JAEA-Data/Code 2024-012 DOI:10.11484/jaea-data-code-2024-012



燃料挙動解析コードパッケージ FEMAXI の機能拡充

ー軽水炉燃料の反応度事故時挙動解析モジュール RANNS の開発と検証ー

Extension of Fuel Performance Code Package FEMAXI -Development and Validation of Reactivity-Initiated Accident Analysis Module RANNS for Light Water Reactor Fuels-

> 田崎 雄大 宇田川 豊 Yudai TASAKI and Yutaka UDAGAWA

> 安全研究・防災支援部門 安全研究センター 原子炉安全研究ディビジョン

Reactor Safety Research Division Nuclear Safety Research Center Sector of Nuclear Safety Research and Emergency Preparedness

December 2024

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際 ライセンスの下に提供されています。 本レポートの成果(データを含む)に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の 条件で利用してください。(<u>https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja</u>) なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト(<u>https://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究開発推進部 科学技術情報課 〒 319-1112 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49 E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.

This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en).

Even if the results of this report (including data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Library, Institutional Repository and INIS Section, Research and Development Promotion Department, Japan Atomic Energy Agency.

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1112, Japan

E-mail: ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2024

燃料挙動解析コードパッケージ FEMAXI の機能拡充 一軽水炉燃料の反応度事故時挙動解析モジュール RANNS の開発と検証一

日本原子力研究開発機構 安全研究・防災支援部門 安全研究センター 原子炉安全研究ディビジョン 田崎 雄大、宇田川 豊⁺

(2024年9月13日受理)

日本原子力研究開発機構(以下、「原子力機構」という。)では、軽水炉燃料の通常運転時及 び過渡条件下の挙動評価を目的として、燃料挙動解析コード FEMAXI を開発してきた。2019 年3月には、同コードとして初めて体系的な検証と性能評価を行った FEMAXI-8 を公開し、 以降も様々な改良を続けている。並行して、原子力機構では 2000 年代より、設計基準事故(DBA) 解析用のブランチとして RANNS モジュールの開発を進めてきた。RANNS は、DBA 条件、こ こでは主に反応度事故(RIA)の様な非常に急峻な過渡に対しても燃料挙動を追跡できるよう、 特に計算の安定性を重視しつつ、このような過渡挙動を適切に予測する上で重要な沸騰熱伝達、 粒界分離を伴う FP ガス放出、破壊力学指標に基づく被覆管破損判定などを特有のモデルとし て備えている。本報告では、これら事故時挙動解析向けモデルの解説やプログラムの設計・構 造における FEMAXI との関係に加え、原子力機構が研究炉 NSRR を用いて実験を実施し、蓄 積してきた膨大な RIA 実験データによる大規模検証の結果を示し、同モジュールの総合的な RIA 解析性能を評価している。RANNS モジュールの公開に当たっては、パッケージ化された FEMAXI/RANNS としてユーザへ提供する予定であり、これにより広い条件での燃料挙動を解 析することが可能となる。また、検証解析を通じて一定の性能が確認されたモデルパラメータ セットも本報告内で提示しており、これを参照することで、これまで公開してきた FEMAXI-8 とユーザビリティは殆ど変わることなく、また解析者の力量に大きく依存することなく、事故 時挙動解析の実行が可能である。

原子力科学研究所 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 2-4 +経営企画部

Extension of Fuel Performance Code Package FEMAXI —Development and Validation of Reactivity-Initiated Accident Analysis Module RANNS for Light Water Reactor Fuels—

Yudai TASAKI and Yutaka UDAGAWA⁺

Reactor Safety Research Division, Nuclear Safety Research Center, Sector of Nuclear Safety Research and Emergency Preparedness, Japan Atomic Energy Agency Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received September 13, 2024)

Japan Atomic Energy Agency (JAEA) has been developing a fuel performance code, FEMAXI, to evaluate the behavior of LWR fuels under normal operation and transient conditions. In March 2019, FEMAXI-8, the first systematically validated and performance evaluated code, was released. Since then, the code has undergone various improvements. In parallel, since the 2000s, JAEA has been developing the RANNS module as a branch for design basis accident (DBA) analysis, with a particular emphasis on computational stability, so that fuel behavior can be tracked even for very steep transients, in this case mainly reactivity-initiated accidents (RIAs). The specific models include boiling heat transfer, fission gas release by grain boundary failure, and cladding failure determination based on fracture mechanics parameters, which are essential for predicting such transient behavior. In this report, prior to the release of RANNS, we present a description of the models for accident behavior analysis, the relationship with FEMAXI-8 in terms of the design and structure of the program, and the results of a large-scale validation using the extensive database of RIA experiments conducted and accumulated by JAEA, to evaluate the overall RIA analysis performance. The code will be made available to users as a packaged FEMAXI/RANNS, enabling them to analyze fuel behavior under various conditions. The model parameter sets determined through the above validation analyses are also presented in this report, and by referring to them, the analysis can be easily performed with almost no change in usability from the previously released FEMAXI-8.

Keywords: Reactivity-initiated Accident, Fuel Performance Code, FEM, Safety Evaluation, Light Water Reactor, UO₂, MOX, LWR Fuel, Cladding, PCMI, High Burnup Structure, Fission Gas Release

⁺Policy Planning and Administration Department

目 次

1. 序言	1
2. RANNSモジュールの開発と関連するFEMAXI-8の改良	3
2.1 本章の構成と位置づけ	3
2.2 本章で示す用語について	3
2.3 コード開発環境とFEMAXI/RANNSのバージョン	3
2.4 FEMAXI/RANNSの基本設計と事故解析実行の制御アルゴリズムについて	4
2.5 検証解析用データベースFFDBとスクリプトシステムFCWSS	4
2.6 被覆管表面熱伝達モデル(RANNS)	4
2.6.1. 被覆管表面熱伝達モデルの概要	4
2.6.2. 単相/核沸騰(状態S0)	5
2.6.3. 核沸騰/蒸気膜形成(状態S1)	5
2.6.4. 遷移沸騰I、温度上昇過程(状態S2)	6
2.6.5. 膜沸騰(状態S3)	8
2.6.6. 遷移沸騰II、冷却過程1(状態S4)	-11
2.6.7. 遷移沸騰III、冷却過程2(状態S5)	-11
2.6.8. 部分的な陽解法の導入	-11
2.7 粒界分離を伴うFPガス放出モデル(RANNS)	-12
2.7.1. 通常組織(非HBS組織)の粒界分離	-12
2.7.2. HBSのマイクロクラックモデル	-13
2.8 燃料棒軸方向ガス移行モデル(RANNS)	-15
2.9 燃料スタックの降伏モデル(RANNS)	-17
2.10 PCMI破損予測モデル(RANNS)	-17
2.11 タイムステップ自動細分化処理の設定(RANNS)	-19
2.12 ペレット/被覆管力学的ボンディング状態への介入(RANNS)	-19
2.13 被覆管表面酸化膜成長速度の監視(RANNS)	-19
2.14 全長力学計算の相当応力収束判定で参照される判定閾値(RANNS)	-19
3. 検証解析	-20
3.1 ベース照射解析	-20
3.2 RIA模擬試験解析	-22
3.3 燃料スタックの降伏モデルに注目した感度解析	-25
3.4 粒界分離モデルに注目した感度解析	-26
3.5 被覆管表面温度に注目した感度解析	-27

4. 結言	28
謝辞	29
参考文献	30
付録1:全検証解析で共通に用いた推奨モデルパラメータセットの詳細	46
付録 2:各照射ケースの引用元	67

Contents

1. Introduction	1
2. Development of RANNS modules and improvement of FEMAXI-8	3
2.1 Configuration of section 2	3
2.2 Technical terms in section 2	3
2.3 Development environment and versions of FEMAXI/RANNS	3
2.4 Basic design and control algorithms of FEMAXI/RANNS	4
2.5 Fuel database FFDB and script system FCWSS	4
2.6 Cladding surface heat transfer model (RANNS)	4
2.6.1. Outline	4
2.6.2. Single phase/Nucleate boiling (S0)	5
2.6.3. Nucleate boiling / Vapor film formation (S1)	5
2.6.4. Transition boiling (I heating phase) (S2)	6
2.6.5. Film boiling (S3)	8
2.6.6. Transition boiling (II cooling phase 1) (S4)	11
2.6.7. Transition boiling (III cooling phase 2) (S5)	11
2.6.8. Partial application of explicit method	11
2.7 Grain boundary failure model (RANNS)	12
2.7.1. Grain boundary failure model for matrix structure	12
2.7.2. Micro-crack model for HBS	13
2.8 FP gas axially transfer model in free space (RANNS)	15
2.9 Pellet yield model (RANNS)	17
2.10 PCMI failure model (RANNS)	17
2.11 Automatic time step subdivision process (RANNS)	19
2.12 Mechanical bonding intervention between pellet and cladding (RANNS)	19
2.13 Monitoring of oxide film growth rate on cladding surface (RANNS)	19
2.14 Threshold for equivalent stress convergence in 1.5D mechanical	
calculation (RANNS)	19
3. Validation analysis	20
3.1 Base irradiation	20
3.2 Pulse irradiation	22
3.3 Sensitivity analysis of pellet yield model	25
3.4 Sensitivity analysis of intergranular failure model	26
3.5 Sensitivity analysis of cladding surface temperature	27

4. Conclusion	28
Acknowledgements	29
References	30
Appendix 1: Recommended model parameter sets commonly for verification analyses	46
Appendix 2: Citations for each irradiation case	67

1. 序言

日本原子力研究開発機構(以下、「原子力機構」という。)安全研究センターでは、原子炉の通常運転時及び過渡条件下に置かれた燃料棒の温度、応力、核分裂ガス(FPガス)の移行といった熱的、力学的挙動の解析ツールとして FEMAXI コードを開発してきた¹⁾。2019年3月に、同コードとして初めて体系的な検証を経たバージョンである FEMAXI-8を一般に公開し^{2,3)}、これまでに原子力規制庁、研究機関、大学、燃料メーカー、電力会社等へ提供を行っている。

他方、軽水炉燃料利用の高度化、特に高燃焼度化のニーズを背景に、燃焼の進んだ軽水炉 燃料を対象とした事故模擬実験が盛んに行われるようになった 1980 年代以降、それまでの 主として通常運転時から異常過渡時までの燃料挙動評価の枠を超え、反応度事故(RIA) や 冷却材喪失事故(LOCA)のような設計基準事故(DBA)時の燃料挙動についても実験デー タの解釈をサポートし、適切な安全評価に結びつけるためのツールとして、事故時燃料挙動 を解析可能なコードの開発が世界各国で活発となった。

こうした中、2000年代初頭までのFEMAXIの開発においては、やはり通常運転時から異 常過渡までの条件が主たる解析対象として想定されており、事故条件、典型的にはより急峻 な過渡、あるいはより高温域といった条件はコードの設計上よく考慮されていなかった。ま た、FEMAXIコード開発の初期段階から2010年代に至るまで、コード利用の主眼は個々の 照射試験中に供試燃料棒内で起こる様々な燃料挙動の特徴やメカニズムについて定性的な理 解を深めることに寄っており、厳しい照射条件で安定に計算を実行するための対応や適用す べき要素モデルの検討は、解析者毎及び照射試験ケース毎に、マニュアル・別個に対処する 解析実施・コード整備方針が採られることが殆どであった。コードの設計や数値計算の制御 アルゴリズムに立ち返った検討が本格的に行われるようになった、また、それが現実的な工 数で可能となったのは、検証データベース及び検証システムの整備によってコード開発と大 規模検証が常時並行・一体的に実施されるようになった FEMAXI-8 以降のことである。

原子力機構において、RIA の急峻な出力過渡を取り扱える事故時燃料挙動解析コードとし て RANNS の開発が着手されたのは、2000 年代初頭であり、上述の状況・整備方針を反映し たアプローチが採られた。即ち、当時の最新バージョンの燃料挙動解析コードであった FEMAXI-6 をまず複製し、これを逐次事故解析向けに修正するというもので、事故解析対応 バージョンと非対応バージョンの開発課題が互いを律速することの回避が最優先された形で ある。他方、バグフィックス等、解析上の問題の修正の必要が生じた際に多くのケースで両 コードについて似通った対応を余儀なくされるなど、長期的には管理コスト肥大化のデメリ ットが致命的となるのは明らかであり、現実に、原子力機構における燃料挙動解析コード開 発の大きな律速因子となっていた。

そこで著者らは、2010年代中盤の FEMAXI-8の開発開始以降、これと並行して RANNS の FEMAXI への再統合、具体的には、熱的及び力学解析を担う基幹モジュールは共有しつ つ、事故解析に特有の処理・要素モデルを切り出して RANNS モジュールとしてとりまとめ

る形での再整備を進めた。現バージョンでは、ソースコードベースで7割以上のモジュールが FEMAXI・RANNS間で共有され、再統合は概ね完了している。

RANNSの開発、特に燃焼が進んだ燃料の RIA 時挙動評価性能について検証を進める上で は、一定の信頼性が確認されたベース照射解析手法の不在と、燃焼が進んだ燃料を対象とし た照射試験データの不足、これら2つが他の大きな課題であった。前者に関して、燃焼が進 んだ燃料の RIA 解析では、ベース照射解析で得られる P/C ギャップや FP ガスインベントリ の分布(粒内、粒界、高燃焼度組織)の影響が強く表れるため、ベース照射解析自体の信頼 性が検証されていなかった FEMAXI-8 以前のバージョンでは、RIA というイベントの初期 条件を定めること自体が困難であった。これについては上述の通り FEMAXI-8 の完成によ って解消された。後者については、2000 年代以降原子力機構が原子炉安全性研究炉(NSRR) を用いて実施してきた高燃焼度燃料の RIA 試験によって大きくデータベースが拡充された⁴。 これらの取り組みを経て、2020 年頃までに、RIA 解析に係る RANNS の体系的検証の土台 が整ってきた。

またこの間、RIA コード検証を目的として 3 期にわたる国際ベンチマークも開催され (OECD/NEAの Reactivity-Initiated Accident Fuel Codes Benchmark Phase I,II,III^{5,6,7)} など)、原子力機構はこれらの全てに開発中の RANNS コードを用いて参加し、各国コード におけるモデリングの水準やアプローチについて最新情報を入手しつつ、RANNS の課題抽 出や重要現象の特定、これを受けたモデル改良を並行して進めてきた。次章で述べるモデル 群、例えば核沸騰離脱 (DNB)後の被覆管表面熱伝達や粒界分離による FP ガス放出、自由 空間内軸方向ガス移行、破壊力学指標に基づく Pellet-Cladding Mechanical Interaction

(PCMI) 破損モデル等の大枠は、これらの取り組みを通じて徐々に形を成してきたものである⁸⁾。

本報告では、軽水炉で想定される RIA 条件下、高燃焼度を含む燃料の挙動に対する実用的 な予測性能を備えた解析手法の整理を目的として、まず FEMAXI/RANNS の構成や前提と する解析環境、RANNS モジュールに格納されている改良モデル群についてとりまとめる。 次に、RANNS の前開発報告⁸⁰ 当時には実施不可能であった、RIA 模擬 NSRR 実験データ による体系的な検証解析を行い、推奨モデルセットの設定の考え方やその適用により得られ る解析結果、実験データとの比較を示す。これらに基づき、現 RANNS による解析の妥当性 や特徴について整理・考察の上、今後の課題や開発方針をまとめる。

2. RANNS モジュールの開発と関連する FEMAXI-8 の改良

2.1 本章の構成と位置づけ

前章に述べた通り、原子力機構は本報告以前より事故時燃料挙動解析手法の開発を漸進的な がらも進め、2014年には事故時燃料挙動解析コード RANNSの構造と事故解析用モデルにつ いて、「軽水炉燃料の事故時挙動解析コード RANNSの反応度事故解析モデル開発(JAEA-Data/Code 2014-025)⁸⁾」として報告している。しかしながら、当時の検証規模はごく限定的 であり、着目する物理現象へのモデルの割付や実装も個別的且つ試験的なものであった。本章 では、前報以降これらの取り組みを FEMAXI-8の拡張として組み入れ、単一バージョン内で矛 盾・衝突無く事故解析用モデル・機能をパッケージしたモジュール(RANNS モジュール)に ついて、改めて各モデルの開発・改良の内容と考え方を整理する。また、「燃料挙動解析コード FEMAXI-8の燃料結晶粒内ガス移行モデル改良(JAEA-Data/Code 2021-007)⁹」以降に行わ れた FEMAXI コード及びその付帯プログラム類、開発環境等のインフラの改変の内、次章に 示す検証解析の実施にあたり、必要または関連の強い項目についても整理を行う。即ち、本報 告は新旧バージョンの差異を列挙するものではなく、当該バージョンの FEMAXI/RANNS で 使用可能なモデルや機能の網羅的な記載は行わない。また、検証解析で使用したモデルについ ても、FEMAXI に関する既報の文献^{1,2)}で参照可能なものは省略している。

2.2 本章で示す用語について

本報告書で示す用語の中で、それと明示されているものの他、"NL_"を語頭に持つワードは、 FEMAXI/RANNSの入力ファイル中で有効な Fortran Namelist パラメータを指す。また、力 学解析や力学モデルなどと言及している中の「力学」は全て 1.5 次元全長力学解析を指す。 RANNS専用のモデルについては対応の節名に"(RANNS)"と付記する。翻ってこの付記が無い 節については、解析の種別に依らないモデルが対象であって、既報からの追加や更新を解説す るものである。

また、本章で解説する事故解析用モデルの内、調整パラメータとなっているものについては 下線を引くことで明示する。

2.3 コード開発環境と FEMAXI/RANNS のバージョン

本報告書に記載しているモデル開発や検証解析は全て以下の環境で実施した。

- Linux (Ubuntu 22.04LTS)
- gfortran-10
- CMake 3.22.1
- FEMAXI/RANNS (8.1.227n)

FEMAXI/RANNS は一体のレポジトリとして扱っているため、バージョンは共通である。

2.4 FEMAXI/RANNSの基本設計と事故解析実行の制御アルゴリズムについて

RANNS による事故解析の解析体系は FEMAXI と同様燃料棒 1 本を扱うもので、燃料棒の メッシュ分割、有限要素法による力学解析、有限差分法による熱的解析などの基本的な解析の 骨格は変わらない。FEMAXI/RANNS は、FEMAXI の一部の処理に事故解析専用の制御アル ゴリズムやモデルを充てることにより構成されている。本報告で扱う事故解析機能は主に RIA を念頭においたもので、この RIA 解析モードは、コード内部では code_ria___フラグ (Fortran logical 変数) が真であることにより判定され、この分岐上で呼び出される処理が、RIA 解析向 けの制御アルゴリズム及びモデルに相当する。

code_ria___フラグは、RANNS コード実行時には真であり、FEMAXI コード実行時には偽 である。そのため、実行対象となるコードの名称(ロードモジュール名)を除けば、FEMAXI と RANNS 実行上のユーザインタフェースはこれまで公開してきた FEMAXI-8 と殆ど変わら ない。事故解析用の各種モデルの選択と制御に係る設定についても、付録1に提示する推奨モ デルパラメータセットを適用することで、ユーザの技術レベルや経験に左右されずに解析を実 行することができる。

2.5 検証解析用データベース FFDB とスクリプトシステム FCWSS

検証解析用データベース FFDB とスクリプトシステム FCWSS は、JAEA-Data/Code 2018-016 で報告した取り組みの中で整備した検証解析環境である。これらに、必要なデータの追加 や拡張を施した上で、FEMAXI/RANNS の実行・検証に利用している。

FFDB には、FEMAXI/RANNS の検証に用いた全 NSRR 実験の実験情報、具体的には燃料 仕様、ベース照射履歴、オンライン測定データや PIE データが、解析実行と検証に適した形態 で格納されている。FCWSS は、FFDB から検証の対象となる NSRR 実験の情報を読み出し、 各解析の入力生成、ベース照射解析の実行、同解析で生成されたリスタート計算用出力の読み 込み、RIA 模擬試験解析の実行、結果の整理、FFDB に格納されている PIE データ等との照 合、比較結果の可視化などをスクリプトによって半自動で行う。次章に示すプロットは全て FCWSS により生成されたものである。

2.6 被覆管表面熱伝達モデル(RANNS)

本モデルは、code_ria___フラグが真であり且つ NL_I_RIA_DNB=-3 のときに有効なモデル である。RIA で起こる急峻な出力過渡条件下では、これまで FEMAXI が対象にしてきた定常 時とは異なる被覆管表面熱伝達挙動が見られる。そのため、前章で紹介した RIAbenchmark^{4,5,6)}でも度々重点課題として取り上げられてきた。本節で述べる事故解析向けの被 覆管表面熱伝達モデルは、JAEA-Data/Code 2014-025 で基本となる考え方を検討し、以下に 再整理する枠組みのモデルを採用した。当時のモデルから、特に膜沸騰時の熱伝達評価の高度 化や計算安定性の向上に係る改良が施されている。

2.6.1. 被覆管表面熱伝達モデルの概要

本モデルの基礎を成す考え方は、JAEA-Data/Code 2014-025 の中で既に整理した通り、未

照射燃料及び高燃焼度燃料の NSRR 実験とその解析で得られた知見を踏まえて組み立てられた。実験等で得た主な知見は以下の通りである。

- ・沸騰遷移の直前(核沸騰から遷移沸騰への移行時)に、蒸気膜の整形過程と考えられる被覆
 管表面温度のプラトー(停滞)が生じる。この過程があることにより、RIA条件下の限界熱
 流束は定常状態に比べて大きなものとなる。
- ・沸騰遷移の発生条件は、蒸気膜形成過程で液体から気体となった冷却水の液膜厚により整理 することができる。
- ・冷却材温度、圧力、流速等が膜沸騰熱伝達率に及ぼす影響は、定常状態の仮定に基づいて導出された半理論式の予測に概ね従う。
- ・照射された被覆管表面の遷移沸騰以降の熱伝達率は未照射被覆管を大きく上回る。
- ・照射の効果はサブクール度が大きいほど顕著である。

以上の知見を反映するため、被覆管表面熱伝達モデルとして以下に述べる手順及び式を適用 する。各モデルが想定する沸騰状態の変遷を模式図として図1に示す。なお、各式中に表れる モデルパラメータ及びその冷却材状態、被覆管フルエンス等への依存性については、NSRR 実 験で計測された温度データの解析から得られた沸騰曲線(熱流束の伝熱面過熱度依存性)の特 徴及び実験で計測された被覆管最高温度の再現性を指標として最適化を行った¹⁰⁾。

2.6.2. 単相/核沸騰(状態 S0)

