出シナリオは、多様な事象の連鎖により構成されるため、それぞれの事象の発生順序や事象進展に関与する系統、機器は一義的に定まらない。さらに、炉心損傷進展挙動や放射性物質の放出挙動に係る系統内外の温度・圧力挙動、物質の移流・拡散挙動、構造の応答挙動は、ナトリウムや水素燃焼の発生等の他事象の影響を受けつつ、時間とともに相互に影響し合いながら連続的に進展する。

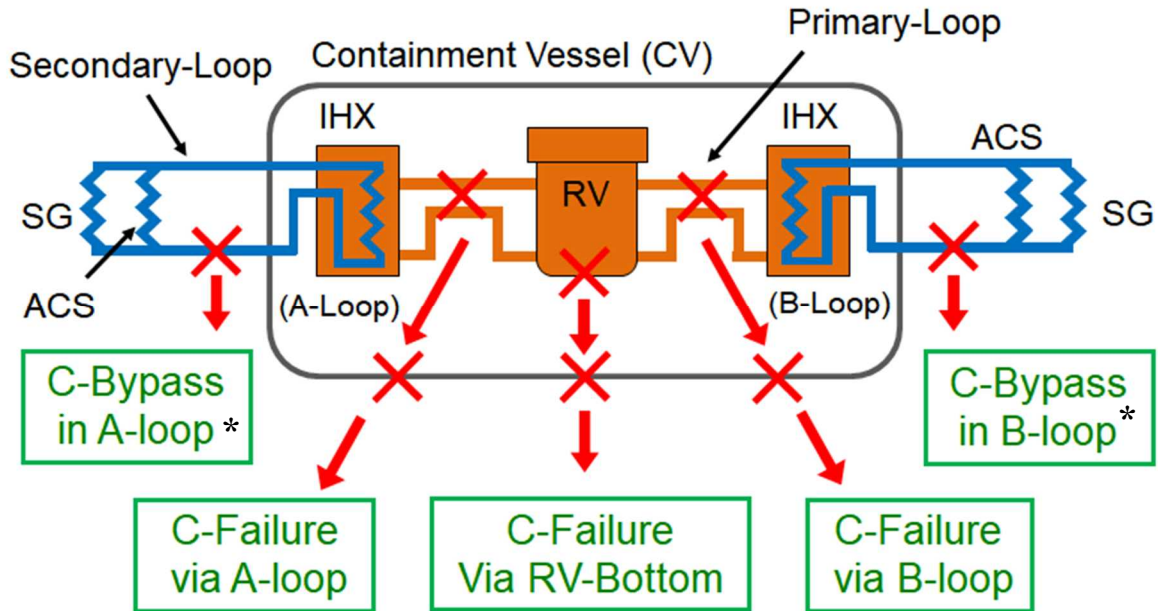
従来は、レベル 2 PRA に係る事象の定量評価には、現象イベントツリー法（以下「現象 ET 法」という。）が適用されてきた。しかし、現象 ET 法では、事象進展の時間依存性や事象の順序の相違による影響を考慮できないため、上記のような高速炉における炉心損傷、放射性物質の放出シナリオにおける課題を解決することは困難である。そこで、現象 ET 法による定量評価手法を補う形で、連続マルコフ過程モンテカルロ法（Continuous Markov Chain and Monte Carlo method、以下「CMMC 法」という。）とプラント動特性挙動やシビアアクシデント事故進展挙動解析を扱う解析コード（例えば、ADYTUM や AZORES）をカップリングさせた評価手法の開発を国立大学法人大阪大学（平成 25 年度～平成 26 年度）及び国立大学法人東京大学（平成 27 年度～平成 29 年度）への委託研究として実施した。

マルコフ過程とは、「未来の挙動が現在の値だけで決定され、過去の挙動と無関係であるという性質を持つ確率過程」である。連続マルコフ過程とは、マルコフ過程において時間の次元を導入し、マルコフ連鎖を逐次追跡することにより非定常の解析に適用するものである。

ここでは、CMMC 法による高速炉のレベル 2 PRA への適用例として、PLOHS 事象に適用した事例^(参 34)について述べる。LORL 等の他の事象にも同様に適用可能である。

PLOHS による高速炉の炉心損傷時の FP の環境への放出事象を考える。PLOHS では、除熱源の喪失により炉心の冷却ができないため、系統全体の温度が上昇し、損傷部位によって環境への FP 放出パスが複数考えられる。図 2.6.1 は、CMMC 法によるプラントモデルと FP 放出パスを示したものである。プラントは、もんじゅを対象に設定（ループ数は本来の 3 ループに対し 2 ループでモデル化）しており、FP 放出パスとして、①原子炉容器底部破損による格納容器破損、②1 次系ループ破損に伴う格納容器破損、及び③ IHX の 1 次系 / 2 次系バウンダリ破損と 2 次系破損の重畳による格納容器バイパスを想定している。評価は、多数のモンテカルロ法による計算を処理するため、予め動特性解析コードの結果に基づいて作成した簡易的な解析モデル（メタモデル）を CMMC カップリングモデルに組み込んだ手法（図 2.6.2 にアルゴリズムを示す。）を用い

て実施した。図 2.6.3 に、CMMC 法により得られた PLOHS による炉心損傷時の FP 放出パス、事故シナリオの分類とその頻度を示す。

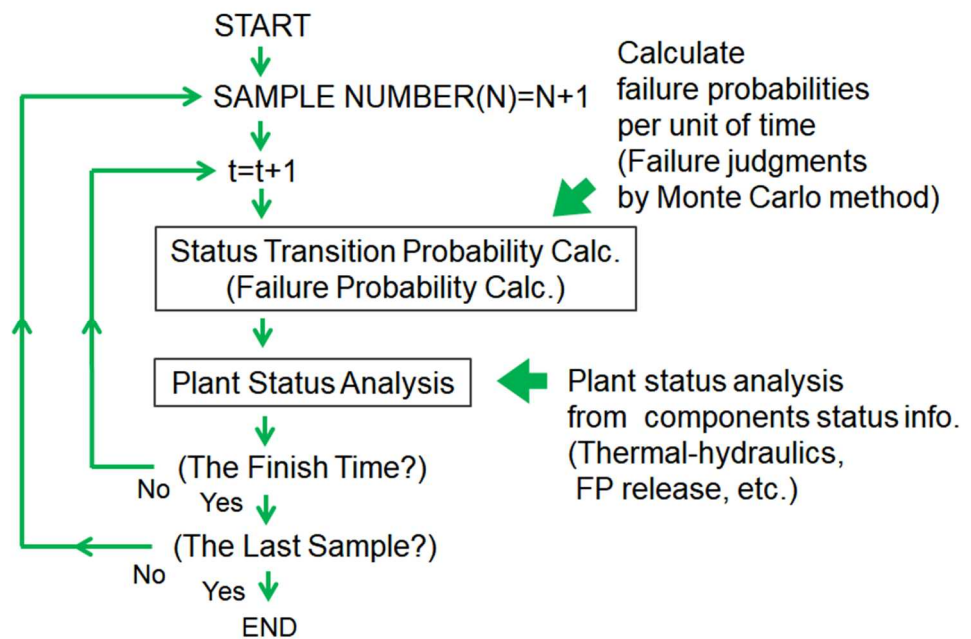


* IHX1 次系/2 次系バウンダリの破損との重畳

出典) Jang et. al. (2018) (参 34)

図 2.6.1 CMMC 法メタモデルのプラントモデルと FP 放出パス

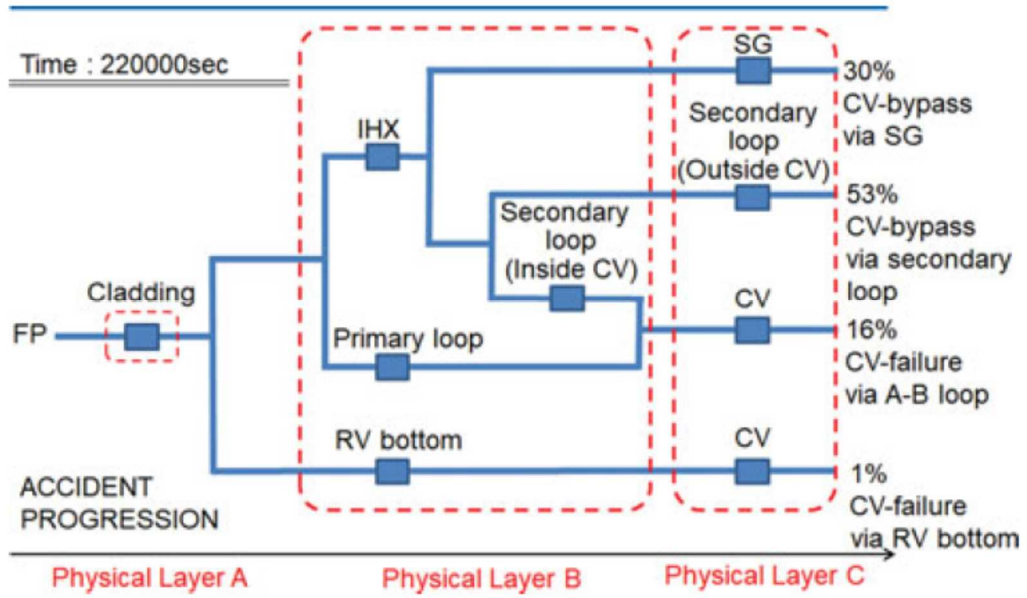
Fig.2.6.1 Plant model for CMMC meta-model and FP release path



出典) Jang et. al. (2018) (参 34)

図 2.6.2 メタモデルのアルゴリズム

Fig.2.6.2 Algorithm of the meta-model



出典) Jang et. al. (2018) (参 34)

図 2.6-3 CMMC 法による PLOHS 時の FP 放出パスと事故シナリオの分類

Fig.2.6-3 FP release path and accident scenario categorization of PLOHS using CMMC method

