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

本報告書は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託により実施した業務の成果をとりまとめたものです。

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

目　次

1 章　緒言

民間事業者は、資源の有効利用や二酸化炭素の放出削減などの社会的要請に一層応えるため、原子力発電用軽水炉の安全性を確保しつつさらなる高燃焼度化をはじめとする高度利用を目指した燃料、いわゆる「改良型燃料」の研究開発を現在まで進めてきた。

改良型燃料は、従来の規格を大幅に超えて合金成分を変更した新合金被覆管や結晶組織を変更したペレットを採用することで、現行型の燃料に比べて発電用軽水炉で使用中の燃料被覆管の腐食や照射損傷等による劣化の抑制を図ったものであり、このような改良型燃料の発電用軽水炉への導入は、改良型燃料の有する特長から原子力発電の安全性をより高めるものと考えられている。また、さらに改良を進めた燃料の開発も民間事業者によって進められている。

一方、発電用軽水炉での使用中に発生する燃料被覆管の外面腐食や水素吸収などの現象や照射に伴う燃料材料の特性変化が、事故時の燃料挙動に大きく影響することがこれまでの研究(1-3)によって明らかになってきている。また、燃料被覆管の合金組成や製造時条件の違いが事故時の燃料挙動に影響を及ぼす可能性(4)も報告されている。従って、原子炉施設に関する安全規制上の判断を行う上では、照射済燃料等を用いた事故模擬試験によって取得した事故時燃料挙動に関するデータ及び知見が極めて重要である。このため、国は、照射済燃料を含む軽水炉燃料の反応度事故（Reactivity Initiated Accident : RIA）時や冷却材喪失事故（Loss of Coolant Accident : LOCA）時の健全性評価試験を行い、原子炉の安全審査を行う上で必要なデータ及び判断材料を自ら準備してきている。

燃料の事故時健全性確認は、原子炉施設の安全審査に当たって不可欠なプロセスであり、かつ国民の関心も高い。従って、今後導入が検討されている改良型燃料の安全規制においては、その判断根拠となるデータや知見を国がタイムリーに取得する必要がある。具体的には、現行燃料に対して加えられた各種改良が原子炉の事故時安全性に及ぼす影響について、定量的に把握しておく必要がある。

燃料等安全高度化対策事業は、産業界が商用軽水炉等において照射した燃料（高燃焼度まで照射された現行型及び改良型燃料）を対象にその事故時挙動を調査するものであり、照射データ、照射後試験結果等、産業界の得た知見を有効に活用しつつ、規制のニーズに応えるものである。平成 14～19 年度までは現行型被覆管を使用し高い燃焼度まで照射されたウラン燃料やプルサーマル燃料（混合酸化物（MOX）燃料）を対象に RIA 及び LOCA 時挙動について調べ、RIA 時の燃料破損限界、核分裂ガス放出量、燃料破損時に発生する機械エネルギー、LOCA 時の被覆管酸化速度、被覆管の膨れ及び破裂挙動、酸化した被覆管の急冷時破断限界など、集合体最高燃焼度 55GWd/t を超える高燃焼度化及び MOX 燃料の利用に際して行われる安全審査で必要となる判断材料を得た(5-10)。改良型燃料の導入に係る事業者からの申請に対しても、国として、安全審査における規制判断の根拠となる事故時燃料挙動に関するデータ及び知見が必要である。そのようなデータ及び知見を整備する

ために改良型燃料へ対象を広げた調査を平成 20 年度より開始し、平成 27 年度までに一部の改良型燃料の RIA 時及び LOCA 時挙動並びに使用中の燃料集合体の寸法安定性に影響を及ぼす改良合金の照射成長に関するデータ等を取得してきている[11-18]。平成 28 年度は、これらのデータ取得等を継続した。

本報告書は、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が原子力規制委員会原子力規制庁の委託を受け実施した、平成 28 年度燃料等安全高度化対策事業で得た成果をとりまとめたものである。

2 章　全体計画

本燃料等安全高度化対策事業は、平成 14 年度に開始した高度化軽水炉燃料安全技術調査と平成 17 年度に開始した高精度熱水力安全評価技術調査を統合し、平成 18 年度より開始したものである。高度化軽水炉燃料安全技術調査においては高燃焼度燃料の事故時挙動に関する調査を、高精度熱水力安全評価技術調査においては事故時及び異常な過渡変化時の燃料棒健全性評価に関連する熱水力挙動に関する調査を進めてきたが、後者については平成 21 年度の事業をもって終了したため、平成 22 年度以降の事業内容は燃料の事故時挙動等に関するもののみとなった。

2.1　目的

民間事業者は、従来の規格を超えて合金成分を変更した被覆管や結晶組織を変更したペレットを採用するなどした改良型燃料の開発を進めてきている。このような改良型燃料では、現行の燃料に比べ発電炉通常運転時の被覆管の腐食や水素吸収、ペレットからの核分裂生成ガス（FP ガス）放出の低減が図られていることから、民間事業者は、既存の発電炉のさらなる有効利用及び安全性向上の観点でその導入を目指している。

一方、このような改良型燃料の導入にあたっては、現行の燃料に対して加えられた種々の改良が通常運転時の燃料健全性や原子炉の事故時安全性に及ぼす影響を定量的に把握する必要がある。このような改良型燃料に対応した規制判断に必要なデータ及び技術的知見の取得を主な目的として、平成 20 年度から改良型燃料の事故時挙動等に関する試験を実施している。

2.2　実施内容

本事業では、欧州の原子力発電所等において高燃焼度まで照射された軽水炉燃料を日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）へ輸送し、RIA 時の燃料の破損しきい値や燃料破損による影響を評価するためのデータ、及び LOCA 時の被覆管の耐破断特性や酸化特性に関するデータを取得する。具体的には、原子力機構が有する NSRR（Nuclear Safety Research Reactor：原子炉安全性研究炉）を利用した RIA 試験や、RFEF（Reactor Fuel Examination Facility：燃料試験施設）を利用した LOCA 試験を実施する。

事業の全体スケジュールを表 2.2-1 に示す。平成 20 年度以降の本事業のうち、事故時燃料挙動に係るものにおいては、産業界が欧州の発電炉において照射した改良型燃料試料を入手してそれらを対象とした RIA 試験、LOCA 試験を実施し、改良型燃料の事故時挙動等に関するデータを取得する。取得するデータは、

－RIA 時の燃料挙動に関し、燃料破損限界、破損挙動及び破損影響（被覆管破損形態、核分裂ガス放出、燃料微粒子化など）、

－LOCA 時の燃料挙動に関し、被覆管の酸化速度、急冷時破断限界、膨れ及び破裂挙動、

といった安全審査に反映できるものであり、事故時の破損燃料本数、炉心冷却性、圧力バウンダリ健全性など原子炉の安全評価の妥当性を確認するために必要なものである。また、試験で得られた結果の評価を行うために、計算コードを用いた解析的評価も行う。さらに、改良型燃料への採用が見込まれる改良合金材料を対象に、燃料集合体の変形等をもたらす原因となり得る照射成長挙動を調べる試験を実施する。

本事業で実施する具体的な内容を以下に示す。

2.2.1 RIA 試験

(1) 背景と目的

RIA は、原子炉設計時に想定する設計基準事象のひとつであり、制御棒の飛び出しまたは落下により原子炉出力が局所的に急上昇し、燃料エンタルピが急激に増大する事故である。燃料エンタルピの増大によって燃料は破損に至る可能性があり、更には、燃料破損に伴い発生する水撃力及び衝撃圧力により炉内構造物や圧力容器が損傷を受ける恐れがあることから、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（昭和 59 年 1 月）において、RIA 時における燃料破損しきい値や、燃料エンタルピの最大値が制限されている。原子力機構は、RIA 時の出力急上昇を模擬した NSRR パルス照射実験により、燃料の破損限界や、燃料破損に伴い発生する水撃力・衝撃圧力の大きさに関するデータを取得し、安全評価指針策定のためのデータベースを提供して来た。

高燃焼度ウラン燃料の RIA については、原子力機構 NSRR 及び仏 CABRI 炉におけるパルス照射試験等の結果を基に、旧原子力安全委員会原子炉安全基準部会報告書「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り扱いについて」（平成 10 年 4 月）がまとめられた。同報告書では、PWR 燃料についてはナトリウム冷却条件（CABRI 炉）で実施された燃料セグメント燃焼度 64GWd/t の実験、水冷却条件（NSRR）では 50GWd/t の実験、BWR 燃料については水冷却条件（NSRR）の 45GWd/t の実験における結果などに基づき破損しきい値が決定された。燃料セグメント燃焼度 65GWd/t を超える領域については工学的判断に基づき暫定的な破損しきい値が設定され、この暫定しきい値については、今後の試験の進捗や燃料設計の改良等に応じて見直していくこととなっている。

軽水炉における MOX 燃料利用については、旧原子力安全委員会原子炉安全基準部会報告書「発電用軽水型原子炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」（平成 7 年 6 月）により炉心装荷率 1/3 程度までの MOX 燃料では燃料集合体最高燃焼度 45GWd/t まで、また、同「改良型沸騰水型原子炉における混合酸化物燃料の全炉心装荷について」（平成 11 年 6 月）により改良型沸騰水型原子炉（ABWR：Advanced BWR）での全炉心装荷では燃料集合体最高燃焼度 40GWd/t までの範囲で安全評価における指標が検討された。しかしながら、これらの報告書の検討範囲を上回る燃焼度範囲については知見の拡大が求められている。

民間事業者によって開発が進められている改良型燃料では、既存の発電炉のさらなる有効利用及び安全性向上の観点で、合金成分や製造条件を変更して耐食性を向上させた被覆

管や、結晶組織を変化させることで FP ガス放出量を低減させた燃料ペレットの採用が見込まれている。これらの改良型燃料の導入においては、現行の燃料に対して加えられた改良が通常運転時の健全性や原子炉の事故時安全性に及ぼす影響など、規制判断を行う上で必要とされるデータの取得及び拡充が必要となっている。

以上より、本事業で行う RIA 試験では、改良型燃料を対象として、燃料棒の破損が生じる燃料エンタルピ（破損しきい値）、パルス照射による FP ガス放出、燃料棒破損が生じた場合の燃料微粒子化や機械的エネルギー発生量など事故時の影響評価に必要なデータ及び知見を取得する。

(2) 試験の概要

欧州で高燃焼度まで照射された改良型ウラン及び MOX 燃料を用いて、RIA 時の燃料挙動調査に関する試験を NSRR において実施する。入手した燃料を原子力機構燃料試験施設のホットセルで短尺の試験燃料棒に加工し、NSRR パルス照射試験前の状態を調べるためのパルス前試験を実施した後、NSRR 施設に輸送する。試験燃料棒の構造を図 2.2.1-1 に示す。室温大気圧試験用燃料棒は全長約 300mm、燃料スタック長約 110mm で、高温高圧試験用燃料棒は全長約 120mm、燃料スタック長約 50mm の寸法である。両燃料棒ともエンドピークを抑える目的で燃料スタックの両端にハフニウム（Hf）ディスクを配置し、新品の端栓を装着した構造となっている。

NSRR 施設に輸送した試験燃料棒を実験カプセルに封入してパルス照射試験を実施する。実験カプセルの構造を図 2.2.1-2 に示す。本事業では、室温大気圧用及び高温高圧用の二種類のカプセルを用いる。両カプセル共、内容器と外容器から構成される二重カプセル型の構造であるが、高温高圧用カプセルには、内容器の安全性確保のため制限内圧を超えた場合の圧力逃がし用として圧力抑制用タンクが設けられている。

試験燃料棒を封入した実験カプセルを NSRR の炉心中央部の実験孔に装荷してパルス照射する。パルス照射試験では、RIA 時の出力暴走を模擬した条件での燃料の過渡挙動を被覆管外面温度、被覆管変形量、燃料棒内圧等の測定により把握する。また、パルス照射試験後の燃料棒に対して、燃料試験施設にて照射後試験を実施する。この試験によって、燃料棒の破損が生じる燃料エンタルピ（破損しきい値）、パルス照射による FP ガス放出量、燃料棒破損が生じた場合の燃料微粒子化挙動や機械的エネルギー発生量など、事故の影響評価に必要なデータを取得する。NSRR 施設で行う作業の流れを図 2.2.1-3 に示す。

また、RIA 時の燃料挙動のうち、FP ガス放出の動的挙動の解明に特化した実験として、パルス照射中の FP ガス放出履歴を測定する試験を実施する。この試験は、被覆管の両端を開放した燃料棒または被覆管なしの燃料片を封入した小型容器を室温大気圧用の NSRR 実験カプセル内に設置してパルス照射を行うものである。この小型容器は高精度の圧力計と熱電対を備えており、圧力・温度の過渡計測によりパルス照射中の FP ガス放出挙動を調べる。この試験により、RIA 時燃料破損に対する FP ガスの寄与や、燃料棒表面で膜沸騰遷移

が起こった際に被覆管膨れの駆動力となる燃料棒内圧の評価に必要なデータを取得する。

欧州照射燃料を対象として NSRR において実施する試験に加えて、RIA 時に被覆管に作用する応力状態を忠実に模擬し、被覆管の変形及び破損挙動に関するデータを取得するための機械特性試験を実施する。RIA の早期に被覆管に作用する力は主としてペレットの熱膨張によるが、被覆管に発生する周方向と軸方向の応力比はペレットと被覆管の固着状態に依存して変化する。また、燃料棒の内圧を駆動力とする場合には、ペレットの熱膨張による場合と周方向と軸方向の応力比が異なる。これらの条件を模擬するため、被覆管に周方向応力と軸方向応力を独立に与えることができる多軸応力負荷試験機を用いて機械特性試験を実施する。なお、本試験では非照射材料を対象とする。

2.2.2 LOCA 試験

(1) 背景と目的

LOCA は、原子炉設計時に想定する設計基準事象のひとつであり、１次系配管の破断等により炉心の冷却材が喪失する事故である。LOCA が起こると原子炉は停止するが、崩壊熱により燃料棒の温度は上昇する。非常用炉心冷却系（Emergency Core Cooling System：ECCS）が作動し数分程度で燃料棒は冷却されるが、高温に曝されている間に被覆管は水蒸気によって酸化され、酸化が著しい場合には燃料被覆管が脆化し、再冠水時の熱衝撃により破断する可能性がある。LOCA 時に炉心の冷却性を確保するためには、燃料棒の崩落につながる燃料被覆管の著しい脆化を防止すればよい、という考えに基づき、LOCA 時における燃料被覆管温度と酸化割合の上限（1200℃、15%ECR : Equivalent Cladding Reacted）が「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（昭和 56 年 7 月）（ECCS 性能評価指針）において定められた。

原子炉運転中の被覆管外面腐食量やそれに伴う水素吸収量は、燃料の燃焼に伴い増加する。上記の ECCS 性能評価指針は、非照射被覆管を用いた実験で得られたデータに依拠して決められたものであるが、腐食量や水素吸収量が顕著となっていない現行許可燃焼度範囲においては、この指針の適用は可能である。しかし、燃料のさらなる炉内滞在時間の延伸（燃焼度の延伸）や使用される被覆管材料によっては、外面酸化膜が厚く成長して被覆管の水素吸収量が多くなる（水素濃度が高くなる）ことにより LOCA 条件下における燃料被覆管の破断限界が低下する可能性がある。従って、既存の発電炉の安全性を更に高める観点で今後改良型燃料の導入等を行うに当たっては、現行指針の適用性を確認しながら慎重に進める必要がある。なお、平成 19 年度までに実施した試験においては、燃料の燃焼度延伸等による顕著な LOCA 時挙動の変化は見られていない。

上述のように、産業界は既存の発電炉のさらなる有効利用及び安全性向上を目的として改良型燃料を実用化する計画である。海外で行われた試験により、燃料被覆管のわずかな合金組成の変更や表面処理の違いにより LOCA 時の性能に大きな違いが生じることが報告されている(1)。したがって、従来知見のない照射した改良型燃料被覆管について、その LOCA

時挙動を慎重に調べ、原子炉の安全審査に必要な知見を取得することが重要である。

(2) 試験の概要

上述のように、軽水炉燃料の LOCA 時挙動に関し、高温で酸化された後、非常用炉心冷却系の作動によって急冷される燃料棒が破断に至る条件を調べることが、安全評価上重要である。さらに、昇温に伴う燃料棒内圧の上昇と被覆管強度の低下によって被覆管は膨れ破裂する可能性がある。破裂開口から侵入した水蒸気は被覆管内面を酸化し、発生した水素は被覆管に吸収される。燃料集合体では、スペーサーグリッドにより多くの燃料棒と制御棒案内管が束ねられており、これらの相互作用により燃料棒の軸方向の収縮が拘束され、急冷時には熱衝撃だけでなく機械荷重が作用する可能性もある。このように、LOCA 時に予想される被覆管挙動及び置かれる環境は複雑であることから、出来るだけ LOCA を模擬した条件で試験を行い、燃料棒の破断条件を評価することが望ましい。従って、被覆管の膨れと破裂、高温での酸化、軸方向拘束を模擬した総合的な急冷破断試験を行う。

また、被覆管の脆化は主に酸化量と相関づけられることから、安全評価において被覆管の脆化を評価するためには、酸化速度を精度よく求めておく必要がある。また、ジルコニウム基合金被覆管を水蒸気雰囲気中 1000℃で長時間（3,600 s 以上）酸化させた場合に、急速に酸化が進む現象、いわゆるブレークアウェイ酸化が発生し得ることが報告されている[2,3]。酸化速度は原子炉照射中の腐食や被覆管合金元素の変更の影響を受ける可能性があることから、欧州で照射された高燃焼度改良型被覆管などに対し高温酸化試験を行い、酸化速度やブレークアウェイ酸化発生に及ぼす照射（燃焼度）や材料組成の影響を調べる。

原子力機構は、非照射水素添加被覆管や照射済被覆管（44～79GWd/t 燃料被覆管）を用いて高燃焼度燃料の LOCA 時挙動に関する試験を実施してきた[4-6]。これらの試験で用いた照射後試験施設等の既存施設と技術的経験を本調査においても活用する。

図 2.2.2-1 には、急冷破断試験に用いる短尺模擬燃料棒の製作方法を示す。まず、燃料棒から長さ 190mm の短尺燃料棒を切り出す。次に、切り出した短尺燃料棒から燃料ペレットを機械的に除去する（脱ミート）。脱ミート後には被覆管の内面観察を行い、脱ミートに起因する有害な傷がないことを確認した後、被覆管試料にアルミナペレットを装荷し、両端にジルカロイ製の端栓を溶接する。その後、5MPa のアルゴンガスを加圧封入する。これは、実機の LOCA 時に原子炉圧力の低下と温度上昇に伴う被覆管強度の低下によって生じる可能性のある燃料棒の破裂を模擬するためである。この端栓溶接後の被覆管試料にステンレス鋼製のコネクションロッドを取り付け、全長 688mm の模擬燃料棒とする（図 2.2.2-2）。模擬燃料棒の被覆管外表面には、軸方向及び径方向温度分布を測定するため、合計４対の R タイプ熱電対を溶接する。

急冷破断試験装置の模式図とホットセルに設置した装置の写真を図 2.2.2-3 に示す。本装置は、引張試験機、赤外線イメージ炉、蒸気発生器及び急冷のための注水装置から構成されている。試験においては、模擬燃料棒を水蒸気中で加熱し、一定の温度で所定の時間酸

化した後に、冠水により急冷する（図 2.2.2-4）。なお、模擬燃料棒は、内圧上昇と被覆管強度の低下により、昇温中、約 1050K で破裂する。破裂後、被覆管は内外両面から酸化される。また、軸方向に一定の拘束力を加え、急冷時の被覆管の収縮を拘束する。

酸化速度評価試験では、幅 10mm 程度のリング状に切り出した被覆管を水蒸気中で加熱し、酸化に伴う重量増加及び酸化膜の成長を測定し、酸化速度を評価する。

2.2.3 改良型燃料被覆管の照射成長試験

(1) 背景と目的

軽水炉燃料の安全性をより高めるために被覆管の外表面腐食量や水素吸収量を抑える目的で、従来と異なる組成を有する改良型燃料被覆管合金の開発が進められてきている。

燃料被覆管の主成分であるジルコニウムは高速中性子の照射を受けることによって変形を生じる。この変形は、ジルコニウムの結晶格子(六方晶)の *a* 軸方向に伸び、*c* 軸方向に縮むものであり、実際に使用されている燃料被覆管は通常 *c* 軸が肉厚方向を向く金属組織を有することから、高速中性子の照射によって燃料被覆管には軸方向の伸びが発生する。この現象を照射成長と呼ぶ。高燃焼度まで照射された燃料棒で 0.1～1%の照射成長が観測されている[7]ことから、高燃焼度まで燃料を使用する際には無視できない伸び量となる。但し、燃料集合体の設計においては通常この伸びが集合体の健全性に影響を及ぼさないよう考慮されている。

燃料被覆管の照射成長は、被覆管の金属組織や製造条件、照射条件、合金成分等の影響を受けることが知られている[8]。今後導入が見込まれる改良型燃料被覆管合金は従来の燃料被覆管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。従って、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、試験炉を用いた照射試験により改良合金の照射成長に関するデータを取得することとする。

具体的には、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、合金成分や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。

(2) 試験の概要

高燃焼度化に伴う軽水炉燃料被覆管の外表面腐食量や水素吸収量を抑えるために開発された改良型被覆管合金の中で、近い将来国内の発電炉に導入される可能性の高いものについて入手し、試験に供する。また、PWR と異なる型式の発電炉で使用実績があり上記の改良合金と成分が似ている合金、ならびに製造条件の異なる被覆管についても試験に供し、上記の改良合金の結果と比較することにより、合金成分や被覆管の加工及び熱処理条件等が照射成長挙動に及ぼす影響を把握する。さらに、高燃焼度領域では燃料被覆管の水素吸収量が増加す

ることから、この水素吸収が照射成長に及ぼす影響を評価するため、一部の材料について水素を吸収させたものを作製し試験に供する。

改良型燃料被覆管の照射成長試験は、ノルウェー･エネルギー技術研究所（IFE）が所有するハルデン炉を利用して実施する。ハルデン炉での照射は、試験片を装荷した専用の照射試験容器（照射リグ）を炉内に配置して実施する。照射容器は、水質を調整した PWR の冷却水条件を模擬するための高温高圧水ループに接続され照射される。照射中の試験片の温度等については、高温高圧水ループの運転条件や試験片の配置位置等により調整する。

所定の照射期間毎に試験片を炉から取出し中間検査を行う。その項目は、外観観察、試験片伸び量測定及び重量測定である。また、所定の照射期間満了後には、照射後試験施設にて試験片の非破壊試験及び破壊試験を実施する計画である。具体的な試験項目としては、試験片外観観察、伸び量測定、重量測定、試験片断面金相観察等が考えられる。

試験の概要を図 2.2.3-1 に示す。

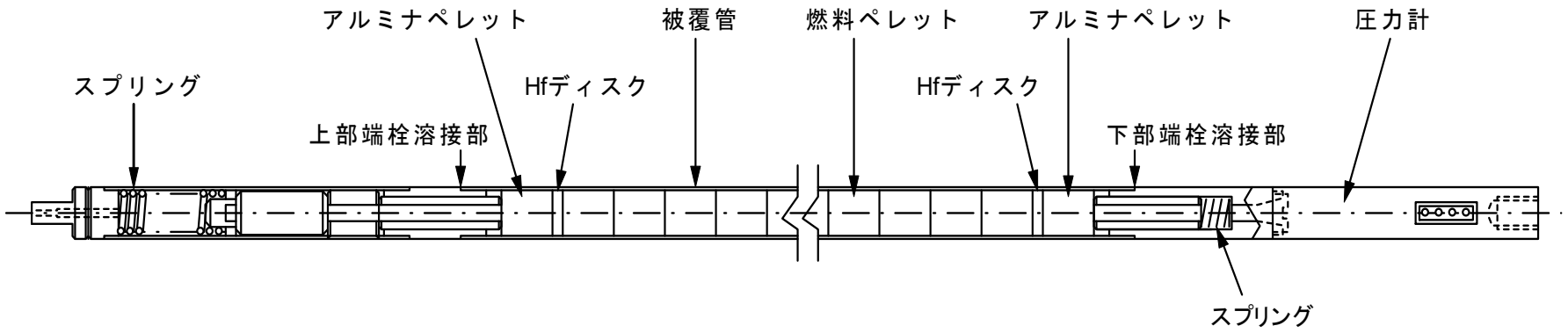
表 2.2-1　燃料等安全高度化対策事業の全体スケジュール

高燃焼度改良型燃料の事故時挙動調査

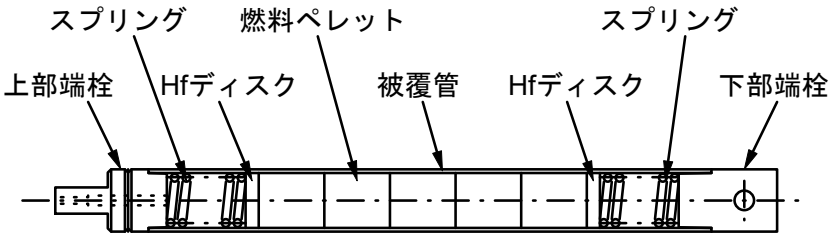
平成年度	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
燃料輸送	欧州内輸送・諸手続		欧日海上輸送								
RIA/LOCA試験	試験準備・予備試験				高燃焼度改良型燃料のRIA試験、LOCA試験等の実施						総合評価
解析評価					予測解析・実験解析						総合評価

改良合金の照射成長試験

平成年度	22	23	24	25	26	27	28	29	30
照射成長試験	試験準備		試験研究炉を用いた照射試験及び中間検査						照射後試験
解析評価									総合評価

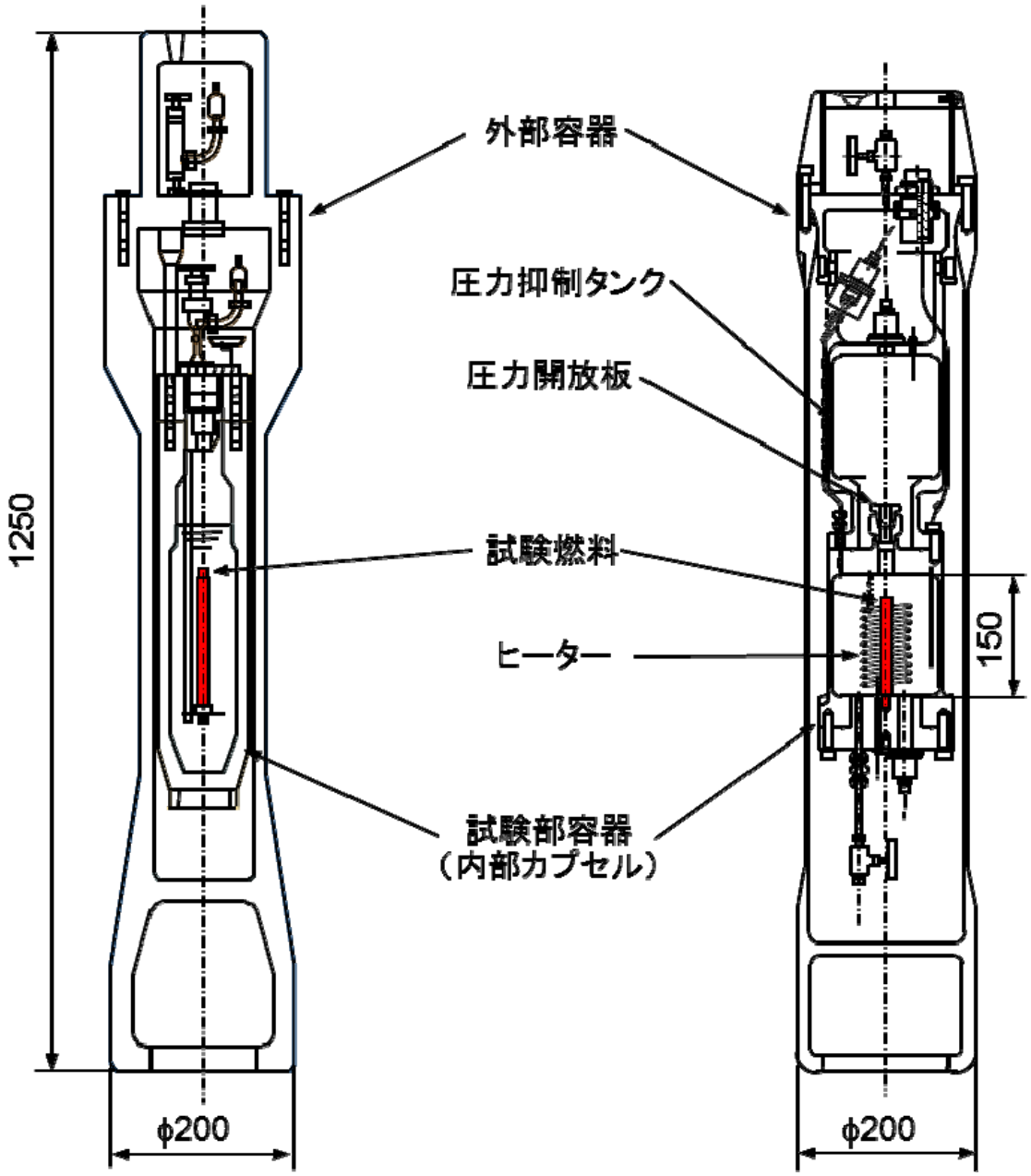


（1）室温大気圧試験用燃料棒



（2）高温高圧試験用燃料棒

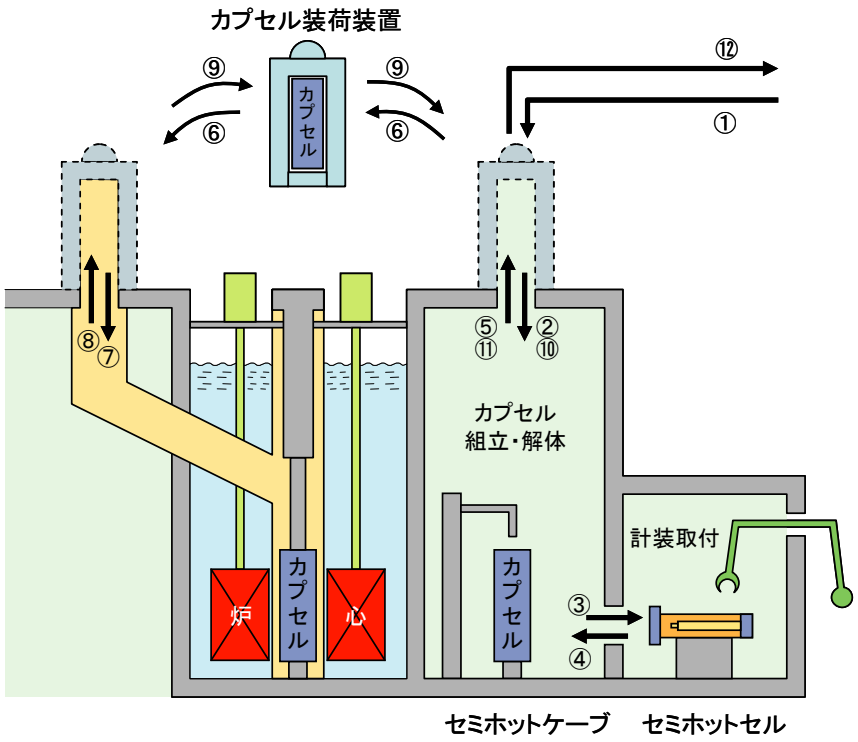
図 2.2.1-1　NSRR 試験用燃料棒の概略構造



（単位: mm）

（１）室温大気圧カプセル　　（２）高温高圧カプセル

図 2.2.1-2　RIA 試験用の実験カプセルの概要



① ・燃料試験施設より試験燃料棒の搬入

② ③
・セミホットケーブにて輸送容器から試験燃料棒の取出し
・セミホットセルにて試験燃料棒への計装取付

④ ⑤
・セミホットケーブにて試験燃料棒のカプセルへの装荷
・カプセル装荷装置へのカプセル収納

⑥ ⑦
・カプセル装荷装置によりカプセルをNSRR炉心内へ移動・装荷

パルス照射

⑧ ⑨ ⑩
・カプセル装荷装置によりカプセルをNSRR炉心内より取出し、セミホットケーブへ移動
・セミホットケーブにて内部カプセルの取出し

⑪ ⑫
・燃料試験施設へ内部カプセルの搬出

図 2.2.1-3　RIA 試験における NSRR 施設での試験燃料棒と実験カプセル取扱いの流れ

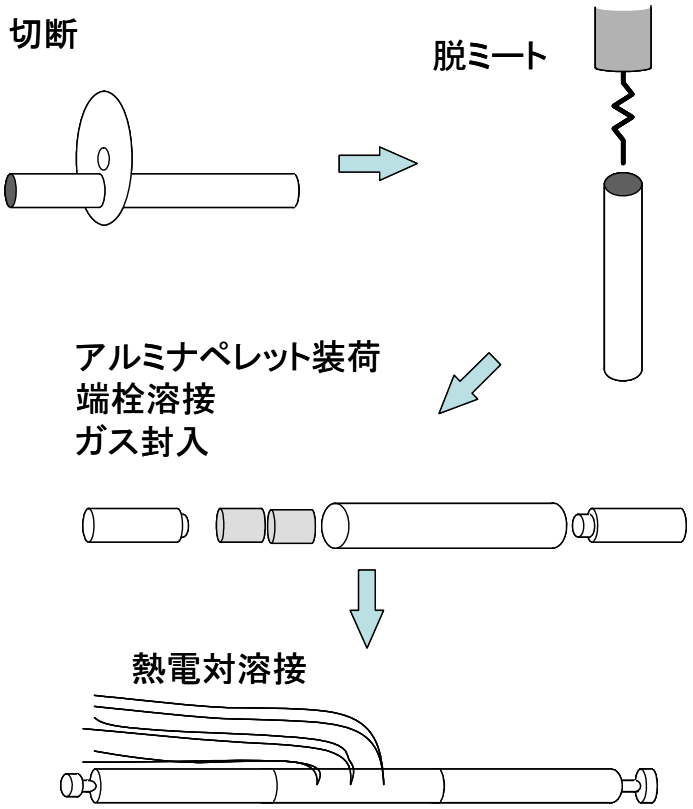


図 2.2.2-1　LOCA を模擬した急冷破断試験に用いる短尺模擬燃料棒の製作方法

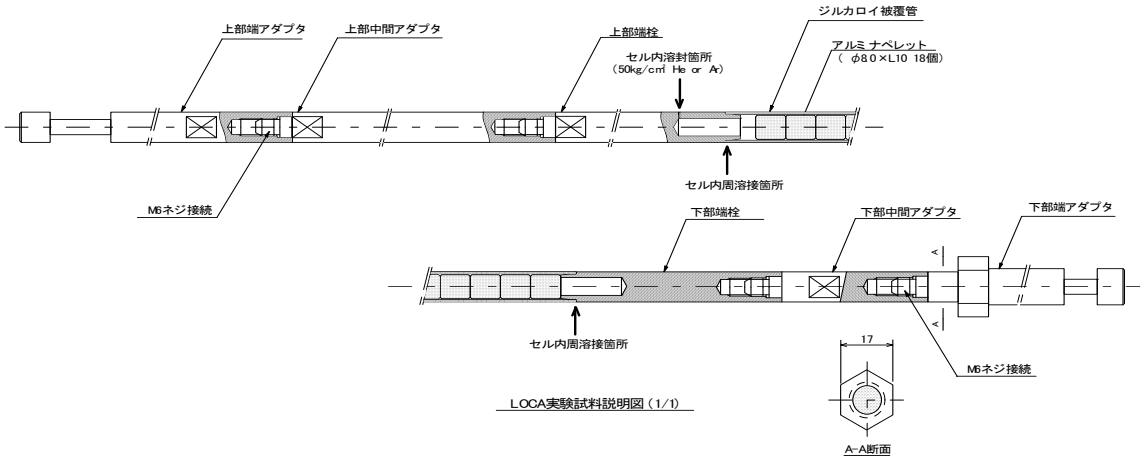


図 2.2.2-2　短尺模擬燃料棒

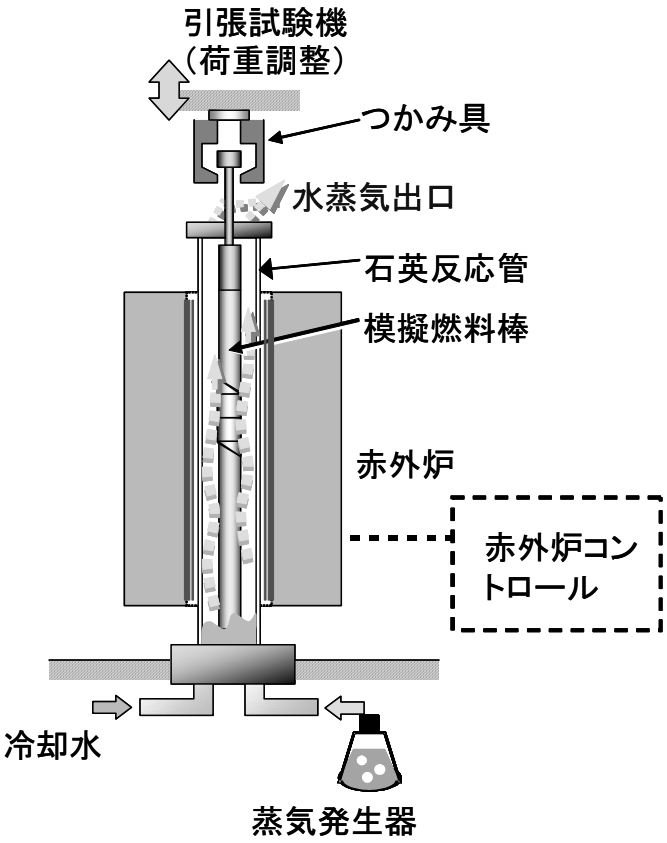


図 2.2.2-3　急冷破断試験装置（模式図）

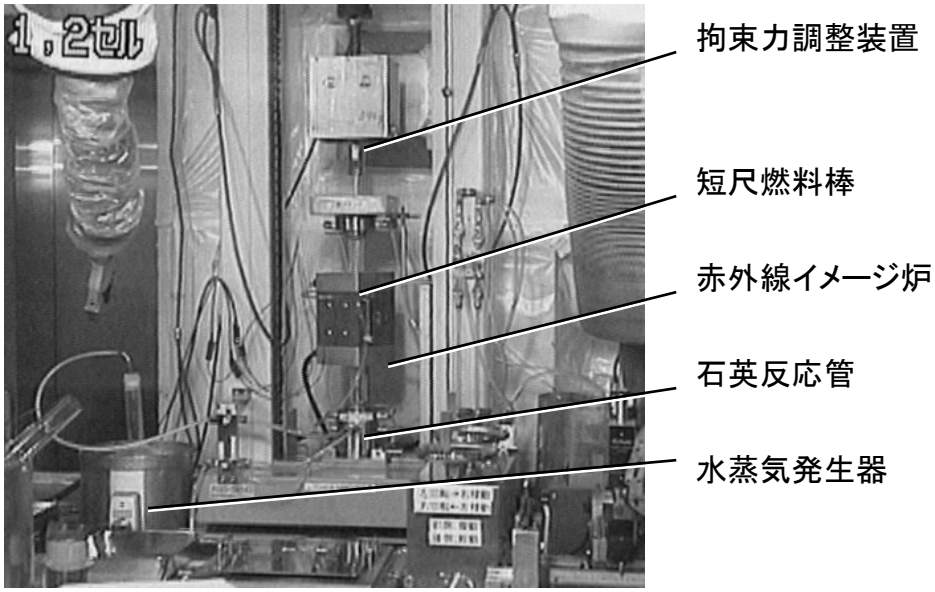


図 2.2.2-3（つづき）　急冷破断試験装置（写真）

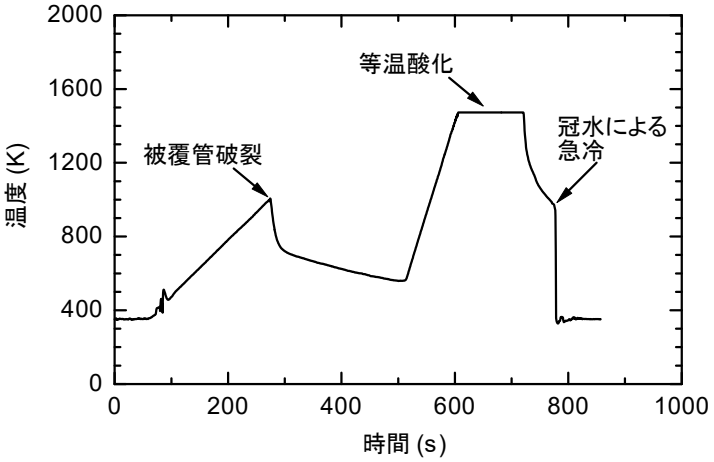


図 2.2.2-4　試験中の温度履歴の例

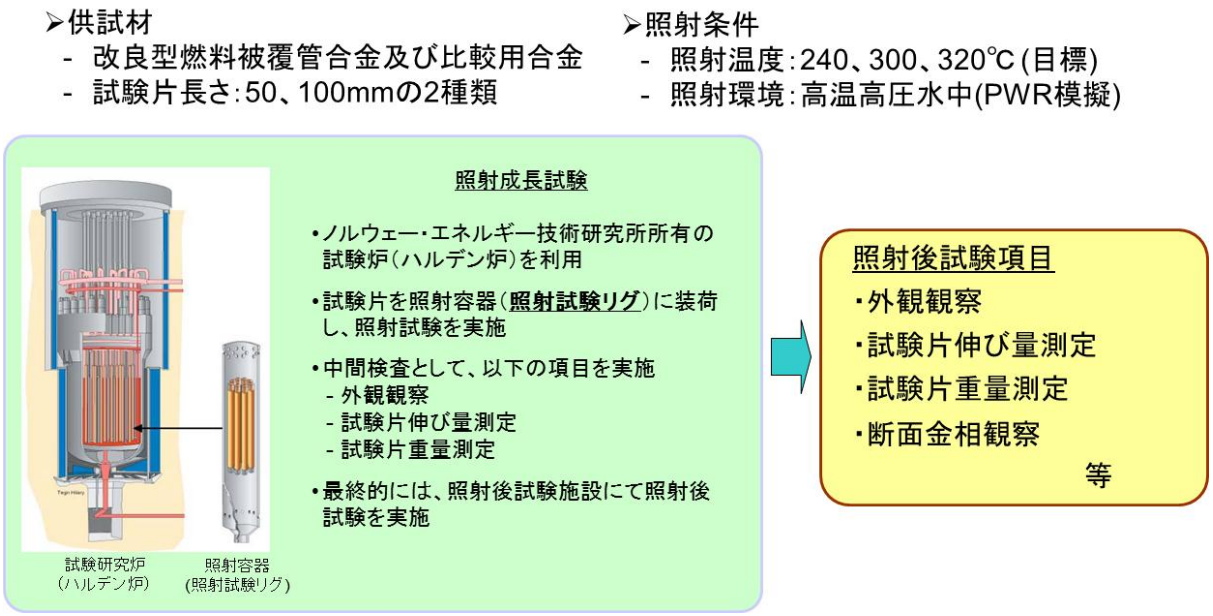


図 2.2.3-1　改良合金被覆管の照射成長試験の概要

3 章　平成 28 年度燃料等安全高度化対策事業の概要

既存の発電用軽水炉の安全性向上に有効なものとして国内への導入が見込まれている改良型燃料に関し、欧州の発電炉を用いた照射試験が行われている。本事業では、これらの照射試験により高燃焼度に至った燃料を入手し、反応度事故模擬実験（以下「RIA 試験」という）、冷却材喪失事故模擬実験（以下「LOCA 試験」という）を実施し、事故時の燃料挙動に関するデータを取得する。取得するデータは、

- RIA 時の燃料挙動に関し、燃料破損限界、破損挙動及び破損影響（被覆管破損形態、核分裂ガス放出、燃料微粒子化など）
- LOCA 燃料挙動に関し、被覆管の酸化速度、急冷時破断限界、膨れ及び破裂挙動

といった安全審査に反映できるものであり、事故時の燃料破損本数評価、被ばく評価、炉心冷却性や圧力バウンダリ健全性の評価に必要なものである。また、計算コード等を用いた RIA 試験後解析を行い、改良型燃料の RIA 時の挙動を詳細に確認する。

また、改良型燃料にも採用される Zr-Nb 二元系合金被覆管の照射に伴う伸び（照射成長）が当該合金を使用した燃料集合体の変形に及ぼす影響を評価するために、Zr-Nb 二元系合金を含む被覆管合金をわが国の商用軽水炉条件を適切に模擬できる原子炉で照射し、照射成長に関するデータを取得する。

本事業では、高燃焼度まで照射された改良型燃料の欧州から日本への輸送及び改良型燃料の事故時挙動評価に必要な比較データの取得を平成 22 年度までに実施し、平成 23 年度に高燃焼度改良型燃料を対象とした LOCA 試験を、さらに、平成 24 年度に同燃料の RIA 試験を開始した。また、平成 23 年度から Zr-Nb 二元系合金を含む被覆管試験片の照射成長試験をハルデン炉（ノルウェー）にて開始した。平成 28 年度は、入手した高燃焼度改良型燃料に対する RIA 試験の準備、RIA 試験結果等に関する解析及び LOCA 試験並びにハルデン炉における Zr-Nb 二元系合金を含む改良型燃料被覆管の照射成長試験等を引き続き実施した。得られたデータ等については、国による発電用軽水炉施設の安全審査時の判断材料に資するよう整理を行った。

3.1　RIA 試験

(1) 高燃焼度改良型燃料を対象に、原子力機構が保有する NSRR を使用して RIA 試験を実施するための準備を行った。

(2) 平成 26 年度までに RIA 試験を実施した燃料に対して、原子力機構の燃料試験施設等を利用した試験及び分析を継続して行い、RIA 試験前後の燃料の状態に関するデータを取得した。RIA 試験後の燃料に関して取得したデータを、燃料提供機関から入手した燃料仕様、ベース照射履歴及び RIA 試験前に取得したデータ等と比較することにより、RIA 時のペレットからの核分裂生成ガス放出、被覆管破損形態、等に関する知見を取得した。また、平成 23 年 1 月に原子力機構の燃料試験施設に搬入された高燃焼度燃料について、

受入時の燃料状態を調べる試験検査を実施した。

(3)RIA 時に膨張したペレットから被覆管が受ける応力状態を適切に模擬できる多軸応力負荷試験装置を用いて未照射被覆管を対象とした機械特性試験を実施し、応力の多軸性、被覆管の製造条件、水素吸収等が高燃焼度燃料の破損に及ぼす影響に関するデータを取得した。

3.2　RIA 試験解析

改良型燃料における RIA 時の被覆管伝熱、変形挙動等の特性を把握するため、平成 24 年度以降に実施した高燃焼度改良型燃料の RIA 試験について、計算コードを用いた実験解析を実施した。また、試験実施予定の改良型燃料を対象とした RIA 試験条件の決定に資するため、燃料提供者から入手した燃料仕様、ベース照射履歴などに基づき、通常時燃料挙動解析コード（FEMAXI)、RIA 時燃料挙動解析コード（RANNS）等を用いた燃焼解析、ベース照射解析および RIA 試験解析を行い、改良型燃料の RIA 試験条件の決定に必要なデータおよび知見を得た。

3.3　LOCA 試験

高燃焼度改良型燃料に対し LOCA 時の温度条件を模擬した高温酸化試験及び LOCA 試験後の燃料被覆管試料に対する 4 点曲げ試験を実施し、高温水蒸気中での被覆管酸化速度や酸化急冷後の被覆管に曲げ荷重が負荷された場合の破断限界など、改良型燃料の LOCA 時安全性を評価するために必要なデータを取得した。

3.4 改良型燃料被覆管の照射成長試験

改良型燃料に用いられる被覆管合金を含む試験片をノルウェー・エネルギー技術研究所が保有するハルデン炉に装荷して照射することにより、約 6.7×10^{21} n/cm^2 までの高速中性子フルエンス範囲においてそれらの照射に伴う伸び（照射成長）等に関するデータを取得した。

4 章　平成 28 年度燃料等安全高度化対策事業の実施内容

4.1　燃料検査

平成 22 年度に輸送した燃料の仕様、燃焼度等の概要を表 4.1-1 に示す。なお、燃料はセグメント毎に AP2-1 から AP2-24 と呼ぶ。

4.1.1　燃料セグメントに対する非破壊試験

本年度は、仏・グラブリン PWR で照射された UO_2 燃料セグメント AP2-12、仏・シノン B3 PWR で照射された MOX 燃料セグメント AP2-15 について検査を実施した。AP2-12、-15 の被覆管は M5 合金製である。

燃料セグメント AP2-12、-15 に関する試料採取計画を図 4.1-1 に示す。

(1) 燃料セグメントのγスキャン

燃料セグメント AP2-12 の軸方向γ線強度分布を図 4.1-2 に示す。採取位置に応じた燃焼度の分布が反映されている。AP2-12 では有意な勾配は見られない。

(2) 燃料セグメントの酸化膜厚さ測定

燃料セグメント AP2-12、-15 について、渦電流により測定した軸方向酸化膜厚さ分布をそれぞれ図 4.1-3 及び図 4.1-4 に示す。0°及び 180°方位について、軸方向の 5 点での測定を行った。

AP2-12 においては軸方向にほぼ均一な酸化膜厚さ分布、AP2-15 ではセグメント上部に向かうにつれやや酸化膜が厚くなっている。両セグメント酸化膜厚さの絶対値については、今後レファレンス試料の金相観察から得た酸化膜厚さの値により補正を行う必要がある。

表 4.1-1　試験対象燃料一覧（平成 22 年度輸送分）

燃料セグメント番号	燃焼度*1 (GWd/t)	燃料名	燃料タイプ	照射炉	燃料棒番号	試料採取位置（下から,mm）	被覆管				ペレット								試験項目
							材質（－）	外径 (mm)	内径 (mm)	肉厚 (mm)	高さ (mm)	外径 (mm)	ディッシュ	チャンファ	理論密度 (%TD)	U235 濃縮度 (%)	Pu/Puf 富化度 (HM%)	添加物	
AP2-1	73	バンデロス燃料	PWR 17x17 UO_2	Vandellos-2	EH48-A08	S2 (691 - 1141)	M-MDA (SR)	9.5	8.36	0.57	9.83	8.19	有	有	96.0	4.9	－	－	予備
AP2-2	81				EH48-Q12	S4 (1807 - 2257)													LOCA試験
AP2-3	81					S5 (2257 - 2707)													RIA試験
AP2-4	77				EH48-L17	S4 (1807 - 2258)	M-MDA (RX)												予備
AP2-5	78					S5 (2258 - 2709)													RIA試験
AP2-6	78				EH48-H01	S4 (1810 - 2259)	MDA												予備
AP2-7	78					S5 (2259 - 2709)													予備
AP2-8	80				EH48-Q08	S3 (1249-1699)	ZIRLO (low-Sn)	9.5	8.36	0.57	9.60	8.19	有	有	96.4	4.9	－	－	LOCA試験
AP2-9	80					S5 (2293-2743)													RIA試験
AP2-10	84	グラブリン燃料		Gravelines-5	FX0GA1-A16	S3 (1230 - 1680)	M5	9.5	8.25	0.63	13.65	8.09	有	有	95.3	4.49	－	－	LOCA試験
AP2-11	84					S6 (2769.7 - 3219.7)													RIA試験
AP2-12	87				FX0GA1-M14	S3 (1279 - 1579)													FGD試験*2
AP2-13	68	リングハルス燃料	PWR 15x15 UO_2	Ringhals-2	AD23-D5	3-2 (2100-2550)	M5	10.72	9.48	0.62	11.15	9.29	有	有	96.2	3.7	－	－	予備
AP2-14	68					3-3 (2550-3000)													RIA試験
AP2-15	64	シノン燃料	PWR 17x17 MOX	Chinon B3	FXP2LA-D09	S4 (1749 - 2200)	M5	9.5	8.36	0.57	11.63	8.19	有	有	95.0	0.253	7.2/4.7	－	RIA試験
AP2-16	63					S3 (1218 - 1592)													FGD試験*2
AP2-17	47	ライプシュタット燃料	BWR 10x10 UO_2	Leibstadt	FBA004-a5	EA (699-900)	Zry-2 with liner (95 μm)	10.28	9.04	0.56	10.5	8.87	有	無	96.7	4.93	－	－	予備
AP2-18	49				FBA004-a6	F (702-1150)												Cr_2O_3	RIA試験
AP2-19	91				AGB108-G6	D (1309-1759)	Zry-2 (LK3) with liner (70 μm)	9.62	8.36	0.63	8.7	8.19	有	有	95.8	4.46	－	－	RIA試験
AP2-20	85					JA (2372-2822)													LOCA試験
AP2-21	73					KA (3051-3501)													LOCA試験
AP2-22	63	オスカーシャム燃料		Oskarshamn-3	24565-C1	1 (439 - 889)	Zry-2 with liner (70 μm)	9.62	8.36	0.63	10	8.19	有	有	97.4	4.1	－	Cr_2O_3, Al_2O_3 (ADOPT)	RIA試験
AP2-23	64					2 (1345 - 1795)													FGD試験*2
AP2-24	61				24565-A2	1 (440 - 890)									96	3.5		－	予備

*1: セグメント平均燃焼度　　*2: RIA条件下でのFPガス動的放出挙動試験

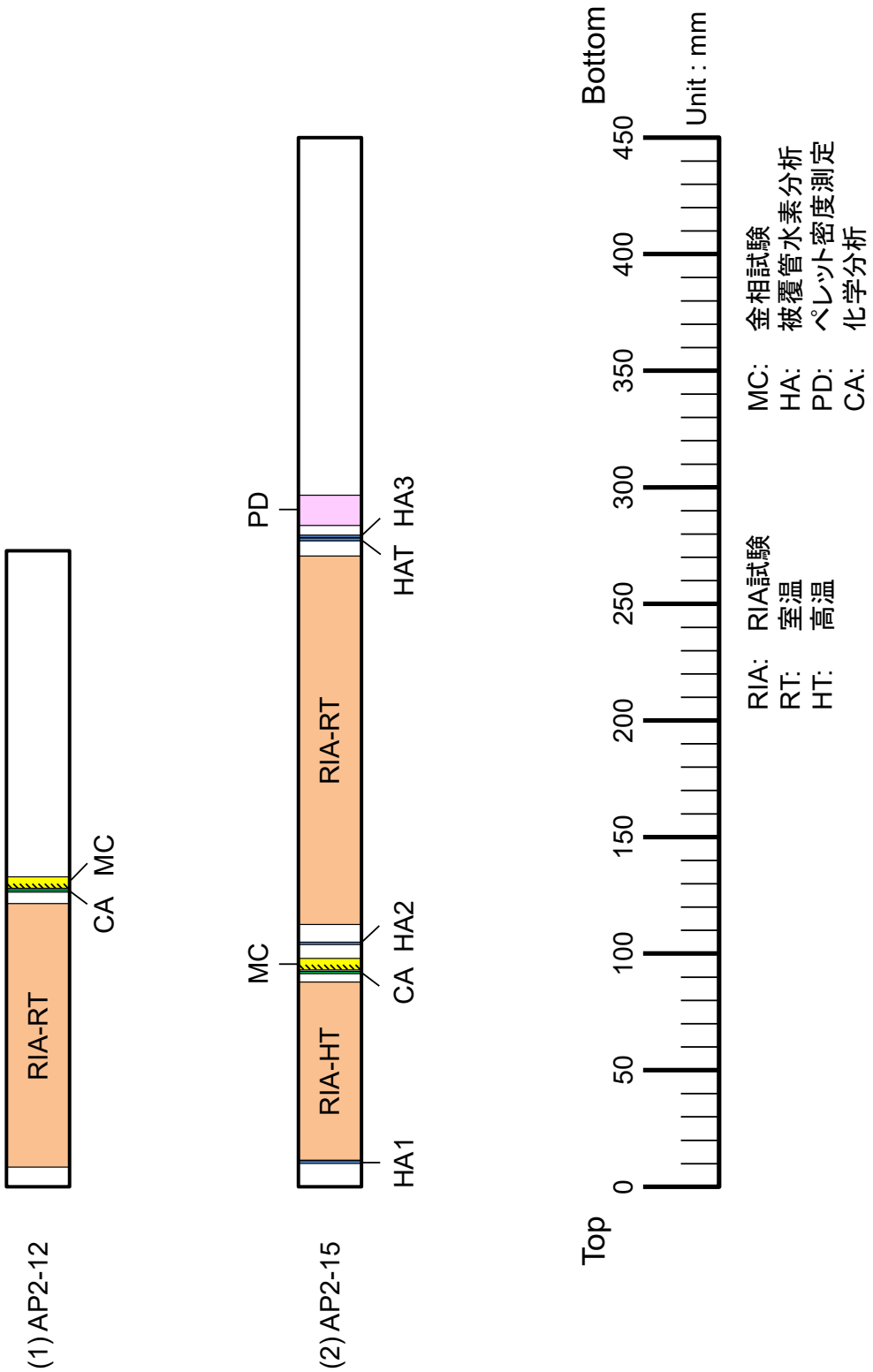


図 4.1-1　燃料セグメントからの試料採取計画

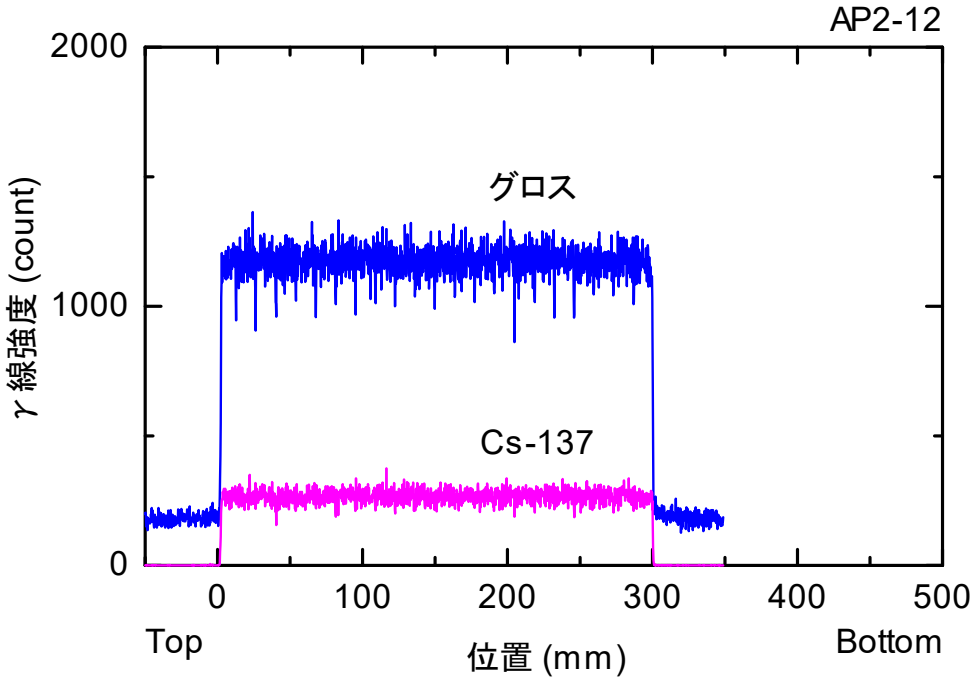


図 4.1-2　AP2-12 燃料セグメントのγ線強度分布

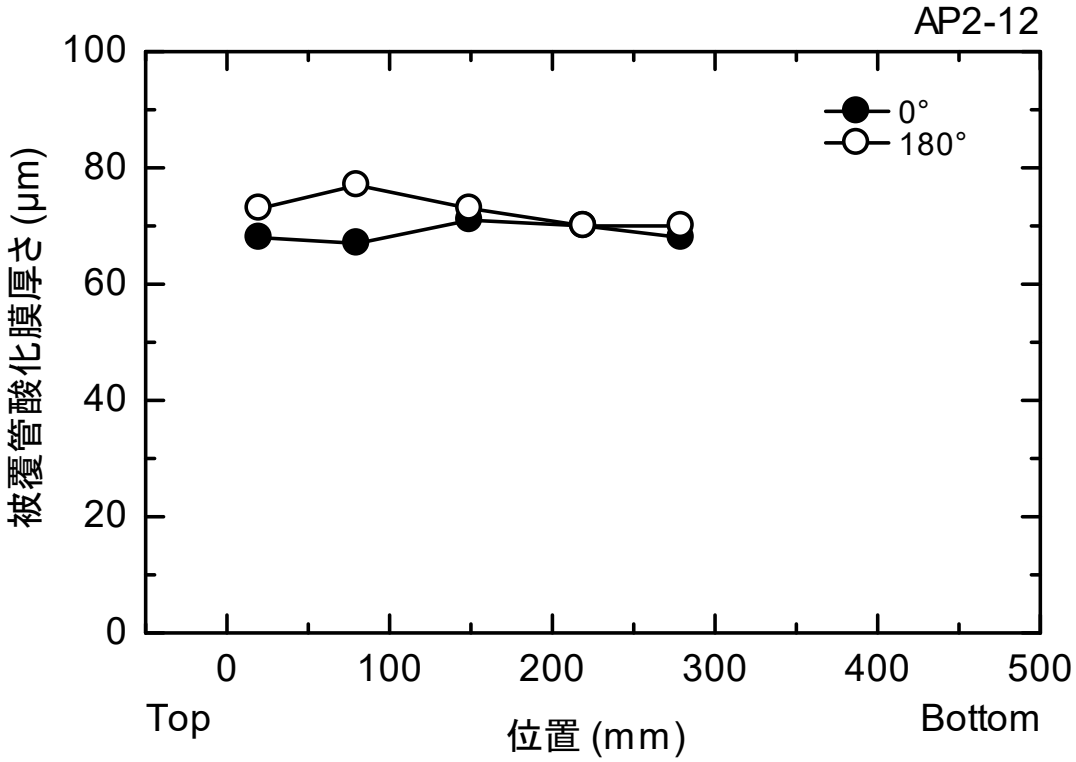


図 4.1-3　AP2-12 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

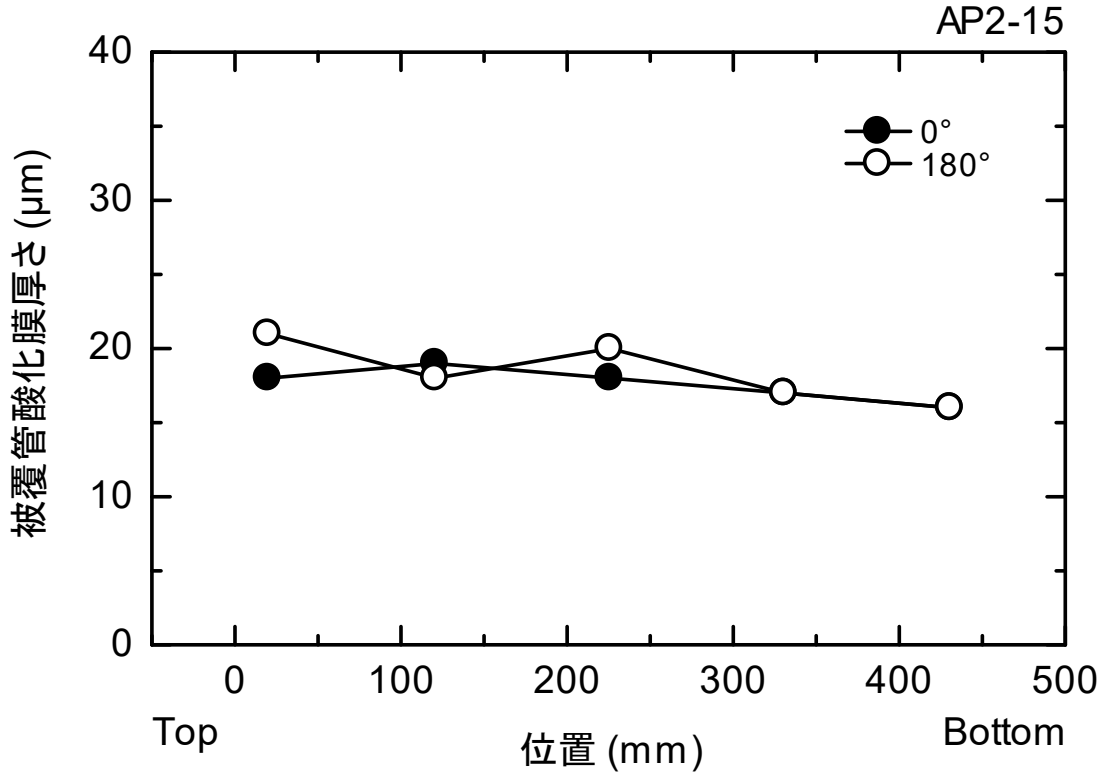


図 4.1-4　AP2-15 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

4.2　レファレンス試験

RIA 及び LOCA 試験に供する燃料の試験前の状態を把握するため、各燃料セグメントから採取したレファレンス試料に対する試験を実施した。燃料セグメント AP2-8、-11、-20、-21 に関する試料採取計画を図 4.2-1 に示す。