被覆管表面熱伝達率の評価には、温度等冷却材側の条件に応じ Chen, Dittus-Boelter 及び他の経験式を用いる¹⁾。

被覆管表面温度が蒸気膜形成温度 $T_{crit} = T_{sat} + DNB_TD_CRIT$ (ネームリスト、単位[K])を 上回った場合は、状態 S1 に移行し、被覆管表面に形成した蒸気膜厚 δ の値をゼロに初期化す る。ここで T_{sat} は冷却水の飽和温度である。

2.6.3. 核沸騰/蒸気膜形成(状態 S1)

被覆管表面熱伝達率は、以下の式により算定する。

$$h_{surf} = -k(R_o) \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=R_o} / \left(T_{surf} - T_{cool}\right)$$
(1)

ここで、

h_{surf}:被覆管表面熱伝達率[W·m⁻²·K⁻¹]

Tsurf:被覆管表面温度[K]

T: 被覆管温度[K]

- *T*_{cool}: 冷却水温度[K]
- k(R_o): R_oにおける被覆管熱伝導率[W·m⁻¹·K⁻¹]

Ro: 被覆管外半径[m]

即ち、この状態においては被覆管表面内外の熱流束が釣り合うことを仮定している。このため、

S1 が維持される間、被覆管表面温度は冷却水飽和温度+ DNB_TD_CRIT で推移し、温度プラトーを形成する。

被覆管表面に形成した蒸気膜厚 δの時間変化率を以下の式により評価する。

$$\frac{d}{dt}\delta = 10^6 \times (q - h_{DB}(T_{surf} - T_{cool}))/((H_v - H_l)\rho_l)$$
⁽²⁾

ここで、

δ: 蒸気膜厚[µm]

q:式(1)により評価される被覆管表面熱流束[W·m⁻²]
 hpB: Dittus-Boelterの式による熱伝達率[W·m⁻²·K⁻¹]
 H_v:冷却水(気相)の飽和温度におけるエンタルピ[J·kg⁻¹]
 H_l:冷却水(液相)の冷却水温度におけるエンタルピ[J·kg⁻¹]
 ρ_l:冷却水(液相)の冷却水温度における密度 [kg]

であり、右辺分子第一項は蒸気膜内側表面(被覆管との界面)から蒸気膜への入熱、第二項は 蒸気膜外側表面からの徐熱の効果を表す。

蒸気膜厚がゼロを下回った場合は、状態 S0 に移行する。

蒸気膜厚が閾値 δ_c を上回った場合は、状態 S2 に移行する。閾値 δ_c は以下の式により評価する。

(3)

$$\delta_c = DNB_DELTA_C \times (10 \times P_{cool})^{0.02}$$

ここで、

 δ_c : 蒸気膜厚閾値[µm]

Pcool: 冷却材圧力[MPa]

DNB_DELTA_C: 閾値の調整係数(ネームリスト)

式(1)~(3)の定式化の狙いは、S0からS1へ移行する際の限界熱流束q_{crit}を陽に定めず、代わりに蒸気膜厚閾値 &の設定を介して限界熱流束を間接的に定めている点にある。NSRR 実験データの解析から、同じ冷却材条件下であっても、限界熱流束は燃料棒からの熱流束の大きさによって有意に変化することが知られており、&を介した定式化は単一のパラメータにより実験結果をよく再現できることが報告されている¹¹⁾。

2.6.4. 遷移沸騰 I、温度上昇過程(状態 S2)

被覆管表面熱伝達率の評価は、以下の式により算定する。S2開始から準安定な膜沸騰S3 到達までの温度上昇過程について、被覆管表面熱伝達率の補完方法を定めている。

$$h_{surf} = \frac{1}{T_{surf} - T_{cool}} \left(b_{S2,1} - a_{S2,1} \frac{1 - \exp(-\alpha_1 r)}{1 - \exp(-\alpha_1)} \right) \quad \text{(for } x \le x_1 \text{)}$$
(4)

$$h_{surf} = \frac{1}{T_{surf} - T_{cool}} \left(a_{S2,2} x + b_{S2,2} \right) \qquad (\text{for } x > x_1) \tag{5}$$

$$x = T_{surf} - x_0 \tag{6}$$

$$r = \frac{x}{x_2 - x_0} \tag{7}$$

$x_0 = T_{\rm crit}$	(8)
$x_1 = T_{\text{quench}} - T_{\text{crit}}$	(9)
$x_2 = T_{\text{quench}}$	(10)
$a_{S2,1} = b_{S2,1} - q_{\text{quench}}$	(11)
$a_{S2,2} = 0$	(12)
$b_{S2,1} = q_{\rm crit}$	(13)

 $b_{S2,2} = q_{\text{quench}} - a_{S2,2} x_1 \tag{14}$

については、状態 S1 から状態 S2 への移行時に評価された値を、式(4)(5)に適用する。 ここで

 $q_{\text{quench}} = q_{\text{quench,base}} \alpha_2 + \max\left(0, dq_{irrad}\right) \tag{15}$

$$q_{\text{quench,base}} = h_{\text{quench}} \left(T_{\text{quench}} - T_{\text{cool}} \right) \tag{16}$$

$$h_{\text{quench}} = h_{\text{FB}, T_{\text{surf}} = T_{\text{quench}}} \tag{17}$$

$$T_{quench} = T_{sat} + dT_{quench} \tag{18}$$

$$dT_{quench} = 550 \times \left(1 + \frac{0.002 \times dT_{sub}}{P_{cool}}\right) \cdot (1 - 0.04 \times P_{cool}^{1.1} V^{0.2}) \cdot (0.1 \times P_{cool})^{0.15}$$
(19)

$$dq_{\rm irrad} = (\alpha_3 + \alpha_4 max(0, b_{S2,1} - 7 \times 10^6) + \alpha_5 \left(\frac{dT_{sub}}{160}\right))(1 - \exp\left(-\frac{\phi}{\alpha_6}\right))$$
(20)

 $h_{FB,T_{surf}=T_{quench}}$: 膜沸騰状態で適用する熱伝達率相関式 h_{FB} (次節) $\mathcal{O}T_{surf} = T_{quench}$ に おける値 [W·m⁻²·K⁻¹]

dT_{sub}:冷却水のサブクール度[K]

- V: 冷却水の流速 [m·s⁻¹]
- Φ:被覆管の高速中性子フルエンス[m-2]
- α_1 : <u>NL_RIA_DNB(3)</u>
- α_2 : <u>NL_RIA_DNB(6)</u>
- $\alpha_3: \underline{\text{NL}_{RIA}_{DNB}(4)}$ (デフォルト値: 1.2×10⁶)
- $\alpha_4: \underline{NL_{RIA} DNB(2)}$ (デフォルト値: 0.4)
- $\alpha_5: \underline{NL}_{RIA}_{DNB}(5)$ (デフォルト値:10⁶)
- $\alpha_6: \underline{NL}_{RIA}_{DNB(1)}$ (デフォルト値: 10²⁴)

*α*_{1~6}については JAEA-Data/Code 2014-025 時点からの変更点であり、以前は調整不可であった。

この先、状態S2から他の状態に移行する条件について以下にまとめる。

- ・被覆管表面温度が *T_{TBtoFB}を*上回った場合は、状態 S3 に移行する。ここで *T_{TBtoFB}*は、式
 (4)(5)で定義される熱伝達率相関式が*H_{FB}*と等しくなる温度として定義される。
- ・被覆管表面温度が Tcritを下回った場合は、状態 S4 に移行する。
- ・被覆管表面熱流束が qquenchの 10 分の 1 を下回った場合は、状態 S4 に移行する。

・被覆管表面温度が Tquench よりも小さく、且つ被覆管表面温度の時間変化率が減少方向であ る場合は、状態 S5 に移行する。

2.6.5. 膜沸騰(状態S3)

膜沸騰時の被覆管表面熱伝達率は、以下の式により算定する。この項については JAEA-Data/Code 2014-025 時点の記載から全体的に変更されている。被覆管表面熱伝達率は輻射の 効果を除いた熱伝達率と輻射の効果を換算した熱伝達率の和で表され、質量流束を閾値として、 プール沸騰か強制流動沸騰かを判断することで式を使い分ける。前者は Sakuraiの式¹²⁾、後者 はShiotsu(修正 Sakurai)の式¹³⁾を用いる。なお、以下に示す式は原文献で示されているも のと同じとは限らず、Shiotsu ら原文献著者との議論などを踏まえ、参照する水の熱物性の一 部に修正が施されている。

-

$$h_{FB} = h_{Sakurai,cool} \cdot F_{pool} \cdot F_{irr} + h_{rad,eff} \qquad (\text{for } Q_{flux} < 271.24) \tag{21}$$

$$h_{FB} = h_{Shiotsu,cool} \cdot F_{flow} \cdot F_{irr} + h_{rad,eff} \qquad (\text{for } Q_{flux} \ge 271.24)$$
(22)
$$F_{pool} = 1.5 \qquad (23)$$

$$F_{flow} = 2.5 - 0.15 \cdot \arctan(1.5 \cdot P_{cool} - 4)$$
(24)

$$F_{irr} = 1 + 0.67 \times (1 - \exp(-\Phi/10^{24}))$$
(25)

$$h_{rad,eff} = J \cdot h_{rad} \tag{26}$$

$$J = F + (1 - F)/(1 + 1.4 \cdot h_{cool}/h_{rad})$$
(27)

$$h_{rad} = \sigma_s / (1/\varepsilon_w + 1/\beta - 1) \cdot (T_{surf}^4 - T_{sat}^4) / (T_{surf} - T_{sat})$$
(28)
$$\sigma_s = 5.670373 \cdot 10^{-8}$$
(29)

$$s = 0.75$$
 (30)

$$\varepsilon_w = 0.75 \tag{30}$$

$$\beta = 1 \tag{31}$$

$$F = (1 - 0.25 \cdot \exp(-0.13 \cdot Sp_r)) \cdot \exp(-0.64 \cdot R^{-0.6} \cdot Pr_l^{-0.45} \cdot Sp_r^{-0.73} \cdot Sc_r^{-1.1})$$
(32)
(for $F \ge 0.19$)

F = 0.19

(for
$$F < 0.19$$
) (33)

$$Sp_r = c_{pv} \cdot \Delta I_{sup} / (L \cdot P I_v)$$

$$Sc_r = c_{pv} \cdot \Delta T_{sup} / (L \cdot P I_v)$$
(34)
(35)

$$Sc_r = c_{pl} \cdot \Delta T_{sub} / L \tag{35}$$

$$R = \sqrt{\rho_v \cdot \mu_v / (\rho_l \cdot \mu_l)} \tag{36}$$

なお、気液二相流における気相と液相の熱物性値(添え字に v か1 があるもの)について は、それぞれ参照する温度に補正がかかる。

$$T_{l} = 0.5 \cdot (T_{sat} + T_{cool})$$
(37)
$$T_{v} = 0.5 \cdot (T_{surf} + T_{sat})$$
(38)

$$T_{v} = 0.5 \cdot (T_{surf} + T_{sat})$$

h_{Sakurai cool}: Sakurai の式で評価される熱伝達率 [W·m⁻²·K⁻¹] *h_{shiotsu,cool}*: Shiotsu の式で評価される熱伝達率 [W·m⁻²·K⁻¹] *h*_{cool}:流動条件に応じた熱伝達率(*h*_{Sakurai,cool}または*h*_{shiotsu,cool}) [W·m⁻²·K⁻¹]

$$F_{pool}$$
: プール膜沸騰式に対する修正パラメータ [-]
 F_{flow} : 強制対流膜沸騰式に対する修正パラメータ [-]
 h_{rad} : 輻射効果に対する修正パラメータ [-]
 h_{rad} : 輻射効果を換算した熱伝達率 [W·m⁻²·K⁻¹]
 M_{flux} : 冷却水の質量流速[kg·m⁻²·s⁻¹]
 σ_{s} : Stefan-Boltzmann 定数[W·m⁻²·K⁻⁴]
 ε_{w} : 被覆管表面の放射率[-]
 β : 冷却水による輻射の吸収率[-]
 Sp_{r} : 無次元過熱度 [-]
 Pr_{l} : 冷却水 (液相) の Prandtl 数 [-]
 Sc_{r} : 無次元サブクール度 [-]
 c_{pv} : 冷却水 (液相) の定圧比熱 [J·kg⁻¹·K⁻¹]
 C_{pl} : 冷却水 (液相) の定圧比熱 [J·kg⁻¹·K⁻¹]
 ΔT_{sup} : 過熱度 $(T_{surf} - T_{sat})$ [K]
 ΔT_{sub} : サブクール度 $(T_{sat} - T_{cool})$ [K]
 L : 気化潜熱 [J·kg⁻¹]
 Pr_{v} : 冷却水 (気相) の Prandtl 数 [-]
 R : 無次元量 [-]

プール沸騰状態で適用する Sakurai の式と、これに関連する式は以下の通りである。 $h_{Sakurai,cool} = k_v \cdot Nu_{sakurai,avg} / z_{taylor}$

$$z_{taylor} = 2\pi \sqrt{\sigma / (g \cdot (\rho_l - \rho_v))}$$
(40)

 $Nu_{sakurai,avg} = 0.82 \cdot M_z^{0.25}$ (41)

$$M_z = Gr_Z / Sp \cdot (E^3 / (1.0 + E / (Sp \cdot Pr_l))) / (R \cdot Pr_l \cdot Sp)^2$$

$$(42)$$

$$Sp = c_{pv} \cdot \Delta T_{sat} / (L_p \cdot Pr_v)$$

$$(43)$$

$$L = L + 0.5 \cdot c + \Delta T$$

$$(44)$$

$$L_p = L + 0.5 \cdot C_{pv} \cdot \Delta I_{sup} \tag{44}$$

$$Gr_Z = g \cdot (\rho_l - \rho_v) \cdot z_{taylor}^3 / (\rho_v \cdot v_v^2)$$
(45)

$$E = \left(A + C \cdot \sqrt{|B|}\right)^{1/3} + \left(A - C \cdot \sqrt{|B|}\right)^{1/3} + 1/3 \cdot Sc_a$$
(46)

$$Sc_a = 0.93 \cdot Pr_l^{0.22} \cdot Sc \tag{47}$$

$$Sc = c_{pl} \cdot \Delta T_{sub} / L_p \tag{48}$$

$$A = 1/27 \cdot Sc_a^{3} + 1/3 \cdot R^2 \cdot Sp \cdot Pr_l \cdot Sc_a + 1/4 \cdot R^2 \cdot Sp^2 \cdot Pr_l^{2}$$
(49)
$$P_{a} = 4/27 \cdot Sc_a^{2} + 2/2 \cdot Sp \cdot Pr_l \cdot Sc_a + 1/4 \cdot R^2 \cdot Sp^2 \cdot Pr_l^{2} + 1/4 \cdot Sr_l^{2} \cdot Pr_l^{2} + 2/27$$

$$B = -4/27 \cdot Sc_{a}^{2} + 2/3 \cdot Sp \cdot Pr_{l} \cdot Sc_{a} - 32/27 \cdot Sp \cdot Pr_{l} \cdot R^{2} + 1/4 \cdot Sp^{2} \cdot Pr_{l}^{2} + 2/27 \cdot Sc_{a}^{3}/R^{2}$$

$$C = 0.5 \cdot R^{2} \cdot Sp \cdot Pr_{l}$$
(50)
(51)

 k_{v} : 冷却水 (気相) の熱伝導率 $[W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$

Nu_{sakurai,avg}: Sakurai の式における平均 Nusselt 数 [-] *z_{tavlor}*: Taylor 不安定性によって泡膜に生じるうねりの波長 [m] σ:表面張力 [N·m⁻¹] ^IM_z: 無次元量[-] Grz: Grashof 数 [-] Sp: 無次元過熱度 [-] Pr_v: 冷却水(気相)の Prandtl 数 [-] *E*: 無次元量[-] L_p :気化潜熱と蒸気の熱量 $[J \cdot kg^{-1}]$ A: 無次元量 [-] B: 無次元量[-] C: 無次元量[-] *Sca*: 修正無次元サブクール度[-] Sc: 無次元サブクール度 [-] ρ_l : 冷却水(液相)の冷却水温度における密度 $[kg \cdot m^{-3}]$ ρ_n : 冷却水(気相)の冷却水温度における密度 $[kg \cdot m^{-3}]$ μ_l : 冷却水(液相)の冷却水温度における粘性係数 $[kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}]$ μ_n : 冷却水(気相)の冷却水温度における粘性係数 $[kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}]$

強制流動沸騰状態で適用する Sakuraiの式と、これに関連する式は以下の通りである。

$$h_{Shiotsu,cool} = 4/3 \cdot a_3 \cdot (z_{top}^{0.75} - z_{bot}^{0.75}) / (z_{top} - z_{bot})$$
(52)

$$a_3 = k_v \cdot a_2 \tag{53}$$

$$a_2 = 0.4 \cdot a_1 \cdot Term^{-1/3} \tag{54}$$

$$a_1 = \sqrt{U_z/\nu_l} \cdot \mu_l/\mu_\nu \cdot \left(\sqrt{g \cdot (\rho_l - \rho_\nu)/\sigma}\right)^{0.25}$$
(55)

$$U_z = Q_{flux} / \rho_l \tag{56}$$

$$Term = Sp/R^2 \cdot (1 + E_2/(2.0 \cdot Pr_l \cdot Sp)) \cdot Term_{sub}$$
(57)

$$Term_{sub} = 1 - 0.7 \cdot Sc/E_2 \tag{58}$$

$${}^{II}E_2 = 2 \cdot C_2 \cdot \sqrt{A_2} - 1/3 \cdot (5 \cdot Pr_l \cdot Sp - Sc)$$
(59)

$$A_2 = 25/9 \cdot Pr_l^2 \cdot Sp^2 + 5/9 \cdot Pr_l \cdot Sp \cdot Sc + 1/9 \cdot Sc^2$$
(60)

$$B_{2} = 125/27 \cdot Pr_{l}^{3} \cdot Sp^{3} - 15/4 \cdot Pr_{l}^{2} \cdot Sp^{2} \cdot R^{2} + 25/18 \cdot Pr_{l}^{2} \cdot Sp^{2} \cdot Sc - 5/18 \cdot Pr_{l} \cdot Sp$$

$$Sc^{2} - 1/27 \cdot Sc^{3}$$
(61)

C₂は以下に示す3つの関数の内、正の数を取るものとその値である。

$$C_2 = \cos(\theta/3), \cos((\theta + 2\pi)/3), \cos((\theta + 4\pi)/3)$$
(62)

$$\theta = \arccos\left(-B_2/A_2^{1.5}\right) \tag{63}$$

I 元文献¹²⁾では Film boiling number と呼称している。

Ⅱ 原文献著者との議論により、右辺に-1/3·(5·Pr_l·Sp-Sc)の項を新しく追加している。

 z_{top} :軸方向セグメントの上端における加熱面の底からの距離 [m] z_{bot} :軸方向セグメントの下端における加熱面の底からの距離 [m] U_z :冷却材流速 [m·s⁻¹] v_l :冷却水(液相)の冷却水温度における動粘性係数 [m²·s⁻¹] A_2 :無次元量 [-] B_2 :無次元量 [-] E_2 :無次元量 [-]

被覆管表面温度が Tquench を下回った場合は、状態 S4 に移行する。

式(21)~(25)は、S3開始から終了までの熱伝達率を定義する。遷移沸騰区間と同様、各モデルパラメータは NSRR 実験結果の再現性改善を指標として調整を施している¹⁰⁾。膜沸騰区間 については半理論式^{12,13)}による全体的傾向の予測がある程度機能した¹⁰⁾ことから、モデル全体 の最適化の手順として、まず膜沸騰区間のパラメータである *Fpool、Fflow、Firr*を決定し、その 後に、なお実験・解析間の差が有意であった条件を対象に、遷移沸騰モデル側のパラメータ調整 を行った。

2.6.6. 遷移沸騰 II、冷却過程1(状態 S4)

被覆管表面熱伝達率の評価には、以下の式を適用する。

$$h_{surf} = (x)b_{S2,1} + (1-x)q_{quench,base}$$
(64)

$$x = \max(0, T_{quench} - T_{surf}) / (T_{quench} - T_{crit})$$
(65)

被覆管表面温度が T_{crit}を下回り、且つ被覆管表面熱流束が5×10⁵[Wm⁻²]を下回った場合は、状態 S0 に移行する。

2.6.7. 遷移沸騰 III、冷却過程 2 (状態 S5)

被覆管表面熱伝達率の評価には、以下の式を適用する。

$$h_{surf} = \max\left(h_{FB}, \frac{a_{S5}T_{surf} + b_{S5}}{T_{surf} - T_{cool}}\right) \tag{66}$$

$$a_{S5} = 3 \times 10^4 \tag{67}$$

$$b_{S5} = q_{\text{peak}} - a_{S5} T_{\text{peak}} \tag{68}$$

q_{peak}:状態S5に移行した時点の被覆管表面熱流束[W·m⁻²]

T_{peak}: 状態 S5 に移行した時点の被覆管表面温度[K]

被覆管表面温度が Tquench を下回った場合は、状態 S4 に移行する。

2.6.8. 部分的な陽解法の導入

図1の模式図から見て取れるように、S2、S4区間では、被覆管表面熱流束、熱伝達率とも

に、伝熱面過熱度に対して右下がりの傾向となる。従来より FEMAXI 及び燃料挙動解析コー ドー般で採用されてきた、陰的あるいは半陰的な時間積分による温度計算では、基本的に、こ のような右下がりの区間の中間点で計算の収束を見ることはない。区間両端の何れかの状態に 落ち着く挙動、あるいは、伝熱面の状態と区間の設定の関係により、区間両端の間で振動する 挙動のどちらかが現れる。後者の不安定な挙動は特にある伝熱面過熱度に対する表面熱流束、 熱伝達率が大きい条件で発生しやすい。式(20)に示す如く照射済み燃料被覆管は正にこの条件 に相当し、NSRR 実験データの逆解析によりモデルパラメータのフィットだけが出来ても、そ れら得られたモデルパラメータをそのまま従来の温度計算に適用した場合、数値不安定(上述 の不安定な振動)の多発により RIA 解析を完了できないケースが大半であった。

そこで RANNS では、状態 S2、S4 の時間区間に限り、燃料棒径方向の伝熱計算を陽的な時 間積分法に切り替えるアルゴリズムを導入した。これにより、CFL 条件を満足する為に必要な 時間制御に失敗しない限り、任意のモデルパラメータに対し式(19)による温度計算を安定に進 めることが可能になった。燃料棒径方向の伝熱計算に用いられる熱計算メッシュのサイズは解 析ケースにより µm オーダーになる条件もあり、陽解法適用区間の計算コストは一般に陰解法 適用区間よりも大きくなるが、状態 S2、S4 が遷移沸騰区間でごく短時間の物理現象でもある ことから、解析全体としての計算コストは現実的な水準に抑えられている。