3. 炉心の著しい損傷の防止対策の有効性に係る検討

高速炉の重大事故に関し、2. 1で挙げた事象のうち、具体的な防止対策が挙げられる LOHRS 事象のうち、その対策による推移が炉心損傷（または使用済燃料の損傷）防止を左右する PLOHS 対策の有効性に関し、自然循環除熱及び炉壁冷却（炉壁冷却については常陽のみ）を対象に検討を行った。

3. 1 もんじゅの自然循環除熱

もんじゅのナトリウム熱輸送系には、炉心を通るナトリウムが循環する1次主冷却系と、中間熱交換器を介して受け取った1次主冷却系の熱を蒸気発生器を介して水・蒸気系に伝える2次主冷却系がある。1次主冷却系、2次主冷却系ともに、同一の設備構成から成る3ループを有しており、崩壊熱除去は、各ループの2次主冷却系から分岐して設置された空気冷却器により行われる。通常運転から原子炉トリップした後の崩壊熱除去運転は、2次主冷却系の主流路を蒸気発生器側から空気冷却器側に弁の開閉により切り替えて行われる。なお、崩壊熱除去システムの除熱能力は、ナトリウムが強制循環運転であれば、1ループのみで除熱可能なものとなっている。

ここでは、原子炉トリップ後、通常の崩壊熱除去運転が行えず、自然循環除熱となった場合に、使用可能なループ数、空気冷却器の空気側流路の確保条件や、機器や配管の外表面からの放熱の有無をパラメータとした自然循環除熱運転時のプラント挙動解析を ADYTUM により行った。図 3.1.1 に、これらの自然循環除熱解析の結果から得られた炉容器出口温度を示す。まず、図中、赤、緑、青の実線は、順に1ループ、2ループ、

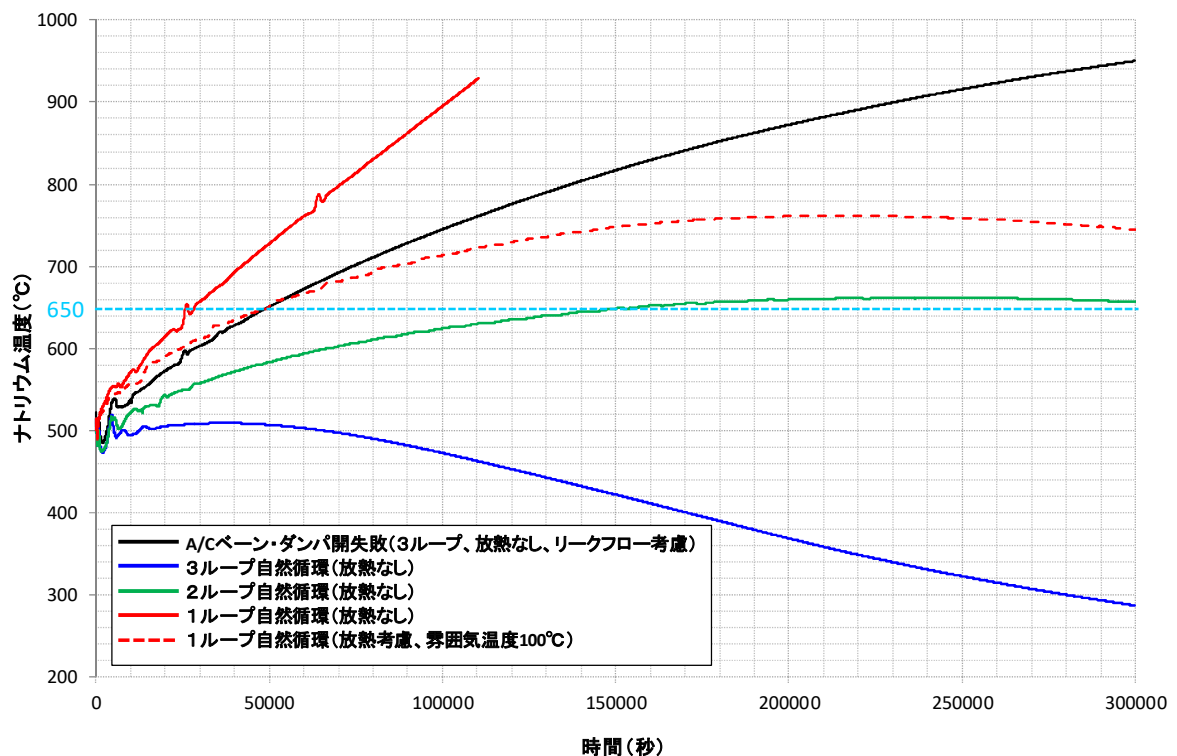


図 3.1.1 自然循環除熱運転時のもんじゅ炉容器出口温度の挙動

Fig. 3.1.1 Temperature of reactor vessel outlet during natural convection heat removal operation

3 ループの自然循環除熱運転を行った場合（いずれも、機器・配管の表面からの放熱は無視する条件）の挙動を示しており、1 ループのみの自然循環運転では炉心の冷却は行えないが、2 ループ以上の自然循環の場合、一旦上昇した炉容器出口温度が、運転の経過に伴って低下し、炉心冷却が可能な結果となっている。なお、650℃に引いた水色の破線は、設計基準事故において構造材の上限温度として設置許可申請書に示されている制限値を示している。2 ループの自然循環運転では、この制限をわずかに超える結果となっているが、機器や配管からの放熱を考慮すれば炉容器出口温度は 650℃を超える可能性は低いと考えられる。また、赤の破線は、1 ループの自然循環除熱において、機器や配管からの放熱を考慮した場合（ただし、雰囲気温度は空調の故障を考慮して 100℃を仮定している。）を示している。この場合には、炉容器出口温度は約 60 時間（214,400 秒）以降に低下する傾向を示しており、機器や配管からの放熱を考慮すれば、雰囲気条件にもよるが、1 ループの自然循環で炉心を冷却できる可能性が示唆されている。

次に、図中、黒の実線は 3 ループの自然循環流路は確保されているものの、空気冷却器のベーン（送風機の空気取り入れ口の開度を調節する）、及びダンパ（空気冷却器ダクトの開口を調節する）の「開」操作に失敗し、通常運転時の開度から変更できなかった場合の挙動を示しており、この条件では、空気冷却器への空気供給は、ベーン、ダンパの開度に応じた（通常運転時は「閉」状態に近い）リークフローのみとなるため、炉容器出口温度は上昇を続け、炉心冷却に失敗する結果となっている。

また、EVST についても、2. 2 (3) で述べた ADYTUM のモデル改良後に、自然循環による除熱特性解析を行っている。EVST も 3 ループの冷却系を有しているが、運転温度が低い（250℃以下）ことから、1 ループの自然循環でも最高到達温度は 650℃以下で使用済燃料の冷却が行える結果が得られている。

3. 2 常陽の自然循環除熱

崩壊熱除去運転のうち、自然循環除熱運転に関し、もんじゅと常陽との間には以下のような相違がある。

- ① もんじゅは原型炉で発電用原子炉であるため、通常運転時には蒸気発生器に熱を伝え、崩壊熱除去運転時には、流路を空気冷却器側に切り替えて空気冷却器を除熱源とした運転を行う。これに対し、常陽は実験炉であり、発電用原子炉ではないため、通常運転時の除熱と崩壊熱除去運転時の除熱を同じ空気冷却器で行う。このため、崩壊熱運転時にも流路の切り替えが不要である。
- ② もんじゅの空気冷却器は崩壊熱除去運転時の条件で除熱容量が定められているのに対し、常陽は通常運転時と崩壊熱除去運転時の除熱を同じ空気冷却器で行うため、崩壊熱に対し、空気冷却器の除熱容量が大きくなっている。
- ③ もんじゅの冷却系が 3 ループであるのに対し、常陽の冷却系は 2 ループである。

①に関しては、常陽では通常運転から崩壊熱除去運転への移行時に流路の切り替えが不要であることから、ナトリウム漏えい事故が起因事象でない場合には、ナトリウム循

環流量は確保されるため、除熱に必要な空気流量が確保できれば自然循環除熱が可能となる特徴を有している。一方、②に関しては、常陽では自然循環による崩壊熱除去運転時の冷却速度が大きくなるため、過冷却に対する裕度ももんじゅに比べて小さく、ナトリウムの凍結防止に注意する必要があると考えられる。なお、③に関しては、常陽では空気冷却器の除熱容量が大きいことから、1ループの自然循環除熱運転でも炉心冷却が可能と考えられる（別途解析を行い確認済みである。）。

上記のうち、②に関する検討として、ADYTUMで行った常陽（熱出力 100MW）の自然循環除熱解析結果を図 3.2.1 に示す。本図は、常陽において全交流電源喪失が生じた場合を想定し、自然循環除熱運転に移行する（特に操作は必要としない。）際の、空気冷却器のベーンの開度を通常運転時の開度で固定した場合と、故障により全開となった場合の2ケースにおける空気冷却器の出入口温度を示したものである。なお、空気冷却器出口が系統内で最も早くナトリウム温度が低下する部位である。図に示すように、ベーン及びダンパが全開の場合には約1時間でナトリウムは凍結温度に至り、ベーン開度を通常運転時の条件で固定した場合でも、10数時間でナトリウムが凍結する可能性があることが分かった。これは、図 3.1.1 に示したもんじゅの自然循環時の冷却が3ループ自然循環の場合に約50時間（180,000秒）後でも炉容器出口温度は約400℃であることと比較しても、いかに急速に冷却が進む可能性があるかを示しており、ベーン及びダンパの開度調節による冷却速度の調整を早期に実施する必要があることを示唆している。