(1) 金相試験

燃料セグメント AP2-8、-20、-21 から採取した輪切り金相試料に対して断面観察を実施した。図 4.2-1 の MC の位置から試料を採取し、被覆管について、エッチング前後の観察を行った。AP2-20、-21 MC 燃料被覆管エッチング前については昨年度報告済みである。それぞれの結果に対する図番は以下の通りである。

図 4.2-2(1)(2)(3)(4): AP2-8 MC 燃料被覆管エッチング前

図 4.2-3(1)(2)(3)(4): AP2-8 MC 燃料被覆管エッチング後

図 4.2-4(1)(2): AP2-20 MC 燃料被覆管エッチング後

図 4.2-5(1)(2): AP2-21 MC 燃料被覆管エッチング後

図 4.2-2 の Photo 1-1、1-2、1-3、1-4 に示すエッチング前の断面写真から、MC 位置の周方向平均酸化膜厚さを約 17.9 μm と評価した。

図 4.2-3 の被覆管エッチング後の断面では、各方位において周方向に長く析出した水素化物が見られた。一般に高燃焼度 PWR 被覆管では、酸化膜のすぐ内側の領域において高い密度で水素化物が析出した層（水素化物リム）が観察されるが、本試料ではすべての方位で水素化物リムが観察され、その厚さは方位によって異なり、180°の方位で最も厚かった。また、各方位ともに被覆管厚さの中心付近や内側付近においても水素化物が観察された。

図 4.2-4 の被覆管エッチング後の断面では、各方位において径及び周方向に析出した水素化物が見られ、内面側のジルコニウムライナ層に水素化物が多く析出していることが分かる。これは、一般に高燃焼度 BWR 被覆管で観察される水素化物形態である。また、水素化物は外面から中央部の間で多くの水素化物が観察され、中央部からジルコニウムライナ層までは水素化物の析出が少なかった。

図 4.2-5 の被覆管エッチング後の断面では、図 4.2-4 と同様に高燃焼度 BWR 被覆管で観察される水素化物形態であり、その形態は AP2-20 と同様であった。

(2) 被覆管水素分析

(a) AP2-11 に対する分析

燃料セグメント AP2-11 に対して、図 4.2-1 の HA1、HA2、HA3 及び HA4 の位置から軸方向に約 1 mm の被覆管試料を採取し水素濃度を測定した。それぞれの評価結果は以下の通りである。

HA1：　93 ppm

HA2：　96 ppm

HA3：　94 ppm

HA4： 94 ppm

(b) AP2-20 に対する分析

燃料セグメント AP2-20 に対して、図 4.2-1 の HA1、HA2 及び HA3 の位置から軸方向に約 1 mm の被覆管試料を採取し、水素濃度を測定した。それぞれの評価結果は以下の通りである。

HA1： 500 ppm

HA2： 483 ppm

HA3： 493 ppm

(c) AP2-21 に対する分析

燃料セグメント AP2-21 に対して、図 4.2-1 の HA1 及び HA2 の位置から軸方向に約 1 mm の被覆管試料を採取し、水素濃度を測定した。それぞれの評価結果は以下の通りである。

HA1： 441 ppm

HA2： 348 ppm

なお、以上の測定は高温抽出法により行ったが、加熱にあたっては、まず約 670°C の温度を一定時間保持し、次に約 2000°C を保持するという温度履歴とした。これは、酸化膜中に含まれる水素の放出が母材からの放出よりも低い温度で開始することを利用し、酸化膜と母材のそれぞれについて水素濃度を評価することを意図したためである。今年度は、酸化膜と母材の平均水素濃度（すなわち従来と同じ定義の値）の結果を示すが、高温抽出試験中の水素放出履歴データを詳しく調べることによって、酸化膜、母材それぞれが含有する水素量の評価も可能になると期待される。

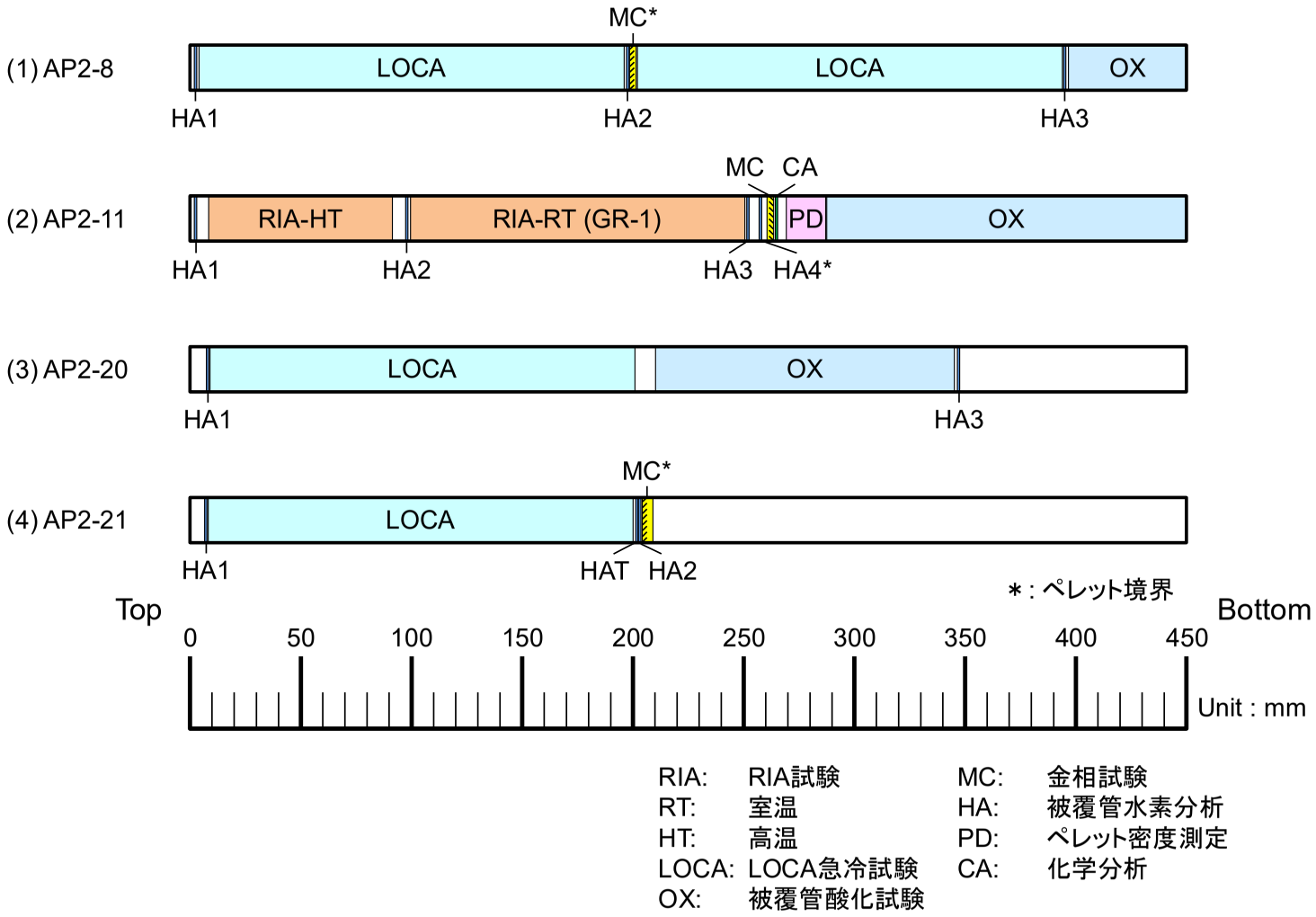


図 4-2-1　燃料セグメント AP2-8、-11、-20、-21 に関する試料採取計画

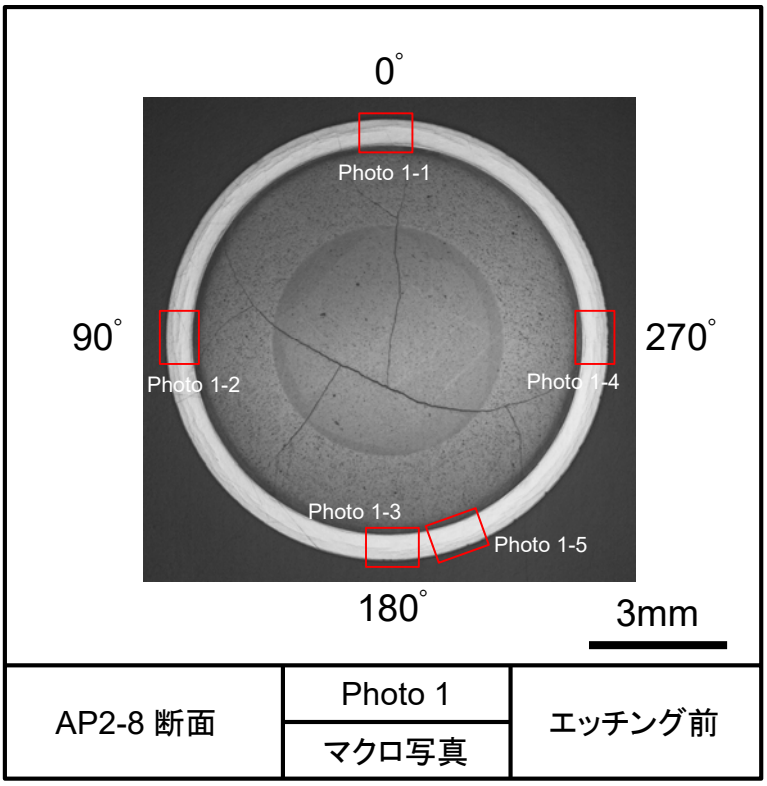


図 4.2-2(1)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング前）（AP2-8）

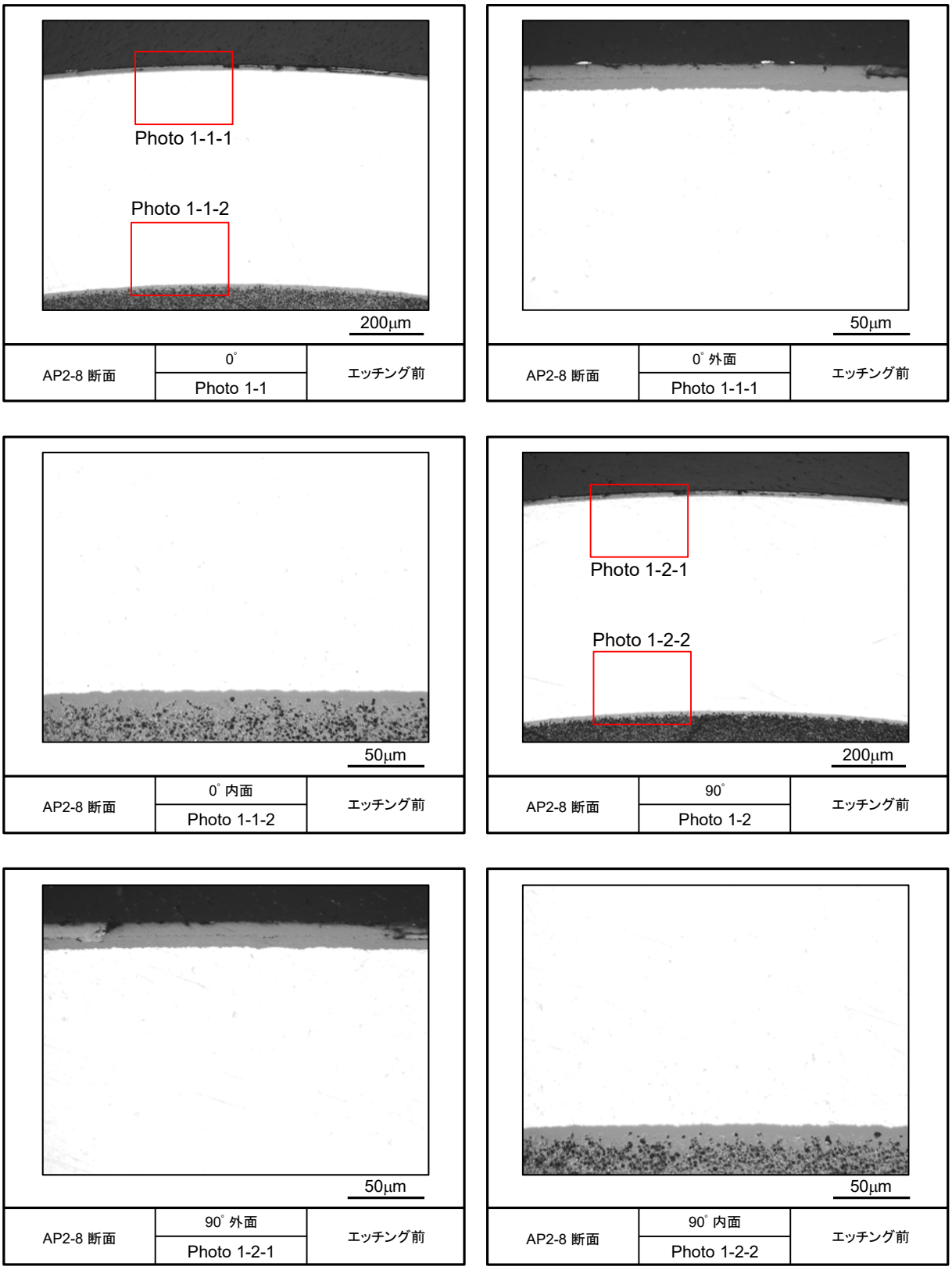
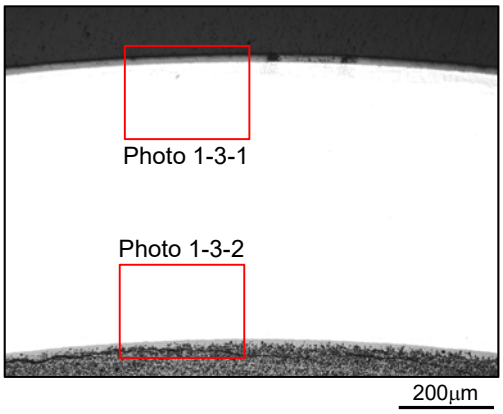
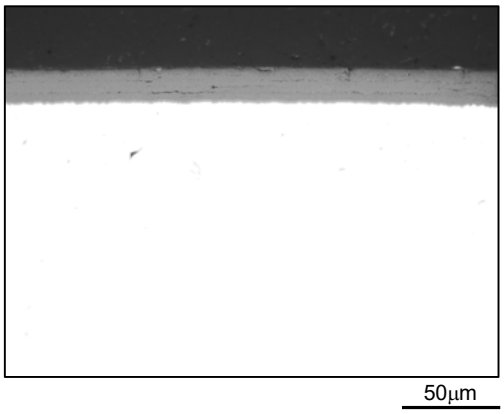


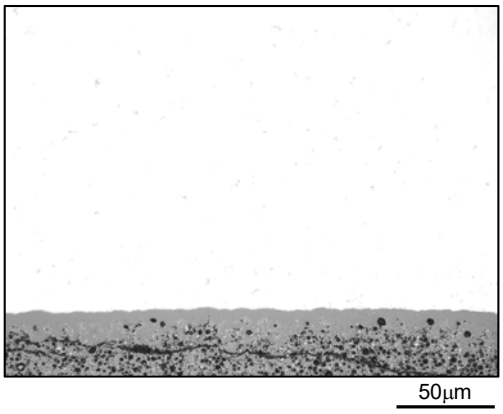
図 4.2-2(2)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング前）（AP2-8）



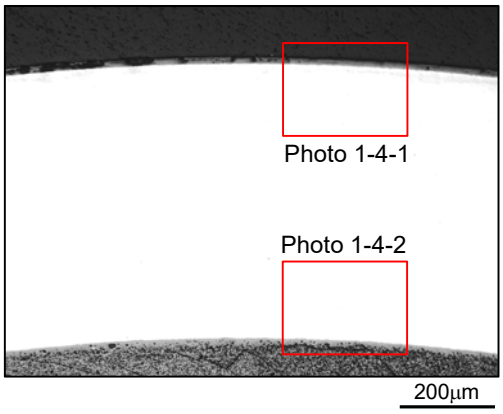
AP2-8 断面	180°	エッチング前
	Photo 1-3	



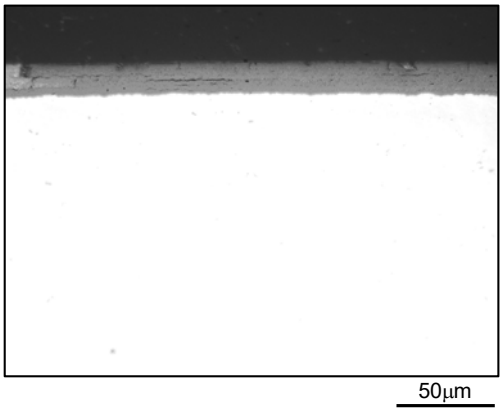
AP2-8 断面	180° 外面	エッチング前
	Photo 1-3-1	



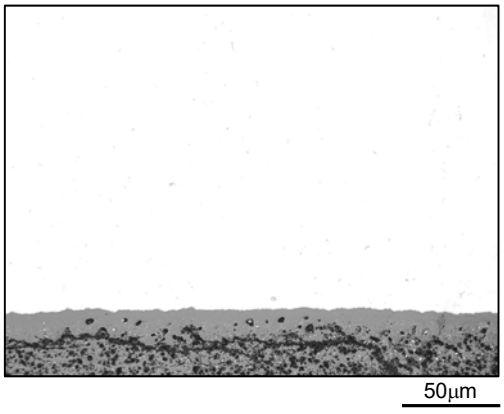
AP2-8 断面	180° 内面	エッチング前
	Photo 1-3-2	



AP2-8 断面	270°	エッチング前
	Photo 1-4	



AP2-8 断面	270° 外面	エッチング前
	Photo 1-4-1	



AP2-8 断面	270° 内面	エッチング前
	Photo 1-4-2	

図 4.2-2(3)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング前）（AP2-8）

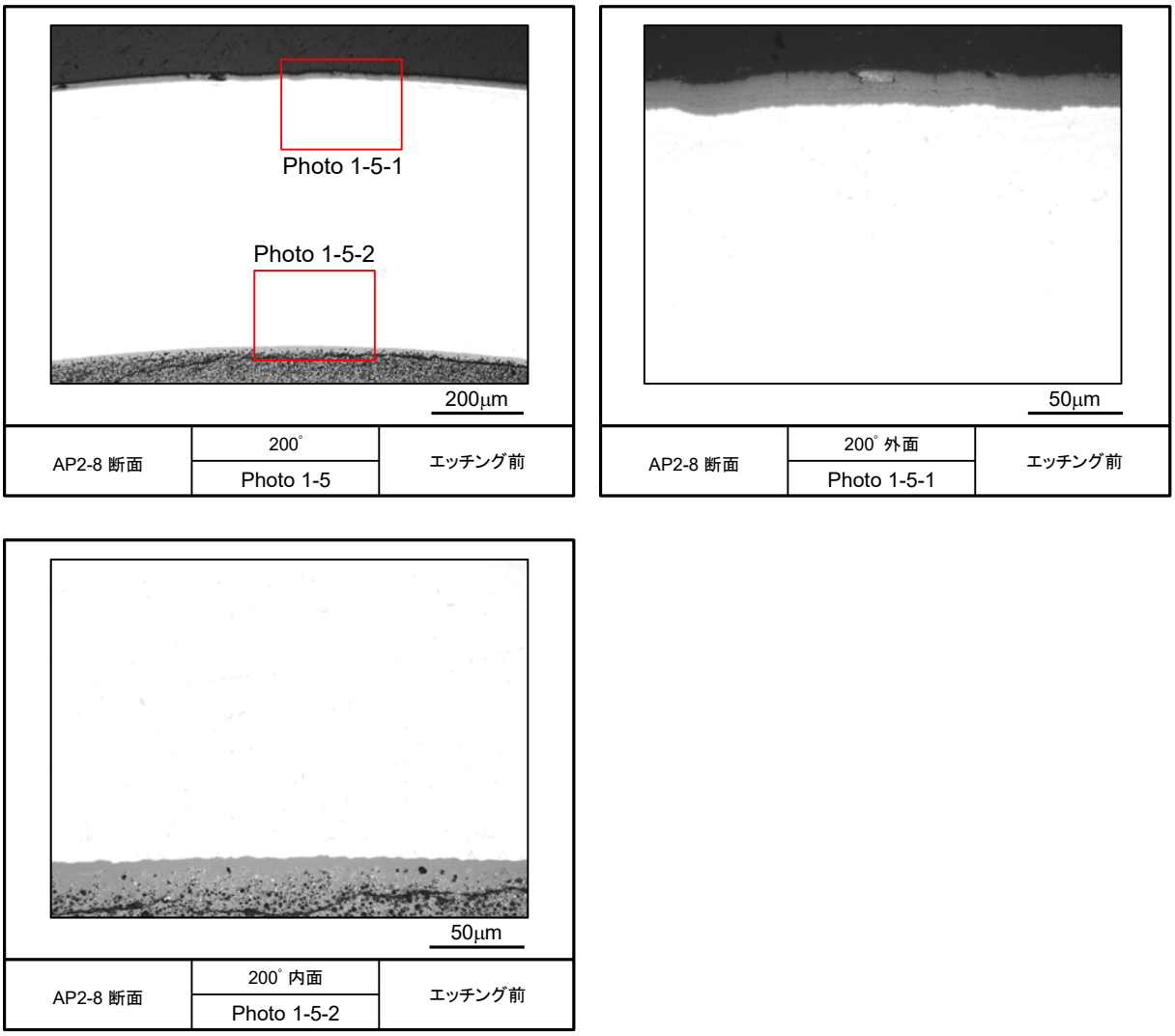


図 4.2-2(4)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング前）（AP2-8）

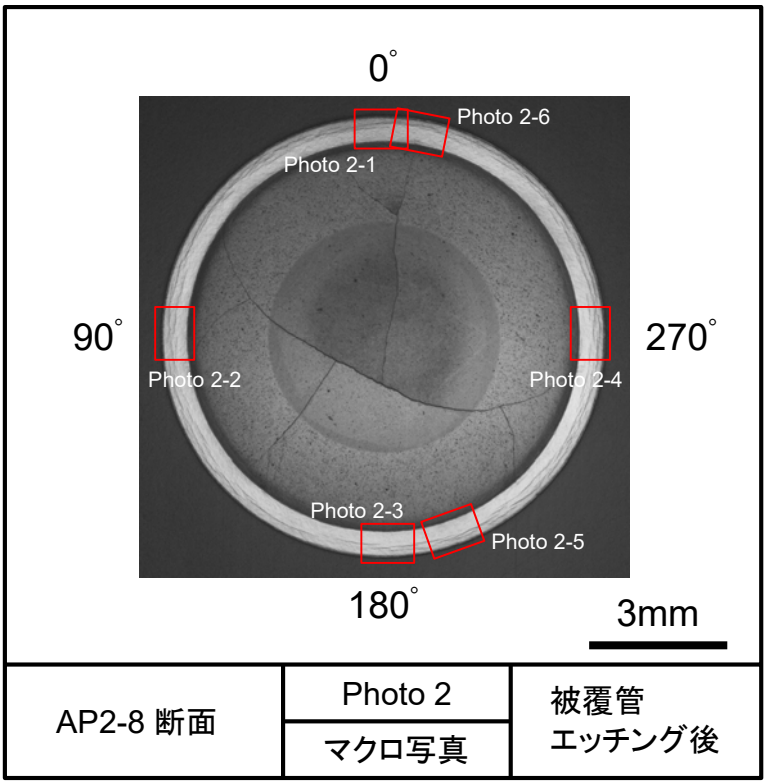
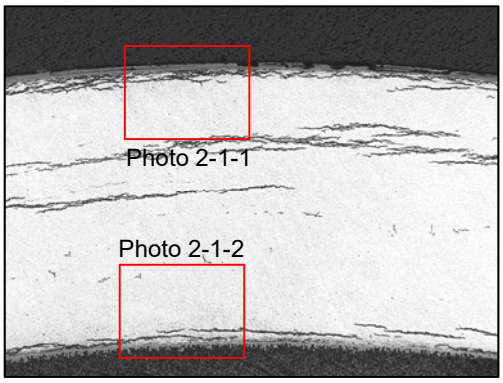
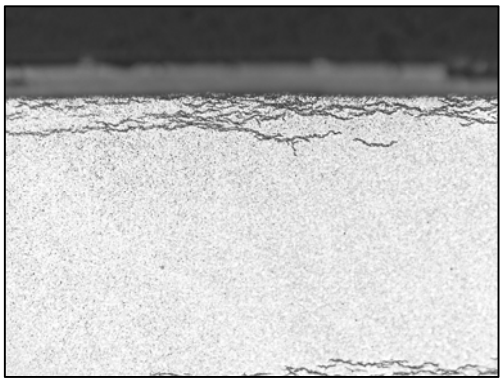


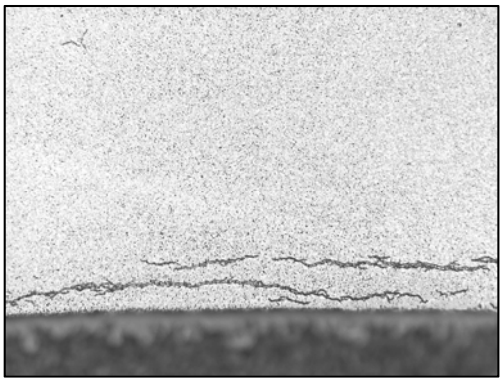
図 4.2-3(1)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-8）



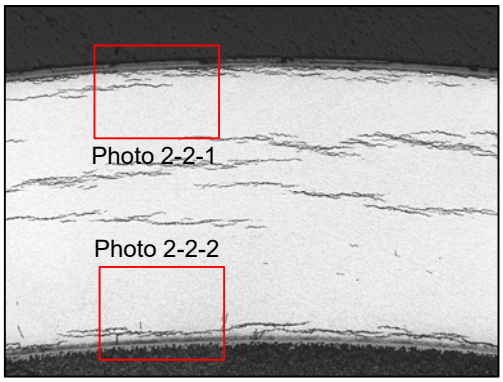
AP2-8 断面	0° Photo 2-1	被覆管エッチング後



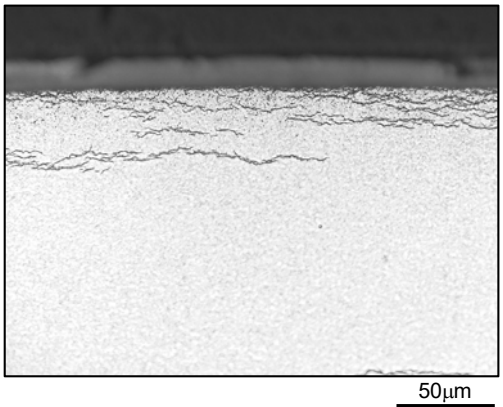
AP2-8 断面	0° 外面 Photo 2-1-1	被覆管エッチング後



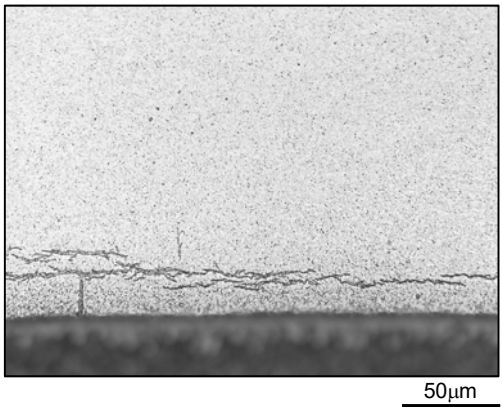
AP2-8 断面	0° 内面 Photo 2-1-2	被覆管エッチング後



AP2-8 断面	90° Photo 2-2	被覆管エッチング後

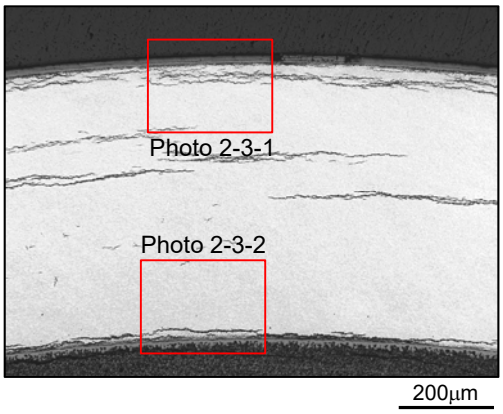


AP2-8 断面	270° 外面 Photo 2-2-1	被覆管エッチング後

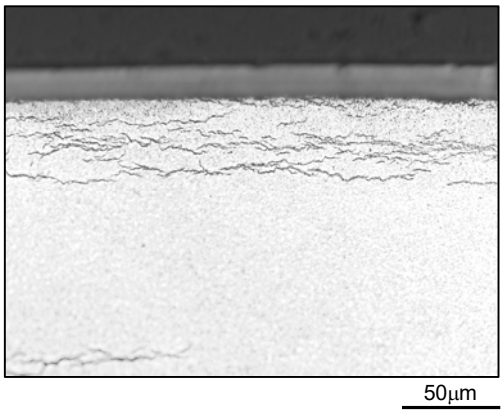


AP2-8 断面	270° 内面 Photo 2-2-2	被覆管エッチング後

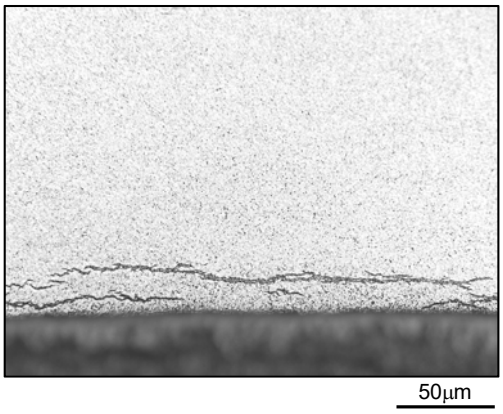
図 4.2-3(2)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-8）



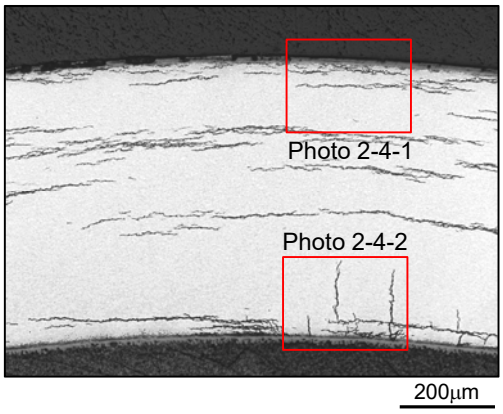
AP2-8 断面	180° Photo 2-3	被覆管エッチング後



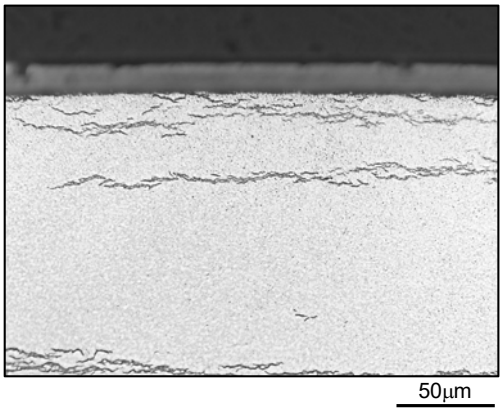
AP2-8 断面	180° 外面 Photo 2-3-1	被覆管エッチング後



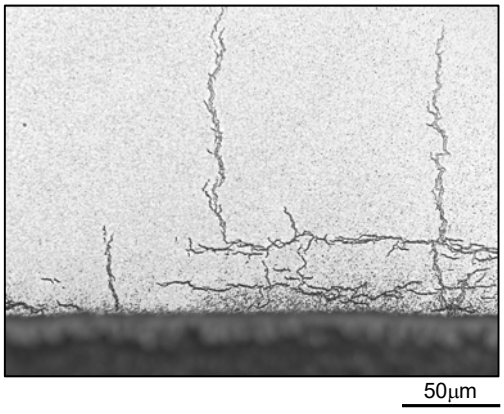
AP2-8 断面	180° 内面 Photo 2-3-2	被覆管エッチング後



AP2-8 断面	270° Photo 2-4	被覆管エッチング後

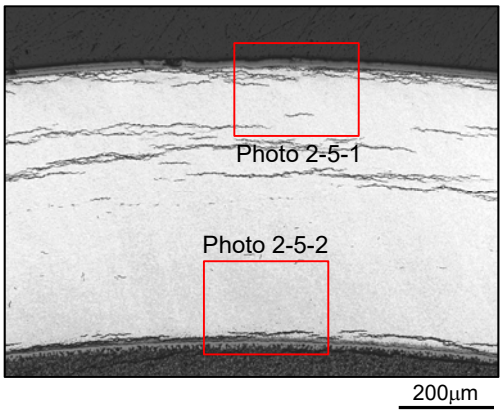


AP2-8 断面	270° 外面 Photo 2-4-1	被覆管エッチング後

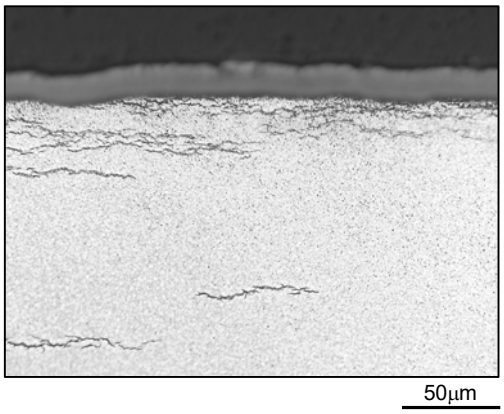


AP2-8 断面	270° 内面 Photo 2-4-2	被覆管エッチング後

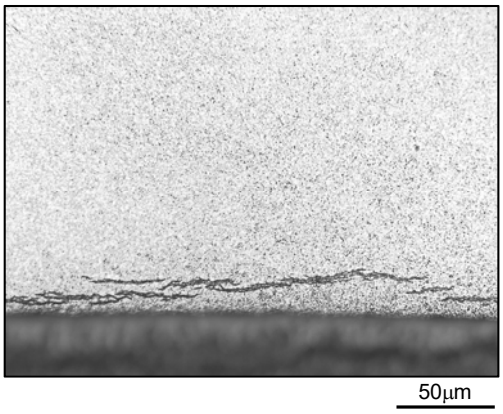
図 4.2-3(3)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-8）



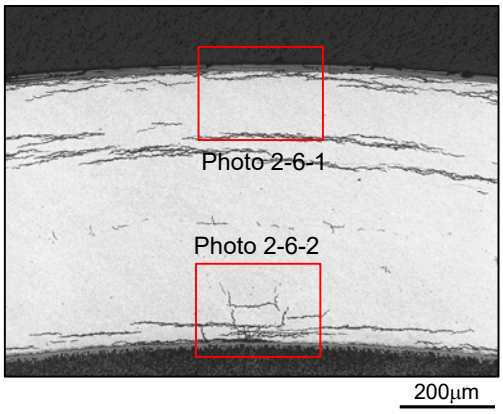
AP2-8 断面	200° Photo 2-5	被覆管エッチング後



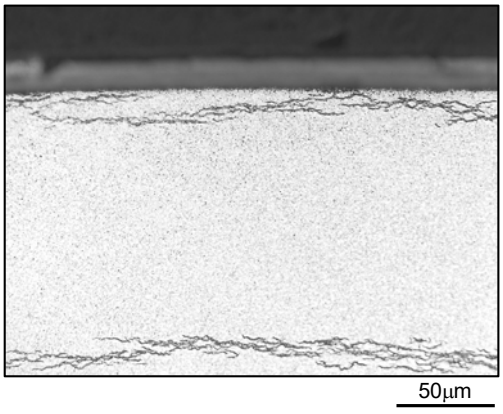
AP2-8 断面	200° 外面 Photo 2-5-1	被覆管エッチング後



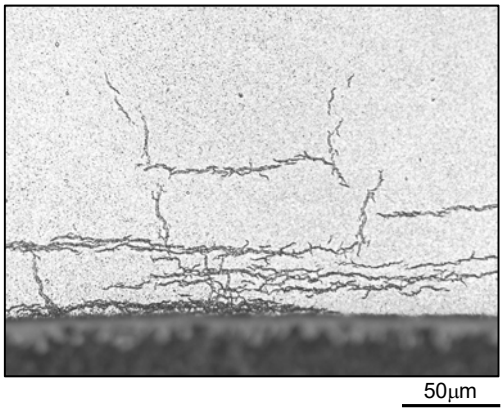
AP2-8 断面	200° 内面 Photo 2-5-2	被覆管エッチング後



AP2-8 断面	350° Photo 2-6	被覆管エッチング後

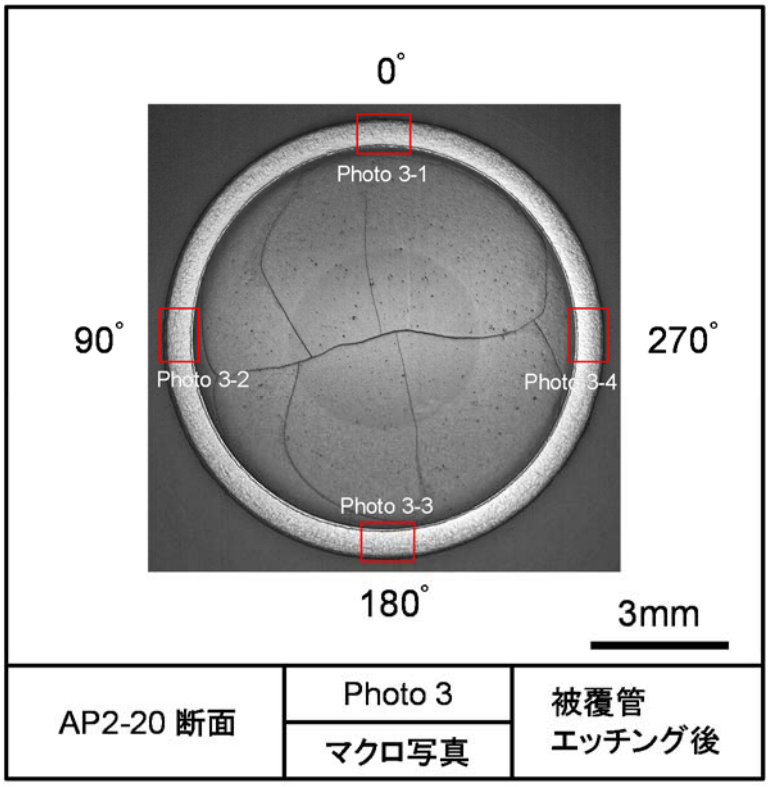


AP2-8 断面	350° 外面 Photo 2-6-1	被覆管エッチング後



AP2-8 断面	350° 内面 Photo 2-6-2	被覆管エッチング後

図 4.2-3(4)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-8）



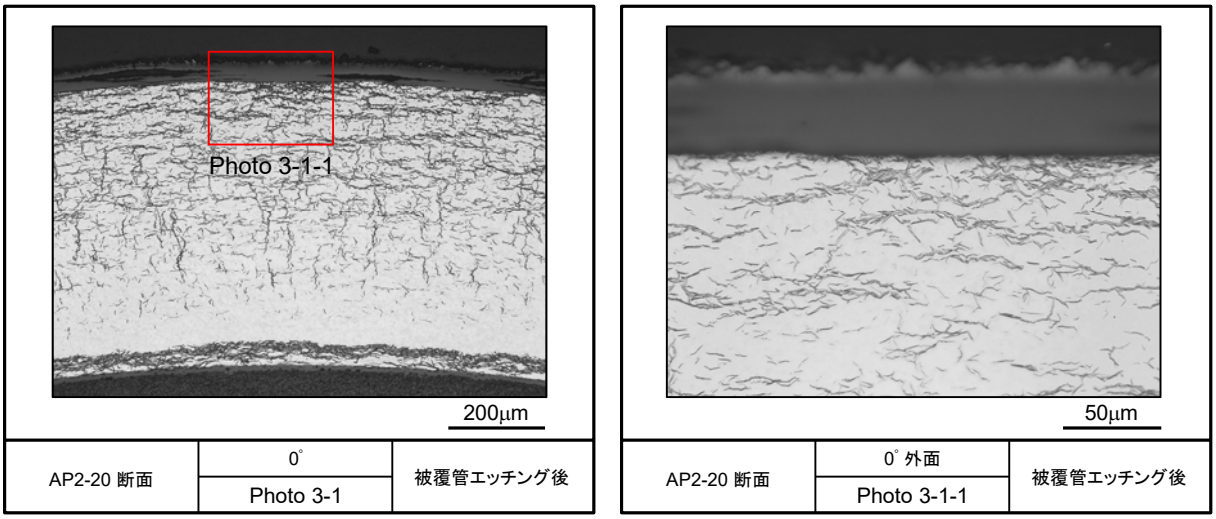


図 4.2-4(1)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-20）

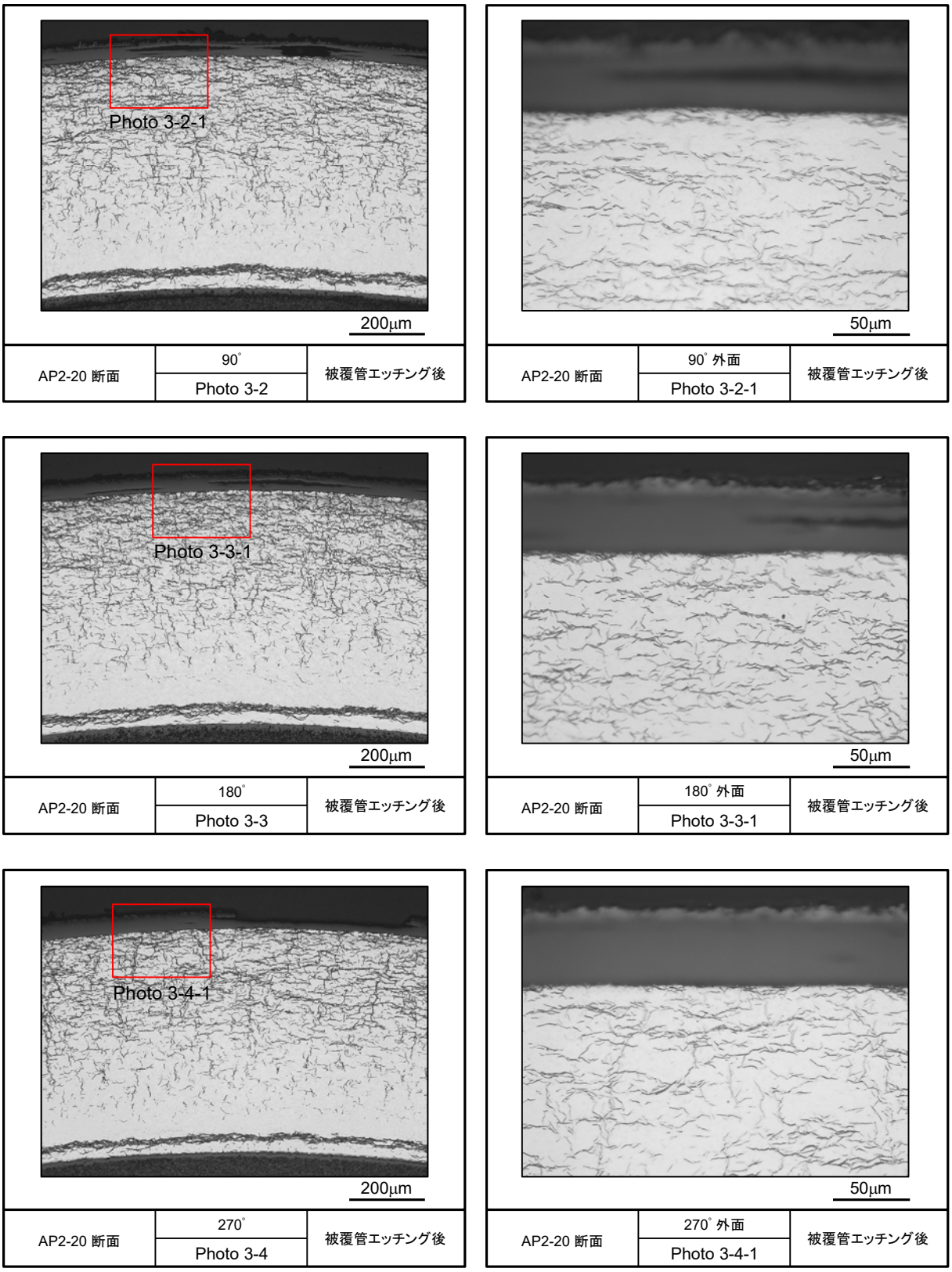
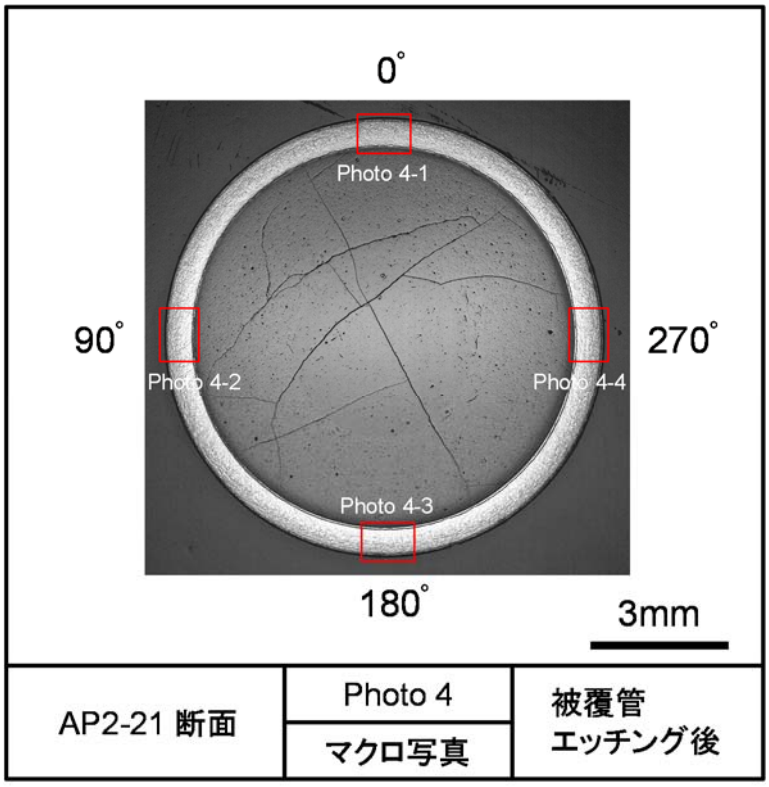


図 4.2-4(2)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-20）



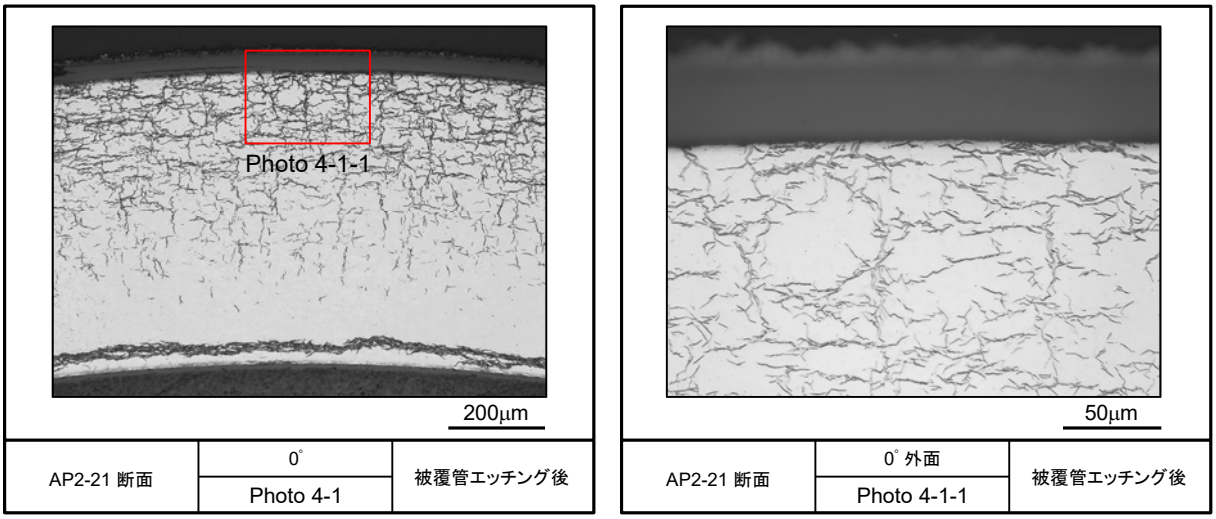
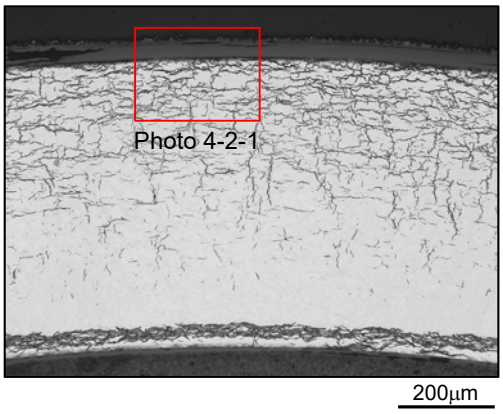
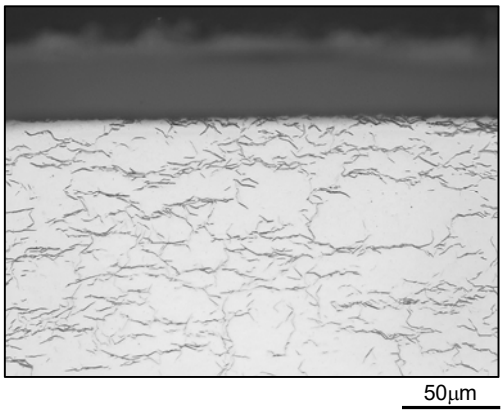


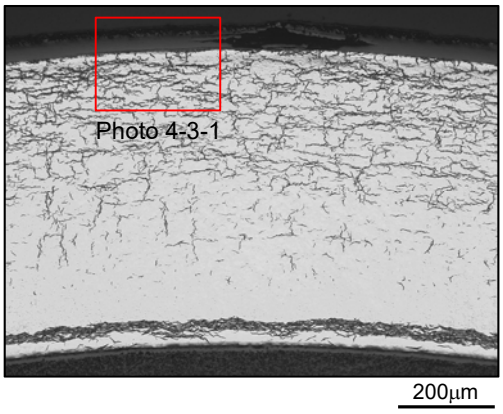
図 4.2-5(1)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-21）



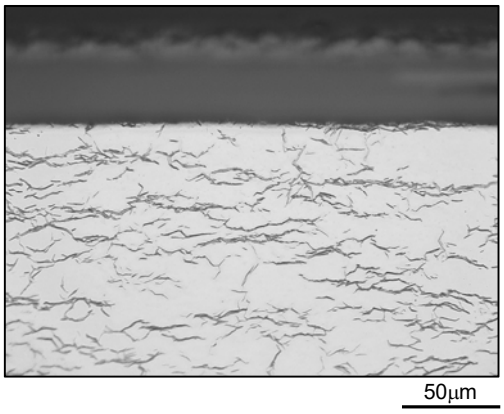
AP2-21 断面	90° Photo 4-2	被覆管エッチング後



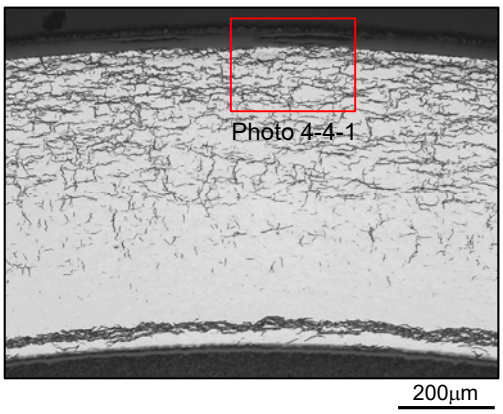
AP2-21 断面	90° 外面 Photo 4-2-1	被覆管エッチング後



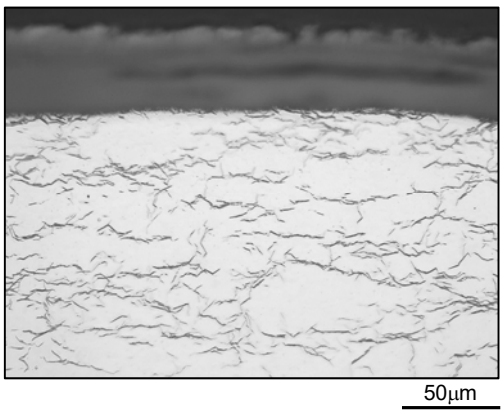
AP2-21 断面	180° Photo 4-3	被覆管エッチング後



AP2-21 断面	180° 外面 Photo 4-3-1	被覆管エッチング後



AP2-21 断面	270° Photo 4-4	被覆管エッチング後



AP2-21 断面	270° 外面 Photo 4-4-1	被覆管エッチング後

図 4.2-5(2)　レファレンス試料の断面写真（被覆管エッチング後）（AP2-21）

4.3　RIA 試験

4.3.1　RIA 試験の準備

本年度は RIA 試験の準備として、燃料セグメント AP2-9 （高温実験 VA-9 用）の試験燃料棒製作及びその RIA 試験前試験、並びに AP2-22（室温実験 OS-1 用）の短尺加工を進め、水素濃度等、RIA 試験に必要となる情報を入手した。

室温実験カプセル（XII-I 型）を用いた実験に使用する燃料棒部材、燃料棒下部圧力計等、高温実験カプセル（B-I 型）を用いた実験に使用する O リング等を購入し、また、次年度以降に実施予定の核分裂生成ガス動的挙動解明実験（FGD 実験）を実施するためのカプセル（FGD カプセル）及び FGD カプセル用燃料支持具及び圧力計等を製作し、モックアップ試験のための組立及び調整作業を実施した。以下に、それぞれのカプセルの概要と製作した各要素の配置及び役割を示す。

・室温実験カプセル（XII-I 型）

室温・大気圧条件で使用する実験カプセルの概略を図 4.3.1-1 に示す。実験カプセルはステンレス鋼製であり、外部容器と内部カプセルで構成される。実験カプセルには、RIA 試験時に燃料破損が生じて内部の圧力が急上昇した場合においても燃料や核分裂生成物を閉じ込める機能が求められる。計装線引出プラグは、この耐圧及び気密性能を満足しながら、センサ類の信号線を取り出す役割を担う。

実験カプセルに収める試験燃料棒は、燃料セグメントから切り出した燃料スタックの上部に燃料棒部材を、下部に圧力計を溶接することにより製作する。燃料棒部材はスプリングを内蔵し、燃料スタックの上下位置を固定する役割の他、線形可変差動変圧器（LVDT）タイプの変位センサ用の鉄心を内蔵し、燃料スタックの伸び挙動の計測に用いる。下部圧力計はスプリングを介して燃料スタックの上下位置を固定すると共に、燃料棒内自由空間側に感圧部を持ち、燃料棒内圧の計測に用いる。試験燃料棒を収めた実験カプセルを NSRR 炉心に装荷し、パルス出力運転によって RIA 模擬試験を行う。カプセル内には、冷却水の温度及び圧力を計測するセンサ類に加えて、水塊速度計を設置することが出来る。これは、冷却水面の上下動に追従するフロートの速度を測定するものであり、燃料棒の破損に伴い冷却水の一部が吹き上げられる際の運動エネルギーを評価するために用いる。

・高温実験カプセル（B-I 型）

高温実験カプセルの概略を図 4.3.1-2 に示す。この実験カプセルは、BWR の運転温度または PWR の高温待機温度における RIA 試験に用いるものであり、約 280℃、7MPa の冷却水条件を達成する。基本的な構成は室温実験カプセルと同じでステンレス鋼製の二重容器であるが、試験部容器の圧力が設計圧力を超えた場合の安全対策としてラプチャディスクと圧力抑制タンクを備えている。また、カプセル側面からの熱伝導による熱損失を低減するため、試験部容器と外部容器の間は真空断熱としている。電気ヒータによる加熱によって冷却水の温度と圧力を同時に上昇させるため、冷却水は常に温度に応じた飽和圧力となる。カプセル内圧力計は試験部容器液相部

に配置され、カプセル昇温時の圧力上昇過程の記録と、燃料破損時の圧力振動検出に用いる。またアコースティックエミッション（AE）センサ固定治具についても、AE センサを試験部容器下部に取り付け、燃料破損時の振動を検出するために用いる。

・FGD カプセル

FGD カプセルの概略図を図 4.3.1-3 に示す。FGD カプセルは、核分裂生成ガスの動的挙動を解明するための RIA 試験に使用され、室温大気圧実験用カプセル（XII-I 型）の内部カプセル内側に配置することで用いる。FGD カプセルは、RIA 試験時の過渡的な核分裂生成ガス放出に伴う内圧の上昇を測定するため、気密構造とした上で、ひずみゲージ式圧力センサと LVDT 式圧力センサをそれぞれ下部と上部に備えた設計となっている。ひずみゲージ式圧力センサはこれまでの RIA 試験で用いられたものと同種の圧力センサであり、従来パルス照射によるノイズの影響が非常に大きいという問題があった。これに対し LVDT 式圧力センサは、パルス照射によるノイズの影響を受けにくいという特性があり、またこれまでの開発により RIA 試験時に想定される急激な圧力上昇にも十分追従可能な応答性を有することが確認されていることから、従来定量の困難であった FP ガスの動的な放出、移行挙動に関する圧力推移のデータ取得が期待される。

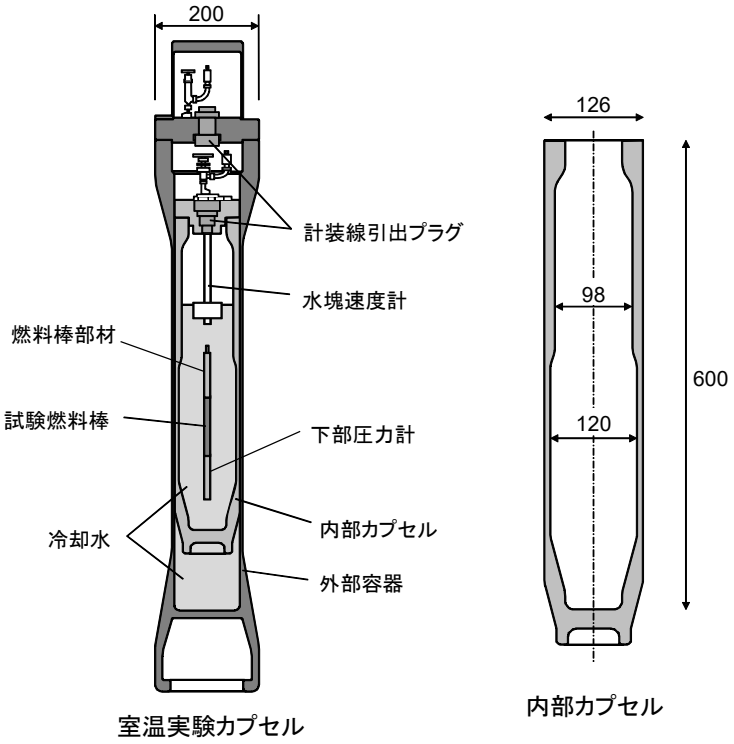


図 4.3.1-1　室温実験カプセル（XII-I 型）の概略図

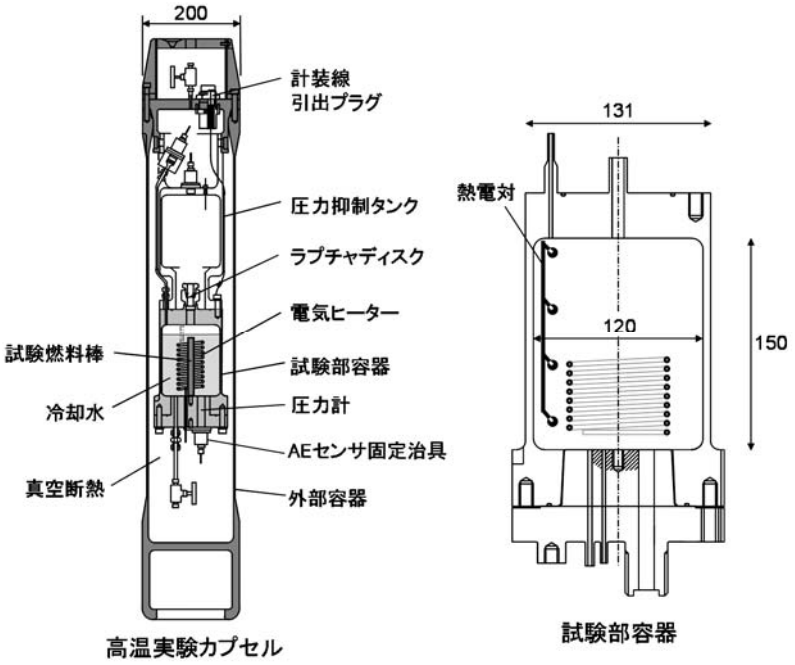


図 4.3.1-2　高温実験カプセル（B-I 型）の概略図

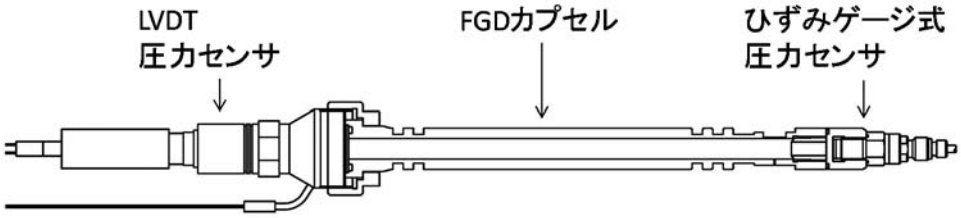


図 4.3.1-3　FGD カプセルの概略図

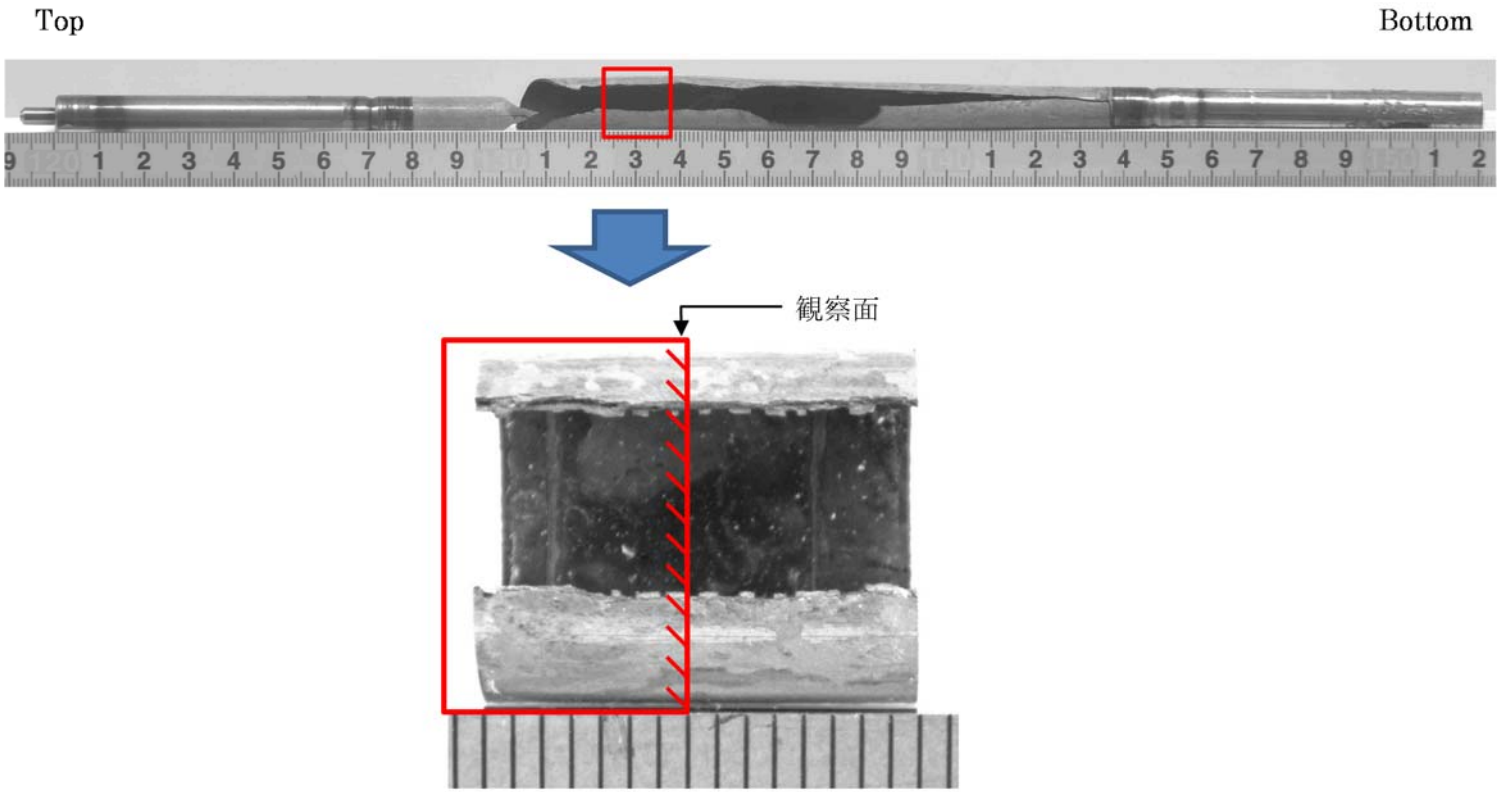
4.3.2　VA-5 実験に関するパルス照射後試験

VA-5 実験は、高燃焼度 PWR-UO_2燃料を対象とした室温実験として平成 26 年 2 月 20 日に実施し、パルス照射中の過渡記録(1)及び照射後試験の燃料棒外観観察(2)、燃料微粒子の粒径分布測定(2)、燃料ペレット粒子の SEM 観察(2)、被覆管の SEM 観察(2)及びカプセルカバーガス分析(3)については既に報告した。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) 被覆管金相観察