2.7 粒界分離を伴う FP ガス放出モデル (RANNS)

RIA による急峻な出力上昇は、ペレット結晶粒界で保持されている FP ガスのバブル圧を著 しく上昇させる。このとき、バブルの圧力によって粒界が分離すると、粒界 FP ガスは非事故 条件下で想定されているようなバブルの成長・拡散・連結の段階を経ずに、大部分が瞬時に自 由空間へ放出されると考えられる。

本モデルは被覆管表面熱伝達に並び RIA 解析向けの主要なモデリング要素であるが、 FEMAXI で採用する非事故条件下でも有効な FP ガス放出率(FGR)モデルはそのままに、 RIA 条件下で生じる追加的な放出項、放出挙動を併存させる設計になっている。これは、非事 故条件下の FGR モデルが時間依存的なガス放出、即ちガスバブル圧力緩和過程のモデルとし て見做すことができ、昇温速度との大小関係の程度によってはガス圧上昇と有意に競合し、粒 界分離の発生評価に影響すると考えられるからである。

以下にモデルの詳細を記述する。本節のモデル挙動に対応する内部オプション群は、ネーム リスト GRSEP=3 の指定により有効となる。

2.7.1. 通常組織(非 HBS 組織)の粒界分離

内部オプション GBSPintg=.true.のときに有効になる。FEMAXI の FGR モデルは IGASP=3 の使用を推奨しており、本粒界分離モデルは IGASP=3 の枠組み上で動作する。他 IGASP 対応モデルとの併用はできない。

本モデルは、粒界分離の指標(駆動力)と対応する分離発生閾値をそれぞれタイムステップ 毎に算定し、同指標が同閾値を上回った場合に粒界分離が生じたものと判定する。この判定は ネームリスト TBREK(単位:℃)で指定される温度未満では適用されない。 粒界分離の指標は、粒界の単位面積当たりに作用する引張方向の応力σ_{GB,avg}を取り(内部オ プション i_BP_GBSP=2)、以下の式により算定する。

$$\sigma_{GB,avg} = dP_{bub,ovp} - P_{ext,NRS}$$

$$dP_{bub,ovp} = f_{FB,cov}dP_{FB,ovp} - f_{EB,cov}dP_{EB,ovp}$$

$$dP_{FB,ovp} = P_{FB} - 2\gamma_s/r_{FB}$$

$$dP_{EB,ovp} = P_{EB} - K_e\gamma_s$$

$$dP_{ext} = -\max(\sigma_{fuel,r}, \sigma_{fuel,\theta}, \sigma_{fuel,z})$$

$$(69)$$

$$(70)$$

$$(71)$$

$$(72)$$

$$(73)$$

 $P_{ext,NRS}$: ペレットマトリクス中の応力に由来するバブルの拘束力 $dP_{FB,ovp}$: フェースバブルの過圧度 $dP_{EB,ovp}$: エッジバブルの過圧度 $f_{FB,cov}$: フェースバブルが粒界に占める面積割合 $f_{EB,cov}$: エッジバブルが粒界に占める面積割合 P_{FB} : フェースバブルの圧力 P_{EB} : エッジバブルの圧力 γ_{s} : 表面エネルギ r_{FB} : フェースバブルの半径 K_{e} : エッジバブルのトロイド曲率 $\sigma_{fuel,x}$: ペレットの x 方向応力

粒界分離発生の閾値は、分離が発生する応力 $\sigma_{GS,eff}$ を取り(内部オプション $i_Sc_GBSP_=2$)、 以下の式により算定する。

$$\sigma_{GS,eff} = \sigma_{GS} \cdot (1.0 - f_{FB,cov} - f_{EB,cov}) \tag{74}$$

$$\sigma_{GS} = f_{CTUNE} \cdot \sigma_{GB,bond} \cdot max(0.0, 1.0 - f_{GBS,5} \cdot r_{FB,proj})$$
(75)

 $\sigma_{GB,bond}$: 粒界結合力、100 [MPa] f_{CTUNE} : <u>ネームリスト CTUNE</u> $f_{GBS,5}$: <u>ネームリスト NL_GBGIGS(5)</u> $r_{FB,proj}$: フェースバブルの投影面積

ペレット結晶粒界の分離が生じたと判定された($\sigma_{GB,avg} > \sigma_{GS,eff}$)熱計算メッシュについて は、当該メッシュで保持されていた FP ガスの内、粒界インベントリ(フェースバブル及びエ ッジバブルが保持していた FP ガス)が燃料棒内自由空間へ即時放出され、また、ギャップコ ンダクタンスの算定で参照される熱的ギャップサイズが強制的にネームリスト GSGAP の指定 値(単位: μ m)に等しいものとして扱われる。

2.7.2. HBS のマイクロクラックモデル

本節で述べるモデル挙動に対応する内部オプションは、ネームリスト HBS=16 の指定によ

り有効となる。

FEMAXI-8 の高燃焼度組織(HBS)モデル¹⁴⁾を有効にした際、HBS は通常のペレット結晶 組織とは同一熱計算メッシュに属しつつも、独立した空間領域として区別、管理される。同様 に、HBS に保持された FP ガスも、通常組織のそれとは独立のインベントリとして区別、管 理される。HBS では、RIA 時にガスポアの圧力が高まることで HBS が破壊され、FP ガスの 追加放出に寄与する。この点は粒界分離モデルと同様であるが、通常組織とは異なり HBS は 結晶粒が結晶粒界面で隔てられている状態ではない。そのため、粒界分離の概念を、HBS で 起こる現象の描像としてそのまま適用することは不適切と考えられる。本節では HBS で起こ る組織の破壊を、過去にこの現象を詳しく調べた研究¹⁵⁾に倣いマイクロクラックと呼称し、 それによる FP ガスの追加放出モデルをマイクロクラックモデルとする。なお、粒界分離とマ イクロクラックに係る状態変数は別個に管理されるため、例えば通常組織の粒界分離が発生 と判定された熱計算メッシュにおいて、HBS 側の FP ガスインベントリが同判定に連動し直 ちに放出されることは無い。

事故解析時、内部オプション fgr_Req が有効の場合には、HBS バブルの状態に基づいて、 以下の要領で、HBS 組織内でのマイクロクラック発生が独立に判定され、HBS からの FP ガ ス放出率算定に反映される。過去に FEMAXI-8 で開発された HBS モデル¹⁴⁾(内部オプショ ン GMtoHBS_by_kjma_eq=.true.且つ prs_Req=.true.)の枠組みの上に成り立つモデリング であって、同モデル以外との併用は出来ない。

HBS 組織の状態量として、マイクロクラックの指標とマイクロクラック発生の閾値をそれ ぞれタイムステップ毎に算定し、同指標が同閾値を上回った場合にマイクロクラックが生じ たものとして判定する。

マイクロクラックの指標として HBS バブルの過圧度*dP_{HBSB,ovp}を*取り(内部オプション i_BP_GBSP_HBS=3)、以下の式により算定する。

$$dP_{HBSB,ovp} = P_{HBSB} - 2 \cdot \frac{\gamma_s}{r_{HBSB}}$$
(76)

P_{HBSB}: HBS バブルの圧力 r_{HBSB}: HBS バブルの半径

マイクロクラック発生の閾値としてクラック発生に対応するバブル圧*P_{HBSB,MC}*を取り(内部 オプション i_Sc_GBSP_HBS=3)、以下の式により算定する。

$$P_{HBSB,MC} = f_{scl,HBS,MC} \cdot \sigma_{GB,bond} + f_{scl,HBS,Pex} \cdot P_{ext,HBS}$$

$$P_{ext,HBS} = -\min(0, \sigma_{fuel,r})$$
(77)
(78)

マイクロクラックが生じたと判定された熱計算メッシュについては、当該メッシュで保持されていた FP ガスの内、HBS 粒界インベントリ(HBS バブルが保持していた FP ガス)の一部、割合にして*f_{HBS,rls,prompt}が、燃料棒内自由空間へ即時放出される。*

 $f_{HBS,rls,prompt} = 0.01 \cdot f_{HBSGP} \cdot (1.0 - \min(1.0, P_{ext,HBS}f_{rls,suppr}))$ (79)

 f_{HBSGP} : <u>ネームリスト HBSGP</u>

 $f_{rls.suppr}$: <u>ネームリスト NL_HBS_PARAM(16)</u>

2.8 燃料棒軸方向ガス移行モデル(RANNS)

このモデルは、ネームリスト GRSEP>1 のときに有効である。FEMAXI における燃料棒内 自由体積(主に P/C ギャップ)内ガスの軸方向の移行は、軸方向セグメント間の圧力平衡の仮 定 Dに基づいている。原子炉の特に通常運転条件では、評価すべき燃料棒の挙動は年単位の時 間区間に亘る推移であって、軸方向セグメント間の圧力が平衡するに十分な時間があるので、 この仮定は妥当な近似を提供していると考えられる。一方、RIA 解析では、ms オーダーの時 定数で熱的、力学的状態の双方が変化するため、自由空間の圧力は非平衡な状態にあるとみな すべきである。また、高燃焼度燃料では、ペレットのスウェリングや被覆管のクリープダウン によって自由空間即ちガスの流路が狭くなっている、若しくはペレット/被覆管境界の所々にボ ンディングが起こっている状態が想定され、軸方向のガスの移動は尚更妨げられやすい状態で あると考えられる。

上記を踏まえ、RIA 解析では以下の定式化により、ガスの軸方向移行速度を Darcy 則 $\left(\frac{dV}{dt} = A \cdot \frac{k}{\mu} \cdot \frac{dP}{dz}\right)$ で記述する。即ち、ガス移動の駆動力は圧力勾配 $\frac{dP}{dz}$ により生じると考える。実際の解析上の処理としては、時間刻み dt の間に圧力と速度の増減が生じるものとする。

$$dN_{FVG,gg,iz} = +J_{gg,iz-1} - J_{gg,iz} \tag{80}$$

$$J_{gg,iz} = J_{allgg,iz} \cdot R_{FVG,gg} \tag{81}$$

 $R_{FVG,gg} = N_{FVG,gg,izUS} / N_{FVG,allgg,izUS}$ (82)

$$J_{allgg,iz} = dt \cdot P_{izUS} / (k_B T_{izUS}) \cdot \frac{dV}{dt}$$
(83)

$$\frac{dV}{dt} = A_{iz} \cdot \frac{k_P}{\mu} \cdot \frac{dP}{dz} \tag{84}$$

$$\frac{dP}{dz} = \frac{P_{iz} - P_{iz+1}}{dL_{eff}} \tag{85}$$

$$\frac{k_P}{\mu} = \frac{K_{GAS} \cdot c_4 \cdot f_{bond}}{K_{GAS}} \qquad \begin{array}{c} good \ gas \ communication\\ limited \ gas \ communication \end{array}$$
(86)

$$f_{bond} = c_{fb,1} \cdot \exp(-c_{fb,2} \cdot BD) + (1.0 - c_{fb,1})$$
(87)

gg: ガスグループ。2はFPガス(Xe、Kr)、1はこれ以外のガス種

iz:軸方向セグメントのインデクス

izUS:軸方向セグメント*iz*の上流側隣接セグメントのインデクス。*iz*+1セグメントの 圧力が*iz*よりも高い場合、*iz*+1が上流側と判定される。

dN_{FVG,gg,iz}:ガス原子数の増分

Jaa.iz: 軸方向セグメントizからiz +1に向けたガスの流出量

Jallgg,iz: Jgg,izの全ガスグループに関する合計量

N_{FVG.aq.izUS}: ガス原子数

N_{FVG,allgg,izUS}: *N_{FVG,gg,izUS}*の全ガスグループに関する合計量

PizUS:上流側隣接セグメントのガス圧力

 $P_{iz}: 軸方向セグメントizのガス圧力$

 k_B :ボルツマン定数

T_{izUS}:上流側隣接セグメントの温度

 $\frac{dV}{dt}$:ガス流量

Aiz:流路断面積。被覆管内表面が形成する燃料棒内空間の水平断面積に相当。

<u>kp</u>:浸透率とガスの動粘性係数の比

dL_{eff}: ある軸方向セグメントの軸方向中点と隣接軸方向セグメントの軸方向中点の距離

KGAS: ネームリスト KGAS

 $c_4: \frac{\dot{x} - \Delta \cup Z \vdash NL_RADGM(4)}{2}$

BD:ボンディングパラメータ

 $c_{fb,1}$: ネームリスト NL_RADGM(11)

c_{fb.2}: <u>ネームリスト NL_RADGM(10)</u>

Darcy 則の比例係数にあたる $\frac{k_p}{\mu}$ は主にネームリスト KGAS を通じて設定するが、軸方向毎の ガス流路の状況を燃料の状態に基づき①*good gas communication* または②*limited gas communication* のいずれかと判定し、②ではガス移行速度がより小さくなるよう定式化してい る。このうち、①で有効な c_4 は1よりも大きな係数で、ガス移行速度の増大を表現する。他方 f_{bond} は、ボンディングの影響の取り入れを企図しており、1未満の係数となる。①の状態にあ る場合、燃料棒内の空隙が小さい、具体的にはクラックによる内部空間と P/C ギャップの和が 径方向に 20micron 未満と判定されたとき、②に遷移する。②の状態にある場合、燃料棒内の 空隙が大きく(上記の逆)、且つ、バルーニングに類する被覆管の大きな変形が生じやすい熱的 な状態にあると判定されたとき、①に遷移する。ここで「被覆管の大きな変形が生じやすい」 状態は、次の係数 f_{baloon} がネームリスト NL_RADGM(9)を上回った場合として判定する。

$$f_{baloon} = (L_{UD} + L_{b1}) / (L_{UD} + L_{b1} + L_{b2})$$
(88)

 $L_{UD} = L_{UD,0} \cdot \max\left(0, 1.0 - \left(c_{bln,1} \cdot dT_{sub}/80 + c_{bln,2}\right) + \left(1 - \exp\left(-c_{bln,3} \cdot \Phi/\alpha_{6}\right)\right)\right)$ (89)

 $L_{b1}: \frac{\dot{x} - \Delta \forall z \vdash \text{NL}_{\text{RADGM}(2)}}{L_{b2}: \frac{\dot{x} - \Delta \forall z \vdash \text{NL}_{\text{RADGM}(3)}}{L_{UD,0}: \frac{\dot{x} - \Delta \forall z \vdash \text{NL}_{\text{RADGM}(6)}}$

- $c_{bln,1}: \underline{\dot{x}} \Delta \vee \overline{\lambda} + NL_{RADGM(7)}$
- $c_{bln,2}$: <u>ネームリスト NL_RADGM(8)</u>
- $c_{bln,1}$: <u>ネームリスト NL_RADGM(5)</u>

*L*_{UD}、*L*_{b2}、*L*_{b1}は、燃料棒発熱部の内、沸騰遷移が生じた際に蒸気膜で覆われる領域、覆われ ない領域、その中間的な領域をそれぞれ表現し、*f*_{baloon}<1.0 を介して、安定な膜沸騰が形成し やすい条件ほど被覆管が高温に達し、またそれが維持される空間的、時間的広がりが大きくな り、燃料棒内部空間のガスの移行が生じやすい状態となる関係性を表現している。

2.9 燃料スタックの降伏モデル (RANNS)

未照射燃料及び高燃焼度燃料の NSRR 実験条件下における伸び挙動の実験解析において、 PCMI 負荷が大きくなった条件下での燃料スタックの挙動は必ずしも剛体的でなく、熱膨張に より生じる軸方向への伸びが被覆管の拘束力によりある程度抑制されているという知見が得ら れている¹¹⁾。言い換えれば、被覆管が燃料スタックとの PCMI により受ける軸方向への引張負 荷は、燃料スタックが剛体的な変形を保つ場合に比べて緩和されていることになる。この知見 を反映し、ネームリスト IFY=2 の指定時には、ペレットの降伏応力*σ*yとして Tachibana のモ デルのペレット温度の変数に閾値条件を加えた式(90)、(91)を適用する。

$$\sigma_{y} = \sigma_{y,Tachibana}(T_{K}) \quad (\text{for } T_{K} \le 1273 \text{ K})$$
(90)

 $\sigma_y = \sigma_{y,Tachibana}(1273) \quad \text{(for } T_K > 1273 \text{ K)} \tag{91}$

 $\sigma_{y,Tachibana}$: Tachibana のモデルによるペレット降伏応力 $T_{K}: ペレット温度[K]$

閾値条件の無いオリジナルの Tachibana のモデルが示すペレット降伏応力は、温度に対して 単調減少である。修正モデルでは1273Kより大きい温度域について、降伏応力が一定になると 仮定しているため、修正モデルでは高温域の降伏応力が上方修正されていることになる。

2.10 PCMI 破損予測モデル(RANNS)

このモデルは、"code_ria___"のフラグが真のときに有効なモデルである。SR 材被覆管には J 積分に基づく破損判定を、RX 材被覆管には FRAPTRAN1.4 コード¹⁵⁾の PCMI 破損予測モ デルに修正を加えた式に基づく破損判定を適用する。 [SR 材被覆管]

J 積分算定モジュールや亀裂条件の設定手法(ネームリスト IAH=2 の設定に相当)について は JAEA-Data/Code 2014-025 のものに準ずる。破損判定閾値となるJc [kN/m]の値について は、NSRR 実験の逆解析にのみ基づいて定めた当初 16の設定から、以降に行われた炉外被覆管 破壊試験等で得られたデータ 17)も考慮して、以下の定式化に修正している。

$$J_C = f_{JC} \cdot J_{C,0} \tag{92}$$

$$J_{C,0} = J_{C,RT}(C_H) + dJ_{HT}(T_K) \quad \text{(for } T_K \le 700 \text{ K)}$$
(93)

$$J_{C} = 10^{4} \quad \text{(for } T_{K} > 700 \text{ K)}$$
(94)
$$J_{C} PT (C_{H}) = \max (J_{C} PT + z_{K})_{C} (C_{H}) = 0.385)$$
(95)

$$J_{C,RT}(C_H) = \max(J_{C,RT,table}(C_H), 0.385)$$
(95)

$$dJ_{HT}(T_K) = (T_K - T_{base}) \cdot (J_{C,VA3} - J_{C,RT}(C_{H,VA3})) / (T_{HT,VA3} - T_{base})$$
(96)

C_H:min(被覆管水素吸収量, 1500) [wtppm]

 $J_{CRT table}(C_{H}): C_{H} \geq J_{C}$ 値のテーブル{(160,9.15), (196.3,8.23), (340,4.82), (760,1.55)}(室 温条件で実施された NSRR 実験・破損ケースのデータ)の補間で得ら れる値。

dJ_{HT}(T_K):高温条件で実施され、燃料の破損が確認された NSRR 実験ケースの一つで ある VA-3 のデータに基づく、温度影響項。J_{CVA3}、T_{HT.VA3}、C_{H.VA3}はそれぞ れ、同実験で破損が生じた瞬間のに値、被覆管温度、被覆管水素吸収量

J値がJc値を上回ったとき、被覆管が PCMI 破損したと判定する(内部オプション Jc eval=.true.)

[RX 材被覆管]

米国の燃料挙動解析コード FRAPTRAN1.5¹⁸⁾等で採用されている破損時周方向塑性ひずみ (肉厚中央部)の相関式について、塑性ひずみではなく全ひずみの式とみなす修正を加えた(内 部オプション i CHT E B=1)。その上で、次章の検証解析で扱った RX 材被覆管 (BWR 燃料) 実験で得られた破損限界を保守的に評価する様、スケーリングを行っている。実験結果として、 塑性ひずみの発生前(弾性範囲内)の破損と見られるケースがあり、これらの結果を包絡する ためには、全ひずみをパラメータに取る必要があった。原文献のモデル19とは大きく異なる予 測、傾向として大幅に低い破損限界予測値を与える。

被覆管肉厚中央位置の周方向全歪が以下により算定される CHTB [%]を上回ったとき、被覆管 が PCMI 破損したと判定する。

$\epsilon_{\rm CHTB} = f_{CHTB} \cdot \epsilon_{\rm CHTB,0}$		(97)
$\epsilon_{\rm CHTB,0} = \frac{0.05}{\min(2.2, UE_{Hex})}$	$(for C_{H,eff} > 650)$ $(for C_{H,eff} \le 650)$	(98)
$UE_{Hex} = (1211 \cdot \exp(-0.00))$	$927 \cdot T_{ref,K})) \cdot H_{eff}^{-p}$	(99)
p = 1.355231 - 0.001783	Trafk	(100)

 $p = 1.355231 - 0.001783 \cdot T_{ref.K}$

 $C_{H,eff} = \max (C_H - C_{H,TSS})$ (101) $C_{H,TSS} = 120000 \cdot \exp (-8550/(1.985887 \cdot T_{ref,K}))$ (102)

f_{CHTB}: 0.5 (内部オプション f_CH_E_B=0.5)

破損判定は*T_{ref,K}* < 700 Kでのみ有効、それ以上の高温では PCMI 破損を生じない。参照温度 *T_{ref,K}*は、被覆管金属層最外層メッシュの温度で、RIA 解析開始以降の最大値を格納している (内部オプション i_Tref=2)。RIA 時、PCMI の直後には被覆管内に急峻な温度勾配が生じる ので、温度の上がり辛い(温度上昇が内面側に対して遅れる)再外層メッシュを参照する点で も、参照元のモデルに比べて保守的な(温度上昇による延性増大の効果を大きくは見込まない) 破損予測となっている。以上のモデルと内部オプションは、RANNS 実行ネームリスト NL_clfail(2)=15 の指定により有効である。

2.11 タイムステップ自動細分化処理の設定(RANNS)

熱・力学連成計算の収束失敗時には、内部オプション AApTMCTSSD 指定によりオプション タイムステップを自動細分化の上再計算が行われるが、RIA 解析時には上記指定に依らず同細 分化処理が有効となる。また、収束失敗・数値不安定の原因は多種多様であり、タイムステッ プ幅がある程度以上小さくなっても収束性が改善されなくなる特性の数値不安定も多くあるこ とから、細分化後のタイムステップには下限値が設けられている。RIA 解析時には、定性的に、 諸状態量の時間に対する変化速度の大きさに起因する数値不安定が発生しやすいと考えられる ことから、下限値を非 RIA 解析時よりも 4 桁小さい10⁻⁸ (s)に設定している。

2.12 ペレット/被覆管力学的ボンディング状態への介入(RANNS)

RIA 解析時には、ネームリスト NL_gas_induced_gap_opening が有効となる。このネームリ ストが 1 で、且つ PCMI 接触応力が当該軸方向ノード自由空間における内圧を下回った場合、 その時点での力学的ボンディング状態に依らず、強制的にペレット/被覆管の接触判定及び両者 の間の軸方向拘束力が解除される。