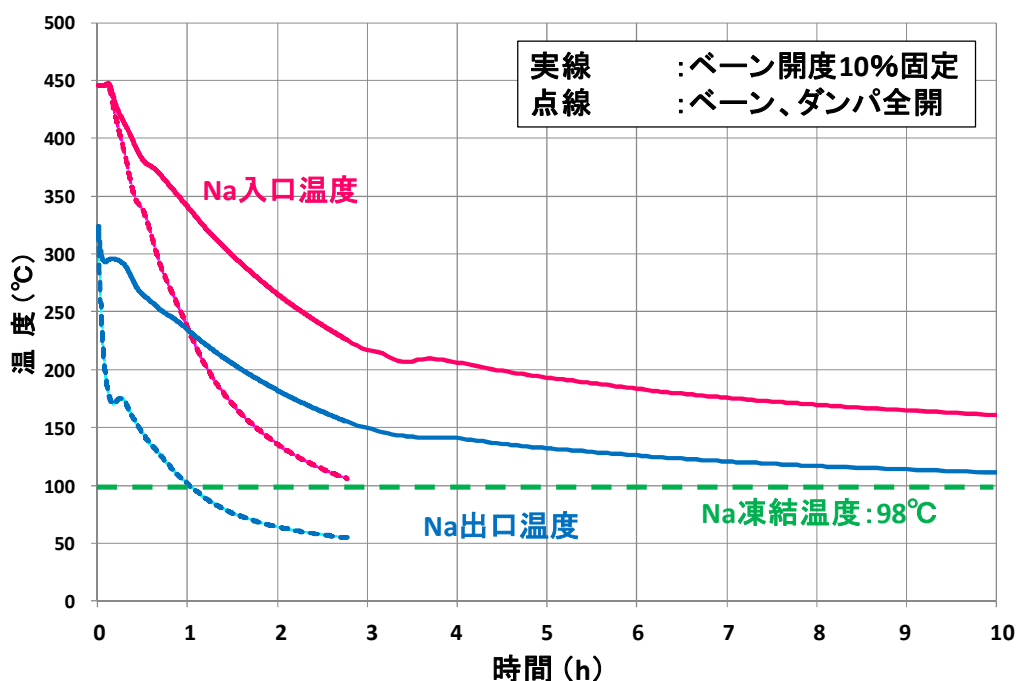


図 3.2.1 常陽の自然循環除熱運転時の空気冷却器出入口温度

Fig. 3.2.1 Temperature of air cooler inlet and outlet of Joyo during natural convection operation

3. 3 常陽の炉壁冷却による炉心冷却

常陽の原子炉容器の外側には、原子炉容器の損傷によりナトリウムが漏えいした場合にも、炉心冷却に必要なナトリウム液位が確保できるように、リークジャケットが設置されており、リークジャケットと原子炉容器の間には、原子炉容器の予熱・保温のための窒素ガスを流すことができるようになっている。これを活用して、原子炉容器のナトリウム液位が低下し、冷却系による除熱ができない場合の LOHRS 対策として、図 3. 3. 1 に示すように、原子炉容器を外側から冷却し、炉心を発熱源、原子炉容器壁を除熱源とした自然対流によって炉心の冷却を行う対策（以下「炉壁冷却」という。）が考えられている（参 35、参 36）。

本プロジェクトにおいては、通常の運転条件からの崩壊熱除去に対する炉壁冷却の有効性を確認するため、炉壁冷却を扱えるよう、ADYTUM の解析モデルの修正を行った。図 3. 3. 2 に作成した ADYTUM の解析モデルを示す。本解析モデルは、全ての崩壊熱除去に関連する設備を含むとともに、ナトリウム漏えい等に伴う原子炉容器の液位低下とそれによる崩壊熱除去手段の移行を扱えるようになっており、主冷却系による炉心冷却、補助冷却系での炉心冷却から炉壁冷却へと炉心冷却手段の引継ぎを模擬した解析が可能である。

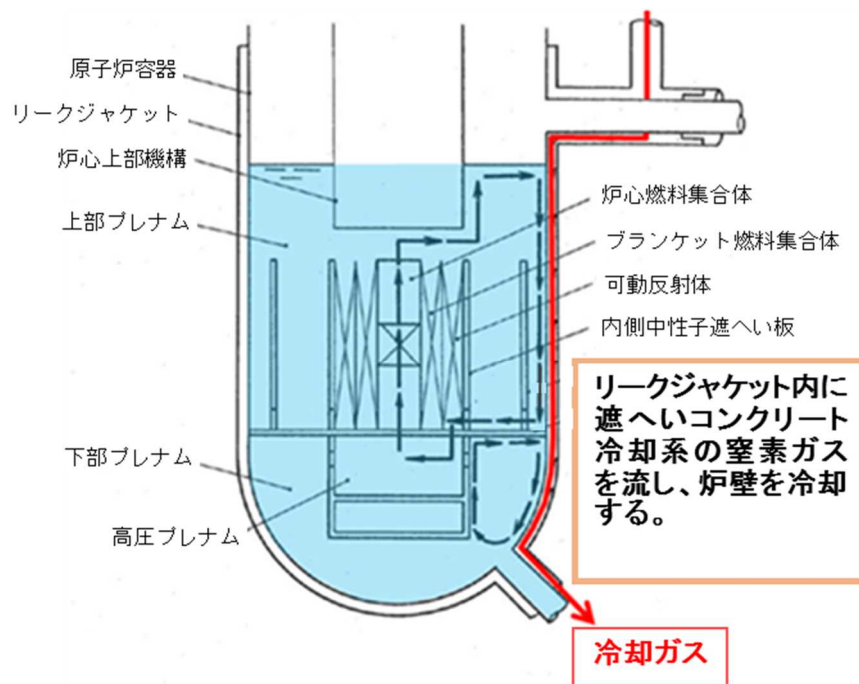


図 3. 3. 1 炉壁冷却の概念

Fig. 3. 3. 1 Concept of reactor vessel wall cooling

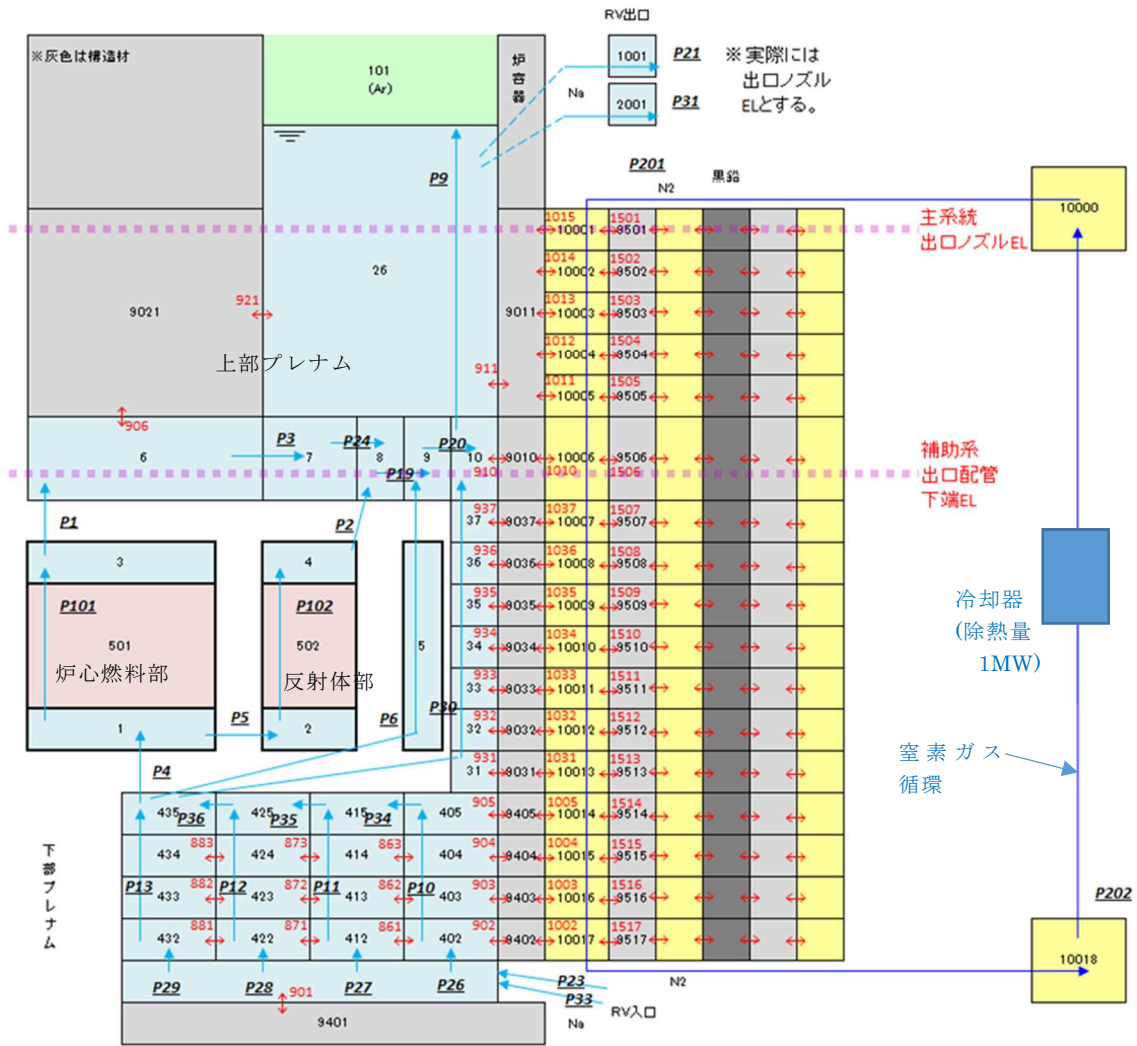


図 3.3.2 ADYTUM の原子炉容器解析モデル
 Fig.3.3.2 Reactor vessel analysis model of ADYTUM

4. 格納容器破損防止対策の有効性に係る検討

4. 1 ATWS による炉心損傷挙動に係る検討

もんじゅと常陽(変更申請以前の熱出力 140MW)を対象に、ATWS 時の事象進展挙動と放出エネルギーについて、その影響を含め検討した。

(1) ASTERIA-FBR によるもんじゅの ATWS 時挙動

もんじゅの ATWS 時の事象進展と放出エネルギーを含む炉心挙動について、ULOF 及び UTOP を対象とし、2. 3. 1 で述べた高速炉炉心損傷挙動解析コード ASTERIA-FBR を用いて解析した。ここでは特に、事象進展が速くかつ著しい炉心損傷に至る可能性が大きい ULOF 事象に関する解析結果の例を説明する。