図 4.3.2-1 に示すように、燃料棒被覆管から金相試料（VA-5-b）を採取した。VA-5-b の金相断面を下側から観察した。この試料断面のエッチング前のマクロ写真を図 4.3.2-2(1)に、また同図中に示す各位置における拡大写真を図 4.3.2-2(2) 、(3)、 (4)及び(5)に示し、エッチング後のマクロ写真を図 4.3.2-3(1)に、また同図中に示す各位置における拡大写真を図 4.3.2-3(2) 、(3)、 (4)及び(5)に示す。図 4.3.2-2(3)の Photo1-3 及び Photo1-4 でみられる外面の層は試料取扱時に硬化樹脂に接触したことで表面に薄い硬化樹脂の層が形成されたことによるもので、試料観察の際の影響は小さいと考えられる。

図 4.3.2-2(2) 、(3)、 (4)及び(5)より外面酸化膜は開口部両側では厚く、220°方向（Photo 1-6）及び 270°方向（Photo 1-5）では薄い酸化膜が見てとれる。この薄い酸化膜は本試験燃料棒を切り出したセグメント燃料である AP2-3 でみられた被覆管外面における部分的な剥離部(7)に相当すると考えられ、この剥離は取り扱い時に生じることが報告(1)されている。このことから薄い酸化膜や酸化膜が剥離（Photo1-3 及び Photo1-4）した領域は、剥離しやすい酸化膜が RIA 試験時あるいは RIA 試験後の取扱い時に剥離したものと考えられる。図 4.3.2-3 より RIA 試験前と同様に水素化物が肉厚方向に連続的に密集した領域はさほど厚くはないものの、厚さ方向に広い範囲で水素化物が存在している。Photo 2-1 及び 2-2 に示された開口部付近の金相断面に着目すると、外面の水素化物の多い水素化物リムではき裂進展方向が径方向に平行であり、それより内面ではき裂進展方向が周方向に配向した水素化物に沿う部分及び水素化物間では斜めの部分が確認される。これは、水素化物リムでき裂が形成され、周方向に配向した水素化物を途中で経由しながら貫通破壊したと考えられる。これは、従来観察されてきた典型的な PCMI 破損の破損形態であるため、VA-5 実験の破損は PCMI で破損したことが裏付けられる。



被覆管金相観察，VA-5-b
(図4. 3. 2-2及び図4. 3. 2-3)

図 4.3.2-1　VA-5 実験で破損した被覆管の金相試料採取位置

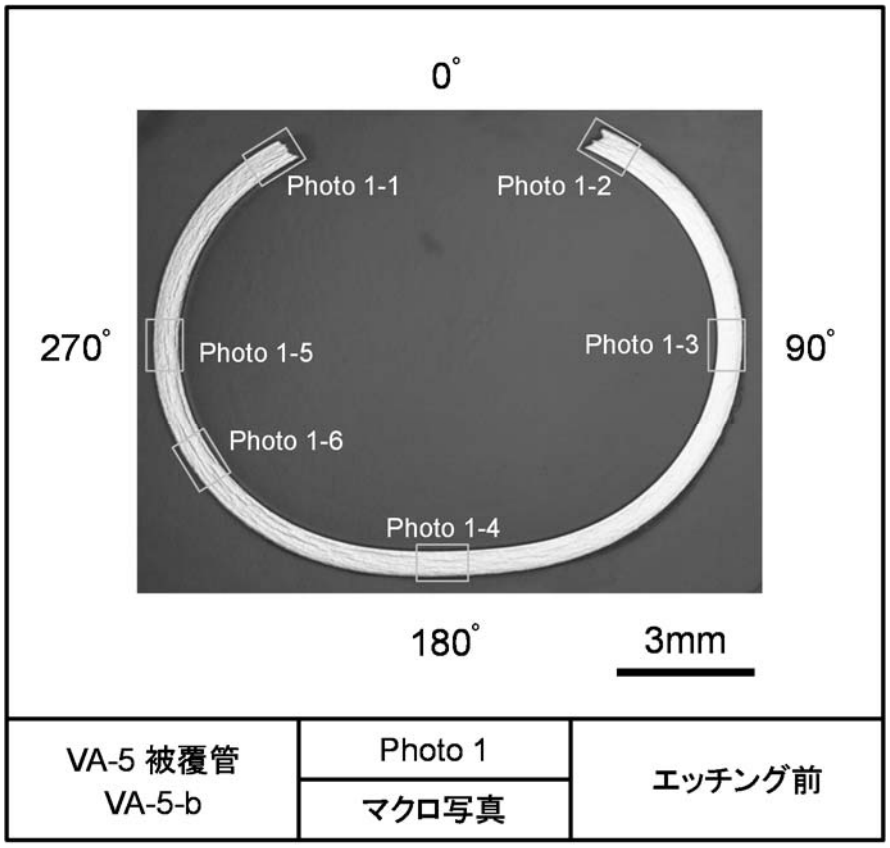


図 4.3.2-2(1)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング前）

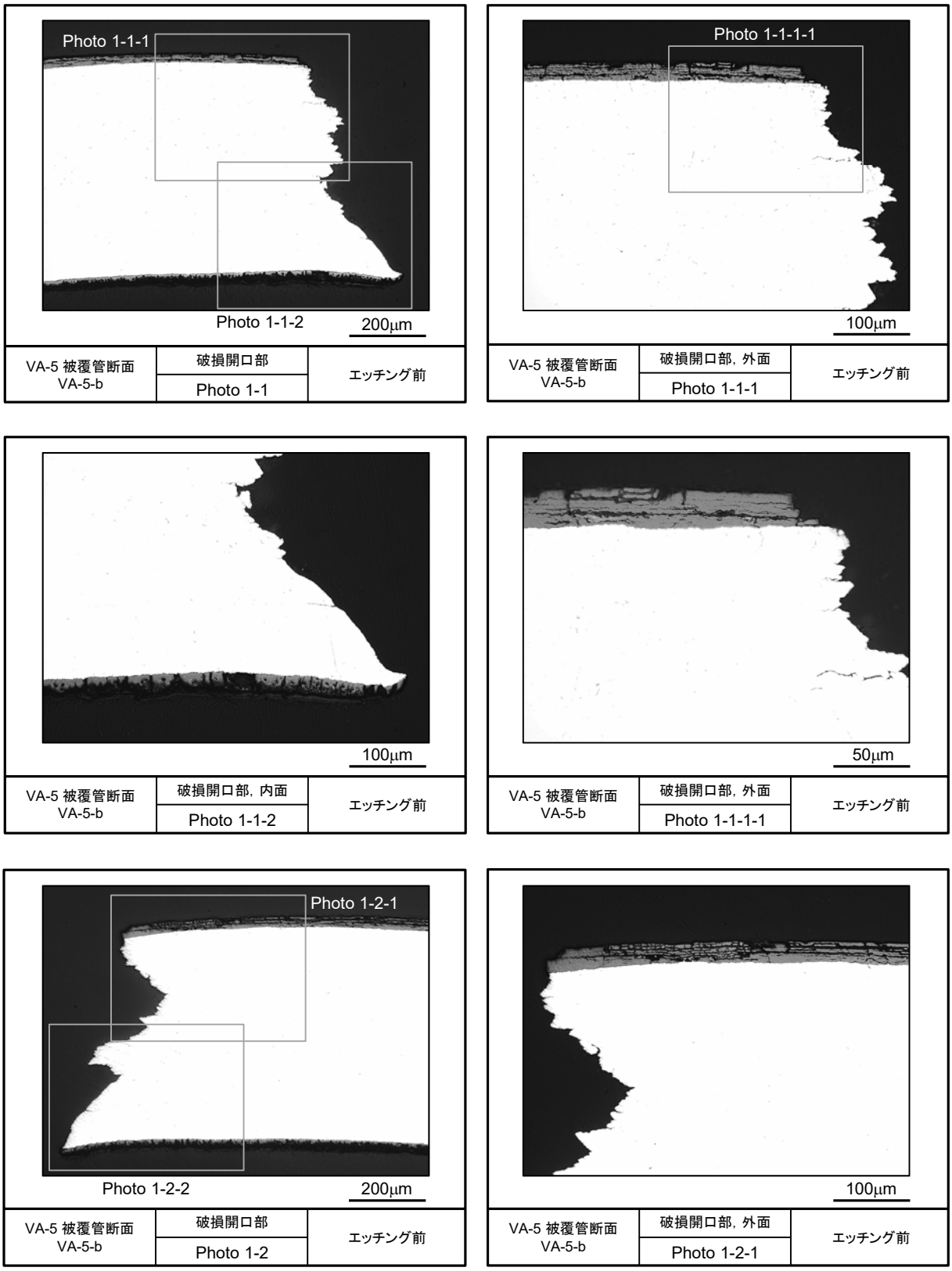
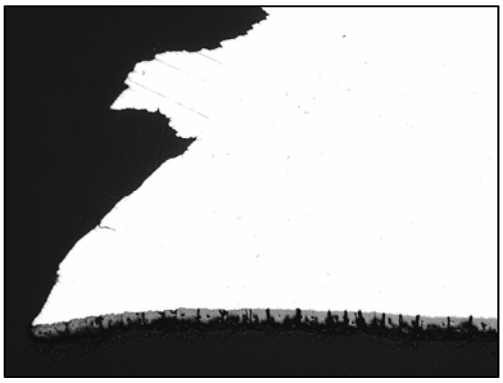
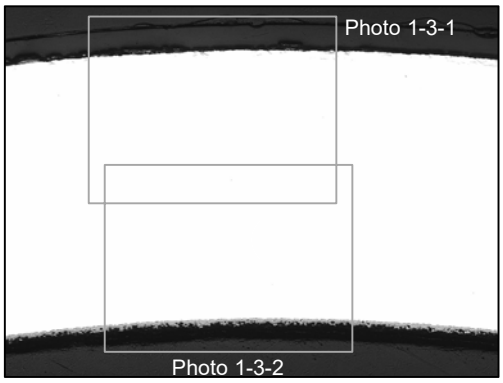


図 4.3.2-2(2)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング前）



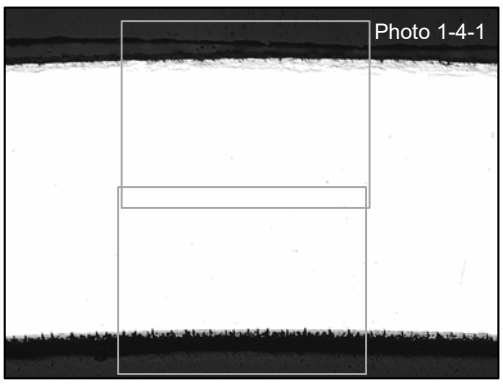
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，内面 Photo 1-2-2	エッチング前



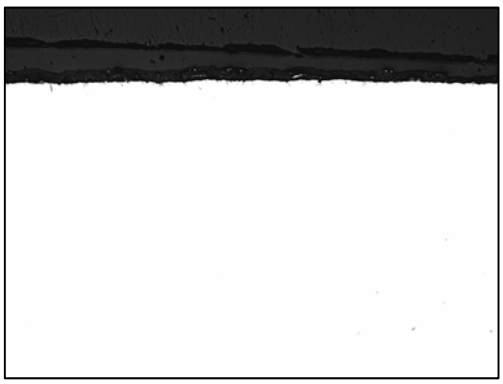
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90° Photo 1-3	エッチング前

VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90°，外面 Photo 1-3-1	エッチング前

VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90°，内面 Photo 1-3-2	エッチング前



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	180° Photo 1-4	エッチング前



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	180°，外面 Photo 1-4-1	エッチング前

図 4.3.2-2(3)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング前）

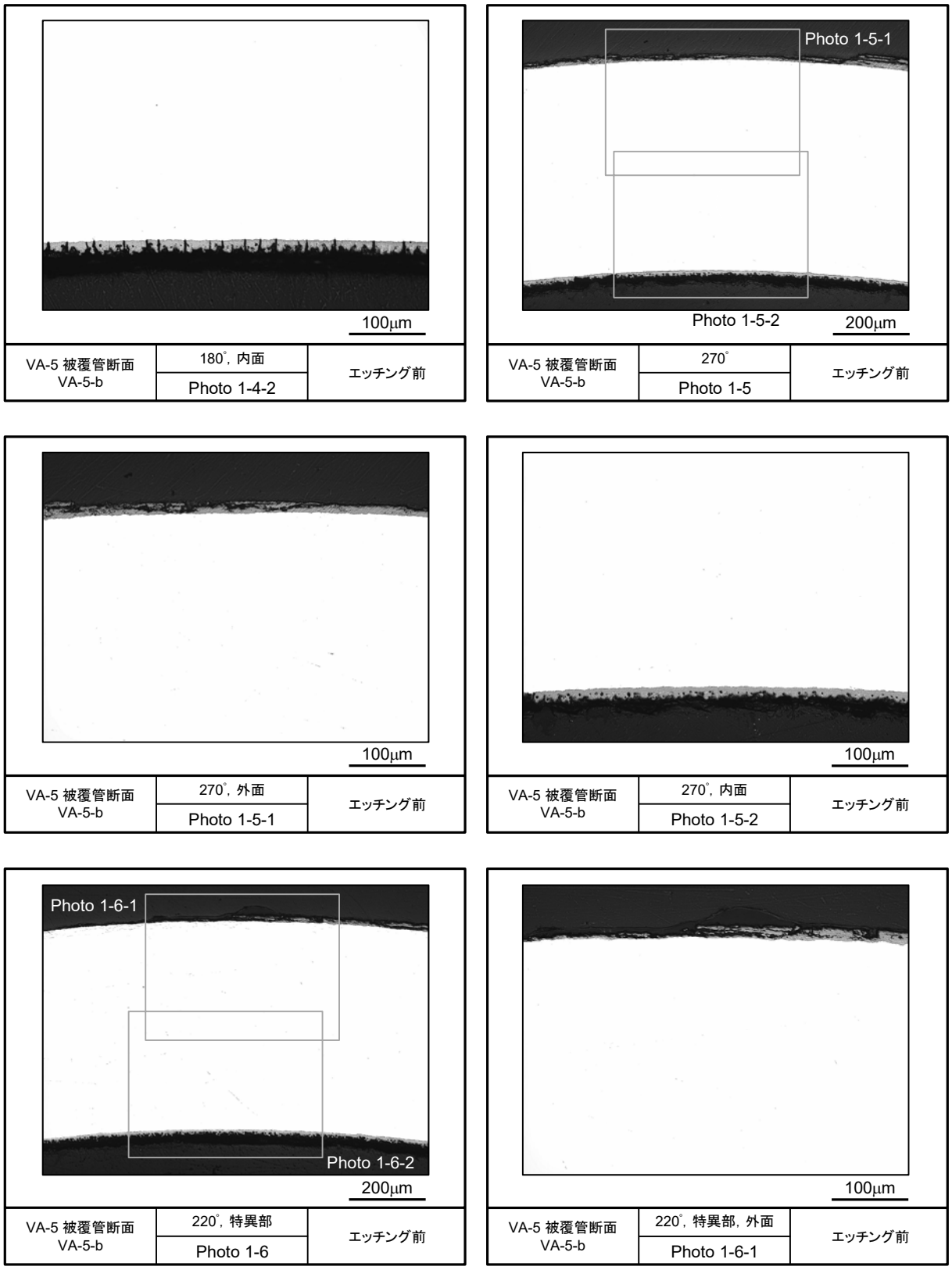


図 4.3.2-2(4)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング前）

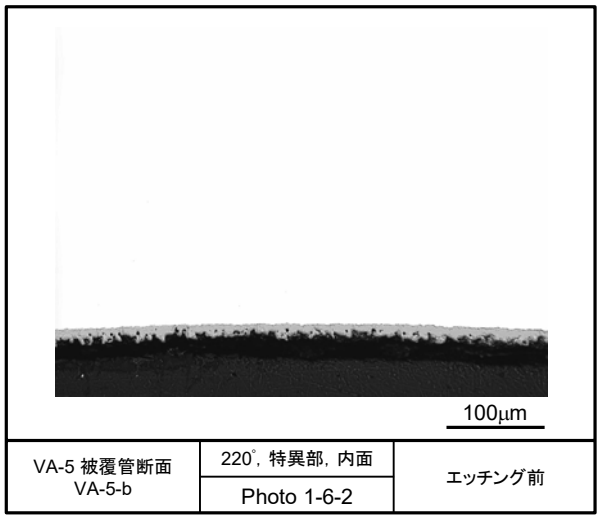


図 4.3.2-2(5)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング前）

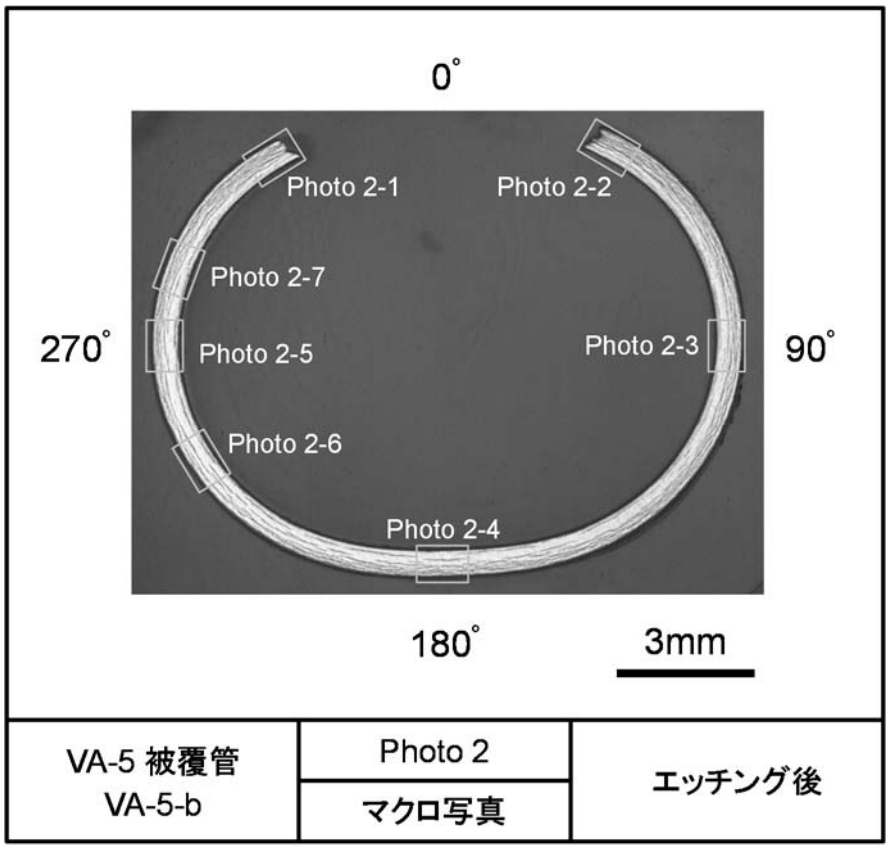
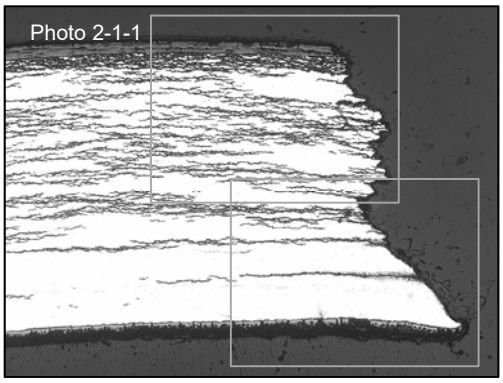
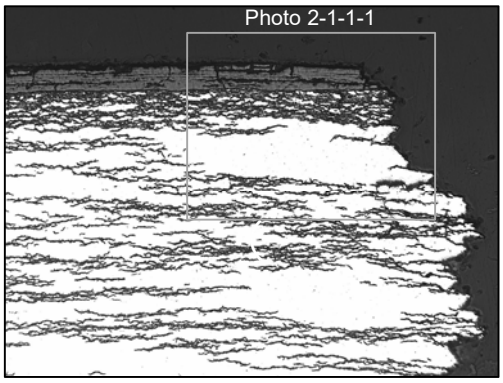


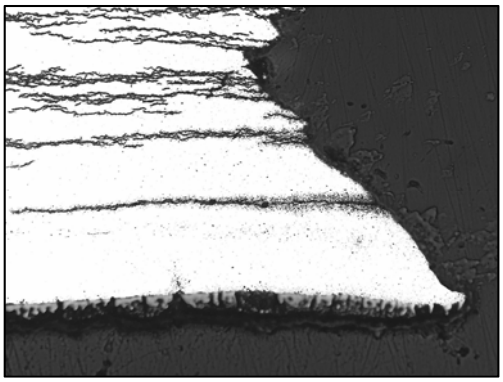
図 4.3.2-3(1)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング後）



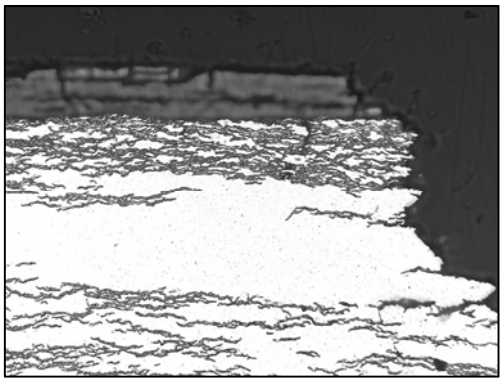
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部 Photo 2-1	エッチング後



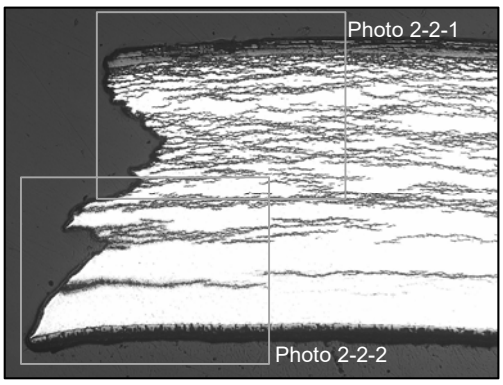
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，外面 Photo 2-1-1	エッチング後



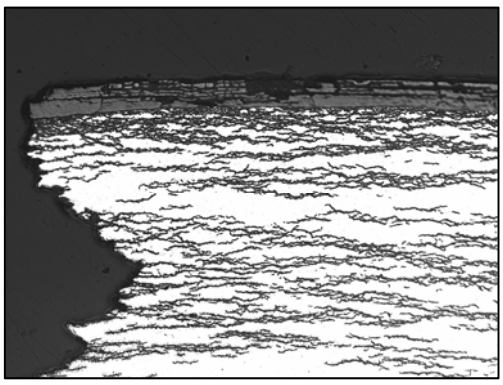
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，内面 Photo 2-1-2	エッチング後



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，外面 Photo 2-1-1-1	エッチング後

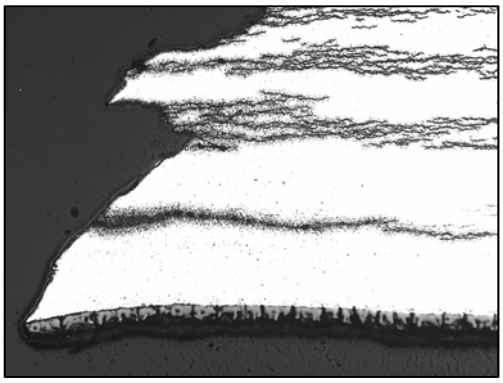


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部 Photo 2-2	エッチング後

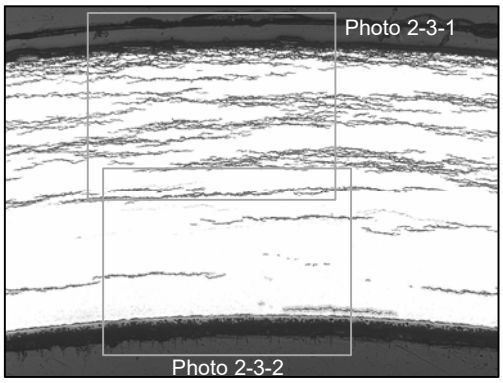


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，外面 Photo 2-2-1	エッチング後

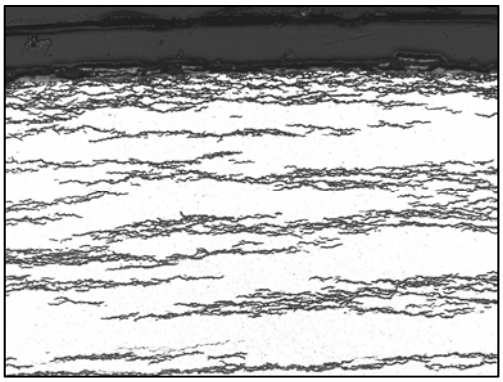
図 4.3.2-3(2)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング後）



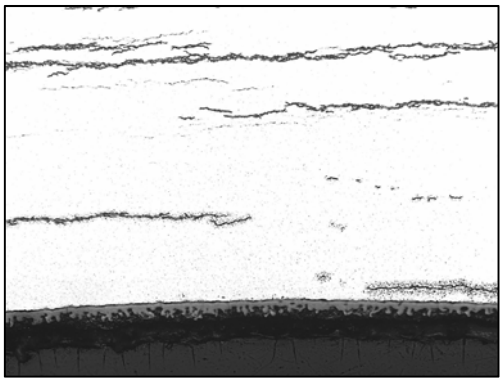
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	破損開口部，内面 Photo 2-2-2	エッチング後



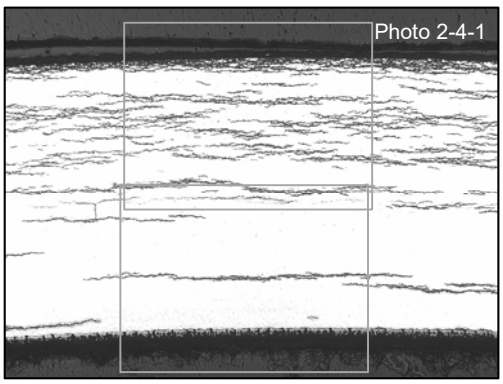
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90° Photo 2-3	エッチング後



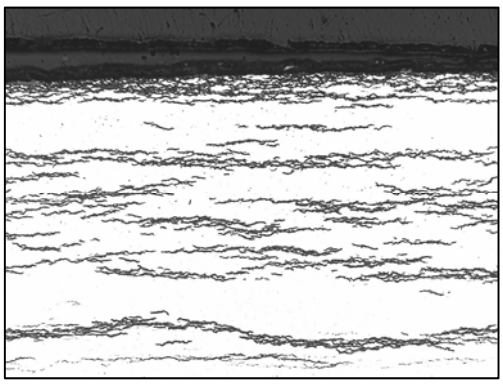
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90°，外面 Photo 2-3-1	エッチング後



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	90°，内面 Photo 2-3-2	エッチング後

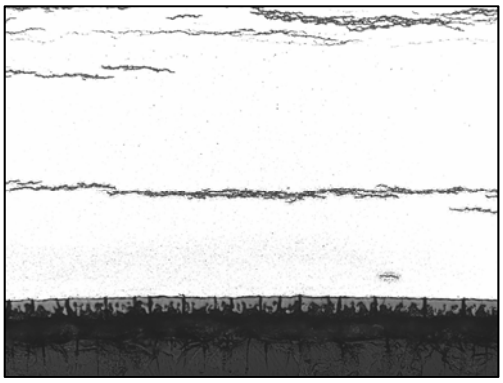


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	180° Photo 2-4	エッチング後

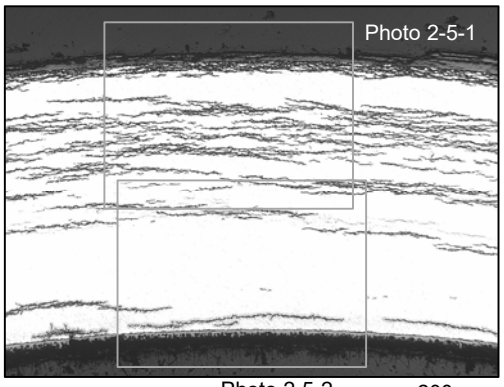


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	180°，外面 Photo 2-4-1	エッチング後

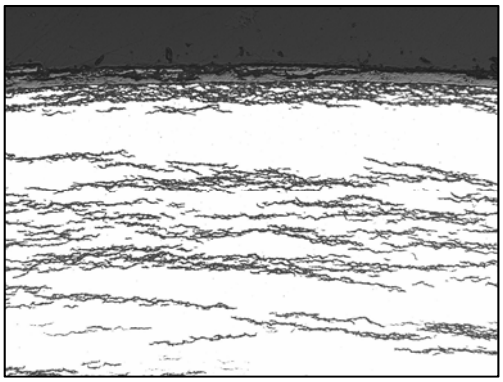
図 4.3.2-3(3)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング後）



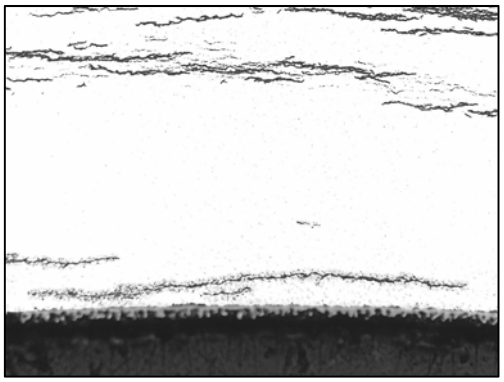
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	180°, 内面 Photo 2-4-2	エッチング後



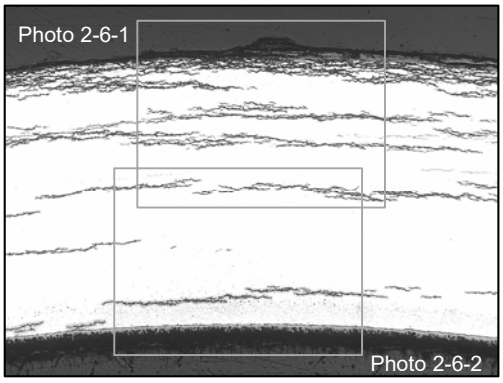
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	270° Photo 2-5	エッチング後



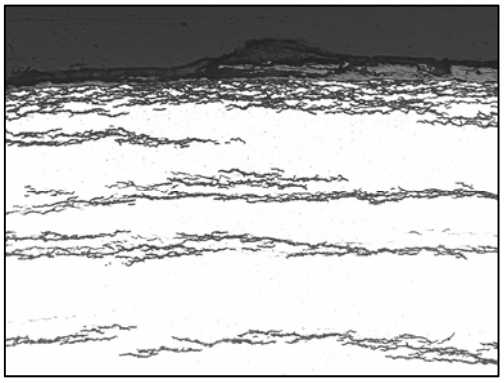
VA-5 被覆管断面 VA-5-b	270°, 外面 Photo 2-5-1	エッチング後



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	270°, 内面 Photo 2-5-2	エッチング後

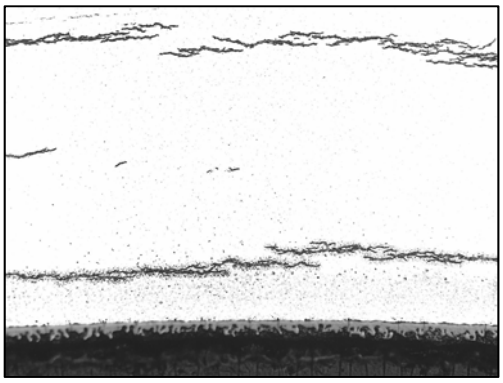


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	220°, 特異部 Photo 2-6	エッチング後

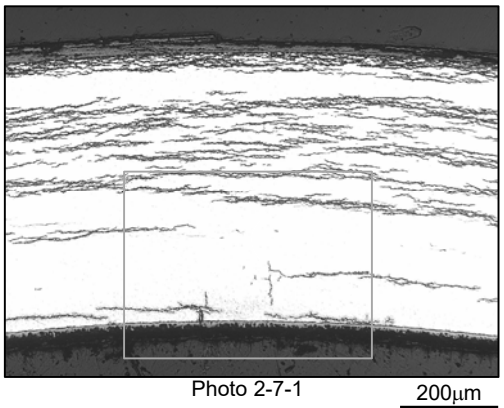


VA-5 被覆管断面 VA-5-b	220°, 特異部, 外面 Photo 2-6-1	エッチング後

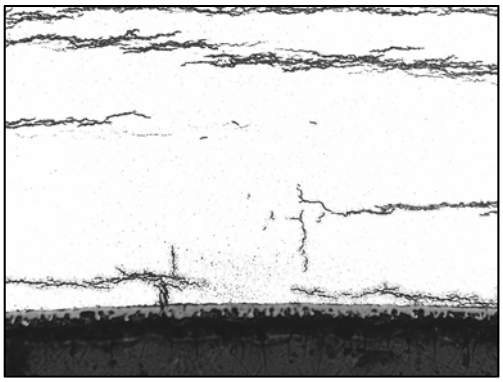
図 4.3.2-3(4)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング後）



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	220°，特異部，内面 Photo 2-6-2	エッチング後



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	290°，特異部 Photo 2-7	エッチング後



VA-5 被覆管断面 VA-5-b	290°，特異部，内面 Photo 2-7-1	エッチング後

図 4.3.2-3(5)　VA-5 パルス照射実験後の被覆管金相写真（VA-5-b，エッチング後）

4.3.3　VA-6 実験に関するパルス照射後試験

VA-6 実験は、高燃焼度 PWR-UO_2燃料を対象とした室温実験として平成 26 年 3 月 18 日に実施された。パルス照射中の過渡記録(4)及び照射後試験の燃料棒外観観察(2)、燃料微粒子の粒径分布測定(3)、燃料ペレット粒子の SEM 観察(3)、被覆管の SEM 観察(3)については既に報告した。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) 被覆管金相観察

図 4.3.3-1 に示すように破損した燃料被覆管の試料 1 及び試料 2 を図に示した位置で採取し、この試料断面を下側から観察した。エッチング前のマクロ写真を図 4.3.3-2 (1)に、また同図中に示す各位置における拡大写真を図 4.3.3-2(2) 、(3) 及び(4)に示し、エッチング後のマクロ写真を図 4.3.3-3 (1)に、また同図中に示す各位置における拡大写真を図 4.3.3-3 (2)及び(3)に示す。

図 4.3.3-3 より、被覆管の酸化膜には径方向のき裂が全周にわたってほぼ等間隔に形成していることがわかる。また、被覆管破断個所は二か所あり、両破断個所とも外面側では径方向に平行な破断面であり、内面に近い領域では破断面が径方向から約 45°の方向に傾いていることがわかる。被覆管外面側には内面側に比べ比較的多数の水素化物が存在しており、その水素化物は周方向だけでなく、径方向にも析出している。外面側における径方向の破断は、水素化物に沿って進展した可能性があり、被覆管内面側の 45°の方向に向いた破断は延性的な破断であることを示している。この破損はこれまで観察された典型的な PCMI 破損の形態に似ており、VA-6 の破損も同様に PCMI によって破損したと考えられる。

図 4.3.3-3(2)の Photo 2-2-1 では酸化膜の径方向のき裂に接した被覆管部分にき裂と思われる黒いコントラストが観察された。これは、酸化膜が開口した領域とその領域近傍の被覆管はき裂発生条件を満足したことから、その領域にある酸化膜及び水素化物においてき裂が発生したと考えられる。また、図 4.3.3-3(2)の Photo 2-2 では、被覆管中央部の破面から 50 μm 内側の部分の金属相中にき裂が見てとれる。これより径方向に向いた水素化物によりき裂が発生した可能性を示唆している。図 4.3.3-3(3)の Photo 2-7 より被覆管内面側で水素化物が径方向に向き、酸化膜が剝離していることが分かる。これより周方向応力が他の周方向領域に比べて大きかった可能性があることを示しており、この応力により水素が拡散し、急激な冷却を経て径方向水素化物が形成されたと考えられる。つまり、試料 2 では被覆管に開口方向のモーメントが発生し、同時に急激な冷却に曝されたことを示している。

VA-6 実験はある周方向で縦割れが生じた場合に、他の周方向位置でも別の割れが生じたという特異な破損である。SEM 観察結果（H27 年度報告済）と同様に本観察結果においても 2 つの破損が内面側で延性的破損が観察されたこと（図 4.3.3-3）から、両方の破損は開口方向のモーメントによってではなく、周方向ひずみ増による外面から内面に向けての破面形成を経て生じたと考えられる。この破損メカニズムが正しいとすると、図 4.3.3-3(3)の Photo 2-7 でみられる径方向水素化物の形成原因である開口方向のモーメントは 2 つ目の破損後に発生したことが考えられ、冷却を伴うことから冷却水の流入が同時に起こったと示唆される。このことは 2 つ目の破損直後に、

破損に伴う FP ガスあるいは水蒸気発生に起因する圧力により開口方向のモーメントが発生し、その直後冷却水が流入したため径方向水素化物が形成されたと解釈される。これより、昨年度報告した破損メカニズムとは相違しない結果であると考えられる。

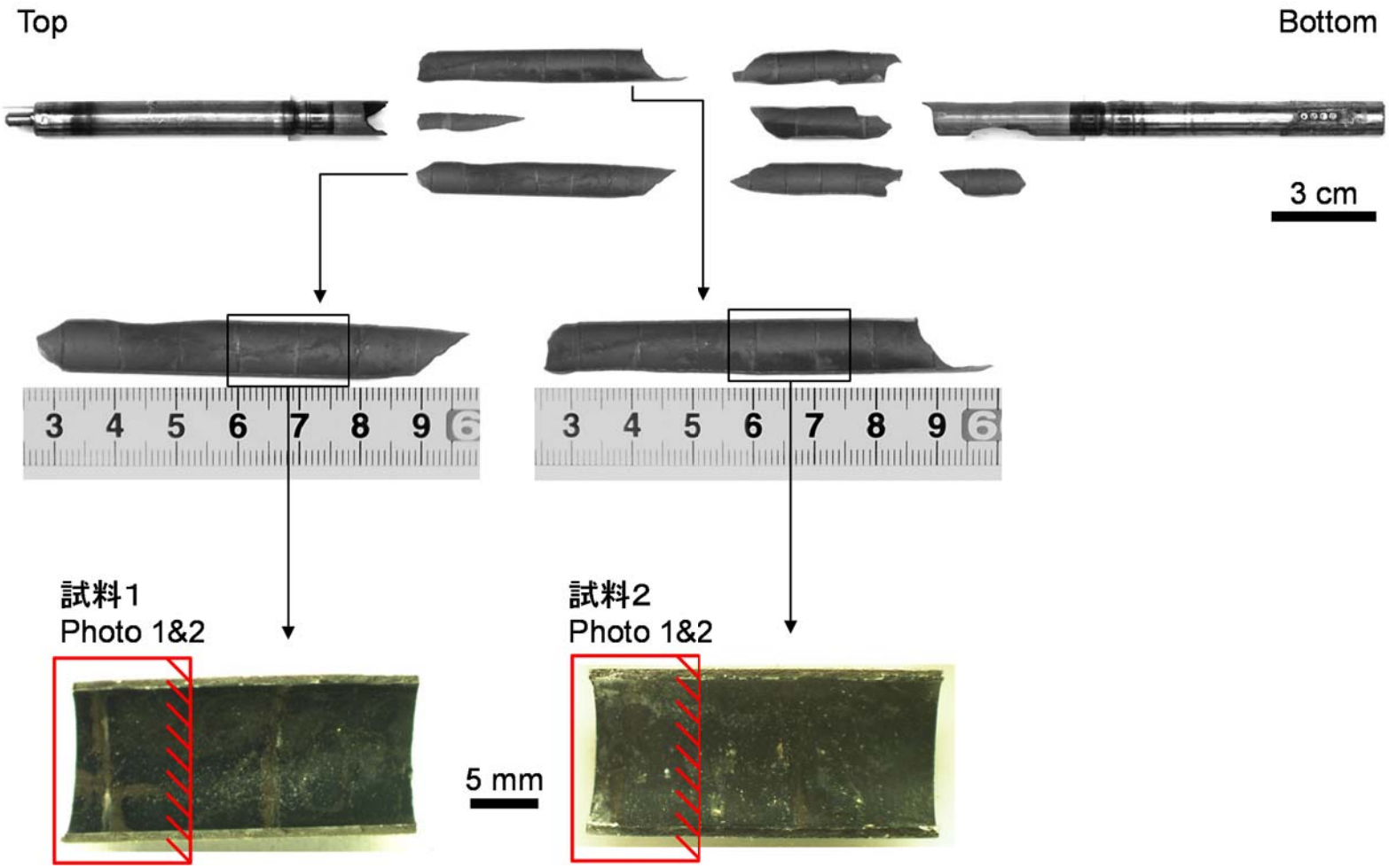


図 4.3.3-1　VA-6 実験で破損した被覆管の金相試料観察位置

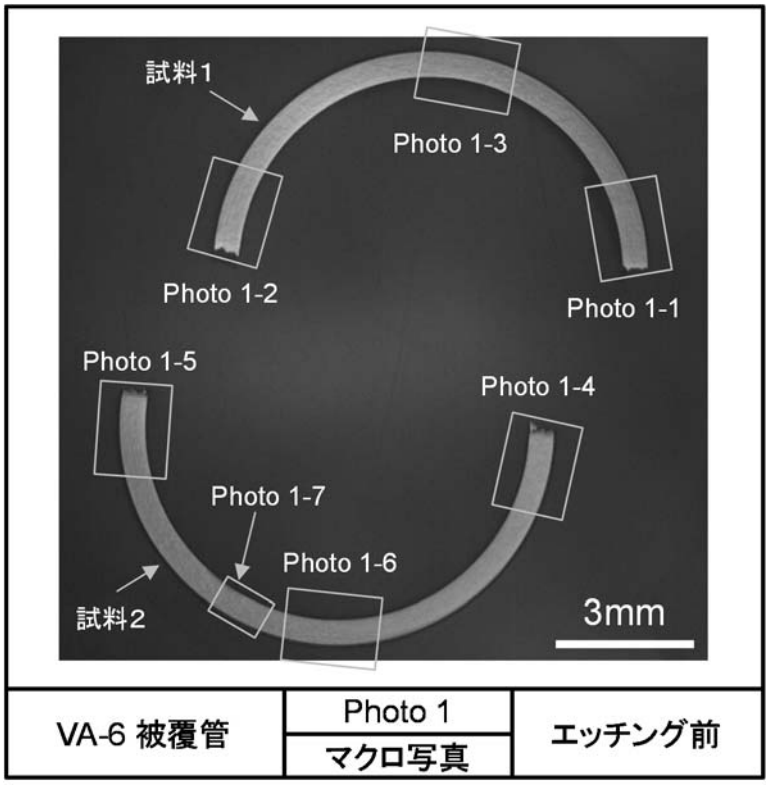
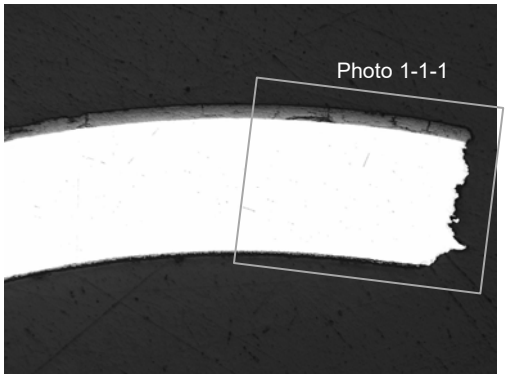
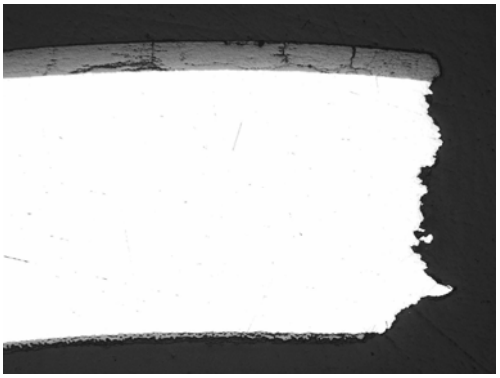


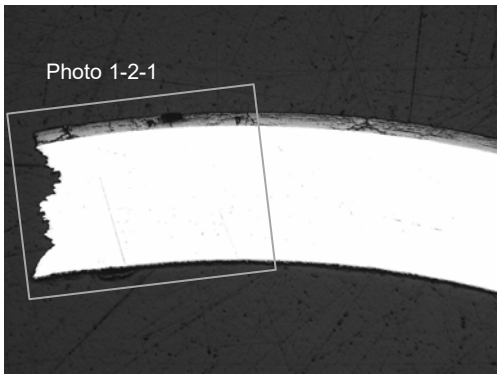
図 4.3.3-2(1)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング前）



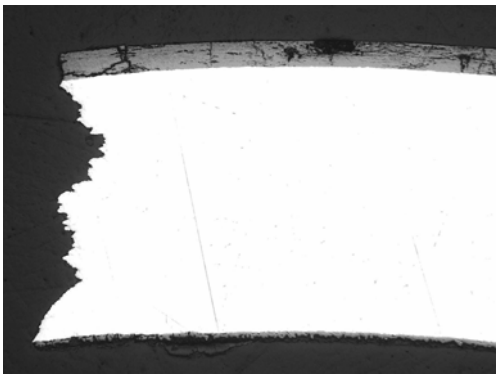
VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-1	エッチング前



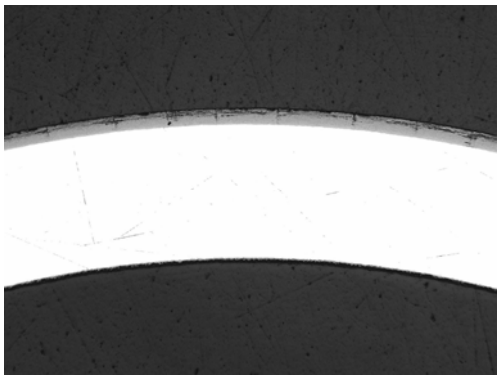
VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-1-1	エッチング前



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-2	エッチング前

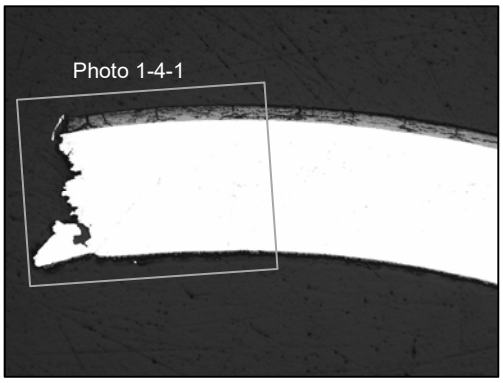


VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-2-1	エッチング前

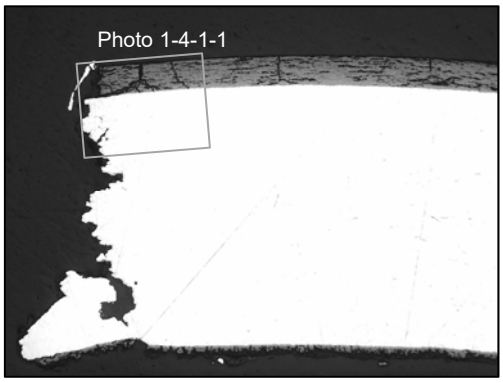


VA-6 被覆管断面	健全部 Photo 1-3	エッチング前

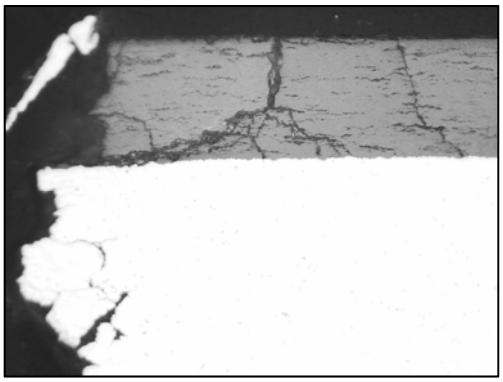
図 4.3.3-2(2)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング前）



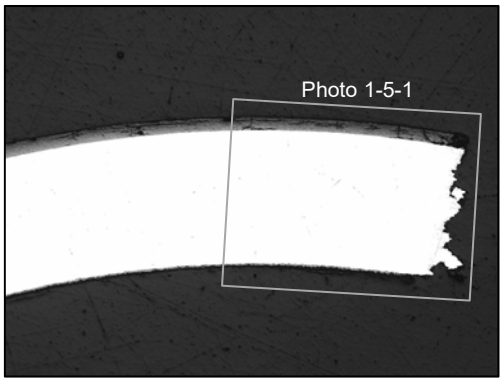
VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-4	エッチング前



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-4-1	エッチング前

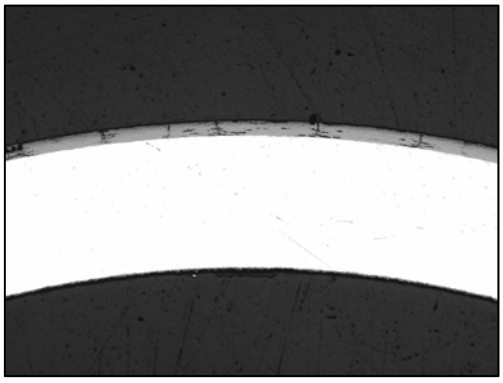


VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-4-1-1	エッチング前



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-5	エッチング前

VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 1-5-1	エッチング前



VA-6 被覆管断面	健全部 Photo 1-6	エッチング前

図 4.3.3-2(3)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング前）

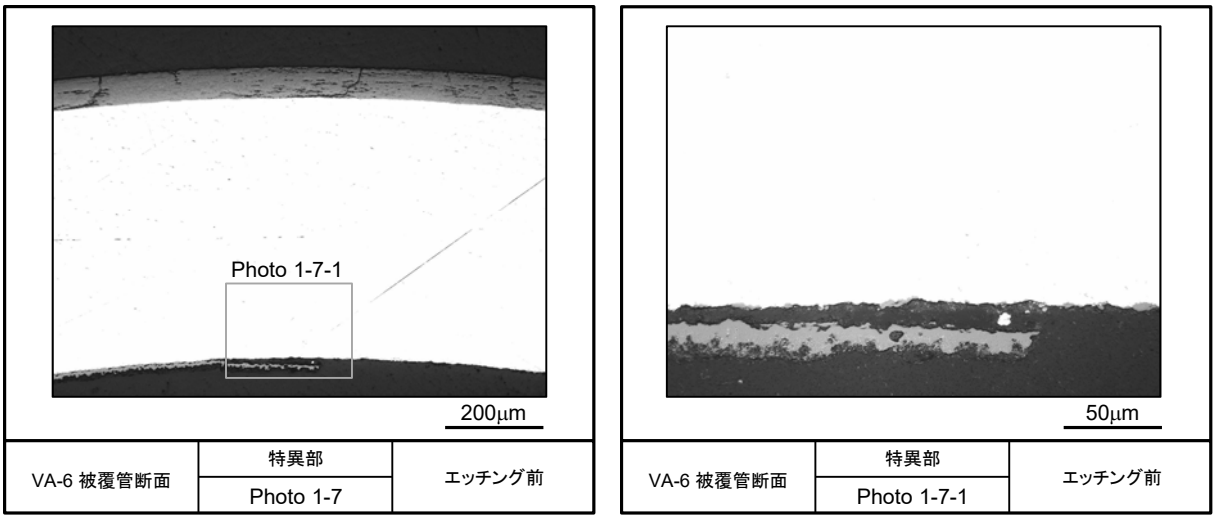


図 4.3.3-2(4)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング前）

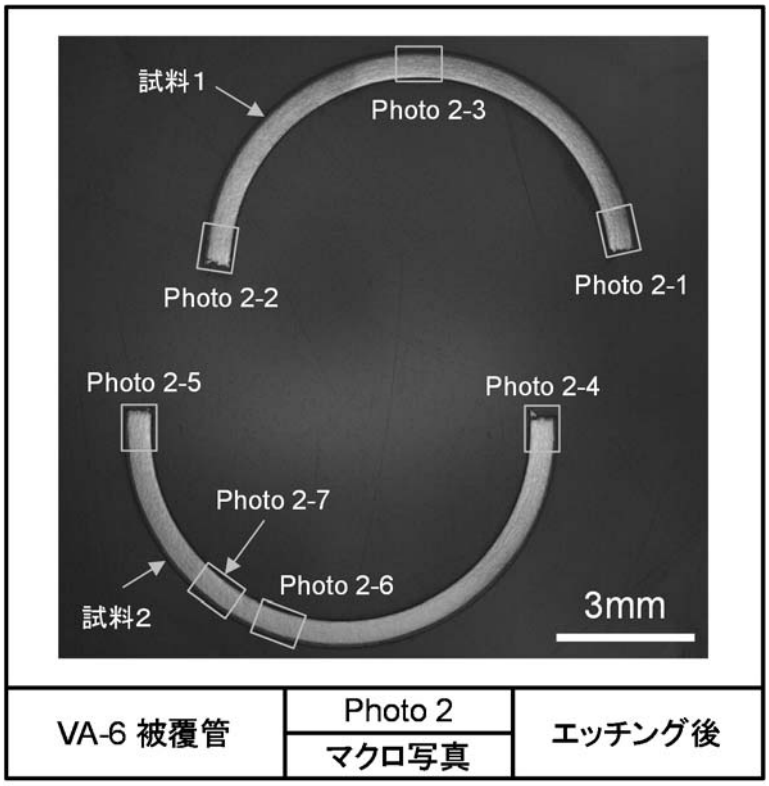
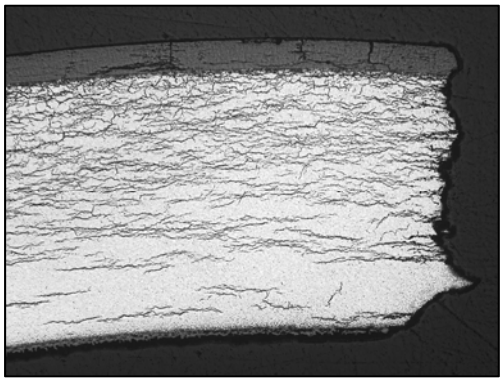
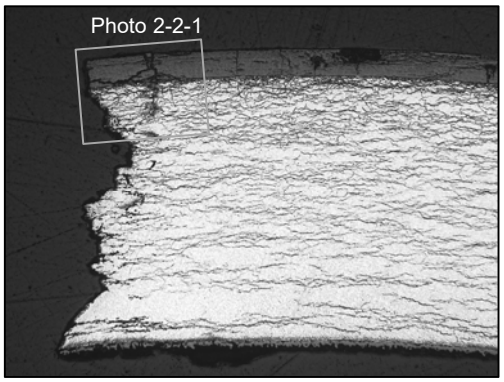


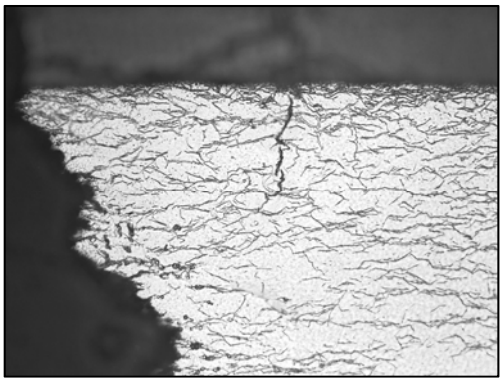
図 4.3.3-3(1)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング後）



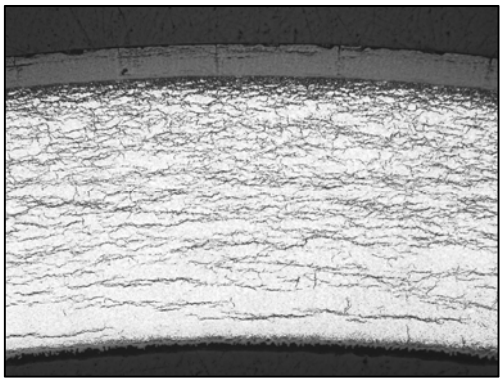
VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-1	エッチング後



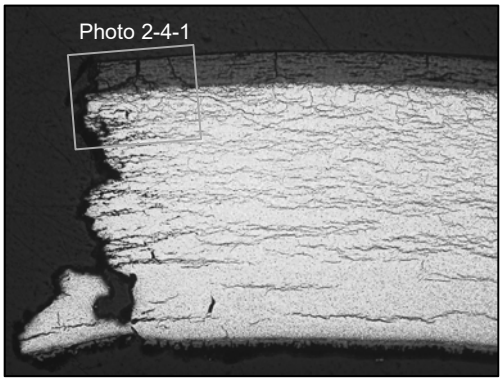
VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-2	エッチング後



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-2-1	エッチング後



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-3	エッチング後



VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-4	エッチング後

VA-6 被覆管断面	破損開口部 Photo 2-4-1	エッチング後

図 4.3.3-3(2)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング後）

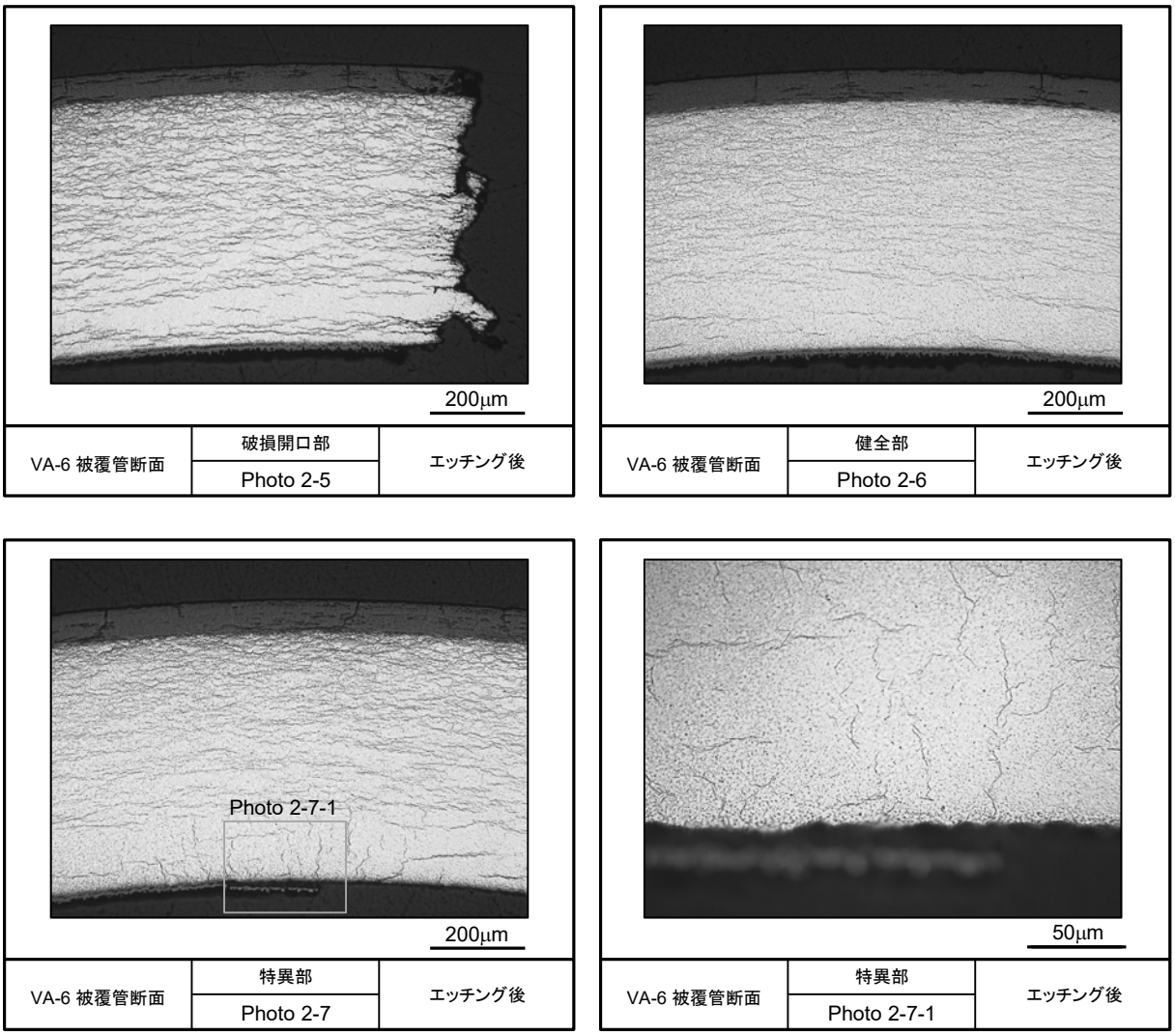


図 4.3.3-3(3)　VA-6 パルス照射実験後の被覆管金相写真（エッチング後）

4.3.4　GR-1 実験に関するパルス照射後試験

GR-1 実験は、高燃焼度 PWR-UO_2燃料を対象とした室温実験として平成 26 年 7 月 30 日に実施した。パルス照射中の過渡記録及び照射後試験（外観観察）については既に報告した[2]。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) X 線透過試験

パルス照射実験後のX線透過写真を図 4.3.4-1 に示す。スタック上下端以外のペレットについては、ペレット境界の位置がパルス照射の前後でほぼ同じであるが、上下端のペレットは、それぞれ約 1.5 mm ずつ軸方向に伸びていることがわかる。また、スタックの上下に配置してあるアルミナペレット部分に、パルス照射前には見られなかった影が見えるが、これは燃料ペレットの一部と考えられる。被覆管については、照射前に比べてやや曲がりが増大している。

(2) γスキャン

パルス照射実験後のγスキャン結果を図 4.3.4-2 に示す。スタック上下端部のペレット位置においてγ線強度の低下が認められた。また、燃料棒上下端部においてγ線強度の高い部位が観察されたが、これらの位置はX線透過写真において観察された燃料ペレットの一部の位置に対応する。

(3) 燃料棒寸法測定

パルス照射後に燃料棒の寸法測定を行った。図 4.3.4-3 及び図 4.3.4-4 にそれぞれ燃料棒外径及び燃料棒曲がりの測定結果をパルス照射前の結果と併せて示す。

図 4.3.4-3 (1)に示す 0-180°方向の外径測定結果において、位置約 115 mm、145 mm 及び 170 mm でスパイク状の外径増大が観察されたが、それはそれぞれ熱電対#3、#2、#1 の取付けに対応したものである。