2.13 被覆管表面酸化膜成長速度の監視(RANNS)

非 RIA 解析時には、被覆管表面酸化膜成長速度が過大となった場合には何らかのパラメータ 設定やモデル・定式化上の不具合の可能性を見て計算を停止する処理が有効となっている。RIA 解析時には、このようなチェック・停止処理をスキップする。

2.14 全長力学計算の相当応力収束判定で参照される判定閾値(RANNS)

全長力学計算で行われる非線形剛性方程式求解のための反復計算において、相当応力の収束 はネームリスト DDSIGE(2)(単位: MPa)を下回ったかによって判定され、非 RIA 解析での 扱い(DDSIGE(1)を参照)とは区別されている。

3. 検証解析

本章では、第2章で整理したモデルを備えた FEMAXI/RANNS の統合的な性能を評価する ために検証解析を行い、推奨モデルパラメータセットによる解析値と実測値の比較について論 じる。

解析対象は、NSRR で行われた未照射燃料と照射済み燃料の RIA 模擬試験を選定した。未照 射燃料の RIA 模擬試験は 80 ケース、照射済み燃料の RIA 模擬試験は 61 ケース存在している。 前者は過去に行った RANNS の検証 ²⁰⁾で選定したものと同じであり、後者は商用炉でベース照 射が行われたものである。個々の試験について概要を表 1~3 にまとめる。未照射燃料の RIA 模擬試験、ベース照射、照射済み燃料の RIA 模擬試験の引用元については、個々の照射ケース と紐づけた上で付録 2 にまとめる。

照射済み燃料の RIA 模擬試験を解析する際は、まずベース照射部分について FEMAXI/RANNSで通常時の挙動を評価した後、その結果をインプットに取るリスタート計算 機能によって、続く NSRR によるパルス照射部分の解析を行う。なお、今回用いた FEMAXI/RANNSのバージョン (8.1.227n)と推奨モデルパラメータセット (00036TtmvoQ) の組合せにおいては、計算が発散する等のトラブルはなく、全てのケースで安定に解析を実行 できている。 推奨モデルパラメータセットは、NSRR 実験で得た各種測定項目の最適評価に 主眼を置きつつ、誤差のばらつきが大きい等の理由で最適評価が難しいものについては可能な 限り過小評価 (非安全側の評価)を避けるように調整を行っている。今回検証解析に用いた推 奨モデルパラメータセット (パラメータ設定)の詳細を付録1に記載する。なお、記載の各ネ ームリストの内、本レポートの議論に直接関係しないネームリスト・パラメータについては FEMAXI-8 の検証レポート (JAEA-Data/Code 2018-016) または FEMAXI-8 や FEMAXI/RANNSのコード配布時に付属するユーザーマニュアルにより詳細を確認できる。

検証結果は、上記 FEMAXI/RANNS による解析値と PIE などで得た測定値を軸に取り、10%の誤差範囲を表す破線を付して提示する。

3.1 ベース照射解析

照射済み燃料 RIA 模擬試験の解析評価は、ベース照射解析の結果に大きく影響を受ける。そのため、照射済み燃料については、RIA 模擬試験解析の検証の前に先立ち、ベース照射部分の 解析と検証を行った。本節では、照射後の燃料状態を表すパラメータの中で、この後の RIA 解 析に大きく影響し、且つ検証に使える照射後試験データが存在するものを採り上げて議論する。

まず、被覆管の水素吸収量は、RIA 時の被覆管の破損発生に大きく関わるため、ベース照射 後に測定した被覆管の平均^{III}水素吸収量と解析値の比較について図 2 に示す。なお、水素吸収 量の解析値については、前章で整理した被覆管破損モデルに関する議論を次節で行う際に、水

Ⅲ 被覆管径方向のノミナル値の意。被覆管の試験片を加熱溶融させて水素を取り出す手法を 用いて水素吸収量を測定しているため。

素吸収量そのものの解析誤差の影響を排除したほうがモデルの特徴や解析の妥当性を評価しや すいことから、ネームリスト F_H_PICKUP または NL_scl_H_pickup をケース毎に調整(実 測値へのフィッティング)している。水素吸収速度の調整がベース照射解析そのものに及ぼす 影響は殆ど無視し得る範囲と考えられる。図2の結果から、解析値は測定値と概ね一致するよ うに調整ができており、被覆管破損モデルの検証の際には水素吸収量の誤差の影響は排除でき ると考えられる。

続いて、ベース照射後に測定した被覆管の平均酸化膜厚さと解析値の比較について図3に示 す。酸化膜成長についても、前述の水素吸収量と同様、ケース毎にネームリスト RCORRO を 調整しており、解析値は測定値と概ね一致するように調整ができている。PWR 燃料の水素吸 収量が酸化量に比例するモデルとなっており、上述の水素吸収量と同趣旨の調整である。加え て、酸化膜は金属層に比べ熱伝導率が低く、例えば過大評価の場合は被覆管表面熱流束の過小 評価を介して沸騰遷移の過程に影響する可能性がある。さらに、前章で整理した被覆管破損モ デルでは被覆管金属層最外層メッシュの温度を参照しているため、例えば酸化膜厚さの評価が 過大である場合、参照される金属層の径方向位置が内側に寄り、評価に使われる温度が高くな る(非保守側の評価になる)可能性も考えられる。

次に、ベース照射後に測定した被覆管外径変化量と解析値の比較について図4に示す。次節 に示す RIA 模擬試験解析による被覆管周方向歪みの評価結果は、ベース照射解析で得た外径変 化量(主に熱・照射クリープ変形)の影響も受けるため、ベース照射の解析評価で生じた誤差 やばらつきの傾向を確認することは重要である。被覆管外径変化量が負の結果は主にクリープ ダウンによるもの、正の結果は、クリープダウン後に起こり、ペレットスウェリングを駆動力 とする、PCMIの寄与が大きかったものである。ペレットスウェリングの評価に関して、250 W/cm 以上の線出力を記録する試験は概ね粒界ガスバブルの寄与が大きく、それ以外の試験は 粒内ガスバブルと HBS ガスバブルの寄与が大きかった。前者に該当するものは5 ケース程で 多くは後者であった。各試験の誤差の平均は 19 μm 程度であり、またそもそも RIA 時の PCMI 負荷に直接影響を及ぼすのは被覆管外径そのものではなく RIA 試験直前のペレット/被覆管ギ ャップであるので、多くの試験については誤差の影響は限定的であると考えられる一方、特に 「FK・」を冠した一部の試験については過大評価の傾向が見えるため、次節の RIA 模擬試験解 析で燃料挙動の考察を行う際はこの影響に留意する。

ベース照射後に測定したペレット密度と解析値の比較を図5に示す。ペレット密度はベース 照射中のペレット内の平均的なポロシティ発展に対応することから、ガスバブルスウェリング モデルを始めとする様々なモデルの影響が表れる重要な検証項目である。また、推奨モデルパ ラメータセットで指定しているペレット熱伝導モデルの変数になっており、RIA 模擬試験解析 時のペレット内温度分布に影響する。今回検証で採用した試験群の中で、ペレット密度の PIE を行った試験は半分程度であるものの、評価のばらつきは小さかった。燃焼度に単純に比例す る固体 FP スウェリングと、そこへ上乗せされるガスバブルスウェリングは、何れもペレット 密度の減少を伴う過程であり、このような物理は密度評価モデルに取り込まれているので、特 に PCMI が外径増を支配する高燃焼度燃料では、解析上ペレット密度減と被覆管外径増が強く 相関している。一方、図5 は特に低密度側で過少評価の傾向にあり、これらの試験の燃焼度は 70-80 GWd/t と高いため、HBS のポロシティ発展(ガススウェリング)に係る挙動評価に誤差 の原因があることが考えられる。しかしながら、他の検証項目の評価との兼ね合いから現状図 5 の評価結果をこれ以上改善することが難しく、推奨モデルパラメータセットでは図 5 のバラ ンスを採用した。ペレット密度の過少評価傾向の改善は今後の課題である。

次に、やはり全体の半数程度の試験に限られるが、ベース照射後に測定した FGR と解析値 の比較を図 6 に示す。大体の試験で FGR の評価誤差は小さいが、一部の試験で過大または過 小に評価結果がばらついている。ただし、図 6 で見られるばらつきは、FEMAXI-8 の検証 (JAEA-Data/Code 2018-016)で扱った内、定常的な照射条件に対する検証結果に見られた

ばらつきよりと同程度かそれよりも小さく、総じて期待・予想された程度の解析精度であった

と言える。 なお、ベース照射終了時点での FGR が伴う誤差は、RIA 解析において無視できる要素では 無い。例えば最も直截的には、RIA 時に放出される FP ガスインベントリの主たる構成要素は 粒界ガスインベントリであるので、ベース照射中の FGR が過大評価されれば、RIA 時の FGR は過小評価されやすい傾向が表れるなどが明らかである。FP ガスの各インベントリはこの他 にも、RIA 時のペレットのスウェリングやこれに紐づいた密度、またガス放出に伴う内圧増等 を介して、燃料棒全体の力学的・熱的挙動に影響を及ぼす。しかしながら、照射挙動解析にお いて FP ガス移行挙動の重要度・影響度が大きい点はベース照射解析でも全く同様である。例 えばベース照射中の FP ガスインベントリを試験燃料棒個別に調整することは、上述の水素吸 収や水側腐食といった挙動の調整と異なり、燃料挙動予測全体に及ぼす影響の範囲・程度の点 で把握・整理し辛く、性能評価や課題抽出を却って妨げかねない。 FP ガスインベントリについ ては調整の対象(誤差の要因と考えるべき素過程や状態量)や方法に関し多くの異なるアプロ ーチが考えられ、解消し切れない誤差(不確かさ)の扱いを含め、これ自体が燃料挙動解析評 価技術開発の最大のテーマといえる課題であることから、RIA 解析モジュールの検証を主眼と する本報告でここに踏み込むことは敢えてせず、あくまであるベストエスティメート条件(推 受モデルパラメータセット)による RIA 解析性能の評価を進めることとした。

3.2 RIA 模擬試験解析

この節では、未照射・照射済み燃料 RIA 模擬試験の検証解析結果を示す。後者については、 前節でその一部を示したベース照射解析の出力を読み込み、各 RIA 模擬試験条件(パルス照射 履歴など)に基づくリスタート計算を実行することで解析評価を行っている。前節と同様、比 較可能な測定データが存在するパラメータについて議論する。なお、NSRR のパルス照射によ って生じる試験燃料棒の出力は最大 10%程度の不確かさが見込まれるため、ノミナルの出力履 歴に基づく解析結果とともに、出力を 10%増減させた条件での解析も行い、結果の不確かさを エラーバーとして表示する。実際の操作としては、線出力を任意の割合で増減するネームリス ト PWCHG=0.1 または-0.1 (それぞれ 10%増減の意)を付録 1 の推奨モデルパラメータセッ トに追加し、解析を実行している。

最初に、未照射・照射済み燃料 RIA 模擬試験で得られた被覆管表面温度データによる検証結 果を図7と図8に示す。本報告書内では、燃料棒軸方向及び照射中の被覆管最高表面温度につ

いて比較検討を行う。評価にあたっては、前章で整理した RIA 解析用の被覆管表面熱伝達モデ ルを有効にしている。また、被覆管表面温度の調整に当たっては、エラーバーも含めて全体的 に過小評価は避けつつ、調整による他のデータ項目の評価への影響にも配慮しながら、被覆管 表面熱伝達モデル中で設定可能なパラメータ、例えば式(4)~(20)に含まれる定数α_{1~6}を決定し ている。具体的には被覆管表面温度の評価が過少寄りである場合、全体的な燃料挙動評価は非 保守側になる傾向があるため、被覆管表面熱伝達モデルのパラメータ調整は明確な過少評価を 避けつつ、各試験の評価結果がエラーバーも含めて±10%内の誤差範囲に収まるようなバラン スを取っている。ここで、図7では評価のばらつきが小さいため、殆どの試験で誤差範囲が± 10%内に収まるような調整、結果的に最適評価寄りの調整が可能であるものの、図8では評価 のばらつきが比較的大きいため、結果的に過大評価寄りのバランスとなっている。図7と図8 では、特に低温(平均的には、低エンタルピ)側で評価の誤差が大きい。膜沸騰への遷移が安 定して生じる高発熱量側の条件に比べて、沸騰遷移発生条件(有無)の境界により近いと考え られる低発熱量側でばらつきが大きくなることは自然である。即ち、低エンタルピ側の条件で は、燃料棒表面近傍における冷却材の状態が、蒸気膜厚 &の成長(式(2))や状態 S2 から他の 状態への遷移といった過渡的な状態に置かれやすく、除熱速度が安定し辛いことが原因と考え られる。ノミナル出力ケースにおける解析値/測定値間の誤差の標準偏差は、未照射・照射済み のそれぞれで約143Kと122Kであった。

次に、照射済み燃料の RIA 模擬試験後に測定した FGR と解析値の比較を図 9 に示す。前章 で整理した粒界分離、マイクロクラックモデルを有効にしており、これらの効果を反映した結 果になっている。全体的にばらつきはベース照射解析時よりも大きい。上述の如く、エラーバ 一の大きさも勘案しつつ過小評価を避ける調整を試みているものの、例えば HBO-2 等を過小 評価する傾向は強く、これらの解消とばらつきの低減を両立する様な改善は現状のモデル枠組 みでは困難であった。また、過小評価の回避の観点で FGR を過度に保守側へ調整することも また問題がある。これは、後述する被覆管表面の最大残存歪み率が大幅に過大評価されるなど、 燃料挙動予測を全体的に歪ませる副作用が大きく、検証結果の分析・議論の妨げとなることに よる。なお前節に述べた通り、ベース照射解析で予測された FGR が伴う誤差の影響を直接受 けている点にも留意が必要である。なお、ノミナル出力ケースにおける解析値/測定値間の誤差 の標準偏差は、約 4.5%であった。

各試験で評価した FGR の高低は、主にベース照射によって蓄えられた粒界・HBS ポアガス インベントリの大きさとパルス照射時のピークエンタルピの大きさに依存している。例えば、 図 9 で高 FGR の結果を示している VA シリーズ試験ケース群については、ピークエンタルピ は 550 J/g 程度と中程度であるものの、ベース照射による燃焼度が約 70 GWd/t で且つベース 照射中の FGR が~5%と低いため、パルス照射直前のガスインベントリが大きい条件である。 また、エラーバー(出力の不確かさに対する感度)の大小については、ピークエンタルピが 650 J/g 以上の条件でエラーバーが大きくなる傾向が見られた。この条件範囲では、例えば出力を 10%少なく見積もった場合においても、ガス圧は粒界分離モデルとマイクロクラックモデルで 定義される閾値(式(69)、(74))を上回りやすい、即ち出力の影響が表れにくいので、これら RIA 条件用モデルはエラーバー拡大の原因ではない。主な原因は、高い出力(ピークエンタルピ)に

- 23 -

応じ燃料温度が高い水準に達している条件では、粒内から粒界へのガス移行が速く、パルス照 射下の FGR への間接的な寄与が大きくなることと考えられる。

続いて、未照射・照射済み燃料の RIA 模擬試験後に測定した被覆管表面における最大残存歪 み率と解析値の比較をそれぞれ図 10、11 に示す。照射済み燃料の RIA 模擬試験後に測定した 残存歪み量は当然ベース照射中に生じた歪み(図 4)等、ペレットと被覆管の機械的な状態や 形状などの影響を受けており、解析側も同様である。

被覆管表面の最大残存歪みは、パルス照射開始直後に発生する PCMI による変形に加え、沸 騰遷移が生じる条件では、被覆管がリウェットするまでに起こる高温クリープ(内圧)による 変形の影響を強く受ける。PCMI で生じた塑性変形による被覆管の歪みは、ペレット熱膨張の 水準と同程度であるため、高々数%程度である。一方、高温クリープ変形はピークエンタルピ や内圧の条件に大きく依存することから、試験によって変形率に違いが出る。そのため、高歪 み側の試験のほうが高温クリープ変形の寄与が大きい。照射済み燃料の RIA 模擬試験(図 11) のエラーバーの大きさは、主に FGR のエラーバー(図 9)、即ち燃料棒内圧の不確かさに強く 相関しており、過渡 FGR の無い未照射燃料の RIA 模擬試験(図 10)より全体的にエラーバー が大きいのもこのためである。

未照射燃料の RIA 模擬試験では、被覆管表面における最大残存歪み率の誤差の標準偏差は約 1.0%であり、一つの試験を除いてばらつきは小さかった。しかし、未照射燃料の試験は全体的 に過小評価の傾向にある。ベース照射(図 4)と照射済み燃料の試験では同様の傾向は見られ ないため、燃料棒構成要素の弾性、塑性、クリープ、熱膨張といった基本的な材料特性に係る モデリングの課題が全体的な過小評価の原因になっているとは考えにくい。未照射燃料の RIA 模擬試験解析を行う上で系統的な誤差の要因となり得る要素として、例えばペレットの破壊を 伴う複雑な挙動であるリロケーションとその後の剛性回復が考えられるが、未照射燃料の条件 でのみ影響を生じるとも考え辛い。本章冒頭に述べた通り、最適評価を旨としつつ過小評価傾 向はなるべく避けるパラメータ調整方針の下ではあったが、この群について有効な調整項を見 出すことは出来ていない。なお、図 10 の高歪み側の試験(240-2)は解析値が測定値を大幅に 過小評価しているが、この試験では RIA 模擬試験後の被覆管に wrinkle(しわ)が発生してい たことが確認されている。被覆管の最大残存歪み率の測定は wrinkle の頂点側の情報を拾う形 となっていると推定され、このような局所変形を考慮していない RANNS の解析結果が過小評 価となることは自然である。NSRR 実験で被覆管に発生する wrinkle は高温状態での冷却材圧 力(外圧)による変形が原因と考えられる。

照射済み燃料の RIA 模擬試験では評価傾向は過大寄りであり、誤差の標準偏差は約 5.3%で あった。この過大評価傾向については、後述する感度解析でも確認される通り、被覆管表面温 度の過大評価の寄与が有意である。この点を解消すればより最適寄りへ調整が可能であるもの の、内圧の不確かさに由来するエラーバーも大きい。即ち最適寄りへの調整とは過小評価側へ のエラーバーの振れを相当程度許容することと同じであるので、ここでは本検証解析の基本方 針に則り、図 11 の様なバランスを採用している。

次に、ペレットと被覆管の伸びの検証を行う。検証解析では前章で整理した燃料スタックの 降伏モデルを有効にしており、この降伏挙動はペレットと被覆管両方の伸び予測に影響する。 同モデルのパラメータについては、被覆管伸びの予測性能に重きを置いたモデルパラメータの 調整を行っている。これは、被覆管にかかる軸方向の引張応力の予測が、PCMI 破損限界評価 上重要な要素であることによる。未照射・照射済み燃料それぞれについて、ペレットの伸び(図 12、13)と被覆管の伸び(図14、15)の検証結果を示す。

ペレットの伸びはペレット自身の熱膨張により駆動される変形であるため、そのエラーバー には出力の不確かさの影響が直に表れている。未照射燃料の試験(図 13)では全体的に誤差は 小さく、照射済み燃料の試験(図 14)では伸びが小さい試験以外で過大評価の傾向になった。 被覆管の伸びは PCMI を介してペレットの伸びの影響を受けており、ペレットと同様の誤差の 傾向が見られる。照射材且つ伸びが大きい(即ち比較的高エンタルピ)条件の試験で共通して 過大評価が見られることから、例えば粒界分離の進行によるペレットの細片化・流動化により 力学的なコンプライアンスが急激に増大している可能性等、現在のモデルで扱っていない RIA 時特有の燃料挙動が原因となっている可能性も考えられる。現在のペレット降伏応力モデルの 妥当性や有用性については後述の感度解析で議論する。

最後に、被覆管の PCMI 破損判定の検証を行う。RIA 時燃料破損条件の指標として一般的に 用いられる、破損時ペレットエンタルピ増分を比較対象とする。実験上、破損時刻の決定は、 試験燃料棒に取り付けた AE センサーやカプセル内圧計から得られる波形データに基づいて行 われている。一方、解析における破損発生の判定は、前章で整理した PCMI 破損予測モデルに よって行われる。今回選定した未照射燃料の RIA 模擬試験は全て非破損ケースである。照射済 み燃料の RIA 模擬試験で被覆管の PCMI 破損が確認されたケースについて、検証結果を図 16 に示す。この内、SR 材被覆管と RX 材被覆管の試験数は同程度である。

SR 材用破損予測モデル(式(92)~(96))では破損判定閾値*J_c*を NSRR 実験データから保守的 に算定し、RX 材用破損予測モデル(式(97)~(102))では歪み成分や温度参照位置に関して保 守的な仮定を置いているため、図 16 に示す検証結果は想定通り被覆管の破損限界を保守的に 評価している。また、エラーバーは小さい、つまり試験燃料棒の出力の不確かさは破損時エン タルピに殆ど影響していない。これは、NSRR のパルス照射ではパルス幅が小さく出力の上が り方が急峻であるため、±10%の出力の変動を与えてもあるペレットエンタルピ時点(ペレッ トの熱膨張度合い)における被覆管の温度分布には生じる差は小さいからである。

3.3 燃料スタックの降伏モデルに注目した感度解析

本節では、前章で整理した燃料スタックの降伏モデルの改良(修正 Tachibana モデル)の効 果を分析するために、付録1に示す推奨モデルパラメータセットの内、ネームリスト IFY を2 から1に変更することで修正 Tachibana モデルをオリジナルの Tachibana モデルに変更して 感度解析を行った。オリジナルの Tachibana モデルは、式(91)に示す温度制限を設けず、式(90) のペレット温度T_Kを全ての温度範囲で適用するものである。未照射燃料と照射済み燃料それぞ れについて被覆管とペレットの伸びに対する感度解析の結果を図 17~20 に示す。以降、付録 1 に示した推奨モデルパラメータセットによる解析結果は緑点、一部のモデルパラメータを変 更して行った感度解析の結果は赤点で示す。

前章で説明した通り、修正 Tachibana モデルはペレット温度 1273 K 以上における降伏応力

を上方修正している。この修正によりペレットは高温条件で剛性を保ちやすくなるため、ペレ ットが熱膨張する際に PCMI、即ち被覆管により拘束され辛くなり、伸びは増大しやすくなる 側面がある。被覆管についても、ペレットの伸びの影響を強く受けて軸方向への引張が強くな るため伸びが増大する。この効果は PCMI が支配的なケースで大きくなる。元々高伸び側の試 験及びペレット・被覆管間ギャップが閉塞している照射済み燃料試験での過小評価傾向改善が 図 20 でも確認される。