解析結果の例を図 4. 1. 1 及び図 4. 1. 2 に示す。ULOF 事象は、スクラム信号により 1 次主循環ポンプのトリップには成功するが、制御棒挿入に失敗することによって生じる。解析では流量半減時間を 5 秒とした。炉心流量が減少する一方で、出力は定格に維持されるために、出力と流量のミスマッチが生じ冷却材温度は上昇する。冷却材の密度減少に伴い、正の冷却材密度反応度が印加される。その一方で、炉心温度が上昇することにより、ドップラー反応度や燃料膨張反応度など負の反応度フィードバックが投入される。結果として、正負の反応度は相殺されて全反応度は約 0\$ で推移する。過渡開始後約 13 秒に冷却材沸騰が開始すると、ボイド反応度は急激に上昇し全反応度は 1\$ に近接する。過渡開始後約 14. 37 秒に被覆管の内圧破損が生じて FP ガスが放出される。さらに過渡開始後約 14. 45 秒には、炉心中心近傍に配置された高出力・流量比の燃料集合体において燃料ピン破損が始まる。このとき全反応度及び出力比は最大となり、それぞれ 0. 97\$、定格出力の 54 倍(以下、 P_o を定格出力とし、 $54P_o$ のように表記する。)となる。

燃料ピンが破損すると、FP ガスやナトリウム蒸気を駆動圧として熔融燃料及び燃料粒子は軸方向に分散するため、燃料移動反応度が大きく負に投入され、全反応度は約 -4\$ まで低下する。図 4. 1. 2 は、過渡開始後 19. 309 秒の炉心中心軸方向断面図において各計算セル内に存在する成分の存在割合(成分体積率)を表している。炉心燃料領域の炉心外周部では健全燃料ピン(図中茶色で表示)が存在するが、炉心中心部では複数集合体で燃料破損を生じており、燃料粒子(同黄色で表示)と液体スチール(同黄緑で表示)が多く存在する。さらに数秒後には、分散した燃料からの熱伝達によって集合体壁が熔融貫通し複数集合体が連結して局所プールを形成する(遷移過程)。遷移過程では、制御棒案内管壁の熔融貫通等により FCI が生じると水平方向への燃料の運動に伴って反応度変化が生じる。上記のような現象に係る熱流動挙動と、それに伴う反応度挙動を ASTERIA-FBR により計算した。ASTERIA-FBR の計算結果は、CABRI 試験結果^(参 16)や THINA 試験解析結果^(参 23)、及び SAS4A コード^(参 37)・SIMMER-III コード^(参 21)による実機解析結果に照らしても ULOF 時の熱流動挙動の進展やそれに伴

う反応度変化の関係は合理的であり、ASTERIA-FBRの実機への適用性について確認できた(参 12-14)。

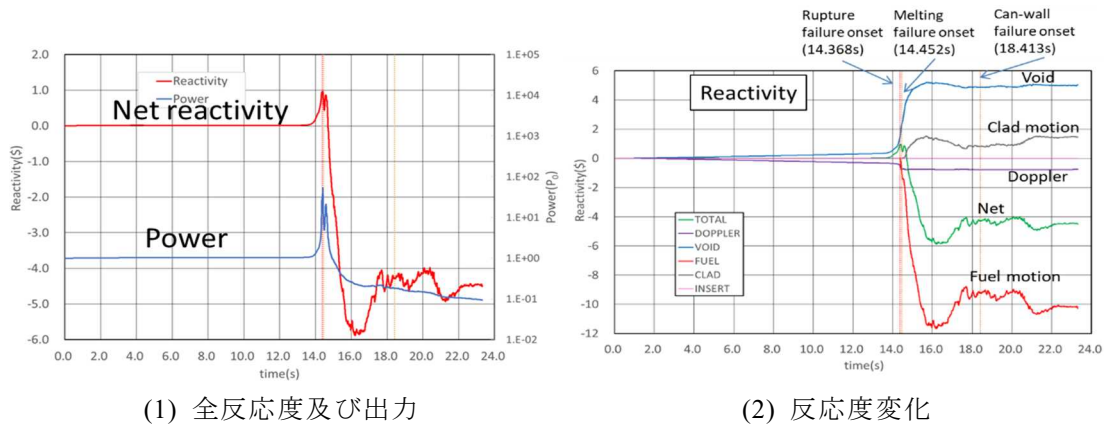


図 4.1.1 ASTERIA-FBR によるもんじゅ ULOF 解析結果の例
 Fig. 4.1.1 Example of calculation results of ULOF for Monju using ASTERIA-FBR

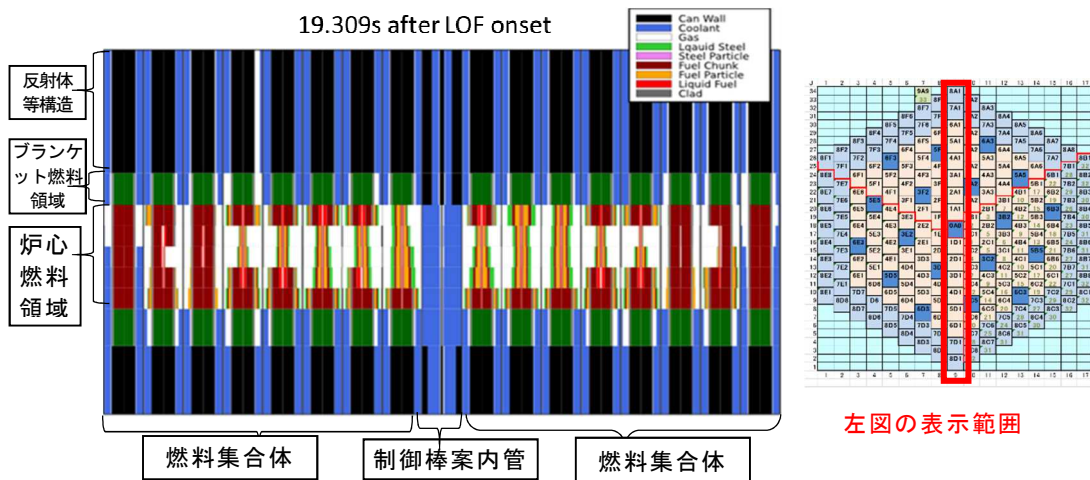


図 4.1.2 ASTERIA-FBR 解析結果の例
 (過渡開始後 19.309 秒の炉心の成分体積率)
 Fig. 4.1.2 Example of calculation result using ASTERIA-FBR
 (core component volume fraction at 19.309s after transient onset)

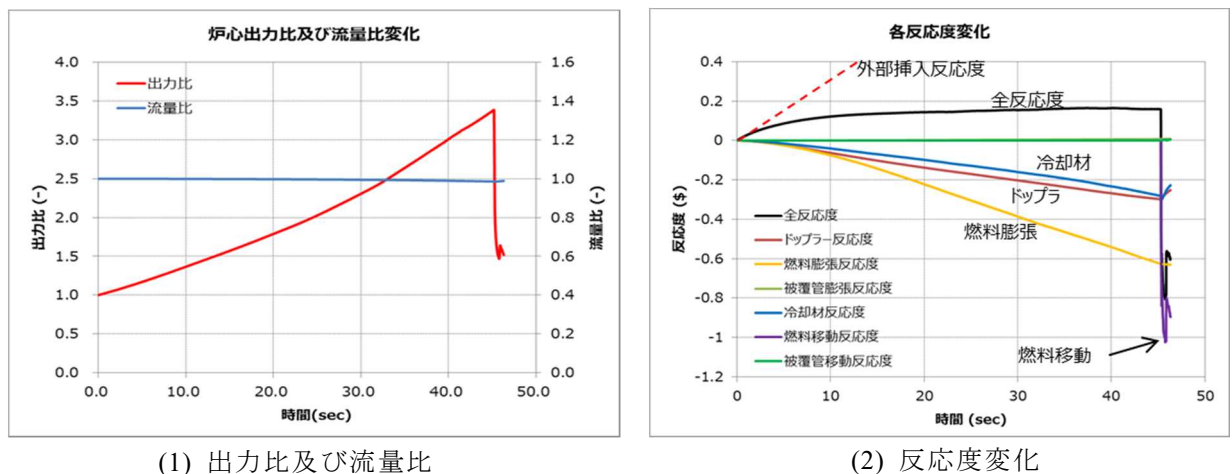
(2) SAS4A、SIMMER-III による常陽の ATWS 時挙動

常陽についても、ASTERIA-FBR、SAS4A 及び SIMMER-III コードを用いて ATWS 事象解析を行い、その炉心挙動を把握した。ここでは、熱出力 140MW の MK-III 標準平衡炉心を対象とし、公開文献(参 38、参 39)を参考に入力条件を設定した。(1)のもんじゅと異なり、常陽は、炉心が小さいことに起因して炉心領域全域においてボイド反応度が負である特徴がある。解析は、UTOP 事象、ULOF 事象を対象に実施した。各事象の想定条件及び SAS4A 及び SIMMER-III コードによる計算結果の概要について、以下に述べる。

① UTOP 事象の解析

本ケースでは、最大反応度価値の制御棒 1 体の誤引抜き及びスクラム失敗を想定した。ここでは SAS4A コードを用いた解析結果について記述する。制御棒の誤引抜きによる反応度変化として、正の外部反応度印加率 3c/s 及び最大印加量 $2\text{\$}$ の場合を仮定した。図 4.1.3 に計算結果の出力及び反応度変化を示す。正反応度の印加により、出力比はほぼ一定に上昇する。一方、出力上昇に伴い燃料温度が上昇するため、ドップラー及び燃料膨張反応度は負となる。さらに冷却材の温度上昇に伴う密度減少により、冷却材反応度も負に投入される。結果として、外部反応度印加率をほぼ相殺する負の反応度フィードバックにより、全反応度は約 $0.2\text{\$}$ で推移する。過渡開始後約 44 秒で、最大出力比の燃料集合体において燃料ピンが破損する。破損した燃料ピンから放出された燃料は、定格流量で流れる冷却材と接触し FCI を生じながら、炉心体系外へ移動する。一部の燃料ピンの破損・分散によって出力は減少に転じ、結果として、全反応度の最大値は約 $0.19\text{\$}$ 、出力比の最大値は 3.4Po となった。

