

4.6 解析評価

4.6.1 概要

本事業において実施する各種実験を通じて取得されたデータ・知見の解釈及びこれに基づく評価・議論の補完、並びに今後の実験条件検討等に資する観点から、燃料挙動解析コードを始めとする各種ツールを用いた解析評価を行う。本年度は以下の解析評価を実施した。

- ・本事業における最初の RIA 実験として計画されている OS-2 実験（高燃焼度 BWR/ UO_2 燃料）及び CN-2 実験（高燃焼度 PWR/MOX 燃料）における実験中燃料挙動の把握を目的とした予備解析
- ・OS-1 実験（H30 年度に実施）で確認された低破損限界の原因検討を目的とした、過去の NSRR 供試 BWR 燃料との比較解析
- ・RIA 時 PCMI 破損予測評価手法の妥当性検証を目的とした、炉外破壊試験データに基づく破壊力学指標の評価
- ・FFRD により燃料棒外に放出された燃料ペレット片が炉心冷却性に及ぼす影響の検討
- ・MOX 燃料を供した高温高圧 RIA 模擬実験における発熱量評価の検証
- ・PCMI 負荷条件下におかれた高燃焼度燃料被覆管中応力状態の詳細解析
- ・照射後試験データの分析結果に基づく MOX 燃料からの RIA 時 FP ガス放出挙動の評価

4.6.2 OS-2 実験及び CN-2 実験の予備解析

高燃焼度改良型燃料の RIA 模擬実験条件下における伝熱、変形挙動特性を把握するため、事故時燃料挙動解析コード RANNS⁽¹⁾による解析を行った。RANNS コードは、平成 14 年に最初のバージョンが開発され、NSRR 実験の解析に用いられている。世界各国で RIA 基準改定やその検証における RIA 解析コード利用の機会拡大を受け、OECD/NEA/WGFS では、2010 年以降約十年間三期（Phase I-III）に亘る RIA コードベンチマークを主催しており、原子力機構は RANNS コードの検証/改良を目的としてこれらの全てに参加し、ベンチマーク問題として取り上げられた未照射燃料、照射済み燃料の RIA 条件について、基本的な熱計算、力学計算に関して同コードが妥当な予測性能を有することを確認してきた。同ベンチマークでは第二期以降、解析モデルや入力条件の不確かさが到達燃料温度や変形量、破損有無といった解析結果に及ぼす影響についても統計評価を通じた Rank 付けが進められ、この中で、過渡時の被覆管表面熱伝達モデルなど、未だ不確かさが大きい、従って開発の重要度が高いモデリング要素やより慎重な検証が必要な評価項目について洗い出しが進められてきた⁽²⁾。原子力機構における RANNS コードの整備では上記の議論を受け、被覆管温度や変形量等の項目について、より系統的な実験データとの比較に基づく体系的な検証の取り組みを進めている。

同コードにおいては、ペレットスタック及び被覆管に対して円筒座標系で一次元の熱解析（伝熱及び内圧変化計算）を行い、得られた温度分布を用いて、有限要素法による一次元及び二次元の力学解析、すなわち PCMI（Pellet-Cladding Mechanical Interaction）や被

覆管の高温クリープ変形などの解析を行うことが可能である。但し、これらの解析は全て、燃料棒が棒状の試験前形状を維持することを前提としており、燃料破損が生じて初期形状が大きく損なわれた後の燃料挙動については取り扱っていない点に注意する必要がある。

(1) OS-2、CN-2 実験燃料の FEMAXI-8/RANNS 解析モデル

表 4.6.2-1 に OS-2 実験及び CN-2 実験の主要な条件を示す。

図 4.6.2-1 に本解析で用いた FEMAXI-8/RANNS の燃料棒次元円筒体系モデルを示す。ペレットスタックは熱計算では 9 等体積リング要素、力学計算では 3 等体積リング要素によりモデル化している。また被覆管のジルコニウム合金金属層は 2 等厚みリング要素、外面酸化膜層は 1 リング要素によりモデル化し、両実験とも内面酸化膜は考慮していない。OS-2 のライナ層は、2 リング要素によりモデル化している。

RIA 試験燃料棒相当部を含むマザーロッド全体を対象としたベース照射解析では、照射中の軸方向出力分布を考慮して適宜軸方向ノードを分割した。RIA 試験燃料棒長さ分に相当する軸方向範囲内において、軸方向出力分布はベース照射時、RIA 試験時を通じほぼ平坦とみなせることから、RIA 試験解析時に更に軸方向セグメント分割することはしていない。即ち 1 本の試験燃料棒を軸方向 1 要素のみの次元円筒モデルにより取り扱った。ベース照射時の FP ガス放出モデルについては、表 4.6.2-2 に示すパラメータ⁽³⁾を、また RIA 試験時の FP ガス放出モデルについては、表 4.6.2-3 に示すパラメータ⁽⁴⁾を指定した。燃料被覆管の破損予測モデル等その他の主要モデルの設定には、RANNS の標準的なモデルパラメータセットを適用した。

(2) 解析手順

まず、燃料棒の初期仕様及びベース照射が行われた原子炉における照射履歴等を入力として、FEMAXI-8⁽³⁾による解析を行った。この解析により、照射によって燃料の各要素に生じる変化（被覆管、燃料ペレットの寸法変化、FP ガスの移行、被覆管水側酸化など）が得られる。これらベース照射後の燃料状態に関する情報をファイル化し、RANNS コードへ入力の一部として与えることにより、RIA 試験解析の燃料棒初期状態を決定した。

RANNS による RIA 試験解析（予測解析）では、ベース照射解析の結果に加えて試験燃料棒仕様、NSRR のパルス出力（線出力）履歴、冷却材初期条件（温度、圧力）、燃料スタックの半径方向発熱密度分布を入力として与え、パルス照射による燃料温度上昇、熱膨張、それに伴う PCMI 接触圧、被覆管の温度とひずみ、PCMI 破損の有無、FP ガス放出等の挙動を計算した。CN-2 については、追加で内圧破裂型破損の有無についても評価を行い、さらに燃料棒内圧（システム圧との差圧）及び FGR の被覆管膨れ挙動に対する影響を調べるため、感度解析を行った。

FEMAXI-8/RANNS で必要となるペレット半径方向発熱密度分布については、ペレットを 9 等体積リング要素でモデル化し、RODBURN コード⁽⁵⁾（FEMAXI 解析で使用）、SWAT

コード⁽⁶⁾ (RANNS 解析で使用) を用いて計算した。

(3) ベース照射解析結果

ベース照射解析の主要な計算条件を表 4.6.2-2 及び-4 に示す。同表に示していない燃料仕様の内、ペレットや被覆管の寸法等については表 4.1-1 に示す情報を用いた。

被覆管腐食速度モデルについては、OS-2、CN-2 についてそれぞれ ICORRO=9、7 (それぞれ Zry-2、M5 合金向けのモデル) とした。

OS-2 については、PIE で得られた水素吸収量 (約 287 wtppm) を再現するよう、F_H_PICKUP=-2.0 (被覆管水素吸収割合)、NL_scl_H_pickup=2.22 (水素吸収量調整) として調整した。CN-2 については、F_H_PICKUP=0.10 (M5 被覆管で推奨されている水素吸収割合) とした。

各燃料の線出力履歴、高速中性子束を図 4.6.2-2、図 4.6.2-3 に示す。照射条件について、OS-2 燃料は、照射初期の線出力は約 200 W/cm で、徐々に下がっていき、照射期間を通じ線出力は全体的に低いレベルにある。CN-2 燃料は、照射初期に最大約 200 W/cm の線出力を経験した後、中期後期にかけて線出力が 140 W/cm まで下がっていく。

ベース照射解析の結果得られたペレット温度、被覆管表面酸化膜厚、被覆管水素吸収量、ペレット/被覆管 (PC) ギャップ幅、PC ギャップコンダクタンス、PCMI 圧力、被覆管酸化膜表面外径変位、FP ガス放出率、ペレット結晶粒内 FP ガス比率、ペレット結晶粒界 FP ガス比率、リムポア内 FP ガス比率の履歴を図 4.6.2-4~14 に示す。これらの図で、凡例の径方向メッシュ番号 ("R=01" 等) は図 4.6.2-1 に示したペレット及び被覆管それぞれのリング要素番号に対応する。また RIA 試験解析における燃料セグメントは、OS-2、CN-2 についてそれぞれベース照射解析における Z=4、5 (燃料スタック下端側からそれぞれ第 4、5 番目の軸方向ノード) に相当する軸方向位置のものを用いた。

燃料挙動全体を決定づけるペレット温度 (図 4.6.2-4) は、線出力履歴を反映したふるまいとなっている。

OS-2 では、比較的線出力レベルの高い照射初期 (~5 GWd/tU) にはペレット中心温度が約 1000 °C に達するが、線出力レベルが小さくなる照射末期では 400~500 °C 程度である。CN-2 では、照射期間中で線出力が最も高くなる第二サイクルで (10-20 GWd/t) ペレット中心温度が約 1000 °C に達するが、その後徐々に線出力レベルが小さくなり、照射後末期で 800 °C 程度となる。(図 4.6.2-4)。

ベース照射終了時における被覆管表面酸化膜厚さ及び水素吸収量は、OS-2 (Z=4 の位置) でそれぞれ 22 µm 及び 287 wtppm 程度、CN-2 (Z=5 の位置) でそれぞれ 11 µm 及び 82 wtppm 程度と評価された (図 4.6.2-5、図 4.6.2-6)。

ペレットのスウェリングと被覆管のクリープによるギャップ閉塞挙動については、OS-2 では約 35 GWd/tU までにギャップが閉塞し、この状態が照射終了まで続き、終了後もギャ

ップが閉塞した状態のままである (図 4.6.2-7)。ギャップ閉塞に伴って生じるペレット-被覆管ボンディングの形成も 50 GWd/tU までには終了し、ギャップコンダクタンスが飽和している (図 4.6.2-8)。ペレットと被覆管の間に生じた PCMI 圧力は、ギャップ閉塞から照射末期まで継続的に増加し、11 MPa 程度まで到達した。(図 4.6.2-9)。

CN-2 では、約 40 GWd/tU までにギャップが閉塞する (図 4.6.2-7)。ギャップ閉塞に伴って生じるペレット-被覆管ボンディングの形成も 50 GWd/tU までには終了し、ギャップコンダクタンスが飽和している (図 4.6.2-8)。ギャップ閉塞後は、PCMI 圧力が約 16 MPa まで徐々に上昇していく (図 4.6.2-9)。

いずれの燃料でもベース照射を終え、RIA 条件下に置かれた場合には、熱膨張したペレットが直ちに被覆管に接触し、被覆管に機械的負荷 (PCMI) を与える条件と言える。

ベース照射後の被覆管外径変位は、OS-2 では取り出し時点で製造時をやや上回り、CN-2 では下回った (図 4.6.2-10)。

取り出し時点での FP ガス放出率は、OS-2 で 0.1%未満、CN-2 で 1%未満となった (図 4.6.2-11)。取り出し時点での FP ガスのリムポアへの移行率は OS-2 で約 26%、CN-2 で約 22%となった (図 4.6.2-14)。OS-2 燃料は中高燃焼度となる照射期間において線出力レベルが小さいため、FP ガス放出量が少ない。CN-2 燃料は、OS-2 同様線出力が平均的に低いため、FP ガス放出量は少なく、ベース照射後の照射後試験結果である 4%よりもわずかに小さい。RIA 試験時に FP ガスが最も放出されやすいと考えられる、燃料ペレット粒界の FP ガスインベントリは、OS-2 で約 18%、CN-2 で約 28%となった (図 4.6.2-13)。

(4) RIA 試験解析結果

ベース照射解析により得られた RIA 試験直前の燃料状態を入力として、RIA 模擬実験 OS-2、CN-2 について RANNS コードによる RIA 試験解析 (予測解析) を行った。解析に反映した RIA 試験条件を表 4.6.2-5 に示す。表に示していない条件、燃焼に伴う燃料ペレットや被覆管の熱的及び機械的特性、実験直前の応力及びひずみ条件等については、FEMAXI-8 の入力条件及び計算結果を読み込んで使用している。

各パルス照射実験における試験燃料棒中線出力履歴を図 4.6.2-15 に示す。OS-2、CN-2 の線出力はそれぞれ、4.53 \$、4.19 \$の投入反応度の下で行うパルス照射実験時に想定される NSRR 原子炉出力履歴に、炉出力と試験燃料棒発熱密度の換算係数を乗じることにより算出した。換算係数の評価は以下の方法で行った。

まず、各燃料について重金属核種の質量分析を行い、核分裂性同位体 (U235、Pu239、Pu241) が U 及び Pu 中に占める割合 (fissile 比) を評価した。fissile 比について、OS-2 は OS-1 で用いた値 0.00536 (質量分析日 2014 年 2 月 13 日)、CN-2 は CN-1 で用いた値 0.02108 (質量分析日 2015 年 4 月 15 日) を用いた。

次に SWAT コード^⑤を用いてこれらの fissile 比から冷却期間を考慮して補正した fissile 比を再現するよう中性子スペクトルを調整した燃焼計算を行い、RIA 試験燃料直前の燃料

組成を評価した。これらの燃料組成を入力情報として、TWODANT コード⁽⁷⁾による NSRR 炉心の中性子輸送計算解析を行うことで、RIA 試験時の炉出力と試験燃料棒発熱密度の換算係数を求めた。

解析により得られた燃料ペレットエンタルピ、ペレット温度、PC ギャップ、PCMI 圧力、被覆管内温度、被覆管表面温度、被覆管周方向全ひずみ、被覆管軸方向全ひずみ、被覆管周方向塑性ひずみ、試験燃料棒全体の FP ガス放出率、試験燃料棒内圧、被覆管平均温度、FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管の PCMI 破損しきい値、試験燃料スタック部のガス圧の履歴を図 4.6.2-16~29 に示す。CN-2 については、さらに周方向応力及び FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管の内圧破裂型破損しきい値の履歴を図 4.6.2-30 に示す。

OS-2、CN-2 における燃料ペレットエンタルピ（径方向平均値）の到達最大値はそれぞれ約 240 J/g、約 650 J/g で、CN-2 のエンタルピ増分は、約 580 J/g である（図 4.6.2-16）。

OS-2 の燃料ペレット温度の到達最大値は中心部で 700 °C 程度、外周部で 1000 °C 程度である（図 4.6.2-17）。被覆管表面温度については、160 °C 程度までの上昇となっている（図 4.6.2-21）。CN-2 では、燃料ペレット温度の到達最大値は中心部で 1800 °C 程度、外周部で 2300 °C 程度である（図 4.6.2-17）。被覆管表面温度は、1000 °C 程度まで上昇している（図 4.4-21）。

OS-2 については被覆管温度と PC ギャップの推移に強い相関は見られず、パルス照射後ギャップが再開口するのは、燃料ペレット部において温度低下が進む 4 s 以降である（図 4.6.2-18）。CN-2 については被覆管温度上昇に伴い（パルス照射後 0.1 s 未満）でギャップが再開口しており、ギャップは 450 μm に到達する（図 4.6.2-18）。このギャップ幅は、燃料ペレットの熱膨張のみでは説明できず、被覆管のクリープ変形にも起因する（詳細については後述）。

PCMI 負荷による圧力は、燃料ペレットからの伝熱による被覆管温度上昇が有意となる前にピークを迎え、OS-2 で約 80 MPa、CN-2 で約 70 MPa に達する（図 4.6.2-19）。

被覆管外周部に生じる周方向ひずみの大きさは、OS-2 で全ひずみにして約 0.4%、塑性ひずみにして約 0%（図 4.6.2-22、24）、CN-2 で全ひずみにして約 8.3%（図 4.6.2-22）、永久ひずみにして約 7.8%となる。軸方向ひずみの大きさは全ひずみにして OS-2 で約 0.9%、CN-2 で約 5%となる（図 4.6.2-23）。

RIA 試験時の FP ガス追加放出率は OS-2 で約 7%となり、CN-2 で約 30%となった（図 4.4-25）。OS-2 については、高燃焼度燃料を対象とした過去の RIA 試験時における平均的な FP ガス放出率を下回る値となった。これは、燃料エンタルピが約 240 J/g と比較的小さく、燃料温度が比較的低かったことによる。また、CN-2 の FP ガス追加放出率の内訳として、ベース照射終了時点での結晶粒界の FP ガスインベントリ約 28%のほぼ全てが放出していること、ベース照射終了時点でのリムポアの FP ガスインベントリ約 22%のうち数%の放出していることがわかった。この値は、高燃焼度燃料を対象とした過去の RIA 試験時における平均的な FP ガス追加放出率を上回るが、高温高圧実験の BZ-3（約 40%）、VA-7（約

48%)の FP ガス追加放出率と比較すると小さい値として評価された。粒界インベントリ自体の過小評価であるのか、リム層等からの FP ガス放出によるものであるのかは現在解明を進めているところだが、特に高温実験に関して追加放出率の過小評価は近年の解析で一貫した傾向であるため、この 30%の値も過小評価となっている可能性がある。

OS-2 では、燃料スタック部のガス圧は、最大 3.8 MPa 程度まで上昇する (図 4.6.2-29) が、被覆管表面の最大到達温度 (図 4.6.2-21) は 160 °C 程度であり安定な膜沸騰は生じていないと推測されることから、内圧上昇はひずみに有意な影響を及ぼしておらず、燃料の変形は PCMI によるものである。なお、プレナム圧力 (図 4.6.2-26) については、プレナム部への FP ガスの移行がないことを仮定している (KGAS=0) ため、約 0.1 MPa でほとんど変化しない。

CN-2 では、被覆管表面の最大到達温度が約 1000 °C であり、その温度履歴の傾向から安定な膜沸騰の発生が推測される。また、ペレットスタック部のガス圧は 6 MPa 程度であり、ガス圧のピークは温度上昇前ではなく温度上昇と同時にまたはやや後で生じていた (図 4.6.2-29)。

OS-2 及び CN-2 について、被覆管に破損が生じる塑性ひずみと被覆管水素濃度及び被覆管平均温度の関係について簡易的に整理した FRAPTRAN1.4 モデル⁽⁸⁾により PCMI 破損の発生の可能性を検討した。図 4.6.2-28 は FRAPTRAN モデルにより評価した、被覆管に破損が生じる周方向塑性ひずみの時間推移である。周方向塑性ひずみが 100%の値となる時刻以降は同モデルによる破損しきい値が無効であり、破損が生じる可能性は無い状態を意味する。

OS-2 については、同モデルによる破損しきい値及び本解析から得られた被覆管周方向塑性ひずみ (図 4.6.2-24、図 4.6.2-28) を比較すると、本解析の塑性ひずみが同モデルによる破損限界を下回るため、PCMI 破損は発生しないと予測された。この予測は、OS-2 (UO₂ 燃料) と同ベース照射条件である OS-1 (ADOPT 燃料) の実験解析の結果⁽⁹⁾と同様であった。一方で、実際の OS-1 燃料では PCMI 破損が生じたため、OS-2 についても PCMI 破損が発生する可能性は否定できない。OS-1 の破損の要因として、FRAPTRAN モデルにおいて考慮されていない径方向に分布した水素化物の影響が示唆されている⁽⁹⁾ため、この影響については 4.6.3 章において別途検討を示す。

CN-2 についても同様に、同 PCMI 破損モデルに照らすと、PCMI 破損は発生しないと予測された。これは、M5 合金の高耐食性によりベース照射後の水素吸収量が低い水準であったこと (FEMAXI 解析結果) による。一方で、被覆管温度が従来の高燃焼度実験よりも比較的高いこと、被覆管ひずみ量が PCMI による範囲を大きく上回ることから、破損形態として高燃焼度燃料で従来から観察されている PCMI 破損ではなく、CN-1 燃料で観察された内圧破裂型破損⁽⁹⁾が発生する可能性が考えられる。そこで、被覆管温度と被覆管周方向応力の関係に着目した FRAPTRAN1.4 モデル⁽⁸⁾により内圧破裂型破損の発生の可能性を検討することとした (図 4.6.2-30)。同モデルでは、被覆管周方向応力が内圧破裂型の破損しき

い値を超えたとき、内圧破裂型破損が発生したと判定される。本解析により得られた金属部平均被覆管周方向応力（図 4.6.2-30）は、被覆管温度 1000 °C 付近において最も破損しきい値に近づくが、破損の発生は予測されなかった（CN-1 燃料の RIA 時挙動解析の結果と破損しきい値との比較については後述）。被覆管周方向応力は、燃料棒内圧（つまり初期内圧や RIA 時の FP ガス追加放出）によって影響されるため、これらをパラメータとして感度解析を行った。

(5) RIA 模擬実験時、CN-2 実験燃料の初期内圧、FP ガス追加放出の感度解析

① CN-2 実験燃料の初期内圧の感度解析

CN-2 実験燃料の初期内圧（初期加圧）条件を 5MPa に設定した場合の RIA 時挙動の解析を行った。解析により得られた PCMI 圧力、被覆管周方向全ひずみ、被覆管軸方向全ひずみ、被覆管周方向塑性ひずみ、試験燃料棒内圧、FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管の PCMI 破損しきい値、燃料スタック部のガス圧を図 4.6.2-31～37 に、周方向応力、燃料棒内ガス圧による応力、FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管の内圧破裂型破損しきい値を図 4.6.2-38 に示す。ここで、初期内圧 5 MPa は、PWR に係る国の安全審査で事業者が想定した水準の燃料棒内外圧差²⁾で、且つ、国外で計画されている RIA 模擬実験の想定内外圧差の範囲内の値として設定した。なお、初期内圧 0.1 MPa 時の RIA 時挙動の解析結果と比べ、グラフ上変化がないもしくは変化が小さい解析結果については、割愛した。

PCMI 負荷による圧力（図 4.6.2-31）は、燃料ペレットからの伝熱による被覆管温度上昇が有意となる前にピークを迎え、約 50 MPa に達する。初期内圧 0.1 MPa 時の解析結果と比べると 20 MPa 程度低い値となっているが、これは、燃料棒内圧が被覆管に及ぼす影響が大きくなったことにより、PCMI 応力が低くなったからであると考えられる。

被覆管周方向全ひずみ（図 4.6.2-32）は、金属部内側で最大 10.4%程度、金属部外側で最大 9.1%程度（金属部平均で 9.7%程度）となり、内圧 0.1 MPa 時の解析結果と比べると、金属部内側外側でひずみの勾配が大きくなると共に金属部内側では 2%程度、金属部外側では 0.6%程度増加したことがわかる。金属部内でひずみの勾配が生じた理由としては、被覆管温度に径方向の勾配があり、温度が高くなる内側の方が変形しやすい状態であったからであると考えられる。被覆管軸方向全ひずみ（図 4.6.2-33）は、最大 3.2%程度となり、内圧 0.1 MPa 時の解析結果と比べ、2%弱減少した。これは、被覆管への負荷に対して PCMI が支配的となる時間が短くなったことによると考えられる。被覆管周方向永久ひずみは、金属部内側で約 9.8%、外側で約 8.5%（金属部平均で 9.13%）となり、内圧 0.1 MPa 時の解析結果と比べて、内側で約 2%、外側で約 0.7%程度増加した。試験燃料棒内圧は、約 9.6 MPa となり、初期内圧増加分、増加した（図 4.6.2-35）。

内圧 0.1 MPa 時の解析と同様に、被覆管に破損が生じる塑性ひずみと被覆管水素濃度及び被覆管平均温度の関係について簡易的に整理した FRAPTRAN1.4 モデル⁽⁸⁾により PCMI

²⁾ 伊方原子力発電所第 3 号機工事計画認可申請書 燃料体の強度計算書

破損の発生の可能性を検討した。0.1 MPa 時の解析結果と同様に、PCMI 破損が生じないと予測された (図 4.6.2-36)。

燃料スタック部のガス圧 (図 4.6.2-37) は、被覆管金属部平均温度が約 550 °C のときに最大約 30 MPa となり、その後の温度上昇に伴う被覆管の変形を経て、温度ピークである約 1000 °C に到達したときには約 10 MPa まで低下する。温度ピーク後は温度低下に伴い内圧も徐々に低下する。燃料スタック部のガス圧による応力のピークは、全周方向応力のピークより高い温度域で存在すること及び 730 °C 程度より高い温度領域においてはガス圧による応力のみ生じていることがわかる。このように、PCMI が生じた後のガス圧による被覆管変形への寄与は大きい。内圧 0.1 MPa 時の解析と同様、FRAPTRAN1.4 モデルにより内圧破裂型破損の発生の可能性を検討した。モデルによれば、破損が生じる周方向応力は被覆管金属部平均温度 780 °C 付近で傾きが急になり、1000 °C 付近では約 30 MPa となる。被覆管周方向応力解析値が最も破損限界に近づくのは、1000 °C 付近で、約 22 MPa となる時であり、内圧破裂型破損が生じない結果となった (図 4.6.2-38)。但しここでは、CN-2 の FP ガス追加放出率が過小評価されている可能性にも留意する必要がある (高温高压実験 VA-7、BZ-3 実験結果との比較に基づく)。従って、FP ガス追加放出による燃料棒内圧の増加、及び、内圧増加に伴う被覆管応力の増大も過小評価されている可能性があることから、続いて、FP ガス追加放出率の感度を調べた。

なお本節に示した解析結果より、初期内圧の増加により有意に被覆管変形量が増加するため、5 MPa 燃料棒加圧下での RIA 模擬実験の方が燃料破損を生じやすい条件と考えられる。そこで FP ガス追加放出の感度解析は、この 5 MPa 加圧条件下で実施することとした。

② CN-2 の FP ガス追加放出率の感度解析 (初期内圧 5MPa 条件)

前節の解析によると、CN-2 の FP ガス追加放出率が 30% 程度と評価されており、過去実施した高温高压実験の VA-7、BZ-3 の PIE でそれぞれ得られた FP ガス追加放出率 (VA-7: 約 48%、BZ-3: 約 40%) と比べ低い値となっている。ここではこれらの比較を参考に、FP ガス追加放出率約 40%、約 48% を仮定したときの CN-2 の燃料スタック部ガス圧及び被覆管変形量への影響を調べた。FP ガス追加放出率の調整には、FP ガス放出率の調整パラメータ (NL_f_scl_fgr = 1.33 (40%)、1.63 (48%)) を用いた。

・ FP ガス追加放出率約 40% 時の解析

解析により得られた被覆管周方向全ひずみを図 4.6.2-39 に、周方向応力、FRAPTRAN1.4 モデルによる内圧破裂型破損しきい値を図 4.6.2-40 に示す。

被覆管周方向全ひずみは、金属部内側で最大 11.5% 程度、金属部外側で最大 10.1% 程度 (金属部平均で 10.8% 程度) となり、FP ガス追加放出率 30% 時の解析結果と比べ、金属部内側で 1.1% 程度、金属部外側で 1.0% 程度増加した (図 4.6.2-39)。被覆管周方向永久ひずみは、金属部内側で約 11.0%、外側で約 9.7% (金属部平均で 10.0%) となり、FP ガス追加

放出率 30%時の結果と比べて、内側で約 1.2%、外側で約 1.2%程度増加した。燃料スタック部のガス圧の基本的な挙動は FP ガス追加放出率調整前 (図 4.6.2-37) と同様であり、被覆管金属部平均温度が約 550 °C のときに最大約 31 MPa となり、その後温度上昇に伴う被覆管の変形により温度ピークである約 1000 °C に到達したときに約 10 MPa に低下した。温度ピーク後は、温度低下に伴い内圧も徐々に低下した。この結果は、FP ガス追加放出率約 30%の時の解析結果と比べ大きく変わらず、FRAPTRAN モデルに照らせば内圧破裂型破損が生じない結果となった (図 4.6.2-40)。

・追加ガス放出率約 48%時の解析

解析により得られた被覆管周方向全ひずみを図 4.6.2-41 に、被覆管周方向応力 (CN-1、CN-2 の解析結果)、FRAPTRAN1.4 モデルによる内圧破裂型破損しきい値を図 4.6.2-42 に示す。

被覆管周方向全ひずみは、金属部内側で最大 12.7%程度、金属部外側で最大 11.2%程度 (金属部平均で 12.0%程度) となり、追加ガス放出率 40%時の結果と比べ、金属部内側では 1.2%程度、金属部外側では 1.1%程度増加した (図 4.6.2-41)。被覆管周方向永久ひずみは、金属部内側で約 12.2%、外側で約 10.6% (金属部平均で 9.9%) となり、FP ガス追加放出率 40%時の結果と比べて、内側で約 1.2%、外側で約 0.9%程度増加した。燃料スタック部のガス圧の基本的な挙動は FP ガス追加放出率調整前 (図 4.6.2-37) と同様であり、被覆管金属部平均温度が約 550 °C のときに最大約 32 MPa となり、その後温度上昇に伴う被覆管の変形により温度ピークである約 1000 °C に到達したときに約 10 MPa に低下した。この結果は、FP ガス追加放出率約 30%の時の解析結果と比べ大きく変わらず、FRAPTRAN モデルに照らせば内圧破裂型破損が生じない結果となった (図 4.6.2-42)。

一方で、内圧破裂型破損の可能性が高いと考えられる CN-1 についても同様に評価したところ、FRAPTRAN モデルに照らせばやはり非破損の判定である (図 4.6.2-42)。このことから、RIA 時の高燃焼度燃料のデータが考慮されていない FRAPTRAN1.4 の内圧破裂型破損モデルでは、RIA 時の高燃焼度燃料の破損を予測することが難しい、もしくは破損のリスクを過小評価する傾向にあると言える。CN-1 及び CN-2 の解析結果を比較すると、被覆管温度が 700 °C 以下では同程度の応力水準であること、且つ、700°C 以上では CN-2 が CN-1 を上回ることから、CN-2 においても内圧破裂型破損が生じる可能性は高いと考えられる。なお、CN-1 の被覆管周方向応力が 700 °C 付近において一度 500 °C まで被覆管温度が下がる理由は、CN-1 解析において実験時の表面熱電対 (過渡データ) により得られた急激に上昇する被覆管表面温度を境界条件として用いたことにより、被覆管金属部の平均温度が安定しなくなったためである。

(6) OS-2、CN-2 予測解析のまとめ

FEMAXI-8 コード及び RANNS コードを用いた OS-2、CN-2 実験の解析を行い、以下の結果を得た。

① OS-2 予測解析の結果

- 被覆管表面の最大到達温度は 160 °C 程度であり、安定的な膜沸騰は生じないことから、燃料棒内圧上昇はひずみに有意な影響を及ぼさず、燃料の変形は PCMI による。
- FRAPTRAN の PCMI 破損モデルの判定は非破損であった。OS-2 と同照射条件の OS-1 (H30 年度 RIA 模擬実験実施済) では、PCMI 破損の可能性が低いと判定されたにも関わらず非常に低いエンタルピで PCMI 破損が生じていることから、OS-2 でも (同破損モデルでは考慮されていない) 水素化物の配向特性が破損挙動に寄与する可能性もあり、破損の可能性は否定できない。

② CN-2 予測解析の結果

- 初期内圧 0.1 MPa のケースと初期内圧 5 MPa のケースを解析したところ、5 MPa ケースの被覆管変形量が有意に大きいことがわかった。CN-2 実験の主たる目的は、境界条件 (燃料棒内外圧差や冷却材温度) の変化が内圧破裂型破損挙動に及ぼす影響を明らかにする点にあるため、実験条件として初期内圧を 5 MPa 等高压に設定するのは有効なアプローチと判断できる。
- M5 合金の高耐食性により水素吸収量が低い水準で維持されており、FRAPTRAN の PCMI 破損モデルによる判定は非破損であった。
- FP ガス追加放出率を 48% と仮定したケースでも、FRAPTRAN の内圧破裂型破損モデルによる判定は非破損であった。但し非破損判定となるのは、内圧破裂型破損が生じたと考えられている CN-1 (H30 年度 RIA 模擬実験実施済、CN-2 と同セグメント燃料) でも同様であり、同破損モデルによる高燃焼度燃料の内圧破裂型破損の予測は難しいことが分かる。CN-1 と CN-2 の被覆管周方向応力値の推移を比べると、全体に CN-2 の方が高く、CN-1 同様に内圧破裂型破損が生じる可能性がある。

表 4.6.2-1 解析対象実験

照射炉型	試験 No.	試験部 燃焼度 GWd/t	被覆管及び ペレット材料	実験の条件及び位置付け
BWR	OS-2	61	UO ₂ 燃料 オスカーシャム 3 炉照射 10×10type Zry-2 with liner	室温大気圧条件、 ペレットの FP ガス放出挙動、被覆管伝熱、変形挙動、PCMI 破損挙動に関する知見の取得
PWR	CN-2	64	MOX 燃料 シノン B3 炉照射 17×17type M5	高温高圧条件、 高燃焼度 PWR-MOX 燃料の FP ガス放出挙動、内圧破裂型破損挙動に関する知見の取得

表 4.6.2-2 FEMAXI-8 の FP ガス放出モデルパラメータ*

パラメータ (fortran namelist)名	設定値	パラメータの意味 ^③
IGASP	3	粒界ガスバブルの成長、放出挙動について速度論モデルを適用
APORE	1.0 nm	粒内ガスバブル半径初期値
IDCNST	11	粒内ガス原子拡散係数は Matzke の式に、核分裂率依存項を追加した式を用いる。
IGRAIN	0	粒成長速度は Itoh のモデルを用いる
ADDF	0.0	粒界ガスの粒内への再溶解率を調整するパラメータ
IPEXT	20	応力の軸方向平均値を粒界ガスバブルに作用する圧力とするオプション
FBCOV	9	レンズ状バブルが粒界を覆う割合
RF_CM	0.00005cm	粒界バブル限界半径
HBS	14	リムポアへのガス移行は Khostov らのモデルを適用
FPINF	0.25	Lassman モデルのパラメータ
GEN1	0.0146	同上
GEN2	0.0584	同上
BURMXE	68.493	同上
RMPST	-1	ポロシティ発展モデルにおいて時間発展を常微分方程式により扱う
RMOGR	2	リムポア内ガスの放出は Spino らの報告に基づく相関式を用いる
TSTD	750 K	実効燃焼度を計算する基準となる温度
KON1	2e-11	実効燃焼度の温度依存項にかかる定数

* FEMAXI のバージョンは 8.1.155u、namelist のバージョンは 00022tb7oc

表 4.6.2-3 RANNS の FP ガス放出モデルパラメータ**

パラメータ名 (fortran namelist)	設定値	パラメータの意味 ⁽⁴⁾
GRSEP	4	粒界分離モデルにおいて、強制的にガス放出速度を高め、粒界結合力評価に Une, Matthews の形式を適用する
ISFTN	1	粒界の自由表面エネルギーは Hall の式により評価する
LAP	10^{-7} cm	UO ₂ 結晶格子面間隔
CTUNE	0.2	粒界結合力の調整パラメータ
TBREK	600 °C	粒界分離は TBREK を超えた温度領域でのみ発生
GSGAP	1.0 μm	ペレット最外周リング要素で粒界分離が生じた場合、半径 PC ギャップを 1.0 μm としてギャップ熱伝達率を評価
KGAS	0.0	PC ギャップに放出された FP ガスが燃料棒軸方向に移動する際 の速度定数
HBSGP	10.0	あるリング要素で粒界分離が生じた場合、同要素のリムポア内ガスの 10%が放出される

** RANNS のバージョンは 8.1.155u、namelist のバージョンは 00022tb7oc

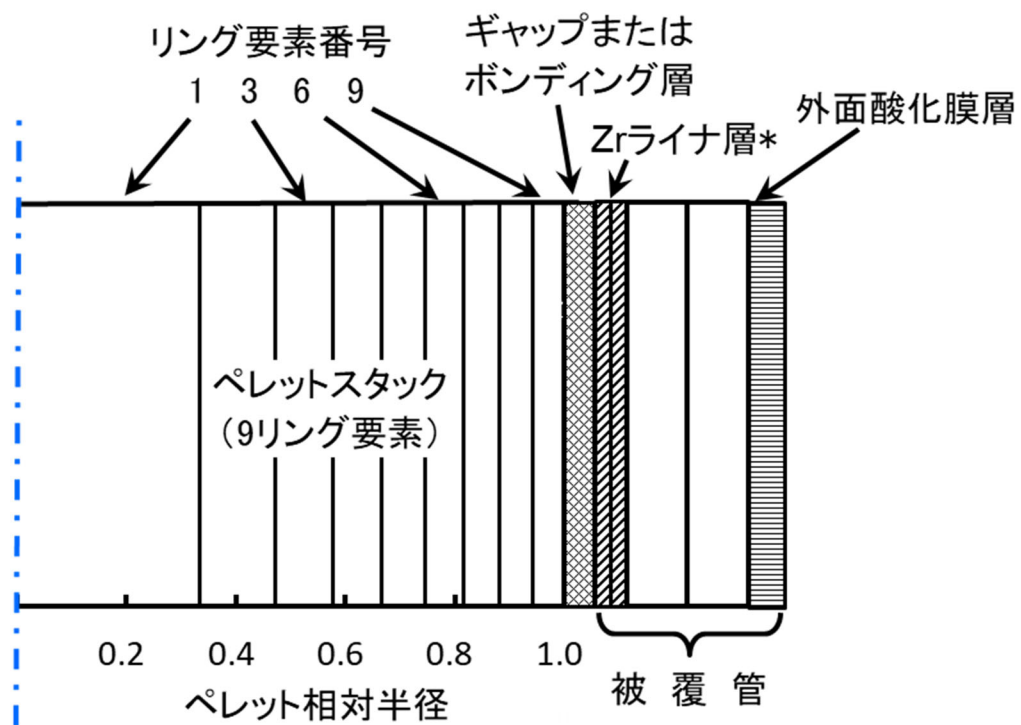
表 4.6.2-4 ベース照射解析の主要な計算条件 (概略値)

項 目	単 位	OS-2	CN-2
試験部燃焼度	(MWd/tU)	61000	64000
燃料棒			
燃料有効長	(cm)	375.0	358.9
上部プレナム容積	(cm ³)	8.96	7.39
下部プレナム容積	(cm ³)	0.0	3.46
初期内圧	(MPa)	0.8	2.6
初期ガス組成	—	He	He,N ₂
冷却材			
入口温度	(°C)	277	280
圧力	(MPa)	7.0	15.5
流速	(m/s)	3.0	4.0
流路断面積	(cm ²)	1.220	0.879
燃焼後冷却期間			
冷却期間	(day)	4191※	4769※※

※2020/3/24 付、※※2020/9/1 付

表 4.6.2-5 解析に反映した RIA 試験条件

項 目	単 位	OS-2	CN-2
燃料棒			
プレナム容積	(cc)	3.80	0.82
初期内圧	(MPa)	0.1	0.1/5.0
初期ガス組成	—	He 100%	He 3% Ar 97%
冷却材			
入口温度	(°C)	20	281
圧力	(MPa)	0.1	6.70
流速	(m/s)	0.01	0.01
流路断面積	(cm ²)	112.0	112.0



被覆管領域の要素番号の対応

要素番号	1 (ペレット側)	2	3	4	5 (外周側)
OS-2	Zr ライナ*	Zr ライナ*	Zr 合金金属層	Zr 合金金属層	外面酸化膜
CN-2	Zr 合金金属層	Zr 合金金属層	外面酸化膜		

* : Zr ライナ層は OS-2 のみ

図 4.6.2-1 FEMAXI/RANNS 一次元モデルのペレット/被覆管要素

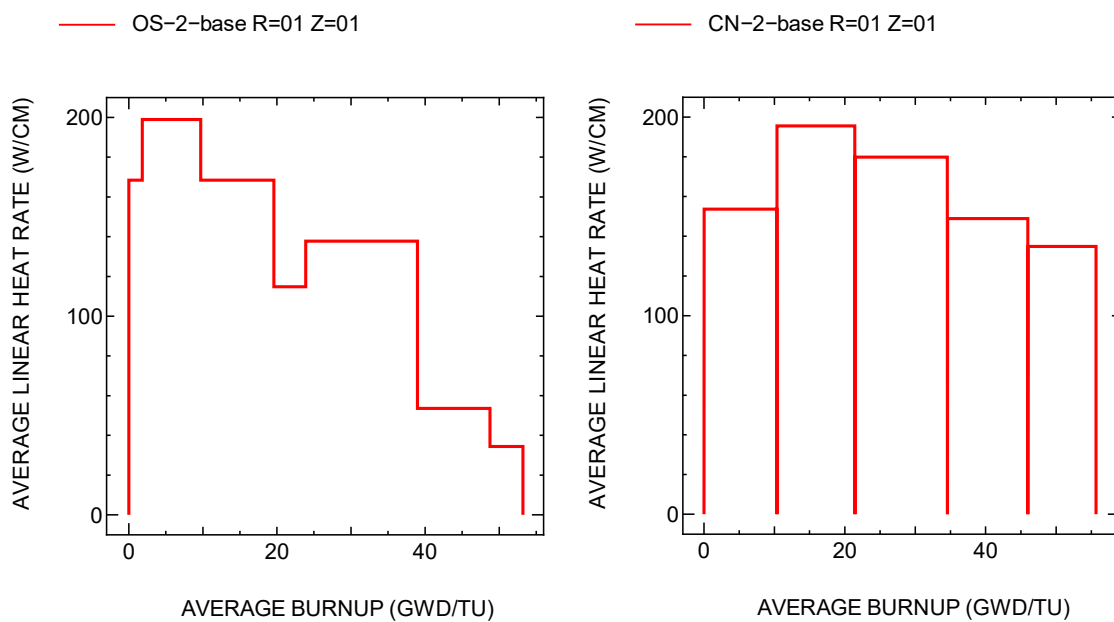


図 4.6.2-2 ベース照射時線出力履歴

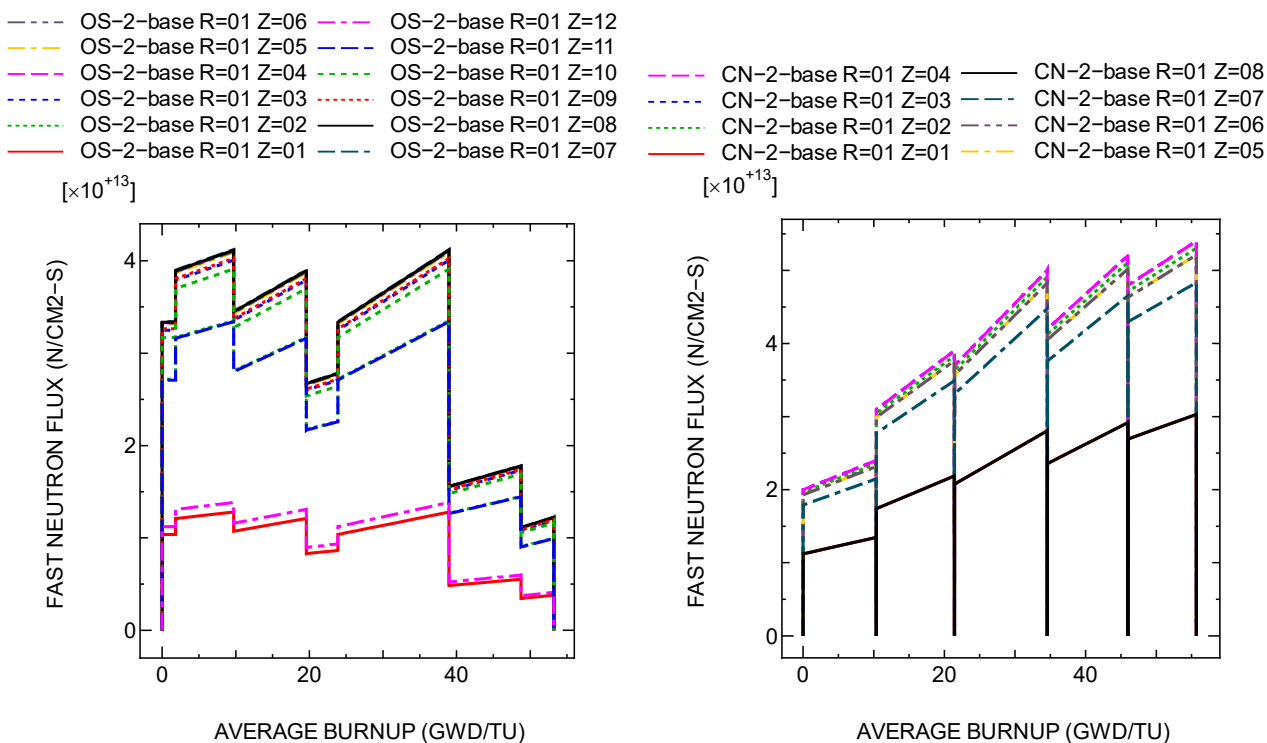


図 4.6.2-3 ベース照射時高速中性子束履歴

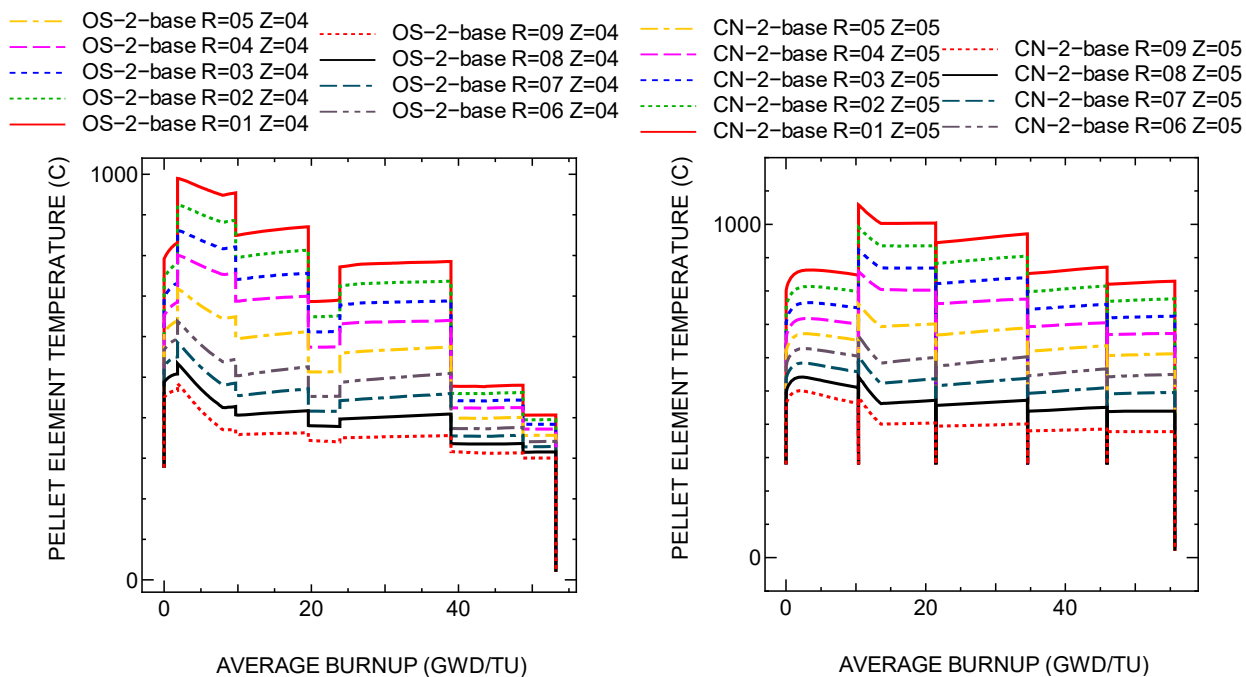


図 4.6.2-4 ベース照射時ペレット温度履歴

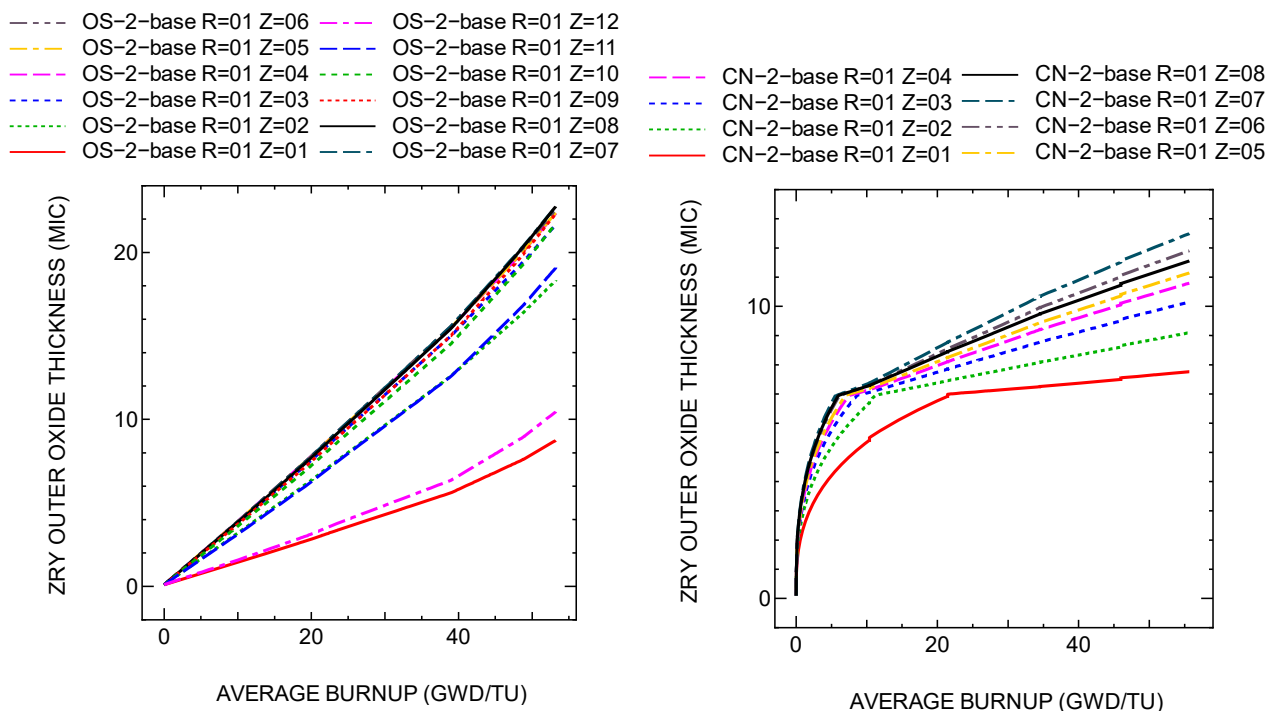


図 4.6.2-5 ベース照射時被覆管表面酸化膜厚履歴 (解析結果)