図 4.3.4-3 (7)に全方向で平均した外径及び歪みを示す。被覆管の塑性ひずみはペレットスタック部の平均で 0.91 %、最大部で 1.24 %であった。解析結果[2]によると、被覆管肉厚中心の被覆管周方向塑性ひずみは 1 %程度であり、測定された塑性ひずみと比較すると同等の値であった。

燃料棒が破損すると、破損現象によりその直前の被覆管のひずみ等のデータの入手が困難になるが、GR-1 のような破損しないケースでは解析結果と比べることが容易なデータを得ることができる。過去実験された室温大気圧条件で改良被覆管 M5 を用いた試験である RH-1 実験（燃焼度 67 GWd/t）[5]で得られた被覆管のひずみを燃料ペレットの熱膨張を考慮した解析結果と比較すると同等であることからペレットの熱膨張により被覆管塑性ひずみが増加したと考えられる。同様に本試験において被覆管の塑性ひずみを解析結果と比較すると、同等な値が測定されたことが確認され、本実験でもペレットの熱膨張により被覆管塑性ひずみが増加したと考えられる。

GR-1 実験は、燃焼度 84 GWd/t まで照射された改良被覆管 M5 を用いた室温大気圧条件の RIA 模擬試験で被覆管が破損しなかった実験である。この実験は、同様に室温大気圧条件で M5 を用いた実験で、かつ燃料棒破損しなかった RH-1 実験より高い燃焼度である。つまり、燃焼度 84

GWd/t に達した燃料棒においても、PCMI により被覆管のひずみの増加を伴うことを示唆している。

曲がりはパルス照射により増大しているが、最大部で約 0.4 mm であった。なお、図 4.3.4-4(1) において、3 カ所にスパイク状の曲がりが観察されるが、これは外径測定と同様、熱電対の取付け位置に対応したものである。

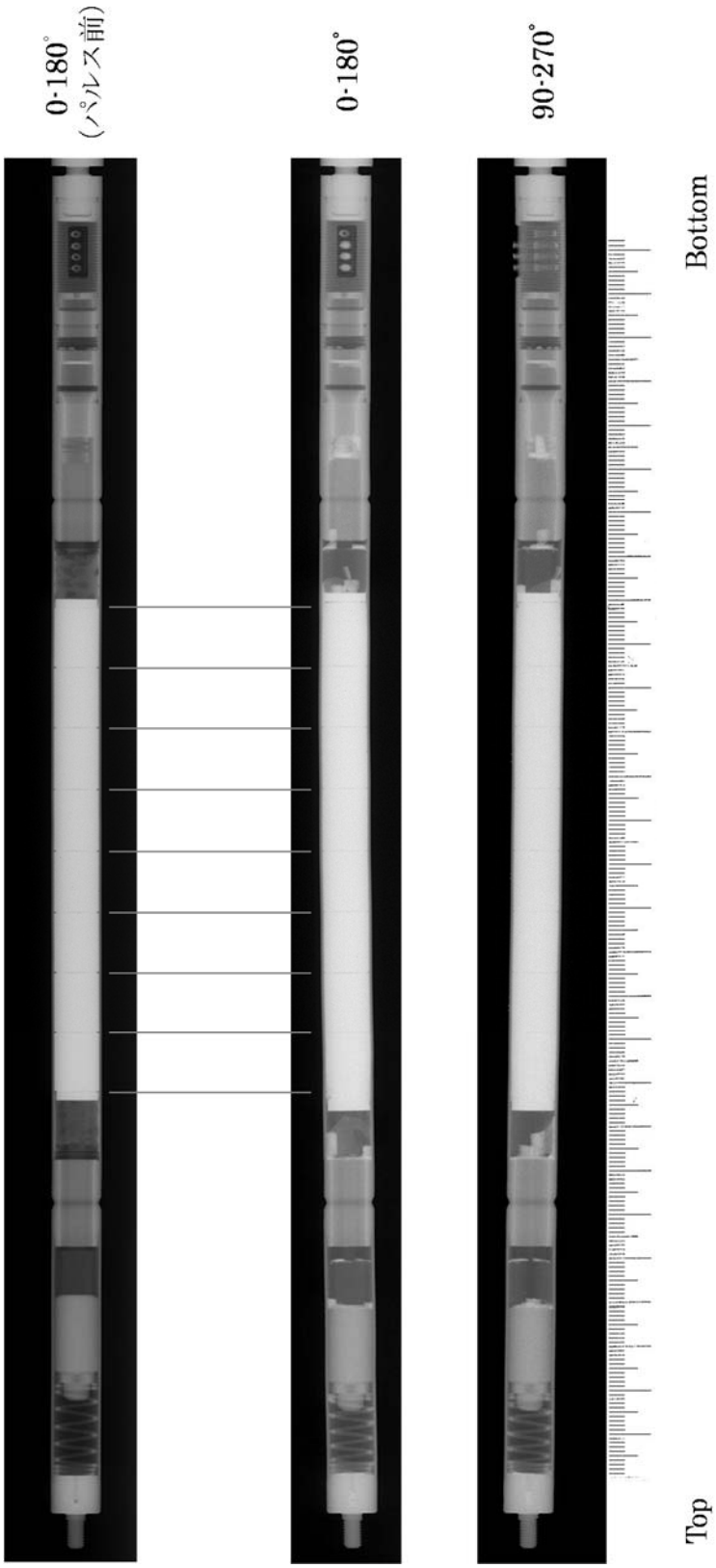


図 4.3.4-1　GR-1 試験燃料棒のパルス照射後 X 線写真

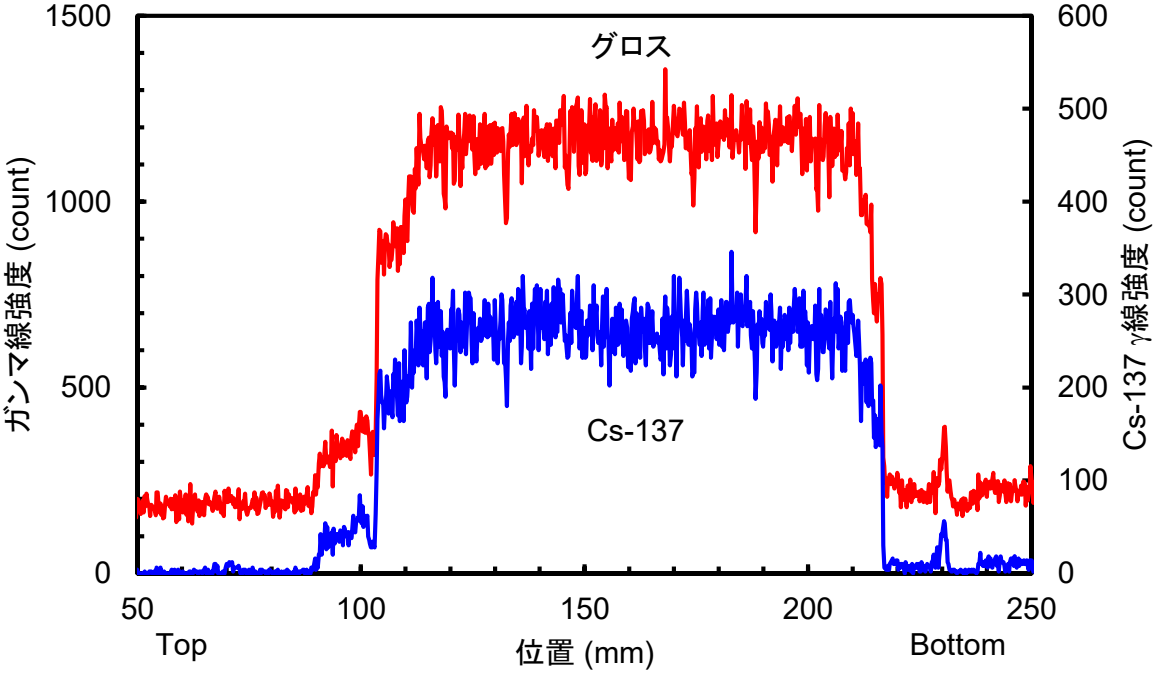
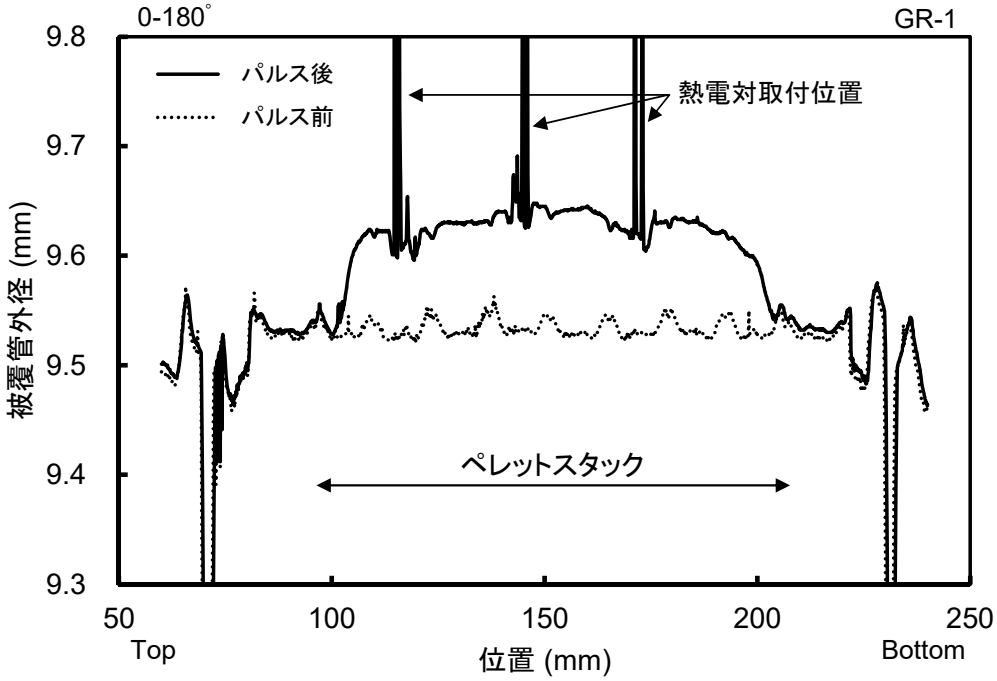
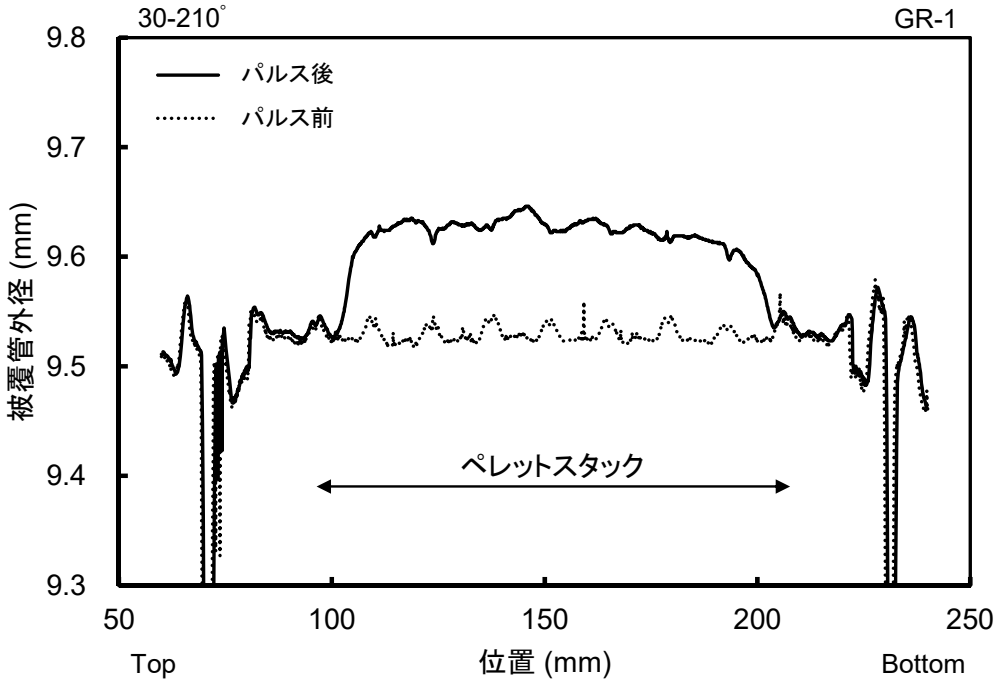


図 4.3.4-2　GR-1 パルス照射実験後の軸方向 γ 線強度分布

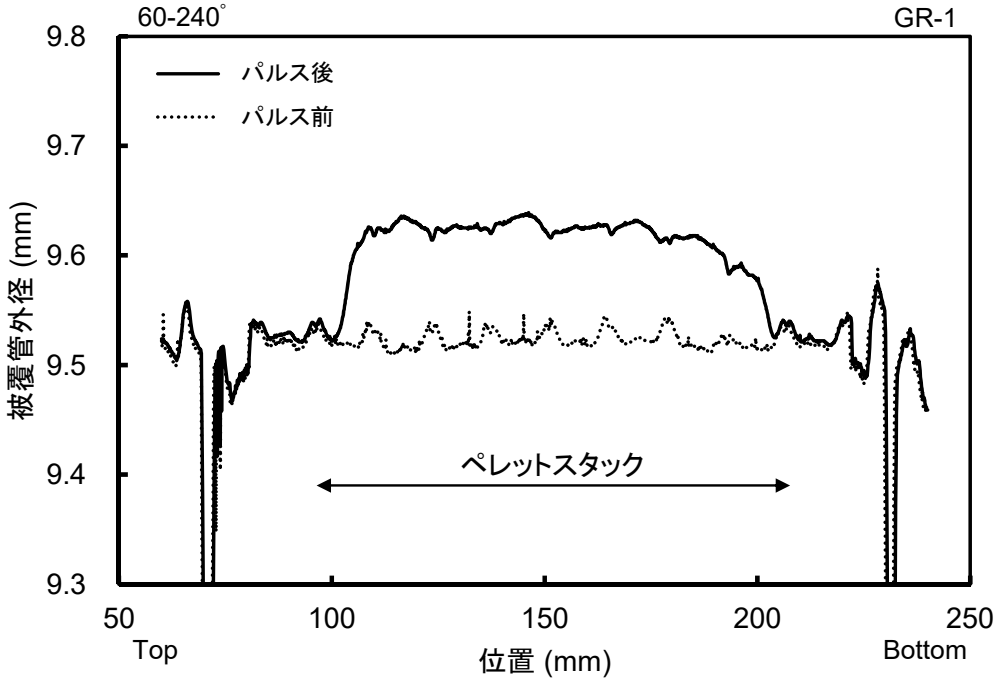


(1) 0 － 180° 方向

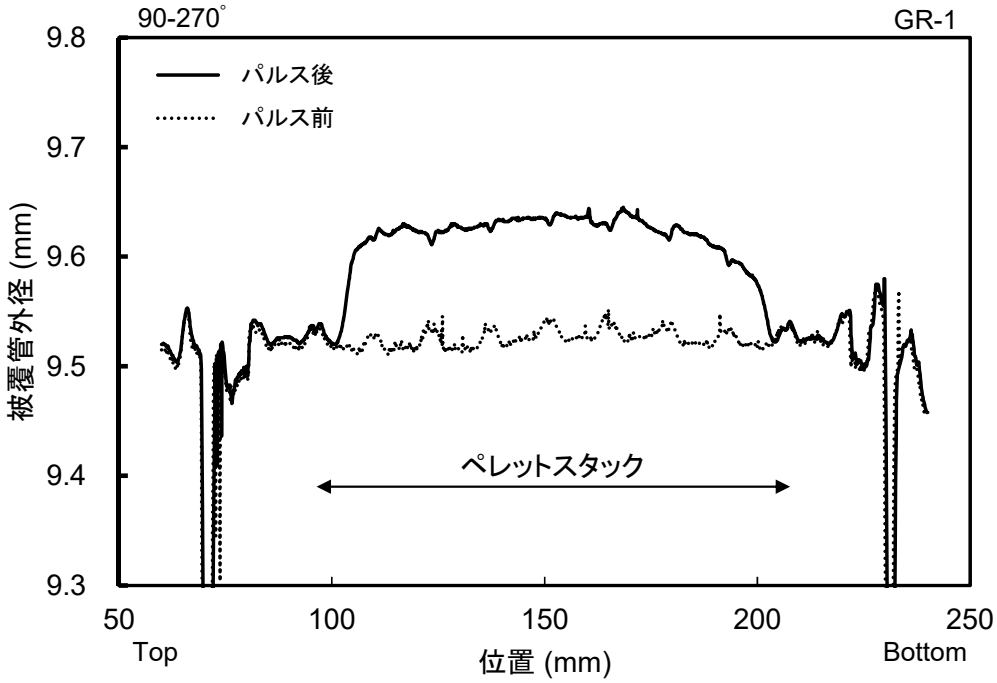


(2) 30 － 210° 方向

図 4.3.4-3　GR-1 実験前後の燃料棒外径（1/4）

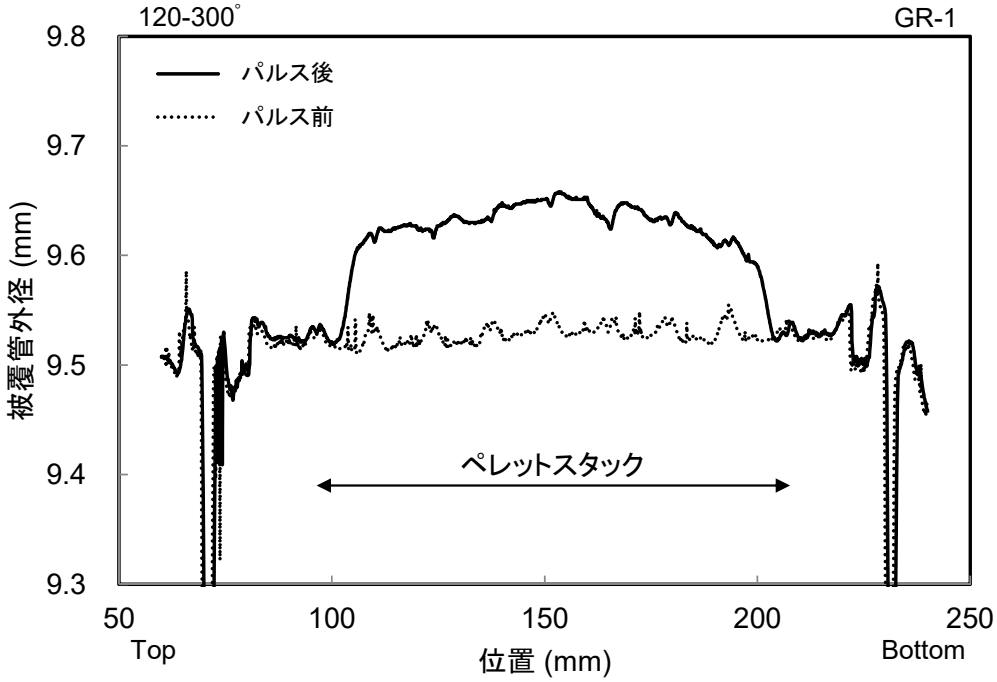


(3) 60 － 240° 方向

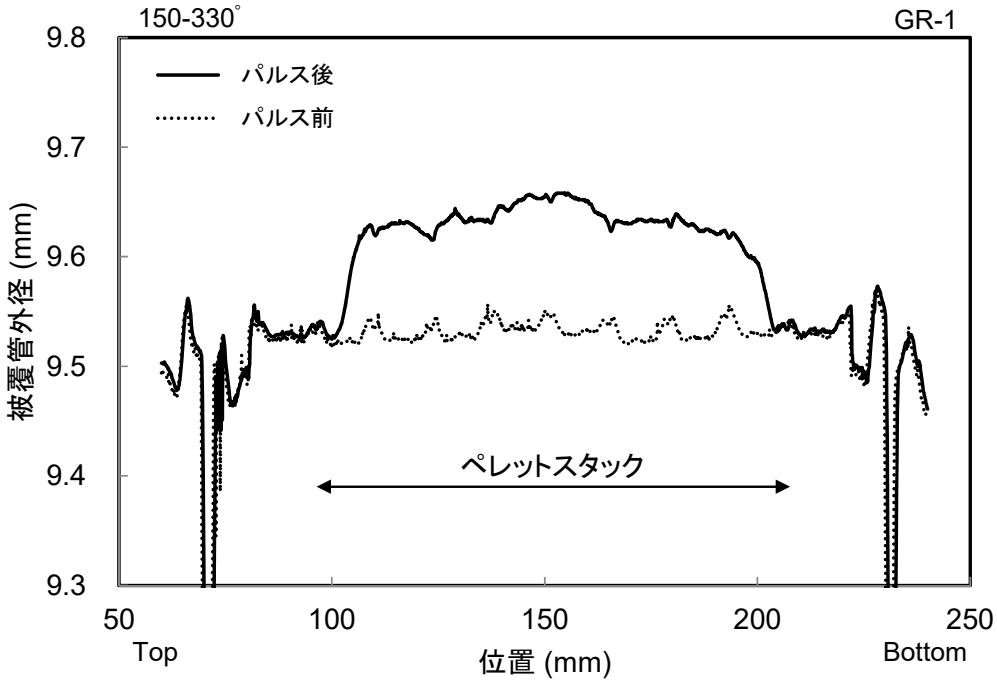


(4) 90 － 270° 方向

図 4.3.4-3　GR-1 実験前後の燃料棒外径（2/4）

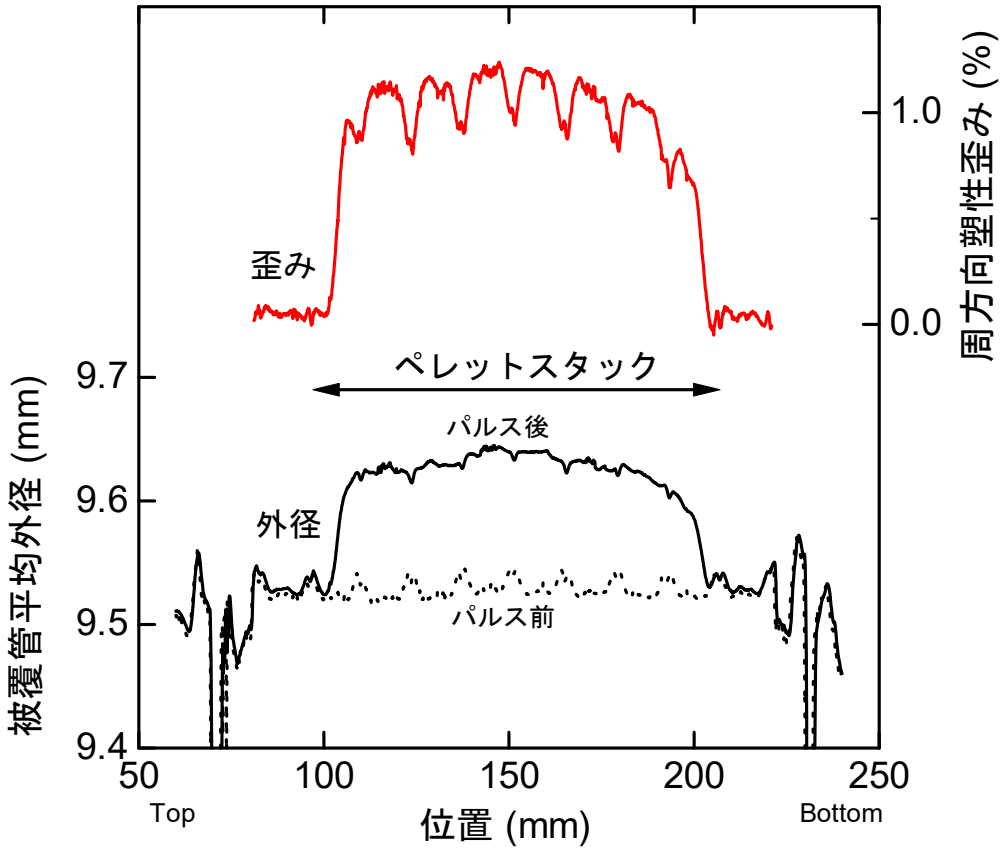


(5) 120 － 300° 方向



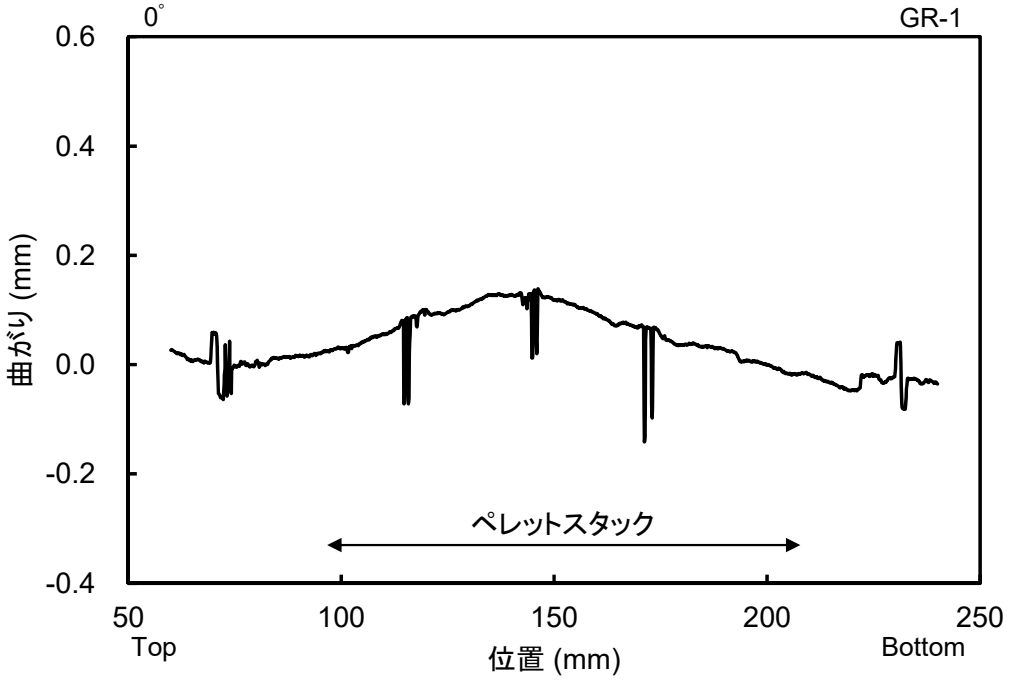
(6) 150 － 330° 方向

図 4.3.4-3　GR-1 実験前後の燃料棒外径（3/4）

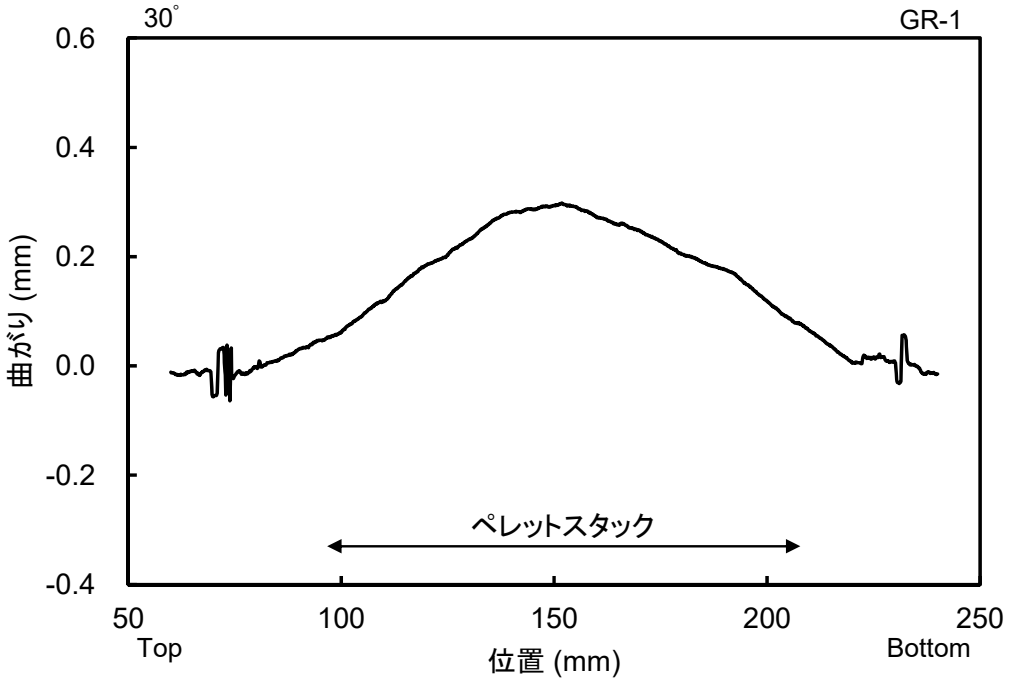


(7) 平均

図 4.3.4-3　GR-1 実験前後の燃料棒外径（4/4）

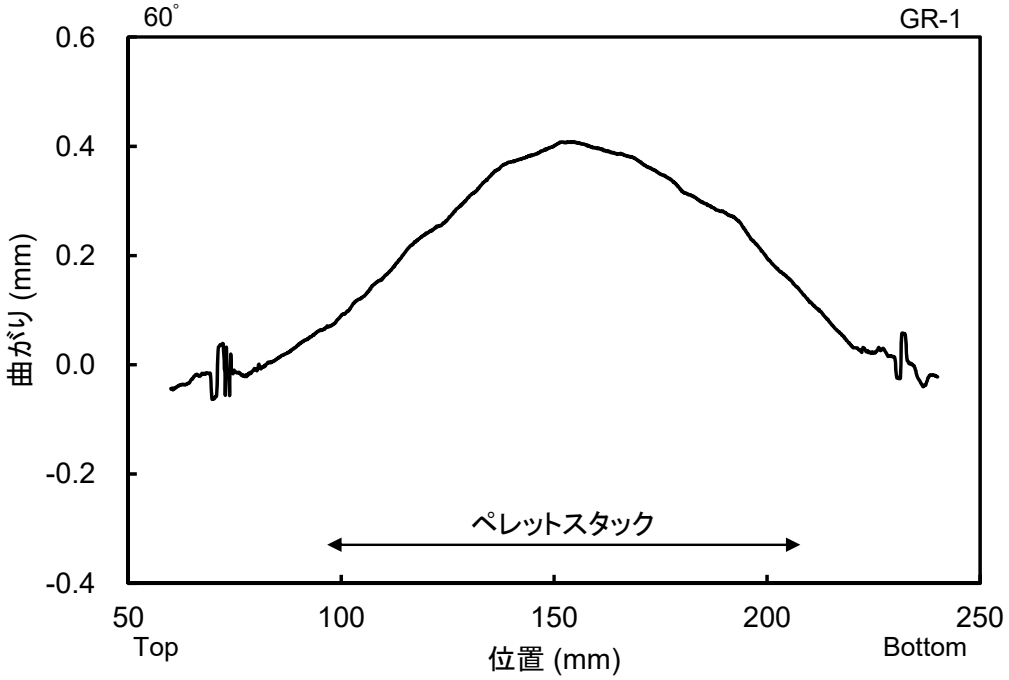


(1) 0° 方向

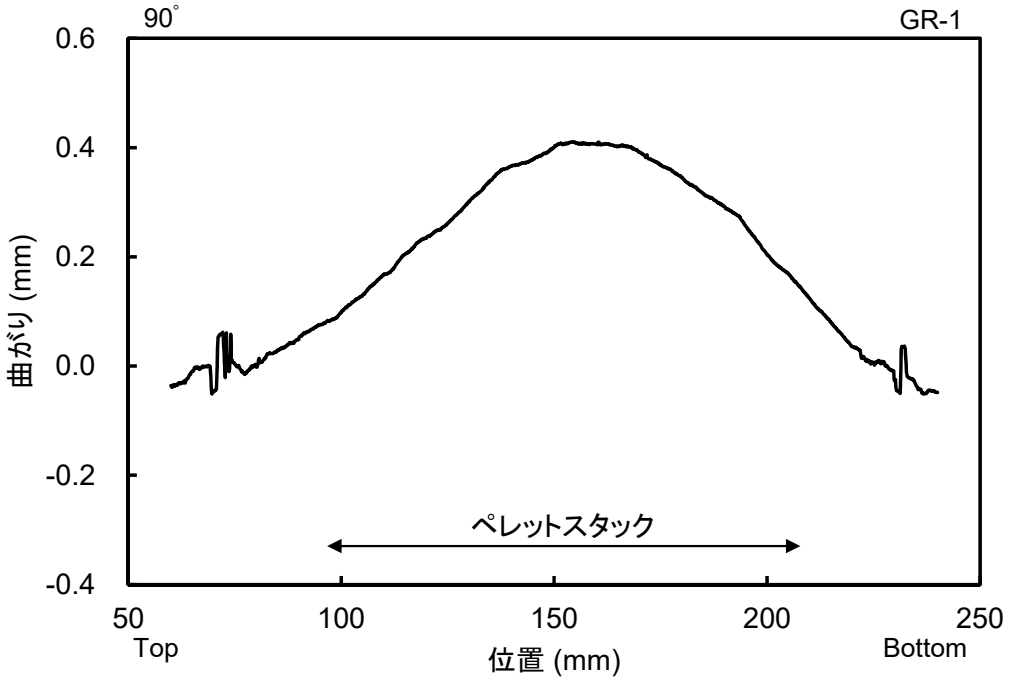


(2) 30° 方向

図 4.3.4-4　GR-1 実験後の燃料棒曲がり（1/3）

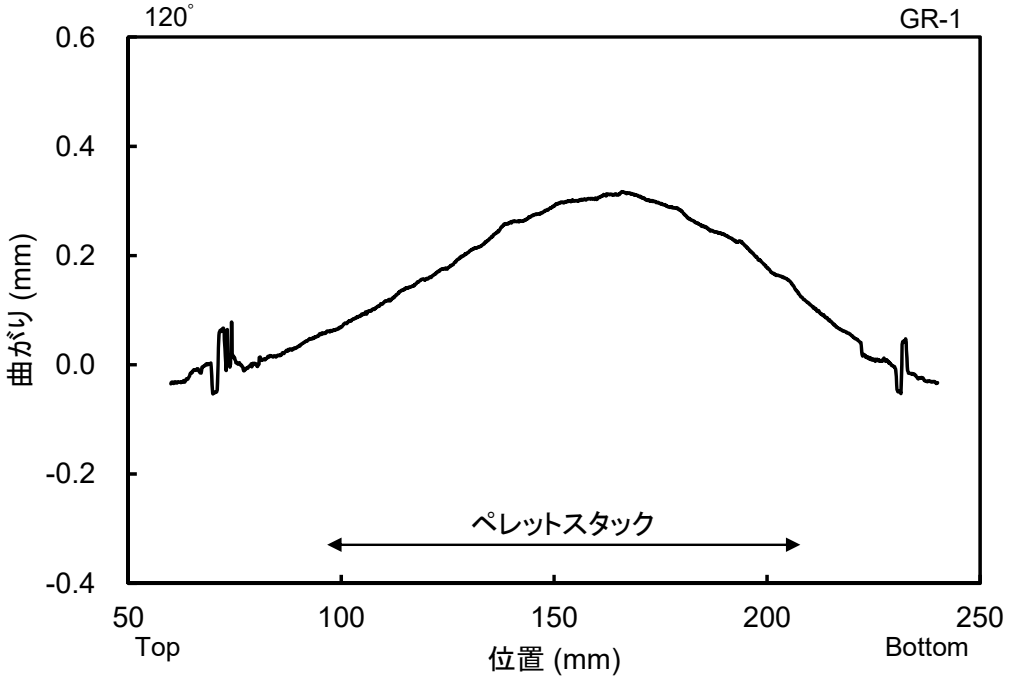


(3) 60° 方向

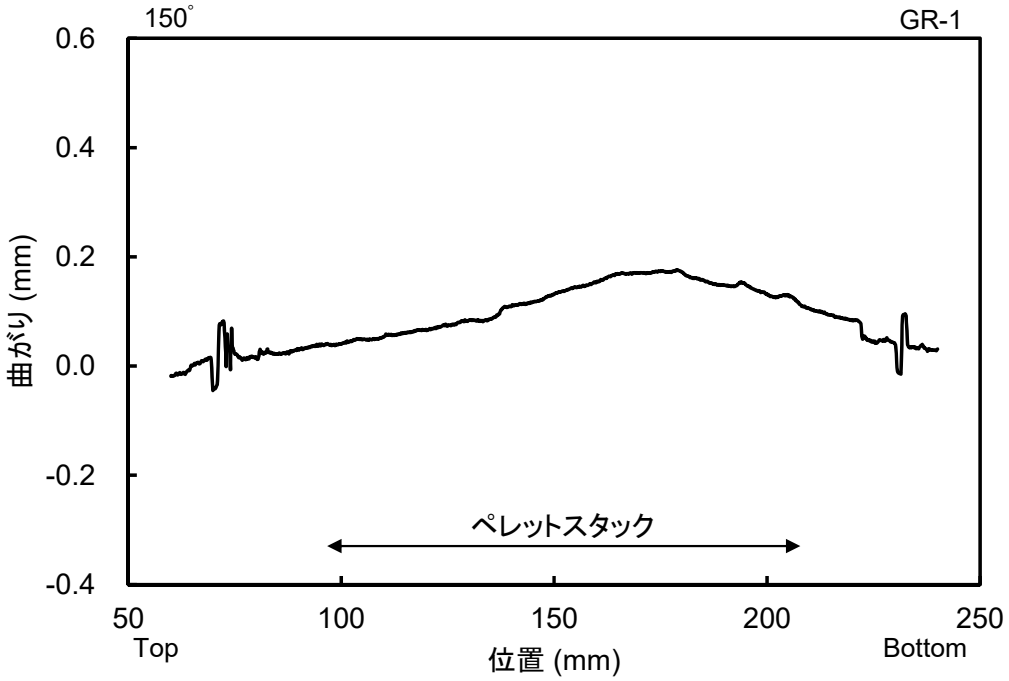


(4) 90° 方向

図 4.3.4-4　GR-1 実験後の燃料棒曲がり（2/3）



(5) 120° 方向



(6) 150° 方向

図 4.3.4-4　GR-1 実験後の燃料棒曲がり（3/3）

4.3.5　VA-7 実験に関するパルス照射後試験

VA-7 実験は、高燃焼度 PWR-UO_2燃料を対象とした高温実験として平成 26 年 9 月 24 日に実施し、パルス照射中の過渡記録及び照射後試験（外観）については既に報告した[2]。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) X 線透過試験

パルス照射実験後のX線透過写真を図 4.3.5-1 に示す。スタック上下端以外のペレットについては、ペレット境界の位置がパルス照射の前後でほぼ同じであるが、上下端のペレットは、それぞれ約 2.5 mm ずつ軸方向に伸びていることがわかる。被覆管については、照射前に比べてやや膨れ、被覆管とペレットの間に空間が見てとれる。これより、被覆管とペレットの間のボンディングが破壊された可能性が考えられる。

(2) γスキャン

パルス照射実験後のγスキャン結果を図 4.3.5-2 に示す。スタック上下端部のペレット位置においてγ線強度の低下が認められた。

(3) 燃料棒寸法測定

パルス照射後に燃料棒の寸法測定を行った。図 4.3.5-3 及び図 4.3.5-4 にそれぞれ燃料棒外径及び燃料棒曲がりの測定結果をパルス照射前の結果と併せて示す。

図 4.3.5-3 (1)、(2)に示す 0-180°及び 30-210°方向の外径測定結果において、位置約 53 mm でスパイク状の外径増大が観察されるが、これは熱電対#1 の取付けに対応したものである。

図 4.3.5-3 (7)に全方向で平均した外径及び歪みを示す。被覆管の塑性歪みはペレットスタック中央部のペレット３つ分の範囲における平均で 4.12%、最大部で 5.29%であった。ペレットの熱膨張による被覆管変形を仮定した解析結果[4]によると、被覆管肉厚中心の被覆管周方向塑性ひずみは 1.5 %程度であり、測定された塑性ひずみと比較すると測定値の方が大きな値であった。被覆管の変形挙動の結果である周方向塑性ひずみがペレット熱膨張による変形だけではなく、燃料棒内のガス内圧による変形が起こった可能性を示唆している。

図 4.3.5-4 によると曲がりはパルス照射により増大しているが、最大部でも約 0.14 mm であった。なお、図 4.3.5-4 (1)、(2)において、スパイク状の曲がりが観察されるが、これは外径測定と同様、熱電対の取付け位置に対応したものである。

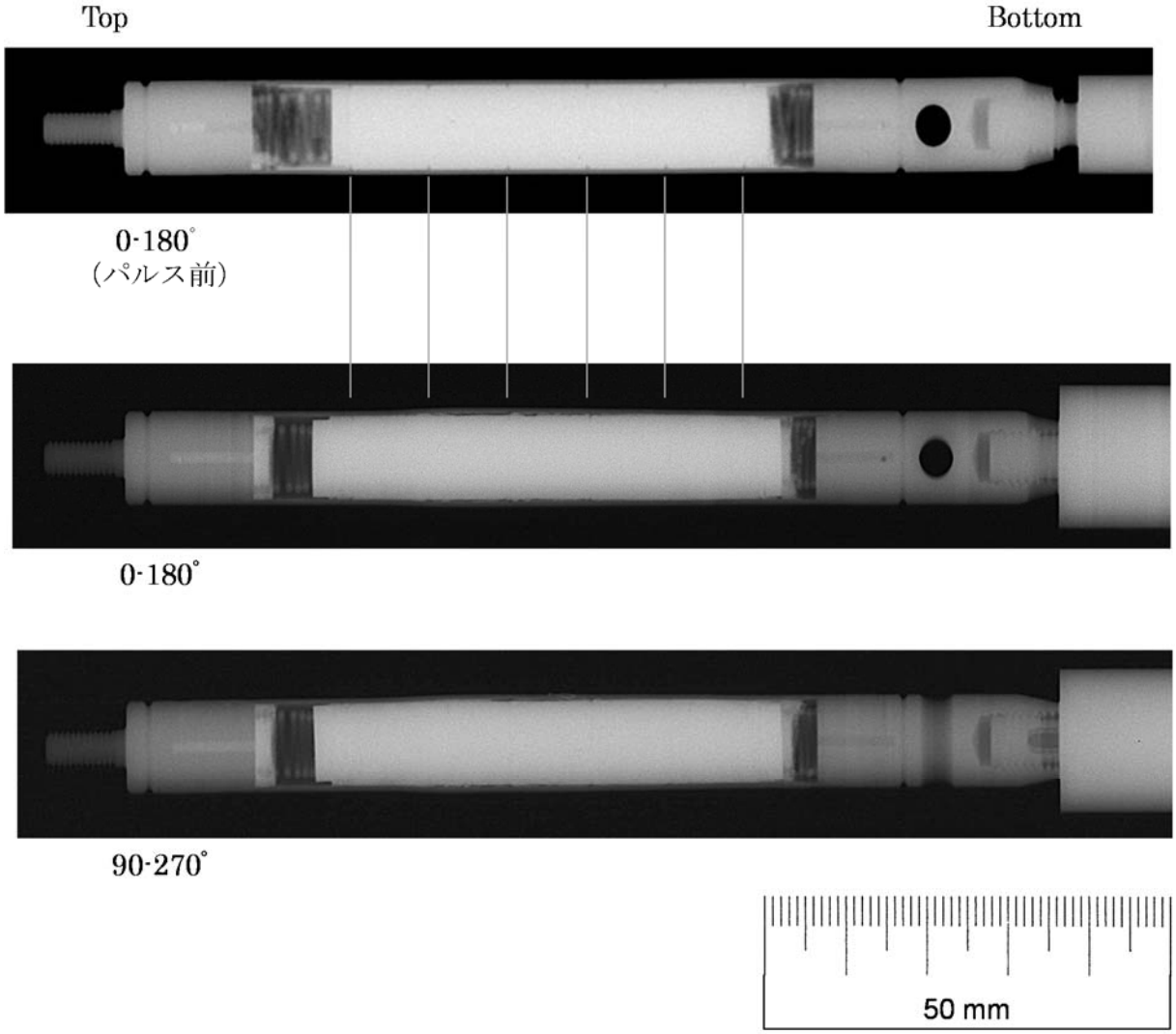


図 4.3.5-1　VA-7 試験燃料棒のパルス照射後 X 線写真

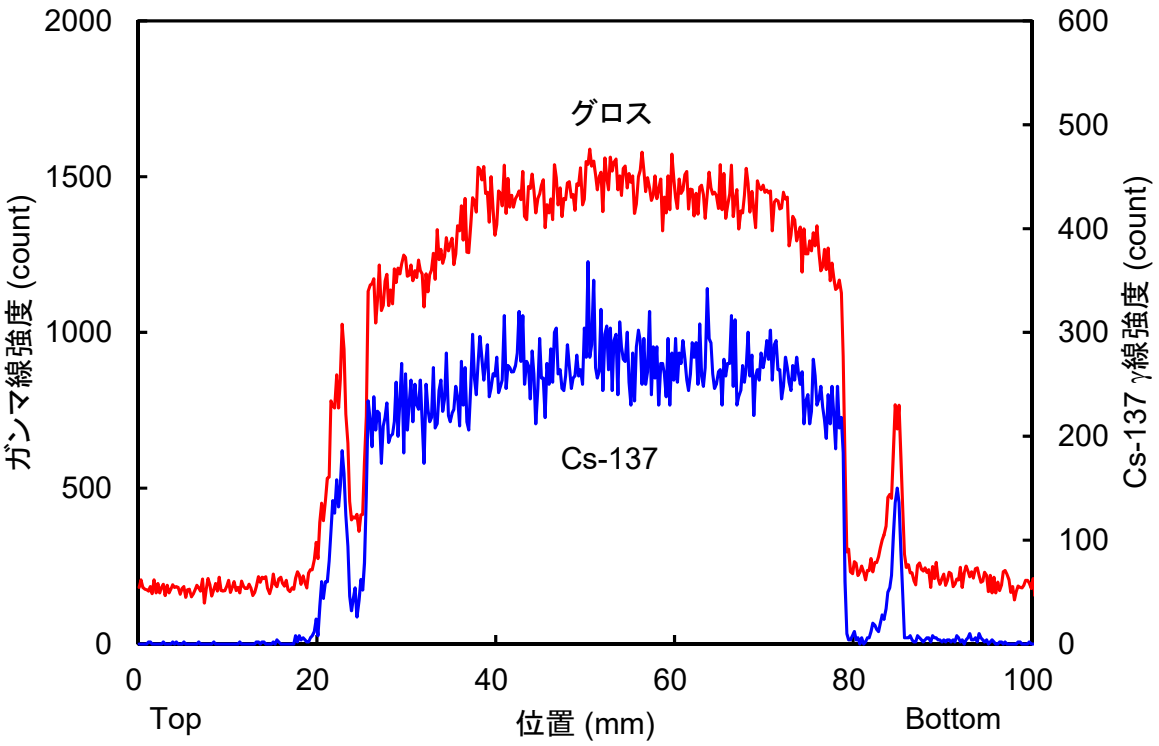
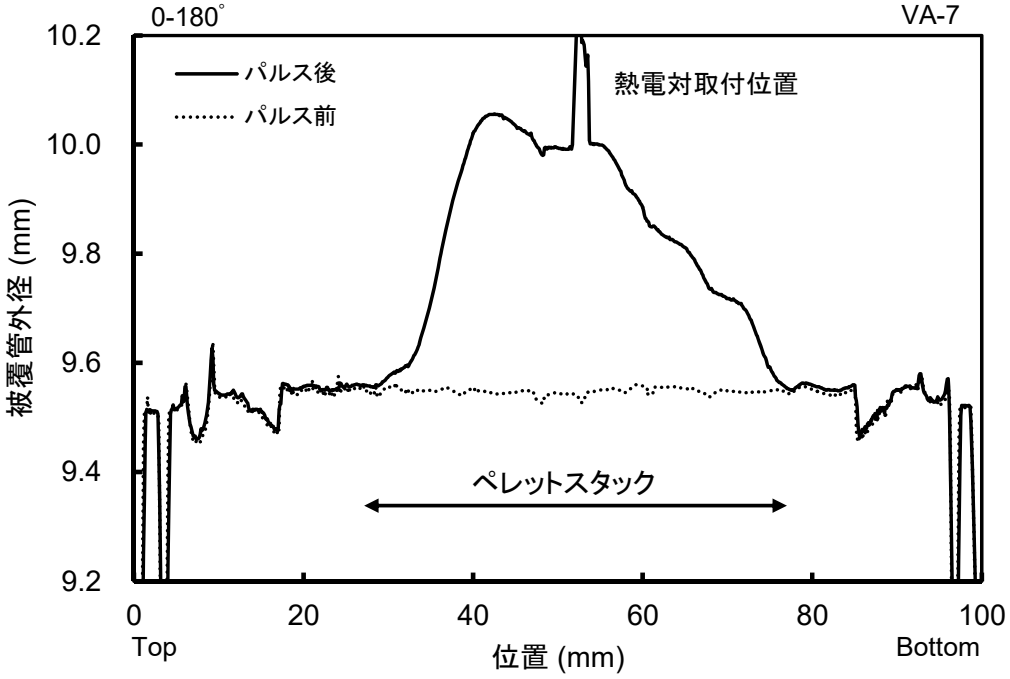
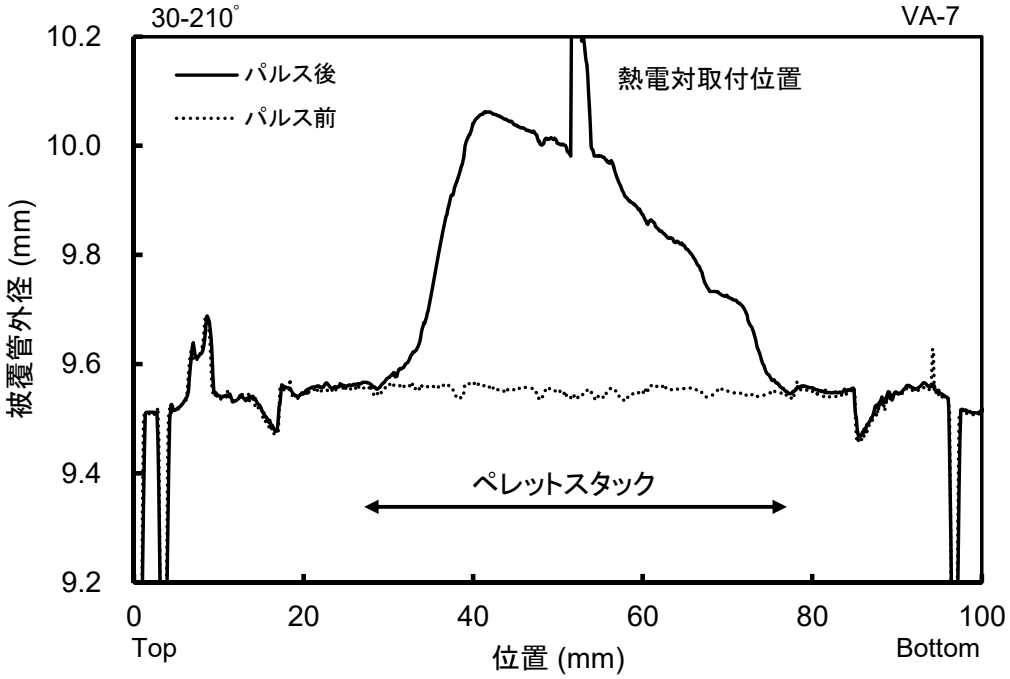