燃料ペレット溶融割合等の燃料破損判定条件等のモデルの不確かさを考慮してパラメータ解析を実施したが、全反応度及び出力比の最大値は同程度であることから、UTOP 事象の起因過程において機械的エネルギーは生じず、局所的な燃料破損にとどまると考えられる。



(1) 出力比及び流量比

(2) 反応度変化

図 4.1.3 SAS4A による常陽 MK-III 炉心の UTOP 事象解析結果の例

Fig. 4.1.3 Example of calculation results of UTOP sequence for Joyo MK-III core using SAS4A

② ULOF 事象の解析

ULOF 事象は、原子炉を停止すべき事象時に、1 次主循環ポンプがトリップする一方で、スクラムに失敗する場合に生じる。炉心流量の減少は、1 次主循環ポンプのフローコーストダウン特性に従い、流量半減時間を 8 秒とした。図 4.1.4 に SAS4A の計算結果の例を示す。炉心流量の減少が開始すると冷却材温度は上昇し、負の冷却材密度反応度が投入される。全反応度の低下により、出力も徐々に低下するが、

出力比よりも炉心流量比の減少の方が速いために、冷却材は沸騰し、炉心燃料は過熱状態となる。過渡開始後約 45 秒で、最大出力・流量比の燃料集合体において燃料破損を生じる。破損燃料は先行して溶融移動した被覆管スチールの上に堆積するため、燃料移動反応度は一時的に正となる。しかしながら、後続の燃料ピン破損によって燃料移動反応度は再び負となり、過渡開始後 100 秒の時点では、全反応度は約 -1.5% 程度に静定する。本ケースでは、全反応度の最大値は約 0.1% であり、最大出力は初期を上回ることにはなかった。

燃料ペレット溶融割合等の燃料破損判定条件等のモデルの不確かさを考慮してパラメータ解析を実施したが、起因過程の範囲では全反応度及び出力比の最大値は同様の傾向となることが分かった。

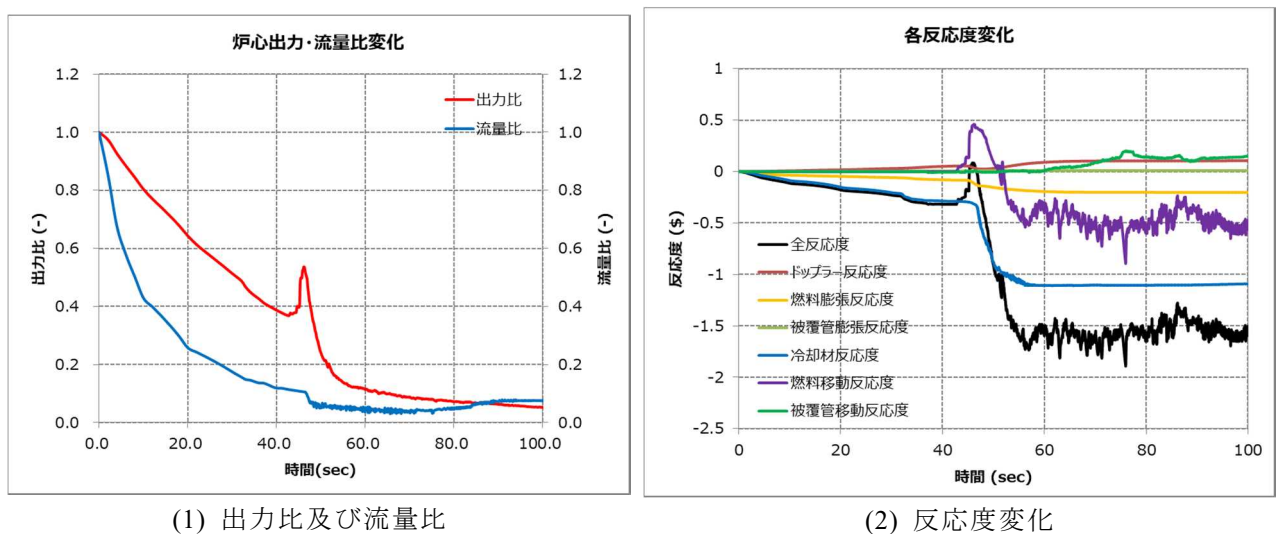


図 4.1.4 SAS4A による常陽 MK-III 炉心の ULOF 事象解析結果の例

Fig. 4.1.4 Example of calculation results of ULOF sequence for Joyo MK-III core using SAS4A

4. 2 機械的エネルギーによる影響の検討

ULOF 事象において即発臨界を超過すると、急激なエネルギーが生成され、炉心物質が蒸気化することにより、炉心領域において燃料蒸気、スチール蒸気、ナトリウム蒸気及び FP ガスから成る混合蒸気泡が発生する（炉心膨張過程）。生じた混合蒸気泡は原子炉上部プレナムのナトリウムを押し上げカバーガスを圧縮し、原子炉容器に衝撃荷重が加わることになる。原子炉容器本体の健全性が確保される場合でも、原子炉容器上部に設置される遮へいプラグのシール部の健全性に影響を及ぼす可能性があり、その場合には、ナトリウム、カバーガスとともに炉心損傷により放出された FP が原子炉容器上部から空気雰囲気での格納容器内に噴出することになる。このように事故が推移した場合には、格納容器内で生じるナトリウム燃焼やコンクリートから放出される水とナトリウムの反応等によって格納容器の健全性にも影響を及ぼす恐れがある。

このため、原型炉級高速炉の ULOF 時の炉心膨張過程において発生する機械的エネルギーを評価するとともに、これによる原子炉容器及び遮へいプラグの健全性への影響と遮へいプラグシール部からのナトリウム噴出量を評価した。また、混合蒸気泡発生による圧力波が 1 次系配管に伝播した場合の配管の健全性についても検討した。

(1) エネルギー転換挙動の評価

即発臨界の超過により、炉心燃料が約 6000K、被覆管スチール及び FP ガスが約 3000K に昇温したと仮定して、熱エネルギーが機械的エネルギーに転換される挙動について SIMMER-III コードを用いた解析を行った。また、原子炉容器等の健全性及びナトリウム噴出量評価に用いる原子炉容器内の圧力分布と混合蒸気泡の膨張履歴 (P- ΔV 曲線) を求めた。上記の条件の場合、図 4.2.1 に示すように、機械的エネルギーはカバーガスへの仕事として約 26MJ であり、これと図中の液体燃料と液体スチールの内部エネルギーの比から、エネルギー転換率は約 0.1% となることが分かった。

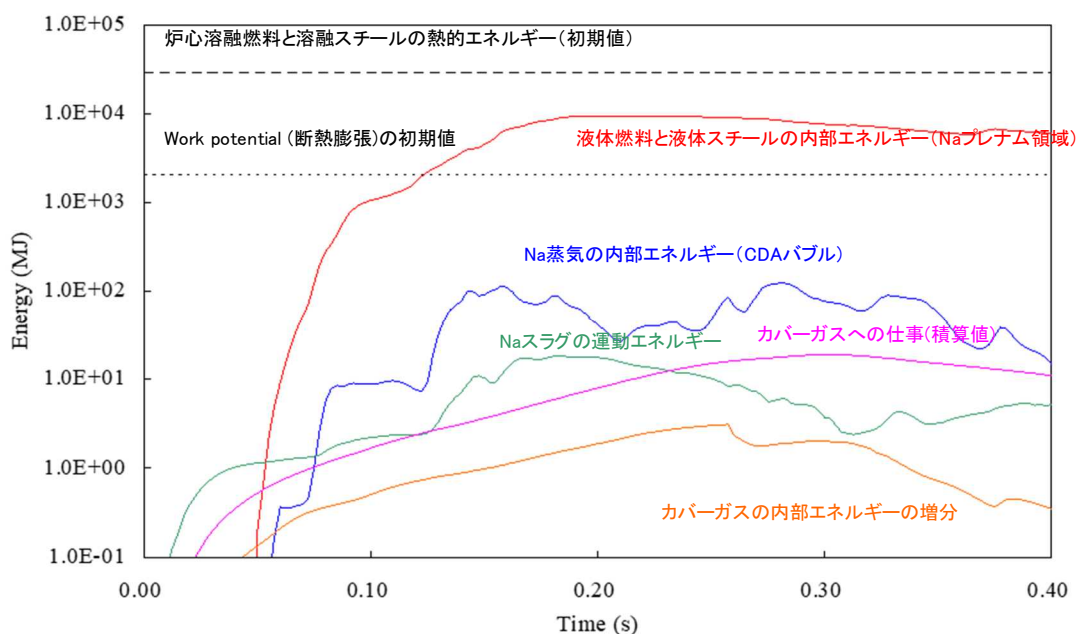


図 4.2.1 熱的・機械的エネルギー転換に関する計算結果の例

Fig.4.2.1 Example of calculation result on thermal-mechanical energy conversion

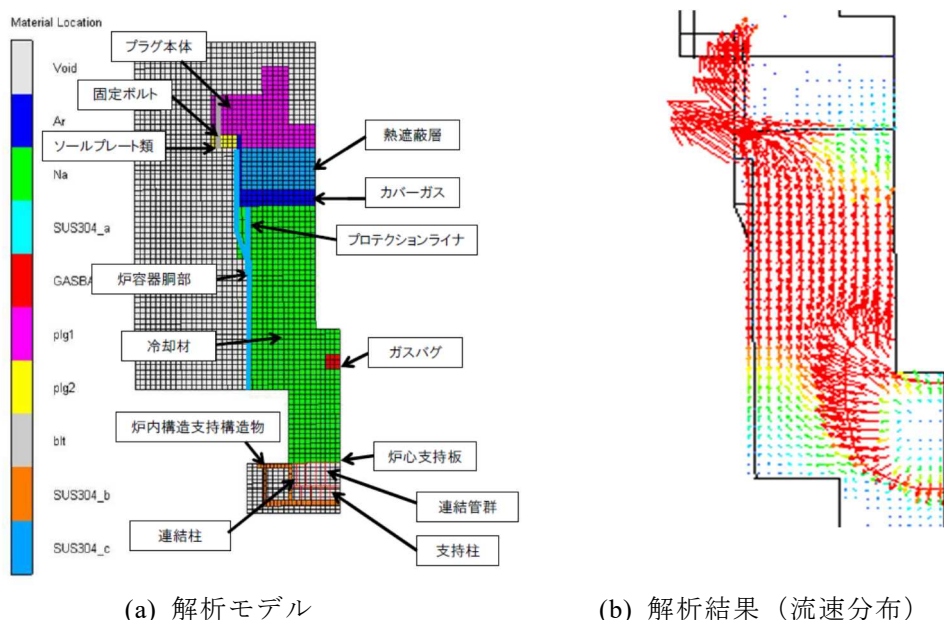
(2) 原子炉容器健全性とナトリウム噴出量の評価と圧力波の影響評価

上記で得られた原子炉容器内の圧力分布挙動や P- ΔV 曲線を用いて、原子炉容器の構造健全性及び遮へいプラグのシール部からのナトリウム噴出量を AUTODYN コード^(参 40)を用いた流体・構造連成解析により評価した。