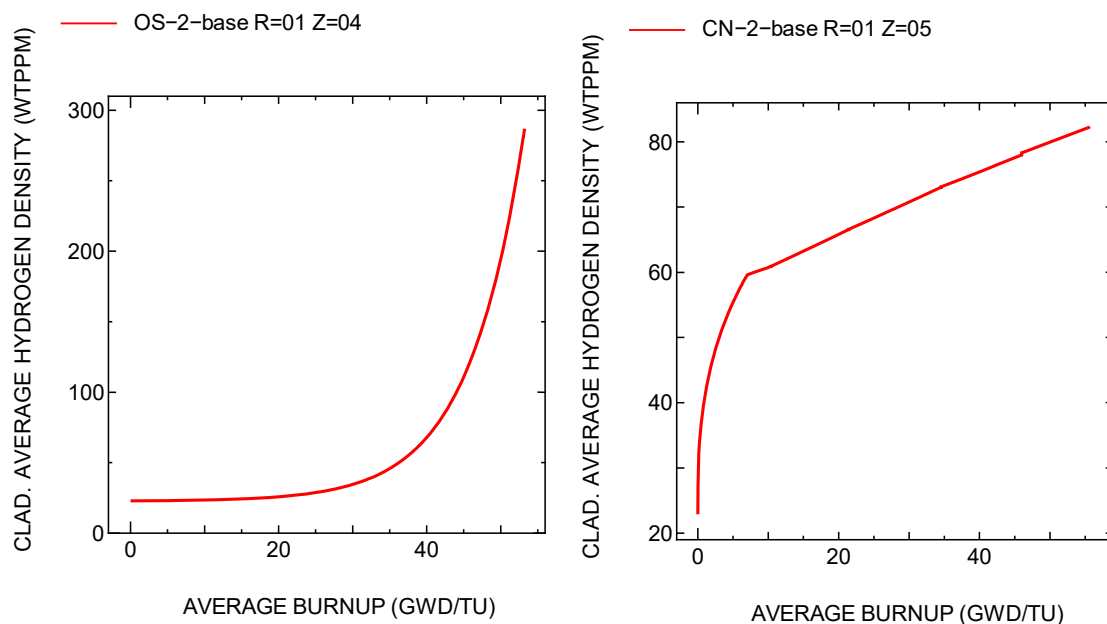


図 4.6.2-6 ベース照射時被覆管水素吸収量履歴 (解析結果)

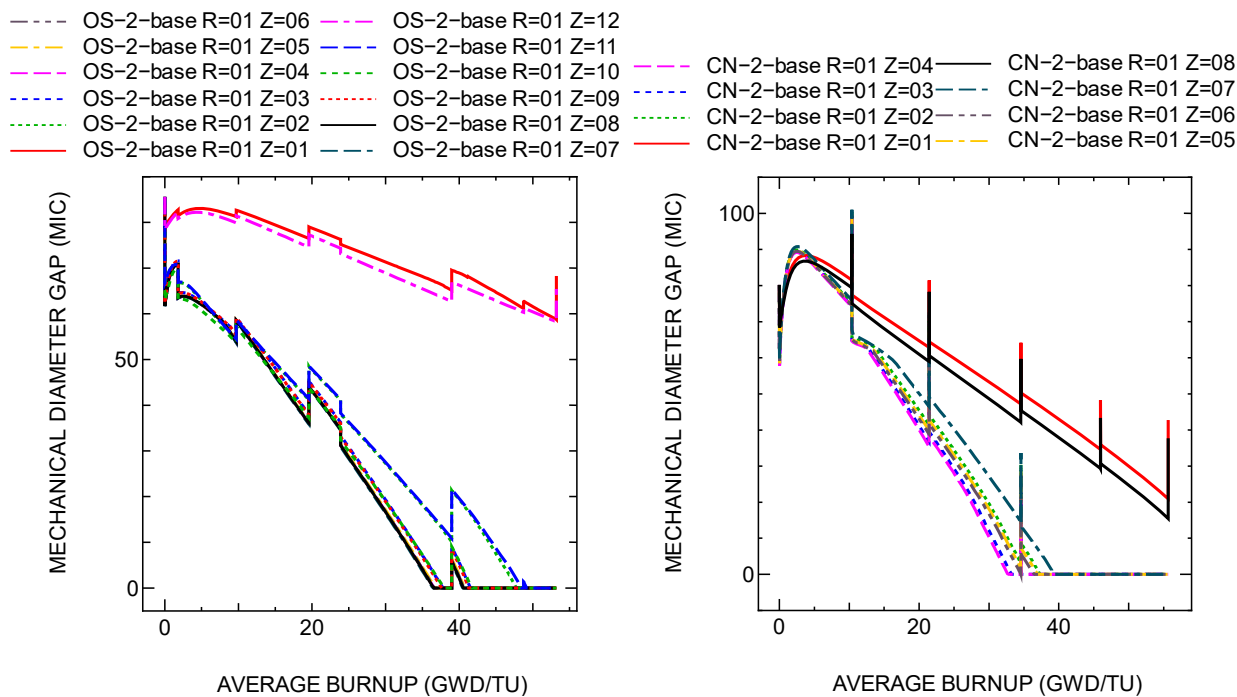


図 4.6.2-7 ベース照射時 PC ギャップ幅履歴 (解析結果)

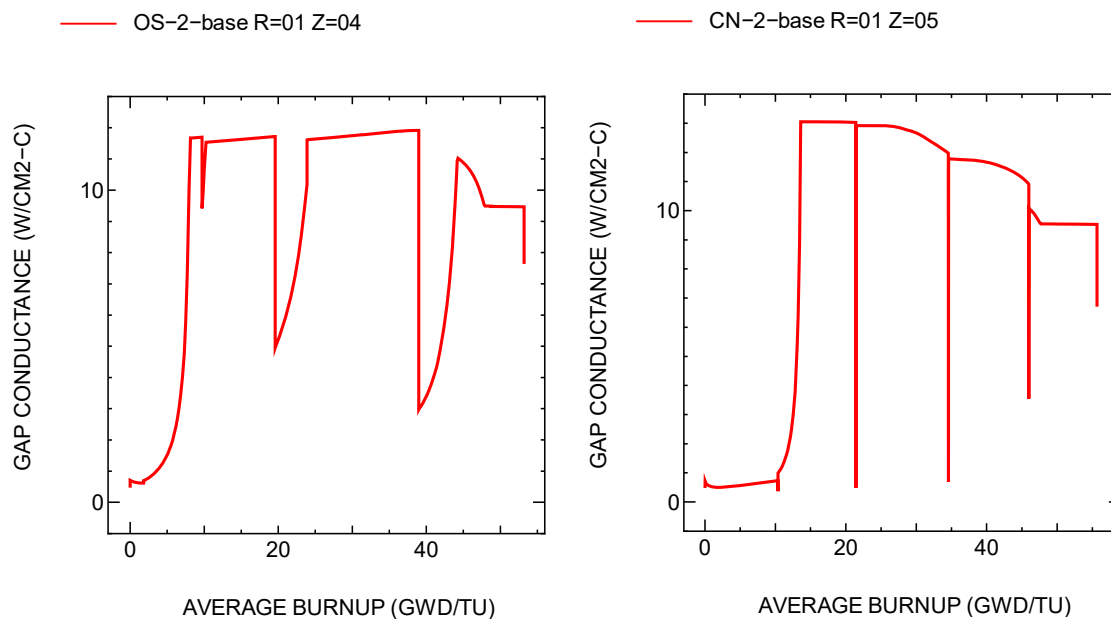


図 4.6.2-8 ベース照射時 PC ギャップコンダクタンス履歴 (解析結果)

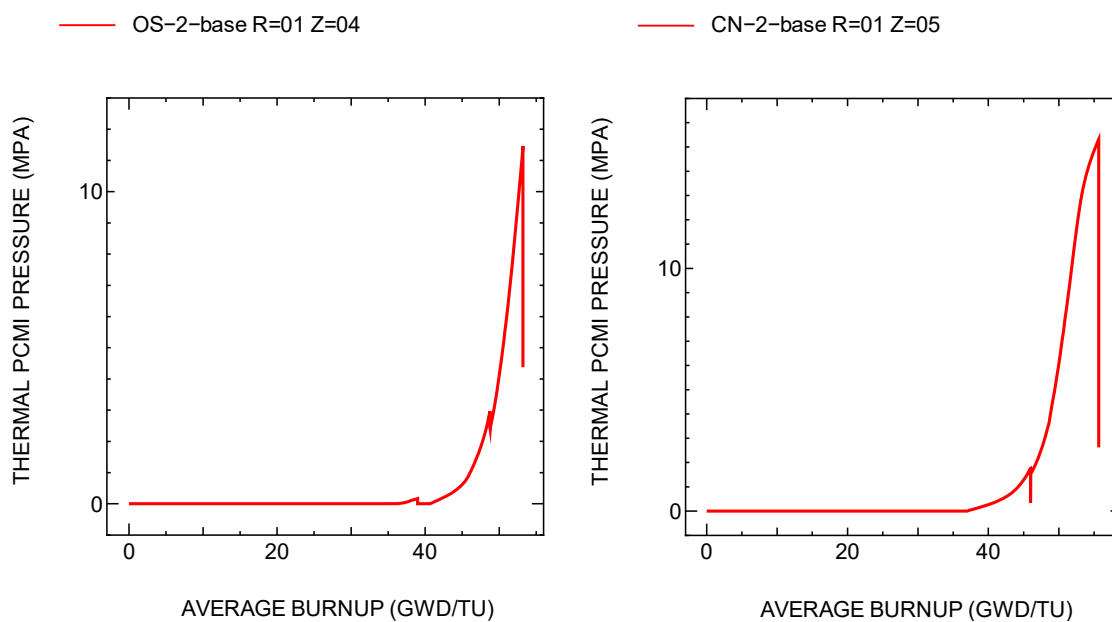


図 4.6.2-9 ベース照射時 PCMI 圧力履歴 (解析結果)

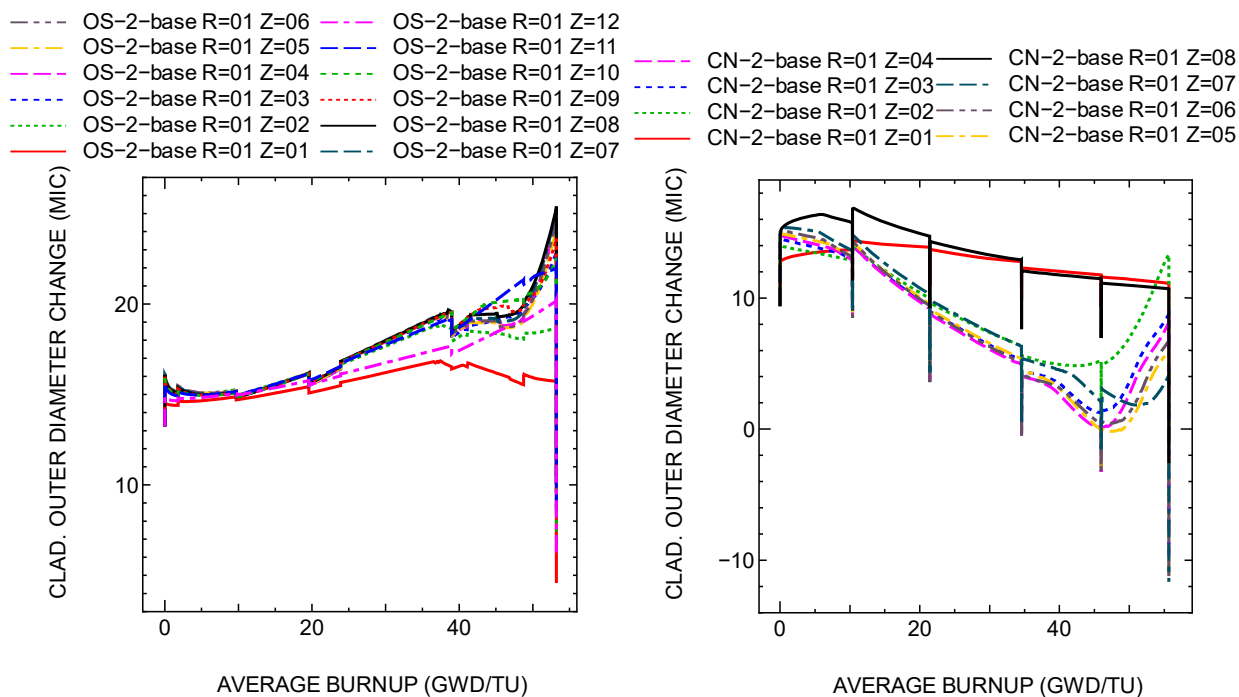


図 4.6.2-10 ベース照射時被覆管酸化膜表面外径変位履歴 (解析結果)

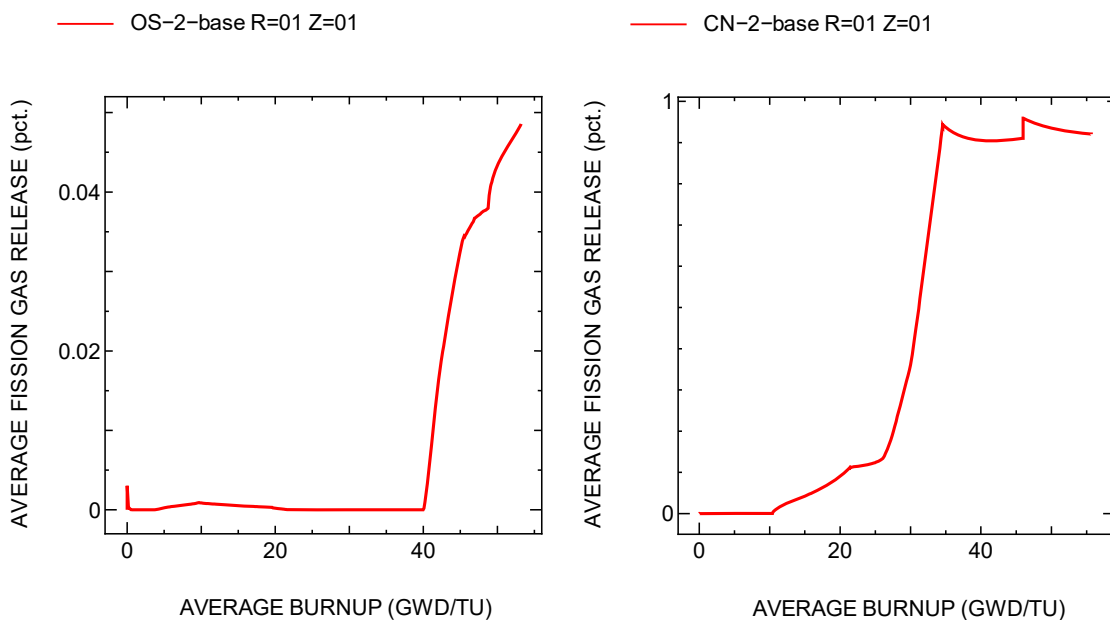


図 4.6.2-11 ベース照射時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

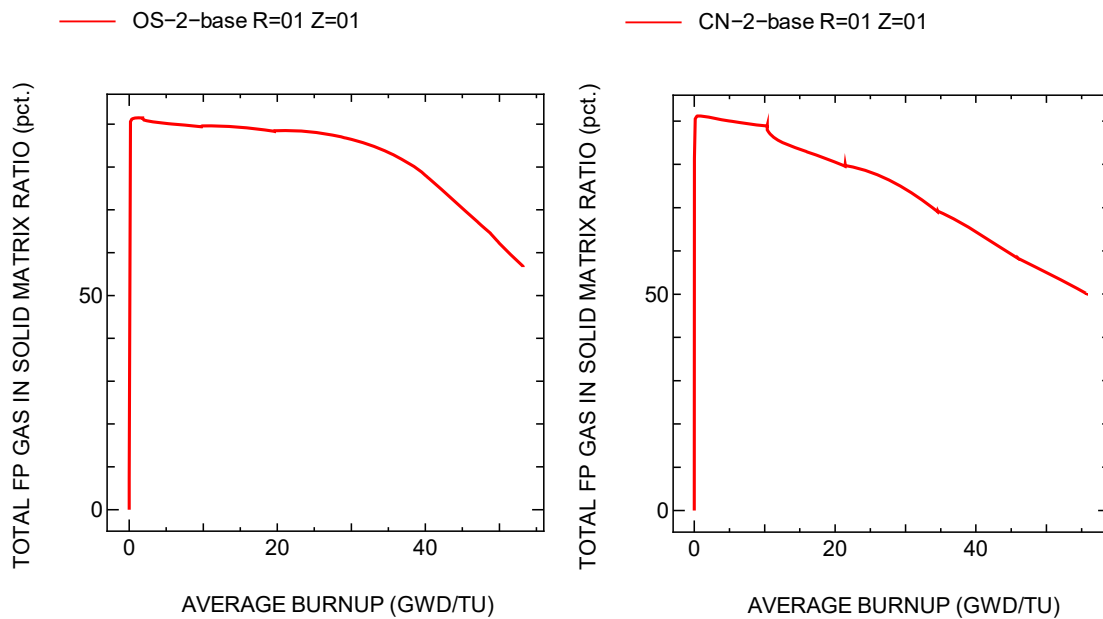


図 4.6.2-12 ベース照射時ペレット結晶粒内 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

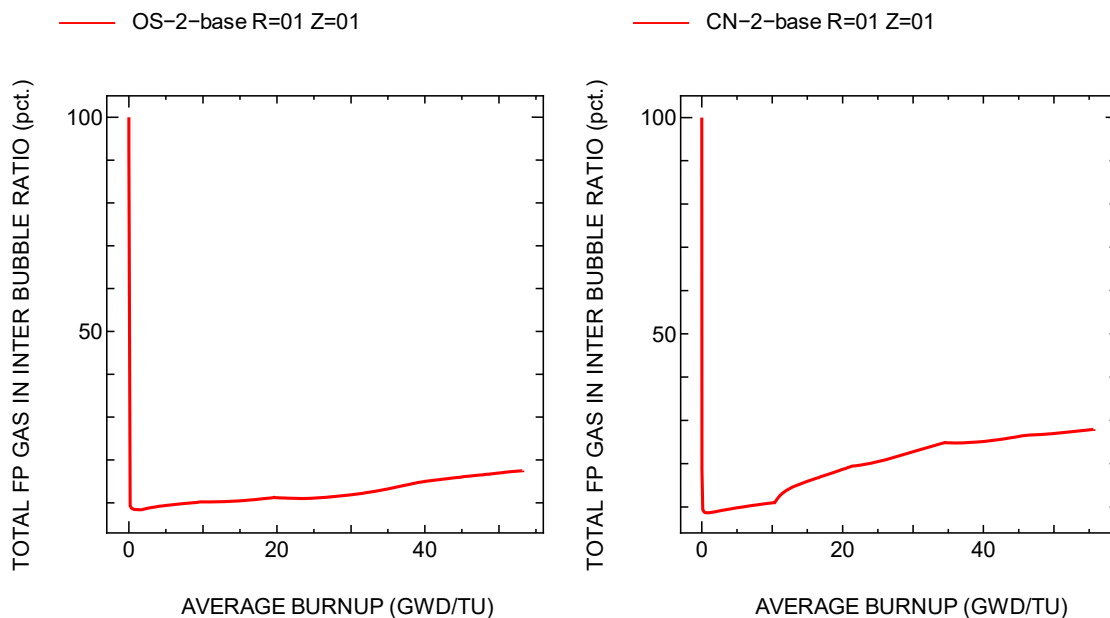


図 4.6.2-13 ベース照射時ペレット結晶粒界 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

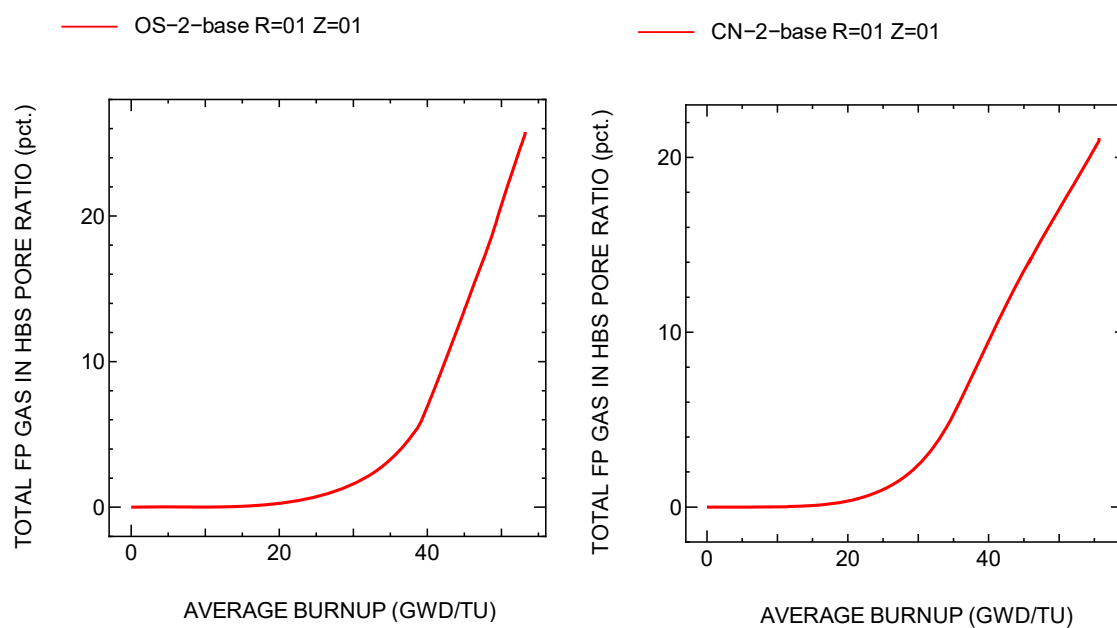


図 4.6.2-14 ベース照射時リムポア内 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

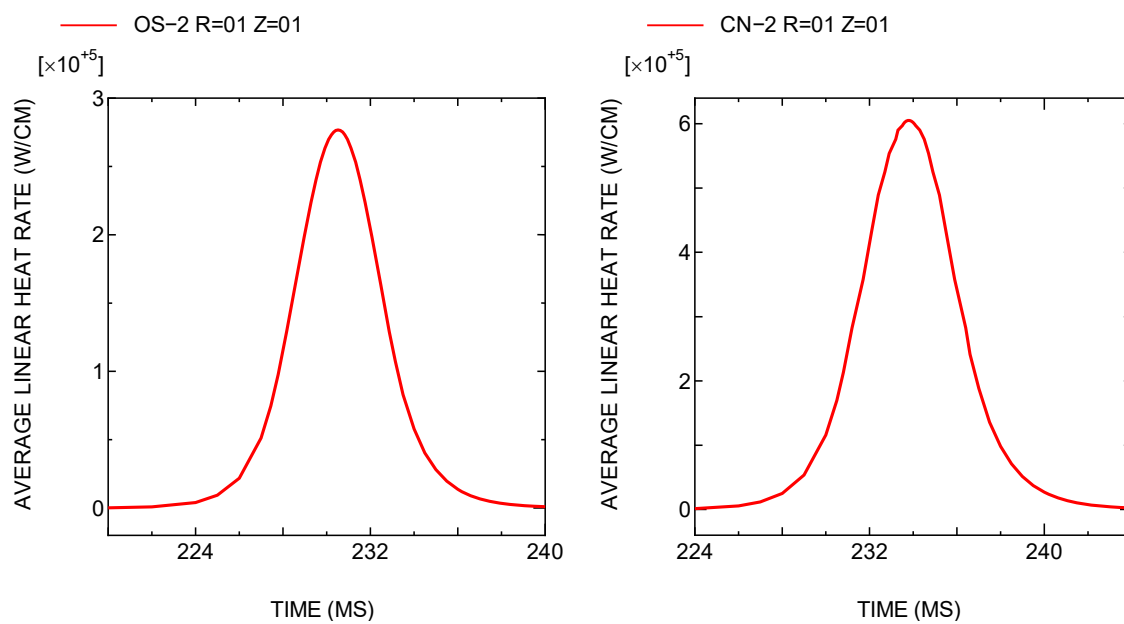


図 4.6.2-15 RIA 実験時線出力履歴 (解析結果)

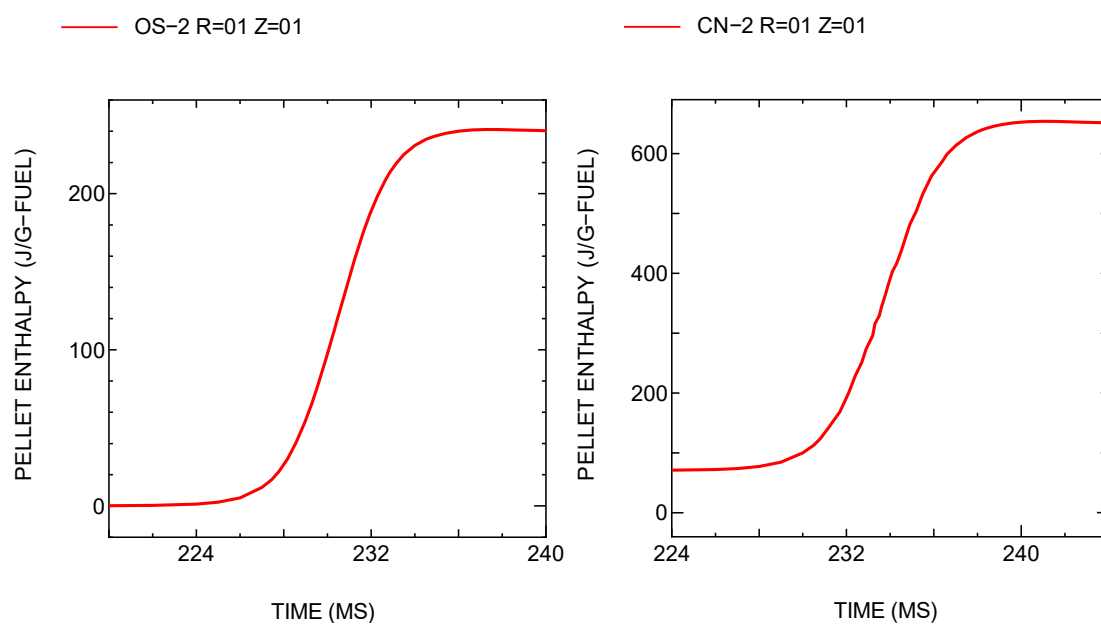


図 4.6.2-16 RIA 実験時燃料ペレットエンタルピ履歴 (解析結果)

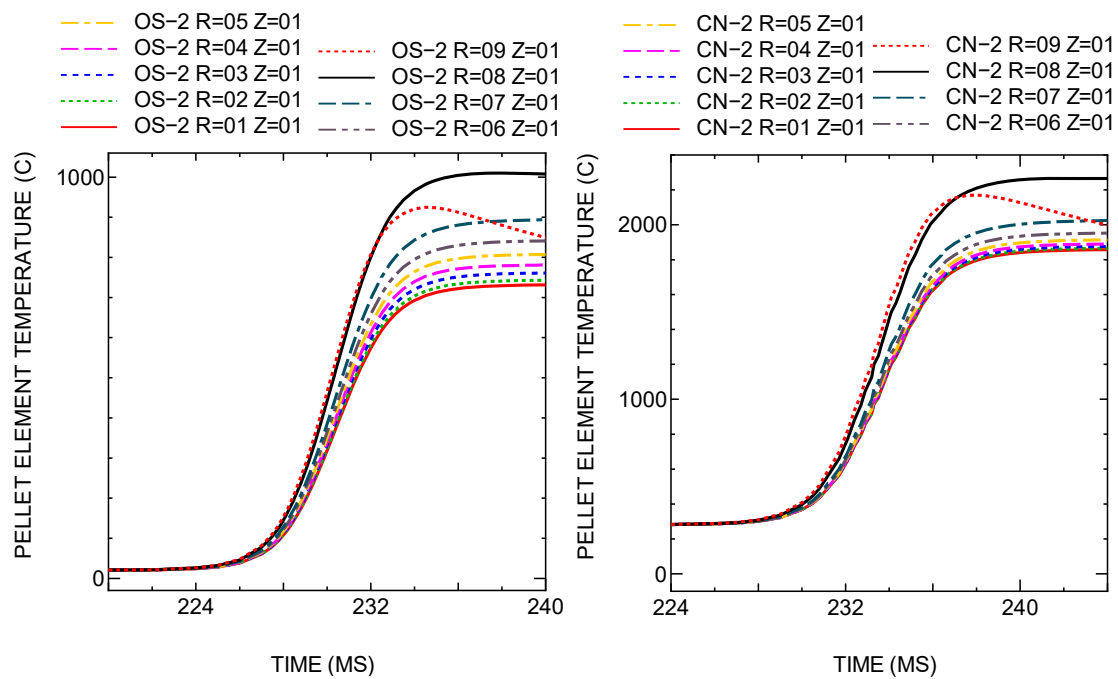


図 4.6.2-17 RIA 実験時ペレット温度履歴 (解析結果)

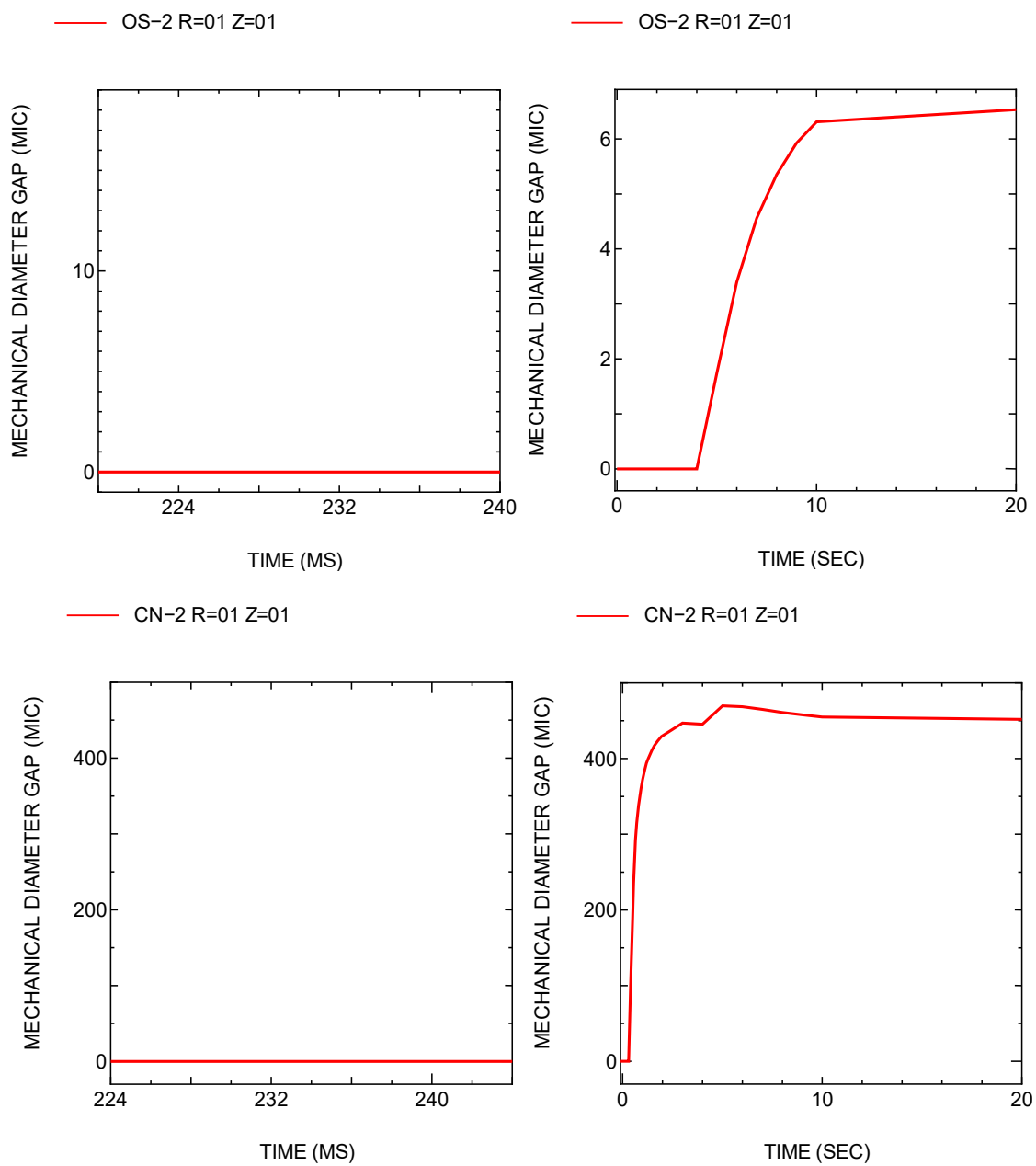


図 4.6.2-18 RIA 実験時 PC ギャップ幅履歴 (解析結果)

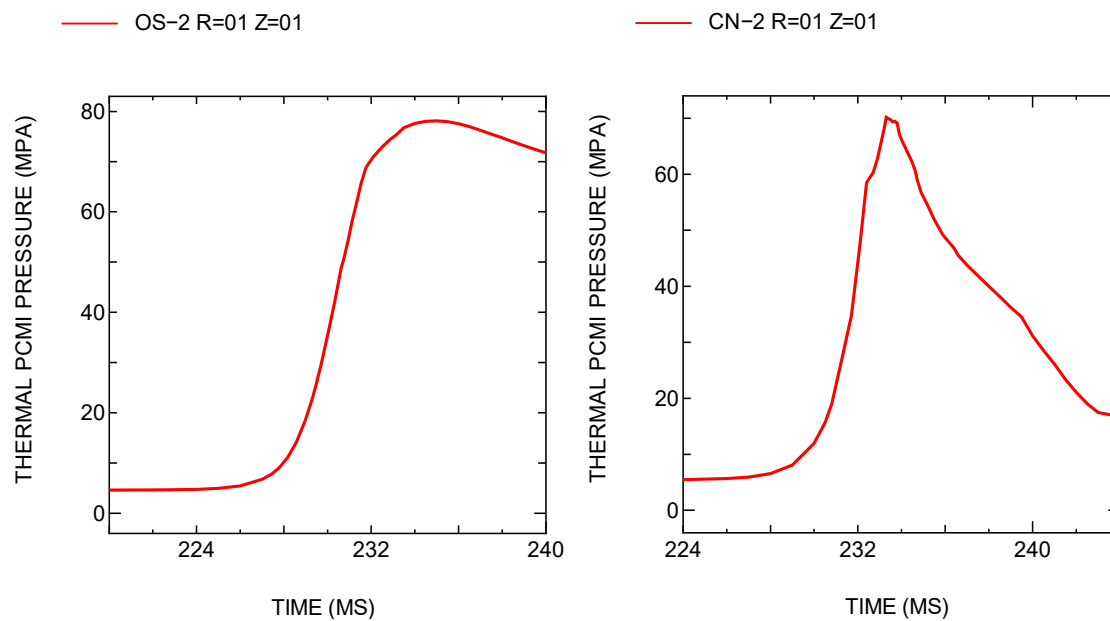


図 4.6.2-19 RIA 実験時 PCMI 压力履歴 (解析結果)

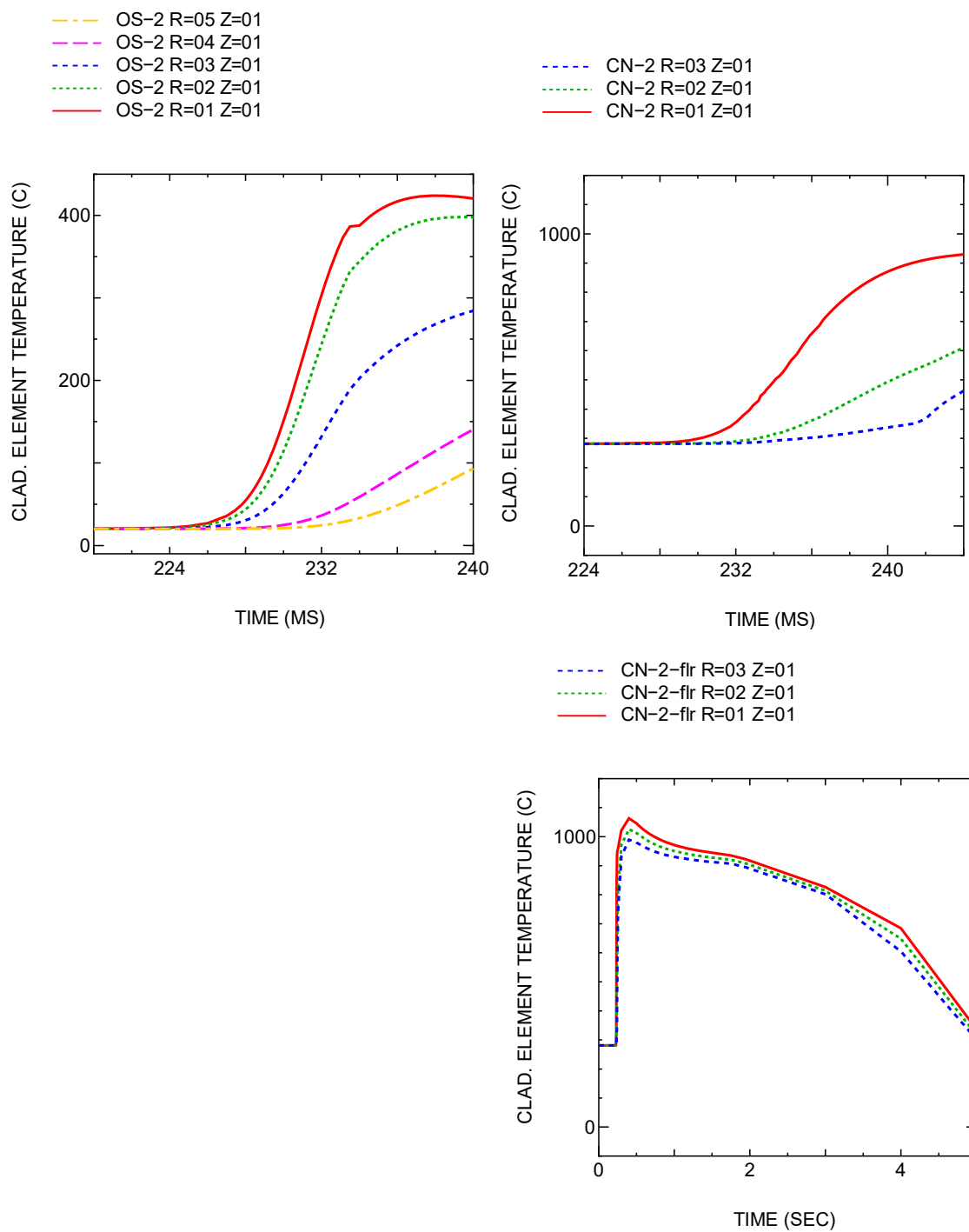


図 4.6.2-20 RIA 実験時被覆管内温度履歴 (解析結果)

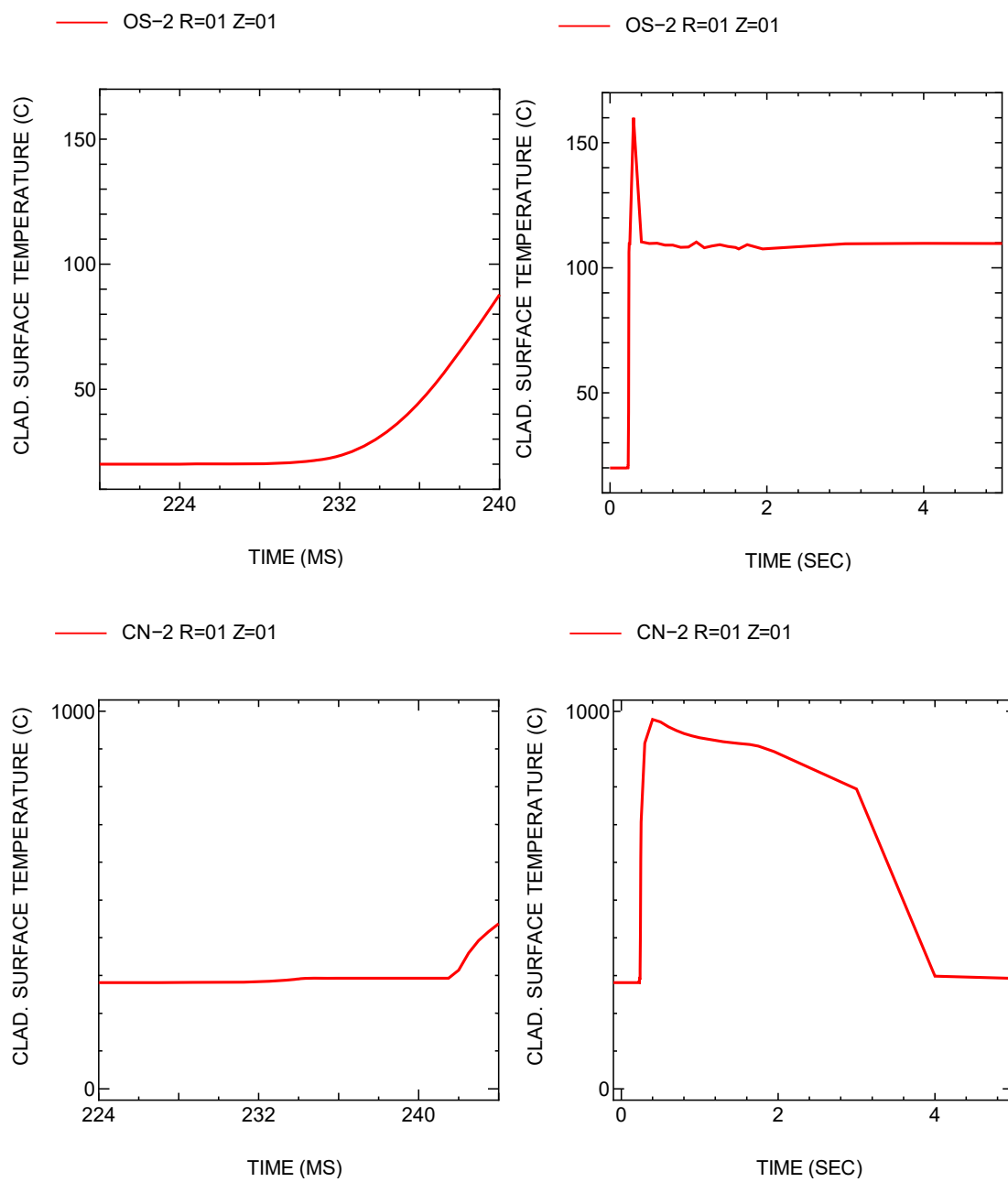


図 4.6.2-21 RIA 実験時被覆管表面温度履歴 (解析結果)

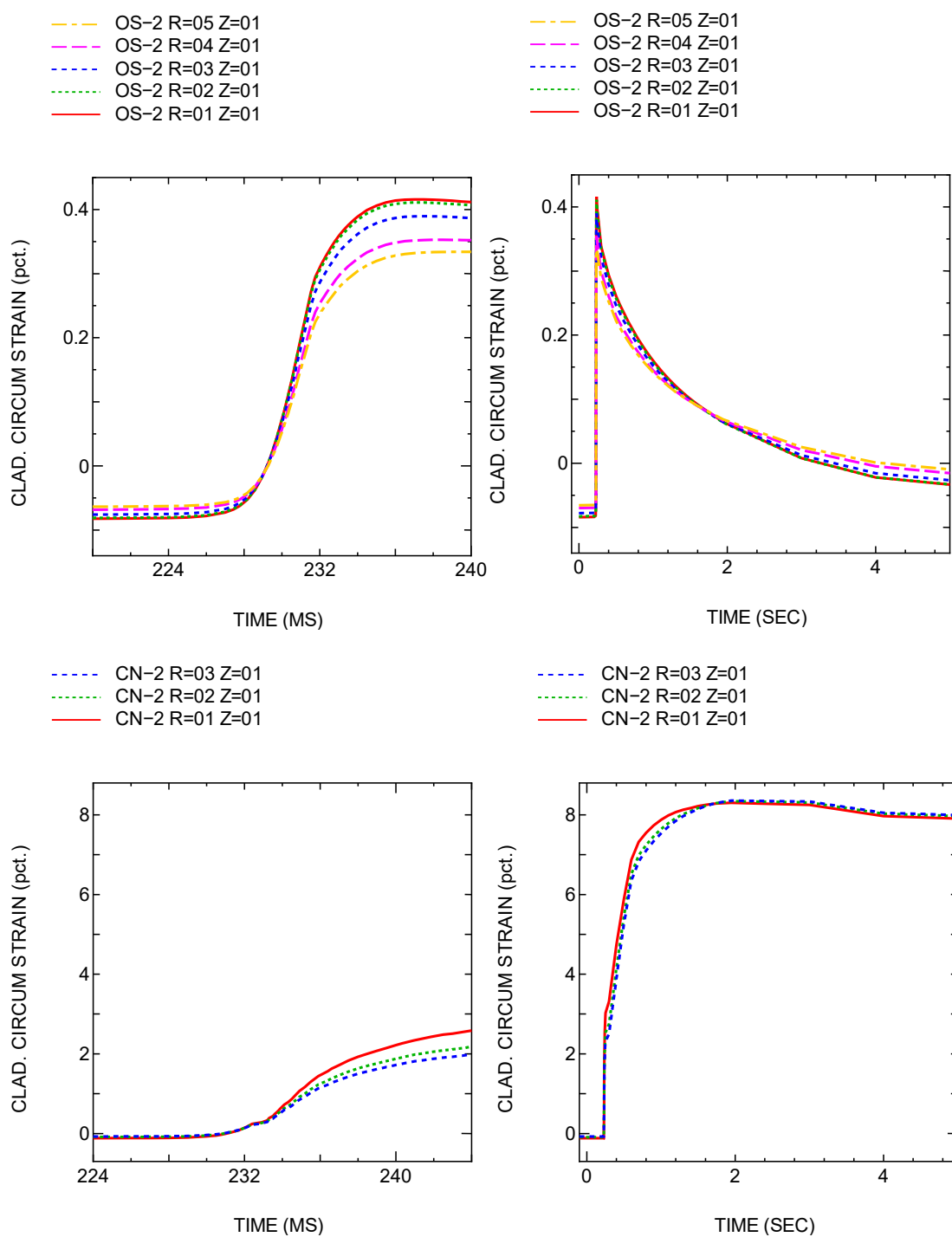


図 4.6.2-22 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴 (解析結果)

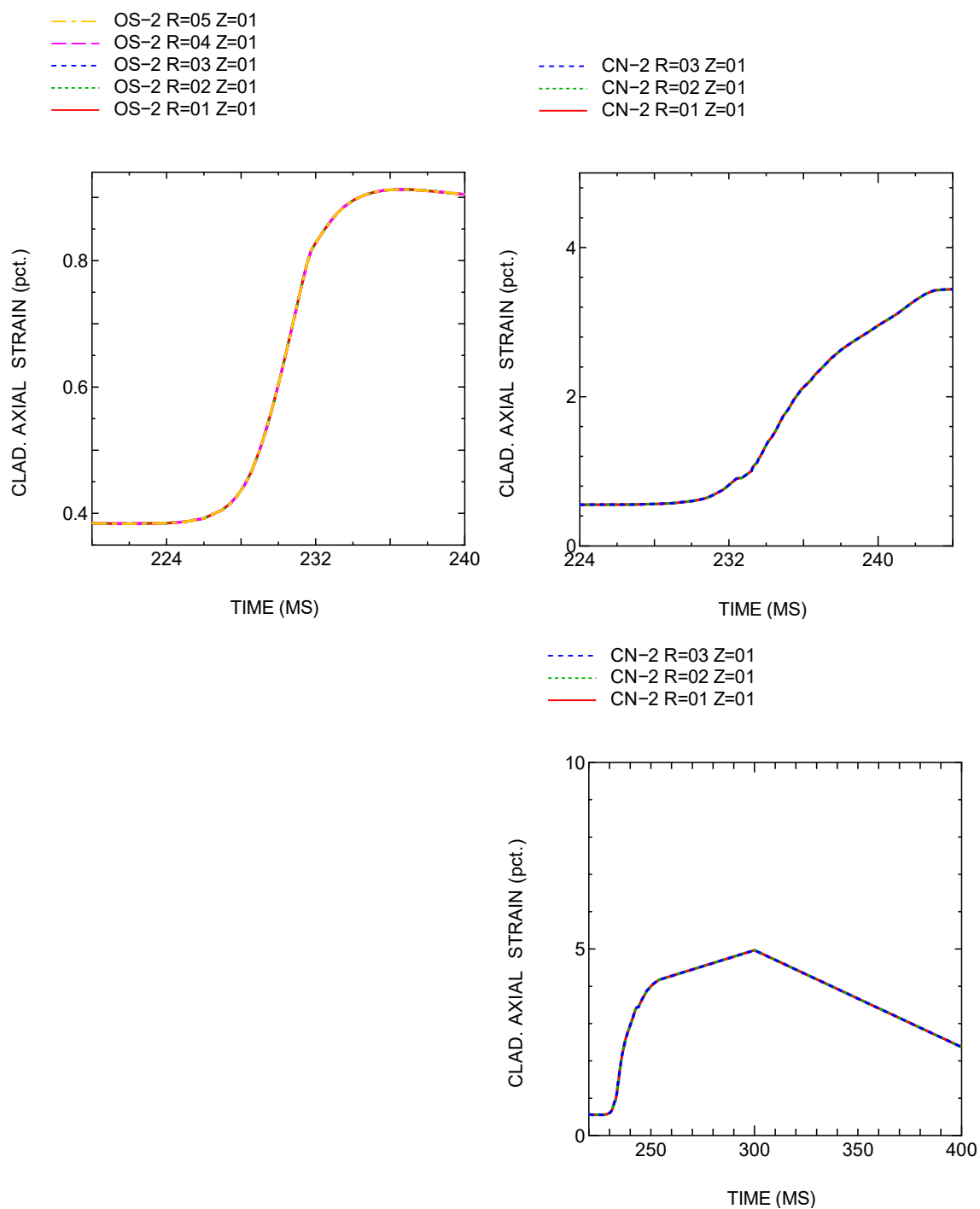


図 4.6.2-23 RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴 (解析結果)

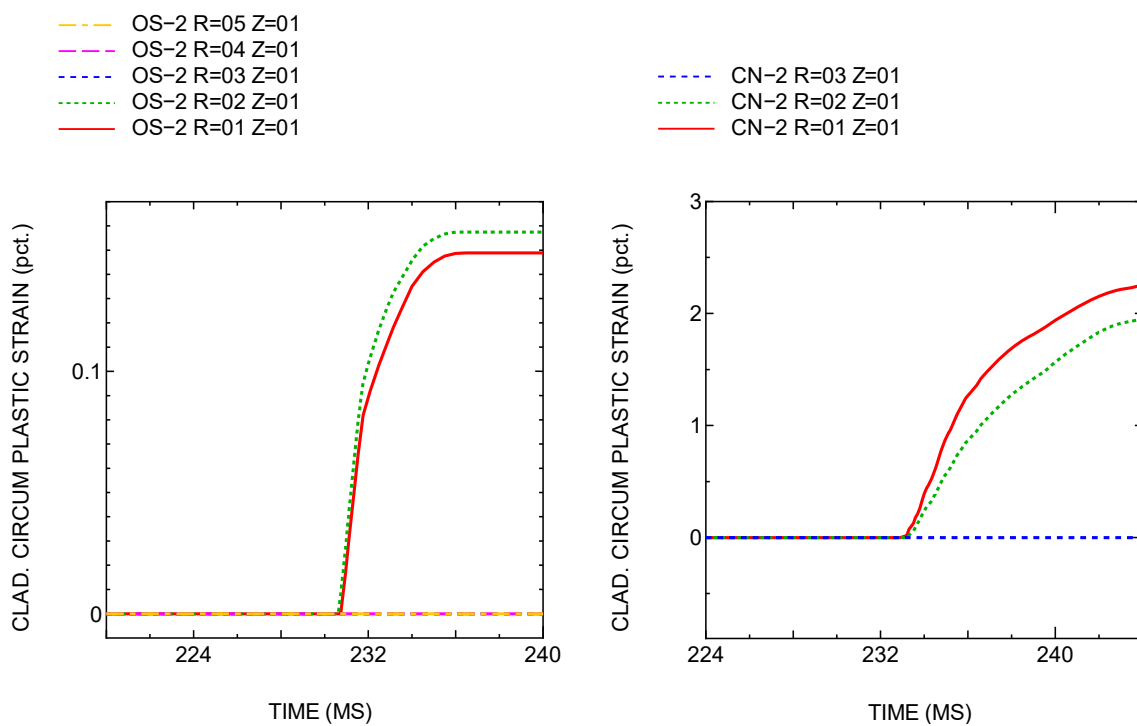


図 4.6.2-24 RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴 (解析結果)

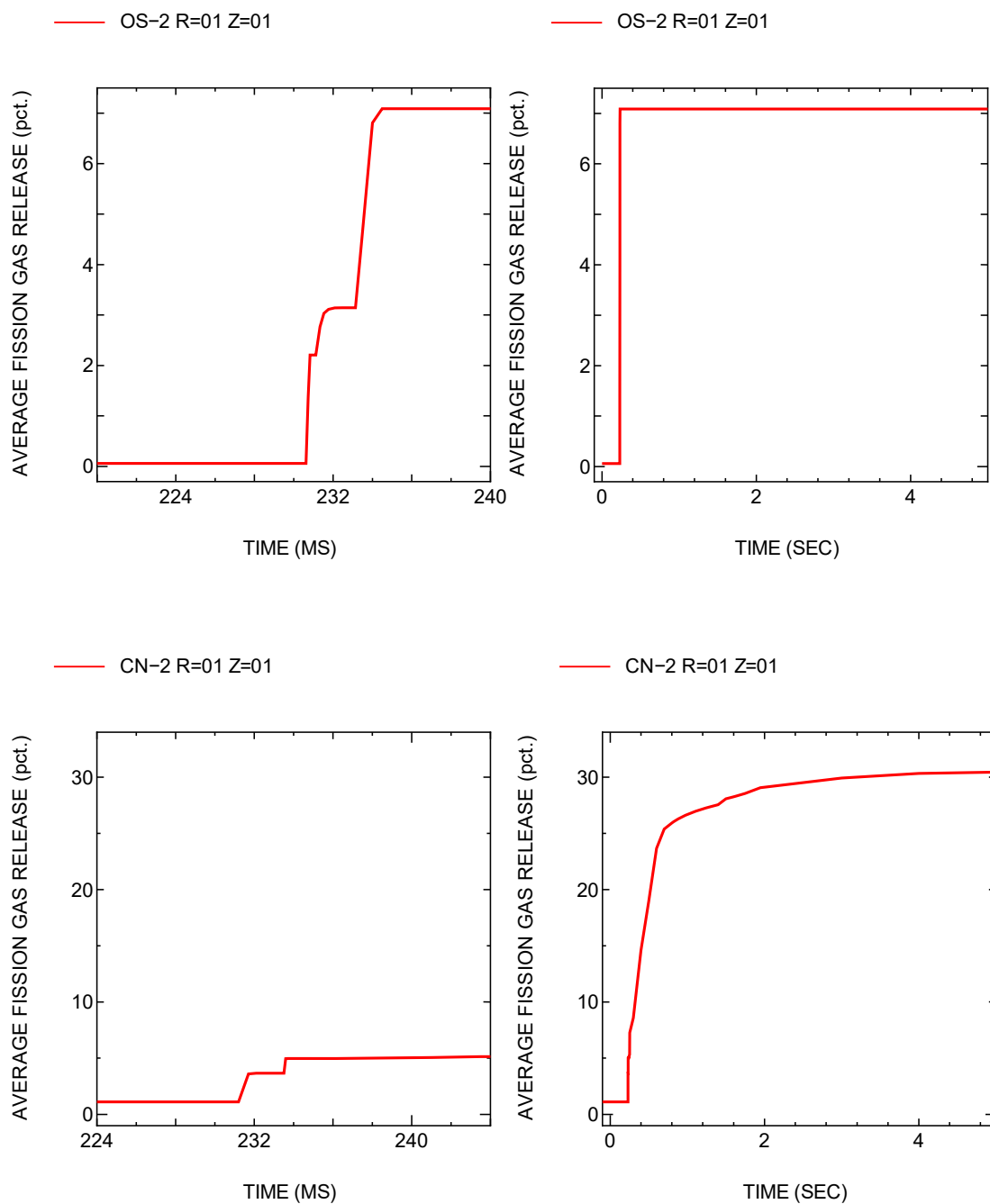


図 4.6.2-25 RIA 実験時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

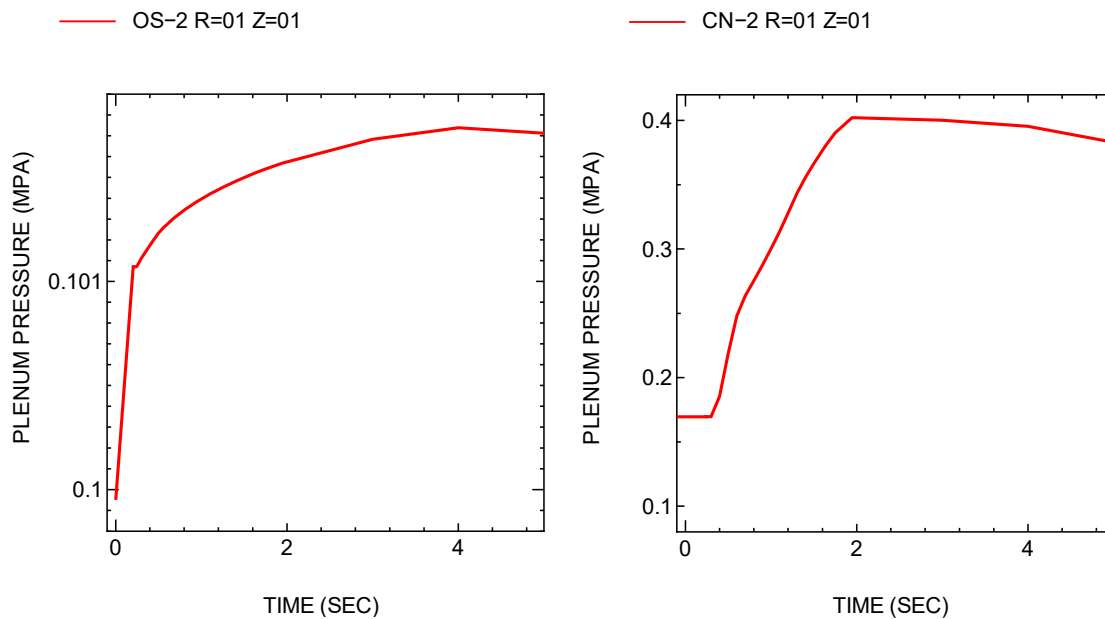


図 4.6.2-26 RIA 実験時燃料棒内圧 (解析結果)

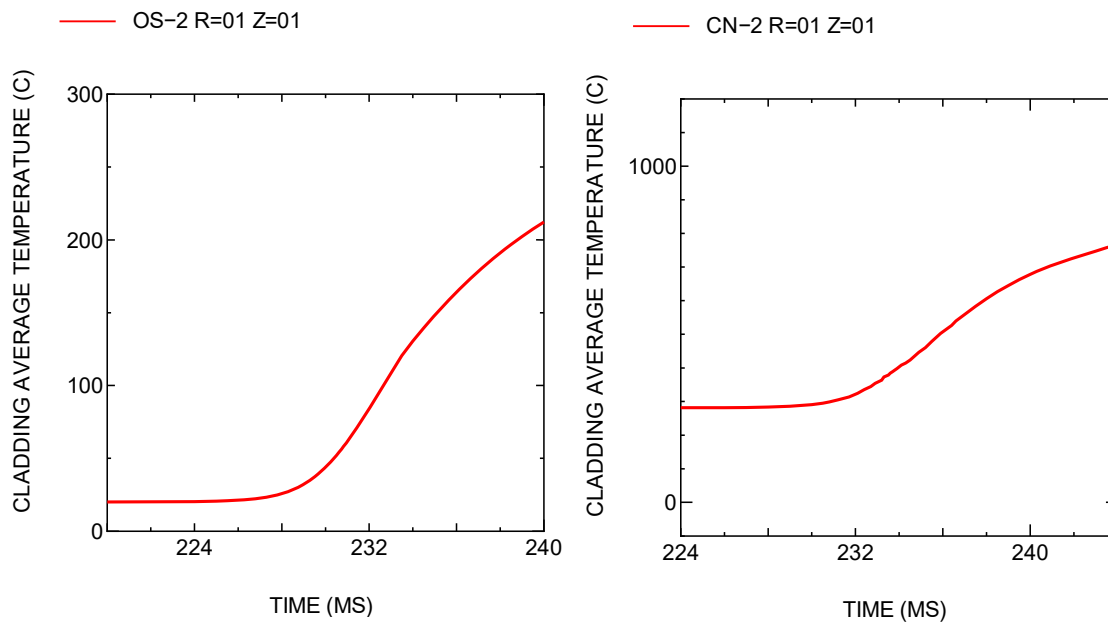


図 4.6.2-27 RIA 実験時被覆管平均温度履歴 (解析結果)

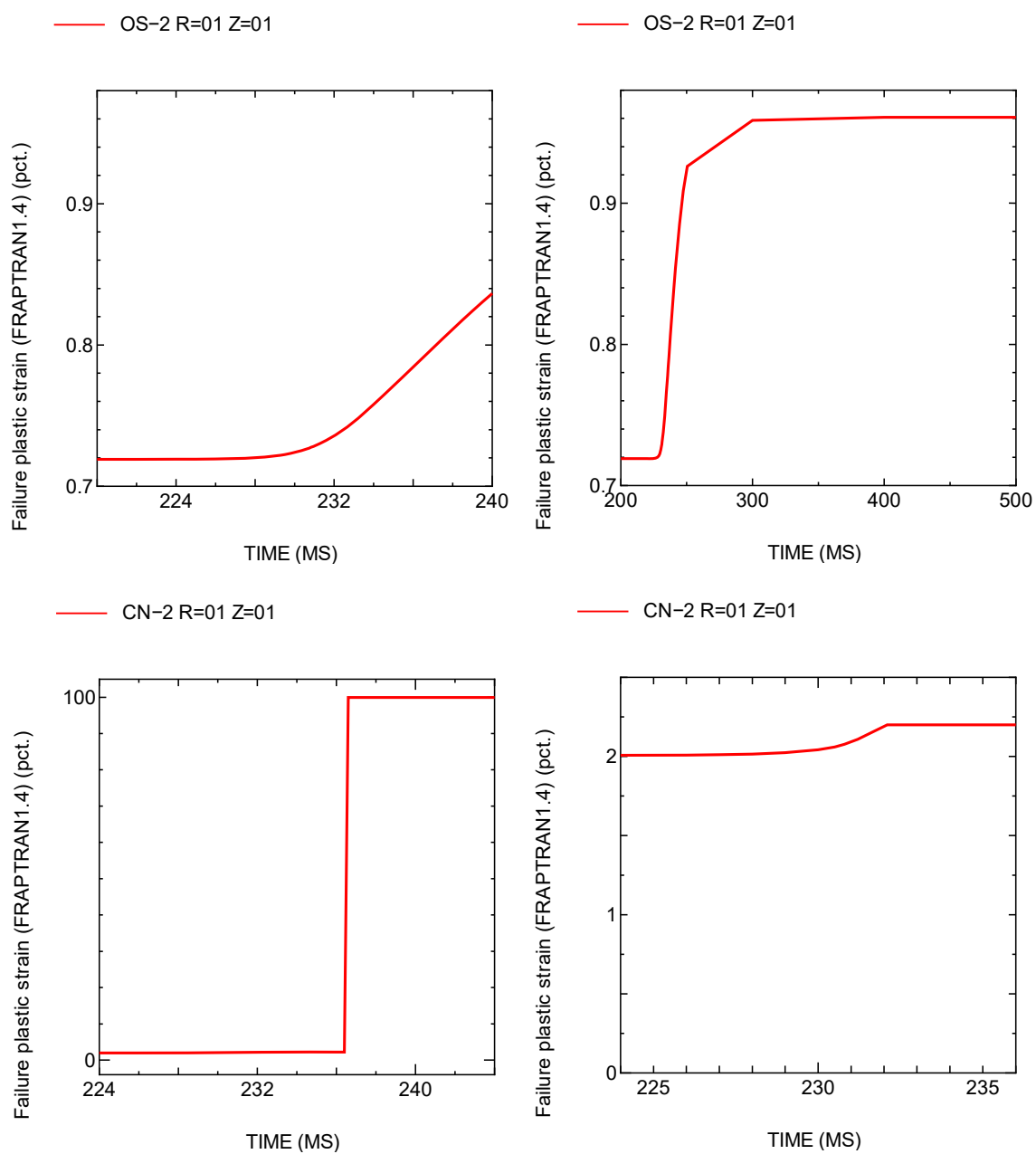


図 4.6.2-28 FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管破損しきい値 (解析結果)

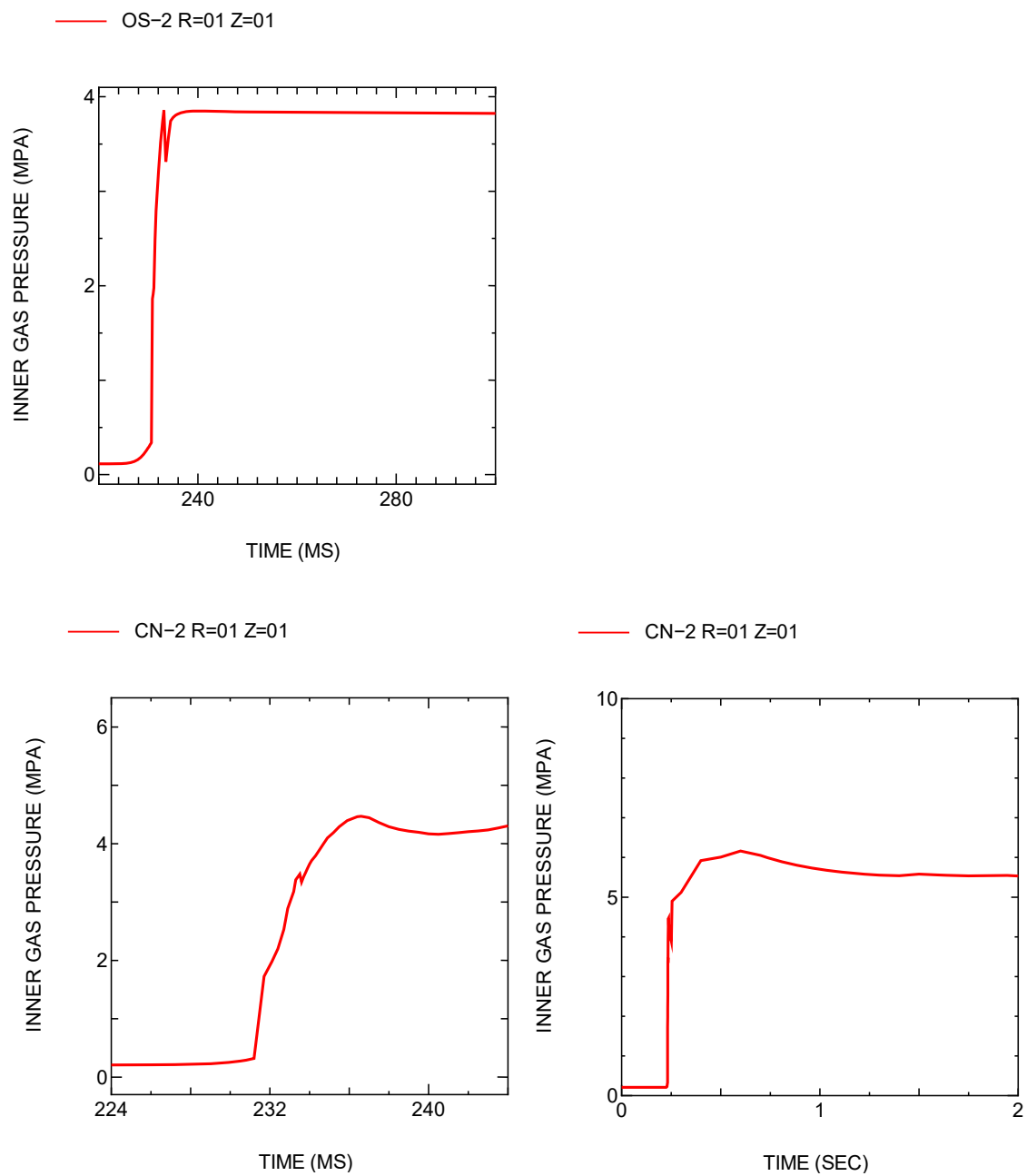


図 4.6.2-29 RIA 実験時燃料スタック部のガス圧 (解析結果)

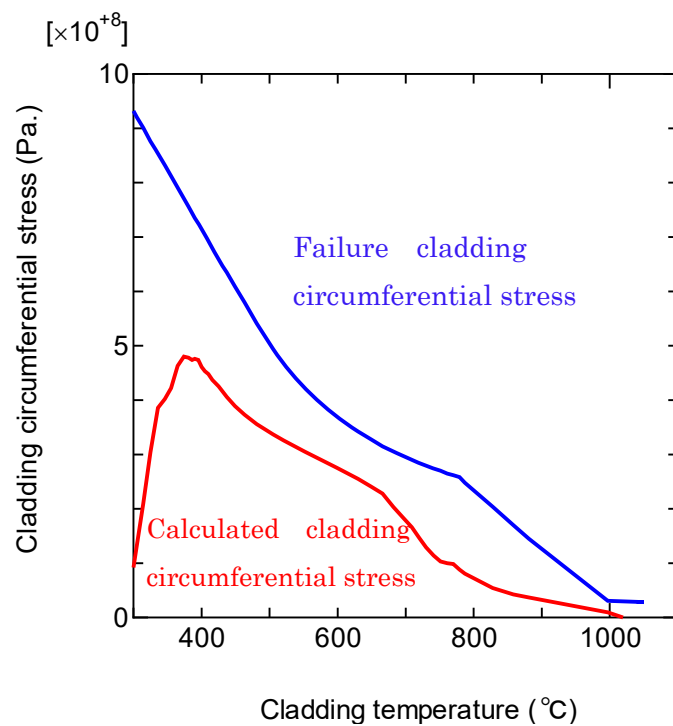


図 4.6.2-30 FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管周方向応力（内圧破裂型破損しきい値）及び RANNS による被覆管周方向応力履歴（解析結果）

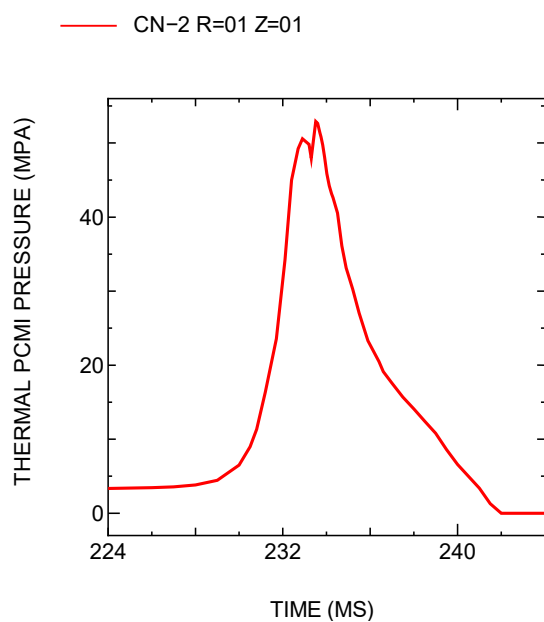


図 4.6.2-31 RIA 実験時 PCMI 圧力履歴 (解析結果)

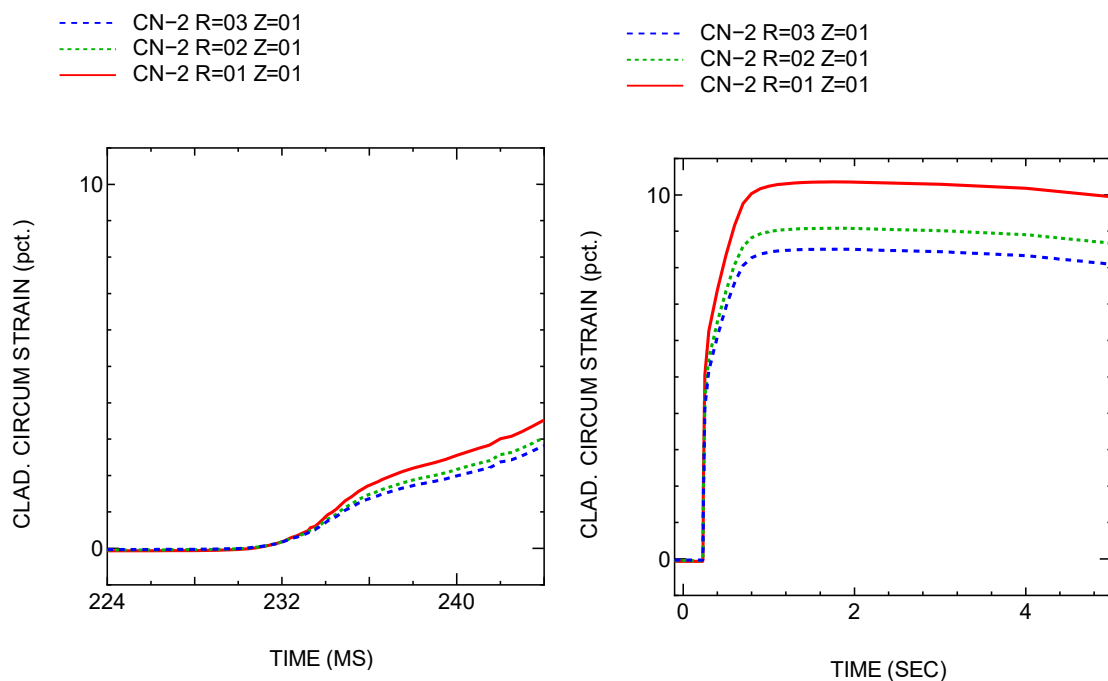


図 4.6.2-32 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴 (解析結果)

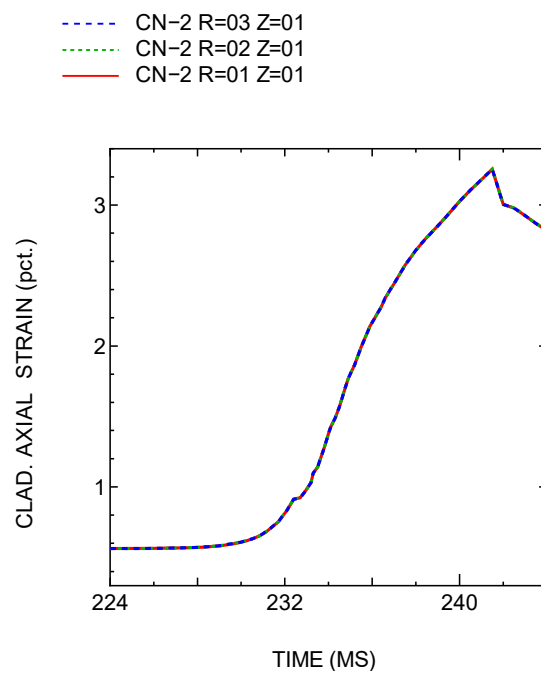


図 4.6.2-33 RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴 (解析結果)

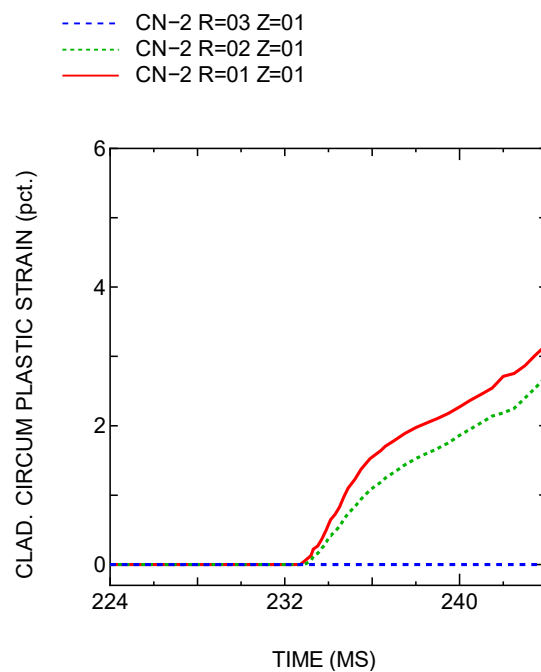


図 4.6.2-34 RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴 (解析結果)

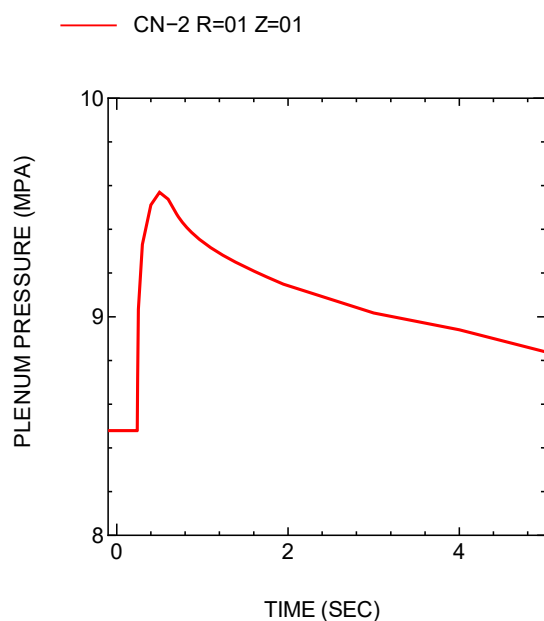


図 4.6.2-35 RIA 実験時燃料棒内圧 (解析結果)

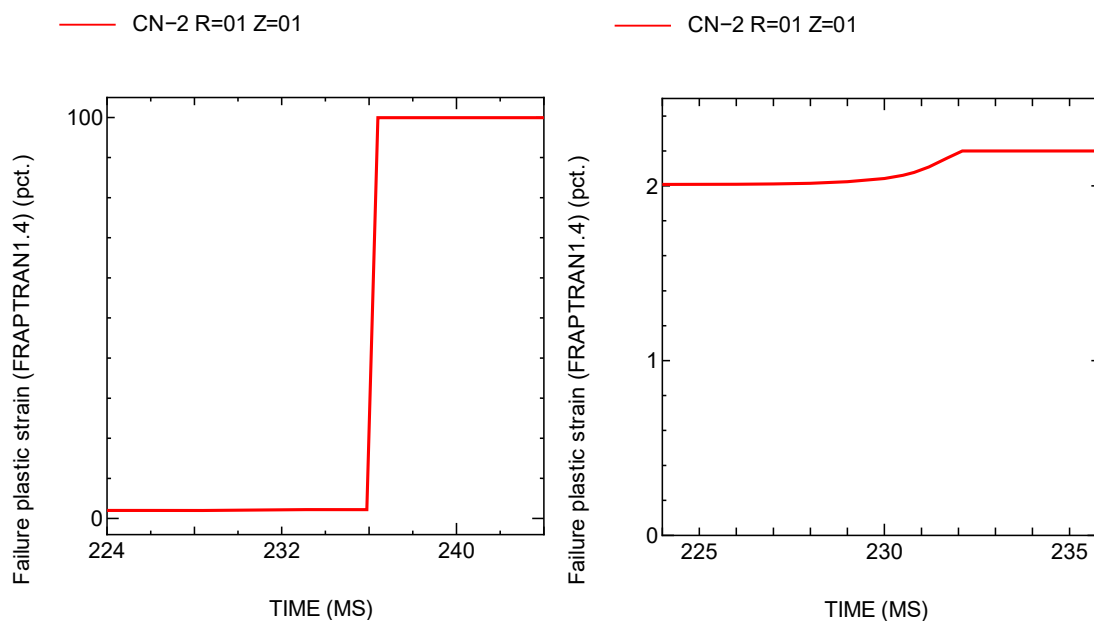


図 4.6.2-36 FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管の PCMI 破損しきい値 (解析結果)

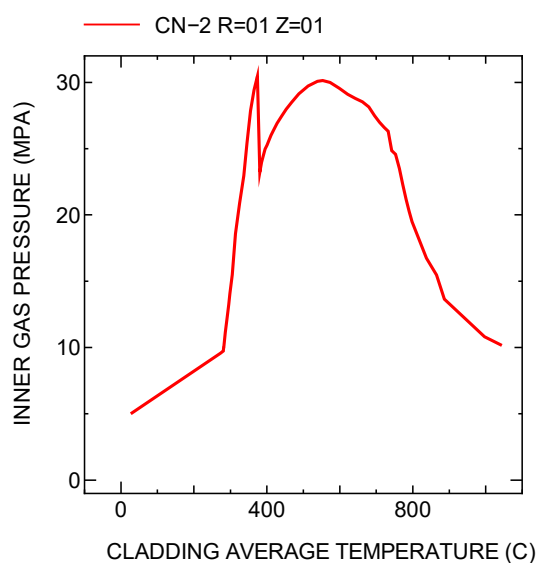


図 4.6.2-37 RIA 実験時燃料スタック部ガス圧 (解析結果)

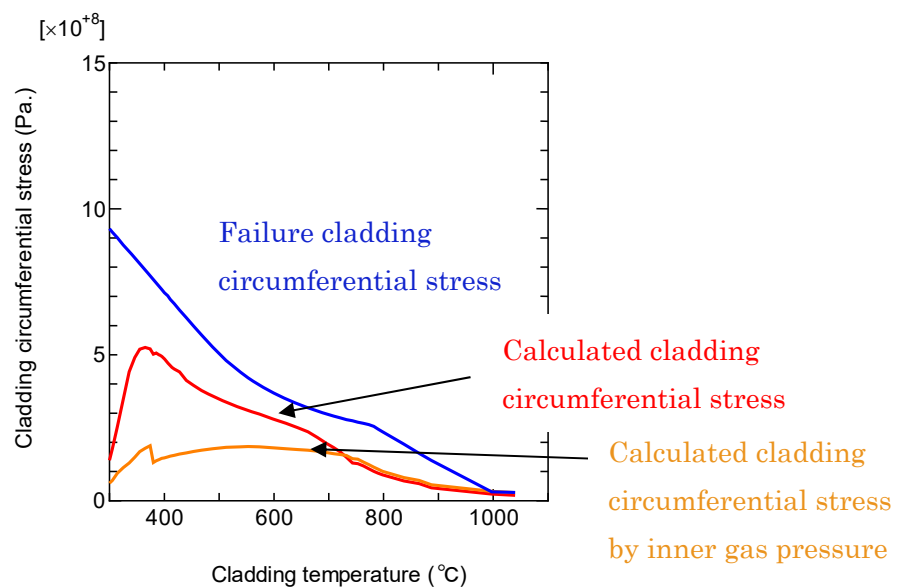


図 4.6.2-38 RIA 実験時被覆管周方向応力、燃料スタック部のガス圧による応力及び FRAPTRAN1.4 モデルによる内圧破裂型破損しきい値

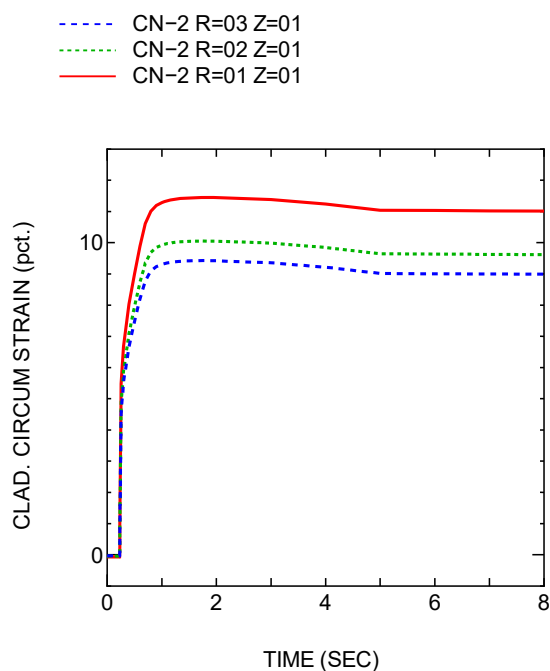


図 4.6.2-39 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴【FGR 約 40%】(解析結果)

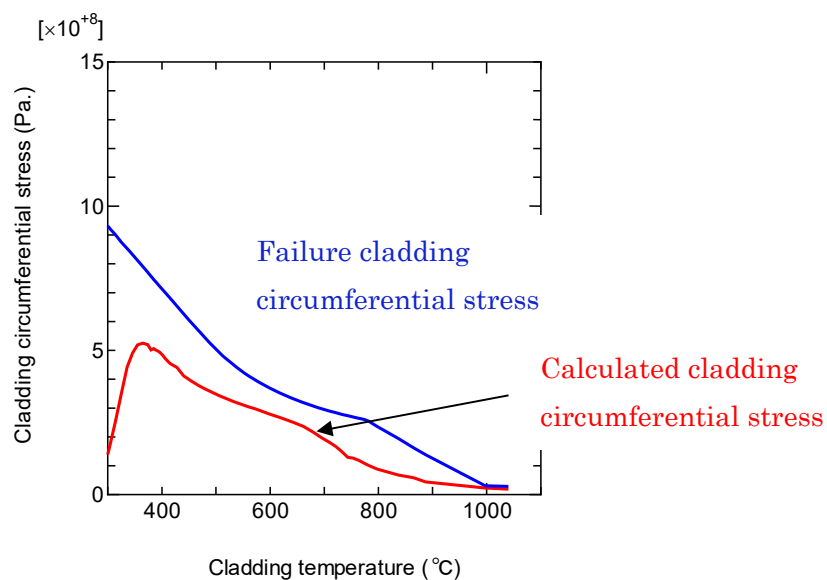


図 4.6.2-40 RIA 実験時被覆管周方向応力及び FRAPTRAN1.4 モデルによる破損しきい値【FGR 約 40%】(解析結果)

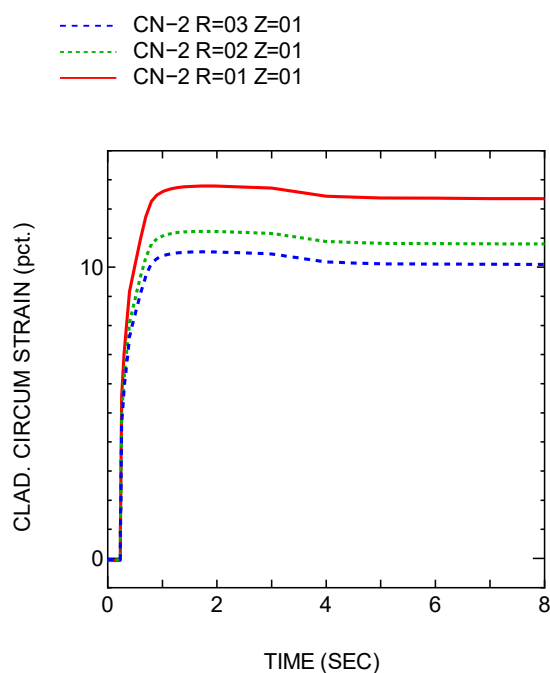


図 4.6.2-41 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴【FGR 約 48%】(解析結果)

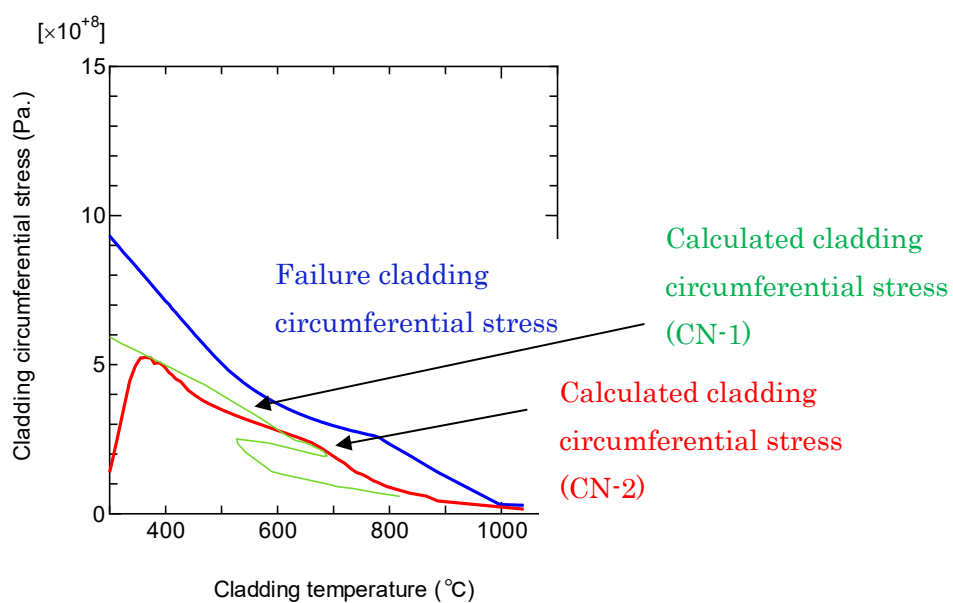


図 4.6.2-42 RIA 実験時被覆管周方向応力(CN-1、CN-2)及び FRAPTRAN1.4 モデルによる内圧破裂型破損しきい値【FGR48%】(解析結果)

4.6.3 OS-1 実験燃料及び他の NSRR 実験供試 BWR 燃料のベース照射挙動解析

(1) 解析の着眼点

RIA 模擬実験 OS-1 で確認された従来に比べ低い水準の PCMI 破損限界については、試験前後の当該実験燃料被覆管水平断面金相観察において径方向に配向乃至成長したジルコニウム水素化物の割合が比較的大きい点が併せて報告されており、径方向に配向した水素化物割合の増大が破損限界低下の主たる要因となった可能性が考えられる。ここで、RIA 模擬実験が極めて短い過渡条件であることから、析出水素化物の最終的な配向特性はベース照射期間終了時点までに決定する。また、ジルコニウム合金中の水素化物析出・配向挙動は応力条件の影響を強く受け、析出水素化物は引張り応力に対して垂直な面に配向しやすい傾向が一般によく知られている。以上を踏まえれば、OS-1 実験で生じた破損限界低下における水素化物配向特性の寄与を議論する上で、当該燃料のベース照射期間における被覆管中周方向応力推移を確認することが有効と考えられる。そこで FEMAXI-8 コードを用いて OS-1 実験燃料を対象としたベース照射挙動解析を行い、照射中の応力推移を評価した⁽¹⁰⁾。

(2) 解析手法及び手順

解析には FEMAXI-8.1.122z (モデルセット 00022tb7oc) を用いた。同モデルセットは HBS 領域のスェリングモデル等の改良により、ベース照射中の被覆管外径変化量について妥当な予測を与えることが確認されている⁽¹⁰⁾。解析のフローを図 4.6.3-1 に示す。本解析では、まず同モデルを用いて解析対象燃料のベース照射挙動を解析し、外面酸化膜厚の実測値に基づき被覆管外面腐食速度を補正した後、改めてベース照射挙動解析を行い、次いで更に、被覆管外径実測値に基づき燃料ペレットのスェリング率 (各種スェリング寄与項の内、ここでは固体スェリング率) についても若干の補正を行う。これらのステップを経て、最終的に、解析対象燃料のベース照射終了時点での外面酸化膜厚と被覆管外径の両方を再現する解析条件 (補正したモデルパラメータセット) が得られ、この時の応力推移を評価結果として採用している。また異なる燃料仕様、照射履歴間で応力推移を比較するため、過去に NSRR において OS-1 と同様に室温条件の RIA 模擬実験に供され、PCMI 破損に至った、FK 実験燃料及び LS-1 燃料についても解析対象に加えた。解析対象燃料を表 4.6.3-1 に示す。

(3) 解析結果及び考察

図 4.6.3-2 は、解析結果の内、前節に述べた 2 段階目 (スェリング率) の補正プロセス前後の被覆管外径変化量を解析値、実測値間で比較している。補正後の解析では、外径変化量の過小評価が解消している。ここで、過大評価ケースについては補正の対象としておらず、これは主に以下二点の理由による。第一に、燃料ペレットは被覆管との接触により被覆管を外側へと押し出すことはあっても、その逆 (被覆管を内側へ引き込む) の挙動は生

じず、モデリング上もこのような挙動は定性的に再現されているため、過大評価ケースはスェリング率の補正では解消しない場合が多い。スェリング以外の過大評価の要因としては被覆管クリープ速度（クリープダウン速度）の過小評価が挙げられるが、後述する様に、クリープ速度は応力評価に直接的に影響を及ぼすため、スェリング率に加えケース毎にクリープ速度を補正した場合、異なる燃料棒間での応力推移の比較は殆ど意味を為さなくなる。換言すれば、本解析は比較対象燃料間で被覆管クリープ特性に有意な違いは無かったとの前提に拠っている。第二に、より重要な点として、過大評価ケースに OS-1 燃料は含まれていない。即ち、仮定するスェリング率の大きさと被覆管外径変化量、被覆管がベース照射中に経験する（引っ張り）応力レベルの間には正の相関が存在する筈である点を踏まえれば、本解析の補正対象選定方針によって応力レベルの過大評価の可能性を生じるのは、OS-1 以外の燃料棒に限定されるものと考えられる。言い換えれば、補正後の解析結果で OS-1 燃料棒の応力レベルが他の燃料棒を上回った場合、この結論（応力レベルの相対的な大小関係）は、補正対象選定方針による影響を受けない。

補正後のモデルによるベース照射中被覆管周方向応力の推移を図 4.6.3-3 に示す。OS-1 燃料被覆管の周方向応力は、燃焼後半にかけて急激に増大しており、他の解析対象燃料棒の応力をいずれも上回っている。即ち同解析結果は、OS-1 燃料がベース照射中に過去の供試 BWR 燃料に比べて高い応力レベルを経験し、この影響によって径方向水素化物割合の増大が生じ、結果として PCMI 破損限界の低下を齎したとする仮説と整合的である。

図 4.6.3-4 はいくつかの感度解析の結果を示している。レファレンスケース REF に対して、REF_{HBS} では照射期間に渡り一定の大きさで作用する固体スェリング率ではなく、照射後期に急激な増大を示す HBS 領域のスェリング率を補正の対象としており、PCMI 開始のタイミングやその強度の推移に関する感度を確認している。また CrL/CrH では、それぞれ（ケース毎ではなく一律に）REF に対して二分の一/二倍の被覆管クリープ速度を適用している。これらの感度解析ではいずれも予測される応力レベルピーク値に有意な変化が見られるものの、OS-1 燃料ケースで最も大きな応力ピークが生じる点については共通している。

図 4.6.3-5 では、予測された応力ピーク値に対して、被覆管外径プロファイル（実測値）に表れたリッジの高さ（ペレット胴部に対するペレット境界部の外径の立ち上がり）をプロットし、その相関を調べている。リッジ変形の原因となるのはベース照射中の PCMI であることから、リッジ高さは定性的には被覆管が経験した PCMI 応力レベルの大きさと正の相関があると考えられる。同図では感度解析ケースの別に拠らず正の相関が確認され、OS-1 燃料が経験した応力レベル、または PCMI 負荷レベルが全燃料中で最も高かった可能性が高い事の傍証と言える。

表 4.6.3-1 解析対象ケース：OS-1 燃料等 BWR 燃料のベース照射中被覆管応力評価⁽¹⁰⁾

Mother rod ID	Corresponding NSRR test ID	Burnup ^a (GWd/t)	Peak LHR in base irradiation ^b (kW/m)
FK-4B	FK-4, FK-5	56	~35
FK-6B	FK-6, FK-7	61	~35
FK-8B	FK-8, FK-9	61	~35
FK-10B	FK-10, FK-12	61	~35
FK-13B	FK-13	59	~25
OS-1B	OS-1	64	~20
LS-1B	LS-1, LS-2, LS-3	69	~20

^a: An averaged value for the axial range corresponding to the NSRR test rod.

^b: An averaged value for the axial range corresponding to the whole mother rod.