なお、一部の照射済み燃料の試験(TK-1とTK-6)では、オリジナルのTachibana モデルに 変更した解析でペレットの伸びが大幅に増えているが、これは力の釣り合いに関する数値計算 における不安定、応力値の振動が生じた結果である。FEMAXI/RANNSでは、有限要素法によ る力学解析中に物体同士の接触挙動が齎す強い非線形性とこれにより生じる数値不安定を緩和 するために、ペレットノード間に軸方向バッファ要素²⁾を設けている。問題の2ケースでは、 オリジナルのTachibanaモデルとピークエンタルピ大が相俟って、ペレットの剛性が極端に低 い状態となった。この様な条件では、一般に、僅かな応力の変化に対し有限要素ノードの変位 (伸びを含む)が大きく変動し、収束過程での変位の振動が大きく、また収束は得られ辛くな る。

3.4 粒界分離モデルに注目した感度解析

本節では、前章で整理した粒界分離モデルの効果を議論するために、付録1に示す推奨モデ ルパラメータセットの内、ネームリスト GRSEP を3から0に変更することで粒界分離モデル を無効にした解析を行った。モデルの有無による FGR の感度解析の結果を図 21 に示す。 粒界 分離モデルを無効した解析(赤点)は、一部の試験で FGR の解析値が 0 に近く、それ以外の 試験の評価は過大/過小どちらの側にもばらついた。FGR が 0 付近で算出されるケースが増え ることで、解析値/測定値間の誤差の標準偏差も約4.5%から約5.2%まで増加している。通常の 粒内・粒界ガス移行モデルの枠組みで FGR が殆ど無い試験の評価改善、即ち大幅な過小評価 の解消を図ろうとすると、例えば粒内・粒界ガス移行の促進をさせるようなパラメータ調整は、 全体的には FGR 過大評価を招くことになり、上手く行かない。また、この種の調整は、そもそ もベース照射解析で評価した FGR (図 6) に大きく影響するため、従来の FGR モデル枠組み のみによる誤差の改善は困難である。粒界分離モデルを FEMAXI/RANNS に適用して行った 解析は、特に低 FGR 側の予測改善に寄与していることになる。粒界分離モデルの適用の有無 によって FGR にあまり変化がない試験では、ペレット中ベース照射を終えた時点で粒界イン ベントリが大きく、ガスバブルの連結も進んでいる状態にある。この条件では、粒界ガスはパ ルス照射をトリガーとする温度上昇下でバースト的な放出の条件を満足するため、短時間の内 に大部分が自由空間に放出され、結局粒界分離モデル適用時と同程度の FGR となる。ベース 照射を終えた時点で粒界ガスバブルの成長が十分でないケースでは、粒界分離閾値のみが満足 される関係となり、モデル適用有無で FGR が大きく変わってくる。以上の様に、粒界分離モ デルの適用により、RIA 時の FGR 予測性能は有意に改善されている。

3.5 被覆管表面温度に注目した感度解析

図 7、8 に示した通り、被覆管表面熱伝達モデルは被覆管表面温度の系統的な過小評価を避 けるように調整しており、照射済み燃料の試験条件に対しては被覆管表面温度を若干過大評価 している。照射済み燃料では前章の式(20)(dq_{irrad} =~)を介した照射効果の影響で、被覆管表 面熱伝達率の上昇効果が未照射燃料とは大きく異なる。未照射燃料の解析では、式(20)は被覆 管の高速中性子フルエンスΦが0でキャンセルされるため、同式に含まれるパラメータを調整 することで、未照射燃料の解析結果(図7)に影響を与えず、照射済み燃料の解析結果(図8) だけを調整している関係にある。温度は燃料挙動全般に影響しやすいパラメータであるため、 被覆管表面温度の予測を最適寄りに再調整した場合、他の燃料挙動にどのような影響を与える か調査する。具体的な調整方法としては式(20)に含まれるα₃(ネームリスト NL_RIA_DNB(4)) を調整する。被覆管表面温度を最適評価寄りに再調整した結果を図 22 に示す。被覆管表面温 度を緑点まで調整した結果、解析値/測定値間の誤差の標準偏差は約122Kから約83Kまで減 少し、ばらつきが改善された。また、これまで示してきた FGR や伸び、ペレット温度には殆ど 影響は無く、従って熱膨張やスウェリングによるペレット外径変化量にも同様に有意な変化は 無かった。一方、図 22 の結果に対応する被覆管の最大残存歪み率の結果(図 23)では全体的 に残存歪み率が下がる傾向を示し、測定値からの誤差の標準偏差は約5.3%から3.3%まで低減 した。これは被覆管の温度が低くなったことで、高温クリープや塑性変形が抑制されたためで ある。なお、図 23 の高歪み側の試験(TK-1)は歪み率を大きく過小評価しているが、これは FGR の過小評価傾向も手伝っての結果と考えられる。以上の様に、調整前は低歪みの試験で大 幅な過大評価が見られるものの、このことは、現在の FEMAXI/RANNS と推奨モデルパラメ ータセットの組み合わせによる被覆管クリープ・塑性変形挙動解析が、過剰に変形の起こりや すい特性を備えていることを必ずしも意味しておらず、被覆管温度解析値の過大評価側への振 れが強く作用している点に留意が必要である。3.2節で触れた通り、内圧(駆動力)の不確かさ に由来するエラーバーの拡がりも大きい上、内圧の影響は FGR 絶対値だけではなく放出のタ イミングによってもその表れ方や程度が変化する要素であり、力学計算そのものの特性と誤差 の関係性についてこの上詳細な分析は現状困難である。

4. 結言

本報告では、事故時燃料挙動解析コード RANNS として開発を進めてきた各種事故解析用モ デルの詳細を整理・解説するとともに、これらの開発成果を FEMAXI へ統合した FEMAXI/RANNS コードパッケージについて、通常運転(ベース照射)を経て RIA 模擬試験 へ供される軽水炉燃料の挙動解析に適用し、RIA 解析ツールとしての総合的な予測性能を検証 した。本章では取り組みの成果を総括するとともに、燃料コード開発及び FEMAXI/RANNS に 係る今後の課題を整理する。

筆者らは、事故解析用コード RANNS から特有の処理・要素モデルを切り出してモジュール 化を行い、過去定常挙動解析の検証が行われた FEMAXI-8 への統合を進めることで、RIA 解 析性能の大規模検証を可能とする FEMAXI/RANNS コードパッケージを開発した。この FEMAXI/RANNS と推奨モデルパラメータセットの組み合わせは、十分な計算性能(低い計算 コスト)と数値安定性も同時に確保できており、燃料棒の熱・機械的な状態が極めて急峻且つ 著しく変化する RIA 条件の解析にあっても、標準的な計算機環境において高々数分程度の計算 時間の下、安定に計算を実行可能である。種々の現象が複雑に相互作用する RIA 時燃料挙動の 定量評価ツールとして高い水準のバランスを達成しており、新たな事故時挙動モデル開発のプ ラットフォームとして利用できることを示した。同推奨モデルパラメータセットは、本報告で ベース照射解析の対象として扱った商用炉装荷時の燃料挙動解析だけでなく、2018 年実施の FEMAXI-8 大規模検証当初に扱った 144 の照射試験ケースに対しても、当時と同等の予測性 能を保った上で、FEMAXI/RANNSパッケージの適用範囲をRIAの領域へ拡げるものである。 FEMAXI/RANNS パッケージとしての検証規模は、今回報告した検証ケース群を加えて総計 314 ケースに達したことになり、種々の燃料挙動要素モデルの集合によって形成される仮想的 な軽水炉燃料としてのふるまいの確からしさ、シミュレーションツールとしての信頼性が一層 向上したことの尺度として捉えられる。今回設定した推奨モデルパラメータセットを足場とし て、3.5 節で一部取り組んだ様に最適評価により重点を置いたモデルセット等、解析者が意図 するバランス・目的に沿ったモデルセットを検討することも有意義であろう。

一方、FEMAXI/RANNSの事故時解析評価手法としての機能拡張や一層の予測性能、信頼性 向上を図っていく上では、なお多くの改善余地がある。まず、今回設定した推奨モデルパラメ ータセットにより、全ての検証解析対象試験ケースで安定に計算を実行できたが、換言すれば、 安定性はパラメータの選定に強く依存している。感度解析や新しいモデルセットの検討を行う ために推奨値からパラメータを若干変更する程度ならば問題無いものの、例えば最新の知見に 基づくモデルを FEMAXI/RANNS へ適用するなど、要素要素に大きな変更を加える都度安定 性が損なわれるリスクは常に存在しており、モデル開発における大きな律速因子の一つである。 従って、数値安定性の全体的な底上げには継続して取り組むことが重要である。

また、本報告では事故解析用モデルの性能について多くの議論を行ったが、燃料棒内の熱輸送や粒内・粒界の FP ガス移行など、燃料挙動評価の骨格となるモデルが伴う不確かさを継続的に低減または把握していくことも重要である。この不確かさがよく弁別されることで検証解
析による事故解析用モデルの性能評価がより詳細且つ明瞭になることが期待できる。

最後に、今回の検証解析では NSRR のパルス照射によって生じる試験燃料棒の出力の不確か さを、パルス実験時における燃料棒内発熱量の評価精度を踏まえて10%と見積もったが、単純 に出力を10%増減させた条件で解析を行うという形で、不確かさ評価に適用する手法にも改善 の余地がある。不確かさの取り込みによって、解析値の測定値からの乖離が、モデリングの不 十分さに起因するとみなさざるを得ないものであるか、またはその一部は出力(発熱量)の不 確かさに由来するものであるか、凡その判定が可能となることの効用自体は大きい。一方、10% という出力の不確かさに起因して有意に変動する検証項目の数や、それらの変動の程度は、著 者らの事前の予想を超えて多い/大きなものであった。エラーバー即ち出力の感度が大きくなる と、測定値はエラーバーの範囲内に収まりやすいので、FEMAXI/RANNSの現在のモデリング 及び推奨モデルパラメータセットの性能を評価する観点では、比較・分析から得られるフィー ドバックは乏しくなる。同様に、モデルパラメータを測定値に対して例えば過大評価寄りに調 整しようとする際、実際に過大/過小にどの程度偏った状態であるのか、等の判断も難しくなる。 以上の課題に対しては、出力の不確かさについてより詳細な検討を行うことが、検証データベ ース側の取り組みとして有効であろう。具体的には、これまで蓄積されてきた RIA 模擬試験時 の試験燃料棒発熱量データに対してベイズ統計手法を適用することで、不確かさそのものの確 率分布を評価する予定である。この不確かさ情報に基づき FEMAXI/RANNS を実行すること で、各検証項目解析値の不確かさには確率の大小に基づく濃淡が備わり、測定値との乖離に基 づいてより詳細・正確な考察が可能となる。このことは、翻って、要素モデル毎のモデルパラ メータ側で見込むべき不確かさやその確率分布・信頼区間を決定していく、即ち BEPU に対応 した燃料挙動評価システムとして FEMAXI/RANNS コードパッケージを整備していく観点で も必要なステップである。

謝辞

本報告内、2.6.5 項で整理した膜沸騰時熱伝達モデルについて、定式化の詳細等ご助言をいた だいた京都大学・塩津正博名誉教授に感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 鈴木元衛他, 軽水炉燃料解析コード FEMAXI-7 のモデルと構造(改訂版), JAEA-Data/Code 2013-014, (2014), 382p.
- 2) 宇田川豊他, 燃料挙動解析コード FEMAXI-8 の開発 —軽水炉燃料挙動モデルの改良と総合 性能の検証-, JAEA-Data/Code 2018-016, (2019), 79p.
- Udagawa Y. et al., "Model updates and performance evaluations on fuel performance code FEMAXI-8 for light water reactor fuel analysis", J. Nucl. Sci. Technol., 56(6), pp.461-470 (2019).
- Udagawa Y. et al., "Thresholds for failure of high-burnup LWR fuels by pellet cladding mechanical interaction under reactivity-initiated accident conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 56(12), pp.1063-1072 (2019).
- 5) Nuclear Energy Agency, OECD, "RIA Fuel Codes Benchmark Volume 1", NEA/CSNI/R(2013)7, Paris, France (2013).
- 6) Nuclear Energy Agency, OECD, "Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase II -Volume 1: Simplified Cases Results – Summary and Analysis", NEA/CSNI/R(2016)6, Paris, France (2016).
- 7) Nuclear Energy Agency, OECD, "Reactivity Initiated Accident Benchmark Phase III Report", NEA/CSNI/R(2020)10, Paris, France (2022).
- 8) 宇田川豊他, 軽水炉燃料の事故時挙動解析コード RANNS の反応度事故解析モデル開発, JAEA-Data/Code 2014-025, (2015), 27p.
- 9) 宇田川豊他, 燃料挙動解析コード FEMAXI-8 の燃料結晶粒内ガス移行モデル改良, JAEA-Data/Code 2021-007, (2021), 56p.
- 10) Udagawa, Y. et al., "Experimental Analysis with RANNS Code on Boiling Heat Transfer from Fuel Rod Surface to Coolant Water Under Reactivity-Initiated Accident Conditions", Proc. IAEA Technical meeting on modelling of water-cooled fuel including design basis and severe accidents, Chengdu, China, Oct. 28-Nov. 1, 2013 (2013).
- Bessiron, V. et al., "Clad-to-coolant heat transfer in NSRR experiments", J. Nucl. Sci. Technol., 44(5), pp.723-732 (2007).
- 12) Sakurai, A. et al., "Correlations for subcooled pool film boiling heat transfer from large surfaces with different configurations", Nucl. Eng. Design, 120(2-3), pp.271-280 (1990).
- Shiotsu, M. et al., "Film boiling heat transfer from a vertical cylinder in forced flow of liquids under saturated and subcooled conditions at pressures", Nucl. Eng. Design, 200(1-2), pp.23-38 (2000).
- 14) Udagawa Y. et al., "The effect of base irradiation on failure behaviors of UO₂ and chromia-alumina additive fuels under simulated reactivity-initiated accidents: A comparative analysis with FEMAXI-8", Annals of Nuclear Energy, vol. 139, 107268,

(2020).

- 15) Geelhood K.J. et al. "FRAPTRAN 1.4: A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods", Office of Nuclear Regulatory Research, US Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-7023, Vol.1, (2011).
- 16) Udagawa, Y. et al., "Stress biaxiality in high-burnup PWR fuel cladding under reactivity-initiated accident conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 50(6), pp.645-653 (2013).
- 17) Li, F. et al., "Fracture-mechanics-based evaluation of failure limit on pre-cracked and hydrided Zircaloy-4 cladding tube under biaxial stress states", J. Nucl. Sci. Technol., 57(6), pp.633-645 (2020).
- 18) Geelhood K.J. et al. "FRAPTRAN-1.5: A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods", Office of Nuclear Regulatory Research, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-7023, (2014).
- 19) Li, F. et al. "Evaluation of anisotropic elastic and plastic parameters of zircaloy-4 fuel cladding from biaxial stress test data and their application to a fracture mechanics analysis", J. Nucl. Sci. Technol., 59(12), pp.1455-1464 (2022).
- 20) Udagawa, Y. et al., "Heat Transfer from Fuel Rod Surface under Reactivity-initiated Accident Conditions - NSRR Experiments under Varied Cooling Conditions -", JAEA-Data/Code 2013-021, (2014), 43p.



図1 FEMAXI/RANNSの沸騰熱伝達モデルが想定する沸騰状態の変遷



図2 ベース照射後に測定した被覆管の平均水素吸収量と解析値の比較



図3 ベース照射後に測定した被覆管の平均酸化膜厚さと解析値の比較



図4 ベース照射後に測定した被覆管外径変化量と解析値の比較



図6 ベース照射後に測定した FGR と評価値解析値の比較



(左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



(左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



図 11 照射済み燃料の RIA 模擬試験後に測定した被覆管表面の最大残存歪み率と解析値の比較 (左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



図 12 未照射燃料の RIA 模擬試験後に測定したペレットの伸びと解析値の比較 (左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



(左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



図 16 照射済み燃料の RIA 模擬試験で得た各種波形データから推定した破損時ペレットエン タルピと解析値の比較(左:ノミナル出力、右:10%出力不確かさ)



図17 ペレット降伏モデルの変更による未照射燃料 RIA 模擬試験のペレットの伸び評価の変化



図 18 ペレット降伏モデルの変更による照射済み燃料 RIA 模擬試験のペレットの伸び評価の 変化(左:測定値が存在する全ケース、右:低伸び部分を拡大)



図 20 ペレット降伏モデルの変更による照射済み燃料 RIA 模擬試験の被覆管の伸び評価の変化



図 21 粒界分離モデルの有無による照射済み燃料 RIA 模擬試験の FGR 評価の変化



図 22 被覆管表面熱伝達率の再調整による最高被覆管表面温度の変化



図 23 被覆管表面熱伝達率の再調整による被覆管表面の最大残存歪み率の変化

	UO_2
Peak enthalpy increase [J/g]	261-770
Pulse width ^a [ms]	~5-30
Initial rod pressure [MPa]	0.1-3.3
Initial water temperature in irradiation capsule [K]	RT-589
Initial water pressure in irradiation capsule [MPa]	0.1-16.0
Subcooling [K]	~0-228

表1 検証解析ケースの条件範囲(未照射燃料の RIA 模擬試験)

a: Full width at half maximum

	UO_2	MOX	
The number of BWR mother	10	1	
rods subjected to base	12	1	
irradiation calculation			
The number of PWR mother			
rods subjected to base	19	1	
irradiation calculation			
Max. LHR ^a in base irradiation	160 955	001 009	
period [W/cm]	110-391	201-223	
Initial rod pressure ^b [MPa]	0.1 - 3.6	0.5 - 2.3	

表2 検証解析ケースの条件範囲(ベース照射)

a: Segment avg.

b: At the beginning of base irradiation test and in cold state

	UO_2	MOX	
The number of RIA simulation	1 🗖	1	
tests with fuel rods supplied	17	1	
from BWR ^a			
The number of RIA simulation			
tests with fuel rods supplied	39	4	
from PWR ^a			
Burnup of test fuel for pulse	96-94	45-50	
irradiation [GWd/tU]	20-04	40-09	
Peak enthalpy increase [J/g]	261-770	465 - 682	
Pulse width ^a [ms]	~5-15	~5-13	
Initial rod pressure ^b [MPa]	0.1 - 5.1	0.1	
Initial water temperature in			
irradiation capsule [K]	U1-990	N1-994	
Initial water pressure in	0 1-6 9	0 1-6 6	
irradiation capsule [MPa]	0.1-0.8	0.1-0.0	
Subcooling [K]	~0-80	~0-82	

表3 検証解析ケースの条件範囲(照射済み燃料の RIA 模擬試験)

a: In some base irradiation cases, each fuel rod is processed into multiple specimens for RIA simulation tests.

b: At the beginning of pulse irradiation test and in cold state

付録1:全検証解析で共通に用いた推奨モデルパラメータセットの詳細

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
Parameters related to ma- terial thermal conductivity		
IPRO	3	Option for fuel porosity calculation that affects fuel thermal conductivity. Let Di the initial theoretical density ratio, P_0 : <i>initial porosity</i> $\frac{\Delta V_{awg}}{V_0}$: fission gas bubble swelling irrespective of IFSWEL, $\frac{\Delta V_{hot}}{V_0}$: densification calculated by the model designated by IDENSF, and $\frac{\Delta V_{dens}}{V_0}$: volumetric strain by hot-press. Plot output is by IDNO=57, and pellet density =1-p. $p = p_0 + \frac{\Delta V_{awg}}{V_0} + \frac{\Delta V_{dens}}{V_0} + \frac{\Delta V_{hot}}{V_0}$
IPTHCN	91	Options for fuel thermal conductivity models Ohira and Itgaki latest model for UO_2 and MOX
i_stoich_crct (8)	1	Correction of fuel thermal conductivity by stoichiometric ratio Correction of fuel thermal conductivity by stoichiometric ratio by Lu- cuta(1996) method
NL_IPRO_LLIMIT (8)	0.9	Lower limit is imposed on the relative fuel density, affected by IPRO option, used for computing fuel thermal conductivity
Parameters related to gap conductance		
BDX	10000.	A parameter for determining the maximum value of the extent of bond- ing advancement (hour-MPa), (common in the gap thermal conduc- tance model and mechanical bonding model).
FBONDG	10	A parameter F for adjusting gap conductance during bonding (applied to the gap thermal conductance model)
IBOND	2	Option for P-C bonding model (mechanical model) Mechanical bonding is activated when P/C gap is closed and P/C con- tact pressure is greater than PCPRES.
IGAPCN	5	Option of gap thermal conductance Bonding model 1 (combination of $UO_2 + ZrO_2$ +Open Gapcon)
R1	0.1	(Used when IGAPCN = 0 or 2) pellet surface roughness (μm)
R2	0.5	(Used when IGAPCN = 0 or 2) cladding surface roughness (μm)
SBONDG	0.01	A parameter θ for adjusting the gap conductance at bonding. (thermal analysis)

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (1/21)

		table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
Parameters related to fuel		
relocation		
bufsp	0.1	Ratio of pellet gap by dish (or chamfer) to pellet height (%)
ECRAC3		Pellet stiffness when pellet is completely cracked (Pa) (mechanical model).
(1) (8)	2d8	Radial direction component
(2) (8)	2d8	Circum. direction component
(3) (8)	2d8	Axial direction component
Efac_RTZ (8)	1.0	Similar to EFAC, scaling can be specified respectively to R,Theta,Z directions
EPSRLZ	0.000000	Relocation strain in the axial direction
FRELOC (8)	-3.010	Relocation parameter (1) -1.0 <freloc<0 (2)="" (3)="" -="" -2.0<freloc<="-1.0" 30%="" :="" <math="" [pellet="" abs(freloc),="" and="" as="" by="" diameter="" diameter]="" gap="" gap)="" initial="" mechanical="" model,="" nominal="" oguma(1983)="" reduction="min(" relocation="" thermal="" x="">3.0<freloc<-2.0 (4)="" (5)="" (6)="" (abs(freloc)-2.0),="" ,="" -4.0<freloc<-3.0="" 0<freloc<1.0="" 1.0<freloc<2.0="" :="" [pellet="" and="" corrected="" diameter="" diameter]="" diametral="" f_rel_param()="" gap="abs(FRELOC)-1.0," gap),="" initial="" nominal="" of="" parameters="" parameters<="" reduction="" relocation="fractional" td="" via="" x=""></freloc<-2.0></freloc<0>
f rel param (8)		Parameter to control thermal effect of fuel relocation
(1) (8)	0.00016	Coef. of LHR-effect term: gradient 1
(2) (8)	0.0012	Coef. of LHR-effect term: gradient 2
(3) (8)	0.0025	Scaling factor F of [thermal reloc.] = F x [current value of mechanical reloc.]
(4) (8)	270	Boundary temperature of LHR-effect function, consisting of two linear functions for lower and higher temperature range
(5) (8)	1.0	Coef. of LHR-effect term: offset
(6) (8)	0.12	Coef. of eccentricity-effect term: parameter 1
(7) (8)	0	Coef. of eccentricity-effect term: parameter 2
(8) (8)	1.1	Coef. of burnup-effect term: parameter 1
(9) (8)	0.0005	Coef. of burnup-effect term: parameter 2
(10) (8)	0.14	Coef. of burnup-effect term: parameter 3
(12) (8)	1120	Reference temperature $T_{ref}[K]$. When valid value given, BTparam [GWd/tU] is used as the input parameter for burnup-effect term instead of burnup itself. Here, BTparam = $\int dBu * max(0.0, T - T_{ref}) dt$
(13) (8)	200	Coef. of nominal-gap-dependency term. Valid when diameter-based formulation selected.
iyng	20	Option for pellet crack model (mechanical model) Intenral option i_crack_Emod_formula=2