図 4.2.2 に AUTODYN の解析モデルと解析結果として炉心膨張時の原子炉容器内速度分布を示す。混合蒸気泡の膨張に伴い、ナトリウムがカバーガス空間を圧縮し、約 0.15 秒で遮へいプラグ下面に衝突する結果となった。遮へいプラグは、内圧によっ

て上向きに変位しソールプレートとの間に隙間が生じてナトリウムの漏えいパスが形成されている（図 4.2.2(b)速度分布図における左上方）。

上記の AUTODYN による解析とは別に、混合蒸気泡発生時の圧力波による 1 次系配管の構造健全性への影響を評価するため、PAM-CRASH^(参 41) コードを用いた粒子法による流体・構造連成解析を実施した。解析では、ナトリウムを粒子で模擬し、混合蒸気泡及びカバーガスは圧力及び体積変化に追従できるモデルで模擬した。解析結果の例として、混合蒸気泡膨張開始後 0.14 秒の状況を図 4.2.3 に示す。本解析では、原子炉容器上部の遮へいプラグを除いて、原子炉容器の構造は詳細にモデル化しており、粒子法を用いた流体・構造連成解析によっても、炉心膨張過程における衝撃荷重に対する原子炉容器、炉心支持構造の構造健全性評価が可能となる見通しが得られた。また、この解析モデルにおける出口配管部の圧力条件を入力条件として、原子炉容器から中間熱交換器（Intermediate Heat Exchanger、以下「IHX」という。）までのホットレグ配管を対象に圧力波の伝播解析を実施した。解析結果の例として、混合蒸気泡膨張の開始から 50 ミリ秒後の配管の圧力分布を図 4.2.4 に示す。原子炉容器出口からの圧力波は、約 30 ミリ秒後に IHX で反射し、配管内では原子炉容器からの圧力波と IHX からの圧力波の重畳により、圧力の増幅または減幅が生じる。このような圧力波伝播による圧力分布の変化に伴い配管にかかる荷重を算出し、これに基づく配管の構造健全性への影響を評価した結果、配管に発生する応力は許容値以内であった。



(a) 解析モデル (b) 解析結果（流速分布）

図 4.2.2 ナトリウム噴出解析モデルと解析結果

Fig.4.2.2 Analysis model and result of sodium ejection

STEP2-CDA9: closed ends, correct cushion
 SPH : SP Stress_Pressure<GPa>
 Min = -0.00985153 at Ele 419481
 Max = 0.00984714 at Ele 392996

13 / 135.000488

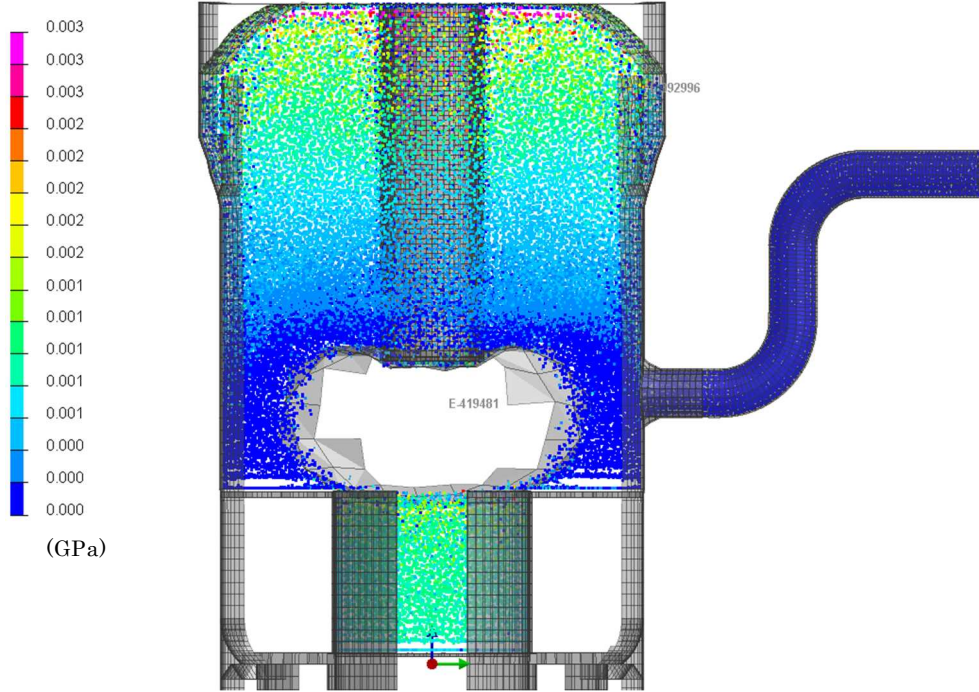


図 4.2.3 粒子法を用いた ULOF 時の原子炉容器内挙動解析結果

Fig. 4.2.3 Analysis result of coolant behavior in reactor vessel during ULOF by using particle method

RV9-PIPE1-IHX2
 SOLID : Stress Pressure*
 Min = -0.0001682 at Ele 448773
 Max = 0.000892922 at Ele 417336

4 / 43.750538

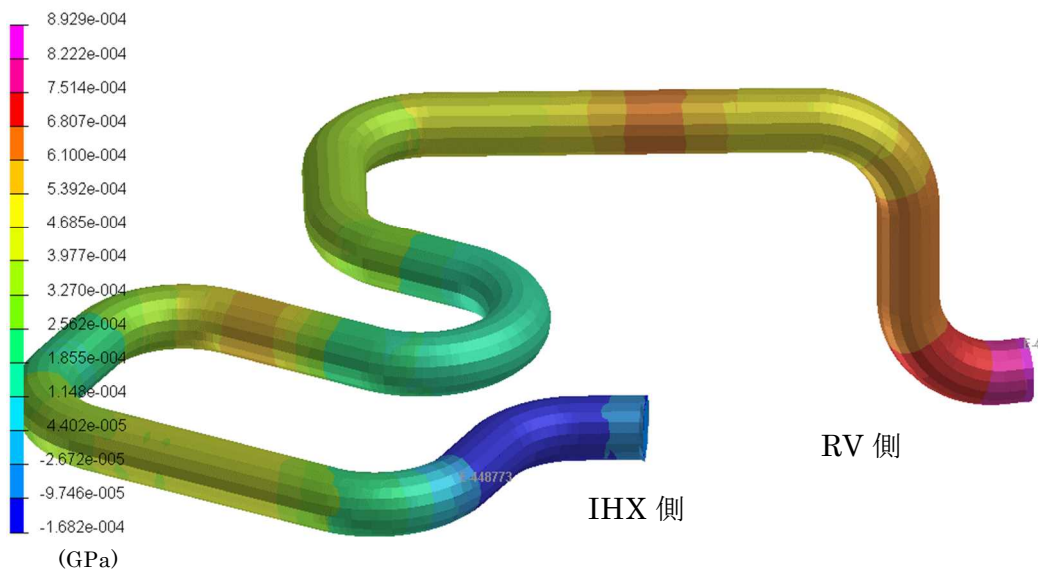


図 4.2.4 ホットレグ配管の圧力伝播挙動

Fig. 4.2.4 Pressure propagation at hot-leg piping

4. 3 炉心溶融進展に伴う影響の検討

高速炉の炉心損傷後の事故進展挙動として、4. 2で述べた機械的エネルギーによるナトリウム等の原子炉容器上部の遮へいプラグシール部からの放出の他、2. 4で述べた炉心溶融の進展による原子炉容器下部への溶融コリウム落下が挙げられる。これについては、2. 4で述べた評価手法を反映したAZORESコードを用いて、炉心溶融の進展挙動を評価するとともに、溶融コリウムの冷却について評価し、溶融コリウムを原子炉容器内に留めることができるか（IVRが成立するか）を評価することになる。図4.3.1にAZORESによる炉心溶融進展解析結果の例として、2. 4で述べた改良を反映してもんじゅを対象に実施した適用性解析結果を示す。図は、炉心溶融が進展し、溶融コリウムが炉心支持構造から低圧プレナムに流下する時点の状況を示している。