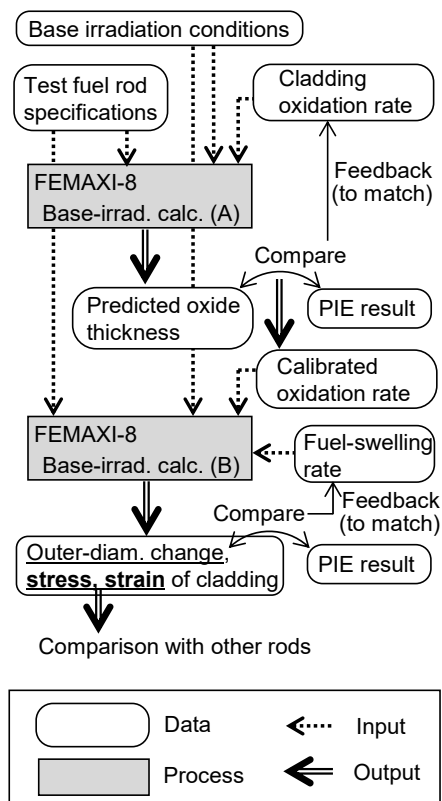


図 4.6.3-1 解析フロー：OS-1 燃料等 BWR 燃料のベース照射中被覆管応力評価⁽¹⁰⁾

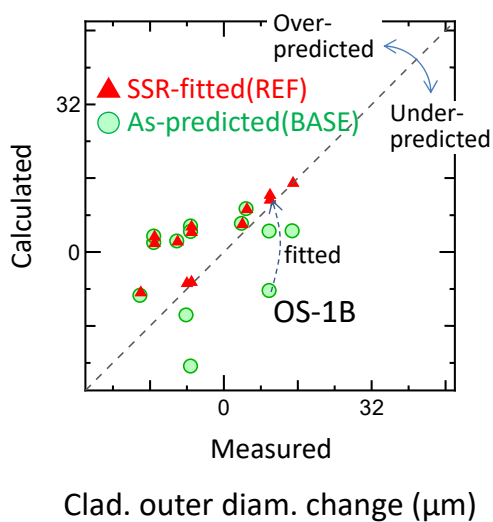


図 4.6.3-2 OS-1 燃料等 BWR 燃料のベース照射終了時の被覆管外径変化量
(BASE：腐食速度のみ補正後、REF：スウェリング率まで補正後)⁽¹⁰⁾

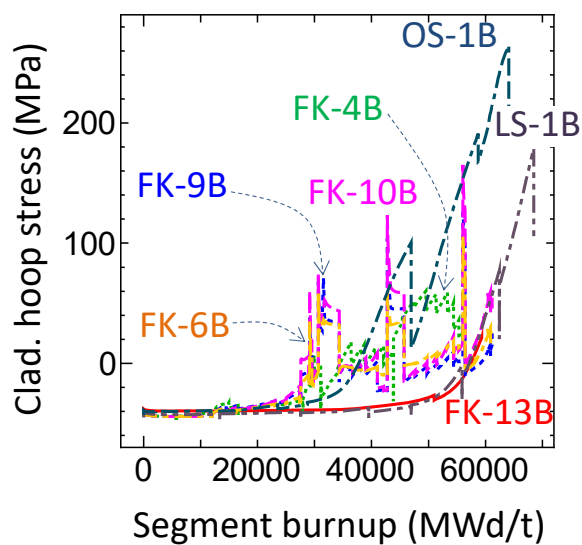


図 4.6.3-3 OS-1 燃料等 BWR 燃料のベース照射中被覆管応力推移の比較 (REF モデルセットによる) (10)

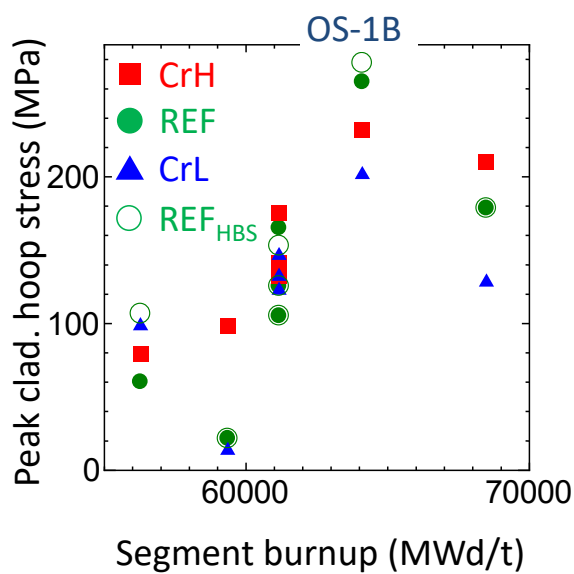


図 4.6.3-4 OS-1 燃料等 BWR 燃料のベース照射中被覆管応力推移の比較 (感度解析) (10)

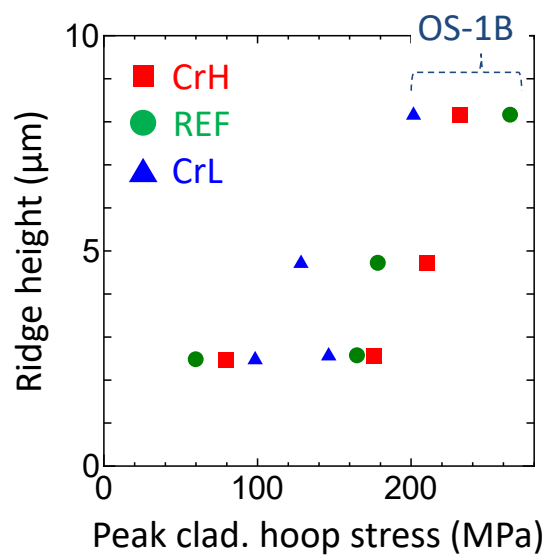


図 4.6.3-5 ベース照射中被覆管応力ピーク値 (REF モデルセットによる) と被覆管のリッジ変形量 (実測値) の関係⁽¹⁰⁾

4.6.4 炉外二軸応力試験で得られた被覆管破損限界データに基づく破壊力学指標の評価

(1) 背景

破壊力学指標の一つである J 積分は、RANNS (JAEA) や SCANAIR (IRSN) 等事故時燃料挙動解析コードにおいて被覆管破損限界の指標として採用されている。この内、SCANAIR に実装された破損時 J 積分値データは、炉外破壊靱性試験の文献調査に基づくもので、データが取得された試料の条件や破壊靱性データそのものに大きなばらつきがある。一方、RANNS に実装された破損時 J 積分値データは、NSRR で行われた RIA 試験の破損時燃料エンタルピに基づいて直接評価されたものであるが、データ点数が少ない点、また破壊靱性評価のベースとなる亀裂長さの決定には大きな不確かさがある点で、検証の必要性が指摘されている。またいずれのモデルにおいてもこれまで二軸応力条件の影響は考慮されていない。JAEA ではこれまで、二軸 EDC 試験を中心に、二軸応力下での予き裂入り被覆管の破損限界データを取得しており、本年度はこのデータを活用して被覆管の破損時 J 積分を新たに評価し、RANNS コードに実装された破損限界と比較・検証を試みた。

(2) 解析手法

有限要素法解析ソフトウェア ABAQUS を利用して、二軸 EDC 試験に供した応力除去 (SR) 材被覆管の寸法を持つリング状モデルを作成し、試験中と同等な歪み比 (軸方向歪み/周方向歪み) を一定値に維持する (歪み比にして 0 と 0.5 の 2 条件) 力学的境界条件の下、解析を行った。予き裂周囲のメッシュには特に精細なメッシュを適用し、予き裂先端の J 積分を算定した。図 4.6.4-1 に有限要素モデルを示す。被覆管の物性値については a) Le Saux⁽¹¹⁾の弾性係数と三原⁽¹²⁾の塑性係数の組合せ、b) 4.4.4 章の計算方法で、先行研究で行われた SR 材の二軸応力負荷試験データを再計算した結果、の二通りについて調べた。a) と b) に対応する材料物性値を表 4.6.4-1 に示す。解析で得られる周歪み-J 積分曲線上で、二軸 EDC 試験で得られた破損時周歪みに対応する J 積分を同定し、破損時 J 積分として採用した。

(3) 解析結果

a) Le Saux⁽¹¹⁾の弾性係数と三原⁽¹²⁾の塑性係数の組合せの材料物性値で解析した結果を図 4.6.4-2 (歪み比=0) と図 4.6.4-3 (歪み比=0.5) に示す。受入材 (水素吸収していない) の破損時 J 積分を比較すると、異なる予き裂深さを持つ試料であっても歪み比が 0 の場合は同程度の破損時 J 積分を示し、0.5 の場合は予き裂深さが 80 μm の試料で 40 μm と 50 μm の試料より若干高い破損時 J 積分を示した。同様に、b) の物性値を用いて解析した結果を図 4.6.4-4 (歪み比=0) と図 4.6.4-5 (歪み比=0.5) に示す。同程度の周歪み時で比較すると、破損時 J 積分値は前述の解析結果より約 30% 上昇している。歪み比=0 の場合、破損時 J 積分は異なる予き裂深さを持つ試料であっても同程度であり、歪み比=0.5 の場合では、予き裂深さが 40 μm と 50 μm の試料で同程度の破損時 J 積分となる一方、80 μm 試料のケースの

みやや高い破損時 J 積分となり、物性値のタイプに拠らない傾向であった。

図 4.6.4-6 に、水素吸収試料の破損時周歪みを前述の歪み-J 積分曲線上にプロットした結果を示す。b)の物性値による破損時 J 積分は全体的に高くなっている。現在 RANNS に実装されている室温条件下での破損時 J 積分と比較すると、RANNS 破損限界は a)の物性値採用時且つ歪み比=0 の結果に近く、また b)の物性値採用時且つ歪み比=0 の結果と 0.5 の中間に位置する。二軸 EDC 及び油圧式二軸応力負荷試験の結果によれば、RIA 条件に対応すると考えられる歪み比=0-1 の範囲内では、破損時周歪みは歪み比が 0 の時に最大、0.5 の時に最小となる。即ち、今回の解析条件の範囲では、b)の物性値による解析結果が全体としてより良く RANNS の破損閾値に整合性していることが分かった。

表 4.6.4-1 J 積分計算に使われる材料物性値

	a) Le saux & 三原	b) 4.4.4 章再計算
ヤング率/MPa	等方 95100	$E_z=89341$ $E_\theta=98832$
ポアソン比	0.342	$\nu_{\theta z}=0.365$
相当塑性応力- 歪み式	$997\varepsilon_p^{0.08}$	$1019(0.00035+\varepsilon_p)^{0.058}$
F	0.70	0.73
G	0.30	0.27
H	0.54	0.61

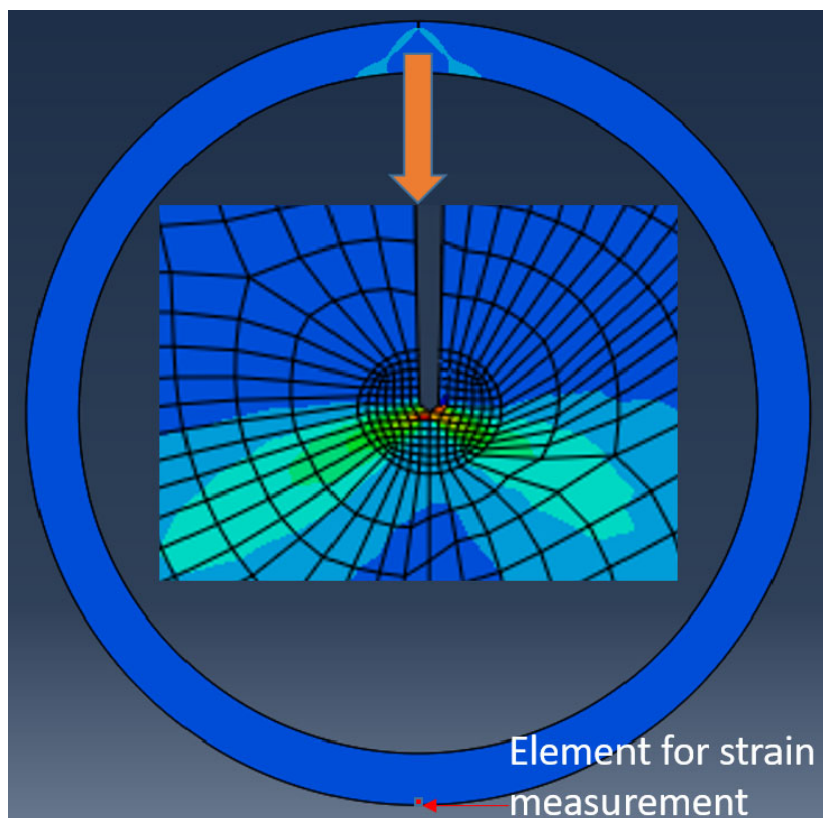


図 4.6.4-1 J 積分を計算するための 3D-ABAQUS モデル

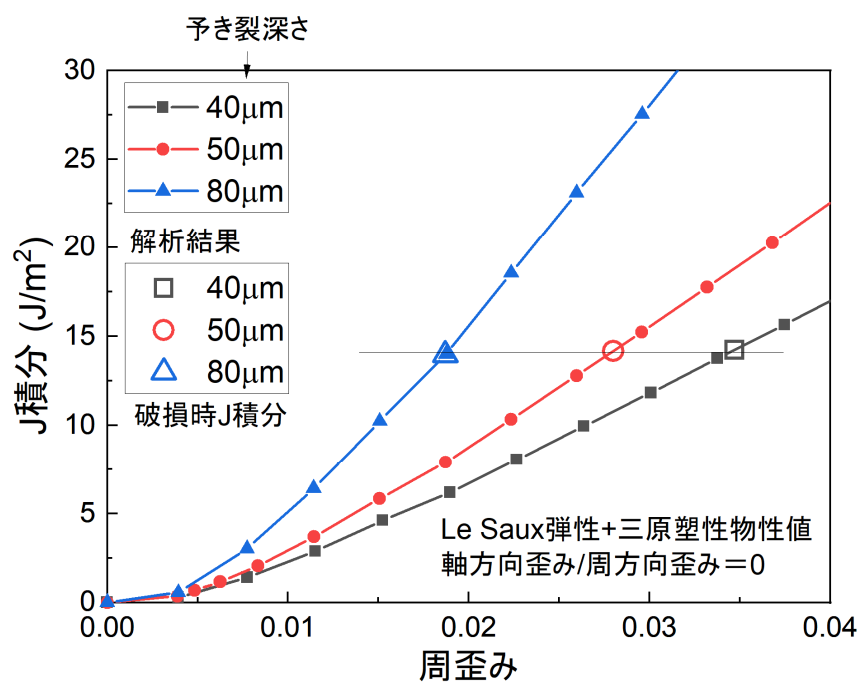


図 4.6.4-2 a) の材料物性値による J 積分-破損時 J 積分解析(歪み比=0)

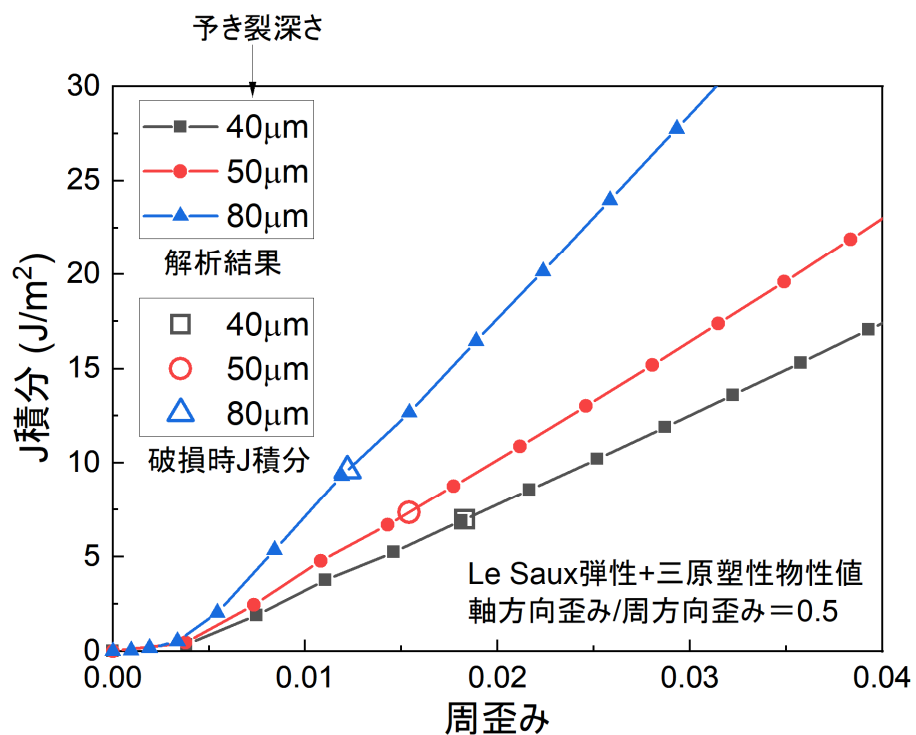


図 4.6.4-3 a)の材料物性値による J 積分－破損時 J 積分解析(歪み比=0.5)

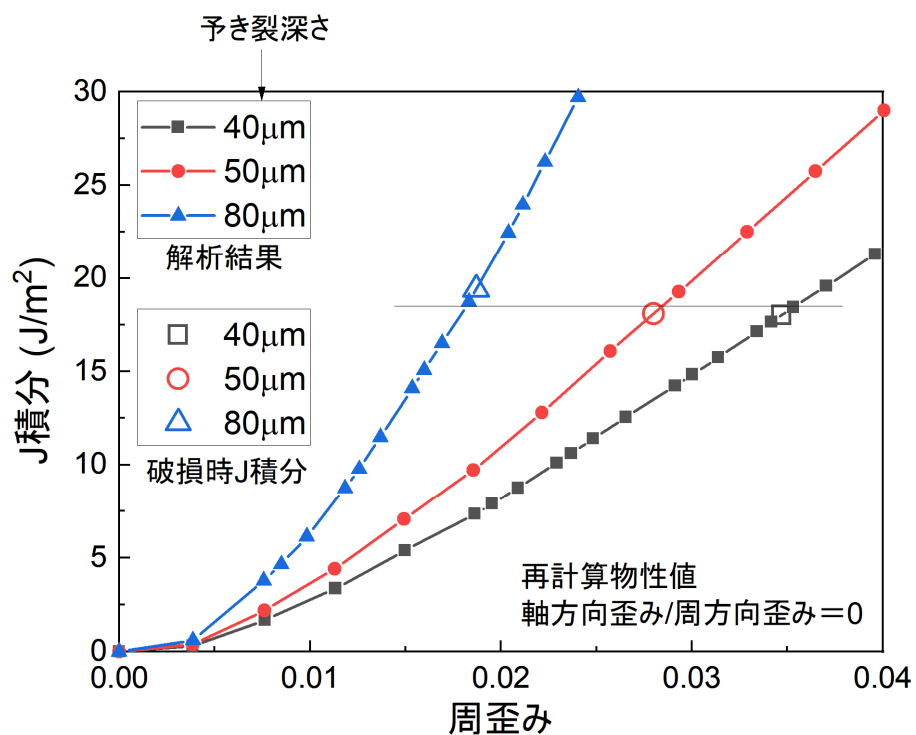


図 4.6.4-4 b)の材料物性値による J 積分－破損時 J 積分解析(歪み比=0)

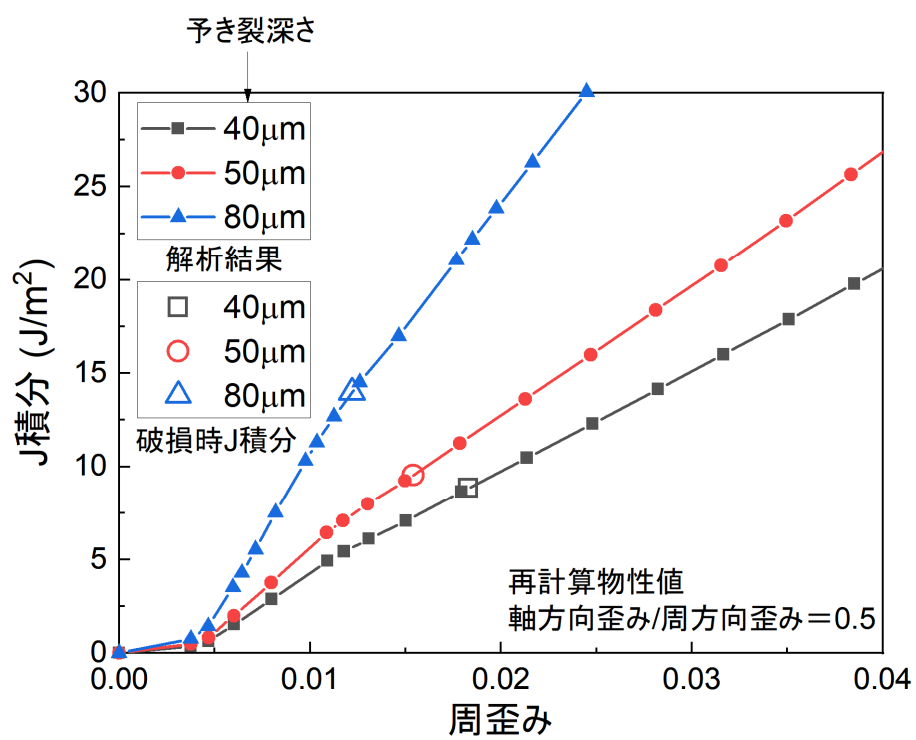


図 4.6.4-5 b)の材料物性値による J 積分—破損時 J 積分解析(歪み比=0.5)

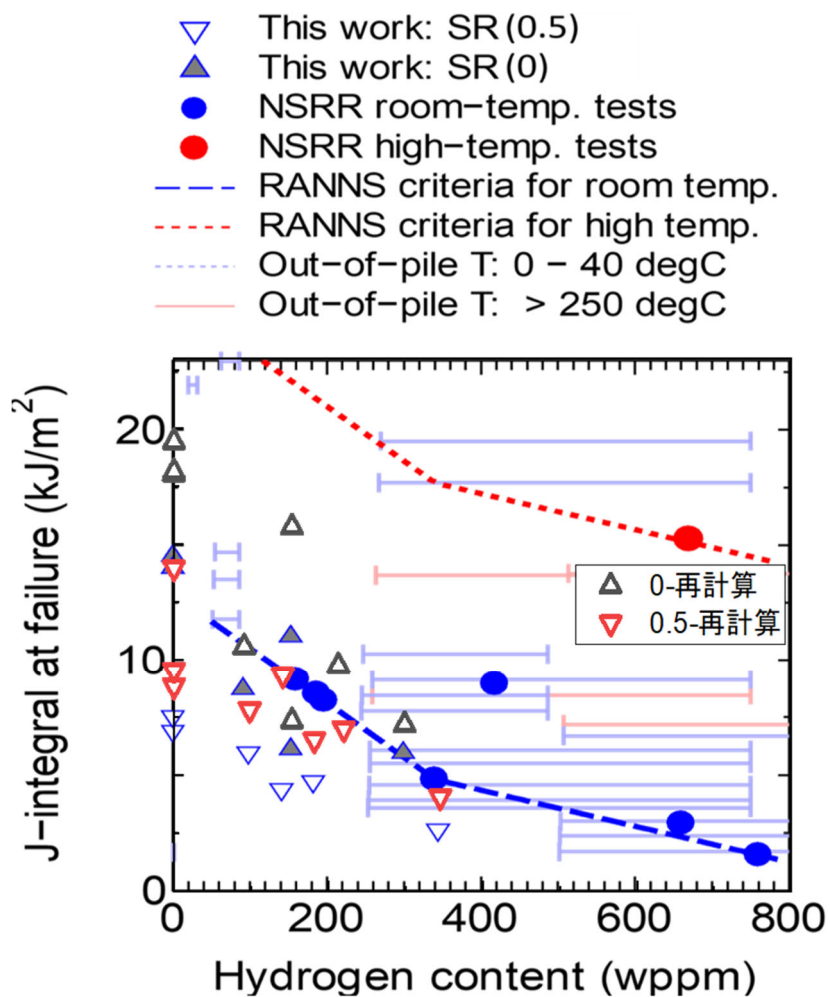


図 4.6.4-6 再計算物性値による J 積分-破損時 J 積分解析結果に水素吸収材の破損時周歪みを代入した結果

4.6.5 LOCA 時の燃料挙動が炉心冷却性に及ぼす影響に関する検討

(1) 背景

FFRD の安全評価上の懸念事項については近年、炉心冷却性に及ぼす影響を含めて OECD/NEA 報告書に取りまとめられている⁽¹³⁾。またこれに対応し実際に FFRD の影響を評価した解析についても、同報告書内及び IAEA 主催により 2018 年まで行われた国際ベンチマーク FUMAC 報告書において多数の事例が報告されている⁽¹⁴⁾。これらの研究において、FFRD の発生が炉心冷却性に影響を及ぼす経路として議論・評価の対象となっているのは、大きく①リロケーションに伴う被覆管バースト部（燃料棒内部）での燃料片堆積による被覆管温度（従って高温酸化量）の上昇、②燃料棒外に放出され堆積した燃料の冷却性、の 2 項目である。特に前者については、各国の従来 LOCA 時安全評価（我が国における ECCS 性能評価指針）において直接、間接に被覆管温度と酸化量に基づく基準設定がなされていることから関心が高く、解析による影響評価の試みが広く行われている。いずれの試みにおいても、バースト部、即ち燃料片堆積部の局所的な燃料棒線出力（崩壊熱による）の上昇がモデリングの核であり、また被覆管変形量や堆積部の燃料充填率の感度が極めて大きいことが指摘されている点も共通している。採用されたパラメータや想定条件により、数十度から 200℃程度までの温度上昇が生じるとされる。また一部の解析では、バースト部の伝熱面積増加による冷却効率の増大が生じ、局所線出力の増大の効果が一部キャンセルされる可能性、また被覆管バースト挙動がリロケーション挙動に及ぼす影響だけでなく、リロケーション挙動が被覆管バースト挙動に及ぼす影響の可能性も指摘されている。他方、FFRD により燃料棒外に放出された燃料片堆積層の冷却性評価については、スペーサグリッド上に燃料片が堆積し、デブリベッドを形成したケースについて、Lipinski のドライアウトモデルをベースとした簡素な検討が実施された例がある。

我が国における FFRD 時リロケーションの PCT 影響評価の試みとして、原子力規制庁において、熱流動解析コード TRACE と燃料挙動解析コード FRAPCON/FRAPTRAN のカップリングによる解析評価が H31 年度までに実施され、FFRD 影響評価ツールとしての同システムの整備が現在も続けられている。本事業において実施予定である実燃料入り条件での LOCA 模擬実験は、このような PCT 影響評価の支配パラメータとなる被覆管バースト部の変形量、燃料の細片化挙動、バースト部充填率（ポロシティ）の評価に係るモデル検証に不可欠なデータ、及び、モデリング改良、不確かさ低減に資する知見及をそれぞれ提供するものである。

他方、堆積燃料の冷却性評価については、我が国の原子力プラントを対象として、放出燃料の冷却性に係る安全評価一般に適用できる様な系統的な解析評価は見当たらない。RIA 指針においては上述の Lipinski モデルを用いた評価例が示されている（次節参照）ものの、ここでは詳細な解析条件の情報は与えられておらず、またあくまで評価例の提示であることから解析対象ケースも極めて限定的である。そこで本年度は、堆積燃料の冷却性評価に基づき許容可能な燃料放出量を簡易的に判定可能とする LOCA、RIA 共通のデータベース

を整備することを目的として、複数の原子炉压力容器タイプについて、Lipinski モデルによるドライアウト発生条件のパラメータサーベイを実施した（次節）。なお原子力規制庁による上述の FFRD 影響評価ツール整備は、堆積燃料の冷却性評価手法の高度化も自ずとスコープに含むものと考えられるが、従来安全評価において広く利用されてきた簡易的な手法による系統的な評価結果を先行的に整備しておくことで、FFRD に関する短期から中期の規制判断、また評価手法高度化の優先度に係る判断にも資するものと考えられる。

(2) 放出燃料の原子炉压力容器底部堆積時における熱的影響評価

設計基準事故時の炉心冷却性に影響を及ぼす可能性のある LOCA、RIA 共通の現象として、破損した燃料棒から細片化され放出された燃料ペレットの原子炉压力容器底部への堆積が考えられる。RIA、LOCA 共に、燃料の堆積が生じた時点で原子炉は停止状態にあり、また燃料が堆積する压力容器底部には冷却水が存在することが想定されるが、放出された燃料は崩壊熱を発生し続けるため、堆積した燃料の量及び堆積状態によっては、堆積燃料の徐熱が十分に行われない恐れがある。この様な状態について、我が国の現行 RIA 指針である「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」においては、PCMI 破損により相当量の燃料が燃料棒外に放出され、これらの燃料が压力容器底部に堆積した状況を想定し、Lipinski の 0 次元モデル⁽¹⁵⁾によって堆積燃料の冷却性を評価している。同モデルでは、デブリベッド（燃料粒子の堆積層）内流路を鉛直上方向に通過する冷却水の気相・液相について運動量保存、エネルギー保存、質量保存に関する平衡状態の方程式を連立させ、これに基づき堆積領域内冷却水の飽和度、熱流束、堆積層高さの関係を与える方程式を得た上で、この拘束条件の下、ある堆積層高さが与えられたときの飽和度に関する熱流束の最大値をドライアウト熱流束として評価する手法で、系の熱流束が同モデルにより評価されたドライアウト熱流束を超えないことが、堆積燃料の冷却性確保の一つの目安となる。

前述の評価例は、特定の放出燃料重量、その他特定のモデルパラメータについて冷却性を確認したものであるため、例示されたと異なる燃料放出条件について冷却性を確認する為には別途評価が必要とある。そこで、燃料破損により燃料棒外へ放出された燃料の冷却性に関する検討の一環として、軽水炉压力容器底部に堆積した燃料を想定し、Lipinski の 0 次元モデルによるパラメータサーベイを実施した。サーベイにおいては、設計に依存すると考えられるパラメータ、また有意な不確かさを伴うと考えられるパラメータを考慮し、様々な条件での冷却性について本解析結果を参照できる形で整理することを念頭に置いた。

(3) 試算によるモデルの妥当性確認

計算には下記の式を用いた。

$$\text{熱流束} : q_d = \left[\left(\frac{q_T^4}{4q_L^2} + q_T^2 \right)^{1/2} - \frac{q_T}{2q_L} \right] / (1 - L_C/Z_B)$$

$$\text{層流熱流束} : q_L = \frac{(\rho_l - \rho_g)gd^2\varepsilon^3 h_{lg}}{150(1-\varepsilon)^2} \left(1 + \frac{\lambda_c}{Z_B}\right) / \left(\frac{\mu_g}{\rho_g(1-s)^3} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3}\right)$$

$$\text{乱流熱流束} : q_T = \left[\frac{(\rho_l - \rho_g)gd^2\varepsilon^3 h_{lg}^2}{1.75(1-\varepsilon)} \left(1 + \frac{\lambda_c}{Z_B}\right) / \left(\frac{1}{\rho_g(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3}\right) \right]^{1/2}$$

$$\text{毛管水頭} : \lambda_c = \frac{6\sigma(1-\varepsilon)\cos\theta}{\varepsilon d(\rho_l - \rho_g)g}$$

$$\text{チャネリング長さ} : L_c = \frac{6\sigma\cos\theta}{\varepsilon d(\rho_p - \rho_l)g}$$

但し

ρ_p : 粒子密度(kg/m³), 鉄 = 7870, UO₂ = 10960 × 0.95 = 10412

L_c : チャネリング長さ(m)

$L_c/Z_B > 1.0$ の場合は、 $q_d = 10^{+15}$ を設定する

d : 粒子径(m)

Z_B : デブリベッドの高さ(m)

s : 飽和度, デブリベッド内の液相の占める体積割合(-)

ε : 気孔率(-)

g : 重力加速度(m/s²)

h_{lg} : 蒸発潜熱(J/kg)

μ_l : 液相粘性係数(kg/ms, Pas)

μ_g : 気相粘性係数(kg/ms, Pas)

ρ_l : 液相密度(kg/m³)

ρ_g : 気相密度(kg/m³)

σ : 表面張力(kg/s²)

q_d : 熱流束(w/m²)

q_L : 層流の熱流束(w/m²)

q_T : 乱流の熱流束(w/m²)

λ_c : 毛管ヘッド(m)

$\cos\theta$: 流体と固体の接はぬれ率 = 1 全ぬれ

計算の妥当性を確認する為、まず原文献⁽¹⁵⁾図6に示されている、ドライアウト熱流束の粒子径依存性に関する評価の再現計算を実施した(図4.6.5-1)。文献中当該計算結果については表面張力が明示されていないが、同図(b)より0.0740程度の時、文献値を良く再現できた。(a)は表面張力に飽和状態での値0.0589を適用したケースで、(b)をやや下回るものの、概ね文献値を再現している。本節以降の計算では、特に注記しない限り、やや保守側の評価を与える0.0589を採用する。

次に、BWR、PWRの圧力容器底部への堆積を想定した下記の条件による計算を実施し、RIA指針における評価例との比較を行った。同評価例ではLipinskiの0次元モデル適用上

必要なパラメータが全て明示されておらず、厳密な再現性の確認は不可能であるため、有意な感度を示すパラメータについては不確かさを考慮して感度解析を設計し、感度解析結果中に評価例に近いものが見出せるかを調べた。

計算条件：

- ①放出された燃料は評価例に従い、原子炉圧力容器底部に一様に堆積するものとする。系の形状としては、円柱体系と球冠体系の 2 体系を想定した。これら系の代表寸法となる水平断面径については、圧力容器内径及び等価炉心径の場合について調べた(図 4.6.5-2 参照)。
- ②崩壊熱は、評価例に従い、定格比 0.60% (停止後 24 時間を想定) とした。定格運転時の出力密度は、BWR については線出力 440W/cm と集合体タイプ 9x9B (ペレット径 9.4mm) の仮定に基づき、また PWR_{2,3,4} ループの線出力 203,171,179 (W/cm) と集合体タイプ 14x14 (ペレット径 9.29mm), 17x17 (ペレット径 8.19mm), 17x17 (ペレット径 8.19mm) の仮定に基づき、それぞれ算定した (評価例に記載なし) ^(16,17,18)。
- ③ドライアウト熱流束モデルには Lipinski の 0 次元モデルを用いる。
 - ・ドライアウト熱流束は、デブリベッド上部面位置における値と考える。
 - ・システム圧は大気圧とした (評価例に記載なし)。
 - ・粒子密度は理論密度比 0.97 とした (評価例に記載なし)。
 - ・粒子濡れ状態にあるとした (評価例に記載なし)。
 - ・ポロシティは 0.4 (Lipinski モデル、MAAP 等で標準値) 及び 0.26 (面心立方格子・最稠密における値) を用いた (評価例に記載なし)。
- ④放出燃料の粒径については、評価例に従い、ドライアウト熱流束が最も小さくなる粒径とした。(粒子径のサーベイ範囲は、0.01mm から 100mm)
- ⑤燃料堆積物重量は、評価例より、BWR で 210kg、PWR で 70kg とした。
- ⑥出力密度は次の値を採用した ^(16,17,18) : PW=634, 299.5, 324.6, 339.8 W/cc

表 4.6.5-1~4.6.5-4 に計算結果を示す。BWR についてはポロシティ 0.40 選択時に概ね評価例と値が整合した。PWR ではポロシティ 0.26 選択時に評価例の 2 倍程度と最も近い値となった。

(4) 解析結果 (パラメータサーベイ)

パラメータサーベイのマトリクスを表 4.6.5-5 に示す。冷却性評価の主たる入力情報になると考えられる燃料の放出重量を横軸にとり、結果を整理した (図 4.6.5-3~4.6.5-9)。想定する圧力容器のタイプにより結果は異なるが、何れの系においても放出重量以外の複数のパラメータが解析結果 (ドライアウト熱流束に対する熱流束の比) に対し有意な感度を示しており (図 4.6.5-10~4.6.5-16)、不確かさは大きい。それぞれの系で最も保守的な条件

による計算結果に対応するばらつきの上限について見ると、概ね放出重量 100～200kg の区間で系はドライアウトに達する。

表 4.6.5-1 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：BWR 圧力容器の計算条件及び計算結果（燃料堆積物重量 210kg、ポロシティ 0.40）

炉心規模 (MWe 級)		350	500	800	1100	1350	
直径 D(m)	圧力容器	4.7	4.7	5.6	6.4	7.1	
	等価炉心	3.4	3.4	4.0	4.8	5.2	
円柱体系のデブリベッド高さ L_1 (cm)	圧力容器	0.19	0.19	0.13	0.10	0.08	
	等価炉心	0.36	0.36	0.26	0.18	0.15	
球冠体系のデブリベッド高さ L_2 (cm)	圧力容器	6.71	6.71	6.14	5.74	5.44	
	等価炉心	7.91	7.91	7.28	6.64	6.37	
デブリベッド出力密度 (W/cc)		634.0	634.0	634.0	634.0	634.0	
炉停止後 24 時間 (崩壊熱 0.60%) 時のデブリベッド出力密度 (W/cc)		3.80	3.80	3.80	3.80	3.80	
デブリベッド全出力 (W)		7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	
デブリベッド上部面円半径 (m)	円柱体系 R_1	圧力容器	2.350	2.350	2.800	3.200	3.550
		等価炉心	1.700	1.700	2.000	2.400	2.600
	球冠体系 R_2	圧力容器	0.557	0.557	0.583	0.603	0.619
		等価炉心	0.513	0.513	0.535	0.560	0.572
デブリベッド発生熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	4.32E+03	4.32E+03	3.05E+03	2.33E+03	1.89E+03
		等価炉心	8.26E+03	8.26E+03	5.97E+03	4.15E+03	3.53E+03
	球冠体系	圧力容器	7.69E+04	7.69E+04	7.02E+04	6.56E+04	6.23E+04
		等価炉心	9.09E+04	9.09E+04	8.35E+04	7.60E+04	7.30E+04
ドライアウト熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	8.93E+06	8.93E+06	1.07E+07	1.23E+07	1.36E+07
		等価炉心	6.31E+06	6.31E+06	7.53E+06	9.13E+06	9.92E+06
	球冠体系	圧力容器	2.28E+05	2.28E+05	2.72E+05	3.10E+05	3.43E+05
		等価炉心	1.66E+05	1.66E+05	1.95E+05	2.35E+05	2.53E+05
報告書 ^{*1}	ドライアウト熱流束 (W/m ²)		1.7E+05	1.7E+05	2.1E+05	2.6E+05	3.4E+05
	発生熱流束 (W/m ²)		8.9E+04	8.9E+04	8.0E+04	7.1E+04	6.2E+04

表 4.6.5-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：BWR 圧力容器の計算条件及び計算結果（燃料堆積物重量 210kg、ポロシテイ 0.26）

炉心規模 (MWe 級)		350	500	800	1100	1350	
直径 D(m)	圧力容器	4.7	4.7	5.6	6.4	7.1	
	等価炉心	3.4	3.4	4.0	4.8	5.2	
円柱体系のデブリベッド高さ L_1 (cm)	圧力容器	0.15	0.15	0.11	0.08	0.07	
	等価炉心	0.29	0.29	0.21	0.15	0.13	
球冠体系のデブリベッド高さ L_2 (cm)	圧力容器	6.04	6.04	5.52	5.16	4.90	
	等価炉心	7.12	7.12	6.55	5.97	5.74	
デブリベッド出力密度 (W/cc) ^{*3}		634.0	634.0	634.0	634.0	634.0	
炉停止後 24 時間 (崩壊熱 0.60%) 時のデブリベッド出力密度 (W/cc)		3.80	3.80	3.80	3.80	3.80	
デブリベッド全出力 (W)		7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	7.50E+04	
デブリベッド上部面円半径 (m)	円柱体系 R_1	圧力容器	2.350	2.350	2.800	3.200	3.550
		等価炉心	1.700	1.700	2.000	2.400	2.600
	球冠体系 R_2	圧力容器	0.529	0.529	0.553	0.573	0.588
		等価炉心	0.487	0.487	0.508	0.532	0.543
デブリベッド発生熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	4.32E+03	4.32E+03	3.05E+03	2.33E+03	1.89E+03
		等価炉心	8.26E+03	8.26E+03	5.97E+03	4.15E+03	3.53E+03
	球冠体系	圧力容器	8.53E+04	8.53E+04	7.80E+04	7.28E+04	6.91E+04
		等価炉心	1.01E+05	1.01E+05	9.26E+04	8.44E+04	8.10E+04
ドライアウト熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	6.16E+06	6.16E+06	7.38E+06	8.46E+06	9.45E+06
		等価炉心	4.37E+06	4.37E+06	5.20E+06	6.30E+06	6.84E+06
	球冠体系	圧力容器	1.42E+05	1.42E+05	1.68E+05	1.92E+05	2.13E+05
		等価炉心	1.03E+05	1.03E+05	1.21E+05	1.45E+05	1.57E+05
報告書 ^{*1}	ドライアウト熱流束 (W/m ²)		1.7E+05	1.7E+05	2.1E+05	2.6E+05	3.4E+05
	発生熱流束 (W/m ²)		8.9E+04	8.9E+04	8.0E+04	7.1E+04	6.2E+04

表 4.6.5-3 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：PWR 圧力容器の計算条件及び計算結果（燃料堆積物重量 70kg、ポロシテイ 0.40）

炉心規模(ループプラント)		2	3	4	
直径 D(m)	圧力容器	3.40	4.00	4.40	
	等価炉心	2.47	3.04	3.37	
円柱体系のデブリベッド高さ L ₁ (cm)	圧力容器	0.12	0.09	0.07	
	等価炉心	0.23	0.15	0.12	
球冠体系のデブリベッド高さ L ₂ (cm)	圧力容器	4.55	4.19	3.99	
	等価炉心	5.35	4.82	4.57	
デブリベッド出力密度(W/cc)*4		299.5	324.6	339.8	
炉停止後 24 時間(崩壊熱 0.60%)時のデブリベッド出力密度(W/cc)		1.80	1.95	2.04	
デブリベッド全出力(W)		1.18E+04	1.28E+04	1.34E+04	
デブリベッド上部面円半径 (m)	円柱体系 R ₁	圧力容器	1.700	2.000	2.200
		等価炉心	1.235	1.520	1.685
	球冠体系 R ₂	圧力容器	0.391	0.407	0.417
		等価炉心	0.360	0.380	0.390
デブリベッド発生熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	1.30E+03	1.02E+03	8.81E+02
		等価炉心	2.47E+03	1.76E+03	1.50E+03
	球冠体系	圧力容器	2.46E+04	2.46E+04	2.45E+04
		等価炉心	2.91E+04	2.83E+04	2.81E+04
ドライアウト熱流束(W/m ²)	円柱体系	圧力容器	1.13E+07	1.33E+07	1.46E+07
		等価炉心	8.09E+06	1.00E+07	1.12E+07
	球冠体系	圧力容器	4.79E+05	5.58E+05	6.08E+05
		等価炉心	3.52E+05	4.31E+05	4.75E+05
RIA 指針評価例	ドライアウト熱流束 (W/m ²)		1.6E+05	1.9E+05	2.1E+05
	発生熱流束(W/m ²)		5.3E+04	5.2E+04	5.2E+04

表 4.6.5-4 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：PWR 圧力容器の計算条件及び計算結果（燃料堆積物重量 70kg、ポロシテイ 0.26）

炉心規模(ループプラント)		2	3	4	
直径 D(m)	圧力容器	3.40	4.00	4.40	
	等価炉心	2.47	3.04	3.37	
円柱体系のデブリベッド高さ L ₁ (cm)	圧力容器	0.10	0.07	0.06	
	等価炉心	0.19	0.12	0.10	
球冠体系のデブリベッド高さ L ₂ (cm)	圧力容器	4.10	3.77	3.60	
	等価炉心	4.82	4.34	4.11	
デブリベッド出力密度(W/cc)*4		299.5	324.6	339.8	
炉停止後 24 時間(崩壊熱 0.60%)時のデブリベッド出力密度(W/cc)		1.80	1.95	2.04	
デブリベッド全出力(W)		1.18E+04	1.28E+04	1.34E+04	
デブリベッド上部面円半径 (m)	円柱体系 R ₁	圧力容器	1.700	2.000	2.200
		等価炉心	1.235	1.520	1.685
	球冠体系 R ₂	圧力容器	0.371	0.387	0.396
		等価炉心	0.342	0.360	0.370
デブリベッド発生熱流束 (W/m ²)	円柱体系	圧力容器	1.30E+03	1.02E+03	8.81E+02
		等価炉心	2.47E+03	1.76E+03	1.50E+03
	球冠体系	圧力容器	2.73E+04	2.73E+04	2.72E+04
		等価炉心	3.22E+04	3.14E+04	3.11E+04
ドライアウト熱流束(W/m ²)	円柱体系	圧力容器	7.77E+06	9.19E+06	1.03E+07
		等価炉心	5.59E+06	6.93E+06	7.70E+06
	球冠体系	圧力容器	2.99E+05	3.48E+05	3.80E+05
		等価炉心	2.20E+05	2.69E+05	2.96E+05
RIA 指針評価例	ドライアウト熱流束 (W/m ²)	1.6E+05	1.9E+05	2.1E+05	
	発生熱流束(W/m ²)	5.3E+04	5.2E+04	5.2E+04	

表 4.6.5-5 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイのマトリクス

No.	パラメータ名	パラメータ値
1	DF:Decay heat factor (-)②	1. 0, 0. 667
2	PD:Power density(W/cc)②	634. 0, 299. 5, 324. 6, 339. 8
3	HD:Horizontal XS(cross section) diameter of debri bed (m)①②	2. 47, 3. 04, 3. 37, 3. 4, 4. 0, 4. 4, 4. 7, 4. 8, 5. 2, 5. 6, 6. 4, 7. 1
4	SP:System pressure(atm)①	01, 04
5	PR:Porosity of debri bed(-)①②	0. 26, 0. 32, 0. 40, 0. 48
6	WF:Wetting Factor(-)①	0. 8, 1. 0
7	PD:Particle Density(kg/m3)①②	10640. 9(TD 0. 97), 10421. 5(TD 0. 95) (理論密度 10. 97g/cm ³)

①ドライアウト熱流束に影響

②デブリベッド熱流束に影響

表 4.6.5-6 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：圧力容器タイプと幾何学形状パラメータの対応

炉系(炉心規模)		BWR (MWe 級) ¹					PWR (ループプラント) ²		
		350	500	800	1100	1350	2	3	4
直径 HD(m)	圧力 容器	4. 7	4. 7	5. 6	6. 4	7. 1	3. 40	4. 00	4. 40
	等価 炉心	3. 4	3. 4	4. 0	4. 8	5. 2	2. 47	3. 04	3. 37

¹ ATOMICA, <https://atomica.jaea.go.jp/>² 原子力安全協会, ” 軽水炉発電所のあらまし(改訂第 3 版) ” , 平成 29 年 12 月

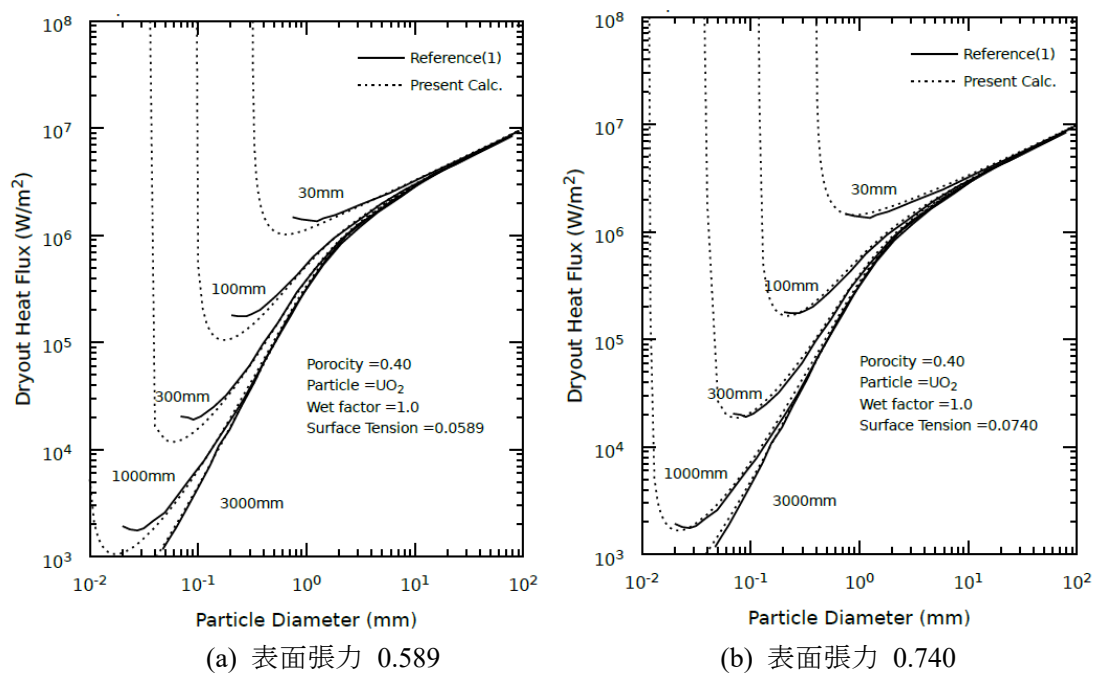
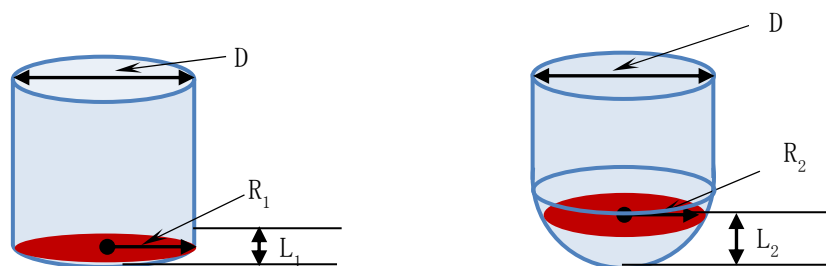
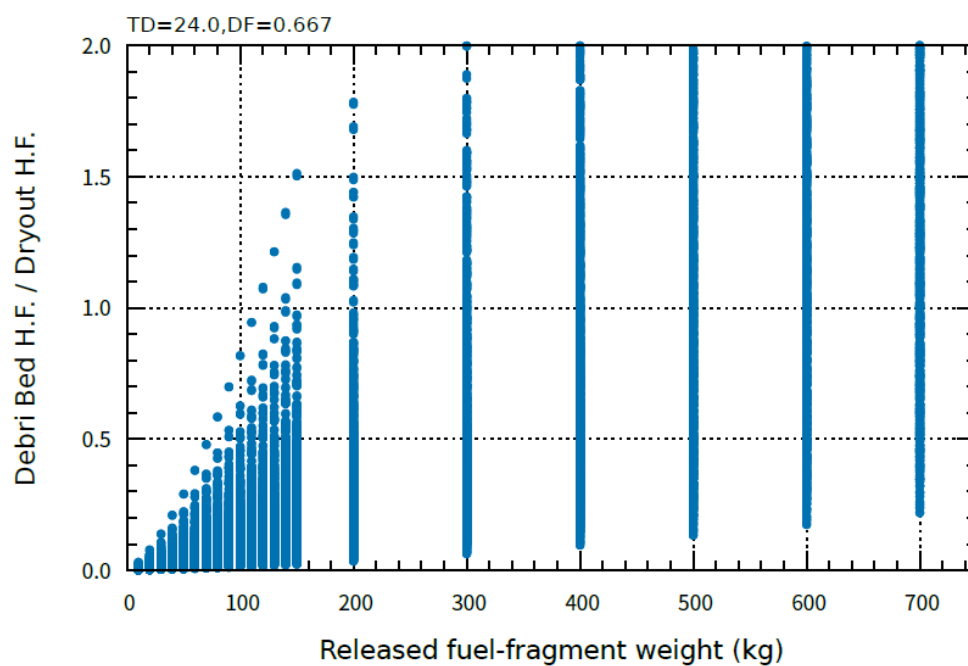


図 4.6.5-1 Lipinski の 0 次元モデルによるドライアウト熱流束の評価：原文献との比較

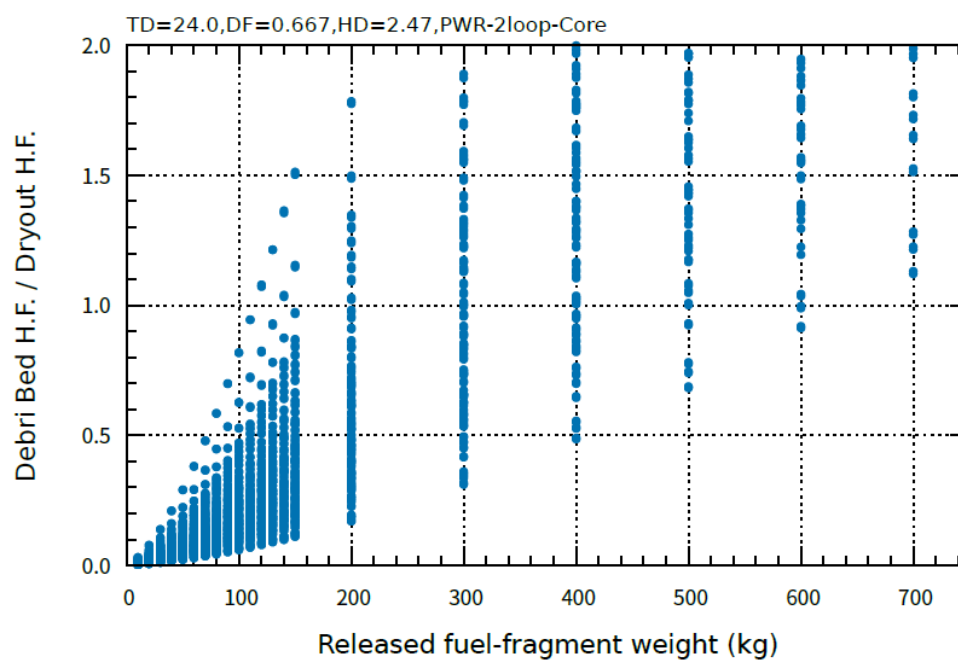


D : 圧力容器、等価炉心の直径(m)
 L_1 : 円柱体系のデブリベッド高さ(m)
 R_1 : 円柱体系のデブリベッド上部面円半径(m)
 L_2 : 球冠体系のデブリベッド高さ(m)
 R_2 : 球冠体系のデブリベッド上部面円半径(m)

図 4.6.5-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価で想定する原子炉圧力容器底部堆積燃料の幾何形状