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(2/21)

Namelist ID (⑧ : update in FEMAXI-8)	Value	Description stress_transfer_process=T
		$stress_transfer_process=T$
		Ndim_STP=2 DF_STP_CorM=T MRSL_ULCO=T
LHOLD_AX_EMOD_TENSILE (8)	1	Option for control of pellet elasticity under tensile stress Treated as fully-cracked material when tensile stress detected, except axial directions.
NL_crack_level (8)	1	Parameter for DGC model. Max. level of crack generation stage as- sumed.
NL_DGC_bu_eff_1 (8)	1.3	Parameter for DGC model. Coef. of burnup-dependency term of thermal effect.
NL_DGC_bu_eff_2 (8)	0.0008	Parameter for DGC model. Coef. of burnup-dependency term of thermal effect.
NL_DGC_cutoff_CTE_um (8)	0.5	Parameter for DGC model. Thermal effect is neglected when DGC crack width $<$ NL_DGC_cutoff_CTE_um
NL_dishmodel_option	12	Control for treating axial node contact in 1.5dim mech calc. Com- bine following Internal options. stiff_crct: when T, stiffness of axial buffer element is gradually corrected to find a condition that satisfies both buffer element is not fully collapsed and pellet axial tensile force is moderate; SCOTR_active: activate SC_OT_rev process that shuffle priority of preventing buffer element collapse and significant pellet ax- ial tensile force during iteration of mechanical calculation. Shuffling happens convergence difficulty is encountered and iteration is re-tried; SOTMRFN: Stop buffer Overlap and Tensile-state Monitoring for a Re- peatedly Failed Node (failure number is counted by a variable iAMS1) stiff_crct=T SCOTR_active=T SOTMRFN=T
NL_LHR_ICG_Wcm (8)	180	Parameter for DGC model. Thermal effect of radial cracks (activated when NL_crack_level>0) starts to affect when an axial node experiences LHR greater than that specified with this option.
NL_MCRLC_ORDER ⑧	10	See description of IYNG.
NL_mcrlc_recov (8)	1	Option for recovery process of mechanical relocation. Recovery operation of mechanical relocation is applied toward its initial value when gap is open and the current value is lower than the initial value.
NL_MRfrac_as_internal_crack (8)	0.4	Parameter for DGC model. Fraction of mechanical relocation that contributes to thermal effect as internal crack of DGC model

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (3/21)

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

		table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
(3)	15d6	Threshold value referred in axial-buffer stiffness-correction process. When SCOTR_active=T, axial stress is required to become lower than this value (as an additional necessary condition for successful conver- gence of mechanical calc. interation)
Parameters related to fuel densification		
IDENSF (8)		Option for equation of pellet densification *Restart calculation auto- matically takes over the value specified in [Base-calculation].
	11	Modified Rolstad model: corrected based on Freshley's report
NL_f_above_Tbound2 (8)	4.5	Denisfication rate is multiplied by NL_f_above_Tbound2 (from its value below 1000K) at temperature above NL_Tbound2_K
NL_Tbound2_K (8)	1300	See description of NL_f_above_Tbound2
Parameters related to ma- terial swelling		
IFSWEL	16	Option for pellet swelling model. Restart calculation automatically takes over the value specified in its base-calculation. It combines the following internal options. When femaxiGSM=T, gas bubble swelling is evaluated from porosities computed in femaxi FG migration models (intragranular, intergranular, HBS) and solid swelling is assumed to be 0.25pct.vol. per 1e20 fissions/cm3. AT_GBS: Anisotropy in grain-boundary gas-bubble swelling. When =2, swelling increment is distributed to radial/hoop/axial (1-3) directions following $F(1:3)=Fp(1:3)/sum(Fp(1:3))$, $Fp(1:3)=exp(NL_IGBGS_anis_param(1) Sfuel(1:3))$, $Sfuel(1:3)$:fuel pellet stress. When =4, in the case that bubble over pressure is positive in only one or two directions, swelling increment is distributed to these directions. Otherwise swelling increment becomes isotropic. When =5, swelling increment is more distributed to the direction that stress is tensile state as other options, but the correction is more enhanced when dVdts(volumetric swelling rate) is large. AT_IGBS: Anisotrypi in intragranular gas-bubble swelling. Similarly works to AT_GBS. femaxiGSM=T, AT_GBS=5, AT_IGBS=2
NL_GBGS_ANIS_PARAM (8)		Tuning parameters for fuel swelling contributed by grain boundary gas bubbles
(1) (8)	1d-20	Set >1.0 to enhance swelling anisotropy, valid when AT_GBS>0
RIMSWL	1	Option for the swelling of the rim structure region. When RIMSWL=1, the volumetric swelling rate of the rim structure region is considered in total swelling evaluation. *Restart calculation automatically takes over the value specified in [Base-calculation]. Contribution of HBS porosity to fuel swelling is taken into account.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (4/21)

		table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
Parameters related to ma- terial creep		
BETAX	0.005	Pellet hot press parameter α (in mechanical analysis)
CRFAC	1.0	Magnification factor for cladding creep rate (mechanical analysis)
CRPEQ	7	Option for cladding creep model (1) 0: MATPRO-09 (2) 1: Nen-an-sen (3) 2: Franklin (4) 3: McGrath(Halden) (5) 4: FRAPCON-4.0 model (for SR), PNNL-19418, Vol-1 (6) 40: SUS316 (7) 41: SUS304 (8) 43: SUS316(MRI) (9) 44: FeCrAl(C35M) (10) 5: FRAPCON-4.0 model (for RX), PNNL-19418, Vol-1 (11) 50: T91 (12) 6: MATPRO-09, but scaled depending on i_clad_mater (13) 7: FRAPCON-4.0 model, PNNL-19418, Vol-1. Parameter set (SR/RX) is selected according to i_clad_mater.
CRTEMP	667.0	Temperature, in degC, at which creep equation of Zircaloy is shifted from the one designated by CRPEQ to high temperature creep equation designated by HTCRP. (Effective when ICRP=1)
HTCRP	2	Option for cladding high temperature creep Rosinger
ICRP	1	Option to add temperature dependency to cladding creep When ICRP=1, for the temperature under CRTEMP the equation des- ignated by CRPEQ is used, and over CRTEMP the other one desig- nated by HTCRP is used.
ІНОТ	1	Option for fuel pellet hot pressing hot pressing factor is given by $\frac{(1-D)-(1-D_S)}{(1-D_0)-(1-D_S)} \times BETAX$, where D:fuel pellet RTD(-), D_0 : initial value of D(-), D_S :FDENH
IPCRP	2	Option for pellet creep equation MATPRO-11
NL_FCRate_ULs	300.0d0	Calculation aborts when fuel creep rate (/s) exceeds this threshold value.
NL_fcrp_param (8)		Fine tuning parameters for fuel creep correlation, currently applied only to MATPRO-11 model
(6) (8)	0.503271	scalaing factor, see mod_fuelcreep.f90
NL_f_str_creep_ref (8)	1.0	Option for fuel creep model. When NL_i_str_creep_ref=1, stress referred in creep calc. is evaluated by Sref(ix) = (1.0-NL_f_str_creep_ref) * S(ix) + NL_f_str_creep_ref * Savg (ix:r,thet,z). Savg: average stress

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (5/21)

		case commute from the prospage
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
NL_HP_FPtCC (8)	0.0	HotPress-Fraction-of-Plastic-to-Creep-Component. In hot-press term calc. of equivalent stress, betax is accepted without any modification in creep module, while betax is scaled by NL_HP_FPtCC in plastic calc. module.
NL_i_str_creep_ref	2	Option for stress referred in creep rate calculation For fuel region, stress is averaged for the region from radial position of maximum axial (compressive) stress to the periphery.
NL_SLCF_Tactive_K (8)	1273.15	Parameter for DGC model. Coef. of burnup-dependency term of thermal effect.
NL_stress_low_cutoff_fcreep_MPa (1)	50.0	Fuel creep rate is scaled by f_scl such that f_scl=0 for Seq < NL_stress_low_cutoff_fcreep_MPa(1), f_scl= (abs(Seq) - NL_stress_low_cutoff_fcreep_MPa(1)) / (NL_stress_low_cutoff_fcreep_MPa(2) - NL_stress_low_cutoff_fcreep_MPa(1)), where Seq is equivalent stress. Parameter 1
(1) (2)	100.0	Parameter 2
TCS	1773.15	Cut-off value of temperature in pellet creep calculation (K) in mechan- ical model.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (6/21)

table continues from the prev.page

Parameters related to fission gas behavior

ADDF	0	Re-dissolution rate of gas atoms in grain boundary bubbles into grain matrix is multiplied by ADDF.
APORE	1	Initial radius of intra-granular gas bubble (nm).
FACD	1	Effective diffusion coefficient in grain is multiplied by FACD.
(1) (2)	1	gas-bubble diffusion
FSIGM	0.5	Tuning parameter to multiply Pext by FSIGM.
GBFIS		Option for intra-granular gas bubble model, i.e., model for bubble radius and number density. Controlled by the following internal op- tions. white_eq_itrgb_model: $(T/F)(.true.: White+Tucker model)$; neq_itrgb_model: $(T/F)(.true.: White+Tucker model)$; ncl_mt_eq: (T/F) (.true.: Irradiation-induced dissolution model); ncl_mt_eq: (T/F) (.true.: when neq_itrgb_model = T, matthews equa- tions are applied to nucleation rate calculation) ; HFPfGBM_active: (T/F)(.true.: Griesmeyer-type intragranular gas bubble model, withmulti bubble-size classes and dynamic time evolution: bubble numberdensity and bubble size are fully treated as ODE variable); CORTwB-DRTA: $(T/F)(Bubble density update by ODE equation is stoppedwhen bubble density is small, to stabilize ODE solver);$
	41	HFPfGBM_active=T CORTwBDRTA=T

		table continues from the pres page
Namelist ID ((8) : update in FEMAXI-8)	Value	Description
gbthick_fgr_model	0	Thickness of re-solution layer of GB-FP gas atom at grain periphery (cm)
GRWF	1.0	(Used when IGRAIN = 0) Grain growth rate is multiplied by GRWF.
IDCNST	14	Option for models of fission gas atom diffusion constant equation The same equation with IDCNST=13, but Dth and Dirr term is cor- rected according to Cooper's correction method in the case of ADOPT pellet
IGASP (8)	3	Option for fission gas release model. *Restart calculation automatically takes over the value specified in [Base-calculation]. GB model: Matthews' and White's models are combined and modified
IGRAIN	6	Option for equation representing UO_2 grain growth The same equation form with igrain=0, but varied expression for de- pendency on irradiation-does, see C_GBatm_sat_ggcm2
IPEXT (8)	20	Option for the external pressure Pext acting on grain boundary bubbles. Take information at the mid-point of time-step, and adopt node-avg. value of average stress for all the radial fuel mesh.
NL_DCGAC		Diff-Coefof-Gas-Atom-model-Coefficients. Valid when idcnst=10. Parameter for Dgas_atom_Matzke_Modified_cm2_s. Or valid when idcnst=11. NL_DCGAC(3) and NL_DCGAC(4) affects irradiation-effect
(1)	1.0d+1	term. Parameter
(2)	4.7	Parameter
(3)	1.0d-20	Parameter
(4)	0.6	Parameter
(5)	1.0d-21	Parameter
(6)	0.3	Parameter
NL_F_ITBT (8)		0.0-1.0: gas-atom trapping rate by intragranular bubbles is multiplied by NL_F_ITBT(1). 0.0>NL_F_ITBT(1): trapping rate is scaled with $f(T) = -atan((T-abs(NL_F_ITBT(1)) * NL_F_ITBT(3))) * (1-NL_F_ITBT(2))/pi + 0.5 + 0.5 * NL_F_ITBT(2), where T is temperature(K)$
(1) (8)	-2000	Coef, of correction function for trappping rate
(2) (8)	3.0	Coef. of correction function for trappping rate
(3) (8)	1.0	Coef. of correction function for trappping rate
NL_GBMT_LPARAM (8)		Integer-type parameter for Matthews/White type GB-FP migration model

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(7/21)

推奨モデルパラメータセット	00036TtmvoQ	の詳細	(8/21)
---------------	-------------	-----	--------

table continues from the prev.page

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
Namelist ID ((): update in FEMAXI-8) (1) ():	Value	Description Control of combination of the following internal options. i.gfb.resol: option to take into account the effect of resolution of face bub- bles(0/1/4)(0:fraction of frac.gfa.in.gfb contributes to bubble pres- sure 1: contribution fraction to bubble pressure is computed by NL.gbmt.param(1)*(NL.gbmt.param(4)-a.)+NL.gbmt.param(3)*a. where a=sqrt(Fcov_1ace)^NL-gbmt.1-garam(2) 4: contribution fraction to bubble pressure is computed by NL.gbmt.param(1)*1.0d0/(1.0d0+NL.gbmt.param(21)*fis.cm3_s/Da.intra.cm2_s) where fis.cm3_s is fission raten, Da.intra.cm2_s is gas-atom diffusion coef. for grain interior)) i.Dvac.type: model option for vacancy diffusion coef.(5)(5:=D.GB.vac.param_given3.m2_s) i.vac.bndep: option for additional scaling factor on Dvac(0/1)(0:no ad- ditional factor 1:additional factor as functions of temperature and bur- nup) i.Bdens.mdl: method to compute face bubble density(0/1)(0:computed as a function of temperature 1:computed using a correlation between coverage ratio and density) i.opt.Elink.func: scaling method for the input parameter of the func- tion to compute linkage fraction of edge bubbles to free volume (1/3)(1:no scaling. Edge porosity is used as the input parameter 3:edge porosity is scaled by a function of grain size) i.Fblink: model for computing linkage fraction of face bubbles to grain edge. (0/2)(0:computed as a function of coverage ratio. Here Fblength_estimated flag is activated.) frac.SE2s.by.linkage: valid when Fblength.estimated is activated. A scaling factor fo porosity fraction delivered to grain edge.(0.0-1.0) closed_pore.focused: (T/F)(.true:: n_f is treated as 'closed' FB-gas den- sity, and n_e is treated as 'closed' EB-gas density; as gas denity in face bubbles(spatial posotining is adopted to define n_f)) interfere_ode_to_freeze_rf: (T/F)(.true:: update of face porosity in ODE is temporarily freezed when face coverage ratio gets close to =1.0) Cutoff_emiss_from_small_FP: (T/F)(.true:: update of face porosity in ODE is temporar
		<1.0 to mitigate effective constraint on bubbles by external pressure. Porosity increase that occurred in such condition that "it would not have been occurred if FsigM was 1.0" is computed and stored in vari- ables named PIUOC. This information is used for correction of gas bubble swelling.) FDDbyLCR: (T/F)(.true.: face disappearance event is detected via
		large value of face bubble coverage ratio) FrzReWCL: $(T/F)($.true.: Freeze growth of Re, edge bubble radius, when face bubble coverage ratio is large)
	45	$i_{gfb} = 0$

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
		i_Dvac_type = 5
		$i_vac_bndep = 1$
		$i_{\rm Bdens_mdl} = 1$
		$i_{opt}_Elink_func = I_Elink_Gsfunc_table$
		i Fblink = 2
		f fblink = 3.28
		frac Sf2Se by linkage = 0.9
		closed pore focused = true
		Cutoff release from small Nf $-$ true
		$\frac{1}{100}$
		Cutoff emiss from emell ED - true
		Cuton_ennss_from_sman_r $\mathbf{r} = .true.$
		dSle_crct_lor_Pext_mitigation = .iaise.
		RRartif_typ=2
	2	
(2) (8)	3	Parameter to control burnup dependency of vacancy diffusion coef.
(3) (8)	4	Not valid
NL_GBMT_PARAM (8)		Double-precision-type parameter for Matthews/White type GB-FP mi-
		gration model
(1) (8)	0.7	frac_gfa_in_gfb. Fraction of grain face FP gas that contributes to bubble
		pressure.
(3) (8)	30	Parameter to control burnup dependency of Dvac.
(4) (8)	1.0	Parameter to control burnup dependency of Dvac.
(6) (8)	-1d30	Parameter for the function to compute linkage fraction of edge porosity
		to free volume.
(7) (8)	2000	Control of porosity calculation with <code>frac_gfa_in_gfb</code> is inactivated above
		the temperature specified with this parameter.
(8) (8)	1.6d-7	Valid when i_Dvac_type>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		Pre-exp. coef. for high temp. region.
(9)	3.752d4	Valid when i_Dvac_type>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		Activation energy for high temp. region.
(10) (8)	8.38d + 4	Valid when i_Dvac_type>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		Pre-exp. coef. for low temp. region.
(11) (8)	7.5d4	Valid when i_Dvac_tvpe>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		Activation energy for low temp, region.
(12) (8)	10	Parameter for the function to compute linkage fraction of edge porosity
()		to free volume.
(13) (8)	100	Parameter for the function to compute linkage fraction of edge porosity
	200	to free volume
(14)	1.5	Parameter for the function to compute linkage fraction of edge porosity
	1.0	to free volume
(15)	20	Deventer for the function to compute linkage fraction of adge percent
(13)	20	rarameter for the function to compute inikage fraction of edge porosity
(17)	0000	Control of home down in instituted above the two sectors
(17) (8)	2000	Control of burnup dependency is inactivated above the temperature
		specified with this parameter.
(18) (8)	1473	Valid when i_Dvac_type>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		Coets. for high temp. region are used below the temperature specified
		with this parameter.
(19) (8)	0.9	FPlink_cntrbt_Thrsld. EPlink(edge porosity linkage fraction) increases
		with FPlink (face poroity linkage fraction) when FPlink_cntrbt_Thrsld
		< FPlink

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (9/21)

table continues from the prev.page

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(10/21)

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
(20) (8)	0.75	Scaling factor to be applied on external stress. Valid when
		dSfe_crct_for_Pext_mitigation is active.
(21) (8)	3.0d-28	See description of i_gfb_resol.
(22) (8)	1.0d-14	Lower limit of time-step (sec) for ODE time integration. Calculation
		aborts when ODE time step becomes lower than this value.
(34) (8)	0	Valid when i_Dvac_type>=3 with which Dvac is defined via NL params.
		This parameter defines minimum value of Dvac, applied to whole tem-
		perature range.
(35) (8)	1.0	f_DvBD_1 . To replace $NL_gbmt_param(1)$ (which has been duplicately
		used between i_vac_bndep and i_gfb_resol) without affecting behav-
		iors of former versions ($< 8.1.175$), thought the solution is trickey:
		when $f_DvBD_1<0.0$, the behavior is as just former versions. when
		f_DvBD_1>=0.0, it works as parameters for i_gfb_resol instead of
		frac_gfa_in_gfb_bgn.
(36) (8)	1.0	f_DvBD_2. To replace NL_gbmt_param(1) (which has been duplicately
		used between i_vac_bndep and i_gtb_resol) without affecting behav-
		iors of former versions (<8.1.175), thought the solution is trickey:
		when $LDvBD_1 < 0.0$, the behavior is as just former versions. when
		I_DVBD_I>=0.0, it works as parameters for I_gID_resol instead of
		rrac_gra_in_gro_end.
NL_HFP_IP		Integer-type options for Griesmeyer-type dynamic intragranular fission
		gas behavior model
(1)		Option for bubble-diffusion coefficient applied to biased migration
		(when activated).
	5	$D = (3v^{(4/3)})/(2PiRb^4)Ds, \qquad Ds=NL_SDFV(2)$
		$\exp(\mathrm{NL_SDFV}(1)/(\mathrm{RT})),$ R: gas const., T: temperature, v: atomic
		volume of U, Rb: gas bubble radius
(2)		=0: gas sweeping rate by grain growth is set at entrance of HFPfGBM
		and identical rate applied during the ode call. $=1$: similar to 0, but
		fractional release rate (instead of absolute release rate) is maintaind
		during an ode call.
	1	similar to 0, but fractional release rate (instead of absolute release rate)
		is maintaind during an ode call.
NL HEP PARAM		Double-precision type option parameters for Griesmever type intragram-
		ular fission gas behavior model
(2)	100	Necessary condition for average hubble pressure to activate biased mi-
(2)	100	gration: (need to be greater than Pbbl BM MPa)
(3)	2.0d0	Scaling factor for void volume which accompanies with atoms moving
(3)	LICCO	with biased-migration mechanism
(5)	10.0d0	Scaling factor for bubble-diffusion coef, for steady state
(8)	3.0d0	Scaling factor for bubble-diffusion coef. for biased-migration
(9)	1.0d11	Small bubble density (1/cm3), the threshold for the option CORTwB-
N- /		DRTA
NL_ITRG_L_PARAM (8)		Integer-type parameter related to mainly intragranular-FP migration
		model