図 4.3.5-2　VA-7 パルス照射実験後の軸方向 γ 線強度分布

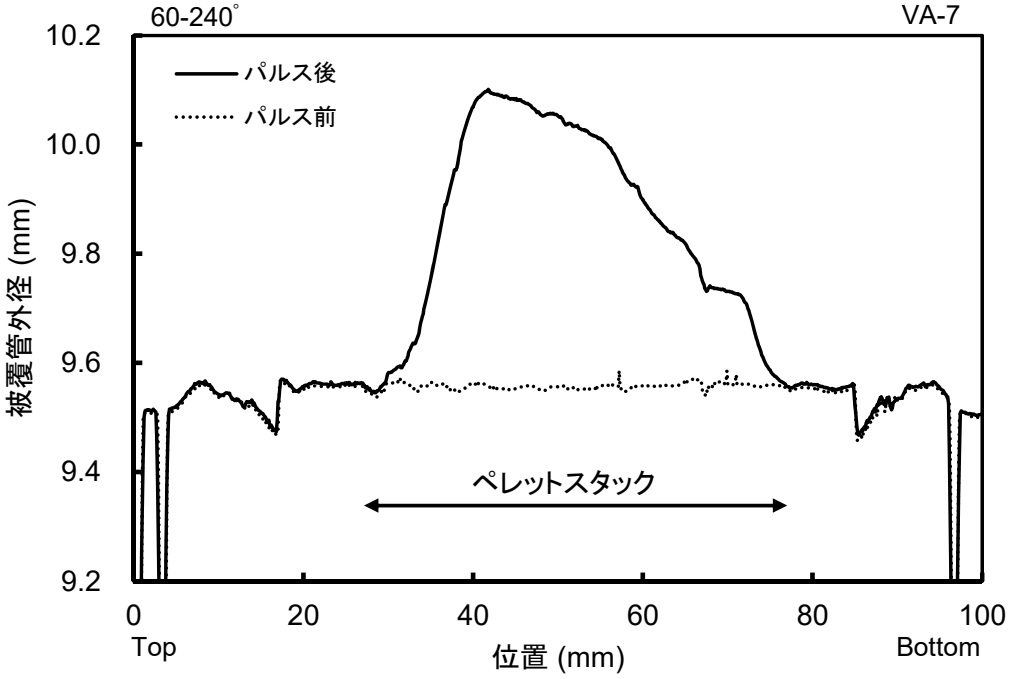


(1) 0 － 180° 方向

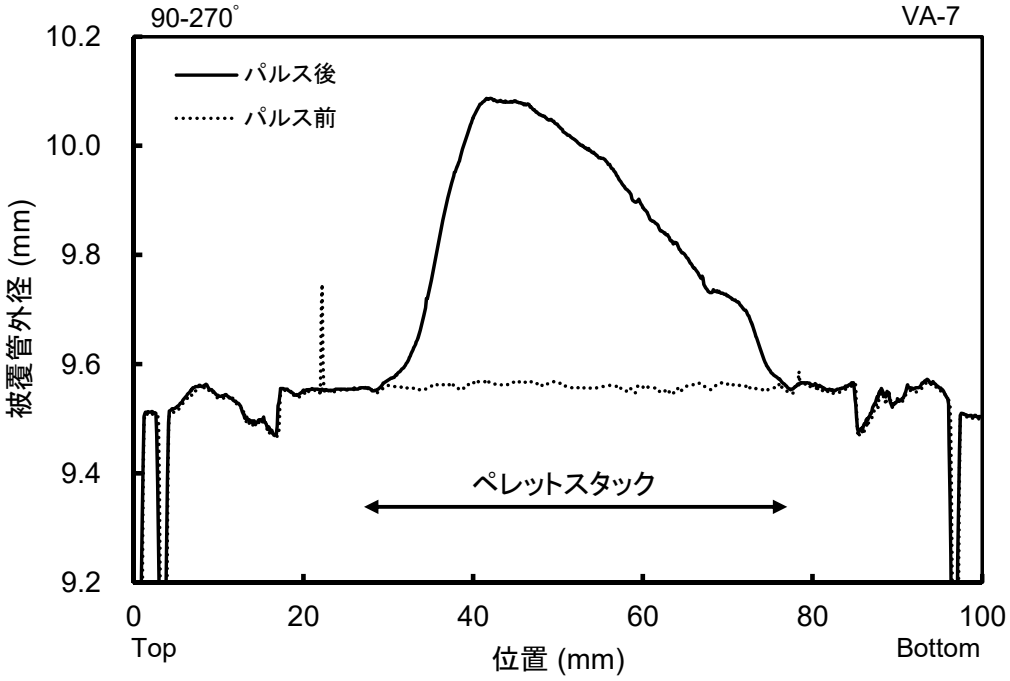


(2) 30 － 210° 方向

図 4.3.5-3　VA-7 実験前後の燃料棒外径（1/4）

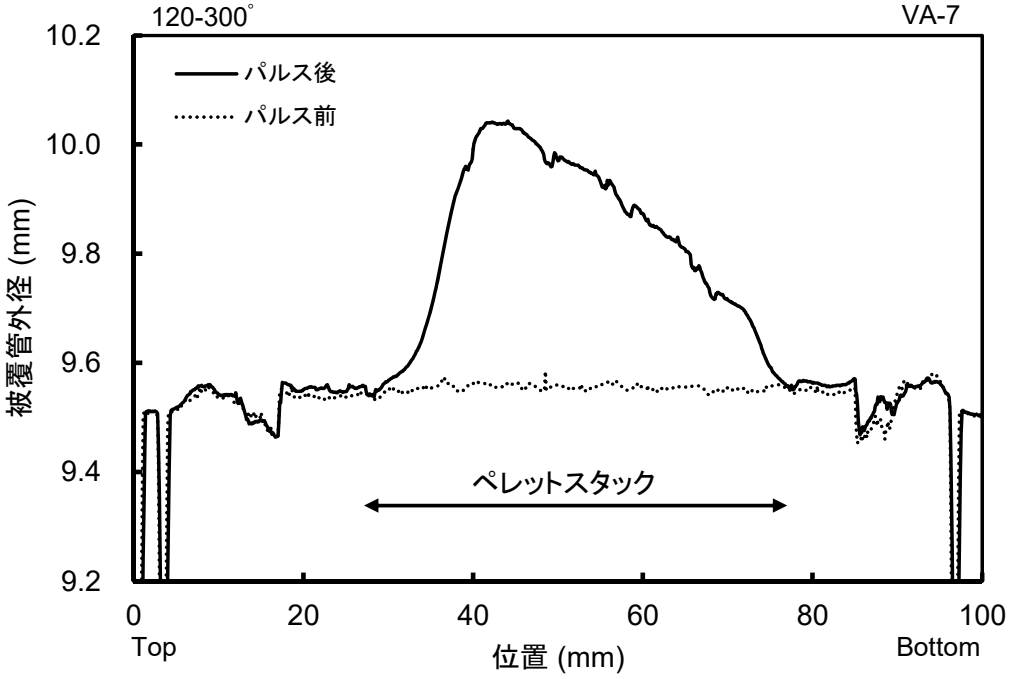


(2) 60 － 240° 方向

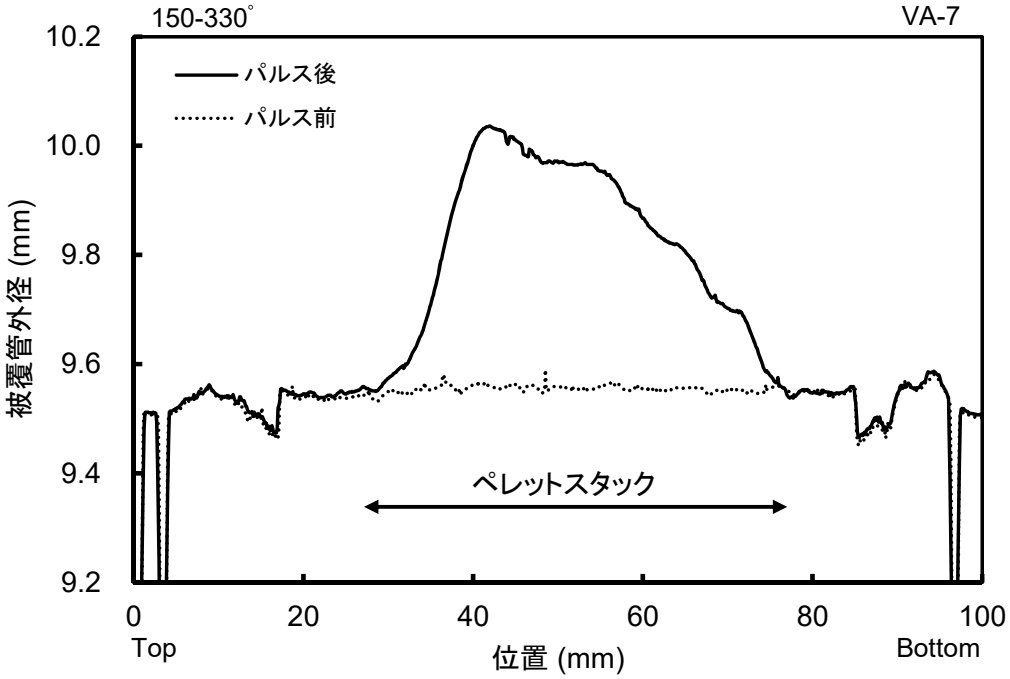


(2) 90 － 270° 方向

図 4.3.5-3　VA-7 実験前後の燃料棒外径（2/4）

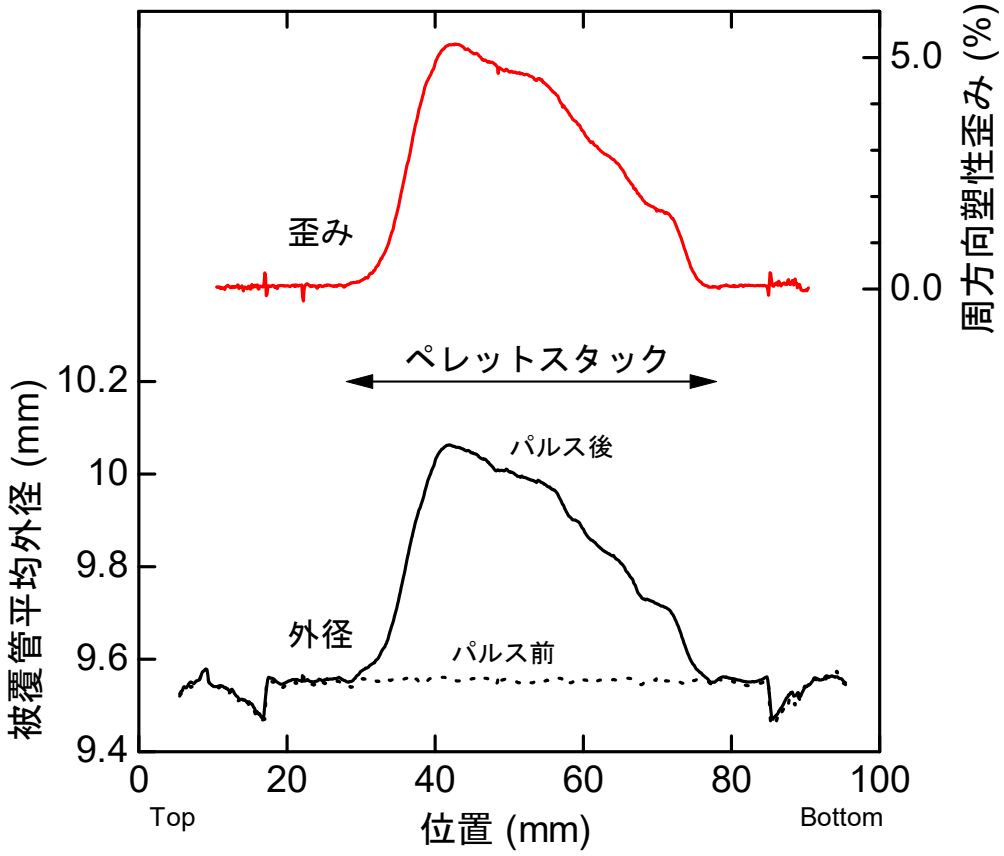


(5) 120 － 300° 方向



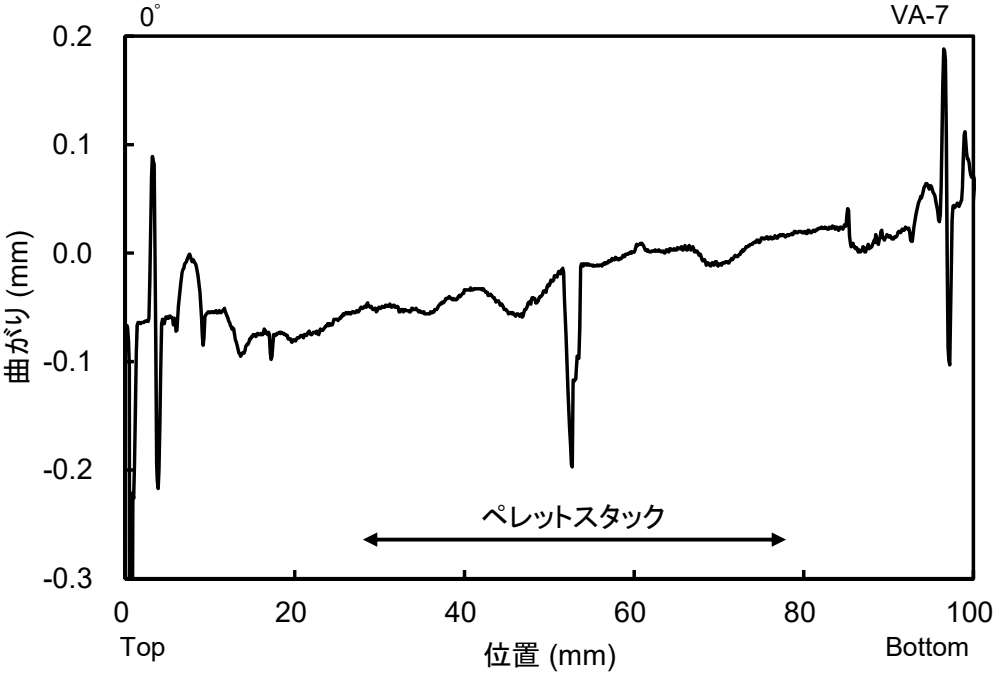
(6) 150 － 330° 方向

図 4.3.5-3　VA-7 実験前後の燃料棒外径（3/4）

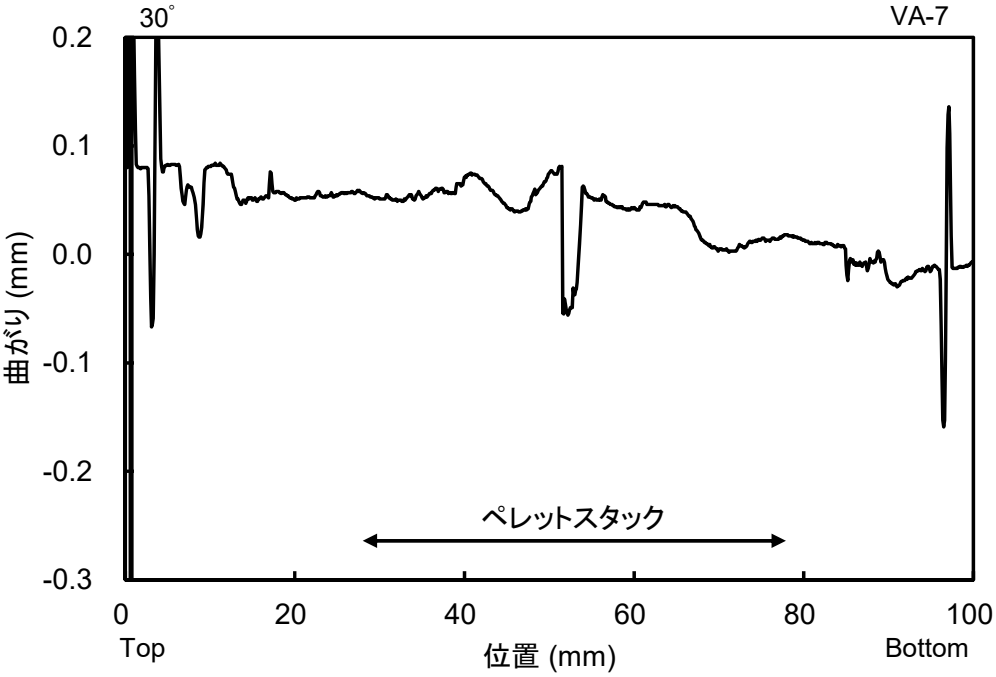


(7) 平均

図 4.3.5-3　VA-7 実験前後の燃料棒外径（4/4）

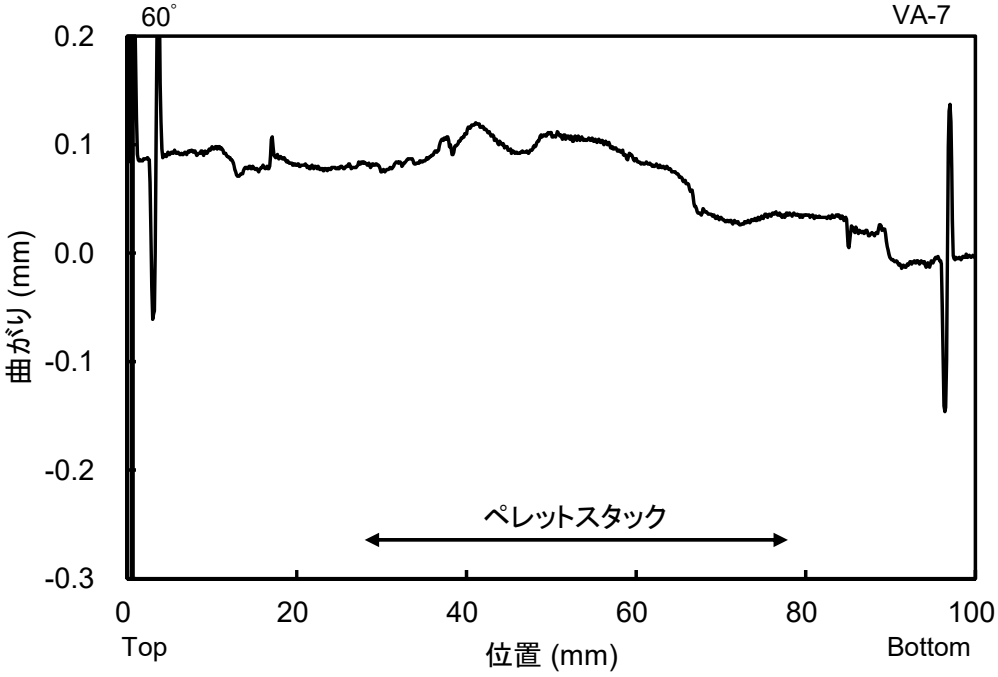


(1) 0° 方向

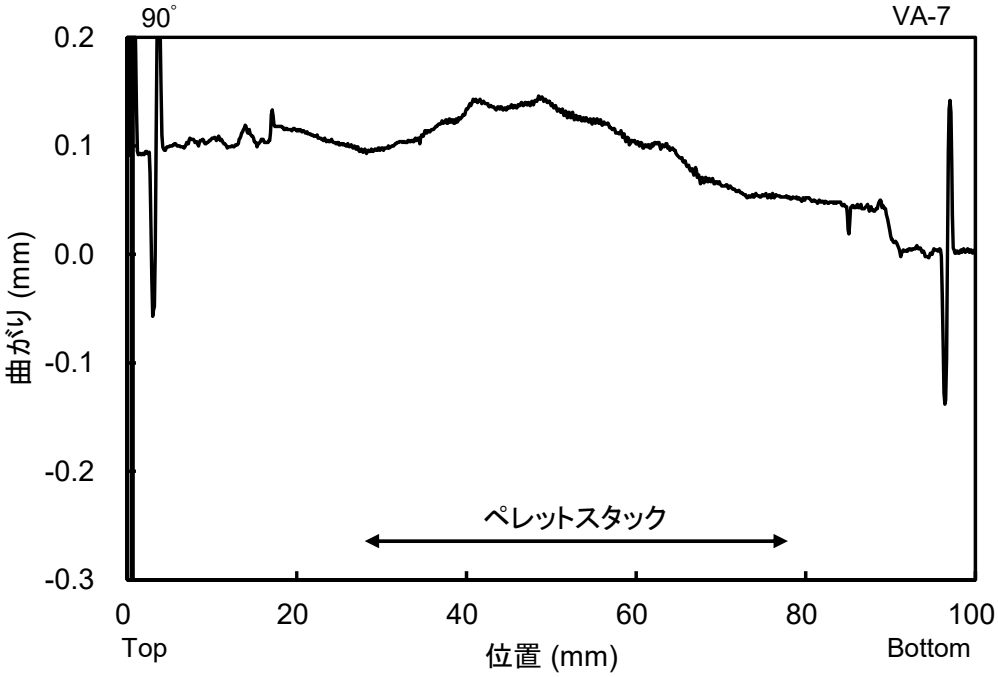


(2) 30° 方向

図 4.3.5-4　VA-7 実験後の燃料棒曲がり（1/3）

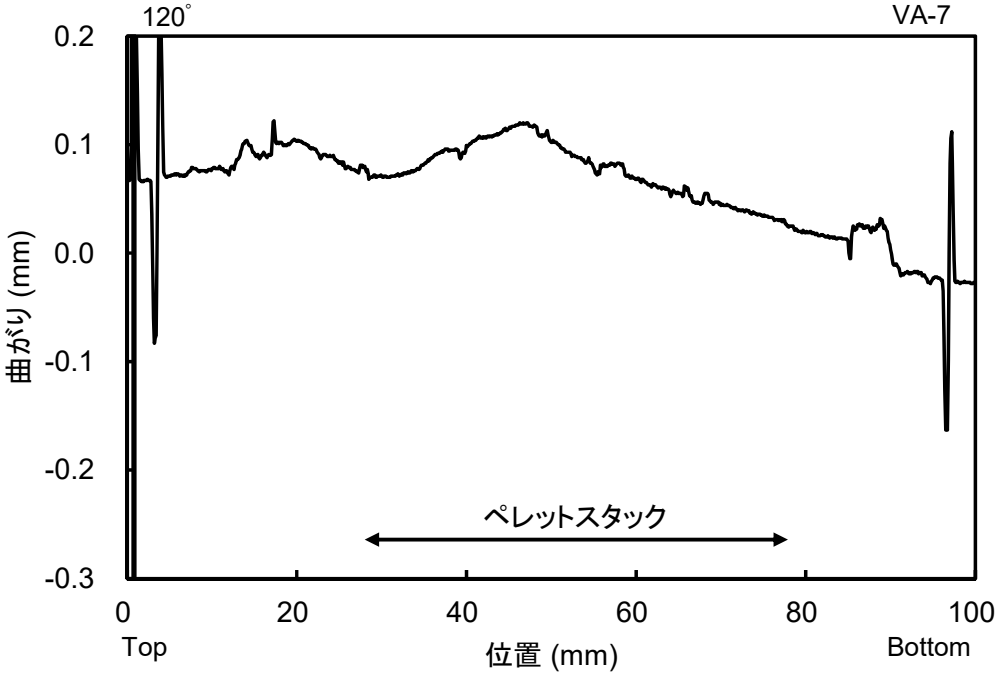


(3) 60° 方向

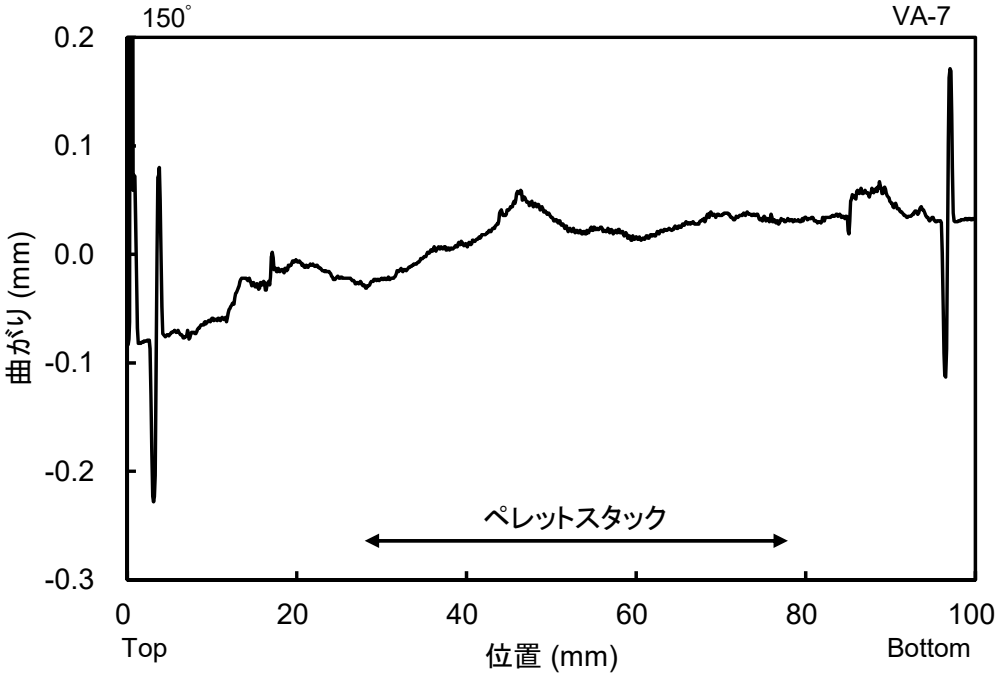


(4) 90° 方向

図 4.3.5-4　VA-7 実験後の燃料棒曲がり（2/3）



(5) 120° 方向



(6) 150° 方向

図 4.3.5-4　VA-7 実験後の燃料棒曲がり（3/3）

4.3.6　VA-8 実験に関するパルス照射後試験

VA-8 実験は、高燃焼度 PWR-UO_2 燃料を対象とした高温実験として平成 26 年 10 月 31 日に実施した。パルス照射中の過渡記録については既に報告した[2]。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) 燃料棒外観観察

図 4.3.6-1 に、パルス照射後の燃料棒の外観写真を示す。方位 0 から 90°にかけて被覆管に軸方向のき裂が発生し、かつ開口部は狭いことが分かる。過去の実験結果との外観、破損のタイミング等の比較より、ペレット被覆管機械的相互作用（PCMI）による破損と判断される。

(2) X 線透過試験

パルス照射後の X 線透過写真を図 4.3.6-2 に示す。ほとんどのペレットが被覆管内側にとどまっている様子が確認されることから、燃料粒子の放出が抑制された可能性があり、カプセル内に放出された粗大なペレット粒子が確認されなかったことと一致する結果である。

本試験燃料棒のき裂開口部は狭く、その接触は限られた状態であった。それに対して、これまで実施してきた試験燃料棒（VA-6、VA-3 等）の開口部は本試験燃料棒と比べて大きく、かつ燃料粒子の放出が大きかった。燃料粒子の放出は、開口部の大きさに依存すると仮定すると本実験の燃料粒子の放出抑制は冷却材と燃料ペレットの接触に起因した衝撃が小さかったことが原因であると解釈される。

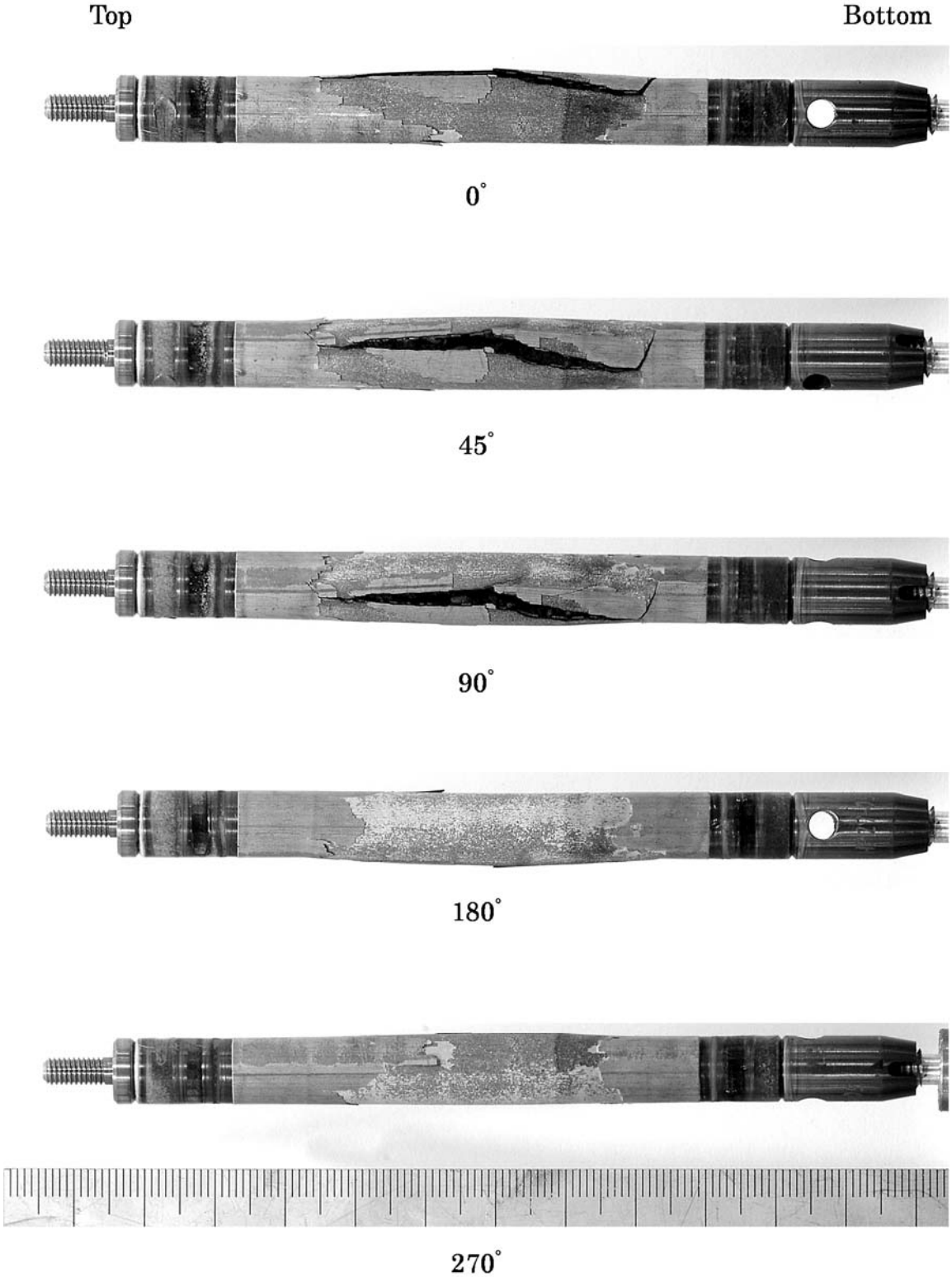


図 4.3.6-1　VA-8 試験燃料棒のパルス照射後外観写真

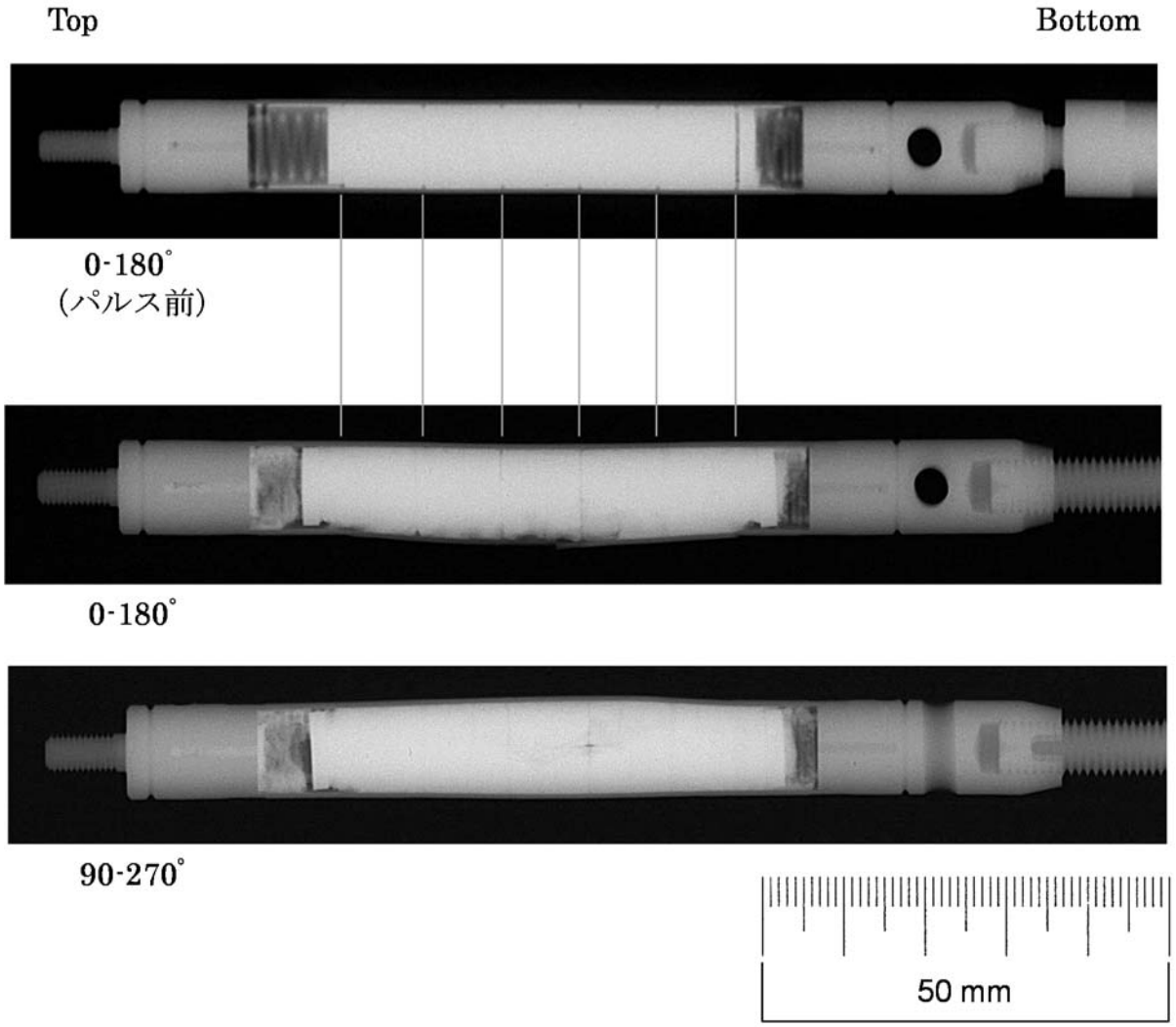


図 4.3.6-2　VA-8 試験燃料棒のパルス照射後 X 線写真

4.3.7　被覆管機械特性試験

RIA 時に膨張したペレットから被覆管が受ける応力は周方向及び軸方向の二軸性を有しており、RIA 時の燃料破損挙動を解析及び評価するためには、この応力二軸性が被覆管の変形・破損挙動に及ぼす影響を把握する必要がある。この影響を調べるため、平成 22 年度の本事業において二軸応力条件下での被覆管機械特性試験が可能な試験機を開発した[6]。

この試験装置を用い、Zry-4 被覆管を対象としてこれまで試験を実施してきた。本試験では最終処理条件として PWR で使用されている被覆管の熱処理条件である応力除去焼鈍を施した材料（SR 材*）、主に BWR で使用されている被覆管の熱処理条件である再結晶焼鈍を施した材料（RX 材**）及びこれらの材料の比較対照として冷間加工まま材料（CW 材***）を準備した。

平成 23 年度には、Zry-4 被覆管のうち、SR 材及び RX 材について、公称応力及び真応力制御により被覆管機械特性試験を実施した[7]。平成 24 年度には、CW 材を対象とした試験を実施した。さらに、製造時の加工度を変えた被覆管（Q 値変更被覆管）のうち SR 材を対象とした試験を実施した[1]。平成 25 年度には、Q 値変更被覆管（RX 材）を対象とした試験を実施した[4]。平成 26 年度には、SR 材を用いて、高温条件（100℃、150℃及び 200℃）で試験を実施した。また、高温条件との比較対照データを取得するため、室温条件で試験を実施した。さらに、平成 24 年度及び 25 年度に実施した試験の追加試験を実施した[2]。平成 27 年度には、水素吸収処理に LiOH 水溶液を用いた水素吸収被覆管（SR 及び CW 材）及び水素ガスを用いた水素吸収被覆管（RX 材）を準備し、試験を実施した[3]。

平成 28 年度は、水素吸収処理に水素ガスを用いて水素化物を析出させた被覆管（SR 材）及びその水素化物の析出方位を再配向させた被覆管を作製し、それらを対象とした試験、及び昨年度までに SR 材及び RX 材に対して実施した試験後試料の破面観察を実施した。

（* SR: stress-relieved、** RX: recrystallized、***CW: cold-worked）

(1) 試験方法

二軸応力条件下での被覆管機械特性試験は、CNC サーボ型二軸応力負荷制御試験機[6]により実施した[4]。試験条件の応力比（軸方向応力／周方向応力）を α と定義する。本年度は応力比 α＝1（軸方向：周方向＝1：1）及び応力比 α＝0.75（軸方向：周方向＝3：4）で実施した。応力比 α＝1 はペレットと被覆管の間にボンディングが発生した場合に想定される条件であり、応力比 α＝0.75 は応力比 α＝1 と FP ガス圧により想定される応力比 α＝0.5（軸方向：周方向＝1：2）の間の条件として選択した。試験試料は 2 条件で実施し、試験 1 では水素を吸収させた被覆管及び水素化物の析出方位を径方向に配向させた被覆管（水素化物再配向試料）を用い、試験 2 では 17×17 型の SR 材及び RX 材の被覆管を用いた。試験 2 の二軸応力条件下での被覆管機械特性試験は既に結果を報告済み[2,7]であるため、今年度はこれら試験の破面観察結果を報告する。

試験 1 では、混合ガス中において 400 °C で保持することによって水素を吸収させた試料（水素吸収試料）を用いた。また、内圧を受けた状態で水素吸収処理を行うと水素化物の配向が径

方向に多く析出させることができるため、水素を吸収させる過程で被覆管が内圧を受けた状態にすることで水素化物再配向試料を作製した。これらの水素吸収被覆管の試験条件及び試料詳細を前者の試料を表 4.3.7-1 に、後者の試料を表 4.3.7-2 に示す。これらの表には試験条件である被覆管のタイプ、最終処理条件、水素濃度及び試験時の応力比が示されている。水素化物再配向試料は２つの条件で実施し、条件２は条件１より径方向に向いた水素化物を多く形成される条件である。それぞれの条件で試料を２つ作製し、試料名称は条件１に対して条件 1-1 及び条件 1-2、条件２に対して条件 2-1 及び条件 2-2 とする。また、水素吸収処理時の冷却条件は、炉冷の途中で水素吸収試料は約 300°C で、水素化物再配向試料は約 170°C で空冷に変更することで実施した。

試験 1 の分析は、水素濃度測定、外観観察、管軸方向の断面金相観察及び管周方向の断面金相観察、破面観察を実施し、試験 2 では破面観察を実施した。水素濃度測定結果を、表 4.3.7-1 及び表 4.3.7-2 に示す。水素濃度は機械特性試験後の破損部の上下位置の水素濃度を測定し、この 2 点の平均値は表 4.3.7-1 及び表 4.3.7-2 で水素濃度（中央部）として示した。また、約 100 mm の試験後試料の両端から 20 mm 間隔で水素濃度を 2 から 4 点測定し、この値と破損部の上下位置をあわせた測定点の平均は表 4.3.7-1 及び表 4.3.7-2 で平均水素濃度として示した。外観観察では試料両端に試料を保持するための治具を準備し、それに試料を置いた状態で撮影した。断面観察は、断面をエッチングすることで光学顕微鏡により水素化物を黒いコントラストで観察できるようにした。破面観察は走査電子顕微鏡 SEM）により軸方向中央部付近で実施した。

⑵ 試験結果

図 4.3.7-1 及び図 4.3.7-2 に水素吸収試料及び水素化物再配向試料の管軸方向の試験前断面金相を示す。水素吸収試料の水素化物はほぼ周方向に配向していることがわかる。それに対して水素化物再配向試料の水素化物の一部は径方向に配向していることが分かる。

図 4.3.7-3 にα＝1 で実施した水素濃度 182 ppm までの水素吸収試料の試験後外観を示す。全ての試料で破損したことが分かる。破損時のき裂の形状及び変形状態に着目すると、水素濃度が高くなると軸方向にき裂が進展しやすく、径方向の膨らみが抑えられる傾向が見られた。これは、水素化物の析出に伴う被覆管の脆化に起因するものと考えられる。図 4.3.7-4 にα = 0.75 で実施した水素吸収試料の試験片外観を示す。全ての試料で破損したことが分かる。破損時のき裂の形状及び変形状態に着目すると、水素濃度が高くなると軸方向にき裂が進展しやすく、径方向の膨らみが抑えられる傾向が見られ、289 ppm 以上の水素濃度の試料ではき裂は試料を保持している治具の場所まで達していることが分かる。

図 4.3.7-5 にα＝1 で実施した水素吸収試料の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線を示す。図より、水素濃度が増加しても、軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線には大きな変化が見られないことが分かる。つまり、軸及び周方向の変形抵抗は水素濃度が増加しても変わらないことを示している。図 4.3.7-6 にα＝0.75 で実施した水素吸収試料の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線を示す。図よりα＝1 と同様に水素濃度が増加しても、軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線には

大きな変化が見られないことが分かる。つまり、α = 1 と同様に、軸及び周方向の変形抵抗は水素濃度が増加しても変わらないことを示している。すなわち、α = 1 及びα = 0.75 では水素化物析出に伴う、変形異方性の発生はみられないことを意味している。

図 4.3.7-7(a)、(b)にα = 1 及びα = 0.75 で実施した水素吸収試料の軸・周方向破損ひずみと水素濃度の関係をそれぞれ示す。両条件ともに実験範囲内では水素濃度増加に伴い、破損ひずみは減少する傾向にあることが分かった。受入まま試料と比較して破損周ひずみは水素濃度 200 ppm で両試料ともに 30%程度の低下であった。

図 4.3.7-8 にα = 1 で実施した受入まま被覆管及び水素濃度 182 ppm までの水素吸収試料の試験後破損部断面金相及び破面を示す。破損部断面金相よりすべての試料は斜めにき裂が進展した。斜めに進展するき裂はせん断型の破壊であり、延性材料の典型的な破損形態であることを示しており、水素濃度 182 ppm まででは破損形態は水素濃度により変わらないことを示唆している。図 4.3.7-9 にα = 0.75 で実施した受入まま被覆管及び水素濃度 325 ppm までの水素吸収試料の試験後破損部断面金相及び破面を示す。破損部断面金相より水素濃度 289 ppm まではき裂は斜めの方向であり、延性的な性質を示すせん断型の破壊である。破面は軸方向に黒いコントラストが確認され、これは水素化物の析出部においてき裂が周方向に形成されたためである。これよりこの濃度範囲では延性的に破損することが分かる。325 ppm ではき裂は外面側で径方向を向いており、内面側で斜めに向いている。これは、き裂が外面側から形成し、内面に向けて脆性的な破壊である径方向への進展後、内面側でせん断型の破壊でき裂が貫通したと考えられる。これらの結果より、周方向水素化物の径方向に対する間隔があるしきい値以上で脆性的な破損形態に変化すると仮定すると、α = 0.75 の条件において 289～325 ppm の範囲で破損形態が脆性的になる可能性が示唆される。

図 4.3.7-10 にα = 0.75 で実施した水素化物再配向試料の試験後外観を示す。全ての試料で破損したことが分かる。破損時のき裂の形状及び変形状態に着目すると、すべての試料で軸方向にき裂が進展しやすく、径方向の膨らみがほとんどないことが分かる。これは径方向に配向した水素化物の析出によりき裂が径及び貫通部から軸方向に進展しやすくなることから、き裂が軸方向に長くかつ大きなひずみを伴わない破損形態になることを示している。

図 4.3.7-11 に水素化物再配向試料の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線を示す。図よりすべての試料において真応力が真ひずみに対して線形に増加しているときに破損したことが分かる。これは、試料の弾性変形中に破損に至ったことを示している。図 4.3.7-12 に条件 1 及び 2 の軸及び周方向の破損ひずみを示す。条件 1 に比べて条件 2 は軸及び周方向ともに破損ひずみが低下した。これは、条件 2 は条件 1 に比べて径方向に向いた水素化物が多く、そのため破損ひずみが低下したと考えられる。照射済燃料(RX 材)に対する解析によると予想された破損時周全ひずみは約 0.5-1%の範囲[8]であり、水素化物再配向試料の破損時周ひずみはその範囲に近いひずみであることから、照射済燃料の破損挙動を炉外で再現可能であることを示唆している。また、図 4.3.7-7(b)の同応力比条件で実施した、水素濃度約 170 ppm の水素を吸収させただけの試料の破損時周ひずみと比較すると、同程度濃度の水素化物を再配向させた試料のそれは大きく低下した

ことが分かる。これより、径方向に配向した水素化物が破損限界を低下させることを示している。

図 4.3.7-13 に水素化物再配向試料の破損後断面観察結果及び破面観察結果を示す。受入まま試料ではき裂が被覆管肉厚全体にわたって、斜めに進展したのに対し、条件１及び２の試料ではき裂は概して径方向に向いていることが分かる。受入まま試料は典型的な延性破損であり、条件１及び２の試料では径方向水素化物に沿ってき裂が形成したためにき裂が径方向に向いた脆性的な破損と考えられる。このことから、径方向水素化物は破損形態を脆性的な破損に変え、破損限界を低下させると考えられる。また、条件１及び条件２では被覆管肉厚中央部にき裂が形成された様子が観察された。これは、径方向水素化物の析出は、被覆管肉厚中央部においてき裂の形成が容易になることを示し、破損プロセスの初期であるき裂形成が被覆管内部で起こる可能性があることを示唆している。

図4.3.7-14に昨年度までに17×17型のSR材及びRX材の被覆管に対して実施した応力比α＝1及びα ＝ 0.75 における試験後試料の破面観察結果を示す。全ての写真の上部が外面側である。この観察結果より全ての試料でディンプルが観察された。RX のディンプルは SR に比べて大きかった。ディンプルの大きさは、RX 材ではこれら応力比の間では差が小さいのに対し、SR 材ではα = 0.75 の方がα = 1 小さい。ディンプルは延性破壊時のボイドの発生及び成長挙動を示すものである。RX ではボイドの成長が顕著であるのに対し、SR はボイドの発生が顕著でないことを示唆している。

(3) 被覆管機械的特性試験のまとめ

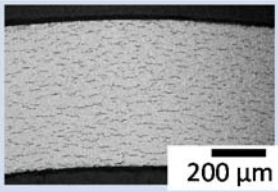
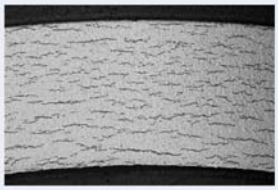
- 17×17 型 Zry-4(SR)被覆管、この被覆管に水素を吸収させた試料及び析出した水素化物を径方向に配向させた試料を対象に、室温で真応力制御による二軸応力負荷試験を実施した。
- 応力比 α＝0.75 における水素を吸収させた試料を用いた試験では、289～325 ppm の範囲で破損形態が脆性的になることが分かった。応力比α = 0.75 における水素化物を再配向させた試料（水素濃度約 170 ppm）を用いた試験では、破損時周ひずみが受入まま被覆管のと比較して大きく低下していることから、径方向に配向した水素化物が破損限界を低下させることが分かった。
- 17×17 型の SR 材及び RX 材の被覆管に対して実施した応力比α = 1 及びα = 0.75 における試験後試料の破面観察結果は、熱処理及び応力比条件によりボイドの発生及び成長に影響を与えることを示唆している。

表 4.3.7-1　本試験に供した水素吸収試料

タイプ	最終処理条件	水素濃度（中央部）[ppm]	平均水素濃度 [ppm]	応力比
17×17 型	SR	94	98	1：1（α＝1）
		136	138	
		138	140	
		182	186	
17×17 型	SR	104	104	3：4（α＝0.75）
		178	182	
		217	201	
		225	212	
		289	274	
		325	344	

表 4.3.7-2　本試験に供した水素化物再配向試料

試料名称	タイプ	最終処理条件	水素濃度（中央部）[ppm]	平均水素濃度 [ppm]	応力比
条件 1-1	17×17 型	SR	147	145	3：4（α＝0.75）
条件 1-2			168	163	
条件 2-1			202	200	
条件 2-2			184	186	

水素濃度 (中央部) [ppm]	試験前断面金相
94	
136	
182	

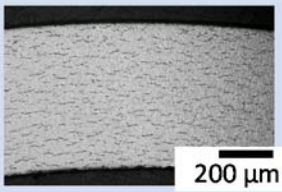
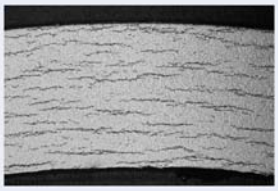
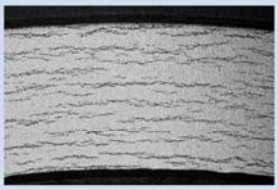
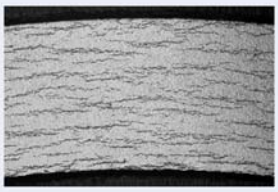
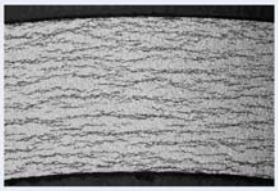
水素濃度 (中央部) [ppm]	試験前断面金相
104	
178	
217	
225	
289	
325	

図 4.3.7-1　水素吸収試料の試験前断面金相

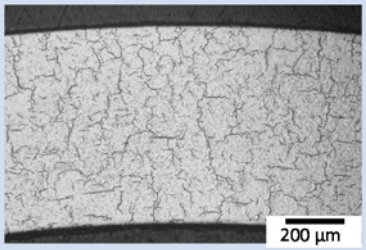
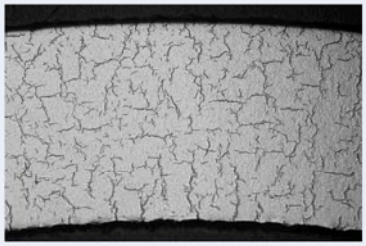
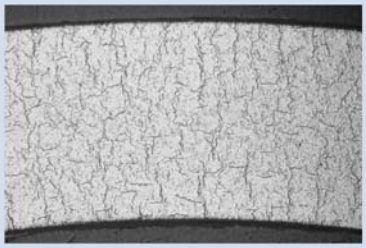
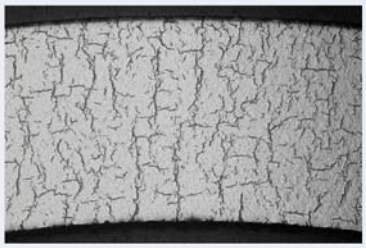
試料	試験前断面金相
条件1-1	
条件1-2	
条件2-1	
条件2-2	

図 4.3.7-2　水素化物再配向試料の試験前断面金相

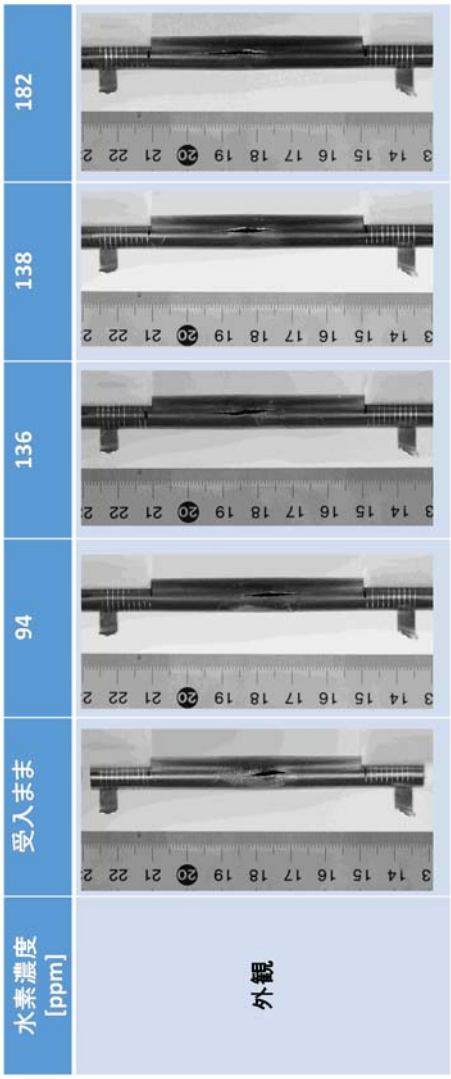


図 4.3.7-3　水素吸収試料の試験後外観（応力比 α = 1）

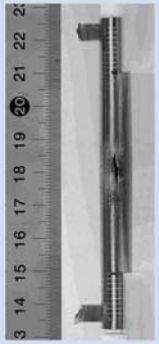
水素濃度 [ppm]	受入まま	104	217	178	129	225	289	325
外観								

図 4.3.7-4　水素吸収試料の試験後外観（応力比 α = 0.75）

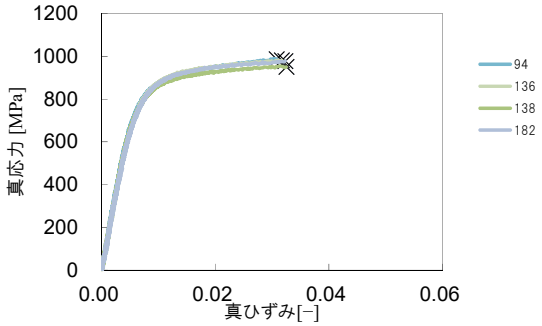


図 4.3.7-5(a)　軸方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝1、表中の数字は水素濃度、×：破損点）

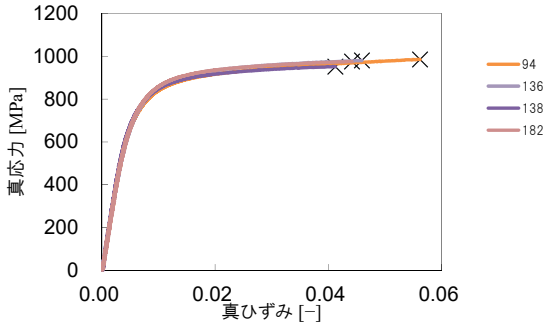


図 4.3.7-5(b)　周方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝1、表中の数字は水素濃度、×：破損点）

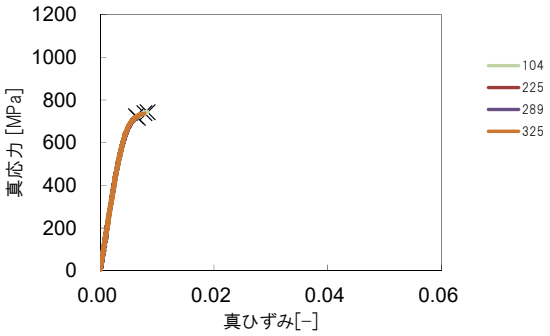


図 4.3.7-6 (a)　軸方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝0.75、表中の数字は水素濃度、×：破損点）

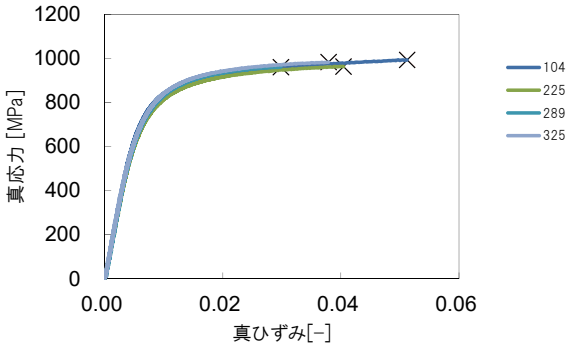


図 4.3.7-6 (b)　軸方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝0.75、表中の数字は水素濃度、×：破損点）

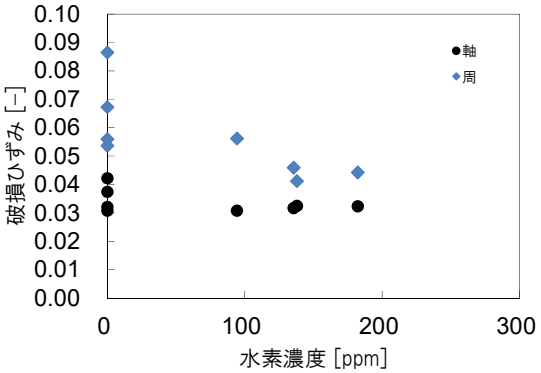


図 4.3.7-7(a)　軸及び周方向破損ひずみと水素濃度の関係（α＝1）

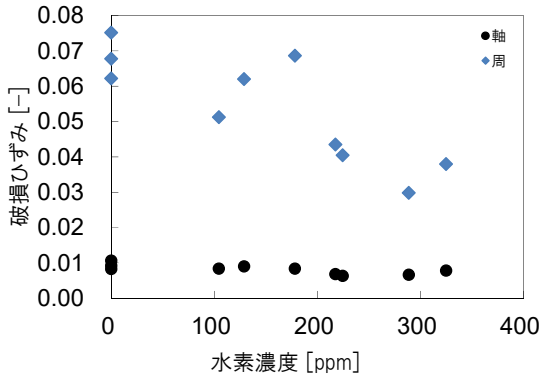


図 4.3.7-7(b)　軸及び周方向破損ひずみと水素濃度の関係（α＝0.75）

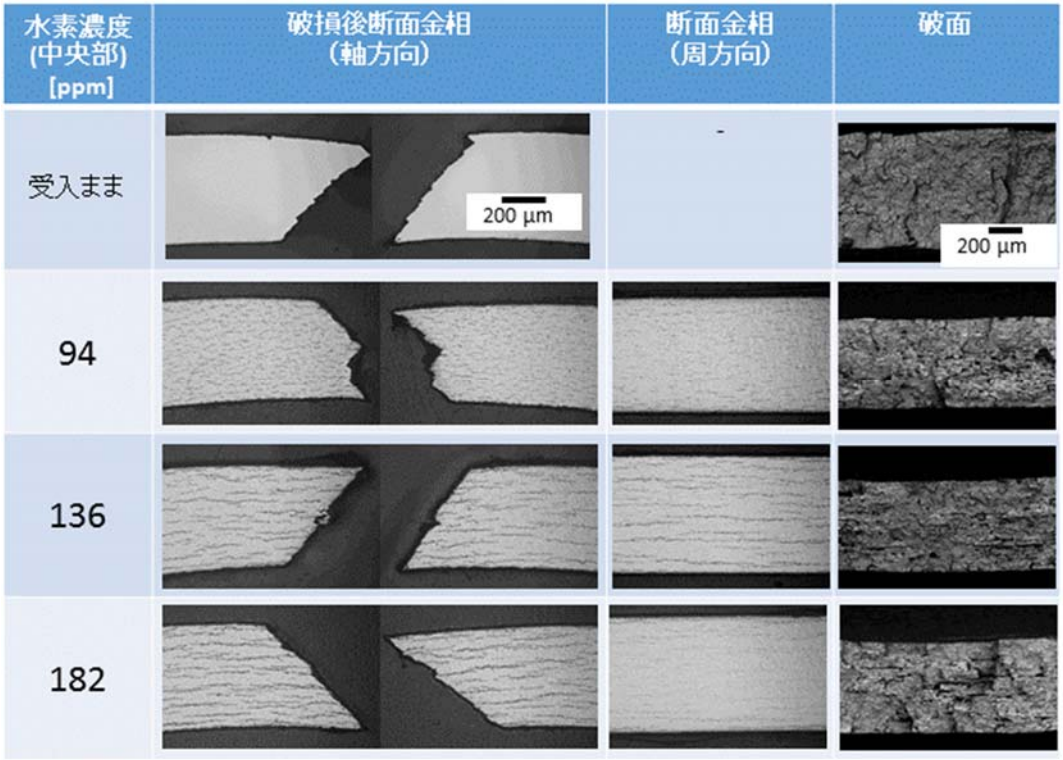


図 4.3.7-8　受入まま試料及び水素吸収試料（α＝1）の試験後断面金相及び破面

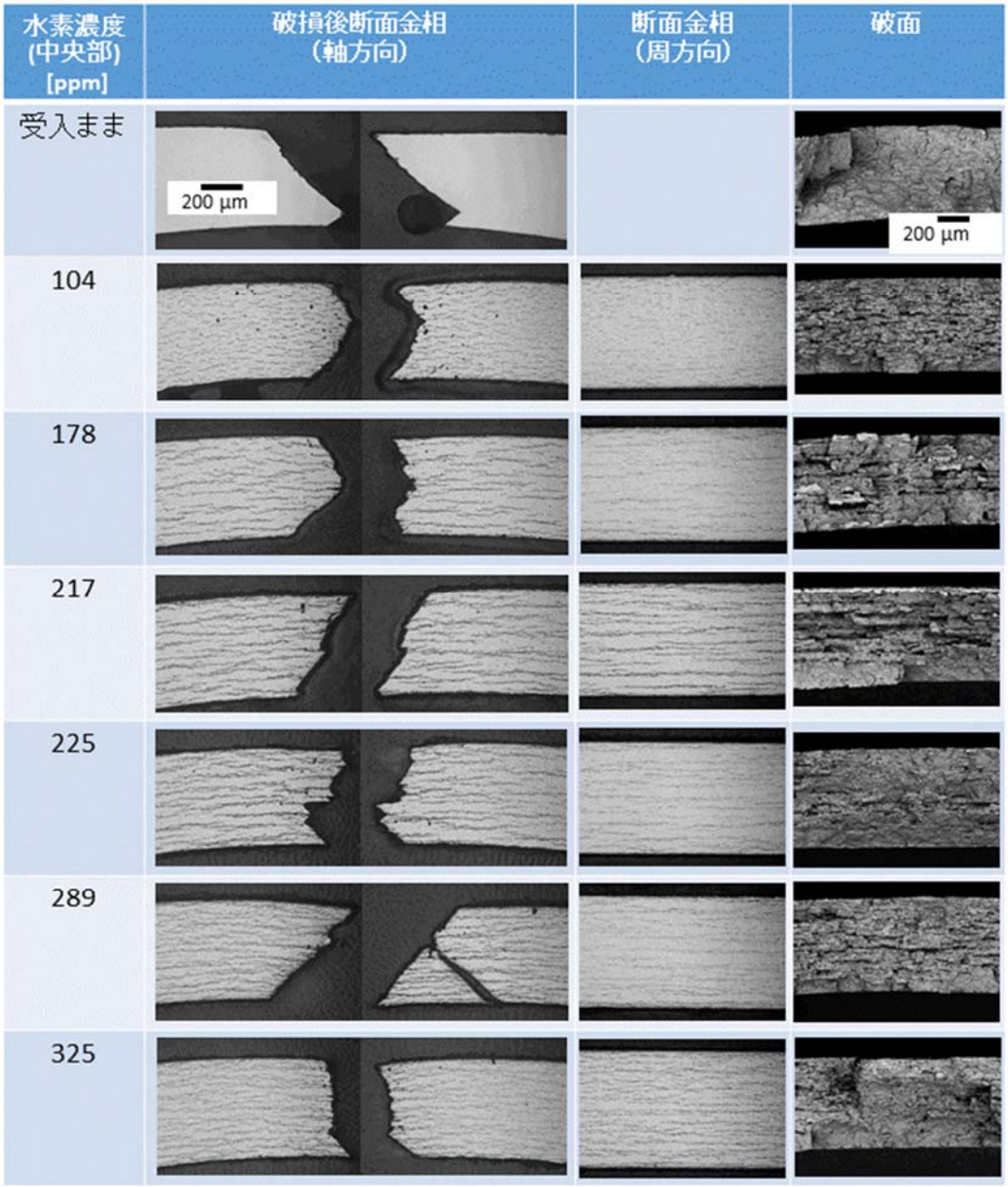


図 4.3.7-9　受入まま試料及び水素吸収試料（α＝0.75）の試験後断面金相及び破面

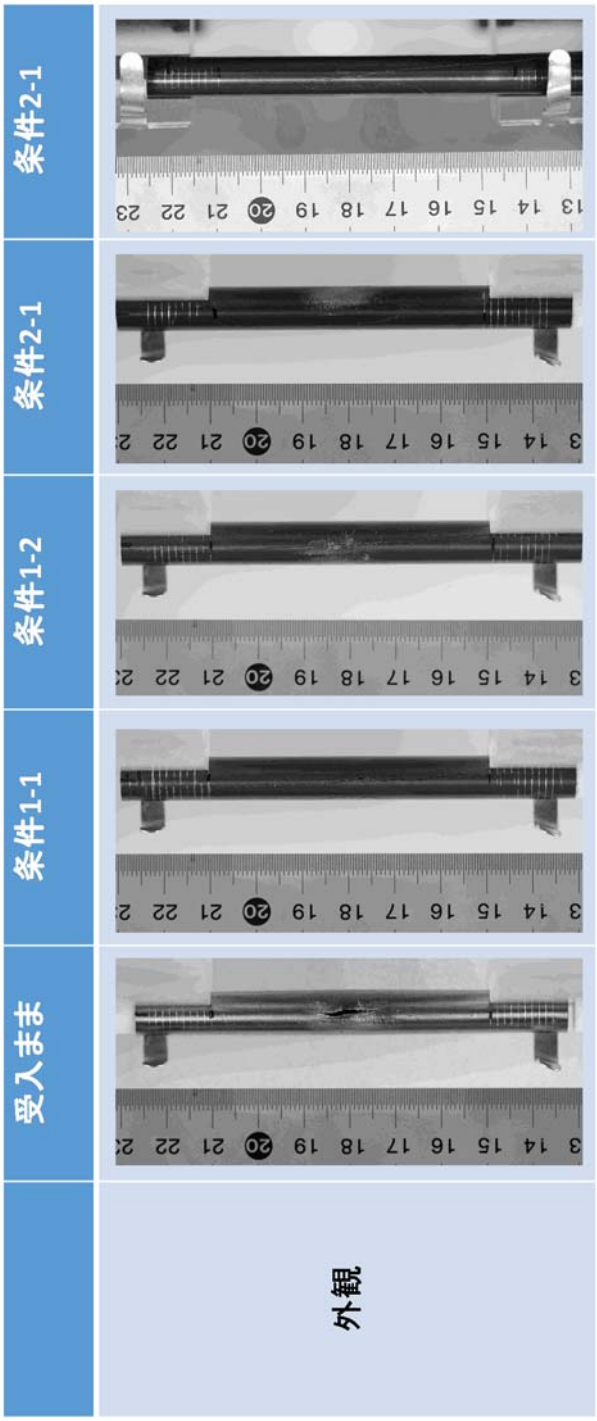


図 4.3.7-10　水素化物再配向試料の試験後外観（α = 0.75）

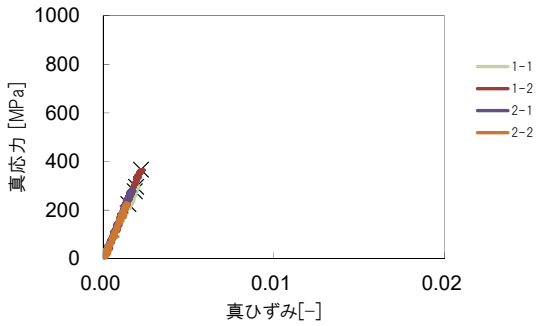


図 4.3.7-11(a)　軸方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝0.75、表中の数字は試料名称、×：破損点）

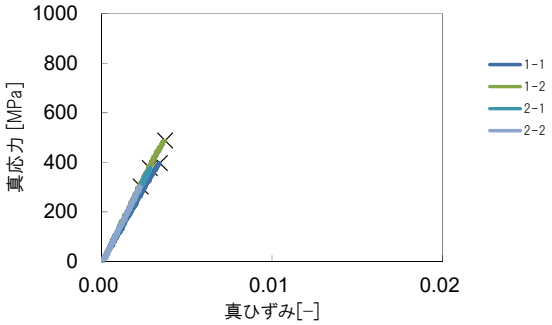


図 4.3.7-11(b)　周方向の真応力と真ひずみの関係
（α＝0.75、表中の数字は試料名称、×：破損点）

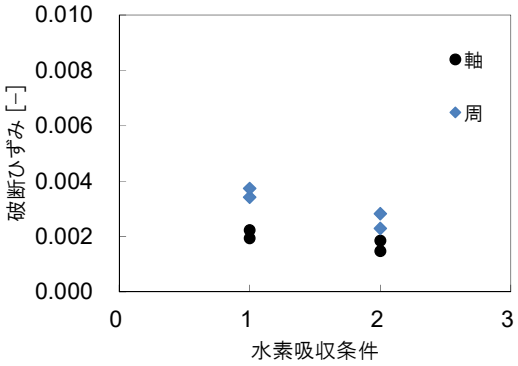


図 4.3.7-12　軸及び周方向破損ひずみと条件の
関係（α＝0.75）

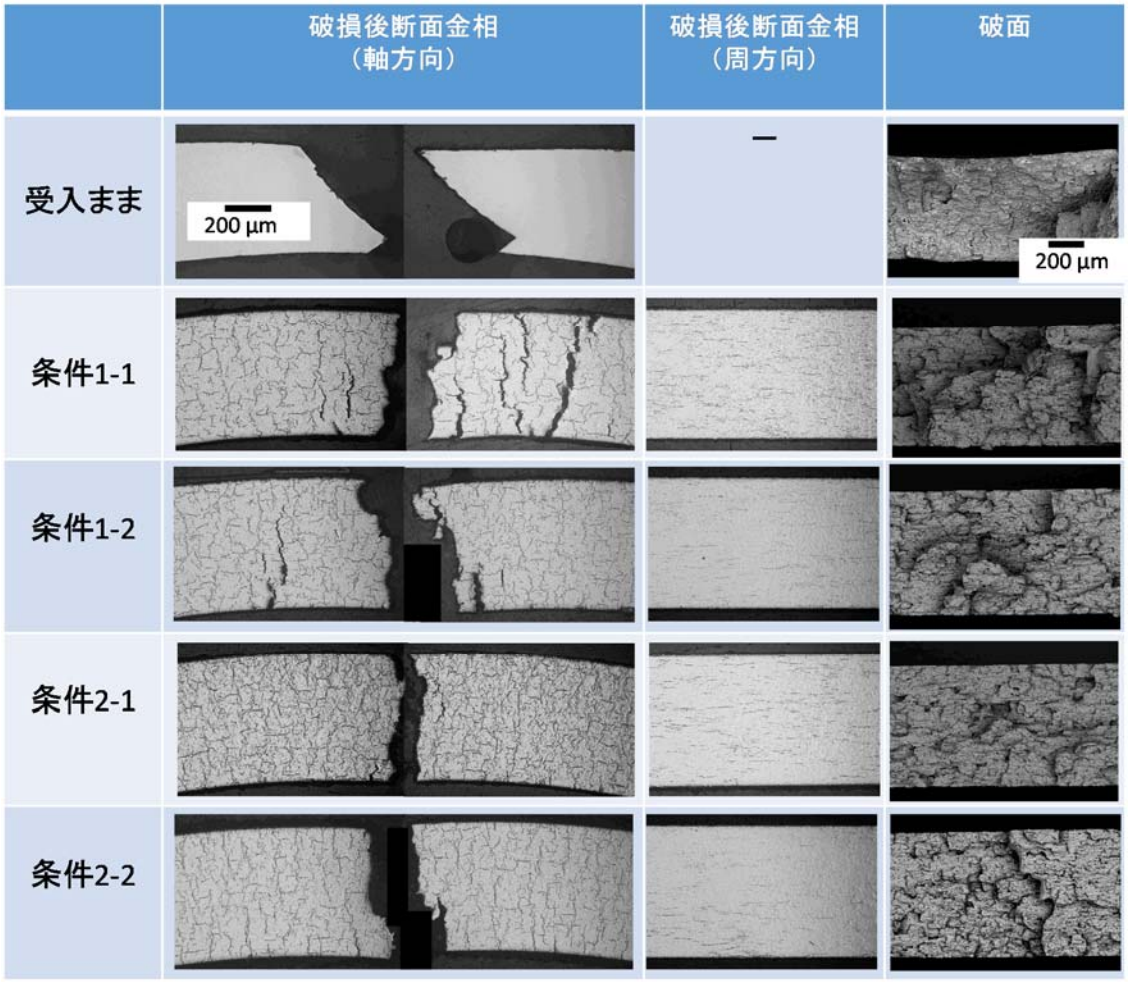


図 4.3.7-13　水素化物再配向試料（α＝0.75）の試験後断面金相及び破面

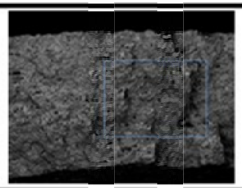
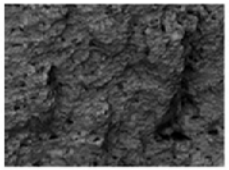
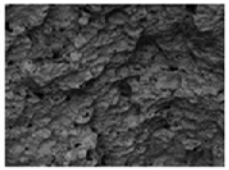
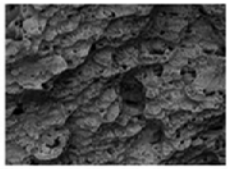
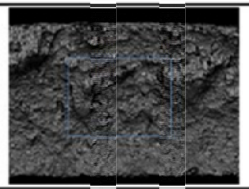
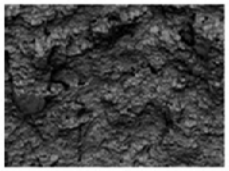
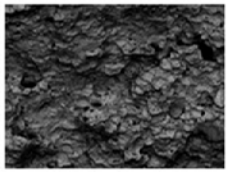
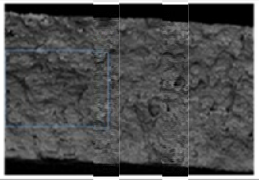
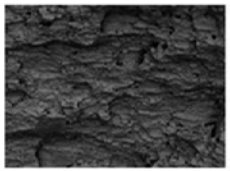
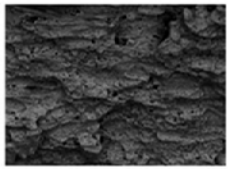
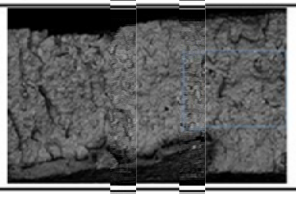
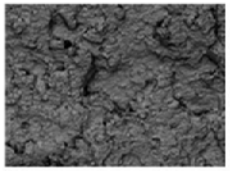
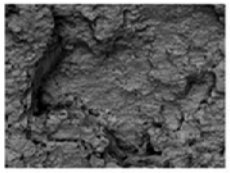
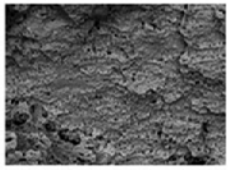
最終処理条件	応力比	破面 200 μm	左の破面の□内の拡大図 100 μm	左の破面の中央付近拡大図 50 μm	左の破面の中央付近拡大図 50 μm
RX	1:1				
	3:4				
SR	1:1				
	3:4				

図 4.3.7-14　SR 材及び RX 材の試験後破面

4.3.8　RIA 試験のまとめ

照射後試験では、24-25 年度に RIA 試験を実施、破損が確認された VA-5、-6、-8 実験及び破損が確認されなかった VA-7、GR-1 の試験後試験を進め、PCMI 破損限界と水素化物配向特性の関係、被覆管変形挙動、燃料粒子放出等について以下の知見を得た。

- 破損した VA-5 燃料（M-MDA 応力除去焼鈍材被覆管）の被覆管断面金相観察では、水素化物が高密度で析出した領域（水素化物リム）でき裂が形成され、周方向に配向した水素化物を途中で経由しながら延性破壊したと考えられることから、従来観察されてきた典型的な PCMI 破損の破損形態であることが確認された。
- 破損した VA-6 燃料（M-MDA 再結晶焼鈍材被覆管）の被覆管断面金相観察では、析出物密度が高い外周部付近でき裂が形成され、径方向に配向した水素化物を経由しながら、内面側で延性的に破壊したと考えられる。また、金属相中に径方向水素化物によると思われるき裂が観察され、径方向水素化物の脆性的な性質を示し、低い破損時燃料エンタルピ増分の原因であると考えられる。
- 破損しなかった GR-1 燃料の燃料棒寸法測定より被覆管の塑性ひずみはペレットスタック部の平均で 0.91 %、最大部で 1.24 %であった。この塑性ひずみはペレット熱膨張のみで達成可能な歪みである。
- 破損しなかった VA-7 燃料の X 線透過試験では、被覆管とペレットの間に空間があることから、被覆管とペレットの間のボンディングが破壊された可能性が考えられる。燃料棒寸法測定では、被覆管の塑性歪みはペレットスタック中央部のペレット 3 つ分の範囲における平均で 4.12%、最大部で 5.29%であった。
- 破損した VA-8 燃料の燃料棒外観観察よりき裂が軸方向に進展した様子が観察されたことから PCMI が発生し、それにより破損に至ったことを裏付ける結果であることが確認された。X 線透過試験及びカプセル内に放出された粗大なペレット粒子は確認されなかったことから、開口部が狭く、冷却材との接触が限られたため、燃料粒子の放出が抑制された可能性が示唆される。