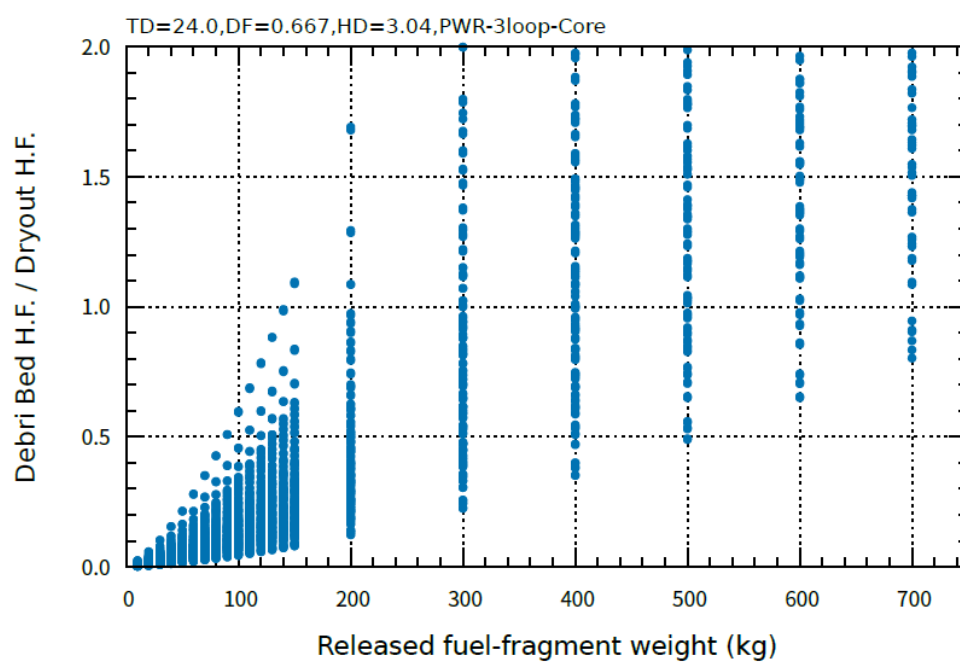


(a) 全ケース

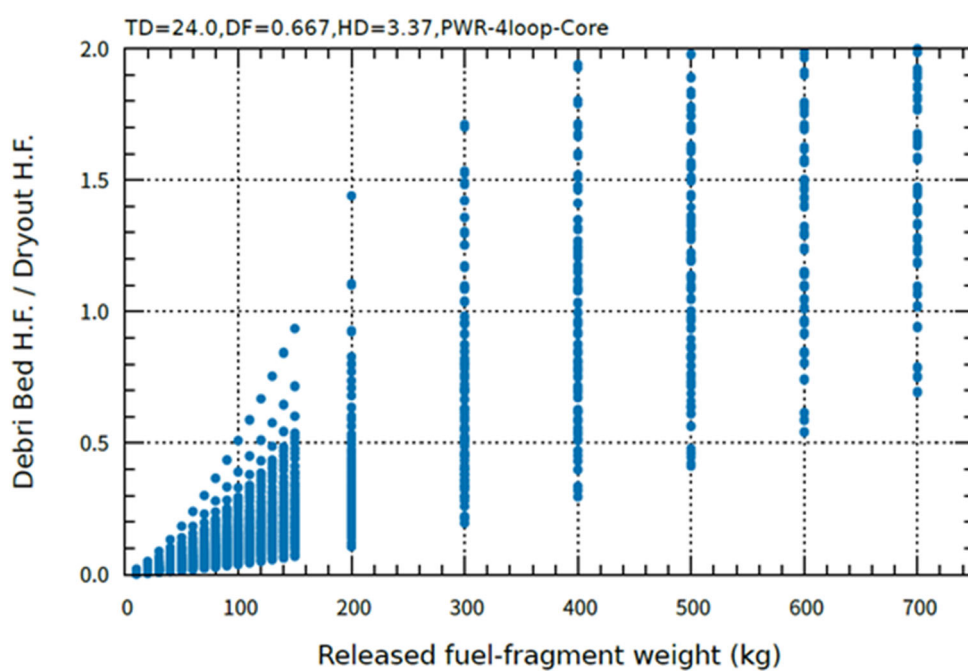


(b) PWR 2loop 等価炉心

図 4.6.5-3 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価 : パラメータサーベイ結果

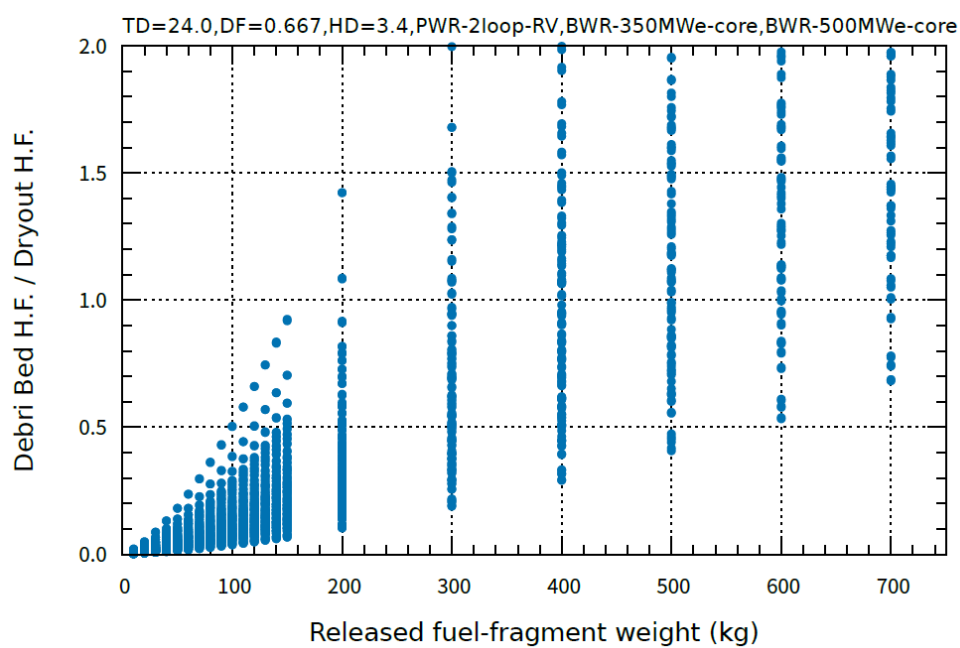


(c) PWR 3loop 等価炉心

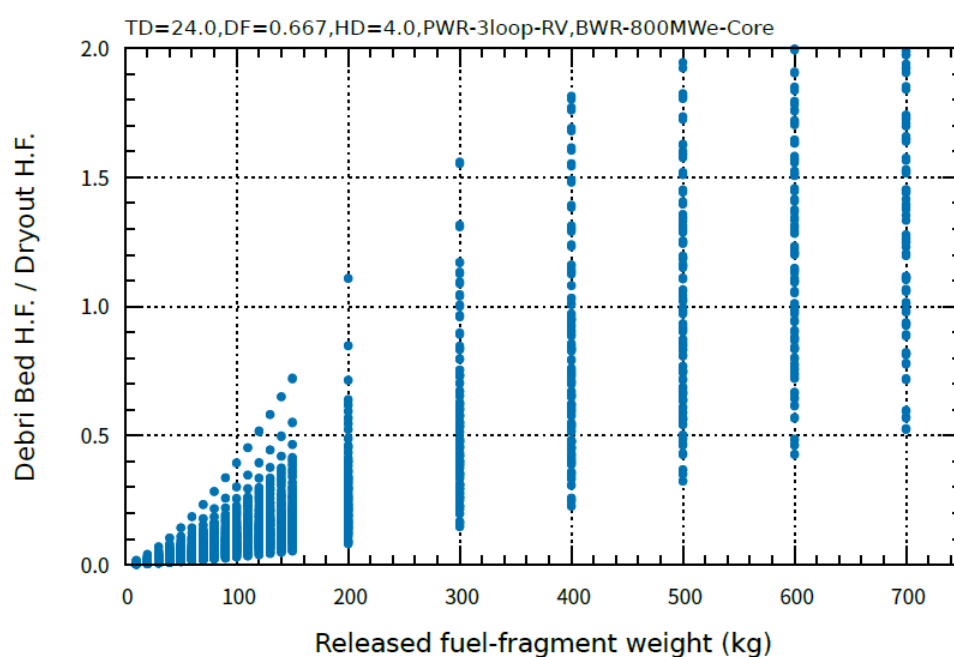


(d) PWR 4loop 等価炉心

図 4.6.5-4 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

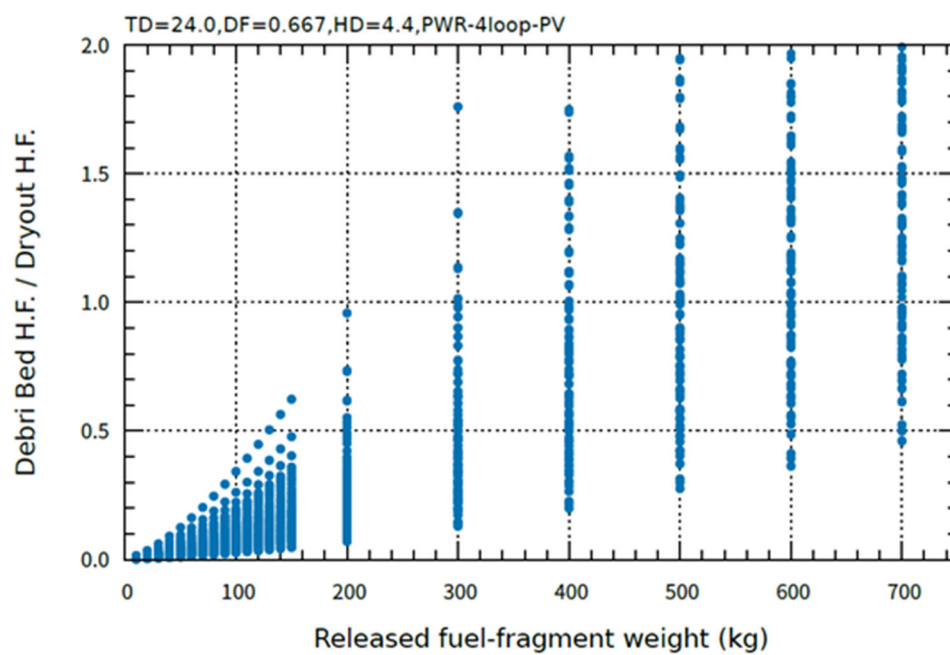


(e) PWR 2loop 容器,BWR 350MWe,500MWe 等価炉心

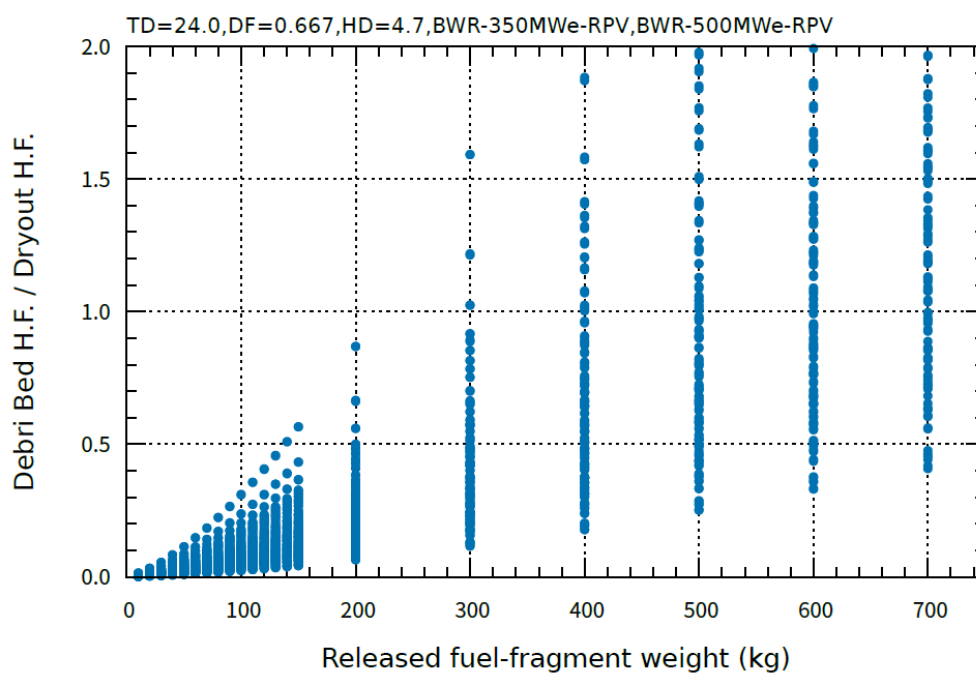


(f) PWR 3loop 容器,BWR 800MWe 等価炉心

図 4.6.5-5 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価 : パラメータサーベイ結果 (続き)

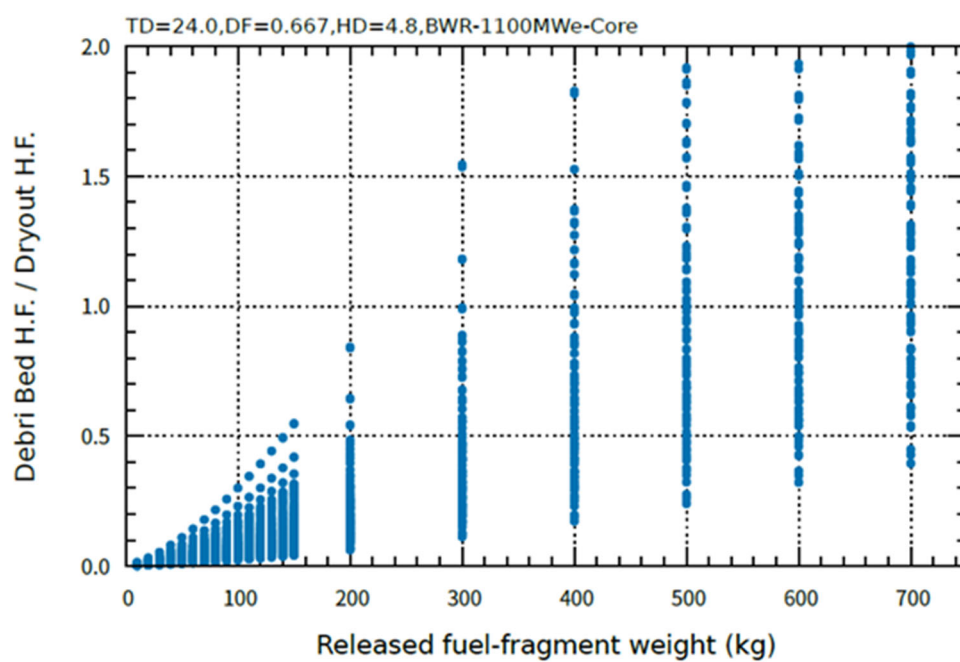


(g) PWR 4loop 圧力容器

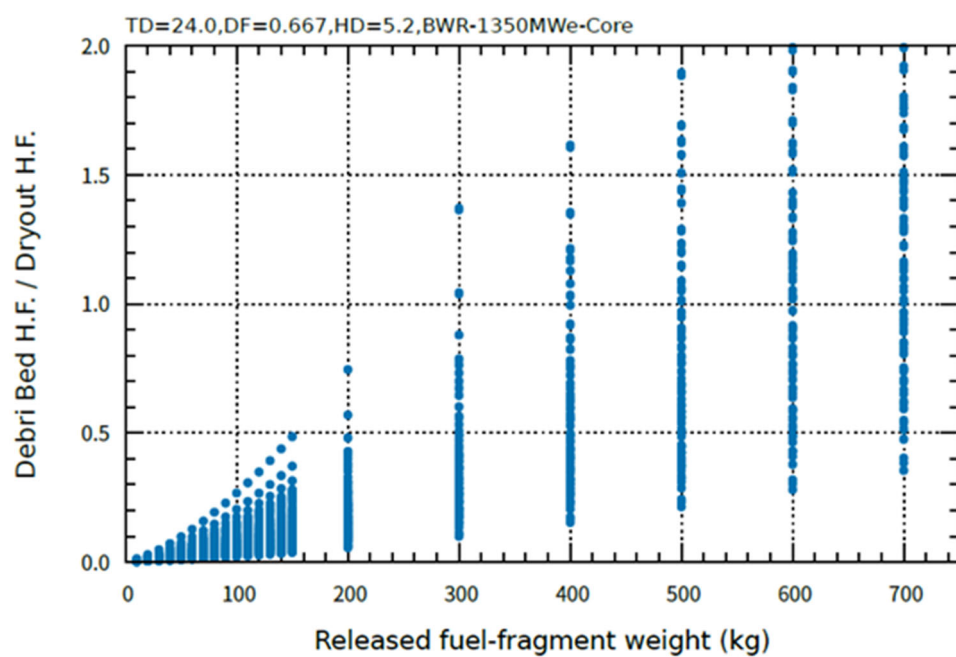


(h) BWR 350MWe,500MWe 圧力容器

図 4.6.5-6 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

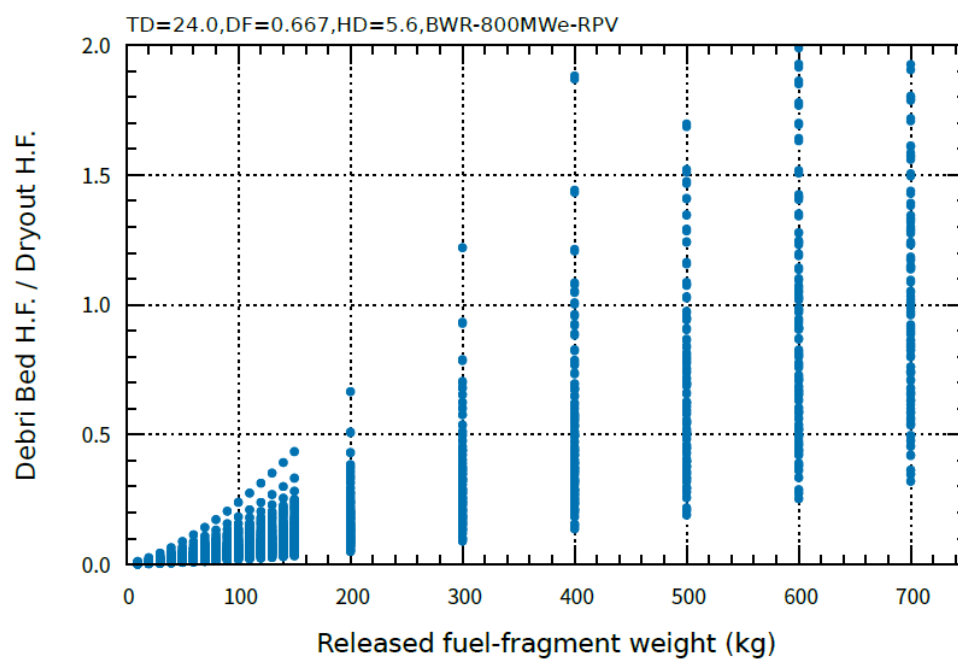


(i) BWR 1100MWe 等価炉心

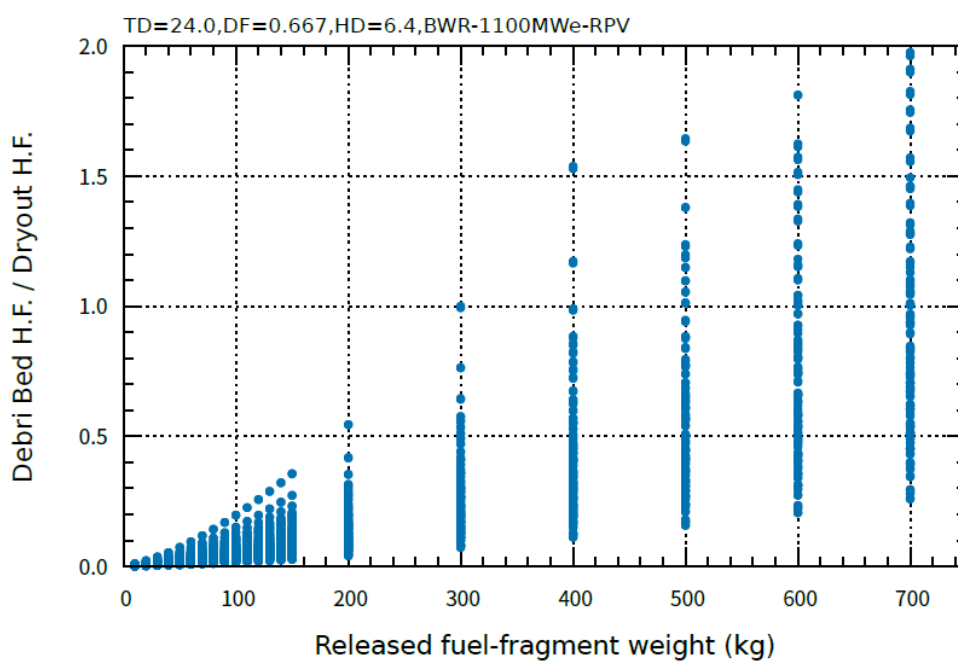


(j) BWR 1350MWe 等価炉心

図 4.6.5-7 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）



(k) BWR 800MWe 圧力容器



(l) BWR 1100MWe 圧力容器

図 4.6.5-8 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

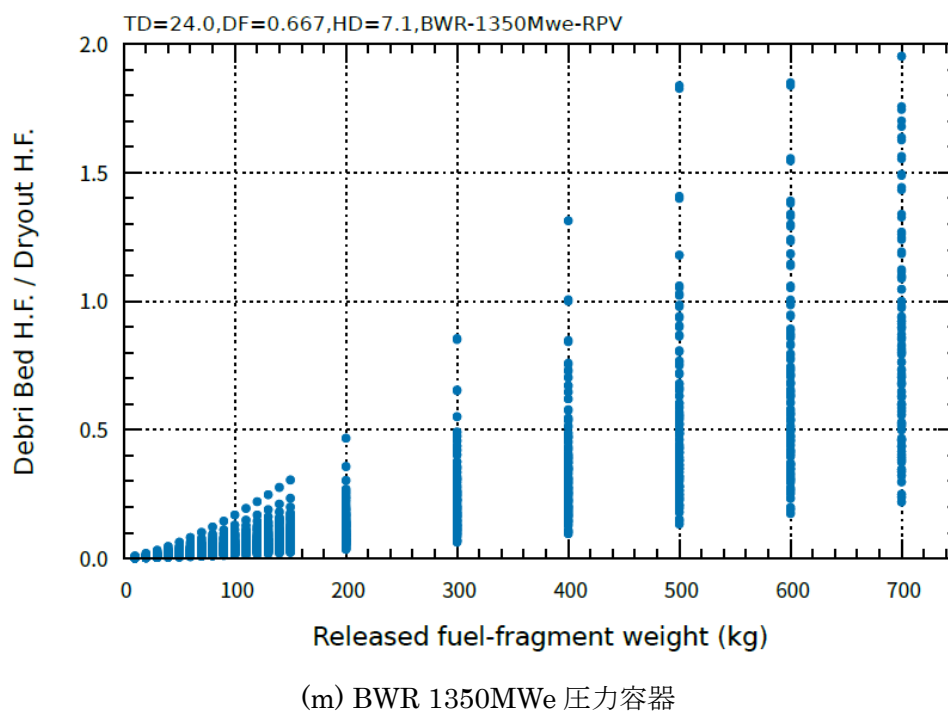


図 4.6.5-9 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

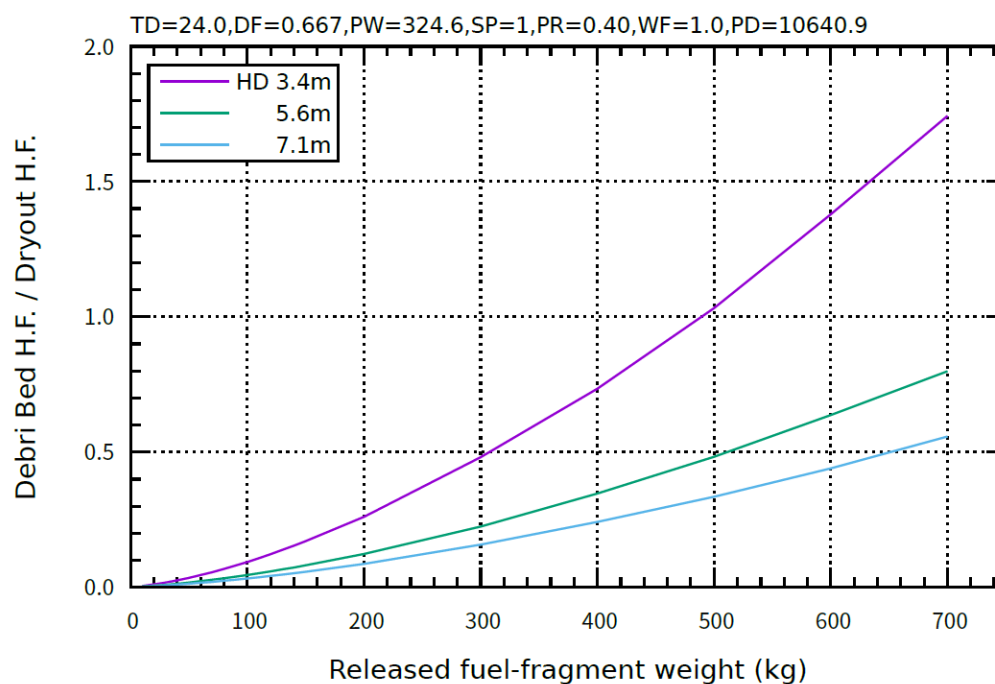


図 4.6.5-10 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：堆積領域直径の感度

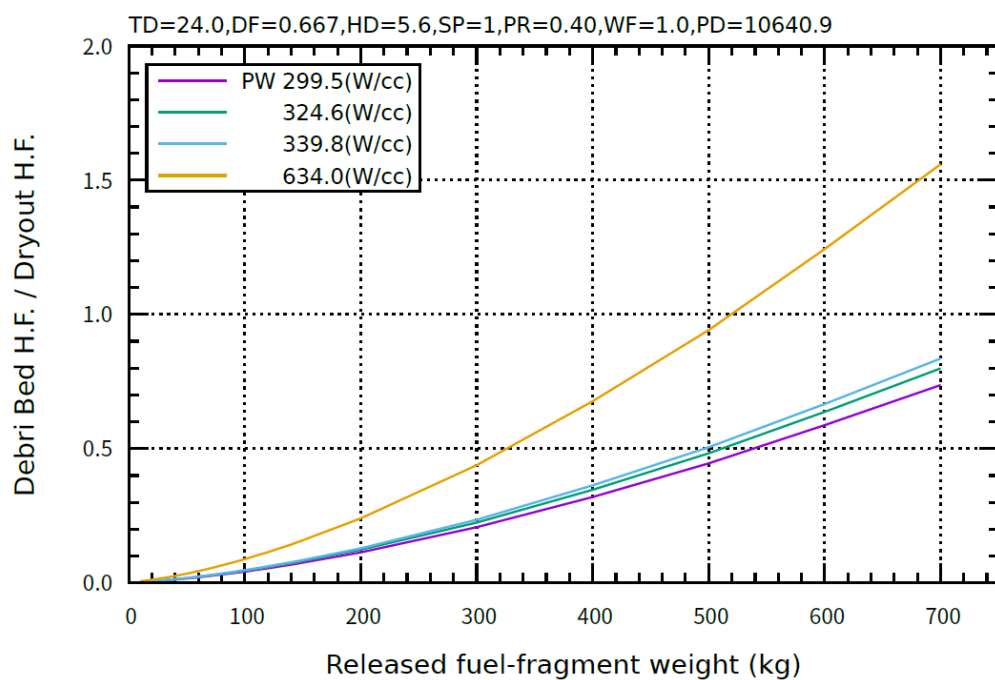


図 4.6.5-11 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：出力密度の感度

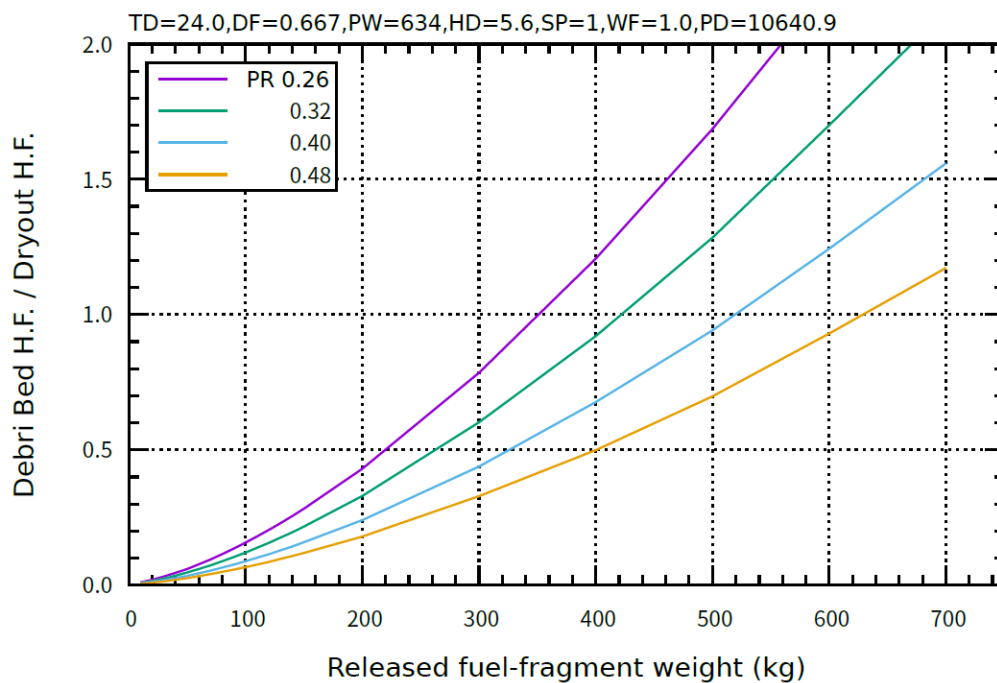


図 4.6.5-12 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：ポロシティの感度

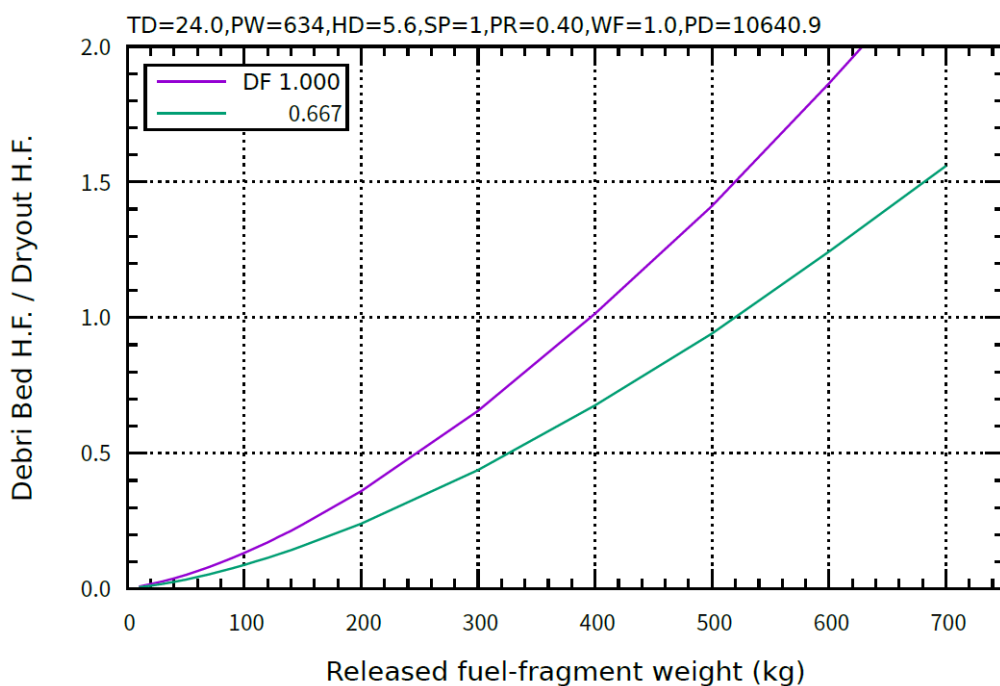


図 4.6.5-13 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：崩壊熱レベルの感度

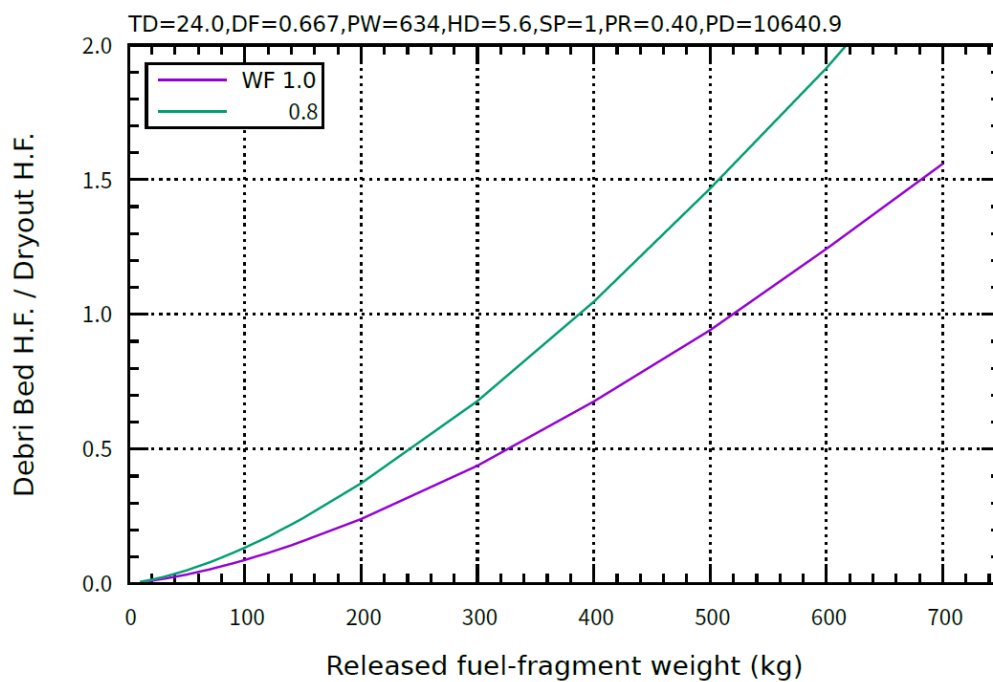


図 4.6.5-14 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子ぬれ率の感度

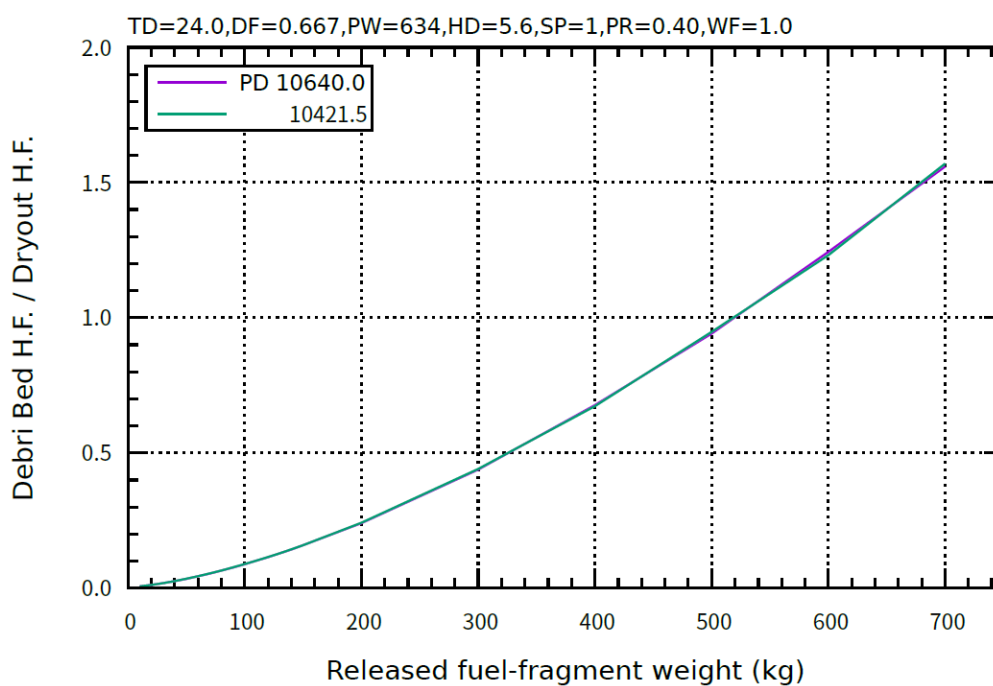


図 4.6.5-15 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子密度の感度

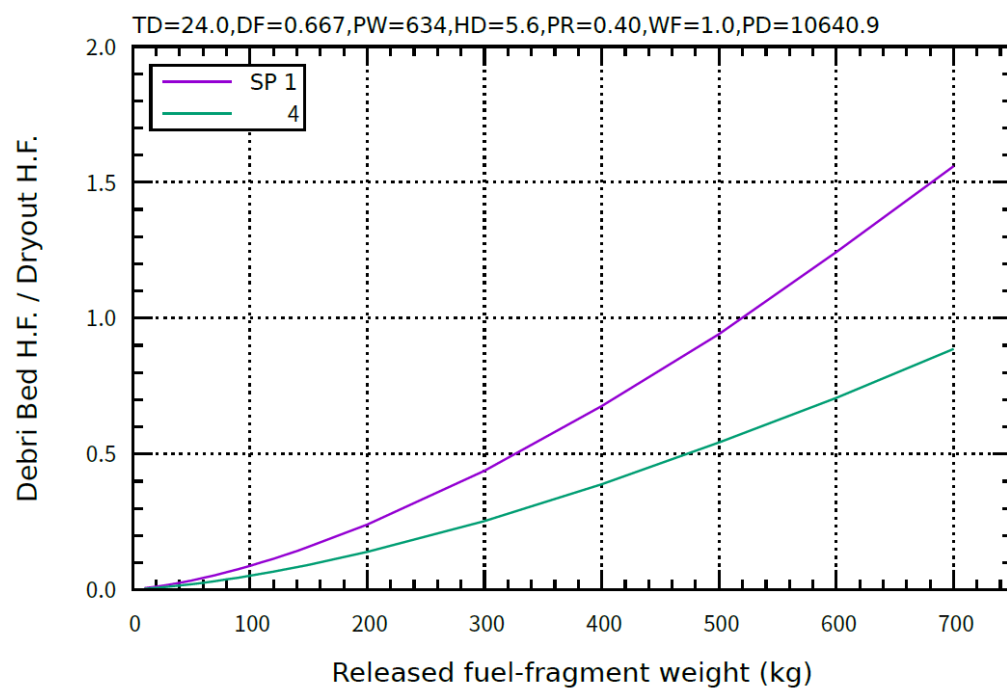


図 4.6.5-16 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：系の圧力の感度

4.6.6 CN-2 実験の発熱量評価に関する検討

(1) CN-2 実験中燃料棒内発熱量評価の結果について

4.6.2 節に示した CN-2 実験解析において最も重要な入力条件である、NSRR パルス照射運転中の試験燃料棒内線出力履歴は、試験燃料棒出力密度/NSRR 炉心出力の換算係数と NSRR 炉心出力を乗じることにより算定されている。従って、線出力の積分値であるところの燃料棒内発熱量は、同換算係数に比例する。また同換算係数は、質量分析による試験燃料内重核種組成の定量評価と NSRR 炉心の中性子輸送計算に基づいて評価されている（過年度報告書参照）。CN-2 実験ケースについては、同一燃料セグメントから切り出された試験燃料棒を対象に室温条件で実施された CN-1 実験に比べ、換算係数が 7%程度低い（高温/室温時換算係数比にして約 0.93）と評価された。

(2) 過去に実施された発熱量評価結果との違い

NSRR 実験用カプセルでは試験燃料棒の周りが冷却水により充填されており、この水の層はパルス照射実験時に NSRR 炉心側から飛来する中性子を熱化し、試験燃料棒での核分裂反応数を増大させる、即ち換算係数を高める役割を担っていることから、カプセル内冷却水の密度が有意に低下する高温実験条件下で換算係数が低下する傾向自体は定性的に妥当である。しかしながら、CN-1 及び CN-2 の組み合わせと同様に同一セグメントからの切り出し燃料を室温、高温実験に供したケースは、CN 実験以前にも複数報告されており（例えば VA-1 と VA-3、BZ-2 と BZ-3）、これら過去のケースについては高温条件での換算係数の落ち込みは 10%強である。即ち、CN 実験では、従来と同様の発熱量評価手法が適用されたにも関わらず、やや高い高温/室温時換算係数比が得られたことになる。この原因解明乃至本年度実施した発熱量評価の妥当性検証の観点から、発熱量評価プロセスの後段に当たる NSRR 炉心計算結果についてより詳細な分析を行った。

(3) 高温/室温時換算係数比の分析

下記の検討では、混乱を避け、分析を容易にするため、NSRR 炉心計算の入力情報として用いる実験燃料内核種組成は、室温条件と高温条件の間で共通とした。この扱いは、本事業で実施される通常発熱量評価とは異なる（従って本検討で示すデータは、実験毎のエンタルピ報告値とは直接対応しない）。通常発熱量評価では、同一燃料セグメントから切り出された試験燃料棒同士であっても、パルス照射実験日の違いに起因して、主に Pu241 の崩壊に伴う核種組成の違いが生じるため、この点を考慮して実機照射後の冷却日数まで考慮した燃焼計算の結果が炉心計算の入力となる。これに対して、本検討で別途行った NSRR 炉心計算では、冷却期間の違いは無視し、室温条件と高温条件で完全に同一の核種組成を入力として与えることで、換算係数即ち発熱量に影響する諸因子の内、純粋にパルス照射時の冷却材温度の効果のみを明らかにすることを企図した。具体的には、燃焼計算で考慮する冷却期間として、室温実験のパルス照射日に対応する値を採用している。

まず、CN 実験ケースで冷却期間の影響を排した場合の高温/室温時換算係数比は約 0.96 であり、従来得られている値に比べやはり有意に大きい。燃焼度や炉心計算に採用するメッシュサイズ等の条件について感度を調べたが、問題となっている高温/室温時換算係数比に有意な変化は見られなかった。次に、CN 実験燃料は MOX 燃料である点に着目し、特に重核種組成の違いが温度効果に影響を及ぼした可能性について検討した。この仮説と直ちに矛盾するように見えるのは、従来評価において、やはり MOX 燃料実験である BZ-3 と BZ-2 の高温/室温時換算係数比が 0.88 程度であった点である。同評価では今回考慮していない冷却期間の違いが評価結果に反映されている点は留意すべきであるものの、両実験のパルス照射日の違いは 8 ヶ月足らずであり、CN 実験の評価結果との違いを説明するには十分でない。そこで改めて BZ 実験の発熱量評価を実施した所、高温/室温時換算係数比は 0.96 (冷却日数の違いを考慮しても 0.95) と、従来評価に比べ有意に高い値、且つ上述の CN 実験に対する評価値に近い値となった。

BZ 実験ケースについて従来評価と再評価の間に見られたこのような差の原因を更に検証したところ、両評価の間には、炉心計算結果の後処理段階で以下に述べる違いが生じていたことが判明した。NSRR 炉心計算一般で得られる試験燃料棒内発熱密度は、カプセルの形状や試験燃料内燃料スタックの上下に配された Hf ディスク等の要素に起因して、実験カプセル軸方向に分布を持つ。現評価を含む近年の発熱量評価では、この内燃料スタック (発熱部) の中央付近に現れるピーク値を抽出して、当該実験の発熱量代表値として採用している。これに対して BZ-3 の (実験当時に実施された) 従来評価に限っては、図 4.6.6-1 に示すように発熱部下端 (図中の Axial Elevation : 72.0cm 側) から 1cm 程度の領域について平均値が抽出され、発熱量代表値の算定に用いられていた。NSRR 実験ではピーキングを抑制する目的で燃料棒の両端に Hf ディスクを配するが、この影響で両端付近の発熱密度は端部に向かってなだらかに下降する傾向にあり、BZ-3 実験の従来評価ではこの端部の発熱密度減少が発熱量算定に反映されている状態であった。同じ計算結果の中でもピーク位置での算定値は 7%程度大きく、概算として、従来評価の高温/室温時換算係数比 0.88 に 0.07 を加算すると 0.95 と、現評価に概ね一致する。以上から、後処理を含めて一貫した評価手法を採用した場合、CN 実験と BZ 実験の高温/室温時換算係数比はおよそ 0.95 前後であり、両者が共に MOX 燃料であることから、MOX 燃料では系統的に高温/室温時換算係数比が高くなる傾向になるものと分析された。

上記分析の妥当性を確認するため、Pu 富化度に関する感度解析を実施した。感度解析では、実際に実施された、又は実施予定である実験ケースより VA-1/-3 実験、CN-1/-2 実験、BZ-2/-3 実験の 3 ケースについて高温/室温時換算係数比を評価し、更に、BZ-2 燃料の初期組成から Pu 富化度を段階的に小さく取った仮想的な実験ケースを複数想定し、同様の評価を行った。感度解析結果より、高温/室温時換算係数比の Pu 富化度依存性が明瞭に見取れる (図 4.6.6-2)。

高温/室温時換算係数比が Pu 富化度依存性を示す原因について以下に考察する。NSRR

炉心計算で直接使用された9群縮約マクロ断面積の内、VA実験とBZ実験のケースについて、また核分裂断面積と捕獲断面積について、高温条件での値と室温条件の値の比をエネルギーに対してプロットした結果を図4.6.6-3に示す。この図で、温度上昇による核分裂断面積の増加割合が大きい条件に着目すると、第3群ではMOX燃料の、逆に第5群ではUO₂燃料の増加割合が相対的に大きい。またこの縮約断面積の生成元にあたるデータである61群断面積と、対応する61群中性子束のエネルギー群構造を図4.6.6-4及び図4.6.6-5にそれぞれ示す。図4.6.6-4は図4.6.6-3と異なり、温度条件に関する断面積の比ではなく、BZ実験燃料とVZ実験燃料、即ちMOX燃料とUO₂燃料の断面積比を示しており、この図から、MOX燃料では温度に依らず、熱群中でも1eVに近い高エネルギー側で、UO₂燃料に対する核分裂断面積比が増大することが分る。一方中性子束スペクトルはMOX燃料時とUO₂燃料時で類似しており、両者共高温条件下ではスペクトルが高エネルギー側へ同程度シフトすることが分る。このスペクトル硬化は、中性子スペクトルのピーク右側と断面積ピークの左側が、0.1~0.3eVのエネルギー帯においてより大きく重なる方向の変化に対応している点が着目される。即ちMOX燃料では、NSRRの高温実験条件でインポートランスの増大するエネルギー帯における核分裂反応率の増大寄与がUO₂燃料に比べて大きく、このことが、MOX燃料実験での高温/室温時換算係数比が系統的に高く評価されたことの根本的な原因であると解釈された。

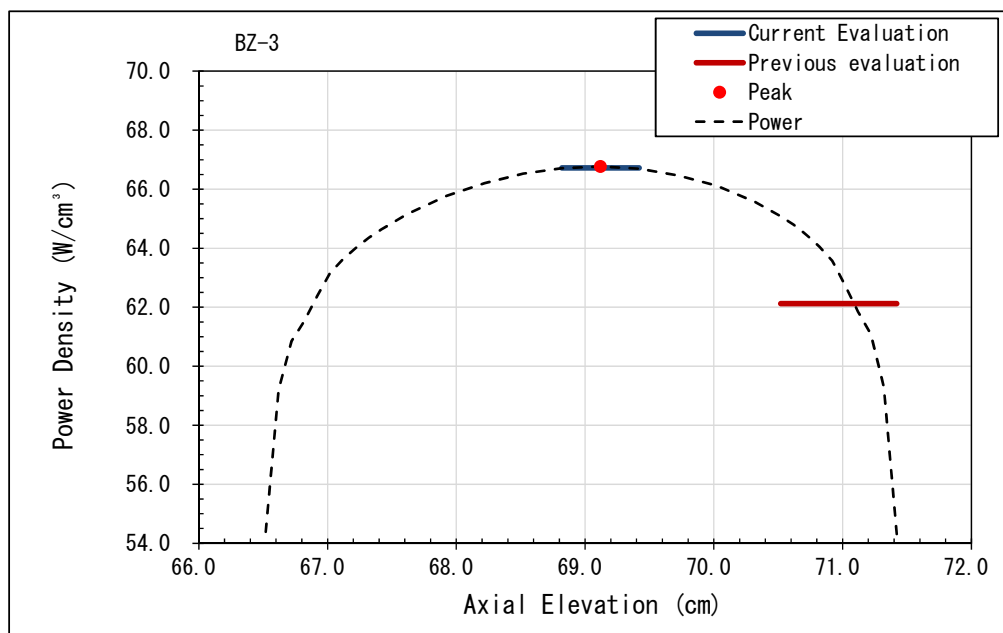


図 4.6.6-1 BZ-3 実験中試験燃料棒内発熱量評価における発熱密度分布からのデータ抽出
方法範囲：従来評価と再評価の比較

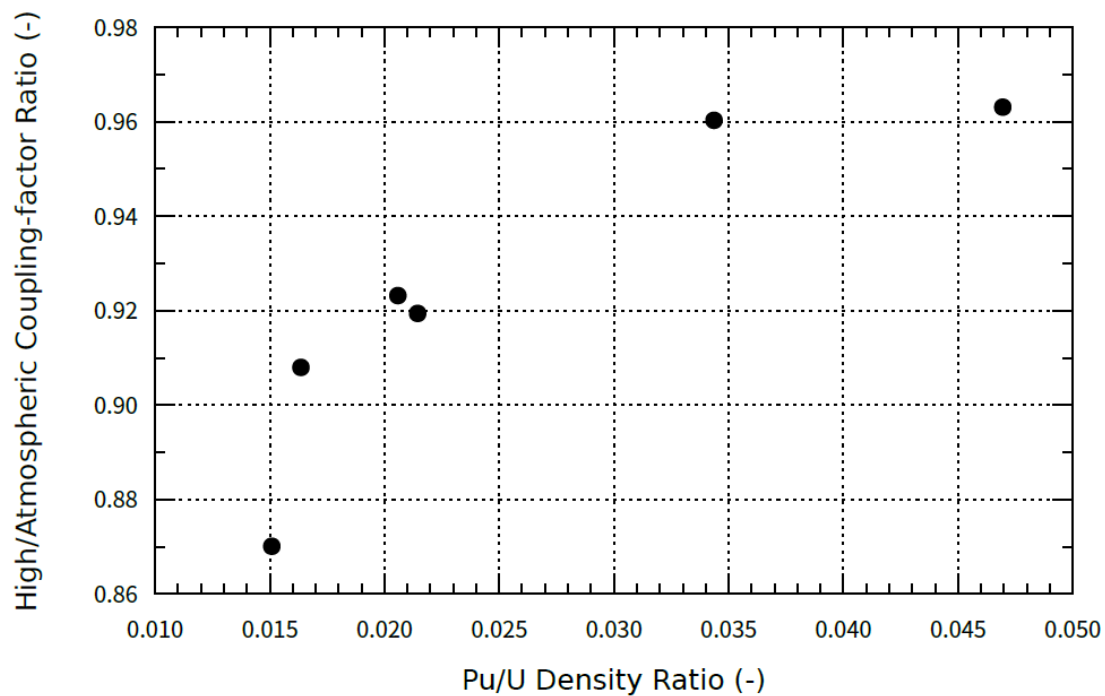


図 4.6.6-2 高温/室温時換算係数比の Pu 富化度依存性 (感度解析結果)

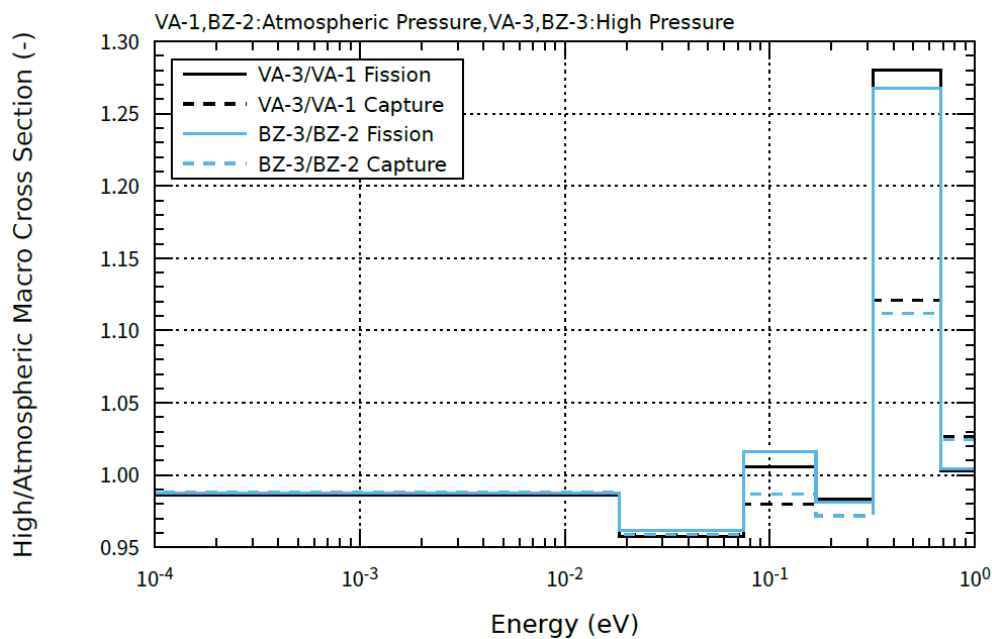


図 4.6.6-3 VA 実験及び BZ 実験条件の NSRR 炉心核計算に使用された縮約 9 群マクロ断面積（核分裂断面積及び捕獲断面積）の比（高温条件下の値 / 室温条件下の値）