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
(1) (8)		Control of combination of the following internal options (for >0). imdl_NEQcrit:option for trigger of IG-to-GB releas. $(2/3)$ (2:criteria based on IG porosity and temperature. Once triggered, the release will continue until the release rabe by imdl_RR becomes insignificant. 3:criteria based on IG porosity and temperature. Judged at each step.) imdl_inact: option for additional criteria to stop IG-to-GB re- leas(0/1)(1:stop the release when IG FP density becomes lower than a certain level) imdl_RR:option for formulation of release rate. $(1/2)$ (0:Evans-type for- mulation 2:general formulation for biased migration of gas-bubbles)
	0	FRGBLactive=F
(2)	3	Parameter (power) for upscaling of intra-grain gas-atom diffusion coeffecient by kjma/mtrg grain size effect
(3)	7	Parameter(power) for polygonization rate (kjma)
NL_ITRG_PARAM (8)		Double-precision-type parameter related to mainly intragranular-FP migration model
(3) (8)	1300	Lower cut-off temperature for beff_mtrg
(4) (8)	1500	Upper cut-off temperature for beff_mtrg
(5) (8)	0.068	Parameter b0 for polygonization_param(kjma)
(6) (8)	0.06	Parameter b0 for polygonization_param(mtrg)
(7) (8)	0.35	Effective grain size ds0(um) of polygonized region (kjma)
(8) (8)	0.35	Effective grain size ds0(um) of polygonized region (mtrg)
(9) (8)	1.0	Enhancement of effective diffusion coeffecient of intragranular FP gas, influenced by the change of effective grain size(mtrg), is activated when 0.0 <.
(11) (8)	0.1	Scaling factor on the additional FP migration activated with NL1TRG_1_PARAM(1)>0 $$
(13) (8)	8d-5	Parameter for the function to judge the occurrence of the additional FP migration activated with NL_ITRG_LPARAM(1)>0
(14) (8)	773	Lower cut-off temperature for beff_mtrg transition temperature range.
(15) (8)	1123	Upper cut-off temperature for beff_mtrg transition temperature range.
(16) (8)	2.0d7	Parameter Qpress [Pa] of $\exp(-\text{Qpress}/\text{P}_P\text{a})$ which is the pressure- dependency term of migration rate in the additional FP migration ac- tivated with NL_ITRG_LPARAM(1)==2
(17)	0.0	Parameter for effective fission rate referred in calculation of beff_kjma. Lower limit of scaling factor applied to high temperature range above NL_ITRG_PARAM(2).
(25)	20.0	Upper limit of grain size referred in evaluation of effective FG diffusion coef. affected by polygonized (mtem) fuel region
(32)	0.0	scalaing factor for k.d in func_polygonization_param, which controls grain-size effect on HBS evolution
NL_SDFV		see NL_HFP_IP(1)
(1)	85.0d0	see NL_HFP_IP(1)
(2)	1.0d2	see NL_HFP_IP(1)
NL_SOBcutoff_Pa (8)	1d6	Upper limit (tensile-direction) of fuel stress referred in fission gas models.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(11/21)

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
NODEG	2	Num. of mesh element adopted in diffusion calc. for intragranular FG atoms
RF_cm	0.00005	Critical value of grain-boundary FP gas bubble radius (cm)
R_FS_cm	1.0d-7	Radius of region influenced by a fission spike
Parameters related to high bunrup structure		
BURMXE	68.493	(Used when HBS=1 or 2) Value of Bu_0 in the above equation (GWd/t)
Cbub_hbscm3	1.3d11	Valid when prs_REq=.true., HBS bubble density
FPINF	0.25	(Used when HBS=1 or 2) Lassmann empirical model is applied to fission gas transfer from rim structure to pore.
F_disl_punch	0.70	Valid when disl_punch=.true., scalinf factor of dislocation-punching threshold stress
GEN1	0.0146	(Used when HBS=1 or 2) Value of Gen1in the above equation $(wt.\%/GWd/t)$
GEN2	0.0584	(Used when HBS=1 or 2) Value of Gen2 in the above equation.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(12/21)

table continues from the prev.page

推奨モデルパラメータセット	00036TtmvoQの詳細	(13/21)
---------------	----------------	---------

table continues from the prev.page

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
HBS	16	HBS combines the following internal options for HBS behaviors; GMtoHBS_by_kjma_eq: HBS model type (T/F) (T: Khostov-type model F: femaxi-7-type model that employs Lassman's correlation with effective burnup $B_{eff}^n(GWd/tM)$ computed as $B_{eff}^n = B_{eff}^{n-1}$. $exp-k_1(T_n - T_0) \cdot \Delta t + \Delta B^n$ where B_{eff}^n : effective burnup at n-th time step (GWd/tU), T_n : local fuel temperature (K) at n-th time step. This is assumed as $T_n = T_0$ when $T_n \leq T_0$. To F: Reference temperature (K), k_1 : constant, Δt : time step increment (s), ΔB^n : burnup increment at n-th time step; prs_REq: Porosity evolution type (T/F). When =T, treated by ODE. When =F, calculated by empirical correlation.; i.GD.hbs: option for gas distribution to grain boundary and HBS region (1/4/5). (1: distribution fraction to HBS is equal to the ratio of polygonization fraction (kjma) to sum of polygonization fractions (kjma+mtem). 4: distribution fraction to HBS is a function of polygonization fraction (kjma). 5: distribution traction to HBS is a function of the diff. coef. enhancement factor); disl_punch: When =T, porosity increase by dislocation punching mechanism is takin into account.; MGDTtoHBatRZE: Matrix-Gas is Directrly Tranferred to Hbs-Bubble at Restructured-Zone-Extension. When =T, polygoniza- tion process involves direct migration of fission gas (contained in the fuel region before polygonization) to the newly formed HBS region. ; dRdt_VCO: When =T, interstitial defect terms are neglected in de- fect emission/absorption calculation for an HBS bubble; p.hbs.aniso: When =T, anisotropic contribution of HBS gorosity to fuel swelling is assumed; AT_HBS: Anisotryp in HBS gas-bubble swelling. Similarly works to AT_GBS; ReferCv_FGO: When =T, HBS module is computed by empirical correlation.; GMtoHBS_by_kjma_eq=.true. i.GD_hbs=4 skip_HBs_ode_after_2nd_call=.true. disl_punch=.true. MGDTtoHBatRZE=.true. dRdt_VCO=.true. p.bbs_aniso=.true. AT_HBS=1 fgr_REq=.true. ReferCv_FGO=.true.
KON1	2.0d-11	(Used when HBS=2) A constant k_1 to multiply the temperature dependent term of effective burnup.
NL_F_DP_rate		Valid when prs_REq is active (HBS porosity evolution treated by ODE)
(1)	1.0d-7	Porosity increasing rate with dislocation punching is calculated by = NL_F_DP_rate(1) exp(dP NL_F_DP_rate(2)), where dP is threshold bubble pressure of punching.
(2)	1	see description for (1)

		table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
(3)	3.5d7	When hydrostatic pressure Shyd exceeds NL_F_DP_rate(3), Shyd
		is scaled to NL_F_DP_rate(3) + NL_F_DP_rate(4) (Shyd -
		NL_F_DP_rate(3)) を乗じて算定する.
(4)	0.2d0	see description for (3)
(5)	1.1d-10	When NL_F_DP_rate(5)>0.0, driving force (gas pressure) of dislo-
		cation punching is scaled by f_irrad = $1.0d0 / (1.0d0 + C_FFC)$
		$NL_F_DP_rate(5)$), where C_FFC is fission-fragment-collision rate
		(n/cm3/s) of an HBS bubble with 10nm radius
NL_HBS_PARAM (8)		Double-precision-type parameter related to mainly intragranular-FP
e		migration model
(2) (8)	1.0d0	Valid when p_hbs_aniso=T. Factor to tune sensitivity of HBS-porosity-
		growth deviation to stress-deviation
(3) (8)	3.0d0	Valid when prs_clac_on_fgrain=T. Scaling factor of gas-migration rate
		to HBS
RMOGR		Option for using empirical equations to estimate FP gas release from
		HBS
	2	RMOGR=2: open pore fraction OPR to the rim pore porosity P_{rim} is
		given as a function of P_{rim}
		$OPR = 0.03/0.23 \times P_{rim}(0 \le P_{rim} \le 0.23)OPR = 0.03 + (0.15 - 0.03)OPR = 0.03)OPR = 0.03)OPR = 0.03)OPR = 0.03)OPR = 0.03 + (0.15 - 0.03)OPR = 0.03)OPR = 0.03)OP$
		$0.03)(100 \times P_{rim} - 23) thick space (0.23 \le P_{rim} \le 0.24) OPR = 0.15 + 0.03)(100 \times P_{rim} - 23) thick space (0.23 \le P_{rim} - 23) thick$
		$(0.45 - 0.15)(100 \times P_{rim} - 24)(0.24 \le P_{rim} \le 0.25)$
RMPST		Option for calculation of rim structure porosity P_{rim}
	-1	Must be -1 when prs_REq is .true.
	-	Freedow de construction
TSTD	750	Valid when GMtoHBS_by_kjma_eq is .false. Above this temperature
		(K), polygonized region is partially annealed to normal region.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(14/21)

Parameters related to calculation control

DDSIGE		Maximum allowable change of equivalent stress in the iteration calculation of ERL (IEEMRD=1) mechanical analysis (MPa).
(1)	3	For FEMAXI-8 calculation
(2)	5	For RANNS calculation (LOCA)
(3)	5	For RANNS calculation (RIA)
$dt_redo_Llim_hr$	0.0000000003	Valid when dt_subdiv_active=T. The minimum time step (hr) reached by automatic time-step subdivision.
f_BRF_reduc (8) (2) (8)	5000	Options when internal option stiff_crct is valid(=T). Upper limit of stiffness-correction factor applied to axial buffer element
GGIDCbugfix	1	A bug-fix related to grain growth model with which fission gas conservation is broken to some degree. The bug-fix is applied. (default and recommended)

		5 1 1 5
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
IDSELM		Modeling option for fuel pellet dish/chamfer/pellet-pellet axial gap spaces
	1	fuel pellet dish/chamfer/pellet-pellet axial gap spaces are treated in the $1.5\mathrm{D}$ fem model
IELAST	0	Option of elastic calculation in ERL mechanical analysis. Regular analysis.
IFEMOP	2	Option for coupling type between therm/mechanical calculations Coupling fully activated
IFEMRD	1	Options for configuration of mechanical calculations (1.5D/2D) Entire rod length (ERL) mechanical analysis (Mechanical analysis I).

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(15/21)

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

推奨モデルパラメータセッ	\mathbb{P}	00036TtmvoQの詳約	钿(16/21)
--------------	--------------	----------------	----------

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
(() : update in FEMAXI-8) ISIGE		Control option for 1.5D mechanical calculation primarily to improve numerical stability, consising of the following internal options. dt.subdiv.active: when true, time step for mechanical calculation is automatically subdivided to retry the failed convergence.; f.MSMFPIS: set T to activate Moderation factor of Stress-Modification From Previous Iteration Step.; FCIWERNE: set T to Force Close Iteration When Error Reduction Not Expected any more.; RPFAMCE: Restore Plasticity-Flag At Mech. Calc. Entrace, each time.; PCMVGAPV: when T, Plasticity Calculation Mid-term Variable Gradually Approach 'Previous-step' Value (i.e.thetp=0); CCMVGAPV: when T, Creep Calculation Mid-term Variable Gradually Approach 'Previous-step' Value (i.e.thetc=0).; LPSIISMT: set T to Limit Plastic Strain Increment In Single Mechanical-calc. Timestep.; DSEVLACF: set T to Detect Stress Exceeding Yield Level As Convergence Failure, specifically when equivalent stress is greater than 2 * yield stress; ABCRTSWCDE: set T to accept Buffer-Control-Related Tensile Stress When Convergence Difficulty is Encountered.; EEPCPBEPFSwMTI: When T, too early or frequent Elastic-Plastic state Change is Processd By EP-Flag Switching with Minimum Time Integration. IOW coped with by refining time step. PAoEGOaMCCA: When T, Prioritized Avoidance of Expected Gap Overlap at MCC-Active mode, and P-C contact is imposed. Valid only in MCC-Active mode, and P-C contact is imposed. Valid only in MCC-Active mode, and P-C contact. ISISPD is active. Large strain increment is watched solely on ix=2 direction.; RMC-VaTMCSDE: when T, restore Mech.Calc. Vars at TMC SubDiv Event triggered seemingly .true. should be the default condition, but not the case of behvior of FEMAXL7 – 8.1.200z. Then implemented as selectable flag via isige namelist.; UPSIwCVwINS: when T, update Plastic Strain Increment with Current Value when Increment is Not Significant seemingly .true. should be the default condition, but not the case of behvior of FEMAXL7 – 8.1.201a. Then implemented as selecta
		The step at Sub-Division with MDOL;

Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)	raide	records the pair
	56	dt_subdiv_active=T, flg_MSMFPIS=T, FCIWERNE=F, RP FAMCE=T, PCMVGAPV=T, CCMVGAPV=T, EEPCPBEPF SwMTI=T, PAoEGOaMCCA=T, MBCIaLSISPD=T, RMC VaTMCSDE=T, UPSIwCVwINS=T, LSISPirMCSF=T, IAoM BCIaTMCC=T, LSIPDaCP=T, LSIAISRP=T, CEFwAFIA=T IMBCIoAN=T, NTSLMoMBCI=T, BRLFRMDaTMCE=T, LSIAR RPL=T, SLSIDoMBCIAN=T, ISCCoMBCIAN=T, UYSRTIIS=T FANwHDMBCIA=T, IVSTSaSDwMBCI=T
iTSDtypPBETE	2	Valid when AGFM_neq is true. Option for time step control of NEC axial gas communication model Based on ratio of expected gas flow rate and existing gas amount in each node
mesh (8)	11	However, when HBS option (high burnup structure model) is design nated, MESH>0 has to be set. When ISHAPE=1 is selected, the above number of ring elements is doubled. (% In RANNS, when IREST>0 "MESH" value is automatically taken over from FEMAXI.). Here number of cladding ring elements is, irrespective of "MESH" design tion, as follows: (1) Cladding which has no Zr-liner: 8 metallic element + 2 outer oxide layers. (2) Cladding with Zr-liner: 2 liner elements - 8 metallic elements + 2 outer oxide layers. For 2-D local mechanic cal model, (3) Cladding which has no Zr-liner: 4 metallic elements - 1 outer oxide layers (4) Cladding with Zr-liner: 1 liner elements + metallic elements + 1 outer oxide layers. However, when ISHAPE=1 the above number of elements is doubled. Pellet: 1-D therm.=9 equi-volume, 1-D mech.=3 equi-volume, 2-I mech.=3 equi-volume, Cladding: 2 for metallic layer, with NRCOX= forced.
NitrNLFEM	40	Max. iteration number of Newton iteration scheme for 1.5D mech. cale
NL_check_consistency_fric_eff (8)	1	Control for treating P/C contact state in 1.5dim mech calc. Active detection of contradictive calculation results is are applied to and incremental corrections of axial force (by P/C friction) are iterate until the detected contradiction is removed.
NL_DIRECT_OUTPUT_TO_CSV		Option for output to plt file
	2	Conversion of plt file contents to csv files are conducted during fe maxi/ranns execution (generally much faster). Two explot-control file named x_time and x_coord are required to be existing under the direct tory at which calculation is executed. The two files are supposed t cover outputs with time (or burnup) as x-axis and with axial/radia coordinates as x-axis, respectively.
NL_MCSFpara		Control parameters related to various treatment for mech. calc. stab
(2)	0.010	Counterpart option of NL_MCSFpara(1). NL_MCSFpara(2) is for con pressive state.
NL_mechcalc_at_convergence (8)		Control of coupling algorithm between thermal and mechanical calcs.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(17/21)

		table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
	-1	Variable update(fix) process is launched just after convergence is obtained
$\rm NL_Mlv0TS_RwETHC_s$	0.2	Minimum lv-0 Tims-Step for RANNS with ETHC (sec)
NL_reloc_eff_at_inigas	F	T: relocation effect accouted in inigas, traditional treatment in femaxi history, but to a bit overestimate rod internal gas amount. F: exclude relocation effect from inigas, so that inigas as init. proc. of scratch cal- culation better represents a part of fuel fabrication step to be modelled
NL_TAGCMC	1	Treatment of Axial Gas Communication in Mech. Calc., controlled by the following internal options. GGNEQ_AFC: When T, in addition to the previous GG_NEQ implementation that describes force in hor- izontal direction of the tube, Axial-Force-Contribution, owing to the pressure gradient in axial direction, is addressed GGNEQ_AFC=T
Parameters related to friction between fuel and cladding		
AMU2	0.02	Friction coefficient between pellet and cladding (IFEMRD=1) $$
ICONP (8)	3	Option for P/C frictional force in 1.5D mech. calc. Coulomb's law. Internal flag depend_Rbond is activated to treat the coef. as a function of bonding state variable
NL_friccoef_max (8)	0.4	Valid when depend_Rbond is active. Cutoff value for fric. coef.
NL_PCFD_BR (8)	40	Valid when depend_Rbond is active. Const. of proportionality to bond- ing state variable
Parameters related to free volume		
NL_tilt_angle_rad	0	Tilt angle of fuel pellets (radian)
Parameters related to ma- terial thermal expansion		
IPTHEX	1	Option for pellet thermal expansion rate MATPRO-09

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (18/21)

Namelist ID	Value	Description
(a undete in FEMAXI ?)	value	Description
((): update in FEMAAI-8)		
DTPL	0.0	Temperature difference between gas inside the plenum and surrounding coolant (K) Plenum temperature = Coolant temperature + DTPL (K)
EFAC	1.0	Fraction of stiffness recovery of cracked pellet to the pellet Young's modulus. (ERL mechanical analysis)
FACLNR		(Effective when ZR>0, and MATLNR=1) Option to multiply the me- chanical properties values of cladding liner by FACLNR.
(1)	1.0	(FACLNR(1): Young' s modulus
(2)	1.0	FACLNR(2): Poisson' s ratio
(3)	1.0	FACLNR(3): thermal expansion rate
(4)	1.0	FACLNR(4): creep rate
(5)	0.5	FACLNR(5) : yield stress
FACXI		(Effective when NRCOX2>0, and MATXI=1) Option to multiply the
		mechanical property values of cladding oxide layer.
(1)	0.1	Young' s modulus
(2)	1.0	Poisson' s ratio
(3)	1.0	thermal expansion rate
(4)	1.0	creep rate
(5)	1.0	yield stress
FACXO		Option to multiply the mechanical properties values of cladding outer oxide layer by FACXO. Effective when MATXO=1.
(1)	0.1	(FACXO(1): Young' s modulus
(2)	1.0	FACXO(2): Poisson' s ratio
(3)	1.0	FACXO(3): thermal expansion rate
(4)	1.0	FACXO(4): creep rate
(5)	1.0	FACXO(5): yield stress
FCRFAC	1.0	Magnification factor for pellet creep equation in mechanical model.
FRMIN	0	Fraction of direct migration of generated FG from grain interior to grain exterior. (%) FGR calculation by empirical correlation, this value provides minimum FGR. For mechanistic FG migration model, this value provides imposed FG migration to GB.

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(19/21)

table continues from the prev.page
Namelist ID	Value	Description
((8) : update in FEMAXI-8)		
HER		Option for He generation and release model. It combines the follow- ing internal options. he_gnr: He generation model or input treat- ment option. When =3, namelist HEGEN input is expected to be given. When =4, Akie model is called. he_rls: He release model option. When =1, namelist HERLS is applied to determine release rate. He release amount at a given time step is computed by HERLS x cumulative FGR x Nprd, where Nprd is He production during the corresponding time step. Note, hence, that the final value of cumu- lative He fractional release does not always match the final value of cumulative FGR. This modified and incremental implimentation has been adopted after version 8.1.209z. When =2, assume a fixed re- lease rate (%; HEC1 (Default=100.0)) to the generated quantity of He irrespective of temperature and burnup. When =3, He absorp- tion and release model (implementation ongoing). her_swl: He bubble swelling model option. When =2, additional swelling is considered: $dS_He = \frac{1}{3}\Sigma_x : 1to3dS_FG, x \frac{C_He_f, G_x p}{C_FG, b}$, where dS_FG, x is swelling by FG bubbles for x direction, C_He, IG, p and C_FG, b are gas densi- ties of He atoms exceeding solubility limit and FG atoms belonging to
		any type of gas bubbles.
	1	he_gnr=3 he_rls=1
ICAGRW	1	Cladding irradiation growth equation option: MATPRO-09
ICATHX	0	 Option for cladding thermal expansion rate (1) 0 : MATPRO-09 (2) 1 : Scott (3) 2 : MATPRO-A (4) 3 : MATPRO-11 (5) 4 : L.R.BUNNELL, J.L.BATES, and G.B.MELLINGER (6) 40 : SUS316 (7) 41 : SUS304 (8) 42 : F82H for ADS (9) 43 : SUS316(PNC) (10) 44 : Kanthal APMT (11) 50 : T91
ICFL	1	Option for transient calculation. When ICFL=1, when the coolant temperature exceeds the cladding temperature in the calculation, the cladding temperature is set equal to the coolant temperature, and the material properties such as the en- thalpy of coolant, quality and void fraction are reset using the cladding temperature.
IFRST	17	Cladding rupture failure model. Irrespective selected model type, the criterion is multiplied by NL_frst(6); lower NL_frst(6) leads to easier burst occurence. Judged as burst failure when either of T_C / T_crit(S_Heng) or E_Heng / E_crit exceeds 1.0, where T_C is cladding temperature (C), T_crit is temperature at which burst occurs according to NUREG-0630 model, S_Heng and E_Heng are tangential components of cladding engineering stress/strain, respectively, and E_crit is strain criterion defined in NUREG-CR-7023 multipled by NL_frst(7).
IPLYG	2	Option for equation of pellet Young's modulus. MATPRO-11

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細 (20/21)

 $table\ continues\ from\ the\ prev.page$

		table continues from the prev.page
Namelist ID ((8): update in FEMAXI-8)	Value	Description
IPOIS	30	Option for pellet Poisson' s ratio MATPRO-11
IPUGH	1	Pugh' s reversal method is adopted in the cladding creep calculation in 2D local mechanical analysis. Activated
ISPH	1	Option for equation of pellet specific heat. MATPRO-11
IST	1	Option for internal gas flow. Calculation of transferred amount of gas is performed to obtain an in- stantaneous complete mixture of composition and pressure equilibrium as well inside fuel rod, i.e. in every axial segment and plenum
izyg_oxygen_effect	0	If activated, effects of oxygen conc. are taken into accout in computa- tions of material properties of zircaloy cladding Not activated
MATLNR	1	(Effective when ZR>0) Option for mechanical properties of Zr liner of cladding. Mechanical properties of liner are replaced with those of Zircaloy by designating FACLNR.
MATXI	1	(Effective when NRCOX2>0) Option for mechanical properties of cladding inner oxide layer. Mechanical properties of cladding inner oxide layer are replaced with those of Zircaloy(SUS), optionally with scaling factors via FACXI. De- fault value changed to 1 in 8.1.202x
MATXO	1	Options for mechanical properties of cladding Mechanical properties of cladding outer oxide layer are replaced with those of Zircaloy(SUS), optionally with scaling factors via FACXO. Default value changed to 1 in 8.1.202x
NL_FRST (8) (6) (8) (7) (8)	$1.25 \\ 0.33$	parameter related to IFRST see IFRST see IFRST
NRCOX2	0	Radial mesh number of cladding inner surf. oxide layer. 0: inner surf. oxide layer is not modelled.
РХ	99.0	Portion of volume expansion ratio, X, in the radial direction (%), where X=PBR-1.0. This volume expansion is due to oxidation.
RFGFAC	1.0	Scaling factor for FGR from HBS
XKSU	1500.0	Upper plenum spring constant (N/m)