RIA 試験後の VA-6 被覆管断面金相観察結果及び昨年度報告した被覆管破面観察結果によると、VA-6 実験で確認された低い破損時燃料エンタルピ増分の原因は、再結晶焼鈍材被覆管に析出した径方向水素化物による破損モードと高い水素濃度が重畳したことにあった可能性が大きく、これらの重畳が生じない M5 や M-MDA(SR)等他合金タイプの被覆管に係る現行基準の妥当性判断に影響する結果ではないと考えられる。また、VA-8 実験の破損時燃料粒子放出率は、同じ高温条件の下、より高い破損時燃料エンタルピ増分において破損した VA-3 実験同様、高燃焼度燃料としては低い水準となった。このことから、高温条件下では、高燃焼度燃料破損時の安全評価上重要なパラメータとなる機械的エネルギ変換率は室温条件に比べ大きく抑制されるものと考えられる。

機械特性試験では、17×17 型 Zry-4(SR)被覆管に水素を吸収させただけの試料及び析出した水素化物を径方向に配向させた試料を対象に、室温で真応力制御による二軸応力負荷試験を実施した。応力比 $\alpha = 0.75$ において実施した、水素を吸収させただけの試料を用いた試験では、289～

325 ppm の範囲で破損形態が脆性的になることが分かった。また、同応力比条件で実施した、水素化物を再配向させた試料（水素濃度約 170 ppm）を用いた試験では、破損時周ひずみが同程度濃度の水素を吸収させただけの試料のそれと比較して大きく低下したことから、径方向に配向した水素化物が破損限界を低下させることが分かった。

4.4　RIA 試験解析

4.4.1　解析の概要

改良型 PWR 高燃焼度燃料の 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。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。

本年度は、本事業で欧州より輸送した RIA 試験候補燃料の内、昨年度までに予備解析を完了していない唯一の燃料となった RH-3 実験燃料を対象とした予備解析を実施した。RH-3 は、RH-2、VA-4、VA-7 に続く高燃焼度 UO_2-PWR 燃料の高温高圧実験となる。燃焼度増大に伴うパルス照射時 FP ガス放出挙動の変化及びこれに付随する燃料挙動の変化が注目される。また平成 25 年度に実施した VA-6 実験について、燃料棒の挙動を対象とした詳細な実験解析が実施済である[(2)]が、平成 27 年度に実施した同実験の照射後試験[(3)]において、燃料破損時に燃料の著しい微粒子化が生じたことを示す結果が得られたことから、同燃料破損後の燃料/水相互作用に着目した追加的な解析を併せて実施した。

解析対象実験の主要な条件を表 4.4-1 に示す。

4.4.2　FEMAXI-7/RANNS 解析の方法

(1) RH-3 実験燃料の FEMAXI-7/RANNS 解析モデル

図 4.4-1 に本解析で用いた FEMAXI-7/RANNS の燃料棒一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 36 等体積リング要素、力学計算では 6 等体積リング要素によりモデル化される。また被覆管のジルコニウム合金金属層は 4 等厚みリング要素、外面酸化膜層は 2 リング要素によりモデル化される。内面酸化膜は取り扱わない。

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。一方 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 要素のみの一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 4.4-2 に示すパラメータ[4]を、また RIA 試験時の FP ガス放出モデルについては、表 4.4-3[5]に示すパラメータを指定した。反応度事故条件下における被覆管表面熱伝達モデル、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ついては、RANNS の標準的なモデルパラメータセットを用いて解析を行った。

VA-6 実験燃料について FEMAXI/RANNS コードによる燃料挙動の再解析は実施していない。

(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-7[4]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、NSRR における RIA 試験解析の燃料棒初期状態を決定した。

RANNS によるパルス実験解析では、ベース照射解析の結果に加えて試験燃料棒仕様、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、被覆管の温度と歪み、PCMI 破損の有無、FP ガス放出等の挙動を計算した。

FEMAXI-7/RANNS で必要となるペレット半径方向発熱密度分布及び被覆管高速中性子フルエンスは、ペレットを 36 等体積リング要素でモデル化し、MVP-burn[6]コードを用いて計算した。

4.4.3　ベース照射解析結果

各燃料の燃料仕様及び、線出力履歴、高速中性子束履歴等の照射条件を入力として、FEMAXI-7 によるベース照射期間の燃料挙動解析を行った。ベース照射解析の主要な計算条件を表 4.4-2 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。被覆管腐食速度については ICORRO=7（M5 合金向けのモデル）とした。各燃料の線出力履歴、高速中性子束を図 4.4-2、図 4.4-3 に示す。照射前半に線出力が 300 W/cm 超と高いレベルで推移し、後半に低くなっている。

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 4.4-4～14 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 4.4-1 に示したペレット及び被覆管それぞれの Ring element No.に対応する。また RIA 試験燃料向け燃料セグメントの切り出しが行われたのは、Z=06（燃料スタック下端側から第 6 番目の軸方向ノード）に相当する軸方向位置である。燃料挙動全体を決定づけるペレット温度は、線出力履歴を反映したふるまいとなっている。RH-3 では、特に線出力レベルの高い照射初期にはペレット中心温度が 1300～1400 ℃と比較的高いレベルで推移する一方、線出力レベル

の小さくなる後半では 1000 ℃をやや下回る。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、それぞれ 20 μm 及び 80 wtppm 程度と評価された。

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、約 10 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く（図 4.4-7）。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 10 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 4.4-8）。ペレットと被覆管の間には、線出力レベルに応じた PCMI 応力が、RIA 試験直前まで継続的に生じている（図 4.4-9）。これらの燃料がベース照射を終え、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）を与える事がわかる。RH-3 のギャップ閉塞が早いのは、線出力が高く、被覆管のクリープ速度が大きいことによる。被覆管外径変位は取り出し時点でやや製造時を上回った（図 4.4-10）。

FP ガス放出率については、取り出し時点で約 7%と評価された（図 4.4-11）。RH-3 燃料は特に照射前半に線出力レベルが高いため、第 1 サイクルの後半から既に FP ガス放出が開始している。FP ガスのリムポアへの移行率はベース照射終了時点約 10%と評価された（図 4.4-14）。RIA 試験時に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 ガスインベントリについては約 10%と評価された（図 4.4-13）。総じてリムを除いても 20%近くの FP ガスが粒界へ移行したこととなり、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 ガス放出率と近い水準にあるが、本解析によれば、このうち無視できない量の FP ガスがベース照射中に燃料棒自由体積中に既に放出されている状態であり、リムからの追加的な放出が生じない場合、RIA 試験時の FP ガス放出は比較的小さな値に留まることが予想される。

4.4.4　RIA 試験解析結果

(1) 標準的な高温 RIA 試験条件

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 RH-3 の RANNS コードによる解析を行った。RIA 試験解析に反映した RIA 試験条件を表 4.4-5 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、ペレット内径方向出力密度分布等については、FEMAXI-7 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 4.4-15 に示す。RH-3 の線出力は 4.53$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ている。換算係数の評価は以下の方法により行っている。まず ORIGEN-2 コードによる燃焼計算（断面積ライブラリ PWR41J33.LIB[7]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[8]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が得られている。

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破損限界の履歴を図 4.4-16～28 に示す。

RH-3 実験における燃料ペレットエンタルピ（径方向平均値）の到達最大値は約 460 J/g となった（図 4.4-16）。パルス照射による増分は約 400 J/g である。燃料ペレット温度の到達最大値は中心部で 1400 ℃程度、外周部で 2000 ℃程度である。被覆管表面温度については、800 ℃程度まで上昇している（図 4.4-21）。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 3 s 以降である。PCMI 負荷による応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、約 90 MPa に達すると予想される。被覆管外周部に生じる周方向ひずみの大きさは全ひずみにして約 1.4%、塑性ひずみにして約 1.0%と予測される（図 4.4-22、24、PCMI 発生直後）。軸方向ひずみの大きさは全ひずみにして約 1.3%と予測された（図 4.4-23）。RIA 試験時の FP ガス追加放出率は約 15%と予測され（図 4.4-25）、上述の通り、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。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り、この過小評価の原因が上述した様に粒界インベントリ自体の過小評価であるのか、リム層等からの寄与によるものであるのかについて解明を進める必要がある。安定な膜沸騰の発生は予測されている（図 4.4-21）ものの、プレナム圧力のピーク値は 2 MPa に満たず（図 4.4-26）、そもそも燃料棒内ガス圧がシステム圧を上回らないため、内圧上昇はひずみに有意な影響を及ぼしていない。燃料の変形は PCMI による。

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[9]を用いて RH-3 燃料の破損の可能性を検討した。図 4.4-28 は同モデルにより評価した、被覆管に破損が生じる塑性ひずみの時間推移である。負の値は同モデルによる破損限界が無効であり、破損が生じる可能性は無い状態を意味する。RH-3 は、破損時ひずみ値 2%弱を下限に推移した後、236 ms を超えた時点で被覆管平均温度が 700 K に到達しており（図 4.4-27）、同モデルの適用上限を超えた結果、図 4.4-28 に負の値が表れたものである。一方被覆管の塑性ひずみは上述の通り高々1.0%程度であり、同モデルによれば非破損が予測されるケースと言える。

(2) 燃料棒の初期内圧に関する感度解析

RH-3 実験燃料は、平成 18 年に高燃焼度燃料実験として NSRR で最初のケースであった RH-2 に供された燃料と比較すると、製造時仕様、被覆管合金、燃料濃縮度、到達燃焼度等主立ったパラメータが非常に近い試験燃料である。濃縮度と到達燃焼度が共に近い値であることから、RH-3 の発熱量評価については暫定的な結果であることに留意する必要があるものの、到達最大燃料エンタルピも同等の値となっている。両者の違いとしては、RH-3 のベース照射期間における最大線出力レベルが RH-2 に比して高く、RIA 試験直前時点での FP ガスの分布（粒内、粒界、リム

ポア）に差があり、解析によれば RH-3 の初期粒界インベントリは RH-2 よりも小さいと予測される点、また RH-2 燃料が 17x17 型であったのに対し RH-3 燃料は 15x15 型であり、後者の燃料ペレット径が 10%以上大きいことから、RIA 試験時の燃料エンタルピ増分が同等であったとしても線出力ベースでは RH-3 燃料の方が大きくなると予想される点が挙げられるが、本事業における他の RIA 模擬試験燃料及び RIA 模擬試験対象候補燃料が過去に RIA 実験条件下でデータ取得例の無い被覆管材料、燃料ペレット材料、あるいは到達燃焼度等、供試材としての特徴をそれぞれ備えていることと比較すると、相対的には明瞭な新規性に乏しい実験ケースと言わざるを得ない。

限られた総合試験からより有効なデータ及び知見の取得を目指す観点から、RH-3 の実験条件を標準的な高温 RIA 試験条件から変更した場合の燃料挙動についても解析を実施し、今後の供試燃料選定、実験条件決定に活かすこととした。本解析では、技術的に変更可能な実験条件の内、重要性が高いと考えられるパラメータである燃料棒初期内圧を標準的な条件である大気圧条件から 5 MPa に変更し、その影響を調べた。標準的な条件（表 4.4-5）では燃料棒内圧がパルス照射直前の段階で大きく冷却材圧力を下回っており（図 4.4-26）、ある程度の FP ガス放出が生じても内外圧の大小関係は変化しない。これに対して、実炉条件（PWR、ホットスタンバイ、燃焼末期）においては、製造時に燃料棒に加圧封入された He ガスに加え、照射条件によっては数 MPa オーダーの FP ガスが PC ギャップに蓄積して燃料棒内圧を高めており、NSRR の標準的な高温高圧実験におけるよりも内圧が外圧を上回りやすい条件にあることが従来指摘されてきた。ペレット/被覆管の機械的接触に支配される PCMI 破損について破損限界データを取得する上でこれらの内外圧差に関する実炉条件との違いは無視しうる要素であったが、M5 被覆管に代表される高耐食性の先進被覆管では PCMI フェーズで破損せず、DNB により高温の状態に至るケースが多くなるものと考えられ、DNB フェーズでの燃料棒の膨れやバースト破損挙動についてのデータ、知見の重要度が増すことから、高温での被覆管変形の駆動力である内外圧差が、新たに影響を把握すべきパラメータとなる。ここで 5 MPa は燃料試験施設の加圧封入装置により達成可能な最大の初期内圧に相当する。

感度解析の結果得られた燃料棒スタック部内圧、被覆管に生じたひずみを図 4.4-29～33 に示す。図 4.4-29 燃料棒スタック部内圧はダルシー則に基づき計算されるスタック部からプレナム部へのガス流動挙動の内、FP ガス放出により高圧側となるスタック部の内圧推移を示しており、圧力平衡までの時定数を決定づけるモデルパラメータ KGAS（表 4.4-3）は過去の実験解析の結果に基づいて決定している。初期内圧 5 MPa を反映し、スタック圧は約 10 MPa で平衡している。この平衡圧が正のバイアスとなり、パルス照射直後の 0.1 s 程度はスタック圧が 20 MPa を上回る状態が継続しており、この時間区間に 4%程度の追加的な被覆管変形（周方向ひずみ）の発生が予測された（図 4.4-30）。ガス圧駆動の変形であるため、PCMI で生じた約 1%の軸方向伸び以降、軸方向ひずみに大きな変動は無い（図 4.4-31）。周方向ひずみの内訳はほぼクリープであることが図 4.4-32 及び-33 から分る（R=06 は力学的な寄与が無視できる酸化膜部）。本解析で変形の駆動力となる FP ガスの試験時追加放出量は標準ケースと同様約 15%（図 4.4-25）であるが、RH-2 実

験では約 26%の FGR が確認されており、加圧条件で RH-3 実験を実施した場合には、ここで得られた計約 5%の周方向ひずみを大きく上回る被覆管変形が生じ、高温状態では過去に取得例の無い範囲の変形挙動データを取得出来る可能性がある。

4.4.5　水蒸気爆発解析コード JASMINE を用いた燃料破損実験ケース VA-5 及び VA-6 の解析

VA-5 実験及び VA-6 実験では共に、燃料破損に伴う圧力波と水撃力の発生が燃料破損時刻の過渡計測データ及び照射後試験により確認された。両実験の燃料放出量、FGR、最大エンタルピはいずれもほぼ同等であるにもかかわらず、検出された圧力ピークと水塊速度は VA-5 実験が VA-6 実験を有意に上回った。本解析では、JAEA がシビアアクシデント時の水蒸気爆発現象のシミュレーションを目的として開発した解析コードである JASMINE[10]を RIA 試験条件に適用し、VA 実験燃料破損時に得られた過渡計測データとの比較、分析を行った。NSRR 実験の燃料破損ケースで得られる過渡計測データについては、従来保守性を確保した簡易的な解析処理を経て、燃料破損が構造物へ及ぼす影響の指標となる機械的エネルギ変換係数として整理され、軽水炉燃料の RIA 時安全評価に用いられてきた。今年度実施した燃料破損後の現象に関する解析は、安全評価手法高度化に向けた取り組みの一環であり、数値解析技術の実験データ分析への適用により現象解明、支配因子の特定に資するとともに、解析の成果を機械的エネルギ変換係数の評価へ反映することで、事故時安全評価の説明性、合理性向上が期待される。

VA-5 実験については先年度既に JASMINE による解析を実施し[3]、これを通じて NSRR 実験のモデリングに関する基本方針を検討した。本年度はこれを引き継いだ上で、VA-5、VA-6 実験の比較と分析に焦点を置いた解析を行った。

(1) JASMINE 解析モデル

図 4.4-34 に JASMINE 解析で用いた二次元（RZ）円筒体系モデルを示す。RIA 試験室温実験用カプセルの内部試験容器を想定し、表 4.4-6 に示す寸法値を用いてモデル化を行った。これらの寸法を設定した解析体系をモデル化対象の試験カプセルと共に図 4.4-34 に示す。同図の等高線図の色はボイド率を表しており、初期状態では指定の水面高さより下で 0、上で 1 となっている。また試験燃料棒の燃焼スタック軸方向位置に対応する領域に分布した橙色の点群は、破損時に放出された燃料ペレット粒子群を表わす。

先年度の検討に基づき[3]、以下の手順により解析を実施した。

a. 細粒化過程の初期場を生成させる目的から、粗混合過程を時刻 1.0e-4 s 間のみ計算する
b. リスタートを行い（この時刻を改めて解析の開始時刻として）細粒化過程の計算を 0.20 s 間実施する

粗混合過程の時間区間は物理的意味を持たず、細粒化過程の開始時刻を試験開始後のどの時点とするかにより実時間との整合性が決定する。本解析では、実験時の過渡計測データに基づいて決定された燃料の破損時刻を、細粒化過程の開始時刻とした。燃料破損の結果として、解析開始時点で、燃料棒内ガスに相当する圧力及び体積を有する非凝縮性ガスが体系中央に存在し、また燃料棒から放出された燃料ペレット粒子群が図 4.4-34 に示したように体系内に分布している状態を仮定した。実際の燃料破損時には、燃料ペレットが冷却材中に散在した状態となるまでに、燃料棒被覆管における開口部形成、開口部からの FP ガス放出とこれに伴う燃料ペレット放出、FP

ガスの体積膨張による燃料ペレットの移動、等の現象が起こると考えられるが、これらについては無視している。

VA-5 及び VA-6 実験後の照射後試験では全ての燃料ペレットが冷却水中に放出されていることが確認された。但し、照射後試験が燃料試験施設で実施されるまでには、NSRR でのパルス照射後にカプセル輸送の工程を経ているため、輸送及び前後のカプセル取り回し作業中に被覆管の開口部から冷却水中への燃料ペレット粒子の放出が進んだ可能性もあり、破損の瞬間に全量が放出されたとは限らない。本解析では、水塊発生に寄与した可能性のある燃料ペレット粒子の質量の最大値を押さえる観点から、解析体系内に配置する燃料ペレット粒子質量は、試験燃料棒スタック部の燃料ペレット総重量に等しいとした（表 4.4-6）。燃料ペレット粒子の温度については、特に注釈の無い限り、先年度までに実施した各実験の RANNS コードによる解析結果から、燃料エンタルピが最大値に達した時刻の情報を抽出して用いるものとする（解析ケース毎の条件は後述）。ここで破損時刻の情報を用いなかったのは、実験中燃料破損が生じたとしても燃料ペレットの発熱は継続すると考えられること、一方 JASMINE コードは燃料ペレット粒子の発熱項を取り扱うことが出来ないこと、また RANNS の解析結果から、破損時刻からエンタルピのピーク到達時刻までは高々2 ms 程度に過ぎず、実験的に確認されている水塊速度のピーク発生までの時間約 10 ms に比べて短いこと、等を考慮した近似的取扱である。空間分布については表 4.4-6 に示した粒子配置領域内一様（乱数処理による）を仮定した。また粒子群の初期速度はすべてゼロとした。粒子群の直径やその度数分布については後述する。燃料ペレット粒子の物性値の内、密度、比熱、熱伝導率については、RANNS の解析結果より抽出、使用している。その他 RANNS では取り扱っていない物性値については、JASMINE コードに備わっている corium（80%UO2-20%ZrO2）の値を使用した[10]。

燃料破損により冷却材領域へ解放された燃料棒内 FP ガスについては、相当する圧力、体積を有する非凝縮性ガスを体系の粒子配置領域中央に配置することによりモデル化した。なお JASMINE では、FP ガスに対応する非凝縮性ガス（Xe、Kr）を取り扱うことが出来ないことから、選択可能な非凝縮性ガスの内からアルゴン（Ar）を使用することで近似した。ガスの総量については照射後試験データを利用し、FP ガス放出率 31%相当とした。

(2) 解析条件の検討

先年度の解析においては、NSRR 実験における高燃焼度燃料の PCMI 破損時に観測される圧力波について従来行われてきた以下の議論[11]

A) 燃料エンタルピ評価値によれば、放出された燃料粒子が融点に達することは想定されない点で、燃料の溶融を伴う典型的な水蒸気爆発とは大きく異なる

B) 放出された燃料が水との（粗混合に相当する）熱的相互作用の過程を経るのに要する時間と、圧力波が観測された時刻の関係から、圧力波発生までに燃料/水間の熱的相互作用が十分に進む時間は無い

C) 従って観測された圧力波は主として、燃料棒内に閉じこめられていた FP ガスが PCMI 破損に

より解放された際に生じる非凝縮性ガスの膨張によって生じる現象である

D) 観測される水塊上昇の発生に対する圧力波の影響あるいは寄与は重要ではなく、主として燃料/水間の急速な伝熱とこれに伴う蒸気発生によって説明できる

に基づき、圧力波の発生は PCMI 破損発生時点（JASMINE 解析開始時点）で体系中央に存在する高圧の非凝縮性ガスのみを駆動力とした現象として、また水塊上昇は解析体系に分散配置された燃料粒子から冷却水への伝熱のみを駆動力とした現象として、それぞれ切り離して取り扱った。

しかしながら、本年度解析条件の検討過程で実施した昨年度解析の追解析において、C)の圧力波発生における非凝縮性ガスの寄与については上述の議論と矛盾する結果が得られることが分った。図 4.4-35 に、先年度圧力波の解析を目的として実施したケースの内 caseP1 と caseP3 に関する追解析の結果を示す。同図横軸の Void ratio は JASMINE 解析メッシュあたり非凝縮性ガスが占める割合の初期値であり、ガスが強く圧縮されていると仮定しているケース程大きくなる。縦軸は圧力ピークの時間積分値であり、圧力波の強度の指標である。これらのケースでは、圧力波の発生に及ぼす燃料/水相互作用の寄与を排除するため、系に配置する燃料粒子の温度を冷却水と同じ 300 K としている。燃料破損時に解放される FP ガスを模擬して系中央に配置する非凝縮性ガスの初期状態については、ガスの総量が照射後試験データ（FP ガス放出率）から決定され、またガスの初期温度を燃料破損時刻における燃料温度（RANNS 解析値）により近似しているので、更に燃料破損時点の FP ガスの自由体積か、圧力かのいずれかを仮定すれば、残るもう一方のパラメータは理想気体の状態方程式より一意に決定される。caseP1 の初期体積 4 cc は、VA-5 実験燃料棒のプレナム体積に概ね一致する値であり、燃料から放出された FP ガスは燃料破損時点までに全てプレナムを含む燃料棒内自由体積中に行き渡った、との仮定に相当する。caseP3 は、放出された FP ガスが閉じこめられていた全ての粒界バブルが RIA 試験直前の室温状態で 200 MPa であり、またその後の粒界バブル内ガスの温度は燃料破損時点までに燃料と同様の温度上昇過程を辿ったと仮定したケースである。温度上昇が 900 K までとすれば、単純計算でガス圧は 600 MPa 程度まで上昇することになり、極めて高いガス圧の想定である。先年度実施したケースの径方向メッシュサイズは一律 0.01 m を採用しており、この条件の下では同図に見られるように caseP3 が caseP1 を大きく上回った。しかしメッシュサイズを変更したところ caseP3 の圧力は Void ratio の増加と共に caseP1 に漸近している。この様な変化が生じるのは、JASMINE の初期圧力設定はメッシュ単位で行われるため、Void ratio が小さい場合にはメッシュの液相側へ付与したことになる圧縮力の影響が無視できなくなったことによる。液相領域の圧縮は解析の企図と異なることから、結局同図の結果によれば、非凝縮性ガスの初期状態の想定に依らず、解析結果は観測結果を大幅に過小評価することになる。即ち上述の議論の内、議論 C)は解析結果と矛盾した形になり、議論 B)の疑問は残るものの、観測結果を再現する上では燃料/水間の熱的相互作用を考慮する必要があることになる。

以上の検討を踏まえ、本年度の解析では、圧力波と水塊発生を分離することはせず、単一のケース内で取り扱うこととした。JASMINE による感度解析ケースの一覧を表 4.4-7 に示す。これらの解析の基本となっているモデルは、先年度水塊発生の解析を目的として実施した caseW4 であり

(3)、伝熱に係るモデルの内、(a) 水との相互作用に加わる燃料粒子の重量増加率を JASMINE 固有の相関式等に拠らず人工的な時間の関数で与え、(b) 水との相互作用を開始した燃料粒子の伝熱については JASMINE 固有の燃料微粒子向け伝熱モデルを適用している。ケース sns01 と sns02 は、それぞれ VA-5 及び VA-6 実験で計測された水位の履歴を再現する様(a)の関数を決定したケースである。また本年度の解析では圧力ピークの再現性も判断の参考としている。燃料粒子径には、各実験の照射後試験結果（放出燃料粒子の篩分結果）から算出された平均粒子径を充てている（但し(a)の過程では意味を持たない）。ケース sns03 と sns05、sns04 と sns06 は、それぞれケース sns01、sns02 から粒径のみを変更したケースである。蒸気発生効率（燃料からの除熱分の内、直ちに蒸気発生に使われるエネルギの割合）は JASMINE の水蒸気爆発時伝熱モデルデフォルトの値である 0.7 を用いた。

JASMINE の最終的な入力ファイルの例（ケース sns01）を図 4.4-36 に示す。感度で操作する必要がある伝熱モデル関連のパラメータ（リスト中の prnf_cfrg、prnf_cvicfrg）、細粒化後の燃料粒子径、実験条件に係る情報（非凝縮性ガスの初期条件、放出される燃料の量、初期温度）を除き、全ての解析ケースでここに示した共通の解析条件を用いた。なお JASMINE に入力する必要のある実験条件は VA-5、VA-6 実験でほぼ同等である。

(3) 解析結果

解析ケース sns01、sns02 における冷却材水位の時間推移を図 4.4-37 に示す。また同図の水位履歴をスムーシングし、時間微分して得られた、冷却材水位上昇速度の時間推移を図 4.4-38 に示す。図中で凡例”Measured”は、水塊速度計による過渡計測で得られた実験時の水位上昇履歴データに対応する。両実験ケース共に、水との相互作用に加わる燃料粒子の重量増加率（体系への投入速度）を調整することで、実測された水塊の挙動を再現できていることが分る。また図 4.4-39 より、圧力センサ位置における冷却材圧力の時間推移についても、同時に概ね再現できていることが分る。

上述の通り VA-5 実験と VA-6 実験は燃料放出量、FGR、ピークエンタルピ等互いに同等であり、JASMINE の入力条件に影響するパラメータ上有意な違いが無いことから、sns01 と sns02 の差は主として燃料粒子の投入速度の調整パラメータによるものである。この違いを直観的に比較するため、両ケースにおける燃料の内部エネルギ（E_{fuel}）、蒸気のエンタルピ（dH_{steam}）、燃料から冷却材へ移動したエネルギ（dH_{cool}）の時間推移を図 4.4-40 に示す。水位上昇速度の実測値が相対的に小さい（図 4.4-37）VA-6 実験の結果に調整パラメータを合わせ込んだ結果として、sns02 のエネルギ変化速度は sns01 のそれに比べ全体に小さくなっている。第一の調整対象である水位の時間変化については、破損時刻から、図の横軸の範囲に相当する数 ms の時間区間における平均的な伝熱速度によって決まる所が大きく、この区間内における伝熱速度の時間的プロファイルは殆ど感度を示さない。もう一方の調整対象である冷却材圧力（図 4.4-39）については、定性的に予想される通り、数 ms の時間区間における平均的な伝熱速度の大小は殆ど解析結果に影響せず、破損時刻から 1ms 以内の極めて短い時間区間における伝熱速度（蒸気発生量）にのみ依存する。圧力ピ

ークの実測値が相対的に小さい（図 4.4-39）VA-6 実験の結果に調整パラメータを合わせ込んだ結果として、sns02 における解析開始直後の各エネルギ量は、直線的な sns01 にくらべ、やや遅れをもって変化している。

以上の解析を通じて、両実験の燃料破損後における冷却材の熱的、力学的挙動を把握することが出来た。定性的な挙動は昨年度報告した VA-5 実験の解析結果[(3)]と同等であり、熱源となる燃料粒子群を中心に蒸気の塊と水塊が形成した後、水塊は試験容器上部のガス（空気）を圧縮しつつ容器上端付近まで上昇し、10 ms 前後で下降に転じた。圧力波、水塊共に軸方向に一次元的な動きを示しており、容器内の水の約半分が一体となって上下に運動することが示唆された。

極めて条件の似通った両実験燃料の間で、破損時の圧力ピーク及び水塊速度に有意な差が生じたそもそもの原因として考えられる要素は、破損時エンタルピの違いにほぼ限定される。VA-6 燃料の被覆管の水素吸収による脆化が著しく、破損時エンタルピは VA-5 燃料の約半分程度であった。従って、VA-6 実験では VA-5 実験に比して

A) 燃料/冷却水接触時点での温度差が小さく、伝熱速度が小さかった

B) FP ガスの放出（被覆管の破損）時点での温度が低く、燃料飛散の駆動力が小さかった

C) 燃料ペレットの微粒子化が促進され、伝熱速度が大きかった

可能性が考えられる。A)B)は破損時エンタルピの違いから直ちに導かれる一方、C)の微粒子化については照射後試験により確認された要素であり、VA-6 実験後に回収された燃料粒子の大きさは平均粒径にして VA-5 実験の約半分強であった（表 4.4-7）。微粒子化の度合に生じたこのような変化自体についても、メカニズムは不明であるものの、他の条件の類似性から破損時エンタルピの違い以外の要素を原因と考えることは難しい。過去の高燃焼度燃料実験と比較して、VA-5 燃料の微粒子化の度合はばらつきの範囲内であったのに対し、VA-6 燃料の微粒子化はこれまでで最も著しかったことから、C)が圧力波、水撃力等機械的エネルギ発生に影響を及ぼした可能性について検討した。表 4.4-7 で、sns01、sns02 から粒径のみを変更したケース sns03～sns06 で得られた冷却材水位の解析結果を、sns01、sns02 の結果と併せて図 4.4-41 に示す。これによれば、sns01 と sns02 で粒径のみ入れ替えたケースである sns03、sns04 の結果はいずれもそれぞれ sns01、sns02 とほぼ一致しており、一方粒径を数倍大きい 300 μm に取った sns05、sns06 については、それぞれ sns01、sns02 を有意に下回る水位上昇速度を示した。即ち、VA-5 燃料粒径に相当する 55 μm のオーダーでは、粒径減少に伴う表面積拡大によって生じる伝熱促進の効果は既にほぼ飽和しており、VA-6 実験において仮に観察されたような著しい微粒子化が生じなかったとしても、機械的エネルギ発生挙動については同等の結果となった可能性が高いことになる。換言すれば、本解析条件では上述の B)が主たる律速過程となっており、定性的には燃料/水間の混合の駆動力となる B)の FP ガス温度の違いが、両実験で生じた機械的エネルギの差の主たる原因となったと考えられる。なお A)に関してもその寄与は十分に考えられるが、現在の JASMINE コードでは細粒化した燃料の発熱項を取り扱うことは出来ず、前述の通り燃料破損時点で燃料が最大エンタルピ相当の温度に達しているとの仮定を置いているため、A)と B)の寄与の大小について解析から判断材料を得ることは困難である。

4.4.6　RIA 試験解析のまとめ

FEMAXI-7 コード及び RANS コードによる RH-3 実験のシミュレーション、並びに JASMINE コードによる VA-5、-6 実験の燃料破損後の現象に関するシミュレーションを行い、以下の解析結果を得た。

・RH-3 実験の燃料エンタルピ最大値、エンタルピ増分はそれぞれ約 460 J/g、400 J/g となる。
・RH-3 実験で被覆管表面温度は約 800 ℃に達する。
・RH-3 実験で被覆管に生じる周方向ひずみの大きさは全ひずみにして約 1.4%、塑性ひずみにして約 1.0%程度となる。
・RH-3 実験で生じる追加的な FP ガス放出率は約 15%となる。条件の近い RH-2 実験の照射後試験で得られた評価値に比べ約 10%の過小評価であった。
・FRAPTRAN1.4 モデルにより、RH-3 実験燃料は PCMI 破損限界には至らないと予測された。
・RH-3 の実験条件を標準的な高温 RIA 試験条件から燃料棒初期内圧 5 MPa の条件に変更した場合の燃料挙動についても解析を実施し、初期内圧の効果によりパルス照射直後の 0.1 s 程度の時間区間に 4%程度の追加的な被覆管変形の発生を予測した。加圧条件で RH-3 実験を実施することにより、高温状態では過去に取得例の無い範囲の変形挙動データを取得出来る可能性がある。
・燃料破損により燃料スタック位置で発生した高圧領域は、瞬時に試験容器内壁に達し、その後は軸方向の一次元的な圧力波に分かれ、上下へ伝播する。
・燃料/水相互作用の解析結果によれば、VA-5、-6 実験で観測された圧力波を再現する上では、燃料破損に解放される燃料棒内ガスのエネルギ寄与だけでなく、燃料/水間の熱的相互作用の寄与を考慮する必要がある。
・JASMINE コードを用いたシミュレーションによれば、VA-5 燃料の試験後平均粒径に相当する 55 μm のオーダーでは、粒径減少に伴う表面積拡大によって生じる伝熱促進の効果は既にほぼ飽和していた。このことから、VA-6 実験において観察された著しい微粒子化が機械的エネルギ発生挙動に及ぼした影響は限定的であり、機械的エネルギ評価に関して従来の高燃焼度燃料実験で認められてきた機械的エネルギ変換係数そのものの見直しを迫る因子とは考え難い。

表 4.4-1　解析対象実験

照射 炉型	試験 No.	試験部 燃焼度 GWd/t	被覆管および ペレット材料	実験の条件及び位置付け
PWR	RH-3	68	UO_2 燃料 リングハルス炉照射 15×15type M5	高温高圧条件、 M5 被覆高燃焼度 PWR 燃料の FP ガス放出挙動、被覆管伝熱、変形挙動に関する知見の取得
PWR	VA-6	80	UO_2 燃料 バンデロス 2 炉照射 17×17type M-MDA(RX)	室温大気圧条件、 M-MDA(RX) 被覆高燃焼度 PWR 燃料の PCMI 破損挙動、燃料破損後の破壊力発生挙動に関する知見の取得

表 4.4-2　FEMAXI-7 の FP ガス放出モデルパラメータ*

パラメータ（fortran namelist）名		パラメータの意味(4)
IGASP	2	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
IFIS	0	核分裂密度は線出力から逐次評価する
APORE	1.0	粒内ガスバブル半径初期値
IDCNST	5	粒内ガス原子拡散係数は Kogai のモデルを用いる
IGRAIN	0	粒成長速度は Itoh のモデルを用いる
ADDF	0.1	粒界ガスの粒内への再溶解率を調整するパラメータ
IPEXT	14	ペレット静水圧が粒界ガスバブルに作用する
FBCOV	0.25	粒界ガスバブルの放出開始条件を調整するパラメータ
RF	0.00005	同上
MGB	1	同上
NGB	1	同上
HP	0.4	粒界ガスバブルの放出速度を調整するパラメータ
HN	0.2	同上
NFC	1	同上
FGCND	1.0	同上
SIG0	400	同上
HBS	2	リムポアへのガス移行は Lassmann モデルに JAEA 実効燃焼度モデルを適用して評価
FPINF	0.25	Lassmann 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	リムのポロシティは Une の報告に基づく相関式を用いる
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	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 version は 7.1.176r。

表 4.4-3　RANNS の FP ガス放出モデルパラメータ**

パラメータ名 (fortran namelist)		パラメータの意味[5]
GRSEP	1	粒界分離モデルにより FP ガス放出を評価する
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	0.001	粒界結合力の調整パラメータ
TBREK	900℃	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	2.5×10^{-12}	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	50.0	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 50%が放出される

**RANNS の version は 7.1.176r。

表 4.4-4　ベース照射解析の主要な計算条件（概略値）

項　　目		単位	RH-3
試験部燃焼度		(MWd/tU)	68000
燃料棒			
	燃料有効長	(cm)	365.8
	上部プレナム容積	(cm^3)	11.3
	下部プレナム容積	(cm^3)	0.0
	初期ガス圧力	(MPa)	1.6
	初期ガス組成	－	He
冷却材			
	入口温度	(K)	562
	圧力	(MPa)	15.5
	流速	(m/s)	4.5
	流路断面積	(cm^2)	1.14
燃焼後冷却期間			
	冷却期間	(day)	1660

表 4.4-5　解析に反映した RIA 試験条件

項　　目		単位	RH-3
燃料棒			
	初期ガス圧力	(MPa)	0.1
	初期ガス組成	－	He 100%
冷却材			
	入口温度	(℃)	278
	圧力	(MPa)	6.5
	流速	(m/s)	0.01
	流路断面積	(cm^2)	112.0

表 4.4-6　試験条件に基づく JASMINE 解析の入力情報

項目	値	備考
体系半径[m]	0.06	等間隔 6 メッシュ
体系高さ Ztc[m]	0.58	等間隔 40 メッシュ
水面高さ Zw[m]	0.420	VA-5 実験カプセル組立時の注水作業記録に基づく
粒子配置領域 R 方向長さ[m]	0.055	境界上(r=0.060)に粒子が配置されることを回避
粒子配置領域 Z 方向長さ[m]	0.1	燃料スタック軸方向長さと同程度の大きさ
燃料ペレット質量[g]	64	試験燃料棒スタック部の燃料ペレット総重量

表 4.4-7　JASMINE 感度解析ケース一覧

Case name	燃料/水伝熱モデル	燃料粒子径
Sns01	VA-5 実験で計測された水位の履歴を再現する様水との相互作用に加わる燃料粒子の重量増加率を調整	55 μm
Sns02	VA-6 実験で計測された水位の履歴を再現する様水との相互作用に加わる燃料粒子の重量増加率を調整	29 μm
Sns03	Sns01 に同じ	29 μm
Sns04	Sns02 に同じ	55 μm
Sns05	Sns01 に同じ	300 μm
Sns06	Sns02 に同じ	300 μm