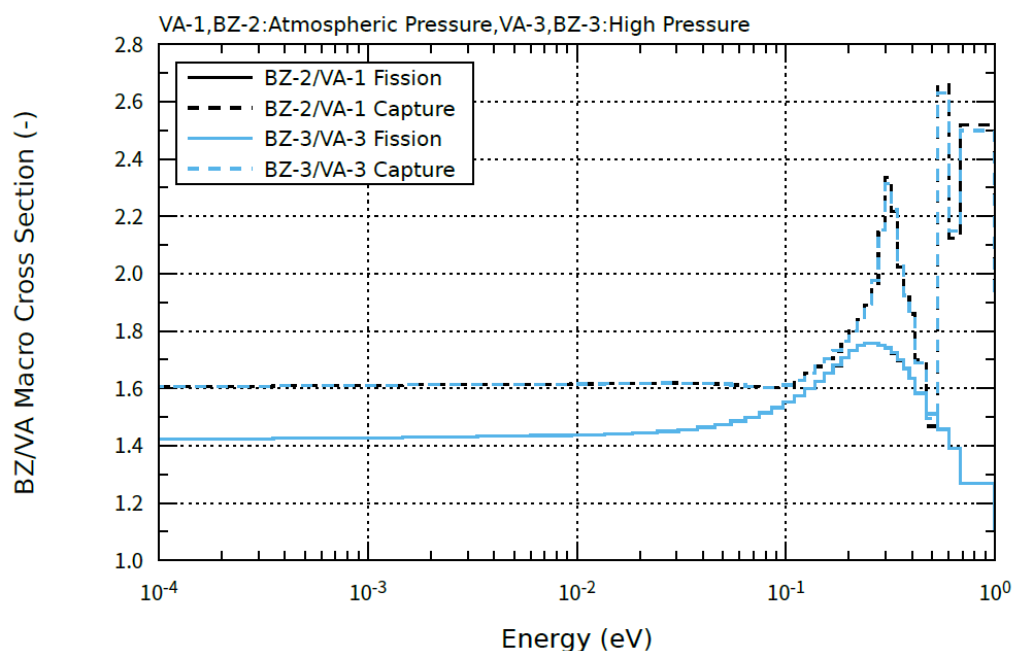


図 4.6.6-4 VA 実験及び BZ 実験条件の NSRR 炉心核計算に使用された 61 群マクロ断面積（核分裂断面積及び捕獲断面積）の比（BZ 実験燃料の値 / VA 実験燃料の値）

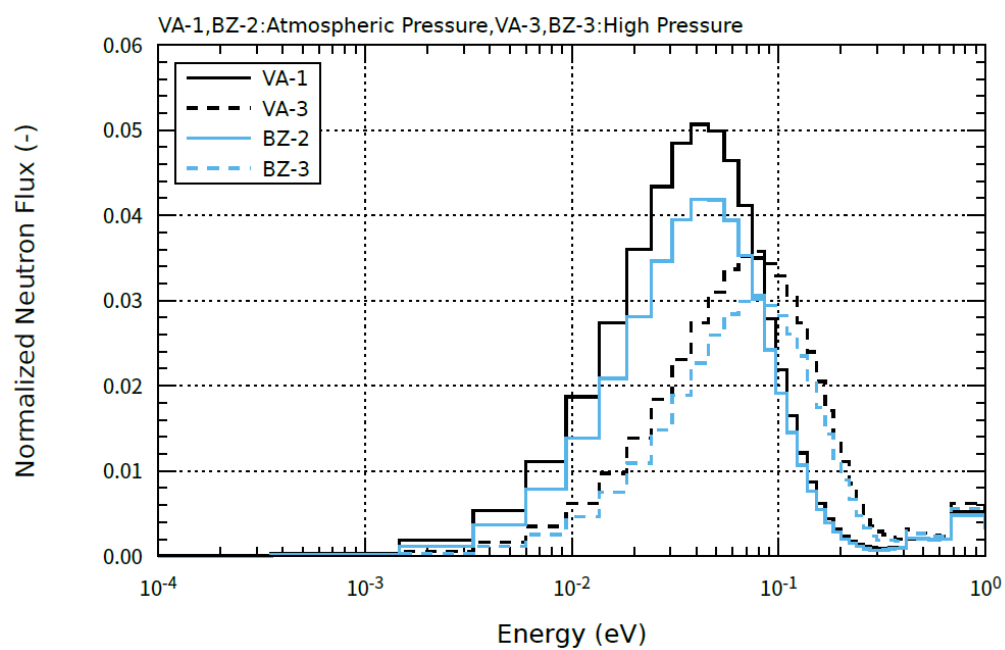


図 4.6.6-5 VA 実験及び BZ 実験条件の NSRR 炉心核計算でマクロ断面積の縮約に使用された 61 群中性子束スペクトル

4.6.7 VA-1 ペレット温度履歴に基づく被覆管応力歪み状態の解析

(1) 背景

一般的な燃料挙動解析において RIA 時燃料被覆管中の応力や歪みは、局所での軸方向依存性の排除や薄肉円筒被覆管といった簡素化されたモデリングにより扱われており、実際の被覆管及び燃料ペレットの寸法形状の効果が解析上十全に反映されている訳ではない。また、これまでに様々な試料、応力条件の下機械特性試験が実施され、得られた被覆管破損限界データから、被覆管の二軸応力状態により変形、破損挙動が有意に変化することが明らかとなっている。これらを踏まえれば、RIA 時の被覆管破損挙動に影響しうる局所の応力条件として、熱膨張した燃料ペレットの胴部とリッジ部に相当する被覆管側の応力、歪条件の差異、特に二軸応力状態の違いを把握しておくことが重要と考えられる。そこで、有限要素法ソフトウェア ABAQUS を用いて、過年度に実施された RIA 試験条件の一つを取り上げ、試験時の燃料ペレット温度推移を入力条件とした場合の被覆管内の三次元的な応力歪み挙動を調べた。

(2) 解析手法

高燃焼度 UO_2 燃料を対象に行われた RIA 模擬実験 VA-1 の実験燃料仕様 (表 4.6.7-1) を参考としてモデル寸法を定めた。解析の入力条件として用いた RIA 実験時のペレット温度履歴を表 4.6.7-2 に示す (RANNS コードによる)。3D-ABAQUS モデル中のペレットをメッシュ分割し、RANNS コードにより得られた温度履歴データを入力条件とした。ペレットのチャンファ及びディッシュの端部には分割点を追加し、最隣接ノードの温度を線形補間した。解析モデルの説明図及びデータ抽出用節点位置を図 4.6.7-1 に示す。

温度上昇により被覆管に直ちに PCMI 負荷が作用する様、ペレットノードの径方向座標をノミナル値の 1.02 倍まで変更 (ペレットと被覆管がほぼ接触している状態: 膨らませたペレットの外半径=4.1769 mm、被覆管内半径=4.1800 mm) したうえで、解析を開始した。ペレットのスタックは 5 個とし、被覆管とペレットの間の摩擦係数は 0、0.2、0.5、0.9 の 4 通りについて感度を調べた。その他、ペレット 7 個中両端の 2 個を拘束境界条件によって被覆管と固定し、摩擦係数を 0 にとった解析も実施した。表 4.6.7-3 に解析で採用した各種物性値モデルを示す。解析中、燃料ペレットの熱膨張率、ヤング率、ポアソン比及び被覆管のヤング率、ポアソン比、温度履歴に追従して変動している。一方、被覆管の温度変化は無視した。

(3) 解析結果

表 4.6.7-2 の S6 に対応する時点でペレットは最高温度に達し、被覆管が最大歪み (外面周方向ひずみにして約 1.5%程度) に到達する。この時のペレット 5 個、摩擦なしのモデルでの被覆管外面における応力歪み分布を図 4.6.7-2 に、応力比、歪み比 (軸/周) の分布を図 4.6.7-3 に示す。節点番号の 2 番がペレットの胴部中央、10 番がペレット間接触部、18 番

が隣接ペレットの胴部中央に対応する。この条件では摩擦や蓋となる被覆管固着状態のペレットも存在しないため、負の軸歪み、0に近い軸応力が現れる。これに対応し歪み比は約-0.5、応力比は約0である。チャンファー対応部の節点は他に比べより軸方向に引っ張られる傾向にあり、ペレット間接触部は逆に圧縮される傾向にある。

次に、ペレット5個、摩擦係数0.2のケースでの外面応力歪み分布を図4.6.7-4に、応力比、歪み比分布を図4.6.7-5に示す。摩擦がない場合に比べて、軸方向応力及び歪みが引張側に大きく上昇した。しかし、摩擦係数としては依然小さいため、中央ペレットの胴部から隣接のペレットの胴部にかけては応力、歪みの低下傾向がみられる。また周方向応力は上昇したが、歪みには大きな変化は現れていない。最大応力比は約1.1、歪み比は約0.9で、ともに中央ペレットの胴部で現れる。

ペレット5個、摩擦係数0.5のモデルでの外面応力歪み分布を図4.6.7-6に、応力比、歪み比分布を図4.6.7-7に示す。摩擦係数0.2の場合に比べて、軸方向応力は上昇し、周方向応力は低下した。軸方向歪みは上昇し、中央ペレットから隣接のペレットにかけての低下傾向が見られなくなっている。周方向歪みには若干の低下が見られる。ペレット間接触部では軸方向応力及び歪みの低下が見られる。歪み比と応力比はペレット胴部で最大になり、歪み比は約1.3、応力比は約1.2になる。

ペレット5個、摩擦係数0.9のモデルでの外面応力歪み分布を図4.6.7-8に、応力比、歪み比分布を図4.6.7-9に示す。摩擦係数0.5の場合とほぼ同様な応力、歪み及び応力比、歪み比が得られている。

ペレット7個（内両端のペレットは熱膨張なし、拘束条件で被覆管と固定）、摩擦係数0のモデルでの外面応力歪み分布を図4.6.7-10に、応力比、歪み比分布を図4.6.7-11に示す。このケースではペレットの摩擦係数が0に設定されているが、ペレットの軸方向熱膨張が、被覆管と固着状態にある両端のペレットを軸方向に押すため、被覆管を軸方向に引張る結果となっている。摩擦係数0.5及び0.9を適用した前述のケースと比較すると、軸方向及び周方向応力は同レベルであるが、ペレットのチャンファー部における形状変化の影響を受け難くなっている。また周方向歪みはほぼ同じ分布を示している。軸方向歪みは中央ペレットと隣接のペレットの胴部での差が小さくなっているが、チャンファー部では逆に差が開いている。応力比は約1.2で、歪み比は隣接ペレット胴部が中央ペレット胴部より若干高く約1.3、歪み比が最大となるのはチャンファー部で約1.4である。

(3) まとめ

高燃焼度燃料で現実的に想定される条件としては、ペレットと被覆管がある程度固着し、ペレットの軸方向への移動が隣接ペレットと被覆管の双方により封じられている状態に近いものと考えられる。従って、PCMI 負荷時の応力歪み分布は、上述のペレット5個、摩擦係数0.5や0.9のケースで得られた解析結果に近いものと考えられる。即ち、最大周方向歪みが2%を超えない条件範囲において、軸方向応力/周方向応力比が約1.2、軸方向歪み/

周方向歪み比が約 1.3 に達し、ペレット胴部がペレット間接触部に比べて厳しい応力歪み状態になる可能性が示唆された。

表 4.6.7-1 VA-1 ペレット、被覆管の製造時寸法

ペレット	ショルダー幅/mm	1.62
	チャンファー幅/ μm	510
	チャンファー高さ/ μm	130
	ディッシュ深さ/ μm	240
	ペレット高さ/mm	9.83
	ペレット外径/mm	8.19
被覆管	外径/mm	9.5
	内径/mm	8.36
	肉厚/mm	0.57

表 4.6.7-2 VA-1 ペレットの RIA 時温度履歴

State No.	Mesh No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
	Mesh OR/mm	1.365	1.930	2.364	2.730	3.052	3.344	3.611	3.861	4.095
	TIME (SEC)	Temperature °C								
s0	0.2294	20	20	20	20	20	20	20	20	20
s1	0.2417	302	305	309	315	321	331	349	409	449
s2	0.24316	685	691	701	714	730	752	794	936	1028
s3	0.24434	1033	1043	1059	1078	1102	1136	1198	1411	1526
s4	0.2479	1500	1514	1536	1562	1596	1643	1724	2000	1971
s5	0.2514	1554	1568	1591	1617	1652	1701	1786	2056	1873
s6	0.2529	1558	1573	1595	1622	1657	1706	1793	2056	1823
s7	0.2634	1563	1577	1600	1627	1663	1715	1808	2020	1603
s8	0.3144	1572	1587	1611	1636	1678	1740	1821	1814	1326
s9	0.4144	1589	1605	1629	1653	1702	1756	1743	1566	1169
s10	0.6144	1618	1636	1658	1680	1711	1697	1575	1349	1049
s11	1.0144	1663	1681	1697	1701	1636	1508	1342	1120	864
s12	1.4144	1697	1709	1708	1683	1530	1318	1138	913	652
s13	1.7644	1718	1718	1697	1646	1420	1141	944	713	470
s14	1.9594	1722	1714	1681	1613	1350	1043	851	637	421
s15	10.0144	1071	1012	958	907	571	243	208	178	151
s16	100.014	140	140	139	139	125	111	111	110	110
s17	500.0001	36	36	36	36	34	32	32	32	32

表 4.6.7-3 ペレット—被覆管物性値の出典：FEMAXI/RANNS のマニュアル

項目	入力名	値	モデル名	出典
ペレット熱膨張の物性式	IPTHEX	1	MATPRO-09	[39] Hagrman D.L. and Reyman G.A., MATPRO-Version11, A Handbook of Materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior, NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.3 (1979).
ペレットヤング率の物性式	IPLYG	2	MATPRO-11	[48] Hagrman D.L. and Reyman G.A., MATPRO-Version11, A Handbook of Materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior, NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.3 (1979).
ペレットポアソン比の物性式	IPOIS	30	MATPRO-11	[51] Hagrman D.L. and Reyman G.A., MATPRO-Version11, A Handbook of Materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior, NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.3 (1979).
被覆管ポアソン比	ICPOIS	(1)デフォルト	Fisher	
被覆管ヤング率	IZYG	(2)デフォルト	MATPRO-A,11	
被覆管塑性の物性式	ICPLAS	(1)デフォルト	FEMAXI-III (SR material)	[110] Suzuki M., Saitou H., Udagawa Y. and Nagase F., Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-7; Model and Structure, JAEADData/Code 2013-005 (2013).

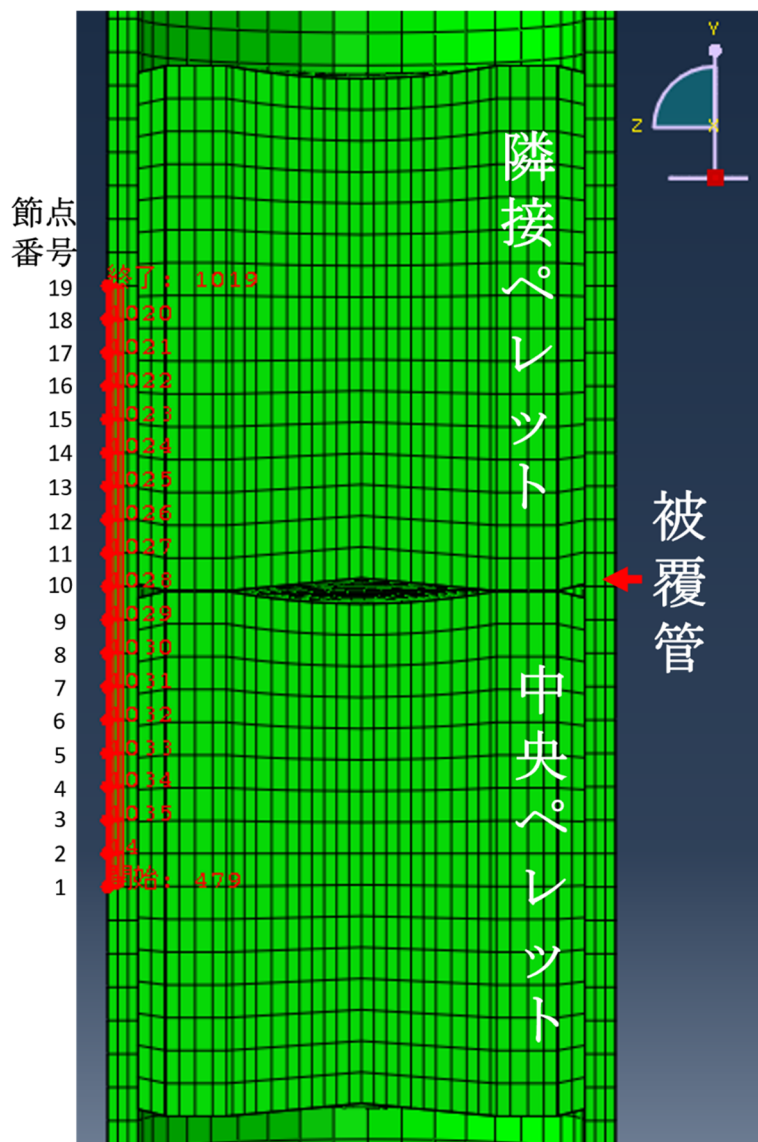


図 4.6.7-1 3D 解析モデル及びデータ抽出用節点位置

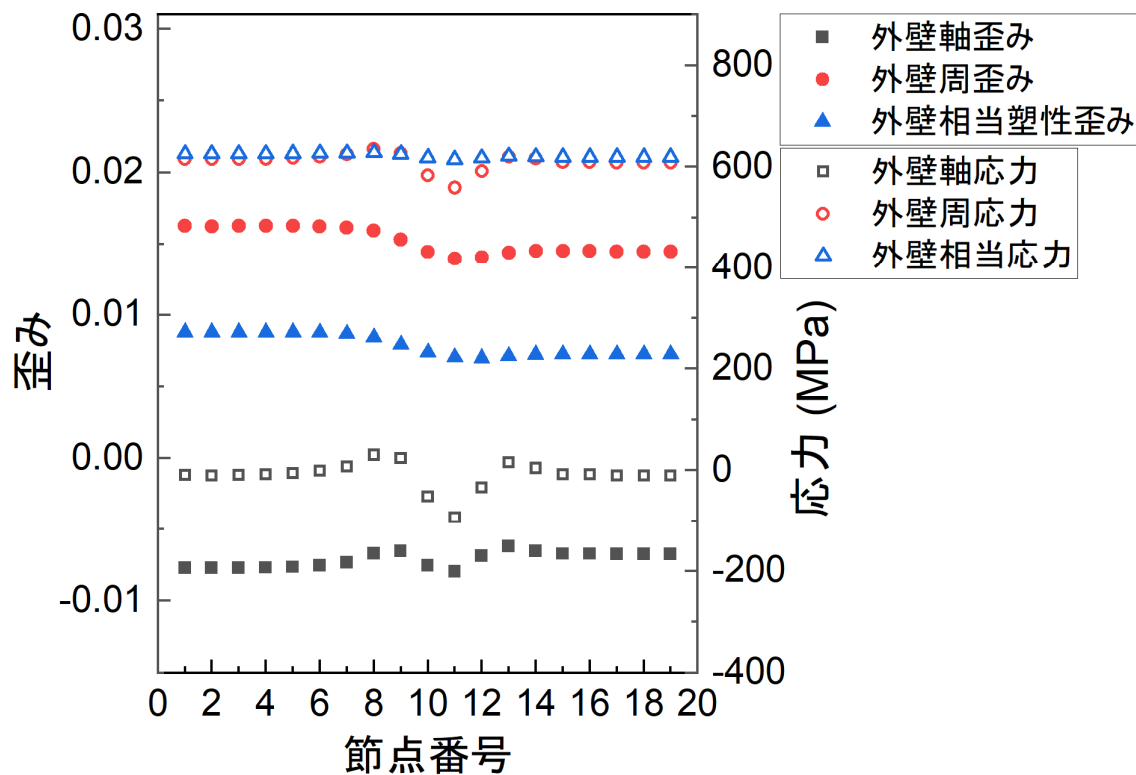


図 4.6.7-2 ペレット 5 個、摩擦なしの外壁側応力歪み分布

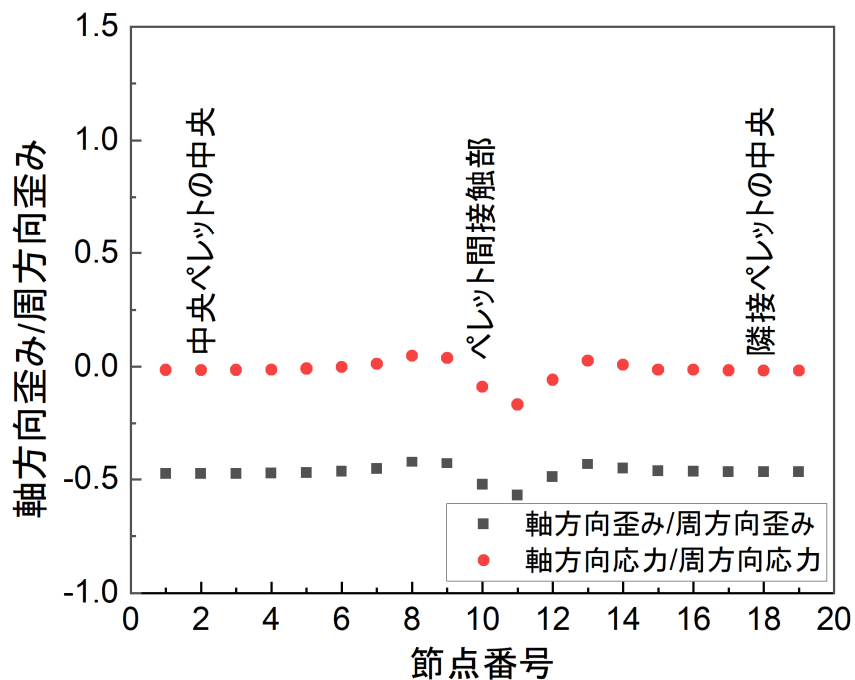


図 4.6.7-3 ペレット 5 個、摩擦なしの外壁側応力比歪み比分布

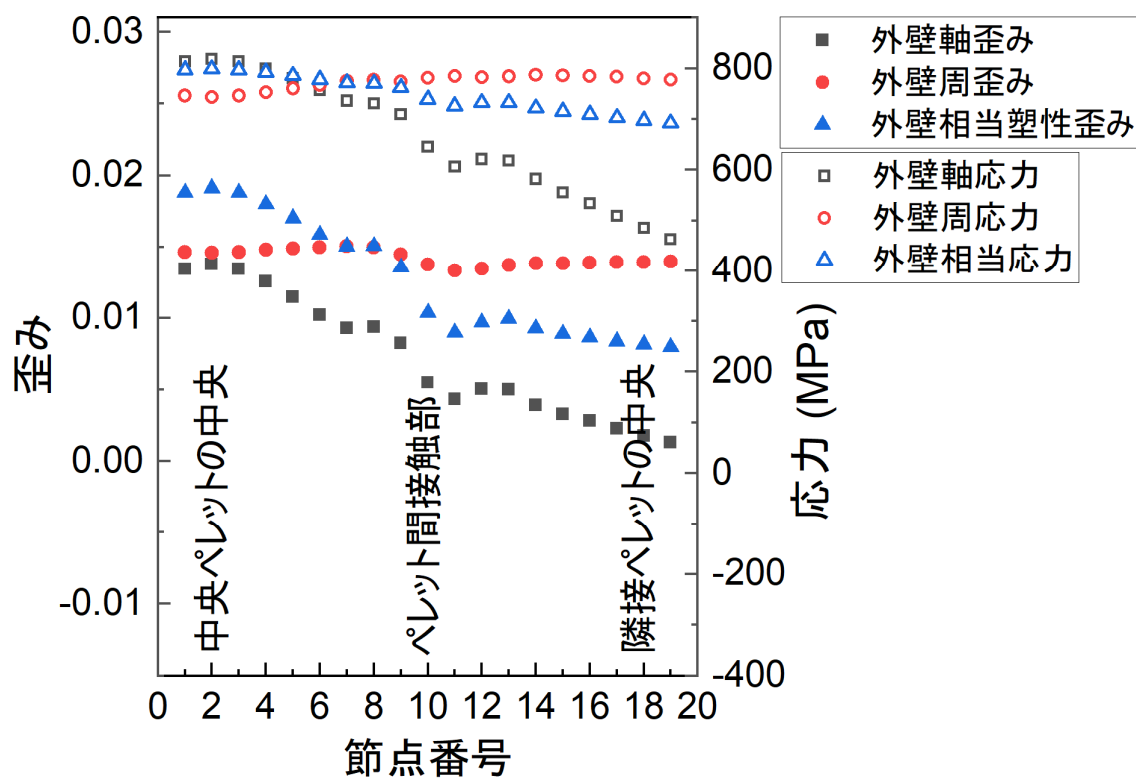


図 4.6.7-4 ペレット 5 個、摩擦係数 0.2 の外壁側応力歪み分布

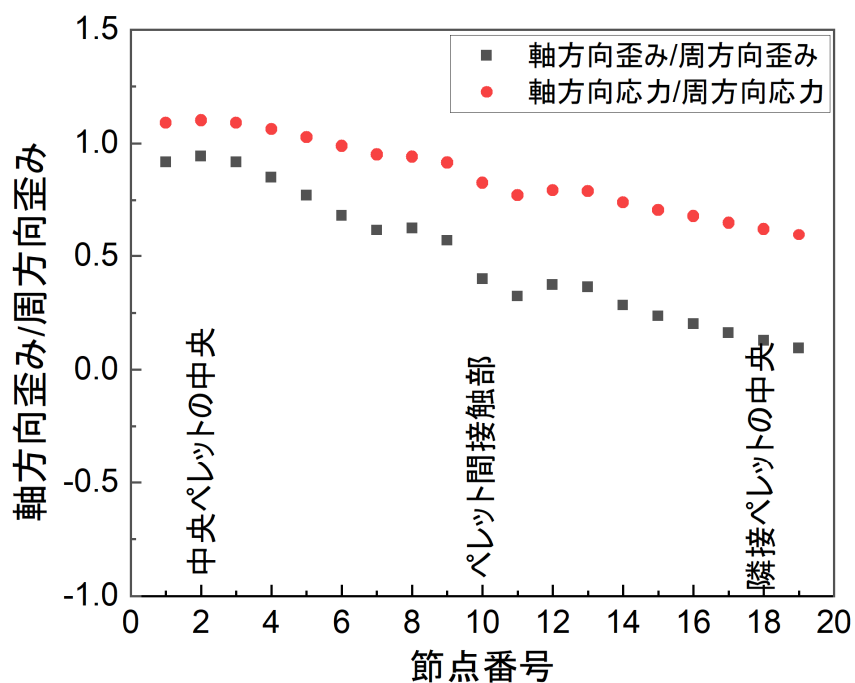


図 4.6.7-5 ペレット 5 個、摩擦係数 0.2 の外壁側応力比歪み比分布

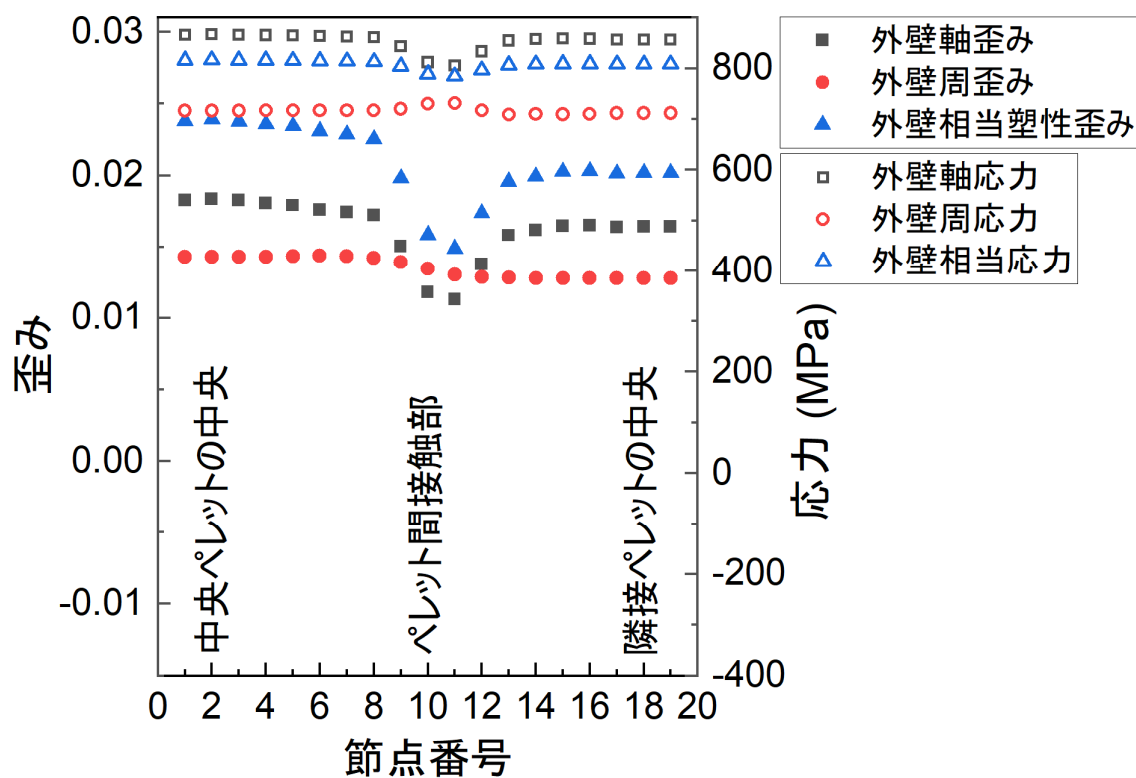


図 4.6.7-6 ペレット 5 個、摩擦係数 0.5 の外壁側応力歪み分布

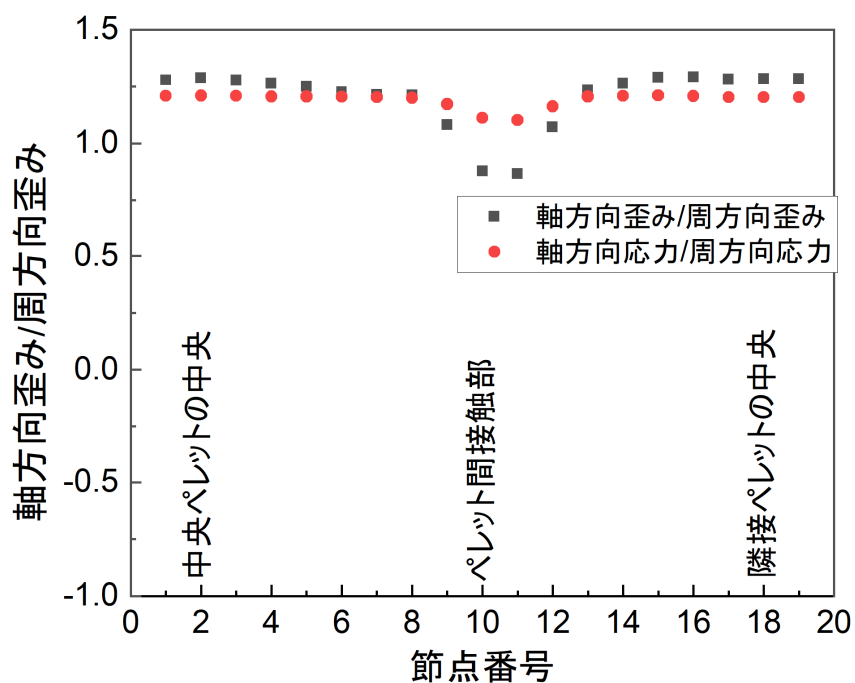


図 4.6.7-7 ペレット 5 個、摩擦係数 0.5 の外壁側応力比歪み比分布

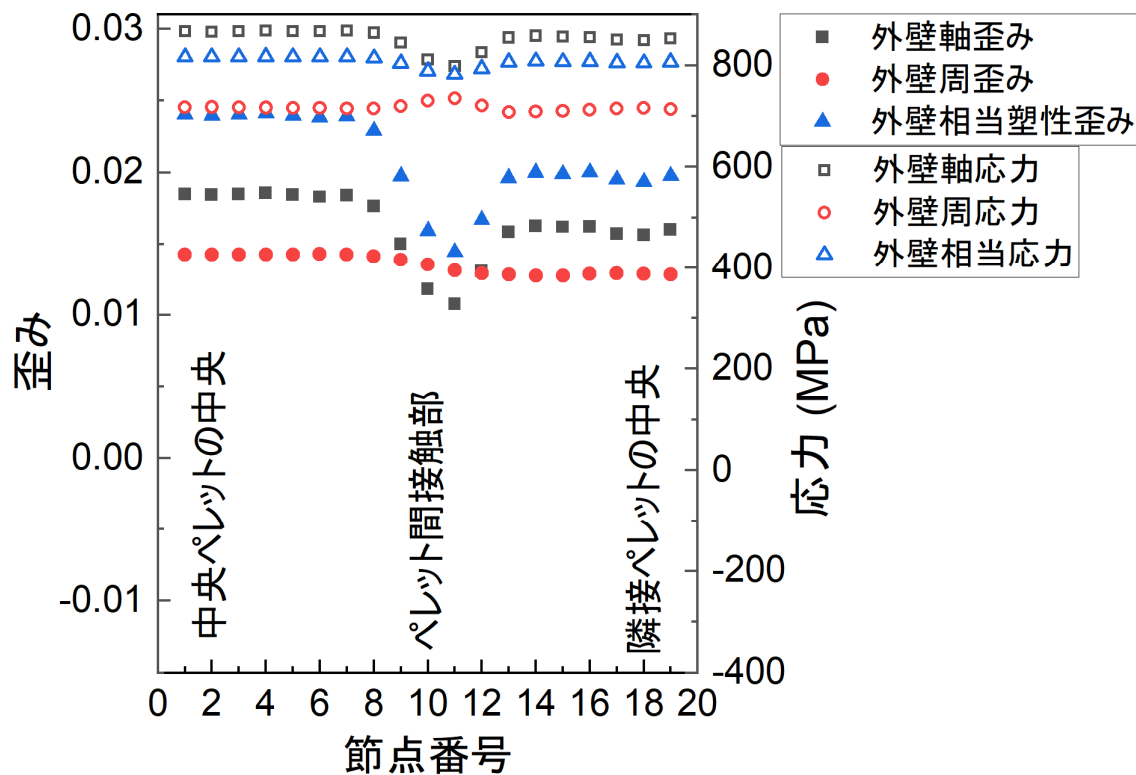


図 4.6.7-8 ペレット 5 個、摩擦係数 0.9 の外壁側応力歪み分布

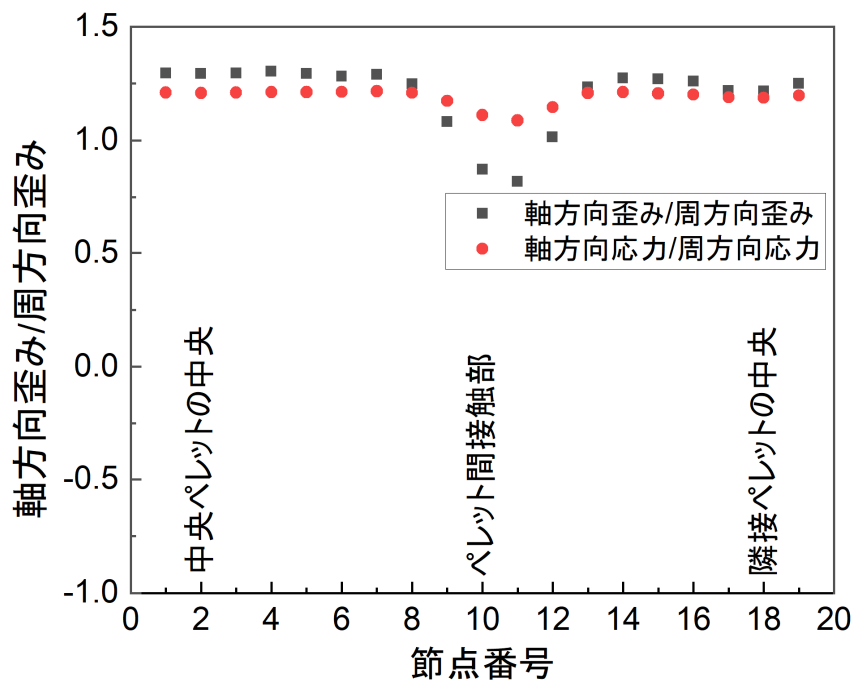


図 4.6.7-9 ペレット 5 個、摩擦係数 0.9 の外壁側応力比歪み比分布

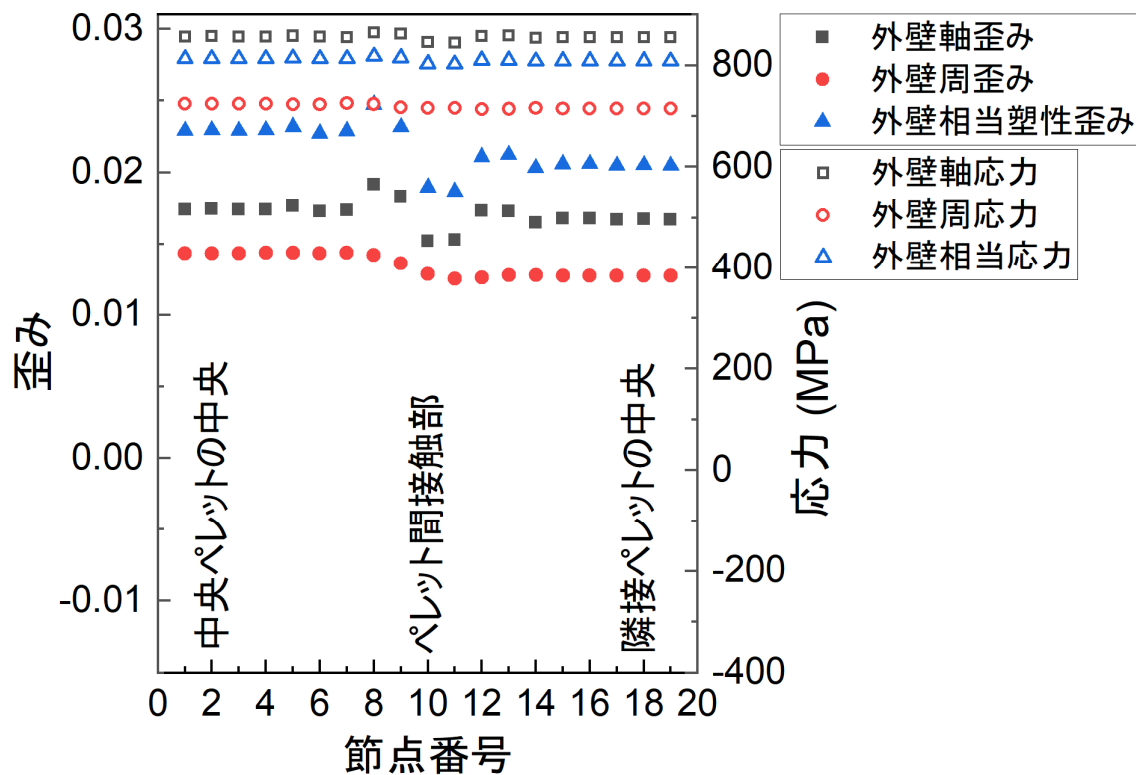


図 4.6.7-10 ペレット 7 個(内両端ペレットは蓋)、摩擦なしの外壁側応力歪み分布

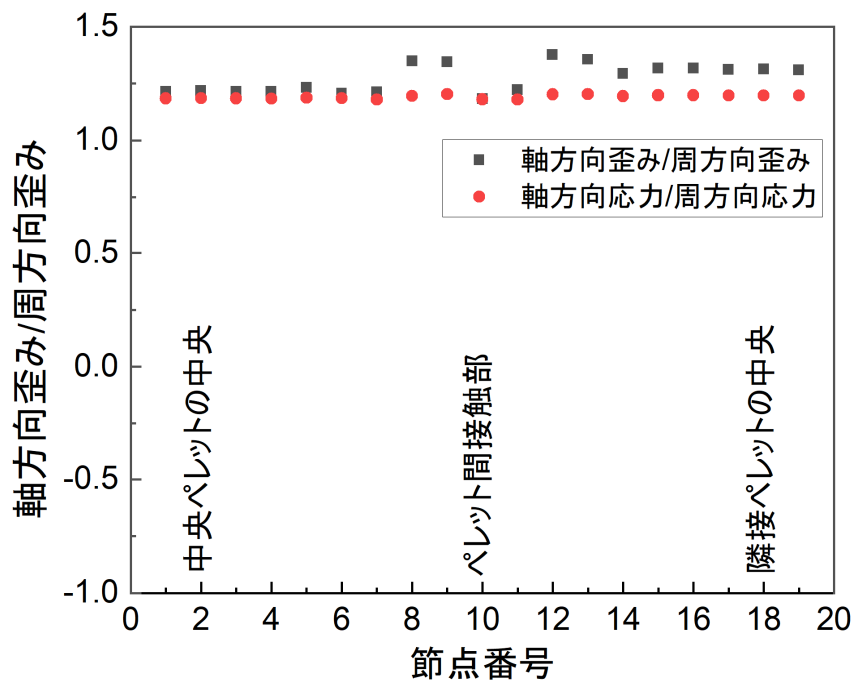


図 4.6.7-11 ペレット 7 個(内両端ペレットは蓋)、摩擦なしの外壁側応力比歪み比分布

4.6.8 MOX 燃料の RIA 時 FP ガス放出挙動解明のための EPMA 解析

CN-1 実験で観察された内圧破裂型の破損では、過渡 FP 放出に伴う内圧上昇が主たる駆動力になったと考えられ、破損発生条件を把握する上で最も重要な要素の一つである。軽水炉用高燃焼度 MOX 燃料の RIA 条件下での挙動に関するデータはこれまでに NSRR で多くの実験が行われており⁽¹⁹⁻²¹⁾、FP ガス放出データも蓄積されている。そこで本年度は、高燃焼度 MOX 燃料の RIA 時 FP ガス放出挙動を理解するために、過去にパルス試験を実施した BZ-3 及び BZ-4 燃料のペレット EPMA (electron probe microanalysis) およびパンクチャー試験結果を用いて、MOX 燃料に特有の組織である Pu スポットの寄与を評価した。

(1) BZ-3/BZ-4 の試験データ整理⁽²²⁻²⁷⁾

パルス照射試験に供された LWR-MOX 燃料棒 BZ-3 および BZ-4 は、スイスのベツナウ原子力発電所で照射された燃料棒より切り出された。MOX ペレット製造プロセスは MIMAS (MIcronized MASTer blend) であり、プルトニウム核分裂性物質の含有量は製造時に 4.1%であった。試験燃料棒の仕様を表 4.6.8-1 に示す。燃料棒の平均燃焼度は 59 GWd / tHM で、燃料被覆材は Zry-4、酸化層の厚さは 20 μ m、水素含有量は 160 ppm であった。

燃料棒のパンクチャー試験結果を表 4.6.8-2 に示す。ベース照射後 (BZ-ref) および BZ-3 と BZ-4 パルス照射後の核分裂生成物ガス放出割合は、それぞれ 0.055、0.39、0.15 であった。

図 4.6.8-1 に、BZ-ref とパルス照射後 (BZ-3/BZ-4) のペレット表面の光学顕微鏡観察結果を示す。パルス照射後の燃料ペレット周辺部では、微細なクラックが多数観察された。図 4.6.8-2 に、BZ-ref のペレット EPMA 結果 (Pu と Nd のマッピング) を示す。白い部分は Pu スポット領域を示し、Nd 濃度の局所的な増加は、Pu スポットでの局所的な燃焼度の増加を反映している。Pu スポットには製造時に核分裂性同位元素が多く含まれるため、Pu スポット領域外と比較して核分裂生成物が多く蓄積される。

図 4.6.8-3 に、SEM によるペレットの断面観察結果を示す。パルス照射後の燃料ペレット周辺部では広範囲にわたりクラックが形成されており、いくつかのクラックは Pu スポット領域を貫通している。パルス照射条件下の温度勾配に伴う熱応力によってクラックが形成したものと考えられ、クラック形成による核分裂ガス放出促進の可能性を示唆している。図 4.6.8-4 に、パルス照射 (BZ-3 試験) 後の燃料ペレットの中心部と中間部の SEM 観察結果を示す。Pu スポット以外の領域においても粒界で気泡が連結し、ペレット中心部と中間部の両方で、粒界ガストンネルの形成が見られる。一方、BZ-ref、BZ-4 試験ではこのような粒界ガストンネルは観察されなかった。

(2) EPMA 解析手法

EPMA 結果を図 4.6.8-5 (a) - (c) に示す。(a)-(c)それぞれにおいて、上側の図の縦軸は

「Nd 相対濃度」を示し、EPMA 感度の影響を排除するためにバックグラウンドカウントで規格化している。Nd 相対濃度のピークは、Pu スポット領域に対応する。下側の図の縦軸は「Xe / Nd 相対濃度」で、Pu スポット除外領域のバックグラウンド数と Nd ベース (Pu スポット除外領域における Nd 相対濃度の平均値) によって規格化した。全てのペレットで、Nd 相対濃度に多くのピークが見られ、対応する位置で Xe 濃度の低下が見られた。Nd ピークと Nd ベースの比率の平均値は、3 つの燃料ペレット間で 1.6~1.8 (平均値: 1.7) の範囲であった。図 4.6.8-6 に、BZ-ref、BZ-3 および BZ-4 の Xe 相対濃度の比較を示す。BZ-3 の Pu スポットおよび Pu スポット除外領域の Xe 相対濃度は、いずれも、他の燃料ペレットの水準をやや下回った。

EPMA における電子ビームの燃料ペレット材料への侵入深さは 1 μm 未満⁽²⁸⁾であるため、気泡に保持されている核分裂ガスは、EPMA 測定では殆ど検出されていない、即ち、検出された Xe 量は主にマトリックスに保持された Xe の寄与を表すと考えられる。以下の式に示すように、Pu スポット領域で生成された Xe と Pu スポットのマトリックスに溶解した Xe の量の差は、放出された Xe と粒内に保持された Xe の合計 (F_{Xe}) と考えられる。

$$F_{Xe} = V_{Pu} \times \frac{G_{Xe} - D_{Xe}}{(1 - VF_{Pu}) \times B_{Xe} + VF_{Pu} \times G_{Xe}} \quad (1)$$

where,

F_{Xe} : Difference between the amounts of fission gas generated and dissolved in the Pu-spot region,

VF_{Pu} : Volume fraction of Pu-spot in fuel pellet (= 0.25),

B_{Xe} : Relative amount of fission gas dissolved in the Pu-spot-excluded region (= 0.9),

G_{Xe} : Relative amount of fission gas generated in the Pu-spot region (= $B_{Xe} \times 1.7$), and

D_{Xe} : Relative amount of fission gas dissolved in the Pu-spot region.