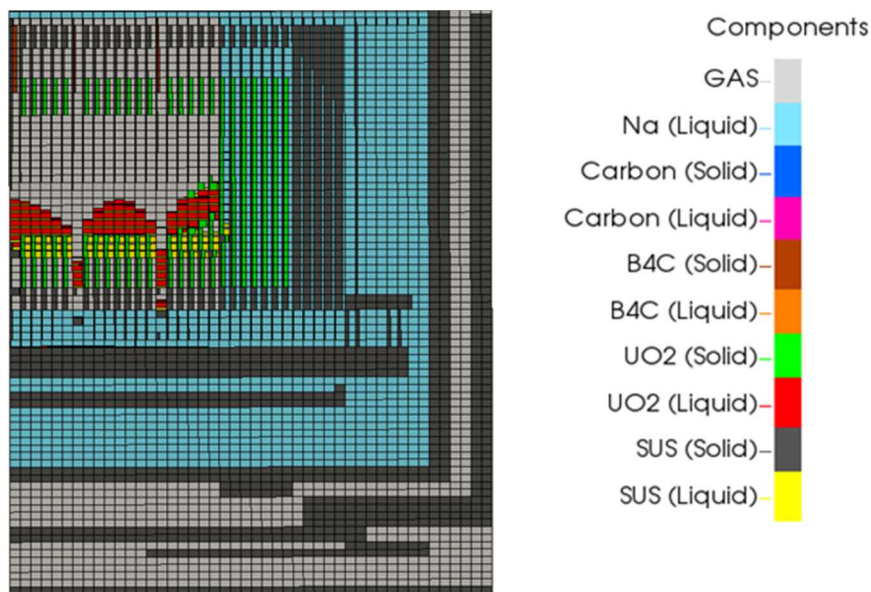


図 4.3.1 もんじゅの炉心溶融進展解析結果の例

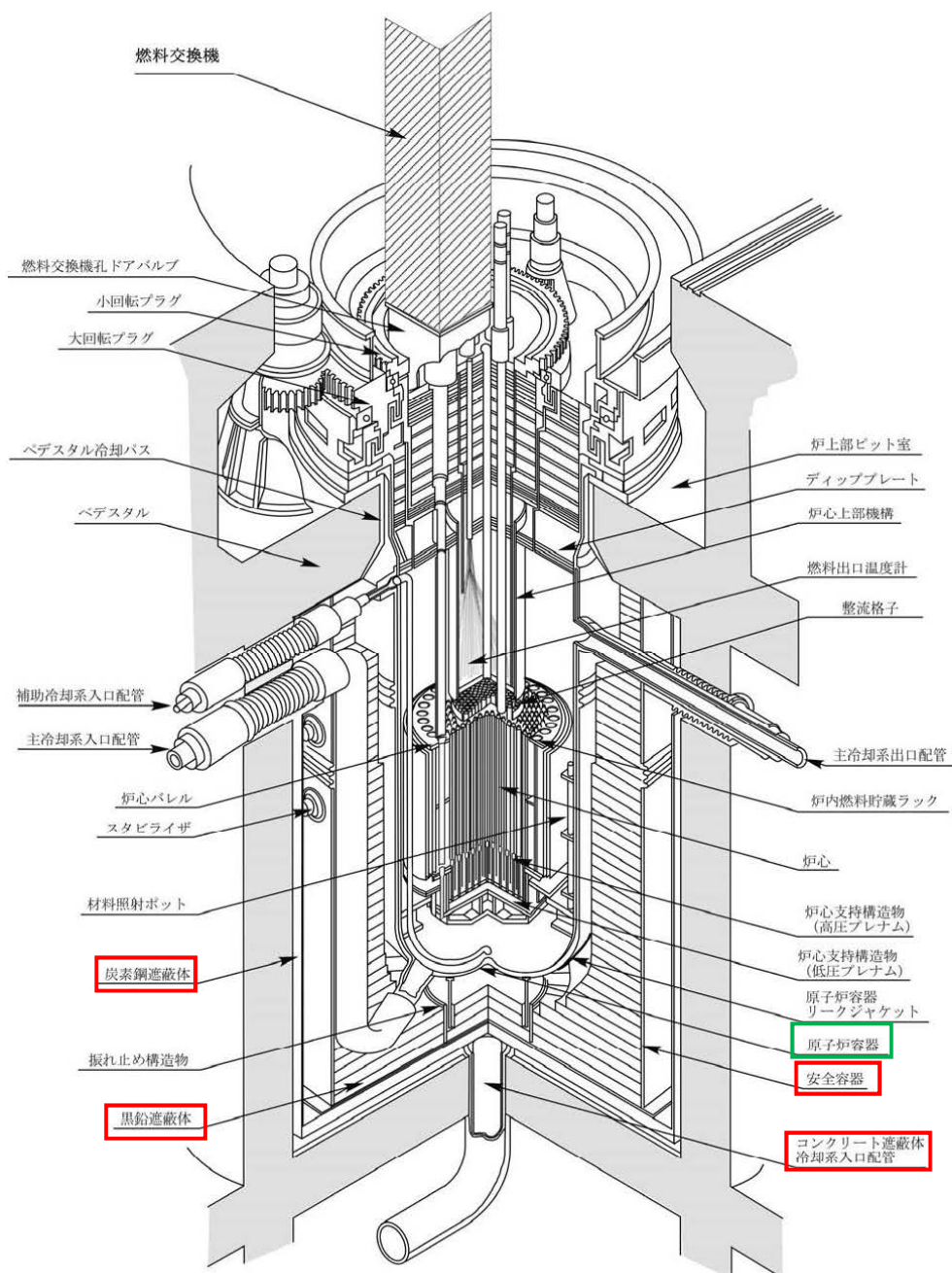
Fig.4.3.1 Result of core melt evolution analysis of Monju

IVRが成立しない場合には、溶融コリウムは原子炉容器を貫通して流出することになるため、これによる格納容器の健全性への影響を評価する必要があるが、ここでは、もんじゅではなく、常陽特有の設備である原子炉容器の外側に設置された安全容器を対象とした検討について述べる。

常陽の原子炉構造の鳥瞰図を図4.3.2に示す。常陽には、前述のように、原子炉容器の外側に、炉心損傷事故後に溶融コリウムが原子炉容器を貫通した場合にこれを冷却、保持する設備として安全容器が設置されている。安全容器の内側には、黒鉛ブロックで形成された黒鉛遮へい体があり、原子炉容器を貫通し、流出した溶融コリウムが黒鉛遮へい体上に堆積する構造となっている。安全容器の外側は遮へいコンクリートの冷却用窒素（安全容器の下部から流入し、安全容器の外側の炭素鋼遮へい体とコンクリートの間を流れる。）により冷却できるようになっている。この黒鉛遮へい体と安全容器から

成る構造体の溶融コリウム流入時の構造健全性についての検討として、汎用の有限要素法解析コードを用いた温度分布解析及び応力解析を行った。

図 4.3.3 は、安全容器の円筒胴部と底板の応力分布例を示すものである。これらのモデルと応力分布は ULOF 時を対象としたものであるが、PLOHS や LORL を対象とした解析も行い、溶融コリウムが原子炉容器を貫通して流出した場合の安全容器の健全性に関する検討を深める必要がある。

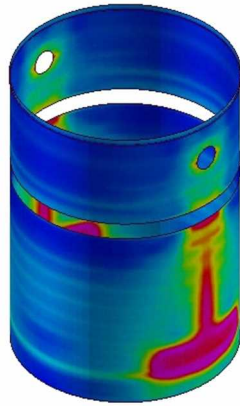
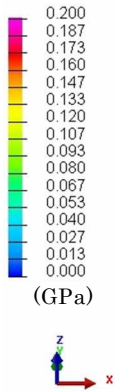


出典) 石川ら (2009) (参2)

図 4.3.2 常陽の原子炉構造

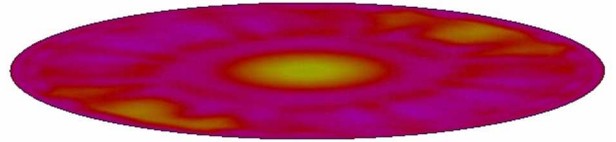
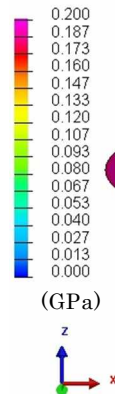
Fig. 4.3.2 Reactor Structure of Joyo

29_CTRL_Case1_SN_t11r7g_500h
SHELL : Max_Equivalent_Stress
Min = 0.000767211 at Ele 6008353
Max = 0.213838 at Ele 6007770



29_CTRL_Case1_SN_t11r7g_500h
SHELL : Max_Equivalent_Stress
Min = 0.120883 at Ele 6010184
Max = 0.209314 at Ele 6011404

34 / 1.8e+007



(いずれも、500 時間経過後)

図 4.3.3 安全容器の応力コンター (例)

Fig. 4.3.3 Stress contour of safety vessel (sample)

5. おわりに

① 成果の要点

本プロジェクトは、高速炉について新規規制基準で要求される重大事故の発生防止、影響緩和対策の有効性の確認に必要となる安全評価手法の整備を行うとともに、有効性の確認に係る技術的知見の獲得を目的として実施した。

有効性の確認に必要となる安全評価手法として、

- ・プラント動特性評価手法
- ・炉心損傷挙動評価手法
- ・炉心溶融進展挙動評価手法（原子炉容器破損後の挙動評価手法を含む）
- ・放射性物質挙動評価手法
- ・PRA 手法

を選定し、それぞれについて、評価上の必要情報の収集と関連する解析コードの開発を行い、もんじゅや常陽の新規制基準への適合性審査に必要な技術的知見を獲得した。以下に上記の項目ごとに要点を示す。

- ・プラント動特性評価手法については、高速炉の特徴である自然循環除熱への解析コードの適用性を確認するとともに、過渡時の特性把握に必要な改良を行った。また、もんじゅ及び常陽（熱出力 100MW）の自然循環除熱運転時の特徴を確認した。
- ・炉心損傷挙動評価手法については、高速炉の炉心損傷事故時に再臨界が生じる可能性のある事故過程を一貫して扱える解析コードの開発を進めるとともに、もんじゅ及び常陽（熱出力 140MW）の炉心損傷時挙動の解析を行い、もんじゅと常陽における差異を含め、炉心損傷挙動の特徴を確認した。