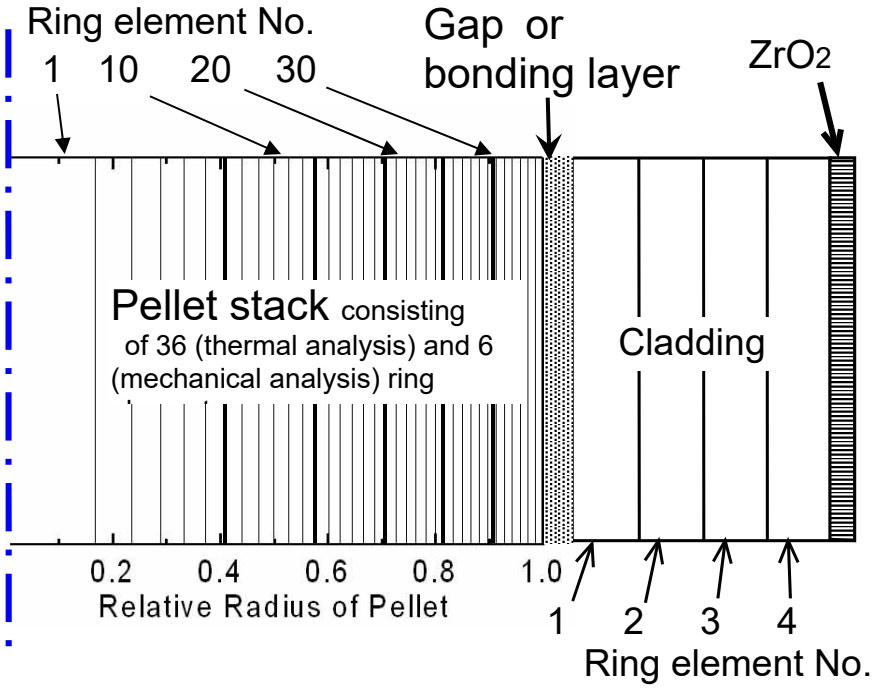


図 4.4-1　FEMAXI/RANNS 一次元モデルのペレット/被覆管要素

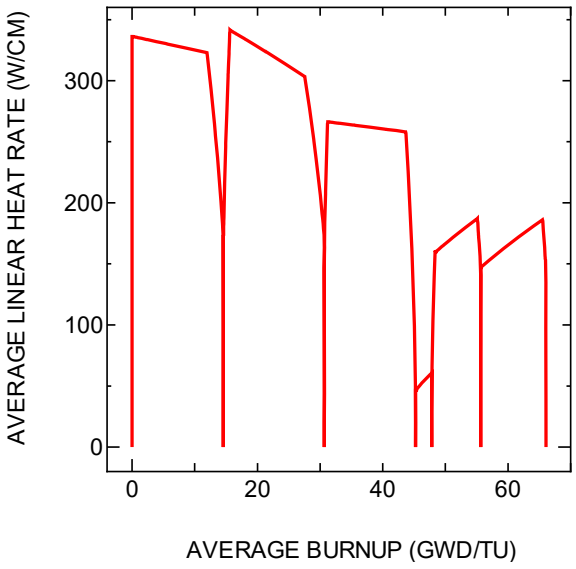


図 4.4-2　ベース照射時線出力履歴

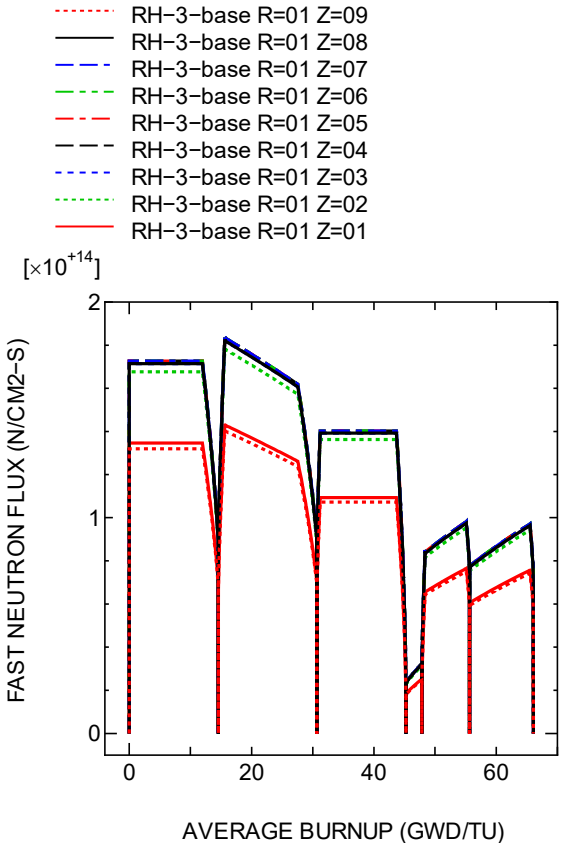


図 4.4-3　ベース照射時高速中性子束履歴

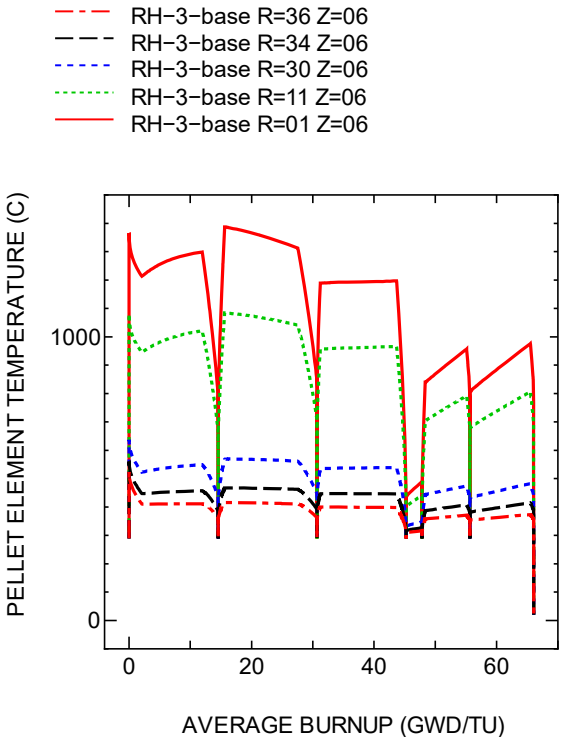


図 4.4-4　ベース照射時ペレット温度履歴

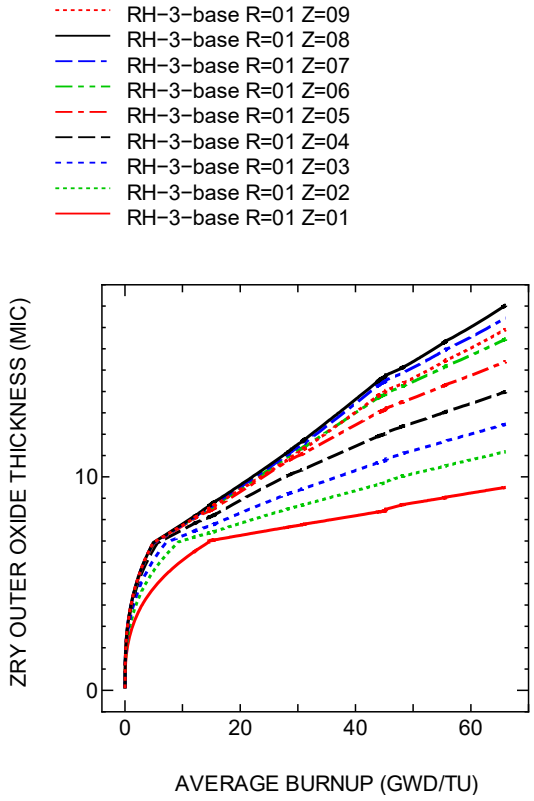


図 4.4-5　ベース照射時被覆管表面酸化膜厚履歴（解析結果）

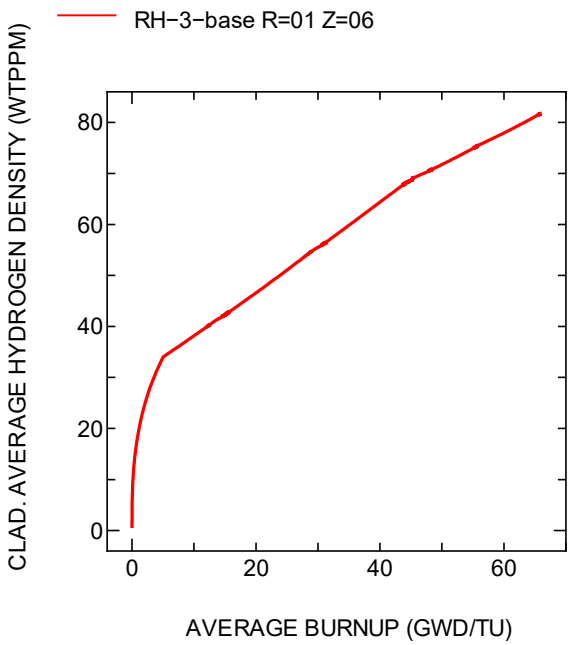


図 4.4-6　ベース照射時被覆管水素吸収量履歴（解析結果）

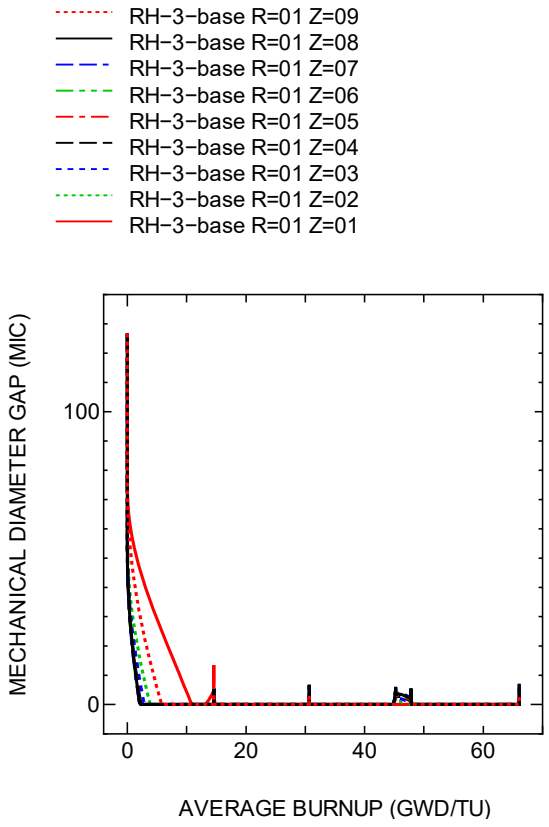


図 4.4-7　ベース照射時 PC ギャップ幅履歴（解析結果）

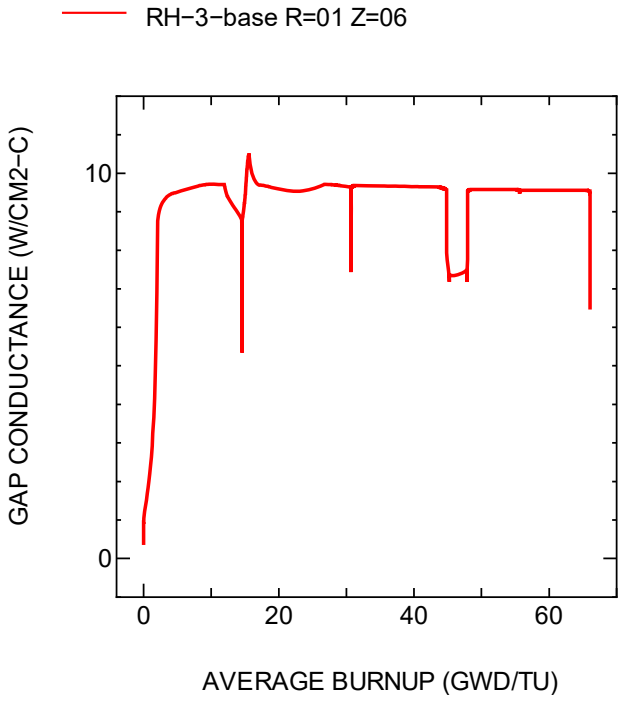


図 4.4-8　ベース照射時 PC ギャップコンダクタンス履歴（解析結果）

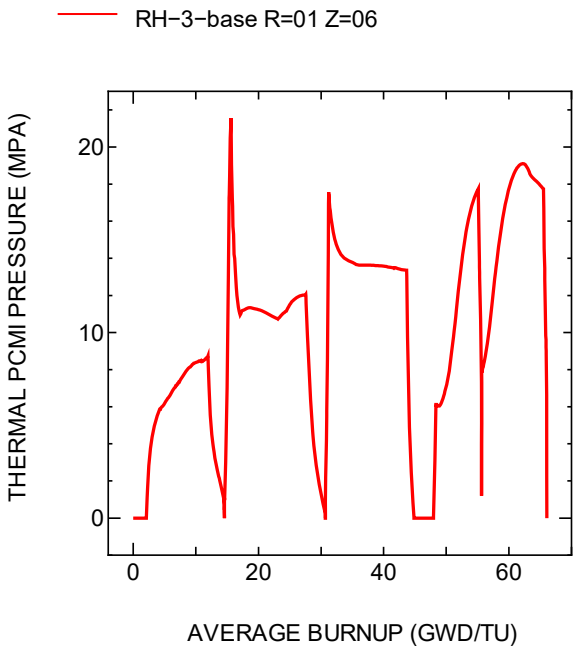


図 4.4-9　ベース照射時 PCMI 圧力履歴（解析結果）

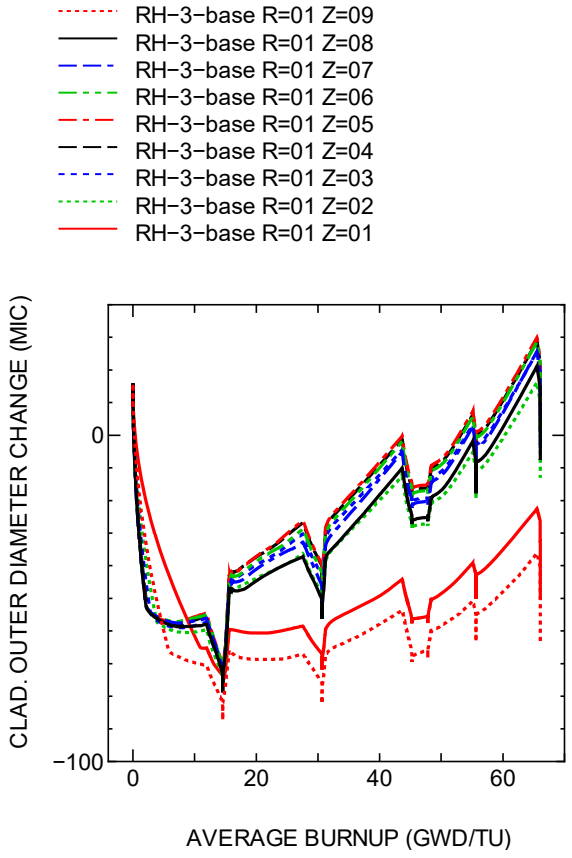


図 4.4-10　ベース照射時被覆管酸化膜表面外径変位履歴（解析結果）

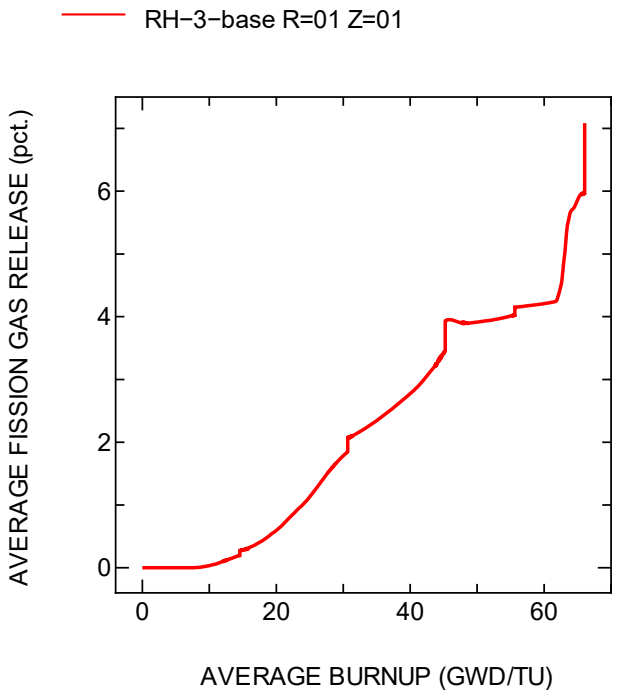


図 4.4-11　ベース照射時 FP ガス放出率履歴（解析結果）

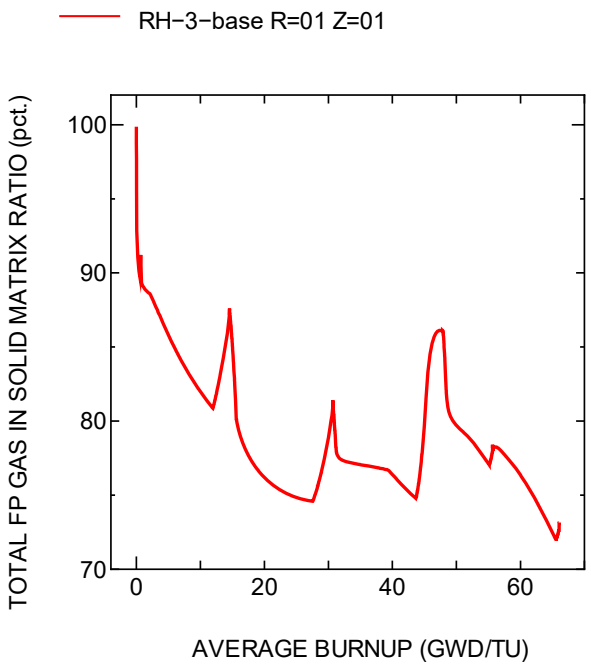


図 4.4-12　ベース照射時ペレット結晶粒内 FP ガス比率の履歴（解析結果）

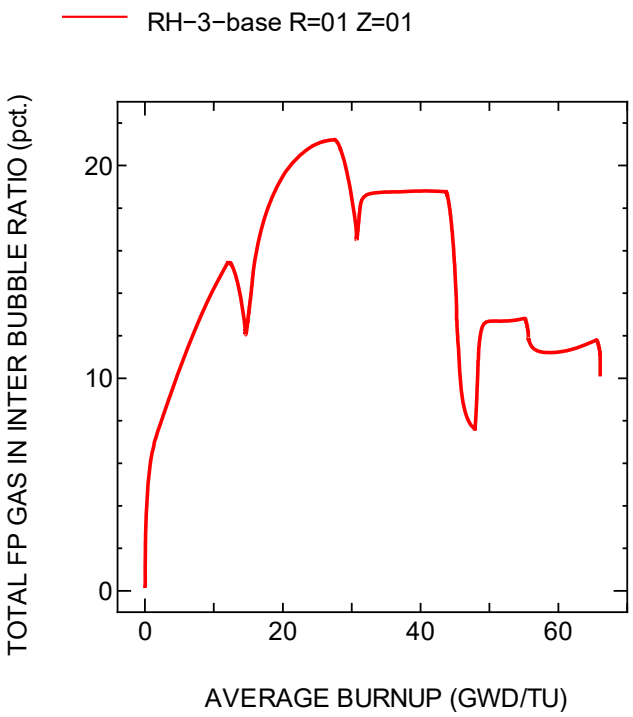


図 4.4-13　ベース照射時ペレット結晶粒界 FP ガス比率の履歴（解析結果）

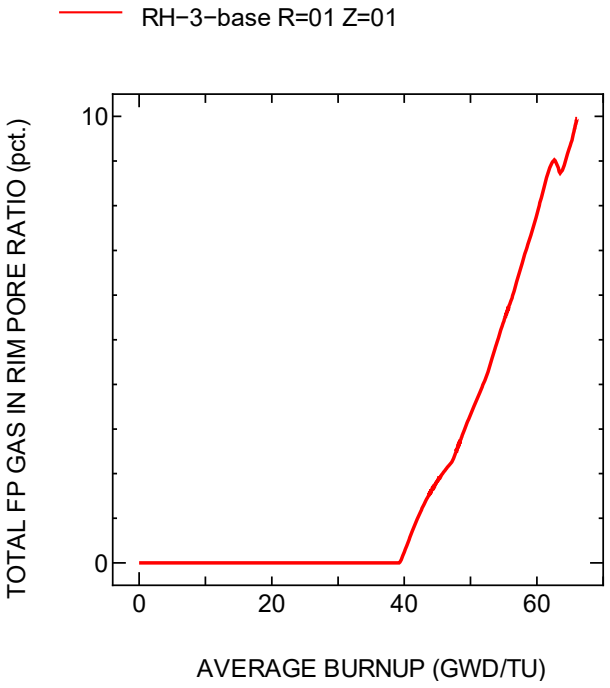


図 4.4-14　ベース照射時リムポア内 FP ガス比率の履歴（解析結果）

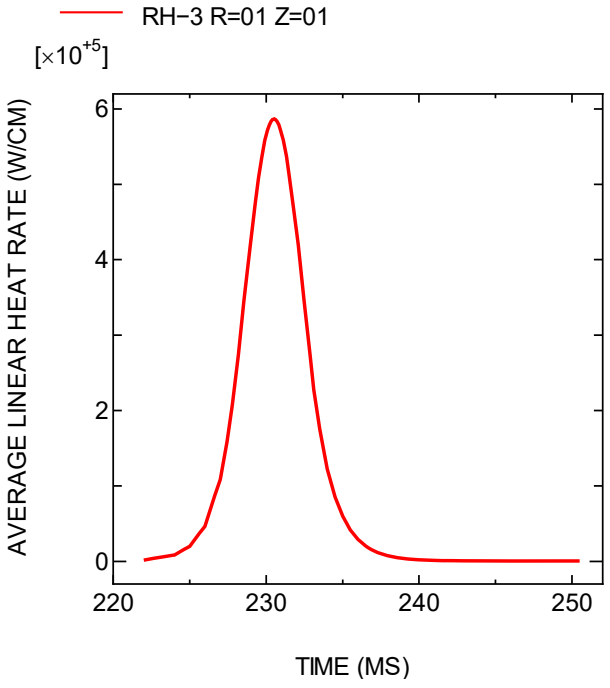


図 4.4-15　RIA 実験時線出力履歴（解析結果）

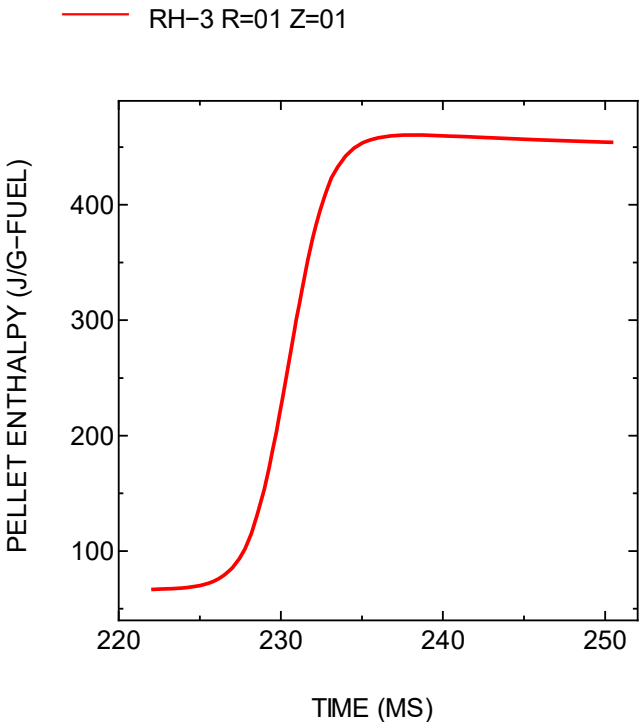


図 4.4-16　RIA 実験時燃料ペレットエンタルピ履歴（解析結果）

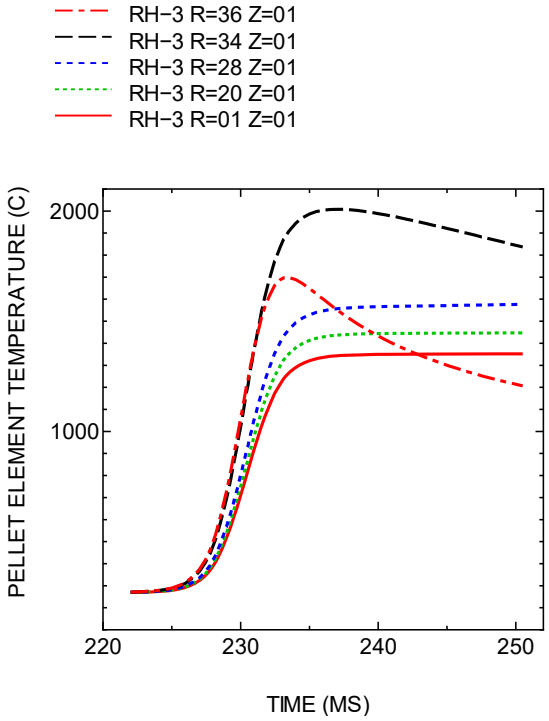


図 4.4-17　RIA 実験時ペレット温度履歴（解析結果）

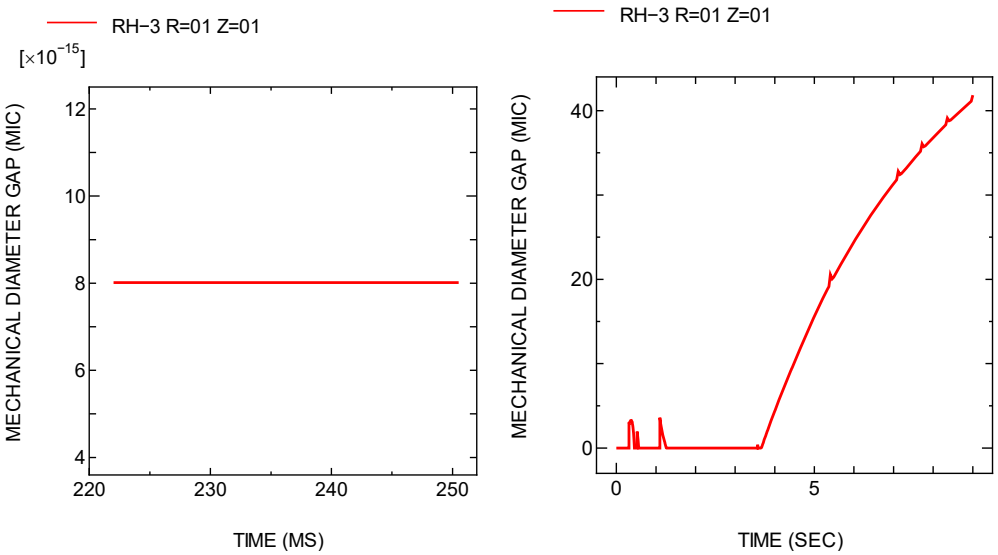


図 4.4-18　RIA 実験時 PC ギャップ履歴（解析結果）

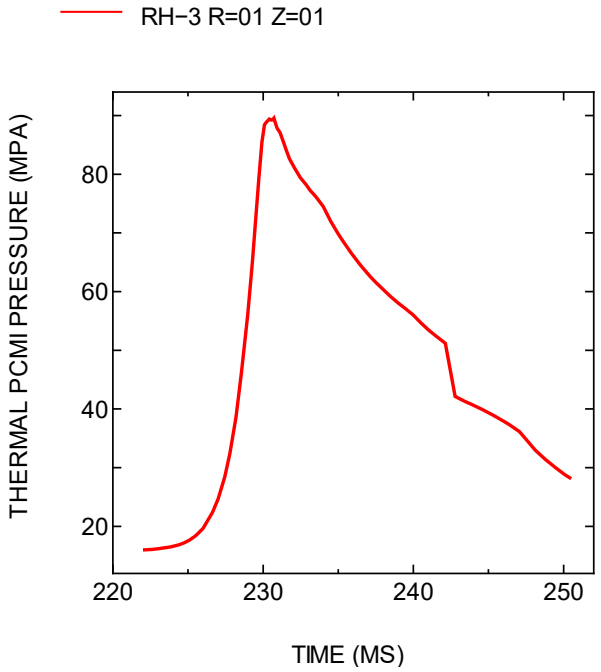


図 4.4-19　RIA 実験時 PCMI 圧力履歴（解析結果）

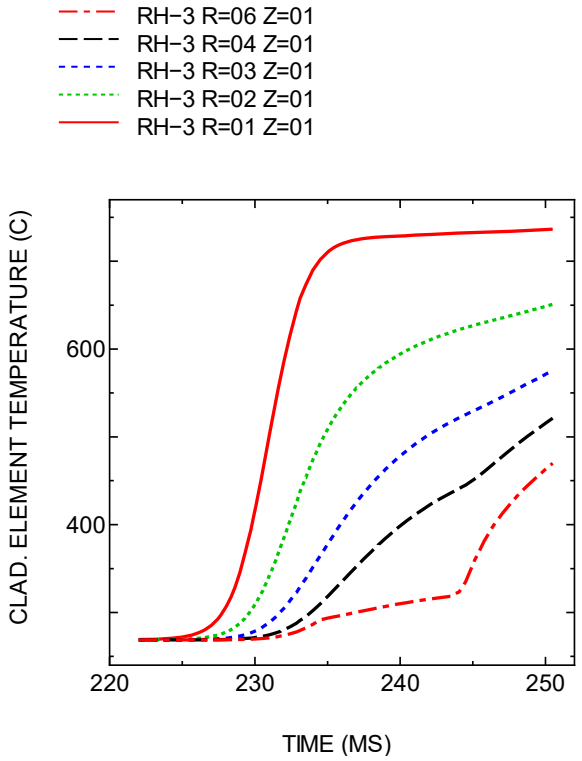


図 4.4-20　RIA 実験時被覆管内温度履歴（解析結果）

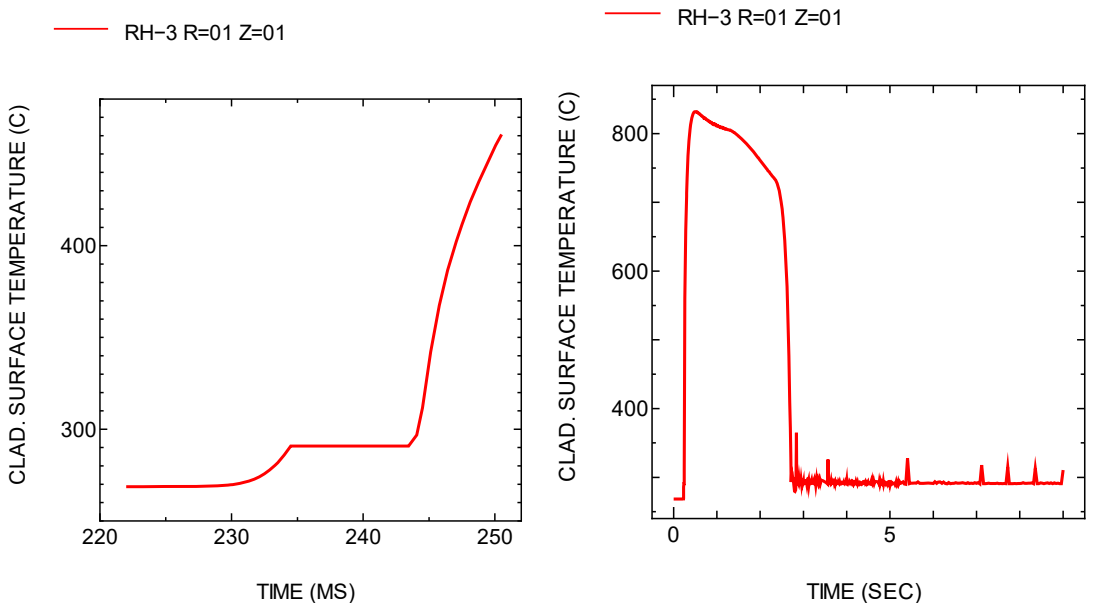


図 4.4-21　RIA 実験時被覆管表面温度履歴（解析結果）

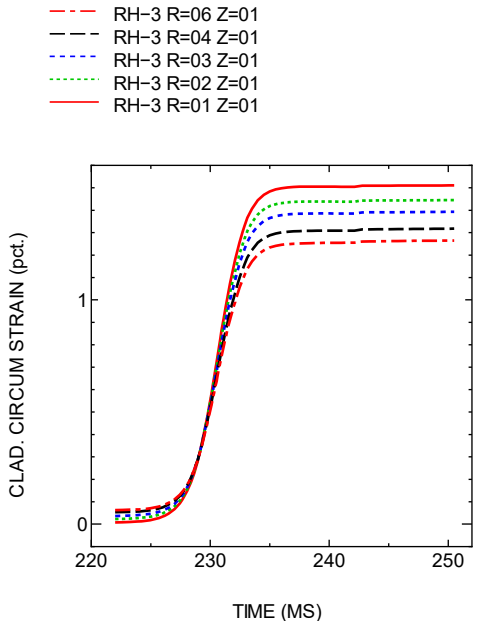


図 4.4-22　RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴（解析結果）

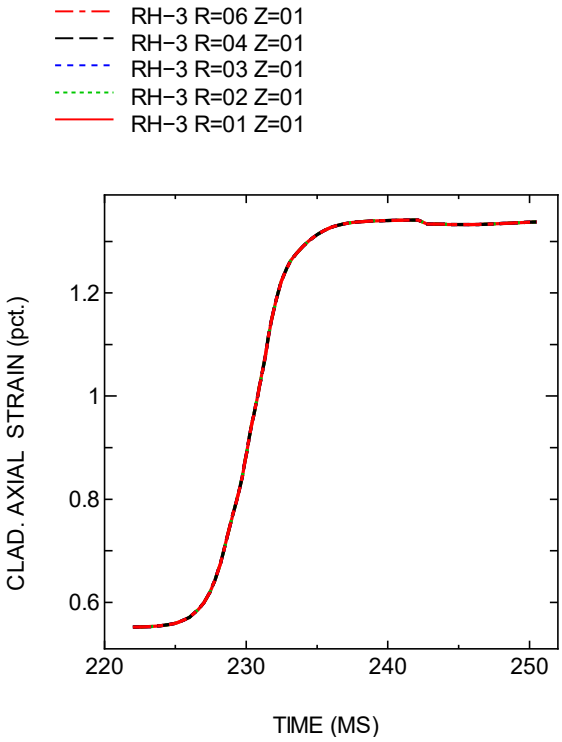


図 4.4-23　RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴（解析結果）

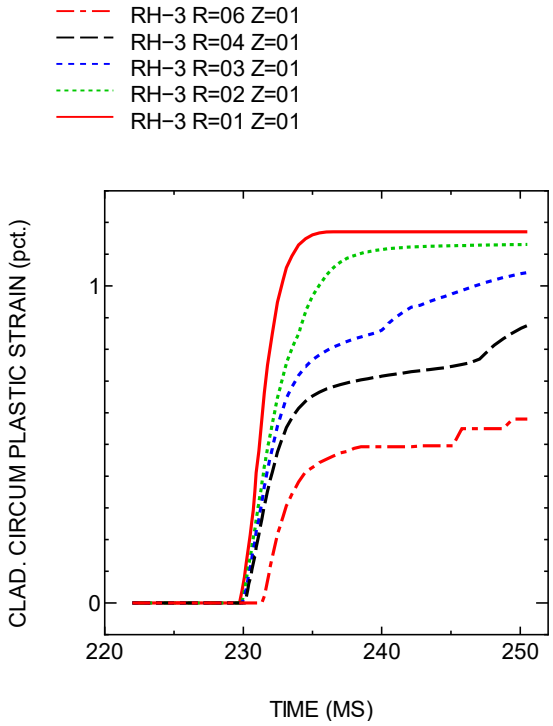


図 4.4-24　RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴（解析結果）

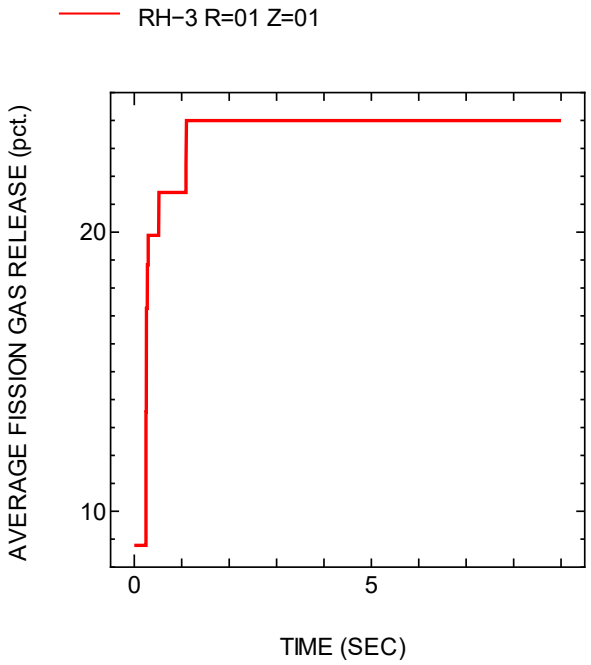


図 4.4-25　RIA 実験時 FP ガス放出率履歴（解析結果）

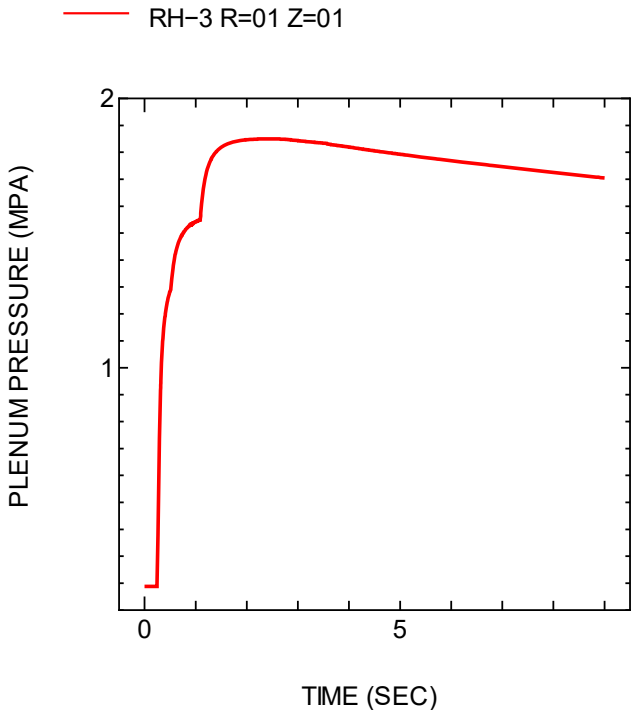


図 4.4-26　RIA 実験時燃料棒内圧（解析結果）

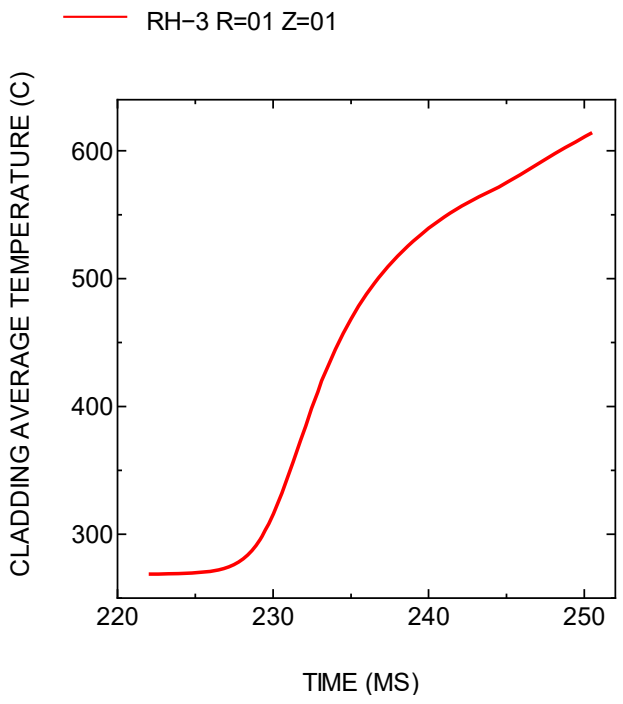


図 4.4-27　RIA 実験時被覆管平均温度履歴（解析結果）

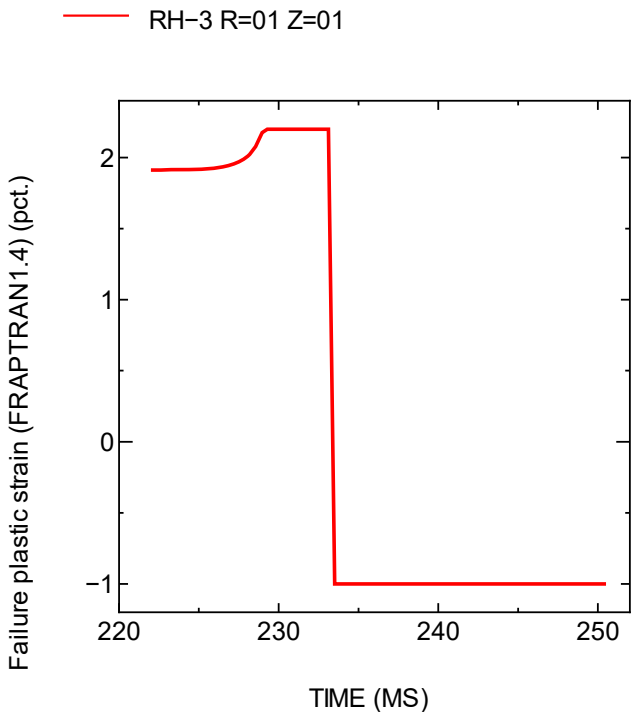


図 4.4-28　FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管破損限界履歴（解析結果）

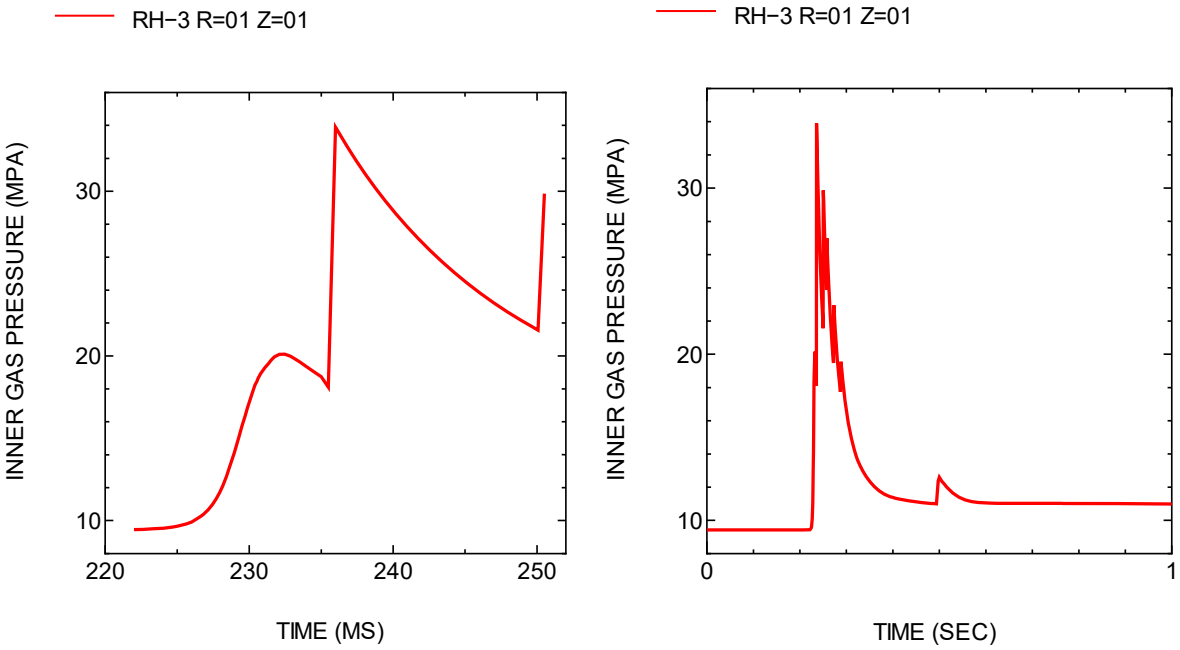


図 4.4-29　RIA 実験時燃料棒スタック部内圧（5 MPa 内圧ケース解析結果）

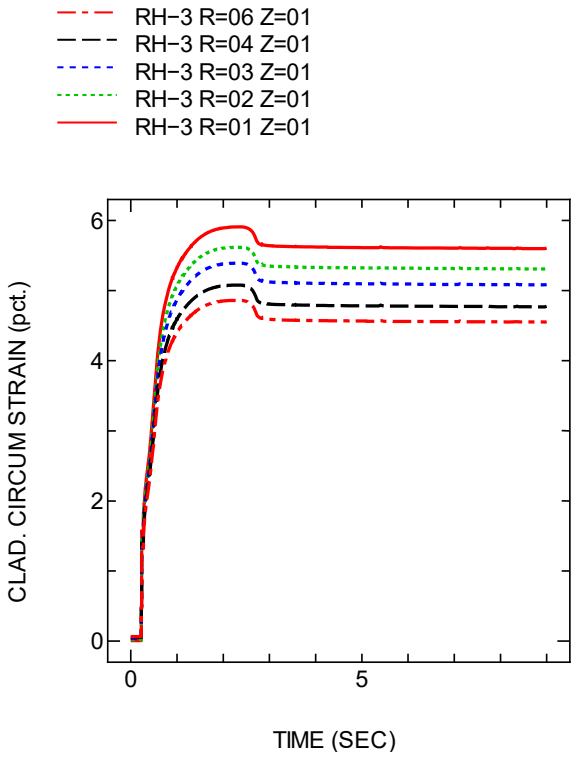


図 4.4-30　RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴（5 MPa 内圧ケース解析結果）

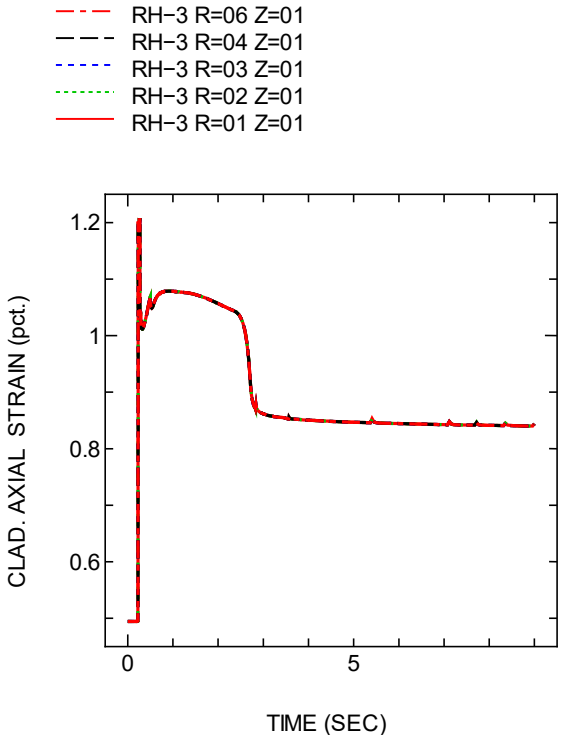


図 4.4-31　RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴（5 MPa 内圧ケース解析結果）

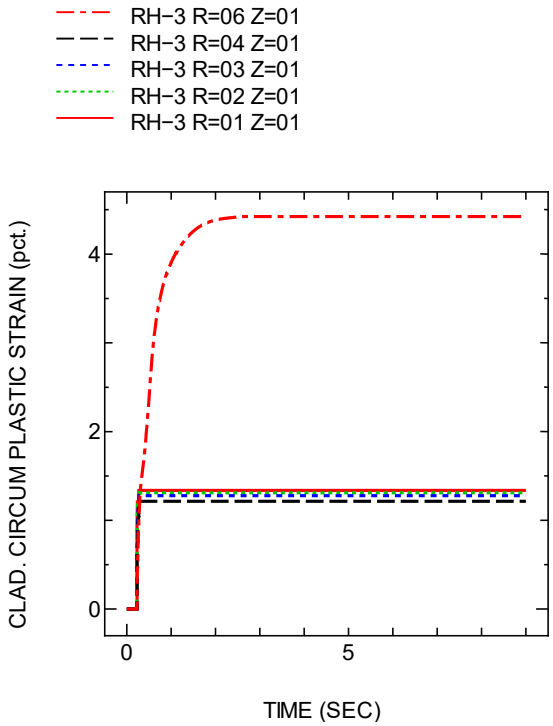


図 4.4-32　RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴（5 MPa 内圧ケース解析結果）

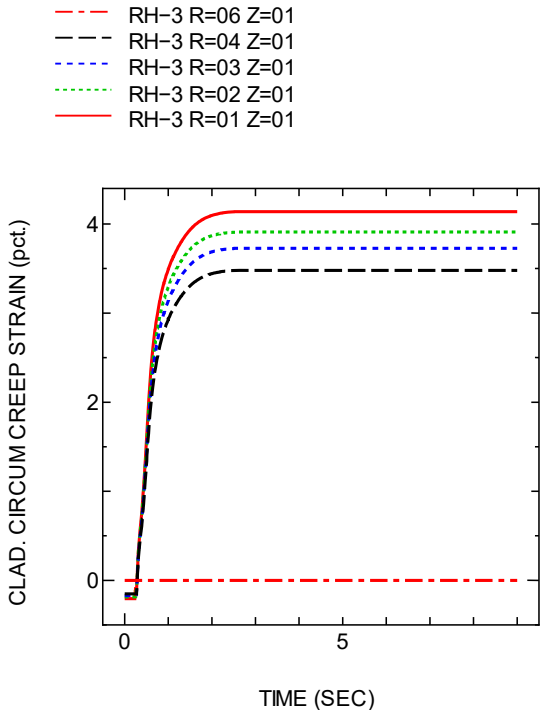


図 4.4-33　RIA 実験時被覆管周方向クリープひずみ履歴（5 MPa 内圧ケース解析結果）

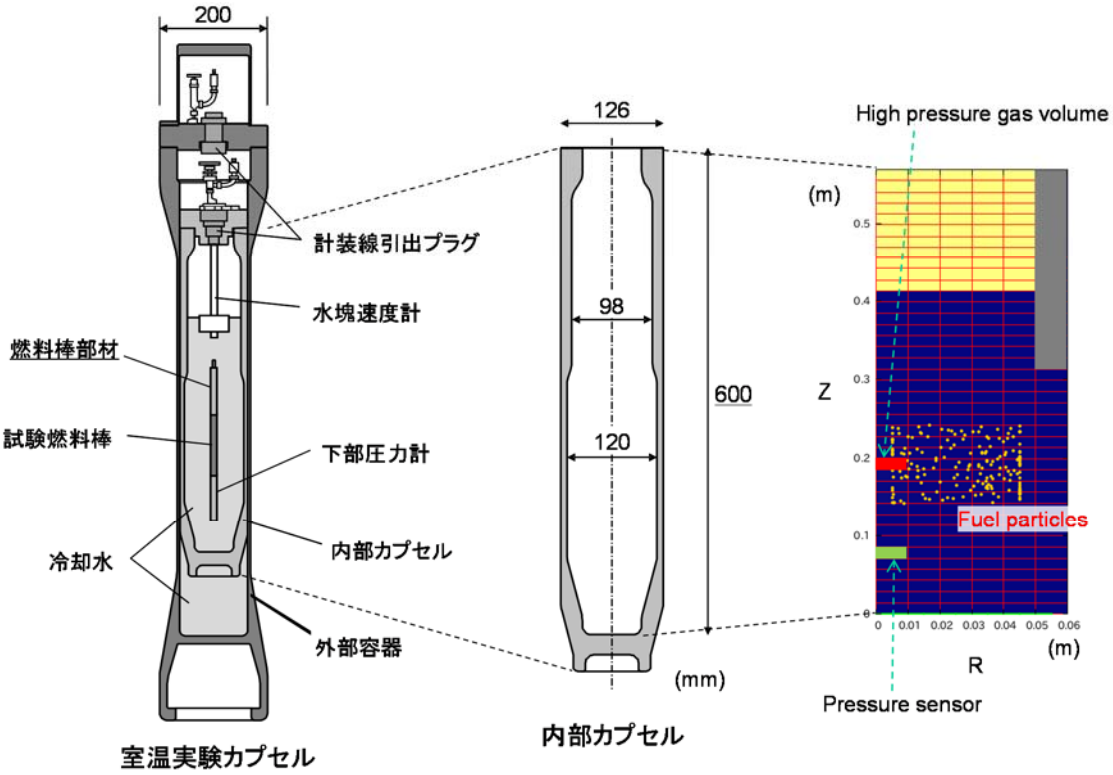


図 4.4-34　RIA 試験体系と JASMINE 解析体系の対応

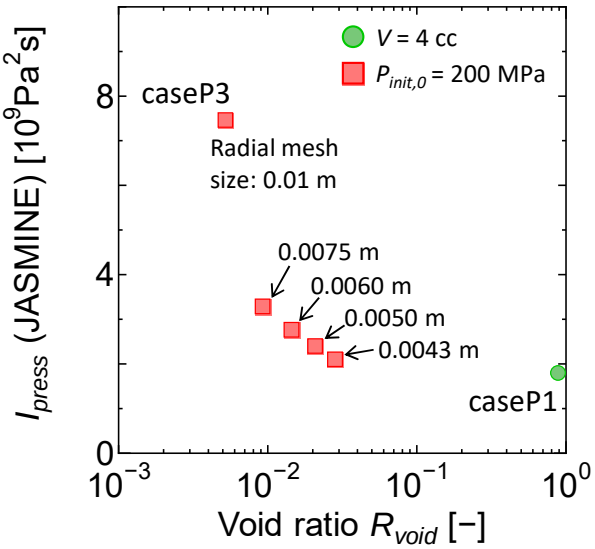


図 4.4-35　解析ケース casePl 及び casePl[3]に関する径方向メッシュ感度

```
      1                                  //   1 iopt,  : OPTION
 VA-6-explosion                        //   2 title, : TITLE
&option
  cvm       = 0.0
  sdtim     = 0.1
  sdstp     = 1000
  editop    = 0
  idebug    = 0
  idbeos    = 0
  istdiff   = 1
  ddst      = 0.1
  fhtint    = 0.02
  tlsupqcut = 0.5
  fhigkill  = 0.1
  fhilkill  = 0.001
  fcondres  = 0.02
  fevapres  = 0.5
  dtminqvbd = 1.e-8
  ihighil0  = 0
  taueqxplg = 1.0e-3
  irsarla0  = 0
  ici0      = 0
  fcfmist   = 1.0
  fcfbubb   = 1.0
  ieqdia    = 1
  nftran    = 1.0
  icimj     = 0
  ispray    = 0
  islvr     = 0
&end
    0.0     0.040  5.0e-6  1.0e-12     //   3   sttime, endtim, deltmx, deltmn,                    : TIME
STEP
    0.0005  0.00003   0.00002          //   4   edtim, pltim, httim,
     4       10     1.2    0.95        //   5   itrinc, itrred, fdtinc, fdtred,
    20              1.0e-4                                                  //       6       maxitr,
epscnv,                                              : CONVERGENCE PARAMETERS
     6                                                                                    //       7
nhstcell,                                                     : HISTORY OUTPUT CELLS
  1 14  3 14  1 6  3 6  1 10  1 40     //   8 $ ihst(i), khst(i),  ... nhstcell pairs of indices list
  3                                                                                       //       9
nwlevel,                                                      : WATER LEVEL OUTPUT
  1  3  5                             //  10 $ iwlev(i),  ... nwlevel positions of water level detection
#include nmesh
  2                                   //  12   ngas,
  1  5                                //  13 $ kindgs(i), 1=air 2=hydrogen 3=helium 4=nitrogen 5=argon
  0    0    1                                                        //    14      igeom,  cyclic,
nvgrav,                                        : GEOMETRY
  0  0                                     //  15    igbcz(1=bottom), igbcz(2=top), 0=wall 1=inlet
2=outlet      : BOUNDARY CONDITION
  1                                   //  16   nxwall, (inner walls)
  5  25  40                           //  17 $ ixwall, kxwall(bottom), kxwall(top),
  1                                   //  18   nzwall,
 24  6   6                            //  19 $ kzwall, izwall(left), izwall(right),
```

図 4.4-36(1)　JASMINE 解析の入力リスト(1)

```
#include mesh
  9.8  0.  0.  -1.0                    //  20   gc, gravx, gravy, gravz,     : GRAVITY DATA
  1.0e-4   0.1e6   293.1   293.1       //  21   alph0, pn0, tvn0, tln0,      : CELL INITIAL DATA (GLOBAL
POOL)
  0.0   0.0   0.0                      //  22   vvx, vvy, vvz,
  0.0   0.0   0.0                      //  23   vlx, vly, vlz,
  1.0e-4          293.1                //  24 $ alp0a, ta0, (non-condensable gas)
  1.0e-4          293.1                //  25 $ alp0a, ta0, (non-condensable gas)
  1                                      //  26   nmatarea, (arbitrary material distribution spec for
rectangular areas)
  1 30  5  40          //  27 $ is, ks, ie, ke, (area 1=cover gas)
  1.0e-4     293.1    293.1            //  28 $ alpst, tv, tl,
  0.9998     293.1                     //  29 $ alpgs, tvgs,
  1.0e-4     293.1                     //  30 $ alpgs, tvgs,
  1                                    //  31   imelt,                        : MELT
  5                                    //  32   prmpp_iedg, (pool & particle x-stop i (int))
 40                                    //  33   prmj_ktop, (jet top position k (int))
  1                                    //  34   prmj_nsub, (jet subcell num (int))
  3000.                                //  35   prmj_tempini, (jet inlet temp.)
  1                                    //  36   prmj_nini, ( number of points(int) for jet inlet v/d )
  0.0                                  //  37   prmj_tini(i), (time points for jet inlet v/d)
  0.0                                  //  38   prmj_vini(i), (jet inlet velocity)
  0.0                                  //  39   prmj_dini(i), (jet inlet dia.)
#include particle
  3                                          //   40    prmj brkmdl,   : JET BREAKUP MODEL(INT
3=JAERI,2=SAI3,1=SAI2,0=SAI)
  5.    0.5     1.    3.e-3    1.           //  41   prmj_sacvx, prmj_sacvzwt, prmj_sacent, prmj_saedia,
prmj_sacfrc, : SAITO ET AL. MODEL PARAMS
  0    0.0                             //  42   prmj_drag,  prmj_ramda, : DRAG MODEL
  0.2  0.5  0.1                          //  43   prmpa_mergecrt, prmpa_cdamppar, prmpa_cdampwal, :
PARTICLE MODEL PARAMS
  1000. 1000 1.0 1.0  1.   1. 0.24e-2   //  44   prmpa_crnump, prmpa_crhist, prmpa_ccfrc, prmpa_chtc,
prmpa_nattrad, prmpa_coxd, prmpa_mh2max,
  0.1     0                            //  45   prmpa_fhtstl, prmpa_dminpar,
  1  -1   0                            //  46   prmpa_ivxran, prmpa_ibrkcri, prmpa_inotdrp,
  0   1   1                            //  47   prmpa imrgtsf, prmpa_ihtpack, prmpa_inomerge,
  0                                    //  48   prmpa_frandom,
  1  3.5e-3   3.5e-4                   //  49   prmpa_ranseed, prmpa_avediam, prmpa_stddiva,
  1                                    //  50   prmpa_number,
  0.0                                  //  51 $ diaave(i),
  0.0                                  //  52 $ parate(i),
  0   0   1                             //  53   prmp_inoht, prmp_inotdrp, prmp_inopamb, : POOL MODEL
PARAMETERS.
  UO2                                  //  54   mpname,
  2840.d0     2830.d0     2850.d0      //  55   tmelt, tsoli, tliqu, : SET PROPERTY
  10960.d0               10960.d0      //  56   rhosol, rholiq,
  301.3    301.3      0.362d6          //  57   cpsol, cpliq, lheat,
  2.129    2.129                       //  58   lamsol, lamliq,
  4.23d-3 0.45d0 0.79d0  0. 0. 0 .     //  59   viscmm, sftnmm, emssmm, cf_visc, cf_sftn, cf_emss,
  1                                    //  60   prmf_ixpl, : FRAGMENTATION MODEL PARAMETERS
  4     0.07000   3        2           //  61   prmf_ifrgmdl, prmf_cfrg, prmf_ifrgcri,  pmrf_ifrgatt,
  0     0.7  0.00002     1.0           //  62   prmf_ikevmdl, prmf_ckevfrg, prmf_cvicfrg, prmf_cqfrg,
  1.0     0.1e4    3      5.5e-5    0.   //  63   prmf_ttriglife, prmf_ptrig, prmf_nmtrig, prmf_dfrg,
prmf_dmminfrg,
```

図 4.4-36(2)　JASMINE 解析の入力リスト(2)

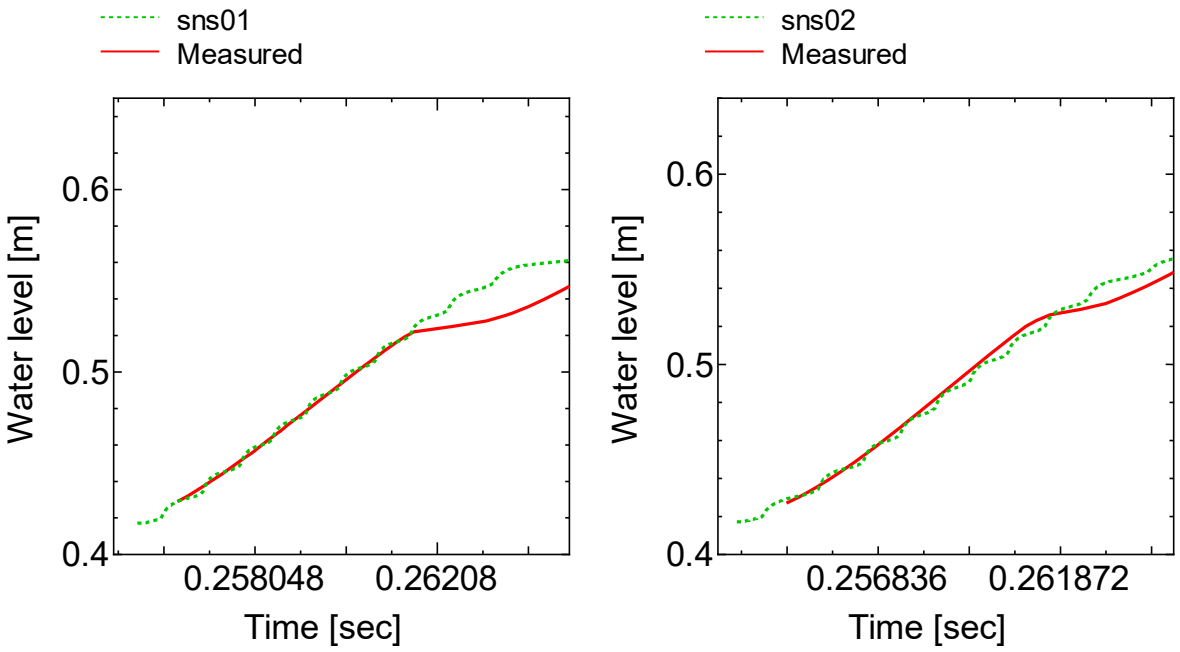


図 4.4-37　解析ケース sns01、sns02 における冷却材水位の時間推移
'Measured'はそれぞれ VA-5 実験、VA-6 実験で得られた過渡計測結果を表わす

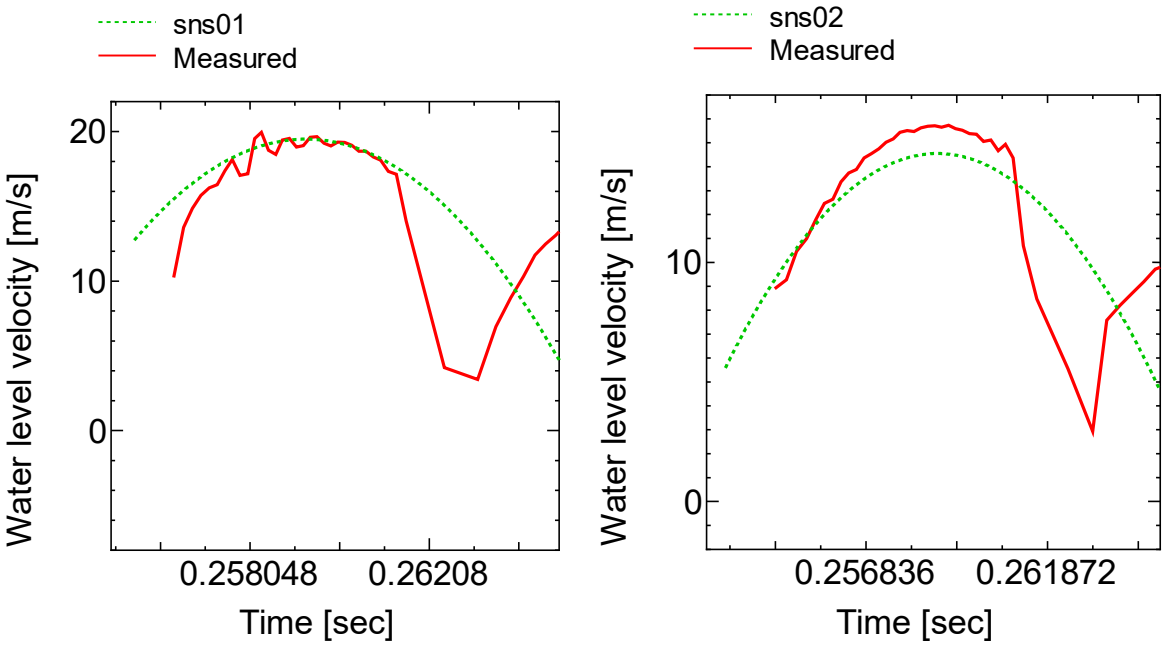


図 4.4-38　解析ケース sns01、sns02 における冷却材水位上昇速度の時間推移
'Measured'はそれぞれ VA-5 実験、VA-6 実験の過渡計測結果に基づく評価値を表わす

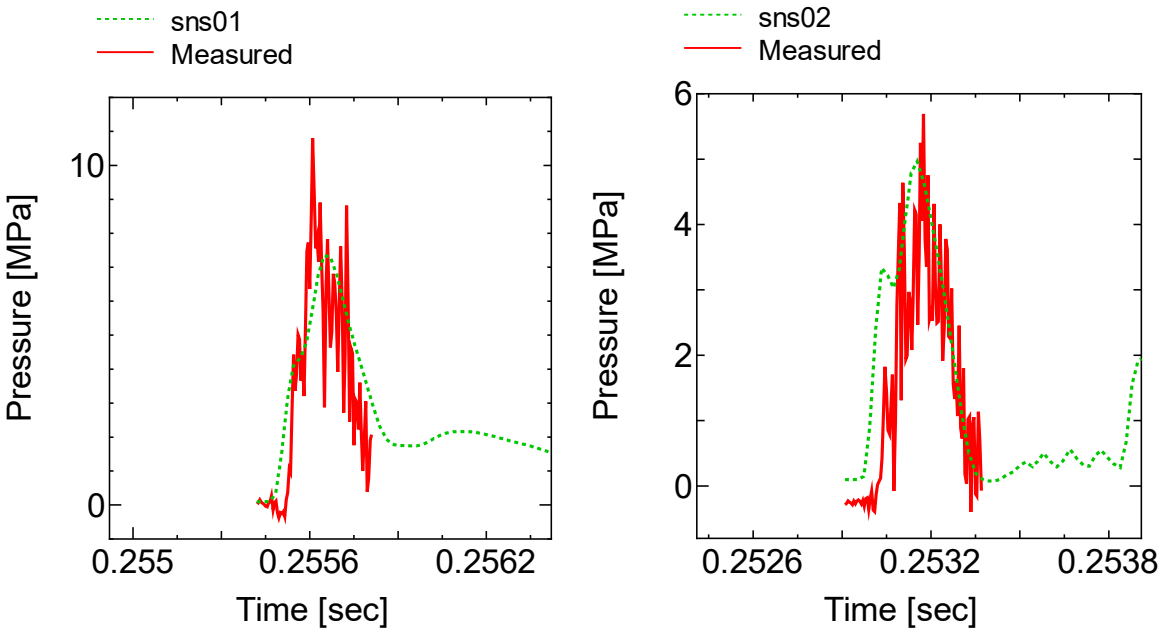


図 4.4-39　解析ケース sns01、sns02 における圧力センサ位置での冷却材圧力時間推移
'Measured'はそれぞれ VA-5 実験、VA-6 実験で得られた過渡計測結果を表わす

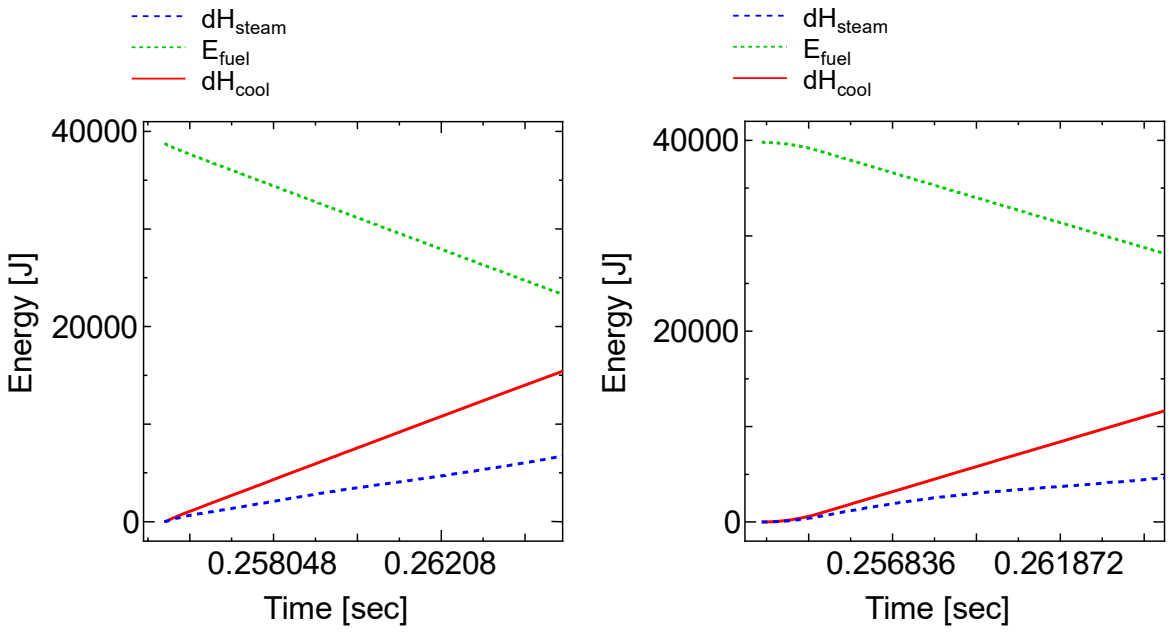


図 4.4-40　解析ケース sns01、sns02 における燃料の内部エネルギ（E_{fuel}）、蒸気のエンタルピ（dH_{steam}）、燃料から冷却材へ移動したエネルギ（dH_{cool}）の時間推移

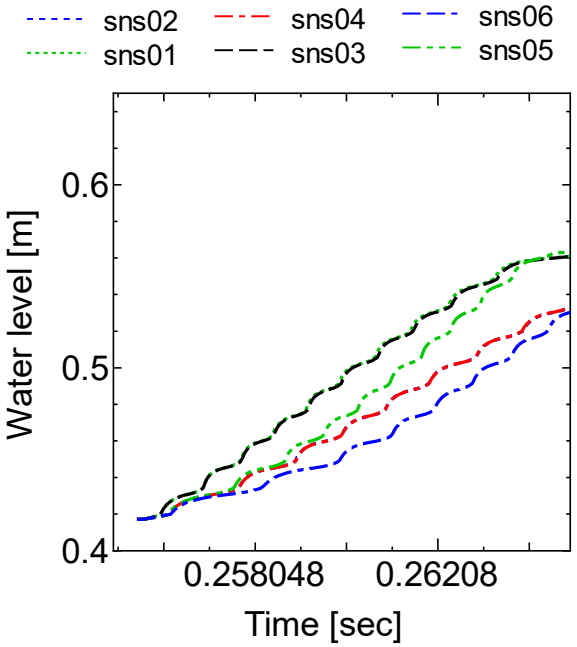


図 4.4-41　解析ケース sns01～sns06 における冷却材水位の時間推移

4.5　LOCA 試験

スイス・ライプシュタット炉において照射され、平成 27 年度に急冷破断試験に供した Zircaloy-2（Zry-2、LK3）被覆管に対し急冷破断試験後の分析・評価を実施するとともに、同じく、スイス・ライプシュタット炉において照射され、平成 27 年度に急冷破断試験に供した Zry-2（LK3）被覆管、及び仏国・グラブリン炉で照射され、平成 24 年度に急冷破断試験に供した M5 被覆管に対して 4 点曲げ試験を実施した。さらに、スペイン・バンデロス炉において照射された PWR-ウラン燃料から採取した低スズ ZIRLO 被覆管及びスイス・ライプシュタット炉において照射された BWR-ウラン燃料から採取した Zry-2（LK3）被覆管を対象とした酸化速度評価試験を実施するとともに、平成 26 年度に酸化速度評価試験に供した M-MDA 被覆管に対して酸化速度評価試験後の分析を実施した。

4.5.1 急冷破断試験

(1) 急冷破断試験後の分析・評価

(a) LZRT3 に対する分析・評価

平成 27 年度に急冷破断試験に供した燃料被覆管の材料である Zry-2 は Fe、Cr、Ni の添加量を Zry-2 の規格の範囲内ではあるが高い側で制御したものであり、LK3 と呼ばれる。この Zry-2 被覆管の内側には厚さ 70 μm のジルコニウムが内張りされており、ジルコニウムライナ管である。急冷破断試験に用いた燃料は長さ約 190 mm であり、スイス・ライプシュタット炉で照射された BWR ウラン燃料セグメント AP2-20 から採取した（以後、LZRT3 という）。LZRT3 の情報を表 4.5-1 に示す。

本年度は LZRT3 に対して断面ミクロ組織観察及び水素分析を行った。図 4.5-1 に LZRT3 の試験後の外観写真と金相試料の採取位置を示す。

LZRT3 は急冷破断試験中に破断しなかった。LZRT3 は熱電対 No. 2 の下約 6 mm の高さ、熱電対 No. 1~3 を溶接した方向から約 270°回転した方向に破裂開口とみられる微小なき裂が生じている。破裂開口は熱電対溶接位置から離れており、膨れ及び破裂に関し熱電対溶接の影響はないと考えられる。破裂開口の長さは約 3 mm、幅は約 0.2 mm であった。また、破裂開口の正射影の面積は約 0.5 mm^2 であった。被覆管は完全に冷却した後も破断することはなかった。熱電対 No. 1、2 及び 3 の位置における温度から二次関数補間により推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1472 K であり、等温酸化時間は 202 s であった[(1)]。

破裂開口中央位置の断面マクロ写真を図 4.5-2 に示す。マクロ写真に対する画像解析から求められる膨れ率は 13.8%であった。膨れによる被覆管の肉厚減少を考慮すると、通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対し、破裂開口部での平均温度と等温酸化時間から Baker-Just 酸化速度式[(2)]を用いて計算される酸化量は 20.0%ECR である。後述する被覆管内面の酸化膜が形成されていないことを考慮し、被覆管外面のみの片面酸化条件を仮定すると、酸化量の計算値は 10.0%ECR となる。なお、初

期（試験前）の金属層厚さに対する酸化量は 17.3%ECR となる。

図 4.5-2 中の位置 A~E における拡大写真（腐食（エッチング）前及び腐食後）を図 4.5-3(1)-(2)に示す。被覆管外面については全周に渡って酸化膜が形成されている。位置 B における外面酸化膜厚さはこの位置を除く外面酸化膜厚さの平均に比べ最大で 36%程厚かった。この位置 B においては、通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜が確認できないため、試験時に何らかの原因で腐食酸化膜が剥がれ落ち、この腐食酸化膜が有する高温水蒸気中での酸化抑制効果が働かなかったために、酸化膜が他の位置より厚くなったと考えられる。被覆管内面については位置 A を除き酸化膜の形成が確認されなかった。LZRT3 の破裂開口面積が小さかったことから、酸化に必要な十分な水蒸気が被覆管内部に供給されず、破裂開口から離れた位置で酸化膜が形成しなかったと推測される。図 4.5-3(2)に示す通り、位置 E においては被覆管径方向に渡って微小な貫通亀裂が形成されている。位置 E 近傍は局所的に被覆管が薄肉化しており、この貫通亀裂は昇温時の被覆管内圧の上昇と被覆管機械強度の低下が相俟って発生した膨れ及び破裂によるものと推定される。位置 E 近傍の被覆管内面には酸化膜が形成されていないことから、位置 E の微小き裂から被覆管内部への水蒸気の流入は微小であったことが推測される。円周方向 5 か所で測定した急冷破断試験中に被覆管外面に形成した酸化膜厚さの平均値は（45±8）μm、位置 A の破裂開口近傍 2 か所で測定した急冷破断試験中に被覆管内面に形成した酸化膜厚さの平均値は（45±3）μm であった。

図 4.5-4 に急冷破断試験中に吸収された水素量（試験後濃度と初期濃度との差）の軸方向分布を示す。分析には高温抽出法を用いた。同図には比較として平成 18、19、23 及び 25 年度に急冷破断試験に供した照射材の水素量（試験後濃度と初期濃度との差）[3-6]を併せて示す。LZRT3 の初期水素濃度には本試験に供した燃料棒の両端位置で測定した水素吸収量の平均値を採用し、その値は 492 ppm であった。LZRT3 の破裂開口部中心から上側 0、20、39、59 mm の位置、及び下側 20、39、59 mm の位置において試験中に吸収された水素濃度はそれぞれ、143、34、134、149、－2、115、31 ppm であった。一般には、破裂開口近傍における水素吸収量は少なく、破裂開口部中心から 20~50 mm 程度離れた位置で水素吸収量のピークが生じることが多い。LZRT3 においてはこのような水素吸収量のピークは確認されなかった。先に述べたように、LZRT3 は破裂開口近傍を除き被覆管内面に酸化膜の形成が確認されなかった。従って、被覆管内面の酸化による水素発生量が少なかったことが水素吸収量のピークが確認されなかった原因として考えられる。

(2) 従来データとの比較

図 4.5-5 及び図 4.5-6 は平成 18、19 及び 23~28 年度に実施した高燃焼度燃料被覆管の急冷破断試験で得られた結果[1, 3-8]を示したものである。図 4.5-6 には未照射 Zircaloy-4（Zry-4）被覆管の破断限界の文献値[9]を併せて示す。図 4.5-5 は縦軸が LOCA 模擬条件での酸化量（通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜及び急冷破断試験時の膨

れによる被覆管の肉厚減少を考慮した金属層厚さに対し、等温酸化中の破裂開口位置における被覆管表面の平均温度と等温酸化時間から、Baker-Just 酸化速度式[2]を用いて算出した酸化量)、横軸が等温酸化温度である。図 4.5-6 は縦軸が同じく LOCA 模擬条件での酸化量、横軸が初期水素濃度である。黒の白抜き丸が本年度に破裂開口中央位置の断面マクロ写真より被覆管の膨れ率を評価し酸化量を確定させた LZRT3 及び LZRT4、灰色の中実丸及び白抜き丸が平成 18、19、23~27 年度に実施した試験の結果である MMDA1、LMFI3、及び LZIR4 については膨れ率が確定していないため、これらの酸化量は暫定値である。4.5.1(1)(a)及び 4.5.2(3)(a)で述べるように、LZRT3 及び LZRT4 は破裂開口近傍以外の被覆管内面に酸化膜が形成されていなかったことから、これらの被覆管の酸化量として、被覆管の内外面の両面酸化を仮定して算出した ECR と被覆管外面のみの片面酸化を仮定し算出した ECR の双方の値を表示している。両図から分かるように、高燃焼度 Zry-2 (LK3) 被覆管は規制基準値（15%ECR）に近い約 10-20%ECR の酸化量を与えても、約 530 N の拘束力条件下で破断することはなかった。

4.5.2 4 点曲げ試験

LOCA 後の炉心の冷却を長期に渡って維持するためには、長期冷却期間中に発生し得る地震等の外力に耐えられるように燃料被覆管の機械強度を維持することが重要である。これまで、LOCA 時及び LOCA 後の燃料被覆管の延性及び強度を評価するために様々な機械試験が実施されてきた。しかしながら、これらの機械試験の大部分は破裂していない被覆管試料に対する試験であり、これらの試験結果のみから、LOCA 時に発生し得る膨れ及び破裂開口、この破裂開口から燃料棒内に侵入した水蒸気による内面酸化及び二次水素化、等を有する燃料被覆管について地震等の外力作用時の機械強度を評価することは困難である。

このような軸方向に異なる形状及び材料特性の分布を有する燃料被覆管の機械強度を評価する手法として 4 点曲げ試験がある。4 点曲げ試験では、燃料被覆管試料の支点間に均一な曲げモーメントを加えることで、燃料被覆管試料の軸方向で最も延性が低下した箇所における機械強度を求めることができる。この特長に着目して、原子力機構では LOCA 時の膨れ及び破裂、内外面の両面酸化、並びに二次水素化の一連の事象を経た未照射の Zry-4 及び Zry-2 被覆管を対象とした 4 点曲げ試験を実施し、それらの機械強度に係るデータを取得してきた[10]。しかしながら、LOCA 後の燃料被覆管の機械強度について、燃焼の進展や材料の改良が及ぼす影響に関する十分な知見が得られていないことから、本事業において急冷破断試験に供した高燃焼度改良型燃料被覆管を対象とした 4 点曲げ試験を実施した。

(1) 4 点曲げ試験に用いる試料の作製

本年度に 4 点曲げ試験に供する試料の選定に当たり、原子力機構において取得された未

照射の Zry-4 及び Zry-2 被覆管を対象に実施された 4 点曲げ試験結果[10]との比較ができることを優先した。平成 24 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度 M5 被覆管（試験燃料棒番号：LMFI3）[5]及び平成 27 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管（試験燃料棒番号：LZRT4）[1]は、未照射の Zry-4 及び Zry-2 被覆管を対象に原子力機構において実施された 4 点曲げ試験[10]における被覆管試料との比較において急冷破断試験条件（酸化量及び急冷時荷重）が近いことから、本年度はこの両者に対して 4 点曲げ試験を実施した。

(2) 4 点曲げ試験の実施

本年度は急冷破断試験後の上下端栓が装着された状態の試験燃料棒に対し 4 点曲げ試験を実施した。図 4.5-7 に 4 点曲げ試験装置の概要を、図 4.5-8 に試験前に試験装置に装荷した試験燃料棒の外観を示す。荷重点間距離は 72 mm、支持点間距離は 130 mm とし、急冷破断試験後の試験燃料棒の破裂開口部が荷重点間の中心に位置し、かつ破裂開口部が垂直方向において下向きになるように設置した。このような試験治具及び試料配置の設定は、4 点曲げ試験時に急冷破断試験後の試験燃料棒の破裂開口部に均一な曲げモーメントが加わること、及び破裂開口部に引張応力が生じることを目的に、有限要素法（FEM）解析により決定したものである[10]。試験温度は室温とした。原子力機構が実施した未照射の Zry-4 及び Zry-2 被覆管を対象とした 4 点曲げ試験[10]は LOCA 時の再冠水過程における冷却材の飽和温度[11]を模擬した約 410 K の温度条件で実施されたが、LOCA 後の炉心の長期冷却期間中においては冷却材温度がさらに低下することも考えられることから、本事業においては保守的に室温において 4 点曲げ試験を実施することとした。荷重点は垂直方向下向きに変位させ、変位速度は 1 mm/s とし、最大変位量は 20 mm とした。この変位速度は 4 点曲げ試験時のひずみ速度が日本工業規格金属材料引張試験方法[12]に記載のひずみ速度（0.003-0.008 /s）に相当するように設定した。

(a) LMFI3 に対する試験

本年度に 4 点曲げ試験に供した M5 は長さが約 190 mm であり、フランス・グラブリン炉で照射された PWR ウラン燃料セグメント AP2-10 から採取した。試験燃料棒の採取位置における燃焼度は 84 GWd/t と評価されている。通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜厚さについては、試験燃料棒の採取位置に近接する位置から採取した試料に対する断面金相観察から 10.3 μm と評価されている[5]。また、同じく通常運転中に燃料被覆管に吸収された水素量は 64 ppm であった。

急冷破断試験において、LMFI3 は完全に冷却した後も破断することはなかった。推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1474 K であり、膨れに伴う被覆管の肉厚減少を考慮し、かつ被覆管の内外面両面酸化を仮定した場合、破裂開口位置における被覆管表面の平均温度と等温酸化時間から Baker-Just 酸化速度式[2]を用いて計算される酸化量は、通常

運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対して 21.5%ECR であった。初期（試験前）の金属層厚さに対する酸化量は 16.5%ECR であった[5]。なお、酸化量を確定させるためには、試験燃料棒を半径方向に切断して膨れ率を測定する必要がある。LMFI3 の情報を表 4.5-2 に示す。

LMFI3 に対する試験で得られた荷重－変位曲線を図 4.5-9 に示す。荷重が 417 N に達した後に急激な荷重の低下がみられることから、この時点において試料が破損したものと考えられる。破損時の変位量は 0.58 mm であった。

LMFI3 の試験後の外観写真を図 4.5-10 に示す。LMFI3 は破裂開口部のほぼ中心位置において破損したことが分かる。

図 4.5-11 に最大曲げモーメントと酸化量（ECR）の関係を示す。同図には比較のため、約 410 K の温度条件で実施した未照射の Zry-4 被覆管に対する 4 点曲げ試験結果[10]を併せて示す。図 4.5-11 に示す最大曲げモーメント（M）は(1)式により計算した。

$$M = \frac{P}{2} a \tag{1}$$

ここで、P は荷重の最大値、a は荷重点 - 支持点間距離を表す。酸化量（ECR）の計算は、通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜及び急冷破断試験時の膨れによる被覆管の肉厚減少を考慮した金属層厚さに対し、等温酸化中の破裂開口位置における被覆管表面の平均温度と等温酸化時間から、被覆管の内外面両面酸化を仮定し、Baker-Just 酸化速度式[2]を用いて計算したものである。LMFI3 と未照射 Zry-4 被覆管の内径が異なることから、同図において LMFI3 の最大曲げモーメントには両者の断面係数の比で除した補正値を採用した。同図から、高燃焼度 LMFI3 被覆管の最大曲げモーメントは未照射 Zry-4 被覆管（受入材）とほぼ同等であることが分かる。

(b) LZRT4 に対する試験

本年度に 4 点曲げ試験に供した Zry-2（LK3）は長さが約 190 mm であり、スイス・ライプシュタット炉で照射された BWR ウラン燃料セグメント AP2-21 から採取した。試験燃料棒の採取位置における燃焼度は 73 GWd/t と評価されている。通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜厚さについては、試験燃料棒の採取位置に近接する位置から採取した試料に対する断面金相観察から 34.6 μm と評価されている[1]。また、同じく通常運転中に燃料被覆管に吸収された水素量は、試験燃料棒の両端近傍から採取した試料に対する水素分析の結果、395 ppm であった。

急冷破断試験において、LZRT4 は完全に冷却した後も破断することはなかった。推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1474 K であった。4.5.2(3)(a)に LZRT4 の膨れ率及び酸化量の詳細を示す。また、表 4.5-2 に LZRT4 の情報を示す。

LZRT4 に対する試験で得られた荷重－変位曲線を図 4.5-12 に示す。荷重が 636 N に達した後に急激な荷重の低下がみられることから、この時点において試料が破損したものと考えられる。破損時の変位量は 1.13 mm であった。

LZRT4 の試験後の外観写真を図 4.5-13 に示す。LZRT4 は破裂開口部のほぼ中心位置において破損したことが分かる。

図 4.5-14 に最大曲げモーメントと酸化量（ECR）の関係を示す。同図には比較のため、約 410 K の温度条件で実施した未照射の Zry-2 被覆管に対する 4 点曲げ試験結果(10)を併せて示す。LZRT4 と未照射 Zry-2 被覆管の内外径が異なることから、同図において LZRT4 の最大曲げモーメントには未照射 Zry-2 被覆管との断面係数の比で除した補正値を採用した。また、同図における LZRT4 の酸化量には、被覆管の内外面の両面酸化を仮定し算出した ECR と、被覆管外面のみの片面酸化を仮定し算出した ECR の双方の値を表示している。図 4.5-14 から、LZRT4 の酸化量が約 10-20%ECR の範囲内にあることを考慮すると、高燃焼度 LZRT4 被覆管の最大曲げモーメントの補正値は未照射 Zry-2 被覆管（受入材）と比べほぼ同等であることが分かる。

(3) 4 点曲げ試験後の分析・評価

(a) LZRT4 に対する分析・評価

本年度に 4 点曲げ試験を実施した LZRT4 に対して断面ミクロ組織観察を行った。図 4.5-15 に LZRT4 の試験後の外観写真と金相試料の採取位置を示す。

LZRT4 は急冷破断試験中に破断しなかった。急冷破断試験において LZRT4 には熱電対 No. 2 の下約 1 mm の高さ、 熱電対 No. 1~3 を溶接した方向から約 180° 回転した方向に微小な破裂開口が生じた。破裂開口は熱電対溶接位置から離れており、膨れ及び破裂に関し熱電対溶接の影響はないと考えられる。破裂開口の長さは約 2 mm、幅は約 0.3 mm であった。また、破裂開口の正射影の面積は約 0.4 mm^2 であった。被覆管は完全に冷却した後も破断することはなかった。熱電対 No. 1、2 及び 3 の位置における温度から二次関数補間により推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1474 K であり、等温酸化時間は 203 s であった(1)。

破裂開口中央位置の断面マクロ写真を図 4.5-16 に示す。マクロ写真に対する画像解析から求められる膨れ率は 12.1%であった。膨れによる被覆管の肉厚減少を考慮すると、通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対し、破裂開口部での平均温度と等温酸化時間から Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて計算される酸化量は 19.8%ECR である。後述する被覆管内面の酸化膜が形成されていないことを考慮し、被覆管外面のみの片面酸化条件を仮定すると、酸化量は 9.9%である。なお、初期（試験前）の金属層厚さに対する酸化量は 17.4%ECR となる。

図 4.5-16 中の位置 A~D における拡大写真（腐食（エッチング）前及び腐食後）を図 4.5-17 に示す。被覆管外面には全周に渡って酸化膜が形成されている。酸化膜厚さが最も厚い位

置 A と最も薄い位置 B とでは約 30%程度の差が生じた。位置 B においては、通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜が被覆管外表面に残存しており、この腐食酸化膜が高温水蒸気中での酸化を抑制したと考えられる。被覆管内面については、位置 A を除き酸化膜の形成が確認されなかった。LZRT4 の破裂開口面積が小さかったことから、酸化に必要な十分な水蒸気が被覆管内部に供給されず、破裂開口から離れた位置で酸化膜が形成しなかったと推測される。

位置 A の画像からは被覆管の径方向に渡って貫通亀裂が確認できるものの、明確な破裂開口は確認されなかった。これは金相試験の際、観察面を研磨する過程で破裂開口が消失したためである。

円周方向 4 か所で測定した急冷破断試験中に被覆管外面に形成した酸化膜厚さの平均値は（43±7）μm、位置 A の破裂開口近傍で測定した急冷破断試験中に被覆管内面に形成した酸化膜厚さの平均値は（51±1）μm であった。