式 (1) の概念を図 4.6.8-7 に概略的に示す。BZ-ref、BZ-3 および BZ-4 の VF_{Pu} の平均値は、EPMA の Nd ピーク全長の割合に基づき 0.25 と推定された。これより BZ-ref の F_{Xe} の値は、式 (1) から 0.20 と評価された。一方、パンクチャー試験結果による核分裂ガス放出量は 0.055 であった。これらの値の違いは、パルス照射前に Pu スポット領域のポアに保持されている Xe 量と考えられた。

図 4.6.8-3 の観察結果に基づき、パルス照射時にペレット外周に形成されたクラックは、Pu スポット領域に保持された核分裂性ガスの放出パスになると考え、BZ-3 および BZ-4 に対してペレット半径方向相対位置にして BZ-3 では 0.7、BZ-4 では 0.9 より外側の Pu スポットに保持されていた核分裂性ガスは、クラックから放出されたものと仮定した。これによれば、クラック形成が影響した体積の割合は、BZ-3 と BZ-4 でそれぞれおよそ 0.5 及び 0.2 となる。また BZ-ref では 0 とした。以上、EPMA を用いた解析結果、式 (1)、クラック形成の影響などを考慮した算定の結果、BZ-3 および BZ-4 実験時の Pu スポットからの核分

裂性ガス放出量は、それぞれ 0.13 および 0.04 と評価された。パンクチャー試験結果と比較より、Pu スポット以外の寄与は BZ-3 および BZ-4 で 0.26、0.11 と評価された。

ペレット EPMA 結果、ペレット金相観察、パンクチャー試験結果の組み合わせによる同様の評価手法を適用することにより、CN-1 実験燃料等他の MOX 燃料実験についても、Pu スポット寄与を含む詳細なガス放出挙動を把握できる可能性がある。

表 4.6.8-1 試験燃料棒及びパルス試験条件

ID		BZ-3 test	BZ-4 test
Test fuel Rod	Nuclear power plant	Beznau-1 (Switzerland)	
	Rod type	14x14 PWR	
	Cladding material	Low-tin Zry-4	
	MOX pellets production	MIMAS	
	Initial Pu enrichment, fissile (%)	4.1	
	Rod average burnup (MWd/kg)	59	
	Average oxide thickness (μm)	20	
	Cladding hydrogen content (wtppm)	160	
Pulse test conditions	Coolant temperature ($^{\circ}\text{C}$)	281	~20
	Coolant pressure (MPa)	6.6	0.1
	Initial fuel enthalpy (J/g)	70	0
	Maximum fuel enthalpy (J/g)	594 (non-failure)	451 (non-failure)

表 4.6.8-2 パンクチャー試験結果

		BZ-ref	BZ-3 test	BZ-4 test
Gas volume (cm ³)		113.1	26.6	53.5
Gas composition (v/o)	H ₂	<0.1	<0.1	76.6
	He	78.8	22.3	8.4
	N ₂	<0.1	0.3	0.2
	O ₂	<0.1	<0.1	<0.1
	Ar	0.1	<0.1	<0.1
	Kr	1.1	3.9	1.0
	Xe	19.5	72.0	15.7
Fission gas release		0.055	0.39	0.15

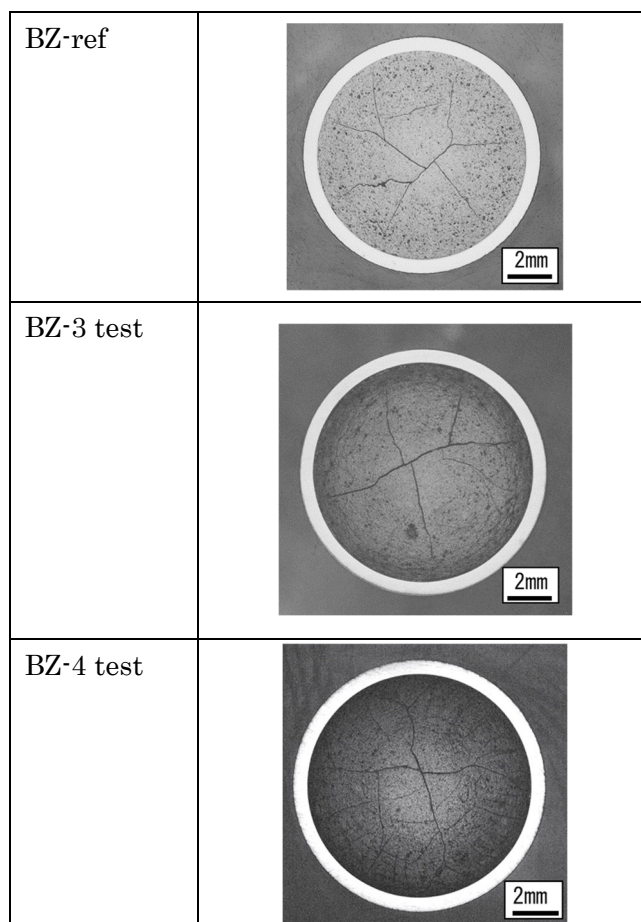


図 4.6.8-1 パルス試験後の金相断面観察

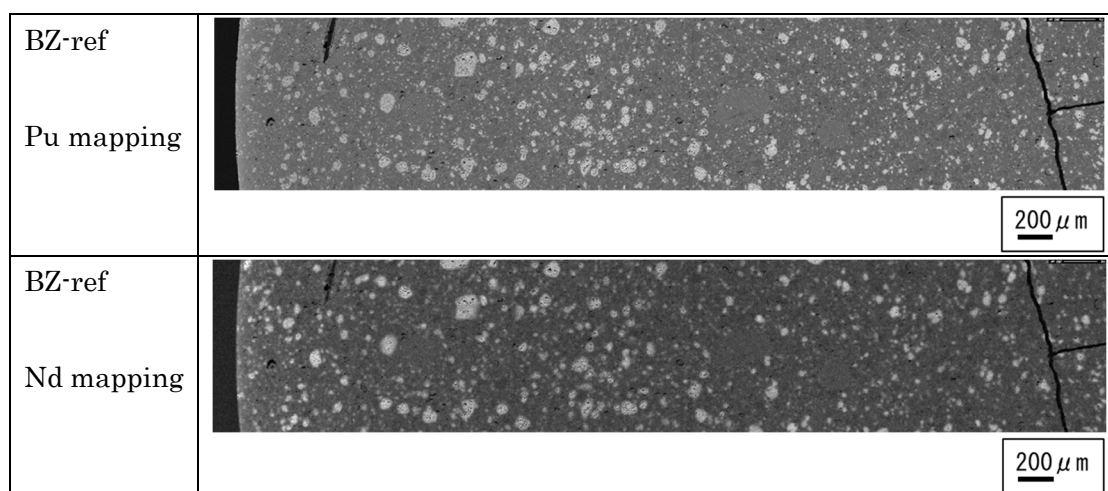


図 4.6.8-2 BZ-ref の EPMA マッピング

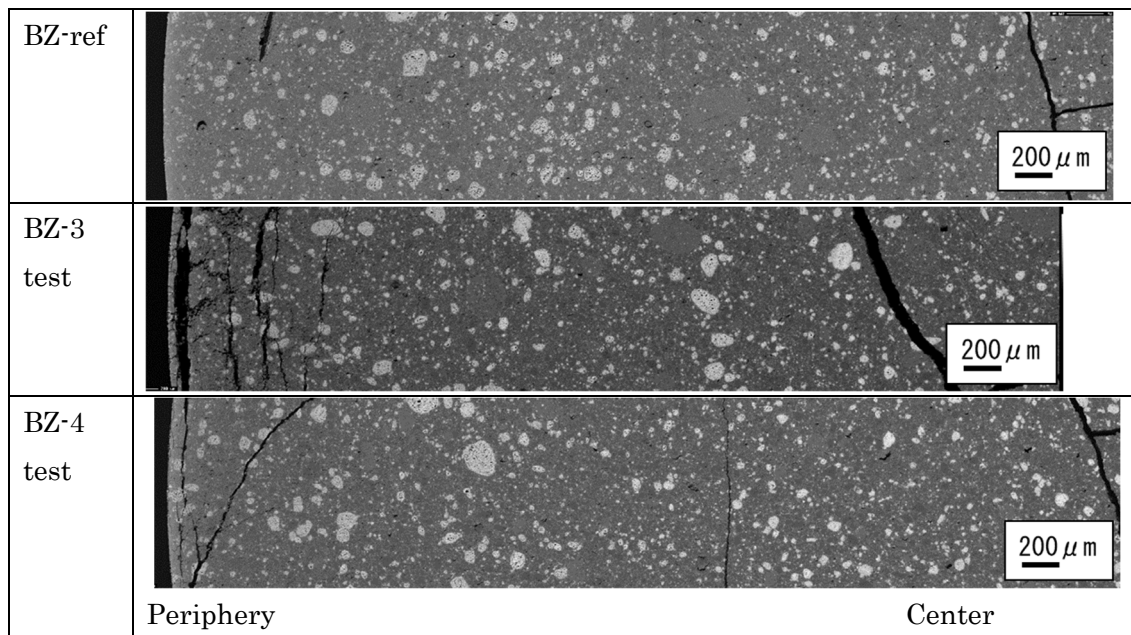


図 4.6.8-3(a) パルス前後の SEM 観察結果

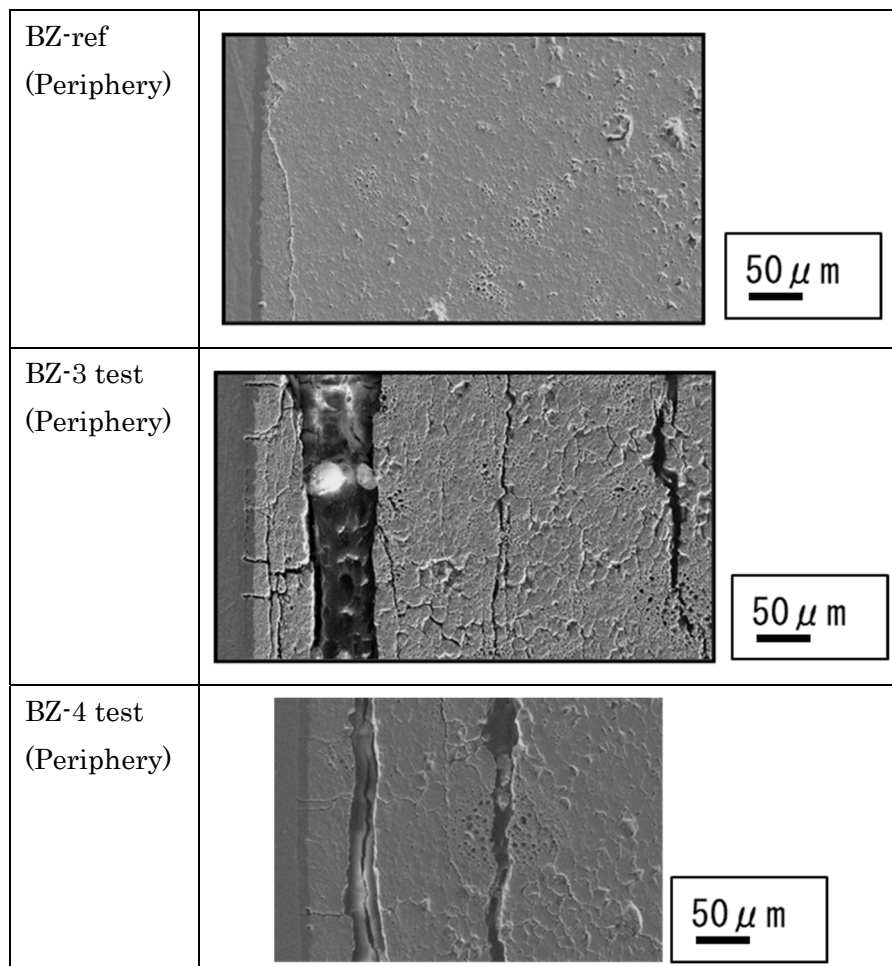


図 4.6.8-3(b) パルス前後のペレット外周部の SEM 観察結果

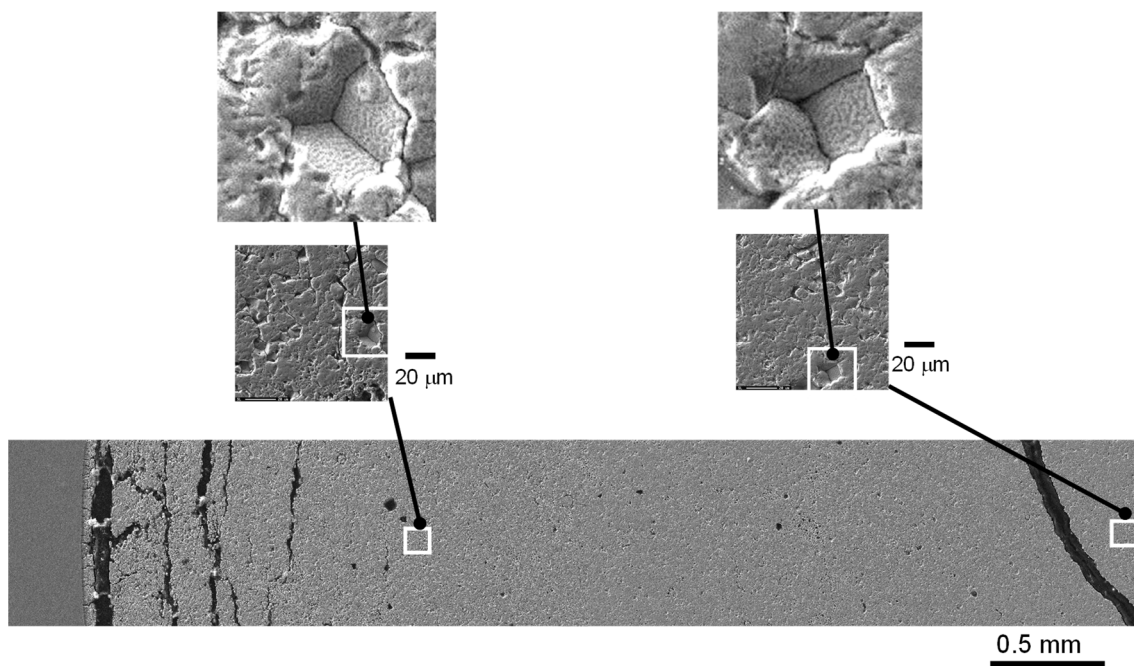


図 4.6.8-4 BZ-3 test のペレット中心部及び中間部の SEM 観察結果

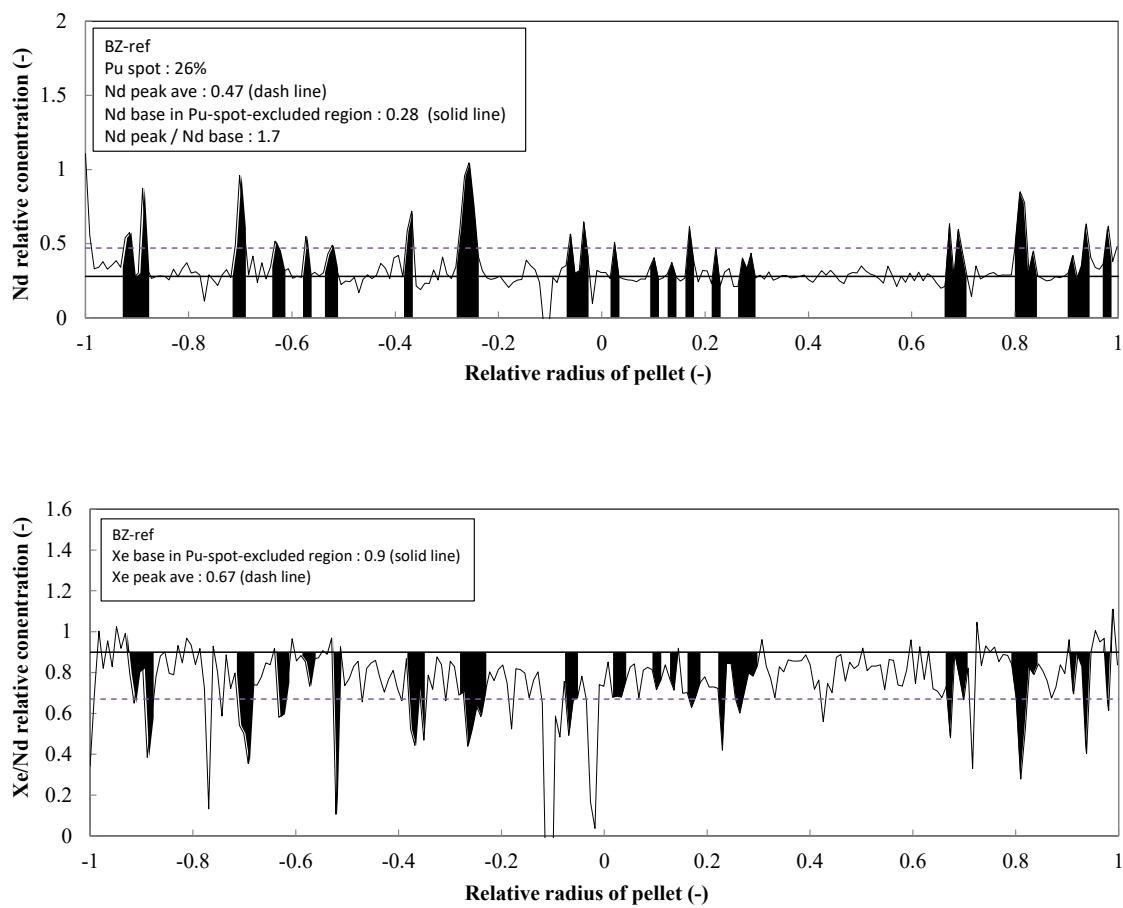


図 4.6.8-5(a) BZ-ref の EPMA 測定結果

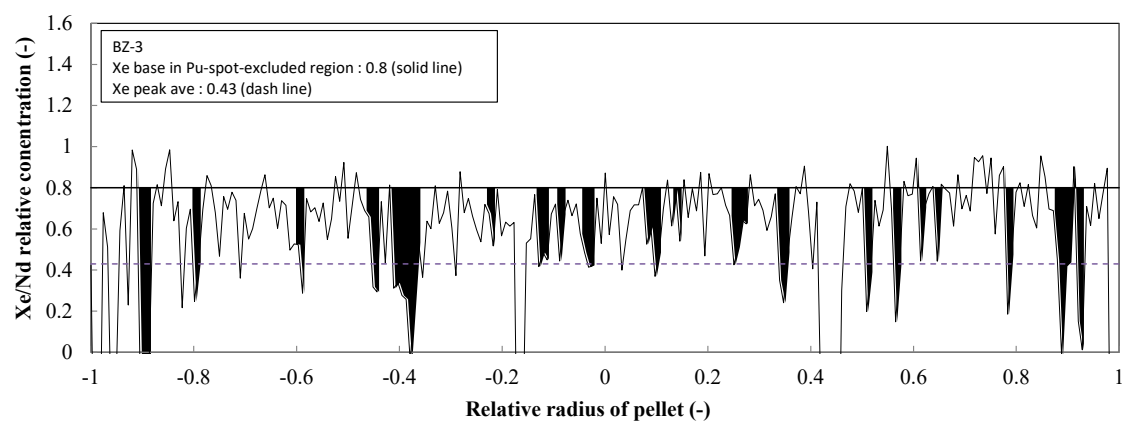
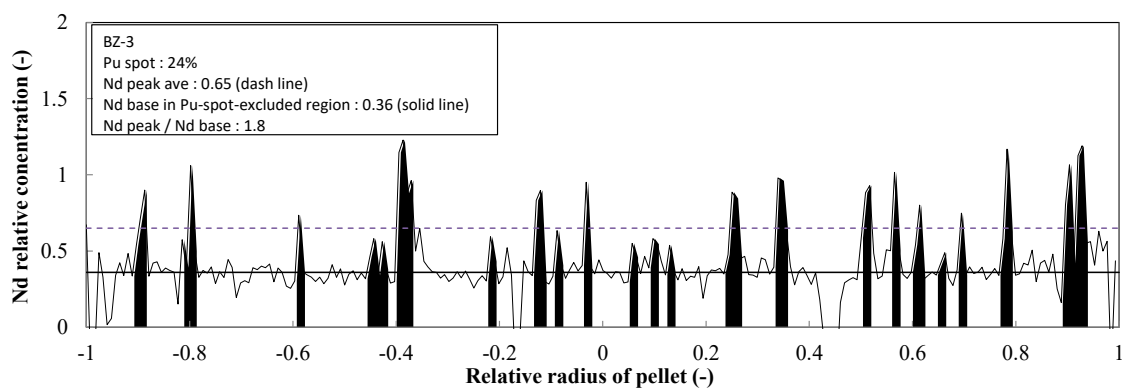


図 4.6.8-5(b) BZ-3 test の EPMA 測定結果

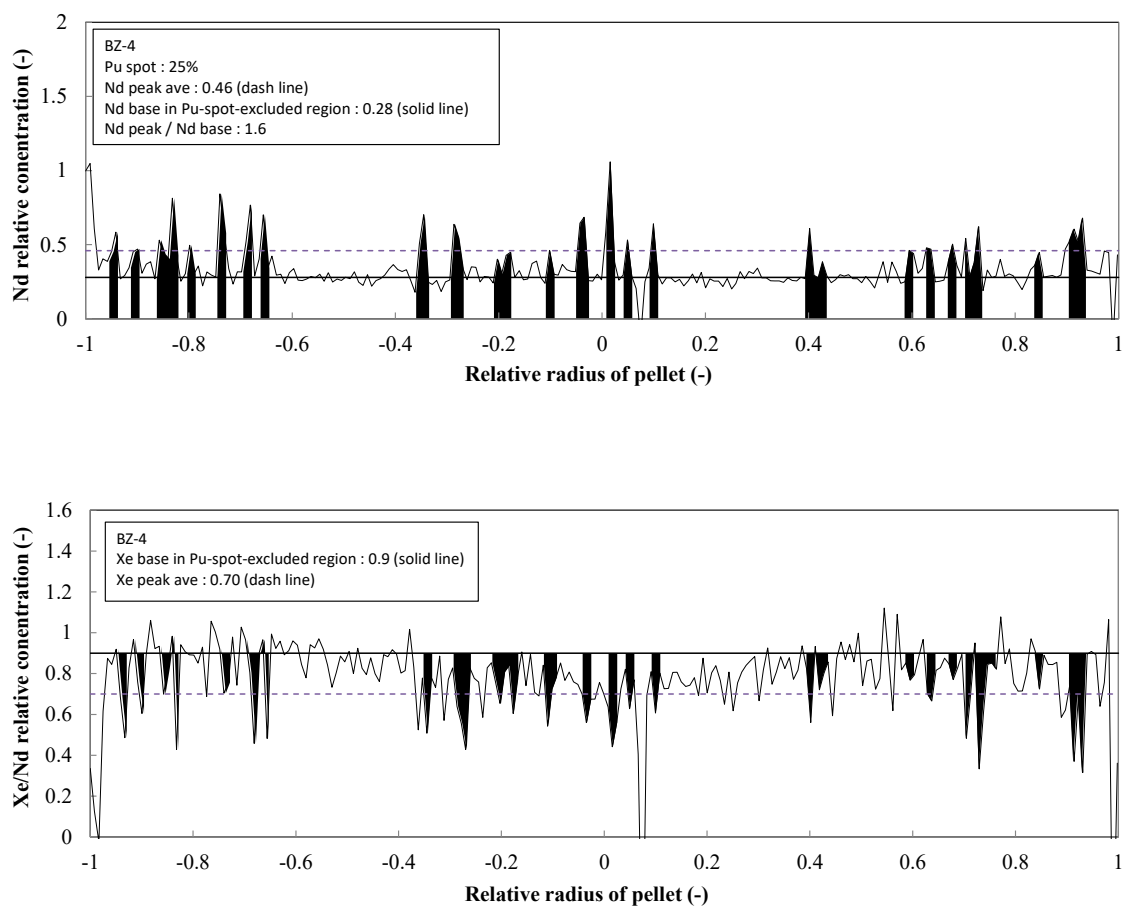


図 4.6.8-5(c) BZ-4 test の EPMA 測定結果

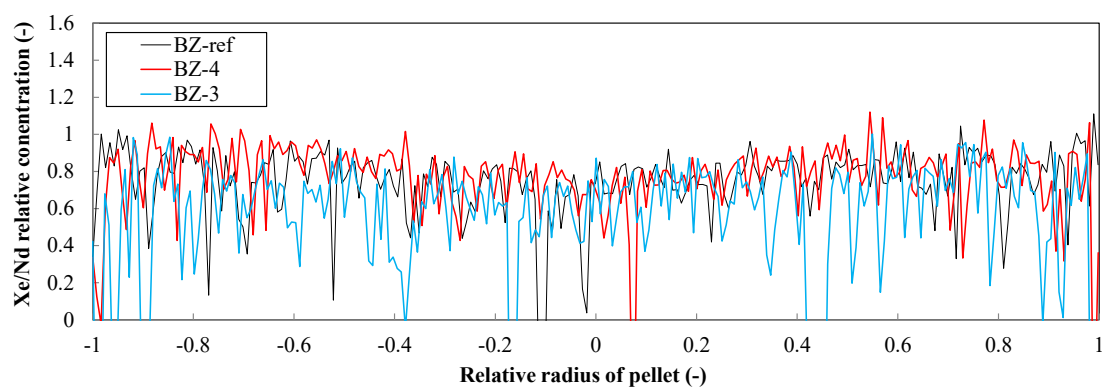


図 4.6.8-6 BZ-ref、BZ-3 test 及び BZ-4 test の Xe 濃度（相対値）比較

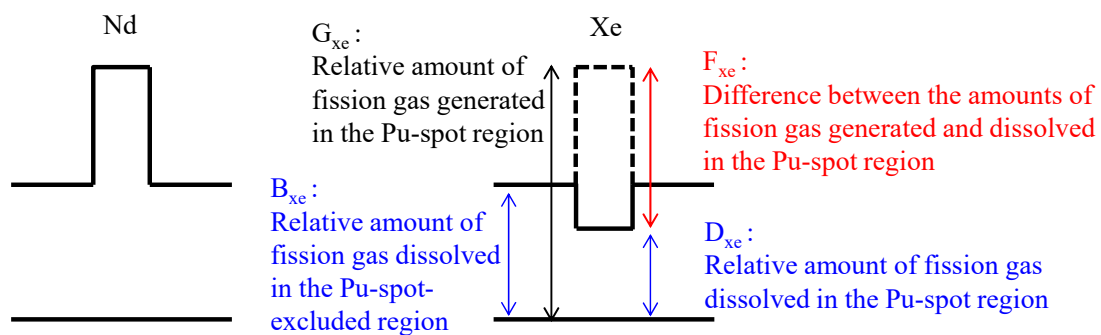


図 4.6.8-7 Pu スポットにおける EPMA 結果の解釈について

4.7 改良型燃料被覆管の照射成長試験

4.7.1 改良型燃料被覆管の照射成長試験の概要

民間事業者は、既存の発電用軽水炉のさらなる有効活用と安全性向上等のため、軽水炉燃料被覆管の組成を従来の材料から変更することで外表面腐食量や水素吸収量の抑制を図った改良型燃料被覆管合金の開発を進めてきている。この改良合金を使用した燃料集合体が特に国内の PWR において近い将来導入されることが見込まれるが、改良型燃料の被覆管等の材料として今後導入が見込まれる改良合金は、従来使用されてきた材料と組成や製造条件が異なることから、これらの改良合金のみで構成された燃料集合体またはこれらの改良合金と従来合金が混在して構成されるような燃料集合体においては、その使用中の照射成長に伴う変形挙動が従来合金のみを用いたものと異なる可能性がある。このような改良合金を使用した燃料集合体に係る事業者からの申請に備え、改良合金を含む種々の PWR 燃料被覆管合金を長期間にわたって PWR 冷却水条件下で照射し、軸方向の伸びを直接比較することによって、高速中性子の照射による影響だけでなく、合金成分、高燃焼度で顕著となる腐食や水素吸収等が照射成長に及ぼす影響を把握することを目的に、ノルウェー・エネルギー技術研究所 (IFE) が保有する試験炉を用いた改良合金の照射成長試験を実施した。

平成 22 年度に、試験準備、照射容器(照射リグ) の設計および製作、照射容器を接続する高温高压水ループの改造を実施、平成 23 年度から照射試験を開始し、平成 23 年度以降は、試験炉の定期シャットダウン時期に合わせて試験片の中間検査を実施した。平成 30 年 6 月末のハルデン炉廃炉決定に伴い照射試験は昨年度の第 12 照射サイクル(平成 30 年 2 月まで) で終了し、一部の試験片について照射後試験を実施した。全体工程を表 4.7-1 に示す。

今年度は、ノルウェー・ハルデン炉での照射成長試験を完了した試験片について、同施設から日本原子力研究開発機構(原子力機構)のホット施設への輸送等を実施した。

4.7.2 輸送準備

ハルデン炉で照射された照射試験片は、乾式貯蔵施設に保管されており、所定の保管場所から IFA-735/736 の照射試験片を取り出し、ホットセルに移動した。(図 4.7-1~4.7-3) 原子力機構に輸送する IFA-735/736 の試験片リストを表 4.7-2~4.7-3 に示す。試験片総数は 70 個であり、その内、IFA-735 リグの試験片が 26 個で、IFA-736 リグの試験片が 34 個である。加えて、IFA-735 リグで照射し、照射後試験に供された 10 個の引張試験片が含まれる。全ての試験片を輸送容器に装荷するために、試験片を 1 個ずつ収納できる孔をもつアルミニウム製ホルダーを設計・製作した(図 4.7-4~4.7-5)。図 4.7-6 に円柱状ホルダー全体の外観を示す。ホルダーは、4 個からなり、それぞれを識別するために図 4.7-7 に示すようにホルダー外表面に A,B,C,D と刻印した。引張試験片を収納する容器には、図 4.7-8 に示すように 01~10 の 2 桁の数字を刻印した。円柱状ホルダーに収納した試験片リストを表 4.7-4~4.7-7、試験片の配置を図 4.7-9~4.7-12 に示す。試験片を装荷した状態の外観を図 4.7-13~4.7-16 に示

す。各ホルダーを組み立てた全体の外観を図 4.7-17 に示す。

60 個のクーポン試験片及び 10 個の引張試験片を原子力機構に輸送する準備を実施した。輸送容器は、IFE が所有する A 型輸送容器を用いた。輸送容器はネジでロックされ、さらにオーバーパック（木箱）に梱包され原子力機構に輸送する準備を完了した。

4.7.3 輸送

ハルデンからノルウェー・オスロ空港まで陸送、オスロ空港から成田空港まで空輸し、2019 年 9 月 24 日に成田空港から原子力機構燃料試験施設まで陸送にて輸送した。燃料試験施設にてオーバーパックを開梱し、A 型輸送容器を取り出し、ホットセルに内に移動した。その後、ホットセル内でホルダーを解体し、ホルダー内に試験片があることを確認した。ホットセル内での作業の様子を図 4.7-18 に示す。

空容器の返送に係る輸送は 2019 年 10 月 10 日に実施した。経路は、原子力機構燃料試験施設から成田空港まで陸送し、成田空港からオスロ空港まで空輸し、オスロ空港からハルデンまで陸送した。

表 4.7-1 全体工程

年度	H23	H24	H25	H26	H27	H28	H29	H30	R1	R2
照射成長試験				照射試験						
中間検査			試験炉の定期シャットダウンの時期に合わせ実施							
照射後試験									日本への 試験片輸送	
解析評価										総合評価

表 4.7-2 原子力機構に輸送する試験片リスト (IFA-735)

Coupon ID	Material	Length [mm]	Weight [mg]
5-1	M5	100.022	1540.83
5-2	Zry-4 (RX)	100.079	1915.89
5-3	J-Alloy J3 (RX)	≈32	448.90
5-4	ZIRLO (RX)	100.090	1707.12
5-5	opt-ZIRLO (P-RX)	100.161	1647.57
5-6	ZIRLO (SR)	100.198	1651.85
5-7	Zry-4 (CW, high Q)	100.292	1964.94
5-8	M5	100.012	1538.95
5-9	Zry-4 (RX)	100.074	1969.09
5-10	Zry-4 (SR)	≈32	506.70
5-11	M-MDA (SR)	100.049	1713.50
5-12	M-MDA (RX)	100.127	1714.98
5-13	J-Alloy J2 (RX)	100.032	1692.64
5-14	Zry-4 (CW)	100.302	1934.04
5-16	M-MDA (RX) +H	50.040	861.95
5-17	J-Alloy J2 (RX)	49.976	857.24
5-18	J-Alloy J2 (RX) +H	50.041	860.24
5-19	Zry-4 (SR, high Q)	50.095	947.91
5-20	Zry-4 (RX, high Q)	50.024	931.11
5-23	M5 +H	50.009	681.35
5-24	Zry-4 (RX)	50.015	942.02
5-25	Zry-4 (RX) +H	50.038	955.71
5-26	Zry-4 (SR)	50.151	926.82
5-27	M-MDA (SR)	49.967	853.00
5-29	M5	100.068	1552.56
5-30	Zry-4 (RX)	100.124	2005.11
5-31	Zry-4 (SR)	≈32	500.80
5-32	M-MDA (SR)	100.382	1717.01
5-33	J-Alloy J2 (RX)	100.092	1704.50
5-34	J-Alloy J3 (RX)	≈32	443.60
5-35	M5	≈32	411.00
5-36	Zry-4 (RX)	≈32	518.20
5-37	Zry-4 (RX) +H	≈32	519.80
5-38	M-MDA (RX)	≈32	455.40
5-39	opt-ZIRLO (P-RX)	≈32	450.40
5-40	ZIRLO (RX)	≈32	466.30

(+H: Charged-hydrogen content ~200 ppm)

表 4.7-3 原子力機構に輸送する試験片リスト (IFA-736)

Coupon ID	Material	Length [mm]	Weight [mg]
6-1	J-Alloy J3 (RX)	49.959	848.05
6-2	ZIRLO (RX)	50.026	835.40
6-3	E110 OPT	49.965	850.48
6-4	Zry-4 (CW)	50.109	966.26
6-5	Zry-4 (CW, high Q)	50.113	969.86
6-6	Zry-4 (RX, high Q)	50.027	935.96
6-8	M5	49.988	760.66
6-9	M5	49.978	758.16
6-10	Zry-4 (RX)	50.031	975.45
6-11	Zry-4 (SR)	50.159	954.22
6-12	J-Alloy J2 (RX)	49.959	839.65
6-13	opt-ZIRLO (P-RX)	49.988	830.79
6-15	opt-ZIRLO (P-RX)	49.993	822.10
6-16	ZIRLO (SR)	50.052	834.27
6-17	J-Alloy J3 (RX)	49.994	839.74
6-19	E110 OPT	49.983	863.63
6-20	Q12	50.005	770.52
6-21	E635M	50.049	841.15
6-22	M5	49.991	755.81
6-23	M5	49.976	757.36
6-24	Zry-4 (RX)	50.035	978.65
6-26	M-MDA (SR)	49.983	865.05
6-27	M-MDA (RX)	50.025	865.29
6-28	J-Alloy J2 (RX)	49.994	849.20
6-30	M-MDA (RX) +H	50.058	861.51
6-32	J-Alloy J2 (RX) +H	50.024	856.60
6-33	Q12	49.982	766.32
6-34	Q12 +H	50.000	742.88
6-35	Q12 +HH	49.968	746.51
6-37	M5 +H	50.003	724.83
6-39	Zry-4 (RX) +H	50.064	975.00
6-40	Zry-4 (RX) +HH	50.095	938.75
6-41	M-MDA (SR)	49.965	858.79
6-42	M-MDA (SR) +H	50.017	855.63

(+H: Charged-hydrogen content ~200 ppm)

(+HH: Charged-hydrogen content ~400 ppm)

表 4.7-4 ホルダーAに収納した試験片

No	Coupon ID	Material	Length [mm]
1	5-1	M5	100.022
2	5-2	Zry-4 (RX)	100.079
3	5-4	ZIRLO (RX)	100.090
4	5-5	opt-ZIRLO (P-RX)	100.161
5	5-6	ZIRLO (SR)	100.198
6	5-7	Zry-4 (CW, high Q)	100.292
7	5-8	M5	100.012
8	5-9	Zry-4 (RX)	100.074
9	5-11	M-MDA (SR)	100.049
10	5-12	M-MDA (RX)	100.127
11	5-13	J-Alloy J2 (RX)	100.032
12	5-14	Zry-4 (CW)	100.302
13	5-29	M5	100.068
14	5-30	Zry-4 (RX)	100.124
15	5-32	M-MDA (SR)	100.382
16	5-33	J-Alloy J2 (RX)	100.092

表 4.7-5 ホルダーBに収納した引張試験片

No	Tube ID	Coupon ID	Material	Length [mm]
1	01	5-3	J-Alloy J3 (RX)	≈32
2	02	5-10	Zry-4 (SR)	≈32
3	03	5-31	Zry-4 (SR)	≈32
4	04	5-34	J-Alloy J3 (RX)	≈32
5	05	5-35	M5	≈32
6	06	5-36	Zry-4 (RX)	≈32
7	07	5-37	Zry-4 (RX) +H	≈32
8	08	5-38	M-MDA (RX)	≈32
9	09	5-39	opt-ZIRLO (P-RX)	≈32
10	10	5-40	ZIRLO (RX)	≈32

表 4.7-6 ホルダーC に収納した試験片

No	Coupon ID	Material	Length [mm]
1	5-16	M-MDA (RX) +H	50.040
2	5-17	J-Alloy J2 (RX)	49.976
3	5-18	J-Alloy J2 (RX) +H	50.041
4	5-19	Zry-4 (SR, high Q)	50.095
5	5-20	Zry-4 (RX, high Q)	50.024
6	5-23	M5 +H	50.009
7	5-24	Zry-4 (RX)	50.015
8	5-25	Zry-4 (RX) +H	50.038
9	5-26	Zry-4 (SR)	50.151
10	5-27	M-MDA (SR)	49.967
11	6-1	J-Alloy J3 (RX)	49.959
12	6-2	ZIRLO (RX)	50.026
13	6-3	E110 OPT	49.965
14	6-4	Zry-4 (CW)	50.109
15	6-5	Zry-4 (CW, high Q)	50.113
16	6-6	Zry-4 (RX, high Q)	50.027
17	6-8	M5	49.988
18	6-9	M5	49.978
19	6-10	Zry-4 (RX)	50.031
20	6-11	Zry-4 (SR)	50.159
21	6-12	J-Alloy J2 (RX)	49.959
22	6-13	opt-ZIRLO (P-RX)	49.988

表 4.7-7 ホルダーD に収納した試験片

No	Coupon ID	Material	Length [mm]
1	6-15	opt-ZIRLO (P-RX)	49.993
2	6-16	ZIRLO (SR)	50.052
3	6-17	J-Alloy J3 (RX)	49.994
4	6-19	E110 OPT	49.983
5	6-20	Q12	50.005
6	6-21	E635M	50.049
7	6-22	M5	49.991
8	6-23	M5	49.976
9	6-24	Zry-4 (RX)	50.035
10	6-26	M-MDA (SR)	49.983
11	6-27	M-MDA (RX)	50.025
12	6-28	J-Alloy J2 (RX)	49.994
13	6-30	M-MDA (RX) +H	50.058
14	6-32	J-Alloy J2 (RX) +H	50.024
15	6-33	Q12	49.982
16	6-34	Q12 +H	50.000
17	6-35	Q12 +HH	49.968
18	6-37	M5 +H	50.003
19	6-39	Zry-4 (RX) +H	50.064
20	6-40	Zry-4 (RX) +HH	50.095
21	6-41	M-MDA (SR)	49.965
22	6-42	M-MDA (SR) +H	50.017

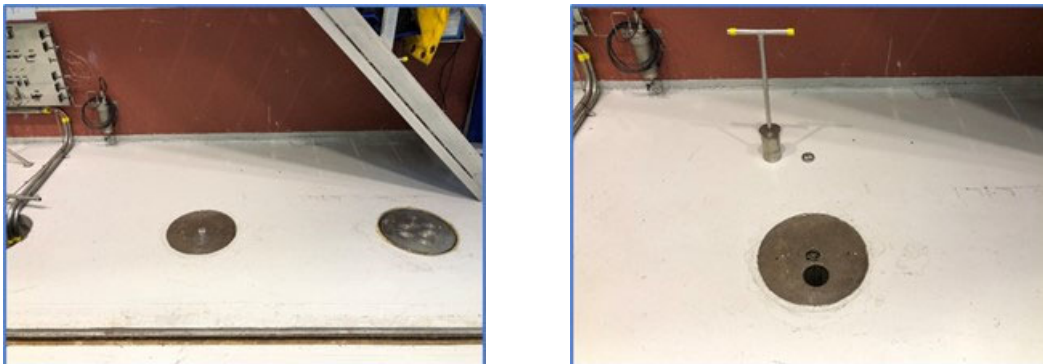


図 4.7-1 乾式貯蔵施設の IFA-735/736 の保管孔



図 4.7-2 IFA-735/736 の試験片を収納した容器の取り出し.

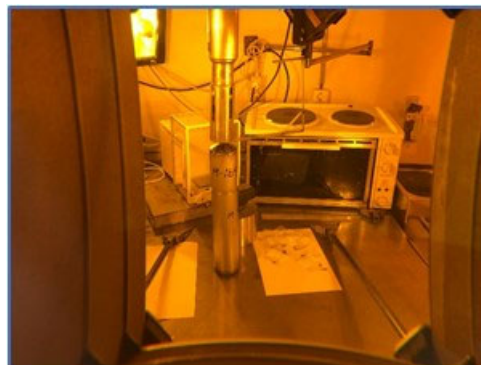
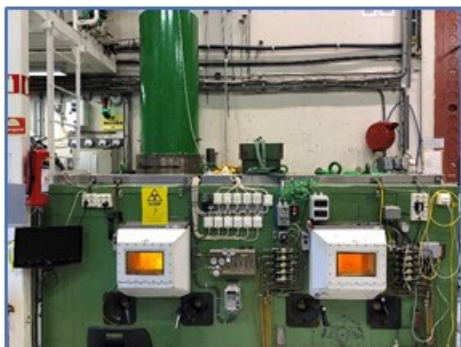


図 4.7-3 ホットセルへのコンテナ移動



図 4.7-4 円柱状ホルダー、中心ロッド、蓋の外観



図 4.7-5 引張試験片を収納する管状容器の外観



図 4.7-6 組み立てた状態のホルダーの外観



図 4.7-7 ID「A,B,C,D」と刻印された円柱状ホルダー



図 4.7-8 ID「01」と刻印された引張試験片用管状容器の外観

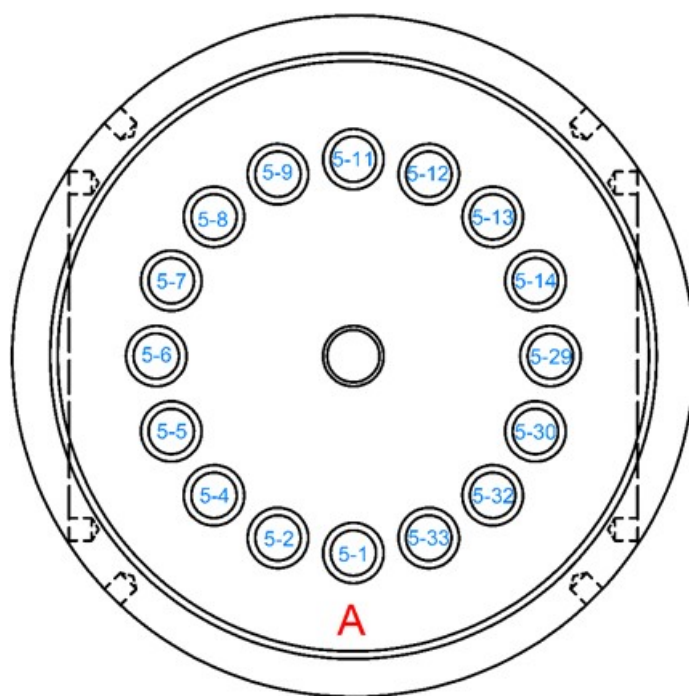


図 4.7-9 ホルダーAの試験片配置

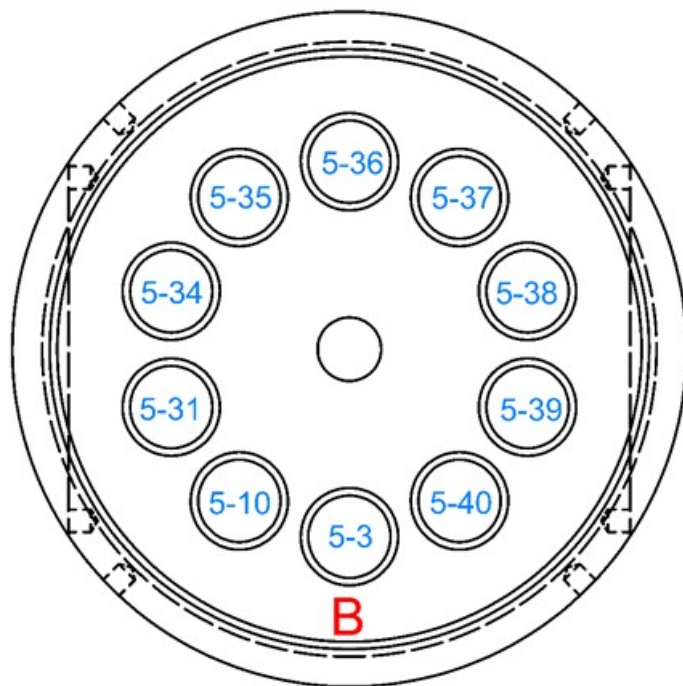


図 4.7-10 ホルダーBの試験片配置.

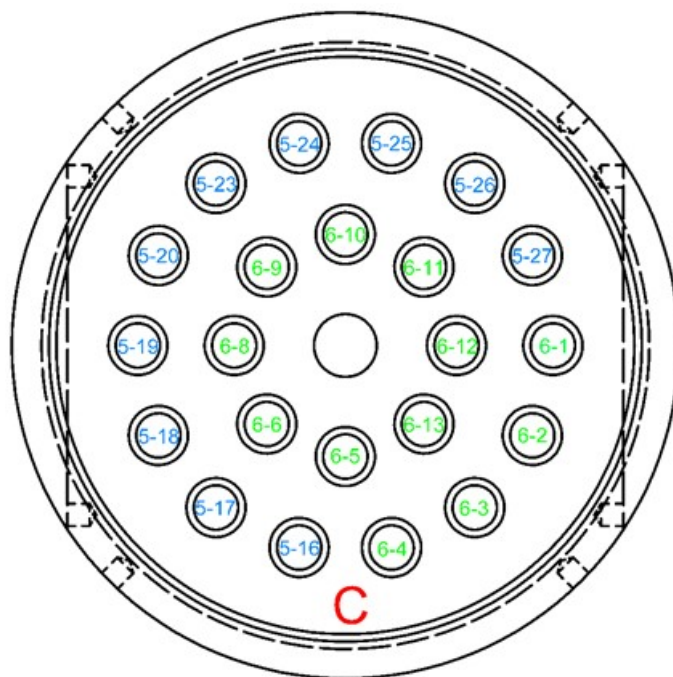


図4.7-11 ホルダーCの試験片配置

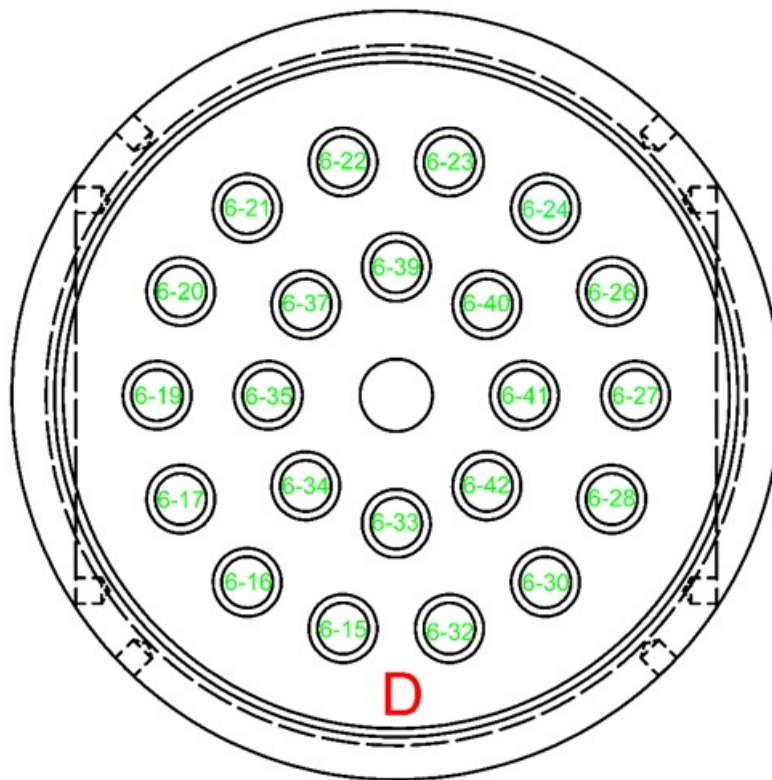


図 4.7-12 ホルダーD の試験片配置

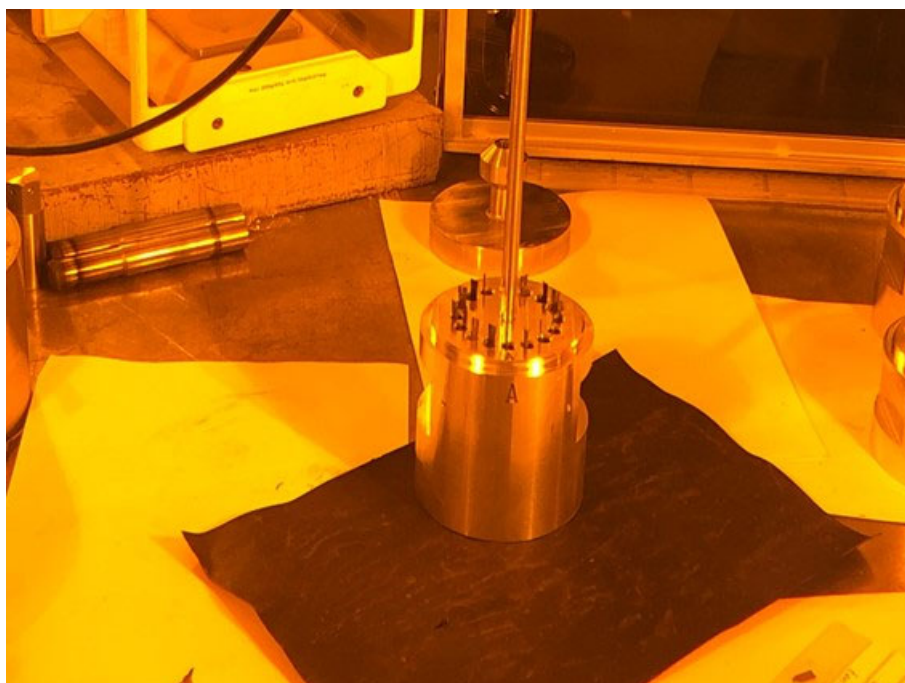


図 4.7-13 IFA-735 試験片を装荷したホルダーA の外観

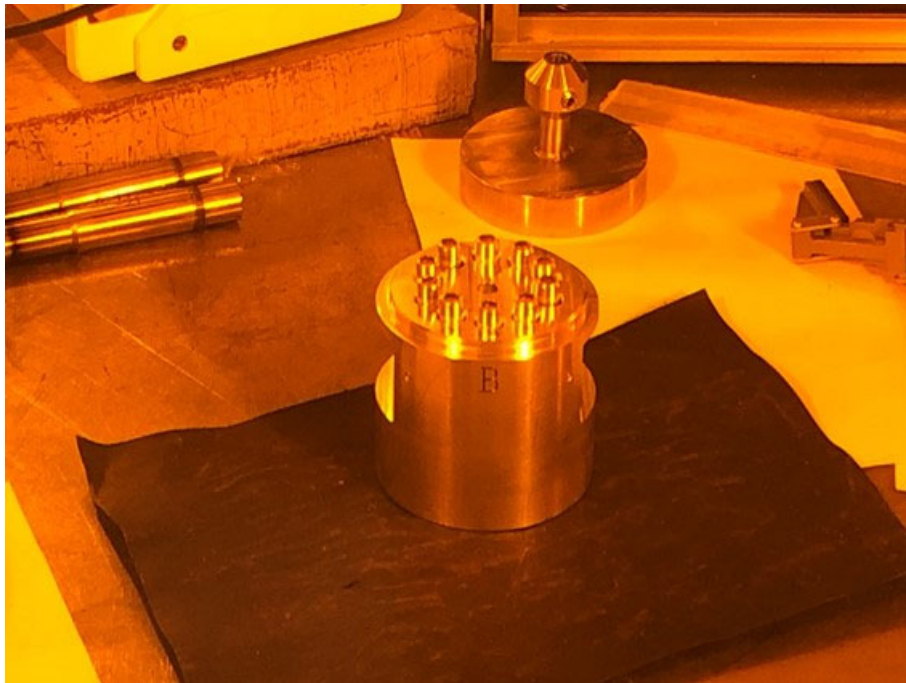


図 4.7-14 IFA-735 引張試験片を装荷したホルダーBの外観

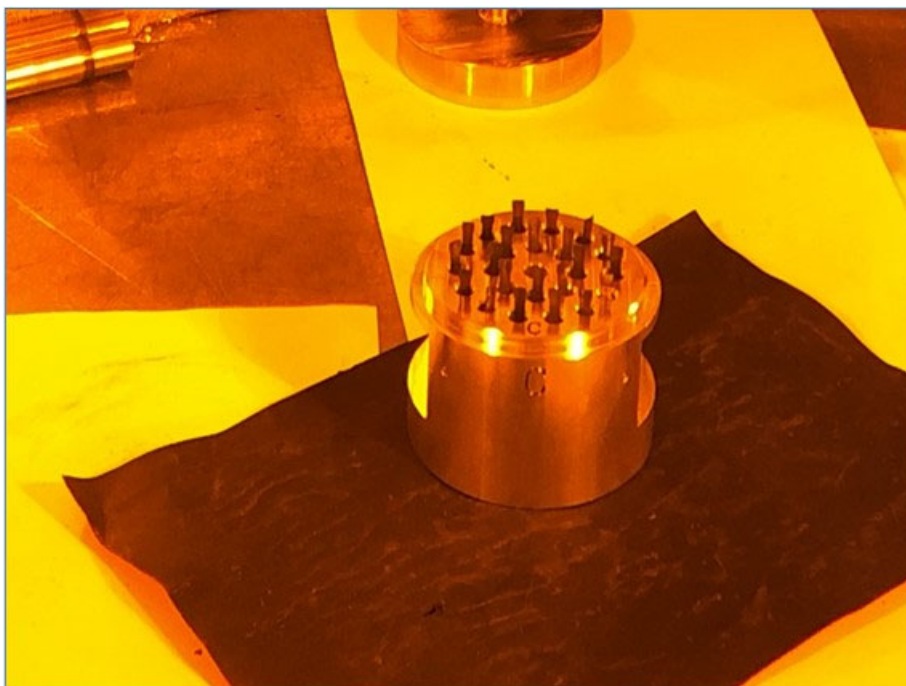


図 4.7-15 IFA-736 試験片を装荷したホルダーCの外観

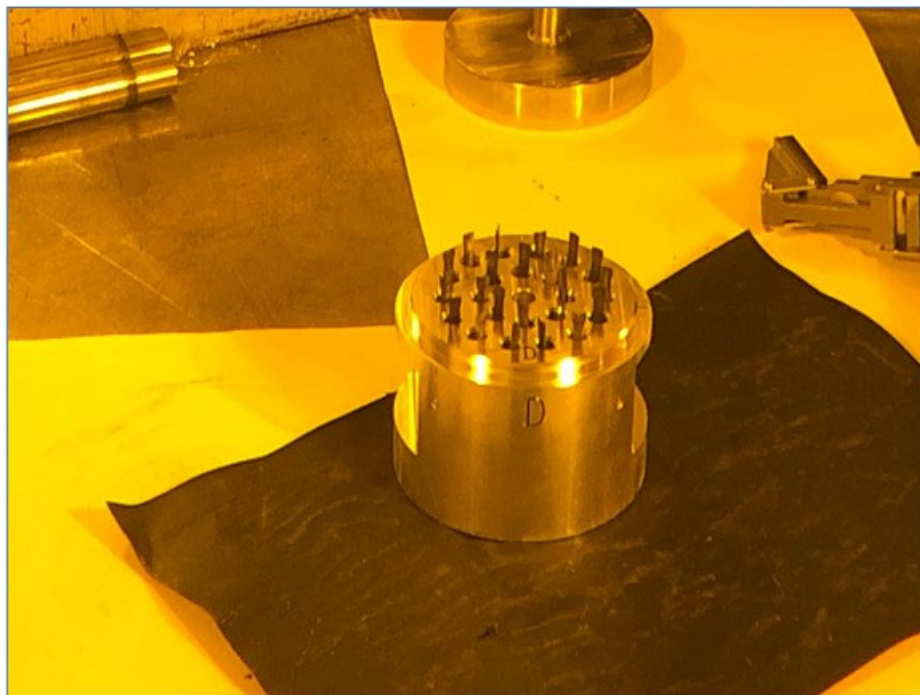


図 4.7-16 IFA-736 試験片を装荷したホルダーDの外観

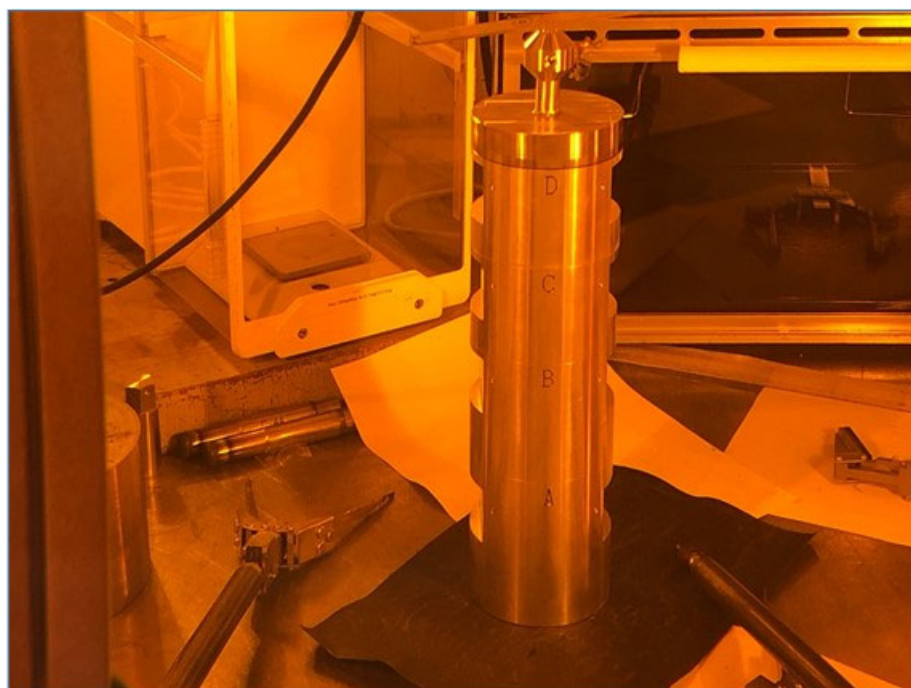


図 4.7-17 組み立て後ホルダーの外観

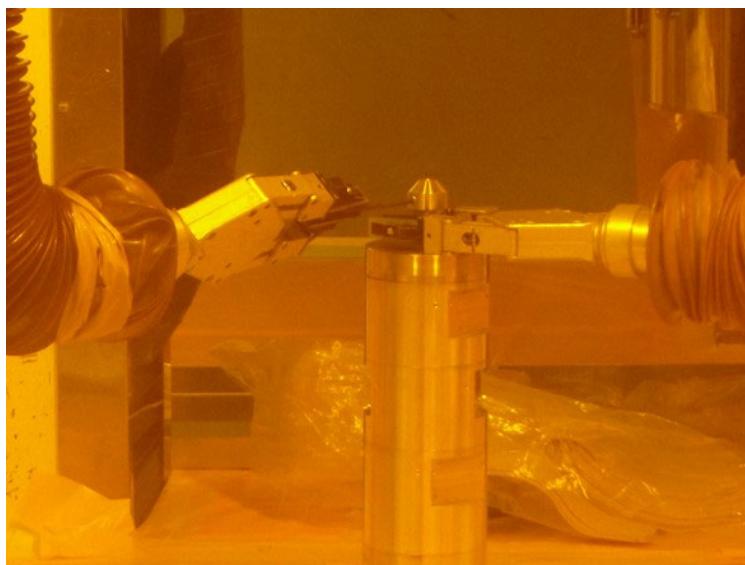


(ホットセル内に A 型輸送容器の移動)