推奨モデルパラメータセット 00036TtmvoQ の詳細(21/21)

table continues from the prev.page

付録2:各照射ケースの引用元

Case name	Ref. index
103-2	1 2 3 4
103-23	2
103-24	2
103-31-1	25
103-31-2	25
103-31-3	25
103-32	2.6
103-7	$1 \ 2 \ 3$
105-2-1	2.6
1111-2	728
1111-3	728
1111-5	728
1111-6	729
1111-7	$7\ 2\ 10$
1111-9-2	2
1111-9-3	2
1111-9-4	2
1111-9-5	2
1203	25
1212	2 11
1213	12 2 11
1214	12 2 13
206-14	12 2 13
206-34	2 14
206-39	25
206-40	25
2111-6-1	$15 \ 2 \ 16$
2111-6-2	$15\ 2\ 16$
2111-6-3	$15\ 2\ 16$
2211-1-1	2 5
2211-1-2	2 5
2211-2-1	2 5
2211-2-2	2 5
2211-2-3	2 5
2211-2-4	2 5
2211-3-1	2 5
2211-3-2	2 5
2211-4	2.6
2211-5	2 6
234-7	$2 \ 11$
240-1	$2\ 1\ 17$
240-10	2 8
240-12	2 16
240-13-1	2 5
240-13-2	2 5
240-13-3	25

未照射燃料の RIA 模擬試験の引用元(1/4)

 $table \ continues \ to \ the \ next \ page$

table continues from the prev.page		
Case name	Ref. index	
240-14-1	2 16	
240-14-2	2 16	
240-17-2	2 5	
240-2	$18\ 2\ 17$	
240-3	$18\ 2\ 1\ 17$	
240-4	$18\ 2\ 1\ 17$	
240-5	$18\ 2\ 17$	
240-6	$18\ 2\ 1\ 17$	
240-7	$18\ 2\ 19$	
240-8	$18\ 2\ 1\ 19$	
240-9	28	
241-1	2 19	
241-3	2	
241-5	2 20	
241-5B	2 14	
2411-1	2 21	
2411-2	2 21	
2411-3	2 22	
242-1	23 2 6	
242-2	$23\ 2\ 11$	
242-3	$23\ 2\ 11$	
242-4	2	
252-5	2 24	
252-8	2 21	
253-10	2 11	
253-11	2 24	
253-3	2 6	
253-6	2 11	
562-1	25	
562-12	$25 \ 2$	
562-2	$25 \ 2$	
562-3	$25 \ 2$	
562-6	$25 \ 2$	
562-9	$25 \ 2$	

未照射燃料の RIA 模擬試験の引用元(2/4)

bottom of table

未照射燃料の RIA 模擬試験の引用元 (3/4)

Reference	Reference information
index	
1	Fujishiro T. et al., "Effects of Coolant Flow on Light Water Reactor Fuel Behavior during
	Reactivity Initiated Accident", J. Nucl. Sci. Technol., 18 (1981).
2	Udagawa Y., Sugiyama T., Amaya M., "Heat Transfer from Fuel Rod Surface under
	Reactivity-Initiated Accident Conditions -NSRR Experiments under Varied Cooling Con-
	ditions", JAEA-Data/Code 2013-021 (2014).
3	丹沢貞光, 石島清見, "反応度事故条件下における燃料挙動に及ぼす冷却材サブクール度の影響 (1)
	(NSRR における冷却性温度パラメータ実験)", JAERI-M 91-183 (1991).
4	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レポート・5(1977 年 7 月~1977 年
	12 月)", JAERI-M 7554 (1978).
5	反応度安全研究室,NSRR 管理室,"NSRR 実験プログレス・レポート・14 (1982 年 1 月~1982
	年 12 月)", JAERI-M 84-046 (1984).
6	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レポート・1 5(1983 年 1 月~1983
	年 12 月)", JAERI-M 84-168 (1984).
7	Tanzawa S., Kobayashi S., Fujishiro T., "Fuel Behavior in Simulated RIA under High Pres-
	sure and Temperature Coolant Condition", J. Nucl. Sci. Technol., 30 (1993).
8	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レポート・9(1979 年 7 月~1979 年
	12月)", JAERI-M 9011 (1980).
9	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レボート・10(1980 年 1 月~1980
	年 6 月)", JAERI-M 9319 (1981).
10	Yanagihara S., Shiozawa S., "Cladding Embrittlement and Fuel Rod Failure Threshold under
	Reactivity Initiated Accident Condition", J. Nucl. Sci. Technol., 24 (1987).
11	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レホート・16 (1984 年 1 月~1984
	年 12 月)", JAERI-M 86-012 (1986).
12	Ishijima K., Nakamura T., "Transient Elongation of a Fresh Fuel Rod Under Reactivity
10	Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 33 (1996).
13	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レホート・18 (1986年1月~1986
1.4	年 12 月) ", JAERI-M 90-228 (1991).
14	反応度安全研究室, NSRR 官理室, "NSRR 実験プログレス・レホート・13(1981 年7月~1981 年 19 日)" LAEDLM 62 102 (1062)
15	平 12 月)", JAERI-M 85-193 (1983). 世界無力、海峡後土、海峡水力、山井東目、2日古麻市林を使てる絶対光動に及ばた込む社体が低くB
15	石田耕可,膝強废大,匊理孝之,小林首升,"反応及事故余件下の燃料争動に及ぼす行动材流動の影響。(a) NCDD インパイルセループ実験性用 " IAEDIM 00 197 (1000)
16	警(2) - NSRR インハイルホルーノ 天映結末 - ", JAERI-M 82-137 (1982). 同時度のないない NCDD 第四字 "NCDD 実験では、ガレス・レビート、1.9 (1091年1日、1091
10	反応度安王研先至, NSRR 管理至, NSRR 実験プログレス・レホート・1 2 (1981年1月~1981 年 6 日) " IAEDI M ep 019 (1099)
17	年 0 月)", JAERI-M 82-012 (1982). 同古座空合研究室 NSPD 第四字 "NSPD 宝殿プロガレフ・レゼート・7 (1078 年 7 日~1079 年
17	次応度安主研究室, NSRR 管理室, NSRR 実験ノロクレス・レホート・7 (1978 年 7 月~1978 年 19 日) " IAEDI M 8950 (1070)
19	12 月) , JAERI-M 6269 (1979). 毒電焼土 古甘栗見 古脳球 鼻迫直来 主田博力 "丘広度東地条所下の横刺送動に及ぼす込却け
10	膝張伎天,小作日升,厶龐讓,汀八貝儿,百口侍之, 反応反事取未件「少忘村事動に及は,市益的 の読動の影響(1)(十気圧宏沮冬姓での宝驗結果)" IAFPLM 0104 (1080)
10	の流動の影響(1)(八気上至電米件での突破福米) , 5月1日-M 9104 (1960). 反応度安全研究室 NSPR 等理室 "NSPR 実験プログレス・レポート・8 (1070 年 1 日~1070 年
15	6日)" IAFRIM 8770 (1980)
20	0万// , SALIU-M 0779 (1900). 反応度会全研究室 NSRR 徳理室 "NSRR 宝輪プログレス・レポート・1.1 (1980 年 6 日~1980
20	反応反反至初先至, N5htt 首至至, N5htt 突然アログレステレム 「「「11 (1960 平 0)」 在 19 日) " IAERLM 0755 (1081)
21	〒12777 , SELETEN 3755 (1997). 反広度安全研究室 NSER 管理室 "NSER 宝輪プログレス・レポート・1.9 (1087 年 1 日~1087
	伝言のなどのです。 Notel 音楽主, Notel 天然アログレス・レホード・19 (1901年1月~1907 年 19 日) " IAERLM 91-130 (1901)
99	〒 42 /17 , SELAUM 21-100 (1991). 反広度安全研究室 NSER 管理室 "NSER 宝晻プログレス・レポート・9.0 (1088 年 1 日~1080
	$(1900 + 1)^{-1}$
	± 0.777 , ordinal m $\partial 2$ -04 $\partial (1\partial \partial 2)$.

table continues from the prev.page	
Reference	Reference information
index	
23	Fuketa T., Ishijima K., Fujishiro T., "Hydrogen Generation During Cladding/Coolant Inter-
	actions under Reactivity Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 33 (1996).
24	反応度安全研究室, NSRR 管理室, "NSRR 実験プログレス・レポート・17 (1985 年 1 月~1985
	年 12 月)", JAERI-M 89-097 (1989).
25	Sugiyama T., Fuketa T., "Effect of Cladding Surface Pre-oxidation on Rod Coolability under
	Reactivity Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 41 (2004).

未照射燃料の RIA 模擬試験の引用元(4/4)

ベース照射と照射済み燃料の RI	、模擬試験の引用元(1/6)
------------------	----------------

Case name	Ref. index
BZ-1	26 27 28
BZ-2	26 27 28
BZ-3	29 28 30
BZ-4	31 32 33 34 3
BZ-M504-M9	27 28
DW-1	29 27 28
DW-Y012-M06-X49	36 27 28
FK-1	37 38 39
FK-12	40 41
FK-13	42
FK-2	37 38 39
FK-2F1ZN3-g3	37
FK-2F2D4-C36	43
FK-2F2D8-C36	43
FK-2F2D8-F36	40
FK-2F2D8-F66	40
FK-3	37 38
FK-4	43 38
FK-6	40 43
FK-7	40 43
FK-8	40 43
FK-9	40 43
FK-F3GT3-D75	37
FK-F3GT3-G66	37
FX0GA1-A16	44 45
GK-1	$46 \ 47 \ 48$
GK-2	47
GK-8node-base	47
GR-1	44 49 50 35
HBO-1	51 52 53
HBO-2	51 52
HBO-3	51 52
HBO-4	51 52
HBO-5	54 55 53
HBO-6	54 55
HBO-7	54 55
LS-1	26 27 28
LS-AEB072-E4-J	26 36 28
MH-1	46 56 48
MH-2	46 57 48
MH-3	46 58 48
MH-G08	46
MR-1	$59\ 36\ 27$
MR-MC-R2-I01-M3d	60 27
NOK-M308-SM39	27 28
Ohi-1-D35-B15	55 54

ベース照射と照射済み燃料の RIA 模擬試験の引用元(2/6)

Case name	Ref. index
Ohi-1-D35-N13	51
Ohi-2-mrod-base	51
OI-1	51
OI-10	61 62 41
OI-10.6node-base	61
OI-11	$61 \ 62 \ 41$
OI-12	61 41
OI-2	51
OI-MO4F69-J6	61
OI-MO4F74-L7	61
OS-1	63 64
OS-FA24565-A2	65 35
OS-FA24565-C1	65 35
RH-1	66 36 27 28
RH-2	66 27 28
RH-50T-E14	60 27 28
TK-1	67 39
TK-10	68 69
TK-2	70 67 39 53 71
TK-3	67 39
TK-4	67 39
TK-5	67
TK-6	67
TK-7	68 69 53
TK-8	68 69
TK-9	68 69
TK-A-F11-base	67
TK-A-M12-base	67
TK-B-I17-base	67
TS-1	72 73
TS-2	72 74
TS-3	72 75
TS-4	72 76
TS-5	72 77
TS-B6-base	72
VA-1	26 60 27 28 61
VA-2	26 36 27 28 59
VA-3	78 30
VA-4	78 30 79 32
VA-5	44 45 49 65 50 8
VA-6	44 34 49 65 50 35
VA-7	44 49 50 35
VA-8	44 49 50 35
VA-EH48-L17	44 33 45 49 35
VA-EH48-Q12	44 33 45 34 35
WZtR122	60 36 27

table continues from the prev.page

JAEA-Data/Code 2024-012

ベース照射と照射済み燃料の RIA 模擬試験の引用元(3/6)

table continues from the prev.page

Case name	Ref. index	
WZtR160-8n	60 36 27	

ベース照射と照射済み燃料の RIA 模擬試験の引用元(4/6)

Reference	Reference information
index	
26	Sugiyama T. et al., "Failure of high burnup fuels under reactivity-initiated accident condi-
	tions", Annals of Nuclear Energy, 36 (2009).
27	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成18年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2007).
28	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成19年度燃料等安全高度化対策事業(高度化
	軽水炉燃料安全技術調査)に関する報告書", annual report (2008).
29	Fuketa T. et al., "Behavior of LWR/MOX Fuels under Reactivity-Initiated Accident Condi-
	tions". Proc. of TopFuel 2009 (2009).
30	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成20年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2009).
31	K. Kakiuchi, Y. Udagawa, M. Amaya, "Fission gas release from irradiated Mixed-oxide fuel
	pellet during simulated reactivity-initiated accident conditions; Results of BZ-3 and BZ-4
	tests". Annals of Nuclear Energy, 155 (2021).
32	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成22年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2011).
33	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成23年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2013).
34	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成25年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	(法) ドウボガリがりにのためには、「シューマンジン」、「「ジンジン」「文法ディリタエはた」には、デーマンジン」 報告書: annual report (2014)
35	国立研究開発法人日本原子力研究開発機構安全研究センター "平成 29 年度原子力規制庁委託成果
00	報告書面子力輪設築防災対策等季託費(微料等安全高度化対策) 事業(平成 20 年度分)" annual
	Relation f (2010)
36	(血) 日本面乙力研究関及爆壊な今研究センター "正式17年度宣産化認力伝統紀な今は海迴本に関
50	(版) 日本示 1 万可元历光波海女王可元 ビンジー, 十成 1 1 千夜尚及 L 軽小が 点科女王以前調査に因 ナス 叙生ま" annual report (2006)
37	9 5 秋日音, annual report (2000). Nakamura T. et al. "Boiling Water Resetor Fuel Behavior under Reactivity Initiated
51	Accident Conditions at Burnup of 41, to 45 CW/d/tanno U." Nuclear Technology 120 (2000)
90	Explore T at al. "IAEPI Descende on Eval Ped Dehavior During Assident Conditions"
30	Proc. of 27rd Water Proster Sofety Information Mtr. (1000)
20	Floct of 21rd water Reactor Salety Information Mig. (1999).
39	Fuketa 1., Nakamura 1., Isnijima K., The Status of the RIA lest Program in the NSRR,
40	Proc. of 25th water Reactor Safety Information Mtg (1997).
40	Nakamura 1. et al., Fanure Enresholds of Figh Burnup BWR Fuel Rods under RIA Con-
0	ditions, J. Nucl. Sci. Technol., 41 (2004).
41	Nakamura 1., et al., "Benavior of High Burnup Fuels under RIA and LOUA conditions",
10	Proc. of 32nd EHPG meeting 2005 (2005).
42	Udagawa Y. et al., "The effect of base irradiation on failure behaviors of UO2 and chromia-
	alumina additive fuels under simulated reactivity-initiated accidents: a comparative analysis
15	with FEMAXI-8", Annals of Nuclear Energy, 139 (2020).
43	Nakamura T., Kusagaya K., Fuekta T., Uetsuka H., "High-burnup BWR Fuel Behavior under
	Simulated Reactivity-Initiated Accident Conditions", Nuclear Technology, 138 (2002).
44	Amaya M. et al., "Behavior of High Burnup Advanced Fuels for LWR During Design-Basis
101	Accidents", Proc. of TopFuel 2015 (2015).
45	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成24年度燃料等安全高度化対策事業に関する
200	報告書", annual report (2014).
46	Fujishiro T. et al., "Transient Fuel Behavior of Preirradiated PWR Fuels under Reactivity
	Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Mater., 188 (1992).

ベース照射と照射済み燃料の	RIA	模擬試験の引用元	(5/6)
---------------	-----	----------	-------

table continues from the prev.page	
Reference	Reference information
index	
47	Sasajima H. et al., "Behavior of Irradiated PWR fuel under Simulated RIA Conditions
	Results of the NSRR Tests GK-1 and GK-2", JAERI-Research 2004-022 (2004).
48	Yanagisawa K., "Non-destructive Evaluation of Transient Fission Gas Release from a Pulse-
	irradiated PWR Segment Fuel by Counting Krypton 85", J. Nucl. Sci. Technol., 29 (1992).
49	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター,"平成26年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2015).
50	国立研究開発法人日本原子力研究開発機構安全研究センター, "平成28年度原子力規制庁委託成果
	報告書原子力施設等防災対策等委託費(燃料等安全高度化対策)事業(平成 28 年度分)", annual
	report (2018).
51	Fuketa T. et al., "Fuel Failure and Fission Gas Release in High Burnup PWR Fuels under
	RIA Conditions", J. Nucl. Mater., 248 (1997).
52	Fuketa T., et al.,, "Behavior of High Burnup PWR Fuel Under a Simulated RIA Condition
	in the NSRR", Proc. of OECD/NEA CSNI Spec. Mtg. on Transient Behavior of High
	Burnup Fuel (1996).
53	Tomiyasu K., Sugiyama T., Fuketa T., "Influence of Cladding-Peripheral Hydride on Me-
	chanical Fuel Failure under Reactivity-Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Tech-
	nol., 44 (2007).
54	Sasajima H. et al., "Fission Gas Release Behavior of High Burnup UO2 Fuel under Reactivity
	Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 36 (1999).
55	Fuketa T., Sasajima H., Tsuchiuchi Y., "NSRR/RIA Experiments with High Burnup PWR
	Fuels", Proc. of Int. Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance (1997).
56	Yanagasawa K., et al.,, "Pre-irradiation Examination, NSRR Pulse Irradiation and Post-
	Pulse Irradiation Examination of MH-1 Fuel Rod", JAERI-M 91-220 (1992).
57	Yanagasawa K., et al., "Pre-irradiation Examination, NSKR Pulse Irradiation and Post-
-	Pulse Irradiation Examination of MH-2 Fuel Rod", JAERI-M 92-015 (1992).
58	Densite of NSPD Test MH 2 ¹ " IAEDI Descende 05 087 (1005)
50	[Results of North Test Min-5], JAEAI-Research 95-067 (1995).
39	Initiated Accident Conditione" Proc. of TOPFUEL 2006 (2006)
60	Hutated Accident Conditions, 1102. of 101 FOLD 2000 (2000). 日太原子力研究所 "平成16年度高度化極水恒燃製安全技術調表に関する報告書" annual report
00	(2005)
61	Fuketa T., Sugiyama T., Nagase F., "Behavior of 60 to 78MWd/kgU PWR Fuels under
	Reactivity-Initiated Accident Conditions". J. Nucl. Sci. Technol., 43 (2006).
62	Sugivama T., et al., "RIA-simulating Experiments on High Burnup PWR Fuel Rods with
	Advanced Cladding Allovs", Proc. of 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance
	(2004).
63	Mihara T., et al.,, "Behavior of LWR fuels with additives under reactivity-initiated accident
	conditions", Proc. of Top Fuel 2019 (2019).
64	Mihara T., et al.,, "Follow-up experimental study on causes of the low-enthalpy failure
	observed in the reactivity-initiated-accident-simulated test on LWR additive fuels", Proc. of
	Top Fuel 2021 (2021).
65	国立研究開発法人日本原子力研究開発機構安全研究センター,"平成27年度原子力施設等防災対策
	等委託費(燃料等安全高度化対策)事業に関する報告書", annual report (2016).

ベース照射と照射済み燃料の RIA 模擬試験の引用元(6/6)

Reference	Reference information
index	
66	Sugiyama T., Udagawa Y., Fuketa T., "Evaluation of Initial Temperature Effect on Transient
	Fuel Behavior under Simulated Reactivity-Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci.
	Technol., 47 (2010).
67	Fuketa T., Sasajima H., Sugiyama T., "Behavior of High-Burnup PWR Fuels with Low-Tin
	Zircaloy-4 Cladding under Reactivity-Initiated-Accident Conditions", Nuclear Technology,
	133 (2001).
68	Udagawa Y., Fuketa T., "Transient response of LWR fuels (RIA)", Comprehensive Nuclear
	Materials, 2nd Edition, 2 (2020).
69	Fuketa T., Nagase F., Sugiyama T.,, "RIA- and LOCA-simulating experiments on high
	burnup LWR fuels", Proc. of IAEA Technical Meeting on Fuel Behavior Modelling under
	Normal, Transient and Accident Conditions, and High Burnups (2005).
70	Sugiyama T., Fuketa T., "Mechanical Energy Generation during High Burnup Fuel Failure
	under Reactivity Initiated Accident Conditions", J. Nucl. Sci. Technol., 37 (2000).
71	草ケ谷和幸,杉山智之,中村武彦,上塚寛, "NSRR 実験燃料の破損時破壊力に及ぼす冷却水温度・
	圧力の影響", JAERI-tech 2002-105 (2003).
72	Nakamura T. et al., "Boiling Water Reactor Fuel Behavior at Burnup of 26 GWd/tenne U
	under Reactivity-Initiated Accident Conditions", Nuclear Technology, 108 (1994).
73	Nakamura T., et al.,, "Experimental Data Report for TS-1 Reactivity Initiated Accident
	Test in NSRR with Pre-irradiated BWR Fuel Rod", JAERI-M 91-217 (1992).
74	Nakamura T., et al.,, " "Experimental Data Report for TS-2 Reactivity Initiated Accident
	Test in NSRR with Pre-irradiated BWR Fuel Rod", JAERI-M 93-183 (1993).
75	Nakamura T., et al.,, "Experimental Data Report for TS-3 Reactivity Initiated Accident
	Test in the NSRR with Pre-irradiated BWR Fuel Rod", JAERI-M 93-183 (1993).
76	Nakamura T., et al.,, "Experimental Data Report for TS-4 Reactivity Initiated Accident
	Test in the NSRR with Pre-irradiated BWR Fuel Rod", JAERI-M 94-030 (1994).
77	Nakamura T., et al.,, "Experimental Data Report for TS-5 Reactivity Initiated Accident
	Test in the NSRR with Pre-irradiated BWR Fuel Rod", JAERI-Research 95-080 (1995).
78	Fuketa T. et al., "Behavior of High Burnup LWR Fuels during Design-basis Accidents; Key
	Observations and an Outline of the Coming Program", Proc. of 2010 LWR Fuel Perfor-
	mance/TopFuel/WRFPM (2010).
79	(独)日本原子力研究開発機構安全研究センター、"平成21年度燃料等安全高度化対策事業に関する
	報告書", annual report (2010).
80	Udagawa Y., Sugiyama T., Amaya M.,, "Recent Research Activities Using NSRR On Safety
	Related Issues", Proc. of ICAPP 2016 (2016).

$table\ continues\ from\ the\ prev.page$