- ・炉心溶融進展挙動評価手法に関しては、炉心損傷事故後の炉心溶融進展挙動、事故後の熱除去挙動を扱える解析コードの開発や事故時に放出されるエネルギーの評価手法の検討を進めるとともに、炉心損傷事故の原子炉容器等の1次系のバウンダリ設備や原子炉容器損傷時の事故拡大防止対策の有効性に関する評価を行った。
- ・放射性物質挙動評価手法については、高速炉の炉心損傷事故が原子炉容器外に波及した場合の特徴であるナトリウムの存在が事故時に放出されたセシウムの拡散、移行挙動に及ぼす影響を確認し、解析モデルに反映するための実験、検討を行った。
- ・PRA手法については、レベル2 PRAの定量評価手法として、CMMC法の適用について検討した。

② 目的の達成状況

上記に述べたように、高速炉について新規制基準で要求される重大事故の発生防止及び影響緩和対策の有効性の確認に必要となる安全評価手法を検討・整備し、有効性の確認に係る技術的知見を獲得するという本プロジェクトの目的を達成した。

③ 成果の活用等

もんじゅについては、平成28年度に廃止措置への移行が決定したが、本プロジェクトで得られた技術的知見は、常陽の新規制基準への適合性審査における重大事故防止対策、及び事故拡大防止対策の有効性評価の妥当性確認において活用されるものと見込まれる。

参考文献一覧

- (参 1) もんじゅ安全対策ピアレビュー委員会、「高速増殖原型炉もんじゅの安全確保の考え方」、日本原子力研究開発機構、JAEA-Evaluation 2014-005、2014年11月
- (参 2) 石川宏樹、他、「高速実験炉「常陽」の確率論的安全評価に係る研究—内的事象に対するレベル 1PSA—」、日本原子力研究開発機構、JAEA-Technology 2009-004、2009年5月
- (参 3) 「もんじゅアクシデントマネジメント策の妥当性に関する検討」、原子力安全基盤機構、09原熱報-0010、平成26年1月
- (参 4) 「高速増殖炉プラント動特性解析コード ADYTUM の整備」、原子力安全基盤機構、JNES/SAE06-108、2006年8月
- (参 5) 「高速炉プラント動特性解析コード ADYTUM の整備」、原子力安全基盤機構、09原熱報-0019、2010年3月
- (参 6) Ishizu, T., Endo, H., Tatewaki, I., Yamamoto, T., and Shirakawa, N., Development of Integrated Core Disruptive Accident Analysis Code for FBR - ASTERIA-FBR, Proceedings of ICAPP' 12, pp.826-835, Chicago, USA, 2012.
- (参 7) Ishizu, T., Watanabe, H., Model validation of the ASTERIA-FBR code related to core expansion phase based on THINA experimental results, Proceedings of FR17, IAEA-CN245-006, Yekaterinburg, Russia, 2017.
- (参 8) Ishizu, T., Tatewaki, I., Validation of Fuel Pin Failure Model of Core Disruptive Accident Analysis Code, ASTERIA-FBR, Proceedings of NTHAS9, N9P0099, Buyeo, Korea, 2014.
- (参 9) Okawa, T., Tsuboi, Y., Saitou, H., Fuel Behavior Simulation Code FEMAXI-FBR Development for SFR Core Disruptive Accident Analysis, Proceedings of FR13, IAEA-CN199-115, Paris, France, 2013.
- (参 10) Tsuboi, Y., Endo, H., Ishizu, T., Tatewaki, I., Saito, H., Ninokata, H., Analysis of Fuel Pin Behavior under Slow-ramp Type Transient Overpower Condition by FEMAXI-FBR, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.49, No.4, pp. 408-424, 2012.
- (参 11) Ishizu, T., Endo, H., Yamamoto, T., Tatewaki, I., Core Disruptive Accident Analysis using ASTERIA-FBR, Proceedings of SNA+MC2013, A128, Paris, France, 2013.
- (参 12) 石津朋子、他、「高速炉炉心損傷事故解析コード ASTERIA-FBR の開発(1)～(7)」(シリーズ発表)、原子力学会 2014年春の年会、N01~07、東京、2014年3月
- (参 13) 渡辺大貴、石津朋子、「高速炉炉心損傷挙動解析コード ASTERIA-FBR を用いた CABRI-1 AH3 試験解析」、日本原子力学会 2017年春の年会、2M14、神奈川、2017年3月

- (参 14) 渡辺大貴、石津朋子、「高速炉炉心損傷挙動解析コード ASTERIA-FBR の開発 (9)CABRI-BI3 試験の解析」、日本原子力学会 2016 年春の年会、1F20、仙台、2016 年 3 月
- (参 15) 野中信之、他、「国際共同 CABRI 炉内試験計画の進展とその成果」、動力炉核燃料開発事業団大洗工学センター安全工学部 技術報告, 1992
- (参 16) Kussmaul, G., et. al., The CABRI project -overall status and achievements, Proceedings of an international conference held in Guernsey on 12-16 May 1986, pp. 103-108, London (UK), 1986.
- (参 17) Perez-Martin, S., et. al., Modelling Validation of Transients and Initial Phase of Accident Scenarios for Sodium Fast Reactors, Proceedings of FR13, IAEA-CN199-412, Paris, 2013.
- (参 18) 佐藤隆彦、「プルトニウムとアメリシウムの径方向再分布モデルのコードの開発」、日本原子力研究開発機構、JAEA-Technology 2007-020、2007 年 5 月
- (参 19) 勝山幸三、三次岳志、浅賀健男、「高速炉燃料からの He 放出挙動評価」、動力炉・核燃料開発事業団、PNC TN9410 98-047、1998 年 4 月
- (参 20) 久田雅樹、他、「Am 含有燃料照射試験 (B8-HAM) の Am 再分布挙動(試験報告)」、核燃料サイクル開発機構、JNC TN9430 2000-002、2000 年 6 月
- (参 21) Yamano, H., et.al., SIMMER-III: A Computer Program for LMFBR Core Disruptive Accident Analysis - Version 3.A Model Summary and Program Description -, JNC TN9400 2003-071, 2003.
- (参 22) @RISK <http://www.palisade.com/risk/> (2018 年 11 月 30 日閲覧)
- (参 23) Huber, F., Kaiser, A., and Pepler, W., Experiments on the Behaviour of Thermite Melt Injected into Sodium -Final Report on the THINA Tests Results, Proceedings of IAEA/IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, pp. 167-198, Oarai, Japan, 1994.
- (参 24) ERANOS <http://www.oecd-nea.org/tools/abstract/detail/NEA-1683/> (2018 年 11 月 30 日閲覧)
- (参 25) Vorobyev, V., Kriventsev, W. Maschek, Simulation of Central Sloshing Experiments with Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) Method, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 3086-3096, 2011.
- (参 26) Maschek, W., Munz, C.D., Meyer, L., Investigation of Sloshing Motions in Pools Related to Recriticalities in Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Core Meltdown Accidents, Nuclear Technology, Vol. 98, pp. 27-43, 1992.
- (参 27) 「高速増殖炉の炉心損傷挙動解析に関する検討」、原子力安全基盤機構、09 原熱報-0015、平成 22 年 1 月

- (参 28) Theofanous, T.G., Bell, C.R, An Assessment of CRBR Core Disruptive Accident Energetics, Nuclear Science and Engineering, Vol.93, pp. 215-228, 1986.
- (参 29) Morita, K., et.al., Investigation on Sloshing Response of Liquid in a 2D Pool against Hydraulic Disturbance, Proceedings of NTHAS9, N9P0033, Buyeo, Korea, 2014.
- (参 30) Morita, K., Matsumoto, T., Tatewaki, I., Fuchita, S., Sloshing of Molten Fuel Pool and the Recriticality, A Topical Expert Meeting on Re-criticality Free SFR Concepts during HCDA, Tokyo City Univ., Japan, 2016.
- (参 31) 守田幸路、福田真之、劉維、帶刀勲、「熔融炉心プールのスロッシング運動に伴うエナジェティックスに関する検討」、日本原子力学会 2018 年春の年会、1K16、大阪、2018 年 3 月
- (参 32) FACTSAGE <http://www.rccm.co.jp/product/thermodynamics/factsage/> (2018 年 11 月 30 日閲覧)
- (参 33) 松井将都、他、「ナトリウム化合物エアロゾルとセシウム化合物エアロゾルの相互作用評価試験」、平成 30 年度日本原子力学会北関東支部若手研究者発表会、平成 30 年 4 月
- (参 34) Sunghyon Jang, Akira Yamaguchi, Dynamic scenario quantification for level 2 PRA of Sodium-cooled fast reactor based on continuous Markov chain and Monte Carlo method coupled with meta-model of thermal-hydraulic analysis, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 55, pp. 850-858, 2018.
- (参 35) 山本雅也、他、「「常陽」における確率論的安全評価 (その 3) (1) 「常陽」の ATWS 事象及び PLOHS 事象の炉心損傷頻度の評価」、日本原子力学会 2011 年春の大会、H09、2011 年 3 月
- (参 36) 鈴木利明、他、「高速実験炉「常陽」性能試験報告書 床下メンテナンス時除熱能力試験解析・評価」、PNC TN941 80-205、1980 年 11 月
- (参 37) Tentner, A.M., et.al., The SAS4A LMFBR Whole Core Accident Analysis Code, Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, pp. 989-997, Knoxville, Tennessee, 1985.
- (参 38) 島川佳郎、「「常陽」MK-III計画に係る安全評価 (7. ATWS 事象の解析)」、動力炉・核燃料開発事業団、PNC-TN9410-95-228、1995 年 9 月
- (参 39) 長田博夫、池田一三、河北孝司、「移行炉心の詳細核計算 (Ⅲ)」、動力炉・核燃料開発事業団、PNC-TJ9678 96-007、1995 年 11 月
- (参 40) AUTODYN <http://www.engineering-eye.com/AUTODYN/> (2018 年 11 月 30 日閲覧)
- (参 41) PAM-CRASH <https://www.ipros.jp/product/detail/287858004/> (2018 年 11 月 30 日閲覧)

主な執筆者一覧

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ
システム安全研究部門

石津 朋子 主任技術研究調査官

渡辺 大貴 技術研究調査官

大川 剛 主任技術研究調査官

井上 正明 上席技術研究調査官