(A 型輸送容器からホルダーの取り出し)

図 4.7-18(1) 燃料試験施設ホットセル内での作業様子

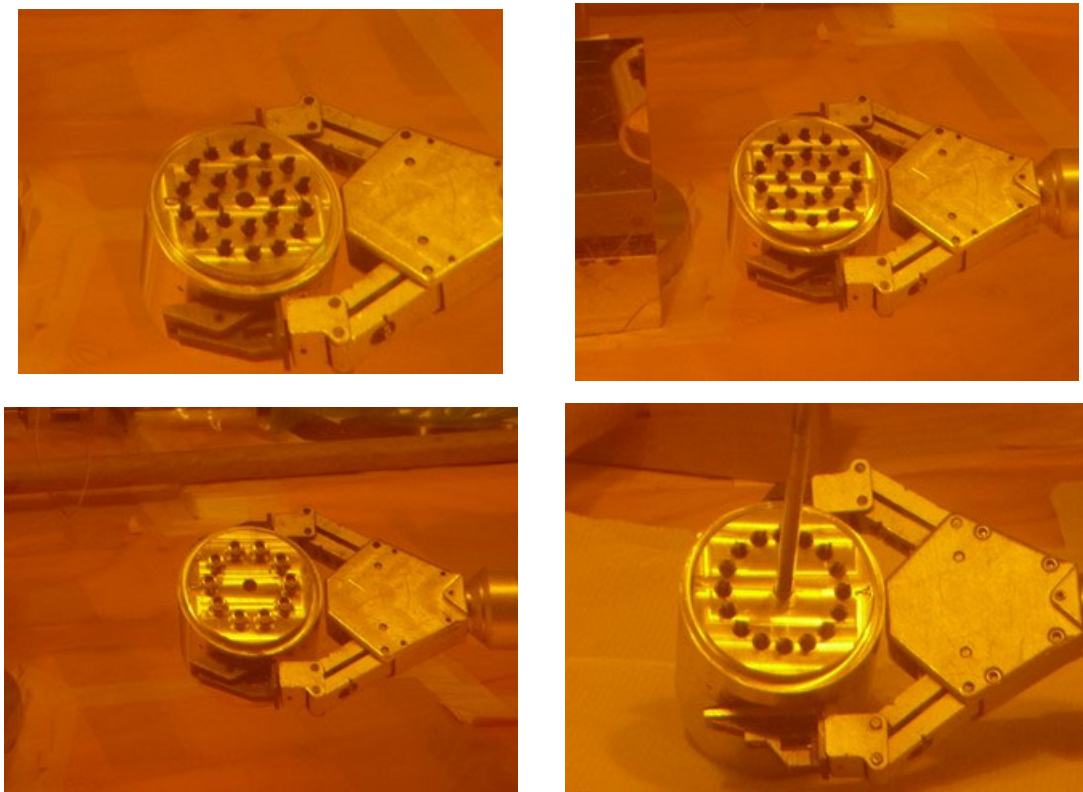


(ホルダー外観)



(ホルダー解体)

図 4.7-18(2) 燃料試験施設ホットセル内での作業様子



試験片が装荷されたホルダーの外観

図 4.7-18(3) 燃料試験施設ホットセル内での作業様子

4.8 廃棄物処分

本事業における照射後試験の実施に伴い発生した放射性廃棄物は、性状（固体廃棄物及び液体廃棄物）及び表面線量率により区分し、機構内の放射性廃棄物処理場へ引き渡し、処理又は保管廃棄を行った。発生した放射性廃棄物の量については、RIA 試験に付随する照射後試験では固体廃棄物約 3.2m³ 及び液体廃棄物約 3.5m³、また LOCA 試験関連では固体廃棄物約 1.9m³ 及び液体廃棄物約 2.1m³ であった。

4.9 専門部会の開催

事業で得られた成果の内容の充実と正確性を期するための専門部会を、令和 2 年 11 月 18 日（水）に開催した。

本専門部会では、事業の全体概要、LOCA 試験、RIA 試験、解析評価について、平成 31 年度（令和元年度）に得られた成果が原子力機構担当者からそれぞれ報告され、出席した専門部会委員との質疑応答を通じ、成果内容の充実を図った。

4.10 事業の進捗管理

事業計画内容を漏れの無いように遂行するための原子力規制庁担当官との打合せを令和元年5月21日、8月1日に実施した。

各打合せにおいては、その時点での事業の進捗状況等を報告した。

5章 結言

令和元年度事業において得られた成果を以下にまとめる。

- (1) 欧州の試験施設において、非常に高い燃焼度まで照射された軽水炉燃料を対象とした LOCA 模擬実験が実施され、LOCA 条件下の昇温過程において燃料ペレットが細片化し、細片化した燃料ペレットが燃料棒内軸方向に再配置し、燃料被覆管の破裂開口から燃料棒外に放出される現象（Fuel Fragmentation, Relocation and Dispersal : FFRD）が観察されている。LOCA 時に膨れ破裂した燃料被覆管の膨れ部に細片化した燃料ペレットが高密度に集積した場合には、燃料棒の出力が局所的に上昇し、燃料被覆管最高温度（PCT）を上昇させる恐れがある。また、細片化した燃料ペレットが燃料棒外に放出された場合、その放出量によっては、LOCA 時の炉心の冷却性を阻害する恐れがある。従って、LOCA 時の燃料ペレットの細片化の発生条件とその程度、細片化した燃料ペレットの燃料被覆管膨れ部における充填率及び燃料棒外放出量、等に係るデータを取得し、FFRD が LOCA 時の炉心冷却性に及ぼす影響を評価することが重要である。

令和元年度は実燃料入り燃料ペレットを除去しない状態の高燃焼度軽水炉燃料棒を対象とした LOCA 模擬試験の実施に向け、LOCA 模擬試験装置を原子力機構燃料試験施設のホットセル内に設置した。

燃料ペレットの細片化挙動に関して、燃料ペレット単体を用いた LOCA 時温度変化模擬加熱試験を実施し、燃料ペレット細片化の程度と加熱時の到達温度との傾向、並びに加熱中燃料ペレットから放出された FP ガスの時刻歴から、高燃焼度燃料ペレットで顕著な細片化が生じ得る温度を概略明らかにした。この温度は先行研究で評価されている高燃焼度燃料の LOCA 模擬試験時の燃料ペレット細片化発生温度と整合するものであった。また、加熱試験後の燃料ペレット粒子に対して SEM を用いたマイクロ組織観察等を実施し、細片化が顕著でなかった比較的な大きな燃料ペレット粒子（粒子サイズ 500 μm 以上）はダークゾーンの外側からリム組織の内側に位置する組織が加熱試験時に粒界割れしたことによって形成されたものと推測された。

LOCA 後の炉心冷却性の評価に関して、LOCA 時の温度履歴を経験した燃料被覆管に対し、地震時に燃料棒に加わる荷重を適切に模擬し、繰り返し荷重負荷可能な曲げ試験装置を整備した。

FFRD に関して、現行燃料の現在の使用条件では多くのペレット片の移動や放出は予想されないとの知見があるものの、同現象は被覆管最高温度や炉心冷却性に影響を及ぼす恐れがあることから、FFRD の発生条件やその影響に関する知見が十分に得られた際には、ECCS 性能評価指針への反映について検討すべきである。

- (2) 反応度事故（RIA）に対する安全評価においては、原子炉出力の急上昇によって破損に至る燃料棒の本数を評価し、破損本数に応じて、破損に伴い圧力容器内で発生する機械的エネルギーや冷却材中に放出される放射性物質の量を評価を行う。したがって、燃料が破損

に至ると判断するための基準（破損しきい値）が適切に定められていることが重要である。燃焼が進んだ燃料の破損については、その主な原因がペレット被覆管機械的相互作用（PCMI）であること、また、燃焼度の増大とともに破損が起りやすくなることが明らかになったことを受けて、平成 10 年に PCMI 破損しきい値が燃焼度 75 GWd/t までの範囲について定められた。さらに、平成 30 年度まで、導入が見込まれる改良型燃料を対象として 75 GWd/t を超える燃焼度域で燃料が破損に至る条件の定量化及び現行 PCMI 破損しきい値が改良型燃料に対して有する安全余裕を確認してきた。しかし、平成 30 年度に実施した RIA 模擬試験において、一部の改良型燃料で、RIA 時破損限界が現在の規制基準の一つである PCMI 破損のしきい値を下回るケース、従来見られなかった内圧破裂型破損を生じるケースが確認され、これらの破損限界低下や特徴的な破損の発生をもたらした原因について、破損発生条件及びメカニズムを踏まえて解明する必要がある。

令和元年度は、OS-1 燃料の破損における ADOPT ペレットの影響を検証する取り組みの一環として、同燃料と同じ集合体で照射された無添加 UO_2 燃料を対象とし、且つ OS-1 に可能な限り近い条件でのパルス照射を行う RIA 模擬実験 OS-2 を実施し、OS-1 実験と結果を比較した。室温条件で実施した OS-2 実験燃料（燃焼度 63 GWd/t の Zry-2 被覆、添加物無し BWR- UO_2 燃料）では、燃料エンタルピー増分が 260 J/g (62 cal/g) に達したが、過渡計測において燃料破損を示唆する信号は検出されなかった。平成 30 年度に実施した Zry-2 被覆 BWR- UO_2 燃料実験である OS-1（ADOPT 燃料：クロミア及びアルミナ添加物入り燃料ペレット）及び M5 被覆 PWR-MOX 燃料実験である CN-1 の照射後試験、レファレンス試験、並びに炉外多軸応力負荷試験を進め、以下の主要な知見を得た。

- OS-1 燃料の試験後被覆管金相観察（昨年度と異なる位置で実施）結果によると、径方向に配向した水素化物を經由しながらき裂が進展し、最終的に貫通欠陥の形成に至ったと考えられる。このようなき裂進展は従来観察されてきた BWR 燃料の PCMI 破損における典型的な破損形態であり、OS-1 実験燃料棒の破損においても、径方向に配向した水素化物が重要な役割を果たしたことを示唆している。
- CN-1 燃料棒の X 線透過試験結果より、亀裂部周辺において小さな空間が観察され、ペレットが亀裂部から放出したこと、もしくは FP ガスに伴う燃料棒内圧上昇により被覆管が膨れたものと推測された。
- LS-4 燃料の供試燃料を対象とした水素濃度測定及び金相観察によると、水素濃度は 53 ppm で低く、水素化物は疎らに分布していた。これは RIA 模擬試験 LS-4 で破損しなかったという結果と整合的である。
- Zry-4 被覆管（17×17 型、冷間加工材）を対象に、歪み比 0 から 1 の範囲で歪み比を一定にして荷重を負荷する試験を室温条件で実施した。試料の破損形態は、歪み比が 0.75 以下で破裂、歪み比が 1 のとき破断となった。破断現象が現れる可能性は、高燃焼度化（ボンディング）により高くなるものと考えられる。
- 水素化物再配向被覆管の断面金相で観察された水素化物の配向特性と破損限界データとの関係から、径方向へ投影した水素化物の長さを用いた指標と破損時ひずみの間に明瞭な負の相関が確認された。この情報を用いて、OS-1 の破損限界低下に対す

る径方向水素化物の寄与について、より定量的な分析を行う。

PCMI 破損とは、延性の低下した被覆管が燃料ペレットの膨張による内側からの荷重に耐えられず破損に至る現象であることから、OS-1 の低破損限界の要因についても、被覆管自身の破損限界低下とペレットによる変形駆動力増大の二者が可能性として考えられる。今年度はそれぞれの観点について、以下の結果を得た。

① 被覆管側の要因

- ・ 水素化物配向パラメータを介した炉外被覆管破壊試験との比較から、OS-1 の破損限界低下における径方向水素化物の寄与を裏付ける傾向が確認された。
- ・ OS-2 燃料被覆管中の水素化物径方向配向特性は OS-1 と比べてやや弱く、破損限界が高い可能性が示唆された。

② ペレット側の要因

- ・ OS-1 燃料がベース照射中に経験した周方向応力レベル、または PCMI 負荷レベルは過去実験に供された BWR 燃料と比較して高く、径方向水素化物形成が促進されていたことが示唆された（解析評価のまとめ(3)を参照）。
- ・ 一方で、OS-1 (ADOPT 燃料) の比較対照実験である OS-2 (無添加燃料) で燃料は破損しなかったものと見られ、この結果からは、過渡時においても ADOPT ペレットが何らかの機構によりより高い PCMI 駆動力を齎した可能性が示唆された。

但し ADOPT ペレットの過渡時の挙動については今後更に FGD 実験を含む多角的な検討を重ね、慎重に議論を進める必要がある。

- (3) 燃料ペレット及び被覆管内部における温度や応力の分布といった直接計測できない状態を評価して試験結果の解釈に資すること、また、試験装置の制約を超えた条件下での燃料挙動を予測することで、試験から得られる知見を補完し、安全評価手法の整備に資することを目的として、各種解析評価を行う。本年度は、燃料挙動解析コードや汎用有限要素解析コードを用いた RIA 試験解析、被覆管破損限界の破壊力学的評価、PCMI 時応力状態評価、また FFRD 等により燃料棒外に放出された燃料ペレット片が炉心冷却性に及ぼす影響の検討等を行い、以下の知見を得た。

- ・ OS-2 予測解析の結果によれば被覆管表面の最大到達温度は 160 °C 程度で安定的な膜沸騰には至らず、従って燃料棒内圧上昇はひずみに有意な影響を及ぼさないため、燃料の変形は PCMI による。PCMI 破損モデルの判定は非破損であった。
- ・ CN-2 予測解析の結果によれば、初期内圧 5 MPa を想定したケースでは被覆管変形量が有意に大きい。CN-1 で観察された内圧破裂型破損に及ぼす境界条件（燃料棒内外圧差や冷却材温度）の影響を明らかにする観点から、CN-2 で初期内圧を 5 MPa 等高压に設定するのは有効な条件設計と考えられる。M5 合金の高耐食性により水素吸収量が低い水準で維持され、PCMI 破損モデルによれば CN-1 同様非破損が予想される。一方被覆管周方向応力値の推移を比べると、全体に CN-2 が CN-1 を上回り、内圧破裂型破損が生じる可能性は十分に考えられる。

- OS-1 実験燃料及び過去の NSRR 実験供試 BWR 燃料について実施したベース照射挙動解析結果によれば、OS-1 燃料がベース照射中に経験した周方向応力レベル、または PCMI 負荷レベルが全燃料中で最も高い。高い周方向応力により水素化物の再配向が促進され、破損限界低下の一因となったことが示唆された。
 - 炉外二軸応力試験で得られた被覆管破損限界データに基づく破壊力学指標（破損時 J 積分）は NSRR 実験結果の逆解析からの推定値と良く整合した。二軸応力条件の影響を考慮した場合の下限值は逆解析推定値よりやや低く、この下限値を適用する方で応力条件に関し保守的な破損予測とすることができる。
 - 高燃焼度燃料実験中の燃料ペレット温度履歴に基づく被覆管応力歪み状態の解析結果によれば、ペレットと被覆管がある程度固着し、且つペレットが割れを生じていない場合、最大周方向歪みが 2%を超えない条件範囲において、軸方向応力/周方向応力比は約 1.2、歪み比にして約 1.3 に達し、またこれら軸/周比はペレット胴部がペレット間接触部を上回る。
 - 堆積した燃料の冷却性評価に基づき許容可能な燃料放出量を簡易的に判定可能とする LOCA、RIA 共通のデータベースを整備することを目的として、複数の原子炉圧力容器タイプについて、Lipinski モデルによるドライアウト発生条件のパラメータサーベイを実施した。想定する圧力容器のタイプにより結果は異なるが、何れの系においても放出重量以外の複数のパラメータが解析結果（ドライアウト熱流束に対する熱流束の比）に対し有意な感度を示しており、不確かさは大きい。それぞれの系で最も保守的な条件による計算結果に対応するばらつきの上限について見ると、概ね放出重量 100~200kg の区間で系はドライアウトに達する。
- (4) 設計基準事故を超えるような条件に原子炉施設が至るような場合について、炉心の著しい損傷の開始の判断及び事故拡大防止策の有効性評価においては、現在設計基準 LOCA 時の炉心冷却性維持を目的とした基準が適用されているが、このような判断基準援用の妥当性については検討の余地がある。評価の目的に照らしてよりの確かな基準としていく上では、現行 LOCA 基準の 1200℃を超える温度域で起こる燃料挙動と炉心の著しい損傷とみなすべき条件の相関について整理、評価が必要であり、また必要に応じ、上記高温条件での燃料損傷挙動について知見を取得、拡充する必要がある。本年度は、高温領域で想定される燃料状態に係る知見を調査、整理し、併せて、研究炉 NSRR を用いて高温条件を模擬することを想定した場合の試験条件を検討した。また、被覆管の高温酸化試験の一環として、水蒸気の供給開始タイミングをパラメータとした試験を実施し、昇温時の環境が高温酸化特性に与える影響を評価した。
- (5) 民間事業者は、既存の発電用軽水炉のさらなる有効活用と安全性向上等のため、軽水炉燃料被覆管の組成を従来の材料から変更することで外表面腐食量や水素吸収量の抑制を図った改良型燃料被覆管合金の開発を進めてきている。この改良合金を対象として、ノルウェー・エネルギー技術研究所が保有する試験用原子炉(ハルデン炉)を用いた照射成長試

験を平成 23 年度より実施してきた。2つの照射試験リグ(IFA-735 及び-736)を用いて試験片を照射し、試験片に照射された高速中性子フルエンスは最終的に約 8×10^{21} (n/cm²)に到達した。平成 30 年 6 月末のハルデン炉廃炉決定に伴い照射試験は昨年度の第 12 照射サイクル(平成 30 年 2 月まで)で終了し、一部の試験片について照射後試験を実施した。本年度は、ノルウェー・ハルデン炉での照射成長試験を完了した試験片について、同施設から日本原子力研究開発機構のホット施設への輸送等を実施した。

(参考文献)

1 章

- (1) 平成 20 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 21 年 11 月.
- (2) 平成 21 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 22 年 3 月.
- (3) 平成 22 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 23 年 9 月.
- (4) 平成 23 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 25 年 3 月.
- (5) 平成 24 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年 3 月.
- (6) 平成 25 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年 3 月.
- (7) 平成 26 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 27 年 3 月.
- (8) 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、(国研) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 28 年 3 月.
- (9) 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)、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 30 年 1 月.
- (10) 平成 29 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 29 年度分)、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 31 年 3 月.
- (11) 平成 30 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(燃料設計審査分野の規制研究)事業(平成 30 年度分)、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 31 年 3 月.

2 章

- (1) P. Raynaud, “Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal During the Loss-of-Coolant Accident,” Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2121 (2012).
- (2) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal,” NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
- (3) L.J. Siefken, “Axial fuel relocation in ballooning fuel rods,” Proc. 7th International

- Conference on Structure Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-7). Aug. 22-26, 1983, Chicago, US (1983).
- (4) C. Grandjean, G. Hache, C. Rongier, "High burnup UO₂ fuel LOCA calculations to evaluate the possible impact of fuel relocation after burst," Proc. Topical Meeting on LOCA Fuel Safety Criteria. Mar. 22-23, 2001, Aix-en-Provence. NEA/CSNI/R(2001)18, OECD/CSNI/NEA. 2001: 239-266 (2001).
 - (5) PD. Parsons, ED. Hindle, CA. Mann, "PWR fuel behaviour in design basis accident conditions. The deformation, oxidation and embrittlement of PWR fuel cladding in a loss-of-coolant accident," A State-of-the-Art Report by the Task Group on Fuel Behaviour of CSNI Principal Working Group No 2. Paris (France): Organisation for economic co-operation and development nuclear energy agency (Report no. CSNI Report 129) (1986).
 - (6) R. Emrit, R. Riggs, W. Milstead, J. Pittman, and H. Vandermolen, "A Prioritization of Generic Safety Issues," NUREG-0933, Section 3, Issue 92, "Fuel Crumbling during LOCA," Revision 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, October 2006 (2006).
 - (7) A. Cabrera and N. Waeckel, "A strength based approach to define LOCA limits," Proc. of TopFuel 2015, Zurich, Switzerland, September 13-17, 2015 (2015).
 - (8) Policy Issue (Information). Evaluation of fuel fragmentation, relocation and dispersal under loss-of-coolant accident (LOCA) conditions relative to the draft final rule on emergency core cooling system performance during a LOCA (50.46c). SECY-15-0148, No. 30, Nuclear Regulatory Commission (ADAMS Accession No. ML15238B193) (2015).
 - (9) "The Fukushima Daiichi accident," technical volume 1/5 description and context of the accident. Vienna (Austria): International Atomic Energy Agency (2015).
 - (10) MC. Billone, "Assessment of current test methods for post-LOCA cladding behavior," Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission. (Report no. NUREG/CR-7139, ANL-11/52) (2012).
 - (11) M. Flanagan, "Mechanical behavior of ballooned and ruptured cladding," Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission. (Report no. NUREG-2119) (2012).
 - (12) MC. Billone, Y. Yan, TA. Burtseva, RO. Meyer, "Cladding behavior during postulated loss-of-coolant accidents," Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission. (Report no. NUREG/CR-7219, ANL-16/09) (2016).
 - (13) M. Yamato, F. Nagase, M. Amaya, "Evaluation of fracture resistance of ruptured, oxidized, and quenched Zircaloy cladding by four-point-bend tests," J. Nucl. Sci.

Technol. 51:1125—1132 (2014).

- (14) T. Narukawa and M. Amaya, “Four-point-bend tests on high-burnup advanced fuel cladding tubes after exposure to simulated LOCA conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 57, No. 7, pp. 782-791 (2020).
- (15) F. Nagase and T. Fuketa, “Effect of Pre-Hydridding on Thermal Shock Resistance of Zircaloy-4 Cladding under Simulated Loss-of-Coolant Accident Conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 41, No. 7, pp. 723–730 (2004).
- (16) F. Nagase and T. Fuketa, “Behavior of Pre-hydrided Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 42, No. 2, pp. 209–218 (2005).
- (17) F. Nagase and T. Fuketa, “Fracture Behavior of Irradiated Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 43, No. 9, pp. 1114–1119 (2006).
- (18) F. Nagase, T. Chuto, and T. Fuketa, “Behavior of High Burn-up Fuel Cladding under LOCA Conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 46, No. 7, pp. 763–769 (2009).
- (19) T. Narukawa, M. Amaya, "Oxidation behavior of high-burnup advanced fuel cladding tubes in high-temperature steam," J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 56, No. 7, pp. 650–660 (2019).
- (20) T. Narukawa, M. Amaya, "Fracture limit of high-burnup advanced fuel cladding tubes under loss-of-coolant accident conditions," J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 57, No. 1, pp. 68–78 (2020).
- (21) VV. Rondinella, Thierry Wiss, “The high burn-up structure in nuclear fuel,” Materials Today, Vol. 13, Issue 12, pp. 24–32 (2010).
- (22) D. Baron, M. Kinoshita, P. Thevenin, L. Rodrigue, “Discussion about hbs transformation in high burn up fuels,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 41, Issue 2, pp. 199-214 (2009).

4 章

4.2 レファレンス試験

- (1) Y. Udagawa, T. Sugiyama and M. Amaya, “Thresholds for failure of high-burnup LWR fuels by Pellet Cladding mechanical interaction under reactivity-initiated accident conditions”, J. Nucl. Sci. Tech., Vol. 56, No.12, pp.1063-1072, (2019).

4.3 LOCA 試験

- (1) 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（事故時燃料冷却性評価に関する研究）事業に関する報告書、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 29 年 3

- 月.
- (2) 平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費（事故時燃料冷却性評価に関する研究）事業に関する報告書、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 28 年 3 月.
 - (3) 平成 29 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（事故時燃料冷却性評価に関する研究）事業（平成 29 年度分）、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 30 年 3 月.
 - (4) 平成 30 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（燃料設計審査分野の規制研究）事業（平成 30 年度分）、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 31 年 3 月.
 - (5) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal,” NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
 - (6) VV. Rondinella, Thierry Wiss, “The high burn-up structure in nuclear fuel,” *Materials Today*, Vol. 13, Issue 12, pp. 24–32 (2010).
 - (7) 平成 24 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 26 年 3 月.
 - (8) D. L. Hagrman and G. A. Reymann (eds.), “MATPRO-Version 11 A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior”, NUREG/CR-0497, TREE-1280, February (1979).
 - (9) D. Baron and J. Spino, “Does Rim Microstructure Formation Degrade the Fuel Rod Performance?”, Proc. of IAEA Technical Committee Meeting on Technical and Economic Limits to Fuel Burnup Extension, San Carlos de Bariloche, Argentina, 15–19 November 1999 (1999).
 - (10) M. E. Nissley, C. Frepoli, and K. Ohkawa, “Realistic assessment of fuel rod behavior under large-break LOCA conditions,” Proc. of the Nuclear Fuels Sessions of the 2004 Nuclear Safety Research Conference (NUREG/CP-0192). Proceedings; 2004 Oct 22–27; Washington (DC): Marriott Hotel at Metro Center; 2005 (2005).
 - (11) H. M. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations,” *Nucl. Eng. Technol.*, Vol. 37, pp. 327–362 (2005).
 - (12) 木村、画像解析装置の進歩と粒子形状・粒度分布測定、*エアロゾル研究*、Vol. 4、 pp. 192–197 (1989).
 - (13) M. Yamato, F. Nagase, and M. Amaya, “Reduction in the onset time of breakaway oxidation on Zircaloy cladding ruptured under simulated LOCA conditions,” *J. Nucl. Mater.*, Vol. 445, pp. 78–83 (2014).
 - (14) T. Narukawa and M. Amaya, “Four-point-bend tests on high-burnup advanced fuel cladding tubes after exposure to simulated LOCA conditions,” *J. Nucl. Sci. Technol.*,

4.4 RIA 試験

- (1) 平成 29 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 29 年度分）、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 31 年 3 月.
- (2) 平成 30 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（燃料設計審査分野の規制研究）事業（平成 30 年度分）、（国研）日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 31 年 3 月.
- (3) 平成 22 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、（独）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 23 年 9 月.
- (4) 平成 29 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 29 年度分）、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 31 年 3 月.
- (5) 平成 23 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、（独）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 25 年 3 月.
- (6) 平成 24 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、（独）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年 3 月.
- (7) 平成 25 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、（独）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年 3 月.
- (8) 平成 26 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、（独）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 27 年 3 月.
- (9) 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、（国研）日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 28 年 3 月.
- (10) 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）、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 30 年 1 月.
- (11) R. Hill, S.S. Hecker, M.G. Stout. An investigation of plastic flow and differential work hardening in orthotropic brass tubes under fluid pressure and axial load. *Int. J. Solids Structures*, Vol. 31, No. 21, pp. 2999–3021, 1994.
- (12) R. Hill. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proc. Roy. Soc. London*, 193:281–297, 1948.
- (13) Mihara T, Udagawa Y, Amaya M. Deformation behavior of recrystallized and stress-relieved Zircaloy-4 fuel cladding under biaxial stress conditions. *J. Nucl. Sci. Technol.*, 2018; Vol. 55, No. 2:151–159.
- (14) T. Mihara, Y. Udagawa, T. Sugiyama, M. Amaya, “The Influence of Hydrides on the

Failure Behavior of the Hydrided Fuel Cladding Tube with Outer Surface Pre-crack”, Proc. 2014 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Sendai, Japan, September, 2014, Paper 100068 (2014)

4.5 高温試験

- (1) 「軽水炉燃料のふるまい」, (財)原子力安全研究協会, 平成 25 年 3 月
- (2) 川崎了ほか, 「炉心損傷に関する研究の現状と課題」, JAERI-M82-039 (1982)
- (3) 日本原子力学会水化学部会, 「Phebus FP プロジェクトにおける核分裂生成物挙動のまとめ—福島プラント廃炉計画およびシビアアクシデント解析への適用—」, 日本原子力学会 (2017)
- (4) P. Hofmann, D. Kerwin-Peck “UO₂/Zircaloy-4 chemical interactions from 1000 to 1700°C under isothermal and transient temperature conditions” Journal of Nuclear Materials 124 (1984) 80-105
- (5) 星蔦雄, 「反応度事故条件下における未照射燃料の破損挙動」日本原子力学会誌, vol.20, No.9 (1978)
- (6) M.Kurata et.al., “Phenomenology of BWR fuel assembly degradation” Journal of Nuclear Materials 500 (2018) 119-140

4.6 解析評価

- (1) 宇田川豊、鈴木元衛、天谷政樹, “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).
- (2) “Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase-II Volume 1: Simplified Cases Results Summary and Analysis”, NEA/CSNI/R(2016)6/VOL1, OECD/NEA (2016).
- (3) 宇田川豊、山内紹裕、北野剛司、天谷政樹, “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).
- (4) Y. Udagawa, T. Sugiyama, M. Suzuki, F. Nagase, “PCMI FAILURE LIMIT ASSESSED BY FRACTURE MECHANICS APPROACH BASED ON NSRR HIGH-BURNUP PWR FUEL TESTS”, Proc. IAEA Technical Meeting on Fuel Behavior Under Transient and LOCA, Mito, Oct. 19-22, 2011.
- (5) 内田正明, 斎藤裕明, “燃料棒内出力分布計算コード: RODBURN”, JAERI-M 93-108 (1993) .
- (6) 須山賢也、清住武秀、望月弘樹, “統合化燃焼計算コードシステム SWAT 改訂版” , JAEA-Data/Code 2000-027 (2000).
- (7) R.E. Alcouffe, F.W. Brinkley, D.R. Marr, R.D. O’Dell, “User’s Guide for TWODANT:

- A Code Package for Two-Dimensional, Diffusion-Accelerated, Neutral-Particle Transport”, LA-10049-M (1984).
- (8) K.J. Geelhood, W.G. Luscher, C.E. Beyer, J.M. Cuta, “FRAPTRAN 1.4: A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods”, NUREG/CR-7023 (2011).
 - (9) 平成 30 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（燃料設計審査分野の規制研究）事業（平成 30 年度分）、（国研）日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 31 年 3 月。
 - (10) Y. Udagawa, T. Mihara, Y. Taniguchi, K. Kakiuchi, M. Amaya, “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, pp. 107268_1 - 107268_9, (2020)
 - (11) Le saux M, Besson J, Carassou S, Poussard C, Averty X. A model to describe the anisotropic viscoplastic mechanical behavior of fresh and irradiated Zircaloy-4 fuel claddings under RIA loading conditions. *J. Nucl. Mater.*, 2008; 378:60-69.
 - (12) Mihara T, Udagawa Y, Amaya M. Deformation behavior of recrystallized and stress-relieved Zircaloy-4 fuel cladding under biaxial stress conditions. *J. Nucl. Sci. Technol.*, 2018; Vol. 55, No. 2:151–159.
 - (13) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal”, NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
 - (14) “Fuel Modelling in Accident Conditions (FUMAC), Final Report of a Coordinated Research Project”, IAEA-TECDOC-1889. International Atomic Energy Agency (IAEA) (2019).
 - (15) R.J.Lipinski, “A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds”, NUREG/CR-2646, SAND82-0765, (1982).
 - (16) 「原子力発電便覧 ’99 年版」, 資源エネルギー庁公益事業部原子力発電課, 電力新報社, 1999 年 10 月
 - (17) 「原子力発電所－全体計画と設備－（改訂版）」, (社)火力原子力発電技術協会, 2002 年 6 月
 - (18) 「軽水炉発電所のあらし（改訂第 3 版）」, (財)原子力安全研究協会, 平成 29 年 12 月
 - (19) Sasajima, H., Sugiyama, T., Chuto, T., Nagase, F., Nakamura, T., Fuketa, T., “Identification of Radial Position of Fission Gas Release in High-Burnup Fuel Pellets under RIA Conditions.” *J. Nucl. Sci. Technol.* 47: 2 (2010) 202-210.
 - (20) Fuketa, T., Nakamura, T., Sasajima, H., Nagase, F., Uetsuka, H., Kikuchi, K., Abe, T., “Behavior of PWR and BWR Fuels during Reactivity-Initiated Accident Condition”, *Proceeding of Int. Topical Mtg. LWR Fuel Performance Park City, Utah*,

USA. 2000.

- (21) Fuketa, T., Sugiyama, T., Umeda, M., Sasajima, H. and Nagase, F., “Behavior of LWR/MOX Fuels under Reactivity-Initiated Accident Conditions”, Proceeding of Top Fuel 2009, Paris, France, September 6-10, Paper 2083. 2009.
- (22) 平成 18 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 19 年 3 月.
- (23) 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、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 20 年 3 月.
- (24) 平成 20 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 21 年 11 月.
- (25) 平成 22 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 23 年 9 月.
- (26) 平成 23 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 25 年 3 月.
- (27) 平成 25 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 26 年 3 月.
- (28) Ronchi, C., Walker, C.T., “Determination of xenon concentrations in nuclear fuels by electron microprobe analysis.” J. Phys. D, 13, (1980) 2175-2184

(用語の解説)

(ア行)

ECCS : **Emergency Core Cooling System**, 非常用炉心冷却系

原子炉冷却系の配管破断が起きるなどして冷却材が炉心から喪失した場合に、直ちに冷却材を炉心に注入して炉心を冷却する安全システム。

異常過渡 :

原子炉運転時の異常な過渡変化。原子炉施設の寿命期間中に予想される機器の単一故障、運転員の単一の誤操作等によって生じる異常な状態をいう。

一次元円筒体系 :

燃料棒の数値解析モデルにおいて、燃料棒を中心軸に対称な円筒形状で近似し、温度及び変形を、軸方向に一様で半径方向に分布を持つと近似して計算する体系。

E110、**E635** :

VVER 型原子炉用燃料被覆管に使用されている材料。**E110** が **Zr-Nb2** 元系合金であるのに対し、**E635** は **Zr-Sn-Nb-Fe** の 4 元系合金である。

NSRR : **Nuclear Safety Research Reactor**, 原子炉安全性研究炉

燃料の安全性研究を目的として、1975年に日本原子力研究所(現:(国研)日本原子力研究開発機構)に建設された研究炉。原子炉出力の上昇に対して強い負のフィードバックを有するため、意図的な制御棒引抜きにより過大な反応度を投入しても、出力暴走には至らず、短時間のうちに自動的に出力が収束するという特長を備える。この特長を利用したパルス出力運転により、反応度事故(**RIA**)時の原子炉出力履歴を安全に模擬することが可能である。

FP : **Fission Product**, 核分裂生成物

核分裂により生成される核種。**FP**の多くが核的に不安定(放射性)であり、環境に放出された場合には公衆の被ばく要因となる。原子炉においては、燃料ペレット、燃料被覆管、原子炉圧力容器、原子炉格納容器、原子炉建家といった障壁により、環境への**FP**放出を防止している。

FGR : **Fission Gas Release**, **FP** ガス放出率

燃料内で生成された**Xe**や**Kr**といった気体状核分裂生成物(**FP**ガス)は、その多くが燃料

の結晶粒内に蓄積されるが、一部は拡散により結晶粒の表面に到達し、結晶粒界気泡を形成する。結晶粒界気泡がペレット外部に連結していた場合、FPガスはペレットの外部に放出される。FPガスの生成量に対して放出量が占める割合をFPガス放出率と呼ぶ。特に指定しない限り、ペレットから燃料棒内の自由空間への放出率を示すものであり、被覆管の外部への放出を意味するものではない。

なお、RIA時に燃料温度が急上昇する場合には、ペレットの熱応力や結晶粒界蓄積ガスの熱膨張により、結晶粒界気泡と外部との連結が増大するため、FPガス放出率も増大する。

M5 :

AREVA社（旧フラマトム社）が開発した高耐食性燃料被覆管合金。ジルコニウムとニオブの2元系合金。仏では多くの使用実績があり、国内でも今後、実用化が見込まれる。

M5をさらに改良した材料（Q12等）の開発も進められている。

M-MDA :

三菱原子燃料株式会社が開発している高耐食性燃料被覆管合金で、Zry-4の組成に近く、ニオブが添加されたもの。MDA（PWRステップ2燃料（55000 MWd/t）の被覆管として使用されている）の耐食性および水素吸収率をさらに改善した材料である。

（カ行）

機械的エネルギー :

原子炉の炉心あるいは燃料棒の破損によって発生する機械的な破壊力。発生する原因としては、高温の溶融した燃料や炉心構造材が冷却材と接触して生ずる蒸気爆発等が考えられている。

金相試験 :

金属等の断面のマイクロ組織観察を行う試験のこと。

高温待機時 :

温態停止状態ともいう。緊急停止などの一時的な計画外停止での待機状態で、一次冷却材ポンプからの入熱などで、一次冷却材の温度が一定（約 286℃）に維持される状態をいう。

降伏 (Yielding) :

ペレットや被覆管のような固体結晶に応力を加えると初めは弾性的なふるまいを示すが、応力がある一定レベルを超えると塑性変形（永久変形）が生じる。この、弾性変形の限

界を降伏という。

(サ行)

再冠水：

冷却材喪失事故 (LOCA) が発生して原子炉圧力容器内の水位が低下し、炉心部燃料が露出する状態になった後、非常用炉心冷却系 (ECCS) の作動により炉心に水が注入され、再び炉心燃料が水に浸かり (冠水)、炉心が冷却される過程をいう。この過程を経ることにより燃料棒温度は低下し、長期にわたる炉心崩壊熱除去が可能となる。

ZIRLO™：

米国ウェスティングハウス社が開発した高耐食性燃料被覆管合金。Zry-4の組成に近く、鉄及びニオブを添加したもの。また、ZIRLO™をさらに改良したOpt-ZIRLO™の開発が現在進められている。

J 合金：J-Alloy

PWR 用燃料被覆管の更なる耐食性向上および水素吸収率低減を目的として、PWR 5 電力、燃料メーカーおよび材料メーカーが共同で開発した材料。Zr-1.8%Nb、Zr-1.6%Nb-0.1%Cr、Zr-2.5%Nb の 3 種類が開発され、それぞれ J1、J2、J3 合金と呼ばれている。

Zry：Zircaloy ジルカロイ

商用発電炉において黎明期から使用されてきた被覆管合金。ジルコニウムとスズを主成分とする。添加物の違うZircaloy (Zry)-1~4が開発され、使用条件での性能を考慮して、PWRにおいてはZry-4が、BWRにおいてはZry-2が使用されている。近年の高燃焼度化に伴い耐食性の高い合金に置き換えられつつある。

照射成長：

ジルコニウム合金燃料被覆管は、一般に高速中性子の照射によって燃料棒長手 (軸) 方向に伸びる傾向がある。この現象を照射成長という。これは、六方晶の結晶構造を有するジルコニウムにおいて高速中性子照射により生成する結晶格子欠陥のうち、空孔が底面に、格子間原子が柱面に集積しやすいことと関係していると言われている。

照射試験リグ：

ノルウェー・エネルギー技術研究所が所有するハルデン炉 (別項参照) において燃料試料や材料試料を照射するための計装付き照射容器。試験片、温度測定用熱電対等の計装類およびこれらを支える構造材等からなる。計装付き燃料体 (Instrumented Fuel

Assembly: IFA) と呼ばれる。

水撃力：

水塊や水柱が壁面に衝突あるいは管内を流れる流体が塞き止められた時に生ずる衝撃力。原子炉の安全評価においては、水蒸気爆発等によって吹き上げられた冷却材が炉内構造物や圧力容器の上面に衝突することが想定される。

スペーサーグリッド（スペーサ）：

燃料棒相互の間隔を正確に保持する目的で、燃料集合体の軸方向に数箇所分布して用いられる支持格子のこと。BWR 燃料における支持格子は、ジルカロイ製の円筒状部材とインコネル製のスプリングを組み合わせる燃料棒を支持する構造となっている。PWR 燃料においては、インコネル製あるいはジルカロイ製の薄板を格子状に組み上げ、板ばねと対面する突起により燃料棒を水平方向に支持する。

制御棒案内管：

PWR 燃料集合体において、制御棒の円滑な出し入れ案内を目的として設置される内部構造物。グリッドスペーサーを所定の位置に固定する役目も果たしており、案内管／グリッドスペーサー／上下部ノズルが一体となって燃料集合体骨格を形成し、構造強度の担い手となっている。

脆化：

材料の変形において、抗力が大きく変形能が小さくなり、さらに伸びや断面収縮率が低下することを脆化といい、その性質を脆性またはもろさという。軽水炉燃料においては、中性子照射による照射損傷の蓄積、水側腐食層の成長および腐食に伴う水素吸収と水素化物の析出などにより被覆管の延性が低下する。

設計基準事象：

原子炉施設の安全設計とその評価に当たって考慮される事象。事象の分類として、安全保護回路、工学的安全施設などの設計の妥当性を確認する観点で選定された「運転時の異常な過渡変化」及び放射性物質の放出の可能性がある事象における工学的安全施設などの妥当性を確認する観点で選定された「設計基準事故」がある。

(タ行)

多軸応力条件：

使用中の燃料の被覆管が受ける力学的負荷は、通常は周方向応力が主（一軸応力状態）

であるが、ペレットと被覆管が強い接触状態にあるなど、条件によっては周方向以外の方向にも応力が作用する場合がある。このとき、被覆管は多軸応力条件下にあるという。

DNB : Departure from Nucleate Boiling (核沸騰膜沸騰遷移)

燃料被覆管表面から冷却水への伝熱において、熱流束の増加とともに核沸騰状態から膜沸騰状態へ伝熱モードが急速に遷移すること。

低温時 :

冷態停止状態ともいう。定期検査時、燃料取替作業時及び長期間におよぶ保守作業を伴うような場合に維持される状態で、一次冷却材の温度が約 90℃以下の状態をいう。

等体積円筒リング要素 :

燃料棒を一次元円筒体系で解析する場合、ペレットスタックを半径方向に複数の、かつ等体積の (=軸方向長さは等しいが厚みが異なる) リング要素に分割し、要素内では温度は一定として、応力歪みは連続的に変化するとして、数値計算を行う。

(ナ行)

二次元解析 :

一次元解析は、軸方向が一様で半径方向のみの (温度、変形) 分布を計算するが、二次元解析では、軸方向及び半径方向の分布を計算する。

燃料スタック :

燃料棒に装填された燃料ペレット全体のこと。

燃料セグメント :

発電炉で使用されている長尺 (約 4 m) の燃料棒に対し、実験用に短くした燃料棒のこと。

(ハ行)

パルス照射試験 :

NSRRのパルス出力運転を利用したRIA模擬試験。試験においては、高い耐圧性及び気密性を備えたステンレス鋼製のカプセルに試験対象となる燃料を封入してNSRR炉心にて照射する。このため、試験燃料が破損した場合でも影響が及ぶ範囲はカプセル内に限られ、事故模擬試験を安全に行うことが可能である。また、カプセルごと試験燃料を交換するため、比較的短期間に複数回の試験を実施することが可能である。

ハルデン炉：

ノルウェー南部のハルデン市に設置された、ノルウェー・エネルギー技術研究所(Institutt for energiteknikk: IFE) が所有する重水沸騰型試験炉 (HBWR)。重水を冷却水として使用しているため炉心が大きく計装の設置等が容易であるという特徴を有する。冷却材温度および圧力は 240℃、3.3MPa である。

PCMI : Pellet-Clad Mechanical Interaction (ペレット被覆管機械的相互作用)

照射とともに燃料ペレットはFPガスバブルの成長などによって体積膨張し、一方被覆管は冷却水圧力によってクリープダウンし、ギャップ空間は減少する。この状況で、出力上昇によりペレットがさらに熱膨張して被覆管と接触し、被覆管を押し広げようとする。このときペレットは被覆管から反力を受ける。こうしてペレットと被覆管は変形する。このような、ペレットと被覆管の間の力学的な相互作用をPCMIと呼ぶ。ボンディング層が生じている場合は、ペレットの変形が直接被覆管に作用するので、PCMIは強くなる。また高燃焼度燃料の反応度事故においては、ペレットの急速な熱膨張により発生するPCMIが燃料破損の主要因となる。

プルサーマル：

プルトニウムを熱 (サーマル) 中性子炉で利用することを意味する和製英語。MOX 燃料を軽水炉において使用することを指す。

Baker-Just 式：

ジルコニウムと水の反応速度について、米国・オークリッジ国立研究所で 1960 年代に求められた式。その後に行われたジルカロイ被覆管を用いた酸化速度式と比較して、大きな酸化速度を与えることが知られているが、酸化量に関して安全側の評価を行うために現在も安全評価において使用されている。

(マ行)

MIMAS 法 : Micronized MASTer 法

MOX燃料製造法の一つ。燃料ペレット中のPuO₂とUO₂の混合状態をより均一化させるために開発された製造手法。まずPuO₂粉末とUO₂粉末を粉碎混合してマスターブレンド粉末を得、このマスターブレンド粉末にUO₂粉末を加える2段階混合によって所定の富化度に調整する。ベルゴニュークリア社などが採用している。

MOX 燃料 : Mixed OXide fuel, 混合酸化物燃料

使用済燃料の再処理により得られたプルトニウムをウランと混合して製造した燃料。高

速増殖炉及び新型転換炉用の燃料としてだけでなく、軽水炉において利用される場合もある（プルサーマル）。

(ラ行)

RIA : Reactivity Initiated Accident, 反応度事故

原子炉設計時に想定する設計基準事象の一つであり、制御棒の落下（BWRの場合）や飛び出し（PWRの場合）などにより原子炉の出力が急速に上昇する事故である。出力暴走事故とも呼ばれる。

LOCA : Loss Of Coolant Accident, 冷却材喪失事故

原子炉設計時に想定する設計基準事象の一つであり、炉心で発生した熱を除去し熱交換器あるいは蒸気タービンへ熱を伝達する役目をもつ原子炉冷却材が、1次系配管の破断等によって流れ出し炉心の冷却機能が損なわれる事故。