4.5.3 酸化速度評価試験

(1) 酸化速度評価試験に用いる試験片の作製

本事業において、平成 27 年度に高燃焼度低スズ ZIRLO 被覆管を対象として 1473 K の酸化温度における酸化速度評価試験を実施した[1]。本年度は同低スズ ZILRO 被覆管を対象に 1273～1373 K の酸化温度条件にて酸化速度評価試験を実施した。また、高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管を対象に 1273～1473 K の酸化温度における酸化速度評価試験を実施した。

本年度の酸化速度評価試験に供した燃料被覆管の材料である低スズ ZIRLO は、耐食性が良好で水素吸収率も低いと考えられている Zr に Nb を 1.0 wt%添加した Zr-Nb 二元合金をベースとして、機械的強度の向上のため Sn を 1.0 wt%及び Fe を 0.1 wt%添加した Sn-Fe-Nb 系ジルコニウム基合金である ZIRLO の Sn 含有量を 0.6～0.8 wt%程度まで低下させ、更なる耐食性の向上を図ったものである。試験に用いる試験片の切出し位置を図 4.5-18 に示す。低スズ ZIRLO 被覆管材料については、スペイン・バンデロス炉で照射した AP2-9 セグメント（燃焼度 80 GWd/t）から 10 個（OZIR2-6~15）の試験片を採取した。試験片の情報を表 4.5-3 に示す。通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜厚さ及び被覆管に吸収された水素濃度は次年度以降に測定する予定である。

本年度の酸化速度評価試験に供したもう一つの燃料被覆管の材料である Zry-2（LK3）については、スイス・ライプシュタット炉で照射された BWR ウラン燃料セグメント AP2-20 から 15 個（OZRT2-1~15）の試験片を採取した。試験片の切出し位置を図 4.5-19 に示す。通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜厚さについては、試験片の採取位置に近接する位置から採取した試料に対する断面金相観察から 38.9 μm と評価した。また、通常運転中に被覆管に吸収された水素濃度については、試験片の採取位置に近接する位置から採取した試料に対する水素分析の結果、488 ppm であった。その結果を表 4.5-3

に示す。

酸化速度評価試験に供する試験片は被覆管内表面に金属部が現れるまで燃料ペレットを除去した後、長さ約 8.5 mm に切断して採取した。得られた試験片をアセトンで洗浄し充分乾燥させた後、試験前に各試験片の内外径、長さ及び重量を測定した。

(2) 酸化速度評価試験の実施

図 4.5-20 に試験装置の概略を示す。酸化速度評価試験では、電気炉中央部に位置する反応管を水蒸気雰囲気下で予め設定した温度に保持しておき、試料ボートに載せた試験片を挿入して加熱する。目標温度まで加熱し、設定した酸化時間保持した後、速やかに試験片を取り出して冷却する。試料ボートに載せたまま試験後の重量を測定し、重量増加量を評価する。

なお、この試験中には試料ボート直下のホルダーに取り付けた R タイプ熱電対で雰囲気の温度を測定しており、試験片の温度を直接測定していない。このため、事前に熱電対を溶接した模擬試験片を用いて同条件で加熱実験を行い、模擬試験片表面とホルダーの間の温度差の測定結果に基づいて実際の試験片の温度を評価している。また、この試験においては試験片の温度が目標温度になるよう電気炉の出力を調整している。

(a) OZIR2-6~15 に対する試験

本年度及び平成 27 年度に低スズ ZIRLO 被覆管試料（OZIR2-1~15）に対して実施した酸化速度評価試験の試験条件を表 4.5-4 に示す。本年度に実施した試験の酸化温度は 1273 及び 1373 K である。図 4.5-21 に酸化温度 1373 K、酸化時間 600 及び 1800 s の条件で実施した試験の温度履歴を示す。図から分かるように、加熱時の昇温速度や等温酸化中の試料ホルダー温度は酸化時間が変化してもほぼ同じである。目標温度までの加熱時間は 1273 及び 1373 K の試験においてそれぞれ約 121 及び 106 s であった。等温酸化中の試料平均温度の評価値は各目標温度に対して±5 K 以内であった。

図 4.5-22 に、試験前の試験片の表面積で除して単位面積当たりに換算した試験前後の試料の重量増加量の酸化時間依存性を示す。ここで、試験片の表面積は端面の画像解析結果及びノギスを用いた寸法測定結果に基づき評価した。同図には比較のために、平成 22 年度に取得された未照射の低スズ ZIRLO 被覆管に対する酸化速度評価試験の結果[13]を併せて示す。図から分かるように照射材の重量増加は未照射材よりも小さかった。照射済燃料被覆管において比較的低い温度で酸化速度が低下する傾向は、過去の本事業における試験結果[1,3-4,6]や従来知見[14-15]と一致しており、これは通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜が有する高温水蒸気中での酸化抑制効果によるものと考えられる。

酸化温度が 1373 K かつ酸化時間が 120 s の試験において試料の重量増加は確認されなかった。試験後の試料外観観察の結果、試料の端面及び内表面に金属光沢が確認されたことから、試験時に何らかの原因により試料を取り違えた結果、この試料を酸化試験に供さ

なかった可能性がある。今後、断面金相観察によって重量増加が確認されなかった原因を調査する予定である。

ジルコニウム基合金被覆管を 1273 K 程度の温度において長時間水蒸気中で酸化させた場合、急激に酸化速度が増加するブレークアウェイ酸化が起こることがある。過去の報告例によると、Zry-4 被覆管では 1 時間を超える酸化時間で起こるといわれている[16]。ブレークアウェイ酸化が起こると酸化膜の成長が著しいだけでなく、多量の水素吸収が起こるため、この現象は被覆管の脆化の観点から重要である。図 4.5-22 から明らかなように、OZIR2 については 1273 K の酸化温度で 3600 s まで酸化させても酸化速度の急激な増加はみられず、ブレークアウェイ酸化は起こらなかったと考えられる。

図 4.5-23 に酸化速度定数の温度依存性を示す。同図には比較のため、平成 22 年度に実施した未照射の低スズ ZIRLO 被覆管に対する酸化速度評価試験結果[13]及び平成 21 年度に実施した Zry-4 被覆管に対する酸化速度評価試験結果[17]を併せて示す。図 4.5-23 に示す酸化速度定数とは、酸化の進行が(2)式に示す二乗則に従うものと仮定したときの定数（K_w）である。

$$\Delta W^2 = K_w t \tag{2}$$

ここで、ΔWは単位面積当たりの重量増加、tは酸化時間を表す。

酸化温度が 1273 K のケースの単位面積当たりの重量増加は酸化時間が約 900 s 以下では二乗則に従うと見なせるが、これよりも長い酸化時間のデータを含めると単位面積当たりの重量増加は三乗則に近くなる。このため、図 4.5-23 に示すデータのうち酸化温度が 1273 K のケースについては、酸化時間が約 900 s 以下のデータについて求めたものを示している。また、酸化温度が 1373 K のケースでは、酸化速度定数を過小評価することを避けるために、試料の重量増加が確認されなかった酸化時間が 120 s のデータを除いて酸化速度定数を求めた。同図から、照射材及び未照射材ともに、低スズ ZIRLO 被覆管は未照射 Zry-4 被覆管に比べ同等ないし低い酸化速度を有することが分かる。また、高燃焼度低スズ ZIRLO 被覆管の酸化速度は未照射材とほぼ同等であることが分かる。これらの結果から、本事業にて酸化速度評価試験を行った温度範囲内では、高燃焼度領域においても低スズ ZIRLO 被覆管の酸化速度が著しく変化することはなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式[2]を利用することは妥当であると考えられる。

(b) OZRT2-1~15 に対する試験

本年度に酸化速度評価試験を実施した Zry-2（LK3）被覆管試料（OZRT2-1~15）の試験条件を表 4.5-5 に示す。なお、OZRT2-5 は予備試料とした。本年度に実施した試験の酸化温度は 1273、1373、及び 1473 K の 3 条件である。図 4.5-24 に、酸化温度 1473 K、酸化時間 300 及び 900 s の条件で実施した試験の温度履歴を示す。図から分かるように、加

熱時の昇温速度や等温酸化中の試料ホルダー温度は酸化時間が変化してもほぼ同じである。目標温度までの加熱時間は 1273、1373 及び 1473 K の試験においてそれぞれ約 122、107、及び 92 s であった。等温酸化中の試料平均温度の評価値は目標温度に対して±5 K 以内であった。

図 4.5-25 に、試験前の試験片の表面積で除して単位面積当たりに換算した試験前後の試料の重量増加量の酸化時間依存性を示す。ここで、試験片の表面積は端面の画像解析結果及びノギスを用いた寸法測定結果に基づき評価した。同図には比較のために、本事業において平成 19 年度に取得された高燃焼度 Zry-2 被覆管（燃焼度：73 GWd/t）に対する酸化速度評価試験の結果[4]及び未照射 Zry-4 被覆管の酸化速度の文献値[16]を併せて示す。図から分かるように、酸化温度が 1473 K の場合、高燃焼度 Zry-2 被覆管の重量増加量は未照射の Zry-4 被覆管とほぼ同等であった。一方、酸化温度が 1373 K 以下の条件においては、酸化時間の短いケースにおいて高燃焼度 Zry-2 の重量増加量が未照射の Zry-4 のそれに比べ小さくなる傾向が確認された。照射済燃料被覆管において比較的低い温度で酸化速度が低下する傾向は過去の本事業における試験結果[1,3-4,6]や従来知見[14-15]と一致している。この傾向は通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜が有する高温水蒸気中での酸化抑制効果によるものと考えられる。

OZRT2 に関しては酸化温度が 1373 K 以下の条件においても酸化時間が長いケース（酸化温度 1373 K かつ酸化時間 1800 s、及び酸化温度 1273 K かつ酸化時間 3600 s）では、重量増加量が未照射の Zry-4 と同程度であった。本事業において平成 19 年度に実施した高燃焼度 Zry-2 被覆管に対する酸化速度評価試験では、酸化温度 1273 K、酸化時間 3600 s の条件において、被覆管内面においてブレークアウェイ酸化が確認されている[4]。本年度に実施した高燃焼度 Zry-2 被覆管の重量増加の加速がブレークアウェイ酸化によるものか否かについては、今後、断面金相観察及び水素分析等により明らかにする必要がある。

図 4.5-26 に酸化速度定数の温度依存性を示す。同図には比較のため、平成 19 年度に本事業において実施した高燃焼度 Zry-2 被覆管（燃焼度：73 GWd/t）に対する酸化速度評価試験の結果[4]、及び平成 21 年度に同事業において取得された未照射の Zry-4 被覆管に対する酸化速度評価試験の結果[17]を併せて示す。酸化温度が 1273 及び 1373 K の両条件の単位面積当たりの重量増加は酸化時間が約 900 s 以下では二乗則に従うと見なせるが、これよりも長い酸化時間のデータを含めると二乗則に従わなくなる。このため、図 4.5-26 に示すデータのうち酸化温度が 1273 及び 1373 K の両ケースについては、酸化時間が約 900 s 以下のデータについて求めたものを示している。同図から、高燃焼度 Zry-2 被覆管の酸化速度は未照射 Zry-4 被覆管との比較において、約 1473 K において同等、約 1373 K 以下の温度範囲においては低くなる傾向であることが分かる。また、本年度に実施した試験と平成 19 年度に実施した試験とで、高燃焼度 Zry-2 被覆管の酸化速度にほとんど差が無かった。これらの結果から、本事業において酸化速度評価試験を実施した約 1273～1473 K の酸化温度について、高燃焼度領域においても Zry-2 被覆管の酸化速度が著しく変化す

ることはなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式[2]を利用することは妥当であると考えられる。

(3) 酸化速度評価試験後の分析

(a) OMMDA10~13 に対する分析

平成 26 年度に酸化速度評価試験に供した試験片[6]である OMMDA10~13 の情報を表 4.5-3 に、同酸化速度評価試験の試験条件を表 4.5-6 に示す。図 4.5-27 (1)及び(2)には酸化速度評価試験後の試験片の断面金相写真（腐食（エッチング）前及び腐食後）を示す。これらの金相写真では、試験中に生成した酸化膜（高温酸化層）及びその下の酸素安定化α相と呼ばれる酸素濃度の高い金属層の成長が被覆管の内面の全周にわたり観察され、これらの高温酸化層及び酸素安定化α相の厚さは、被覆管内面の全周にわたりほぼ均一であった。一方、被覆管外面においては、酸化時間が 4000 s の条件では高温酸化層及び酸素安定化α相の厚さは被覆管外面の全周にわたりほぼ均一であった。酸化時間が 1800 s 以下の条件では酸素安定化α相は被覆管外面の全周にわたりほぼ均一であったが、高温酸化層は確認できなかった。

被覆管の内外面に形成された高温酸化層の平均厚さを酸化時間に対してプロットした結果を図 4.5-28 に示す。比較のため、平成 21 年度に取得された未照射の M-MDA 被覆管に対する酸化速度評価試験結果[17]も併せて示す。この図において、測定された高温酸化層厚さの最大値及び最小値をエラーバーとして示したが、未照射材では被覆管内面と外面で高温酸化層厚さにほとんど違いが見られなかったため、両者の平均値のみをプロットしている。この図から分かるように、OMMDA の被覆管外面の高温酸化層厚さは未照射の M-MDA 被覆管に比べ薄かった。これは通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜が有する、高温水蒸気中での酸化抑制効果によるものと考えられる。一方、OMMDA の被覆管内面の酸化膜厚さの平均は未照射の酸化膜厚さの平均よりも最大で約 6 μm 厚かった。両者の差の原因としては、試験片製作時の燃料ペレット除去処理の際に被覆管内表面が研摩されたことに伴う表面粗さの変化が考え得る。

図 4.5-29 に酸化速度評価試験中に試料の母材及び酸化膜中に吸収された水素量（試験後濃度と初期濃度との差）の酸化時間依存性を示す。分析には高温抽出法を用いた。水素吸収量は最大で-5 ppm であり、水素吸収量に減少傾向がみられた。酸化速度評価試験中は、酸化試験装置の反応管中に水蒸気を供給していることから、ジルコニウムー水反応によって生じる水素は試料周りの雰囲気中に滞留しにくく、雰囲気中の水素分圧が高まらないと考えられるため､ブレークアウェイ酸化に伴う急激な水素吸収量の増大が起こらない限り、ジルコニウム基合金の水蒸気中酸化による水素発生量と試料の水素吸収量は必ずしも強い相関関係にあるとは言えない。また、水素吸収量の評価においては、酸化速度評価試験前の水素吸収量として試料採取位置近傍から採取したレファレンス試料の水素濃度を用いているが、実際には個々の試料の初期の水素濃度にはばらつきがあると考えられる。今回観

察された水素吸収量の減少傾向も、これらに由来するデータのばらつきを示したものと考えられる。

4.5.4　LOCA 試験のまとめ

平成 27 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度改良型 BWR 燃料（燃焼度 85 GWd/t）から採取した Zircaloy-2（Zry-2）被覆管を対象に急冷破断試験後の分析・評価を実施し、以下の知見を得た。

- 高燃焼度 Zry-2 被覆管は、規制基準値（15%ECR）に近い約 10-20%ECR の酸化量を与えても、約 530 N の拘束力条件下において破断することはなく、平成 18、19、23~27 年度に実施した急冷破断試験の結果と同等であったことから、Zry-2 燃料被覆管に関しては、燃焼が進んだ場合においても現行燃料被覆管に比べて破断限界が著しく低下することはないと考えられる。

また、平成 24 年度に急冷破断試験に供した PWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 84 GWd/t）から採取した M5 被覆管及び平成 27 年度に急冷破断試験に供した BWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 73 GWd/t）から採取した Zry-2（LK3）被覆管を対象に、室温における 4 点曲げ試験を実施し、以下の知見を得た。

- 約 1473 K で約 20%ECR の酸化量を与えた後に冠水により急冷した高燃焼度 M5 被覆管試料の最大曲げモーメントは、未照射の Zry-4 被覆管と比べほぼ同等であった。
- 約 1473 K で約 10-20%ECR の酸化量を与えた後に冠水により急冷した高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管試料の最大曲げモーメントは、未照射の Zry–2 被覆管（受入材）と比べほぼ同等であった。

本年度はさらに、PWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 80 GWd/t）から採取した低スズ ZIRLO 被覆管、及び BWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 85 GWd/t）から採取した Zry-2（LK3）被覆管を対象に、約 1273～1473 K における酸化速度評価試験を実施し、以下の知見を得た。

- 低スズ ZIRLO 被覆管は酸化温度 1273 及び 1373 K において、照射材と未照射材とでほぼ同等の酸化速度を有したことから、本事業にて酸化速度評価試験を行った温度範囲内では、高燃焼度領域においても低スズ ZIRLO 被覆管の酸化速度が著しく変化することはなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式[(2)]を利用することは妥当であると考えられる。
- 高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管は酸化温度約 1273～1473 K において、燃焼度 73 GWd/t の Zry-2 被覆管と同等、未照射の Zry-4 被覆管と比べ同等ないし低い酸化速度を有したことから、本事業にて酸化速度評価試験を行った温度範囲内では、高燃焼度領域においても Zry-2（LK3）被覆管の酸化速度が著しく変化することはなく、この材料の

安全性評価において Baker-Just 酸化速度式[2]を利用することは妥当であると考えられる。

表 4.5-1　急冷破断試験に供した試験燃料棒

試験燃料棒 番号	採取セグメント 番号	試料燃焼度 (GWd/t)	被覆管 材料	腐食酸化膜 厚さ(μm)	初期 水素濃度 (ppm)
LZRT3	AP2-20	85	Zry-2 (LK3) with liner (70 μm)	38.9	492

表 4.5-2　4 点曲げ試験に供する試験燃料棒

試験 燃料棒 番号	試料 燃焼度 (GWd/t)	被覆管 材料	腐食酸化膜 厚さ(μm)	初期 水素濃度 (ppm)	急冷破断試験結果			
					酸化 温度 (K)	酸化量 (%ECR*1)	破断／ 非破断	急冷時 荷重 (N)
LMFI3	84	M5	10.3	64	1474	21.5*2	非破断	521
LZRT4	73	Zry-2 (LK3) with liner (70 μm)	34.6	395	1474	19.8 (9.9)*3	非破断	521

*1 通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜及び急冷破断試験時の膨れによる被覆管の肉厚減少を考慮した金属層厚さに対し、等温酸化中の破裂開口位置における被覆管表面の平均温度と等温酸化時間から、被覆管の内外面両面酸化を仮定し、Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて算出。

*2 膨れ率として暫定値を使用し評価した酸化量

*3 被覆管外面酸化のみを考慮し評価した酸化量

表 4.5-3　酸化速度評価試験に供した試験片

試験片番号	採取 セグメント 番号	試料燃焼度 (GWd/t)	被覆管材料	腐食酸化膜 厚さ(μm)	初期 水素濃度 (ppm)
OZIR2-6~15	AP2-9	80	ZIRLO (low-Sn)	－	－
OZRT2-1~15	AP2-20	85	Zry-2 (LK3) with liner (70 μm)	38.9	488
OMMDA 10~13	AP2-3	81	M-MDA (SR)	27.6	292

表 4.5-4　低スズ ZIRLO 被覆管試料（OZIR2-1~15）に対する酸化速度評価試験条件

試験片番号	試料燃焼度 (GWd/t)	被覆管 材料	等温酸化条件		酸化量 ECR (%)*
			温度(K)	時間(s)	
OZIR2-6~9, 14	80	ZIRLO (low-Sn)	1373	120~1800	8~31
OZIR2-10~13, 15			1273	120~3600	4~23
OZIR2-1~5			1473	120~900	15~40

*通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対し、Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて等温酸化温度と時間から、被覆管の内外面両面酸化を仮定し算出。OZIR2-6~15 については腐食酸化膜厚さが確定していないため、腐食酸化膜を考慮せず、腐食前の金属層厚さに対し、Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて等温酸化温度と時間から被覆管の内外面両面酸化を仮定し算出。

表 4.5-5　Zry-2（LK3）被覆管試料（OZRT2-1~15）に対する酸化速度評価試験条件

試験片番号	試料燃焼度 (GWd/t)	被覆管材料	等温酸化条件		酸化量 ECR (%)*
			温度(K)	時間(s)	
OZRT2-1~5	85	Zry-2 (LK3) with liner (70 μm)	1473	120~900	13~36
OZRT2-6~10			1373	120~1800	8~29
OZRT2-11~15			1273	120~3600	4~22

*通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対し、Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて等温酸化温度と時間から、被覆管の内外面両面酸化を仮定し算出。

表 4.5-6　M-MDA 被覆管試料（OMMDA10~13）に対する酸化速度評価試験条件

試験片番号	試料燃焼度 (GWd/t)	被覆管材料	等温酸化条件		酸化量 ECR (%)*
			温度(K)	時間(s)	
OMMDA10~13	81	M-MDA (SR)	1173	120~4000	2~12

*通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜を除く金属層厚さに対し、Baker-Just 酸化速度式(2)を用いて等温酸化温度と時間から、被覆管の内外面両面酸化を仮定し算出。

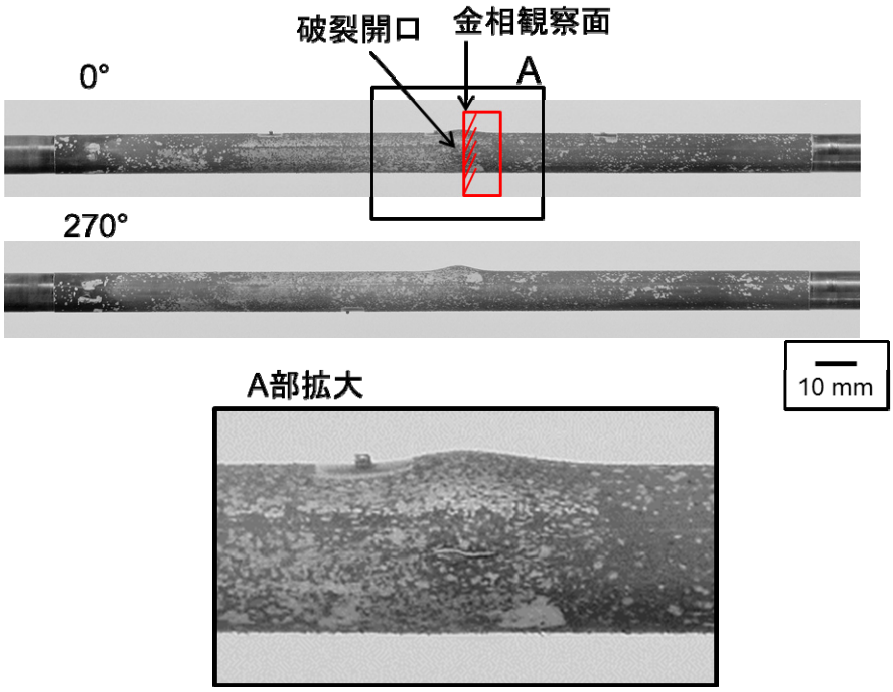


図 4.5-1　LZRT3 の試験後外観写真と金相試験の試料採取位置

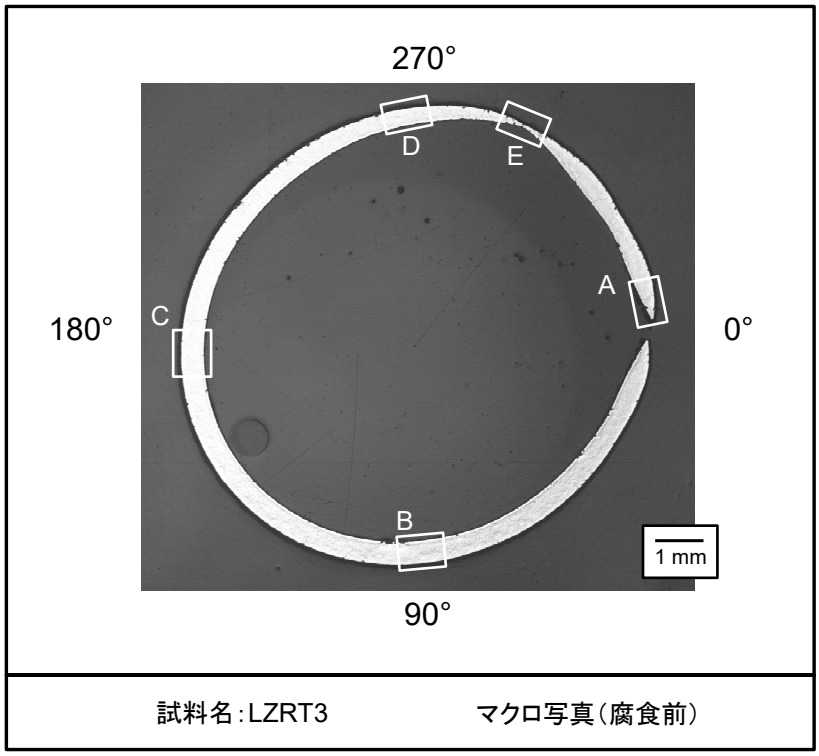


図 4.5-2　LZRT3 の試験後断面マクロ写真

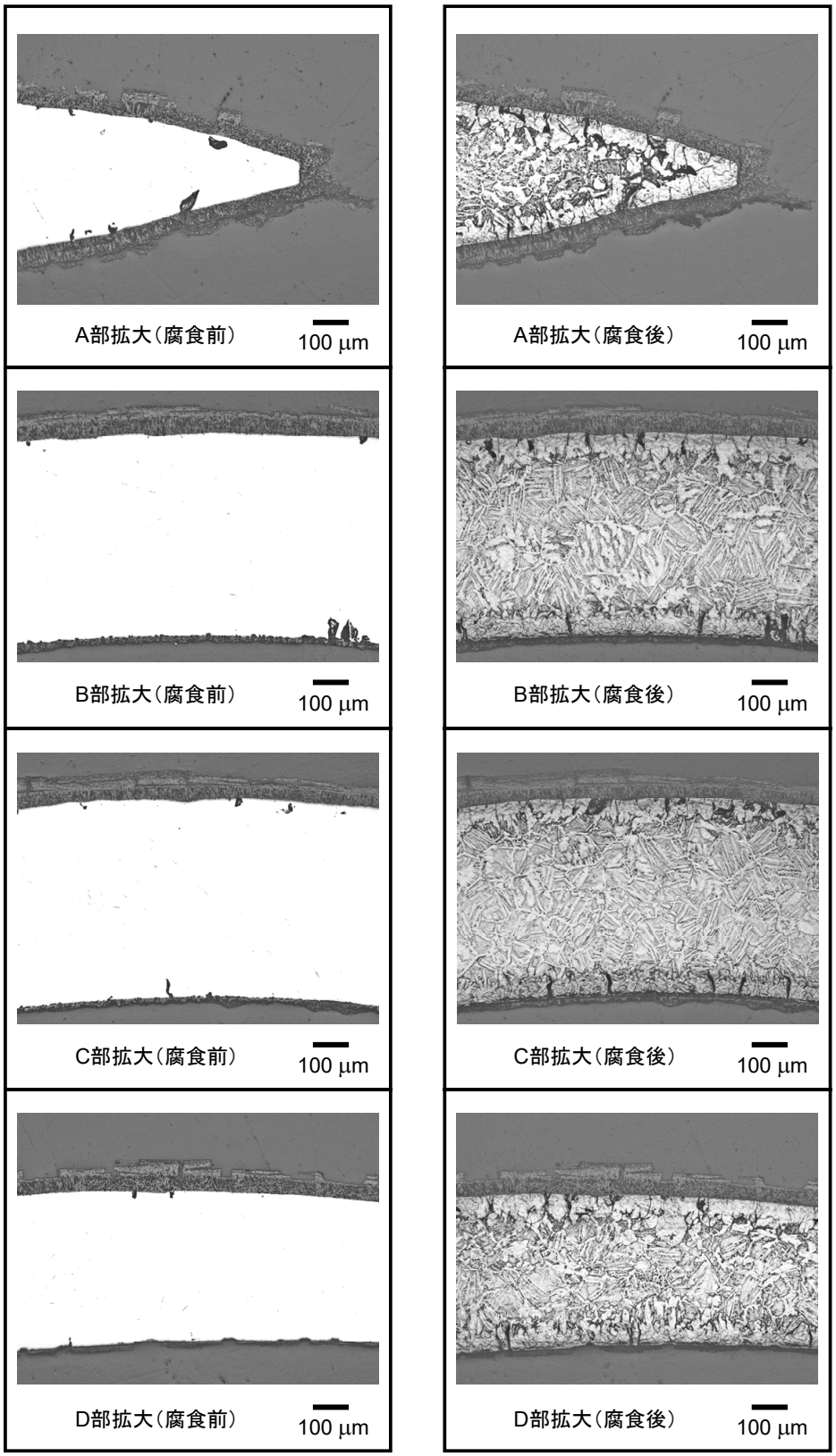


図 4.5-3(1)　LZRT3 の試験後断面拡大写真

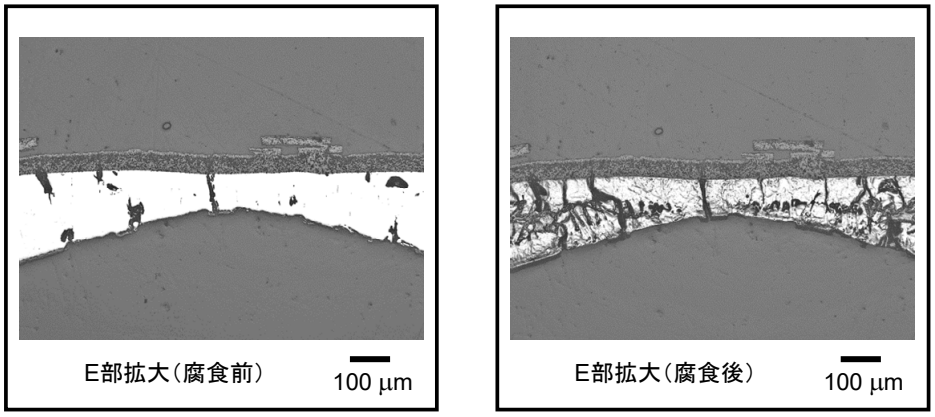


図 4.5-3(2)　LZRT3 の試験後断面拡大写真

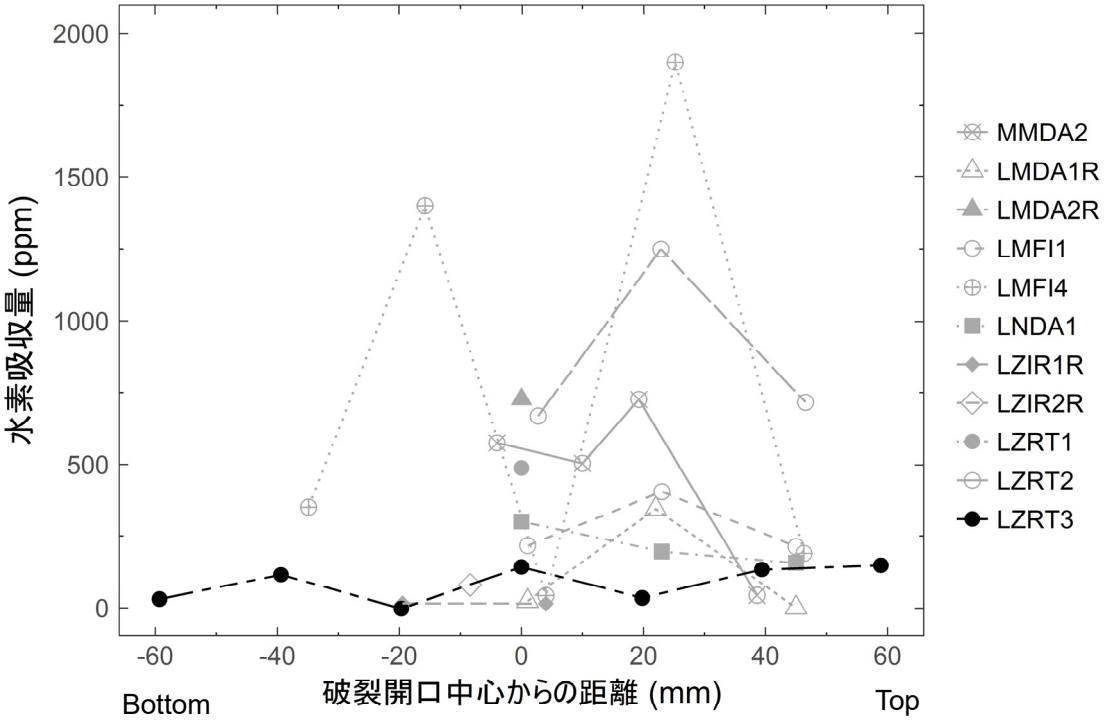
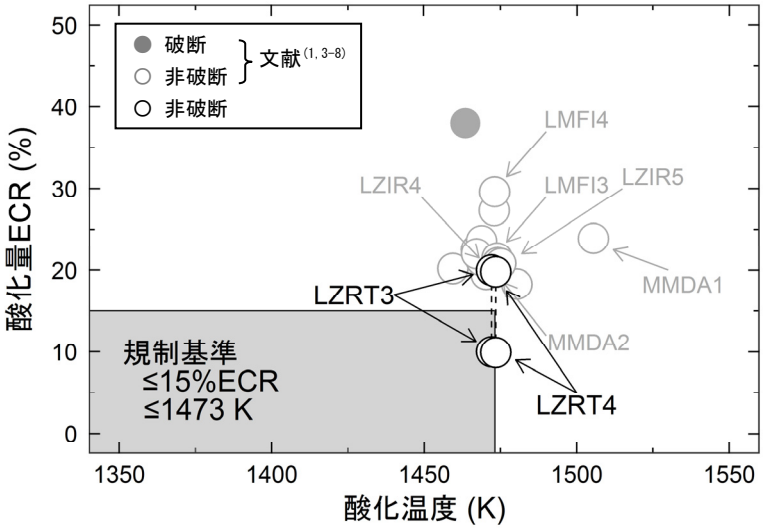
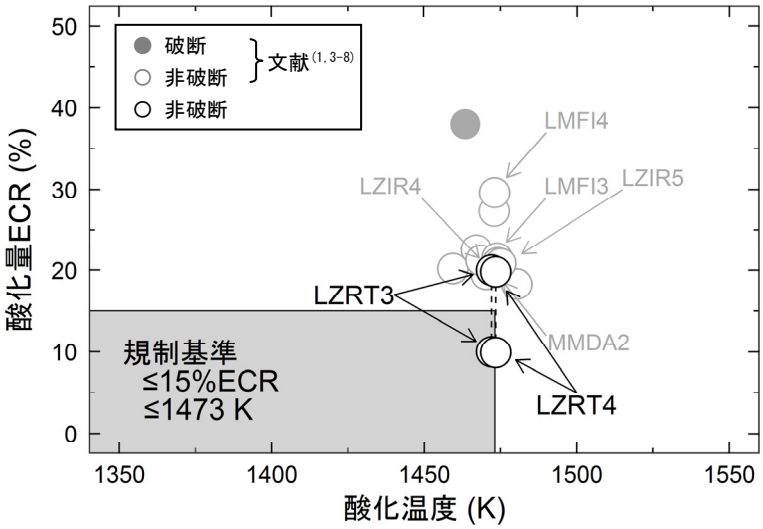


図 4.5-4　急冷破断試験中に試料に吸収された水素濃度の軸方向分布（LZRT3）



(a) 非拘束試験結果を含むプロット



(b) 拘束試験のみのプロット

図 4.5-5　LOCA 模擬条件での酸化量（膨れによる肉厚減少を考慮）と酸化温度に関する破断マップ

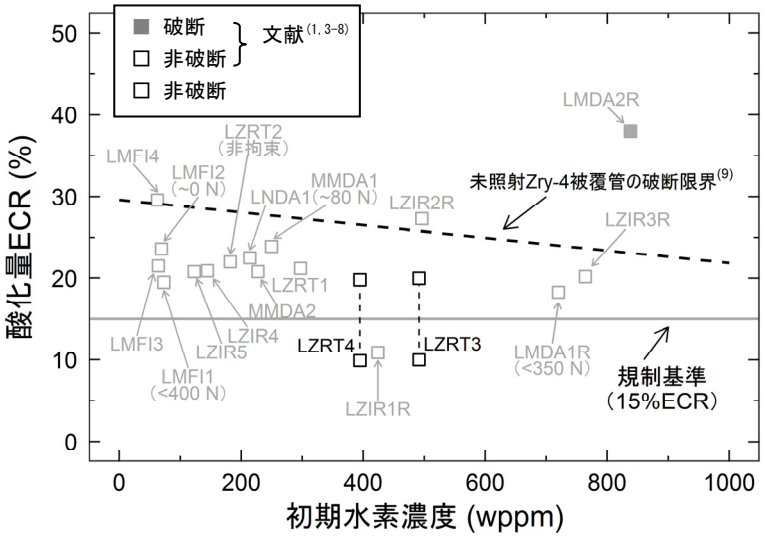


図 4.5-6　LOCA 模擬条件での酸化量（膨れによる肉厚減少を考慮）と
初期水素濃度に関する破断マップ

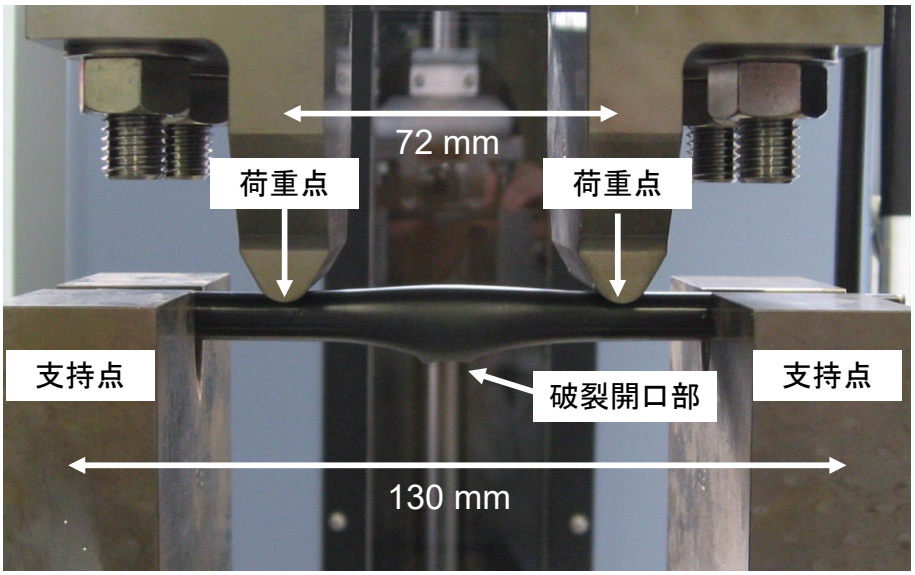
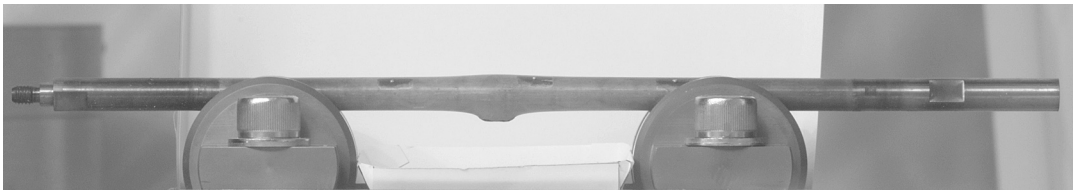


図 4.5-7　4 点曲げ試験装置の概要



(1) LMFI3

(2) LZRT4

図 4.5-8　試験前に試験装置に装荷した試験燃料棒の外観

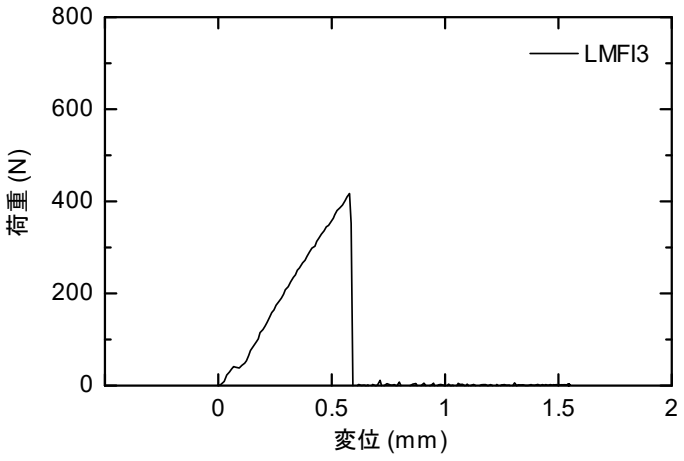


図 4.5-9　4 点曲げ試験時の荷重－変位曲線（LMFI3）

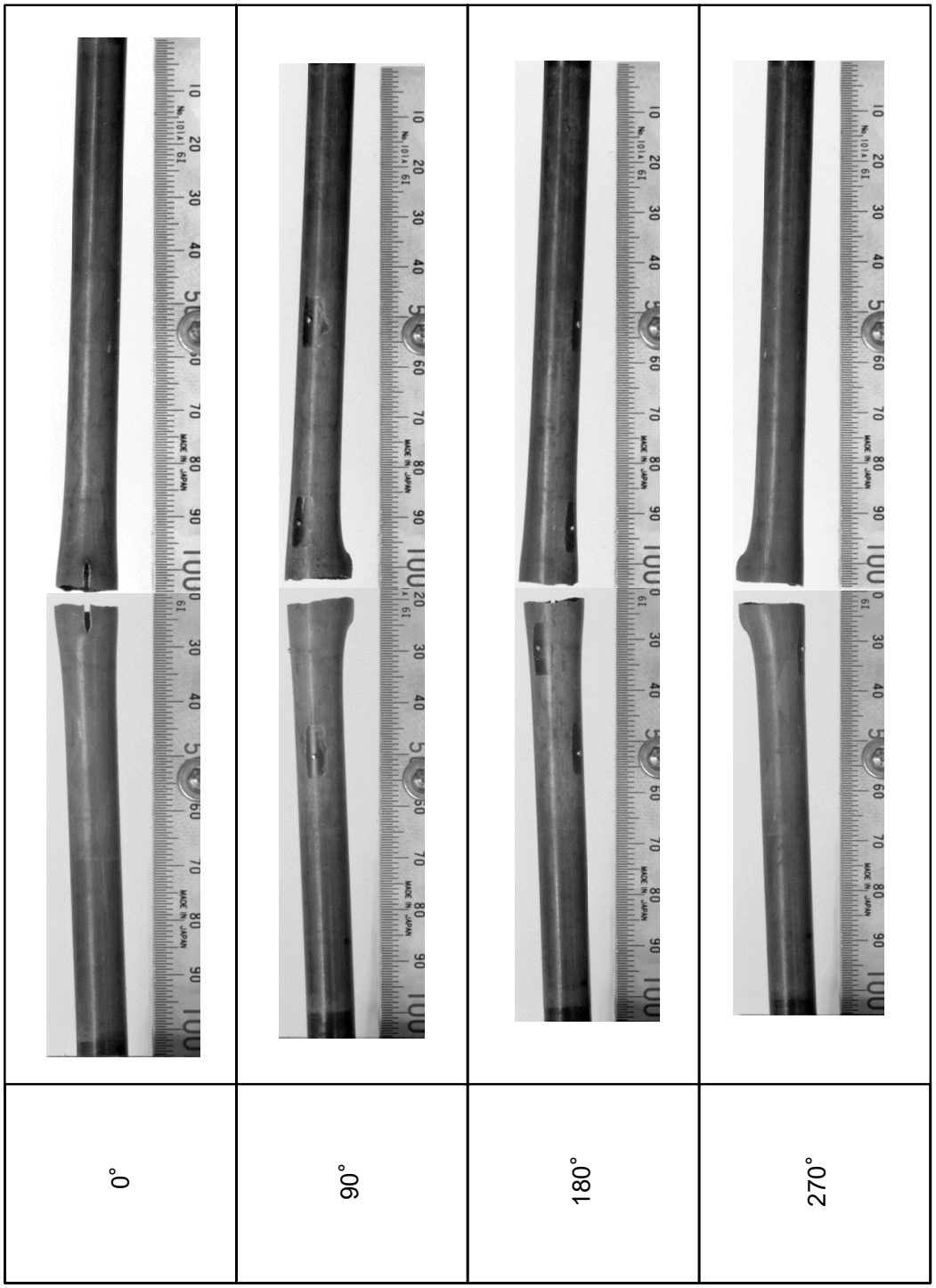


図 4.5-10　4 点曲げ試験後の LMFI3 の外観写真

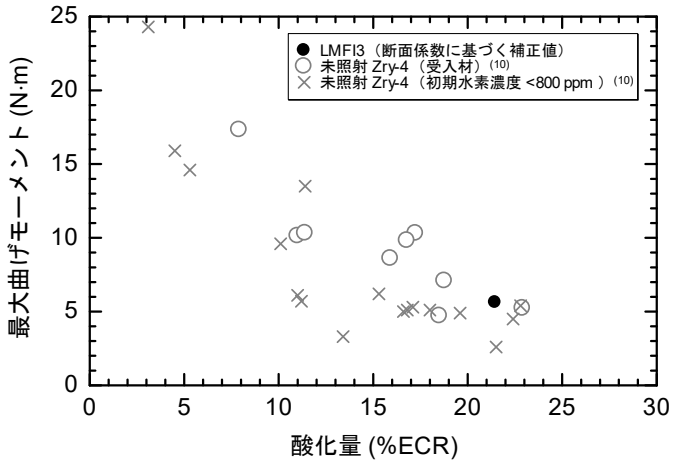


図 4.5-11　LMFI3 の最大曲げモーメントと酸化量の関係（酸化温度：~1473 K）

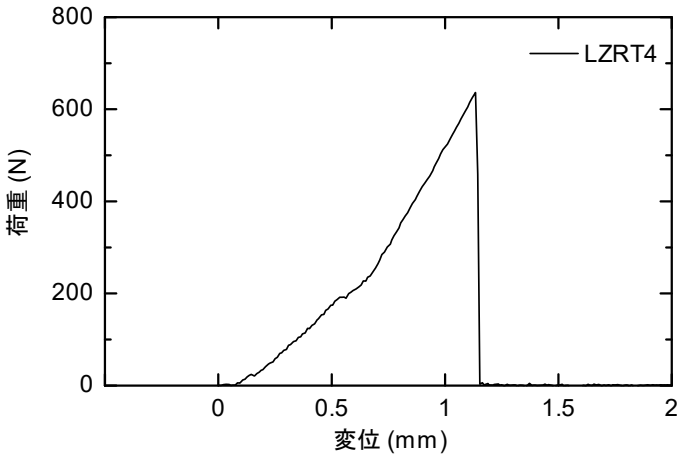


図 4.5-12　4 点曲げ試験時の荷重－変位曲線（LZRT4）

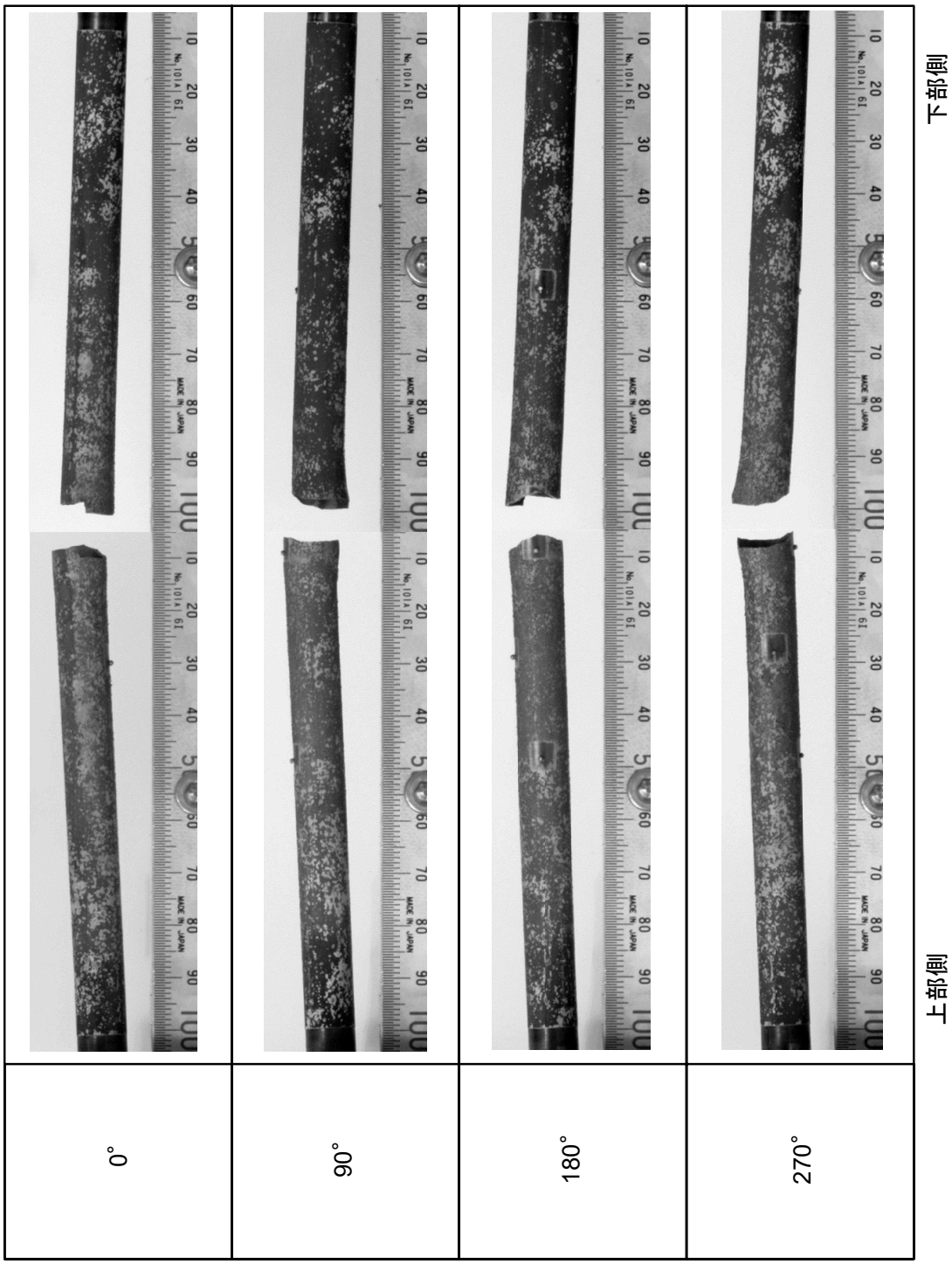


図 4.5-13　4 点曲げ試験後の LZRT4 の外観写真

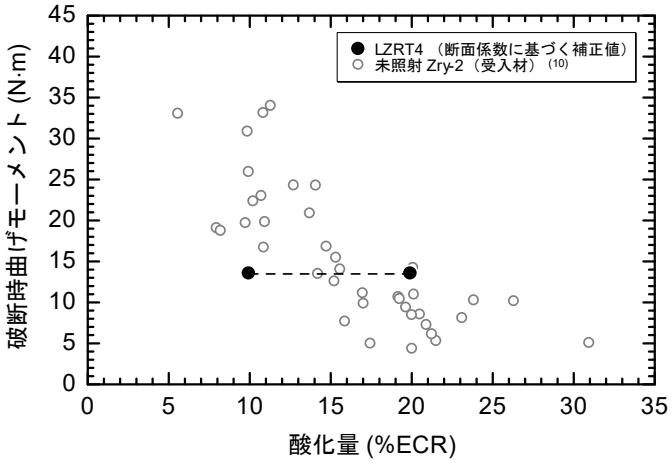


図 4.5-14　LZRT4 の最大曲げモーメントと酸化量の関係（酸化温度：~1473 K）

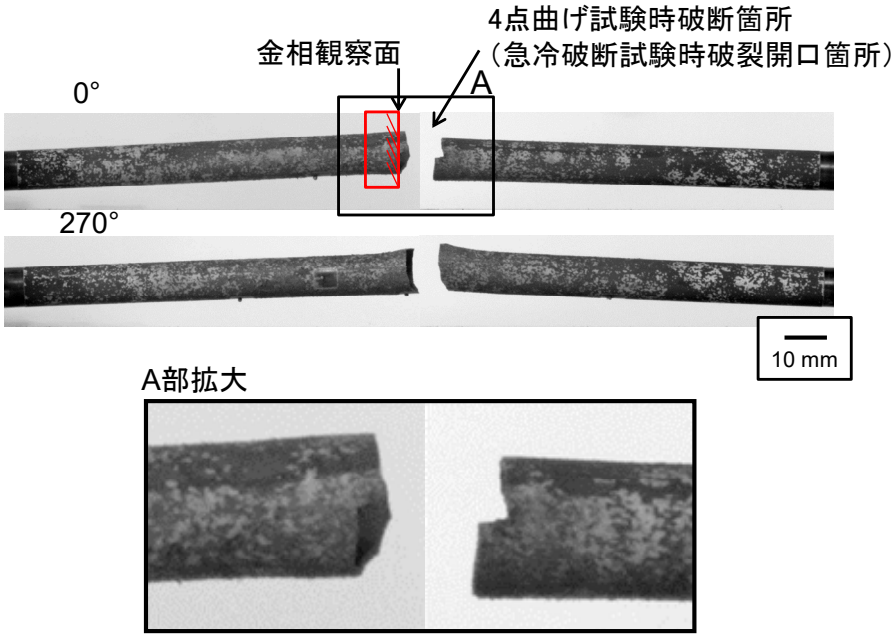


図 4.5-15　LZRT4 の試験後外観写真と金相試験の試料採取位置

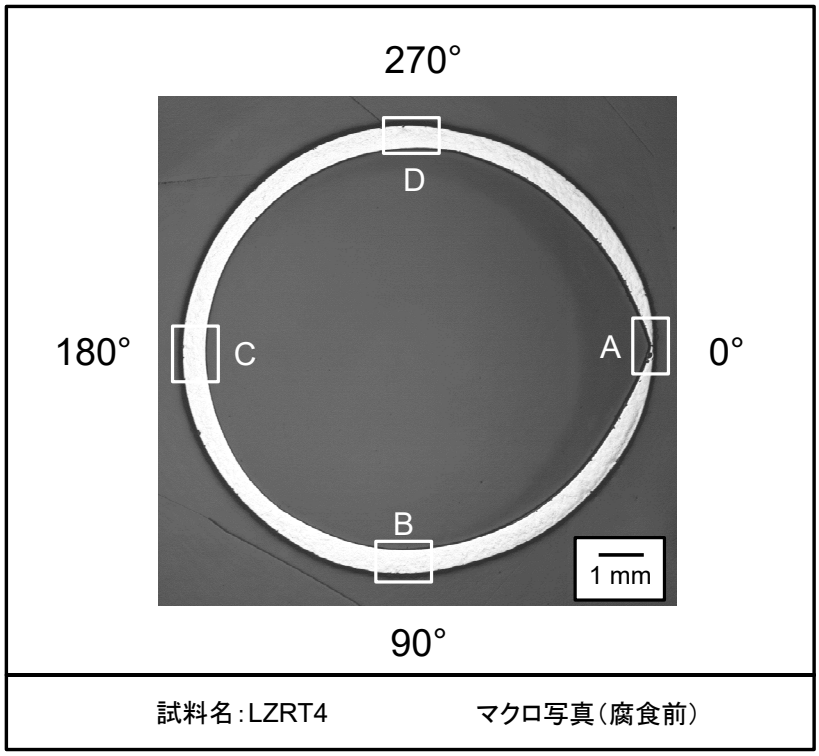


図 4.5-16　LZRT4 の試験後断面マクロ写真

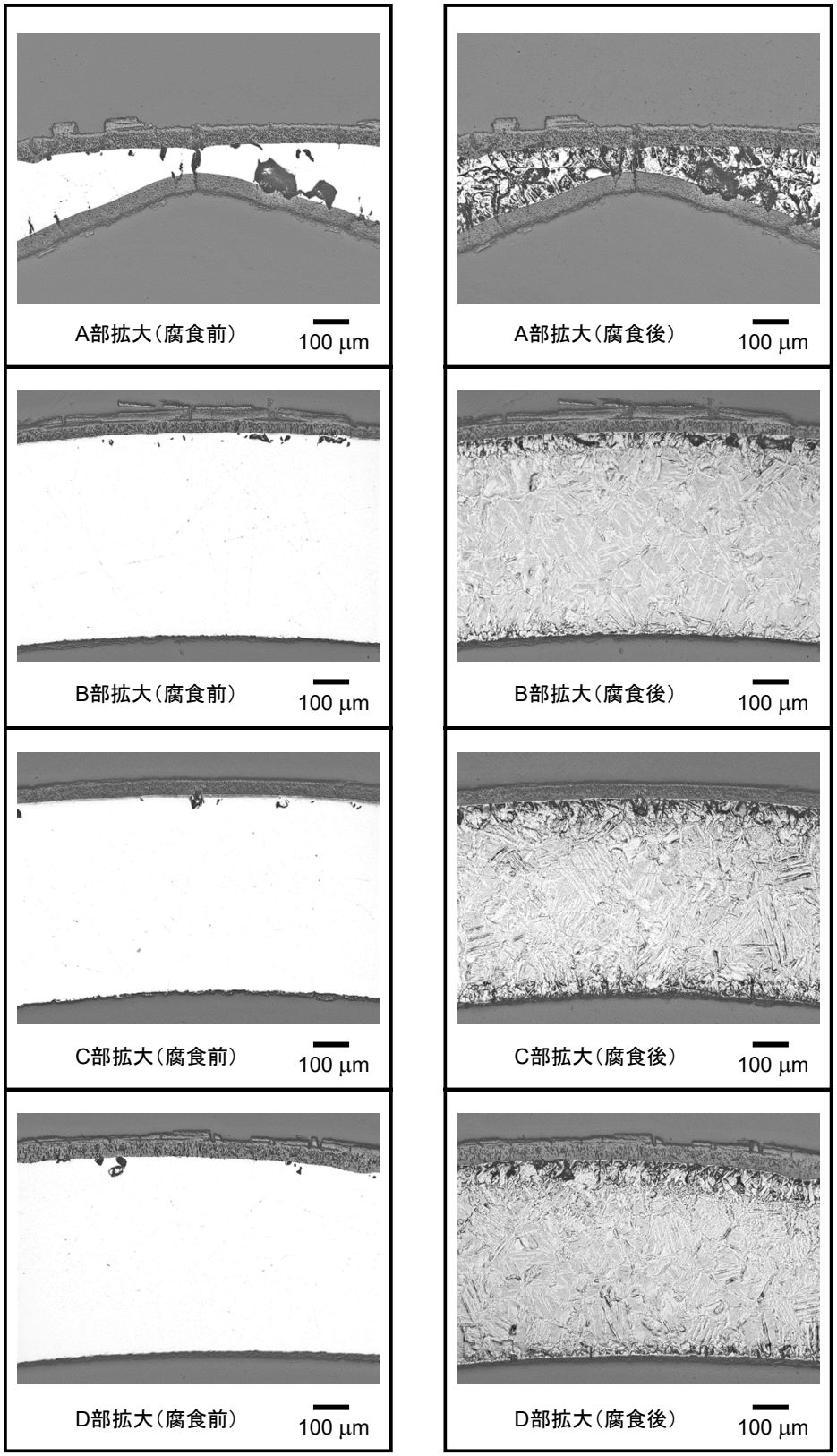


図 4.5-17　LZRT4 の試験後断面拡大写真

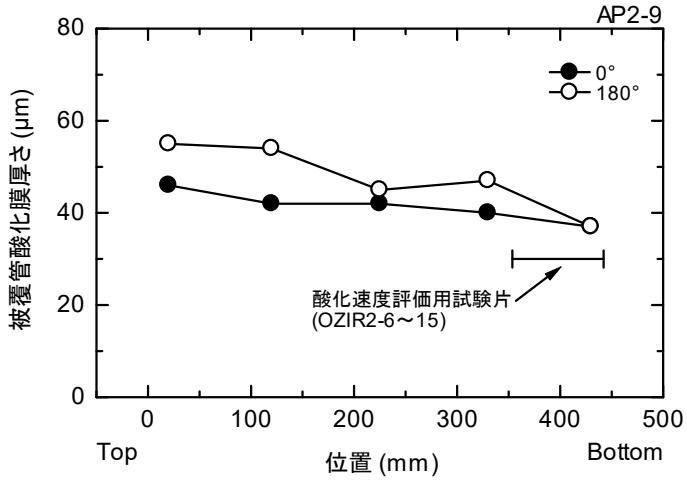


図 4.5-18　酸化速度評価試験に用いる試験片の採取位置（AP2-9 セグメント）

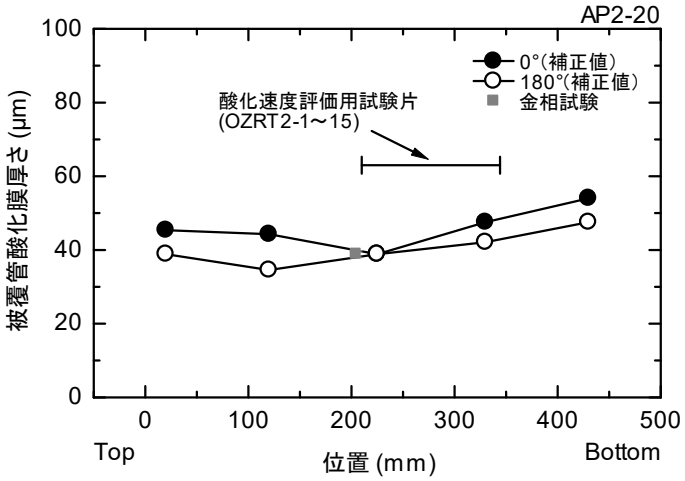


図 4.5-19　酸化速度評価試験に用いる試験片の採取位置（AP2-20 セグメント）

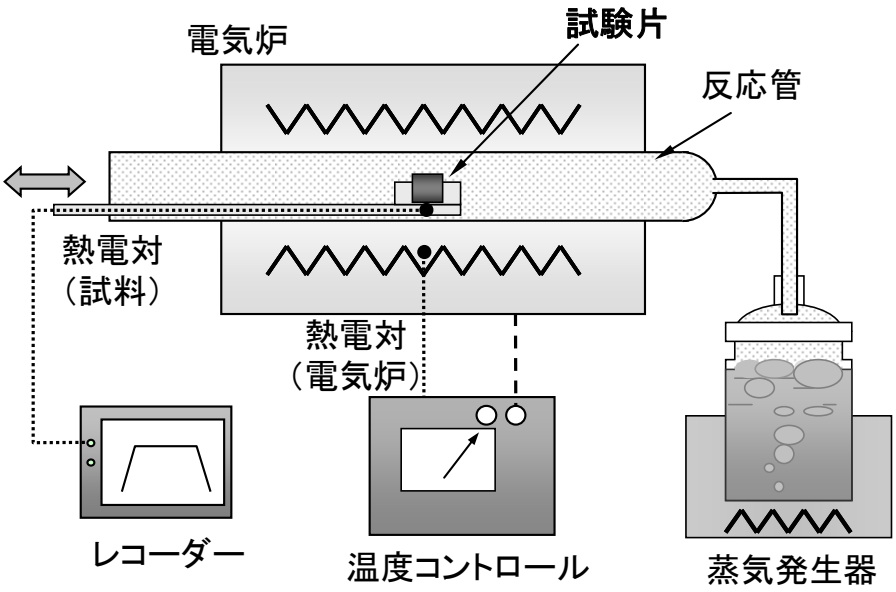


図 4.5-20　酸化速度評価試験装置の概略

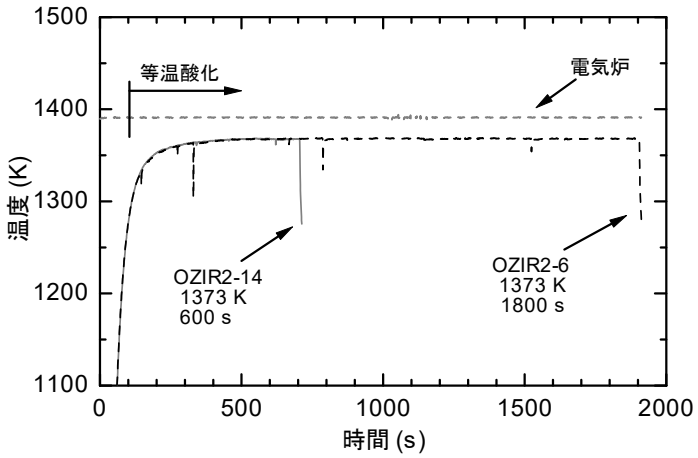


図 4.5-21　酸化温度 1373 K で実施した酸化速度評価試験中の温度履歴（OZIR2）

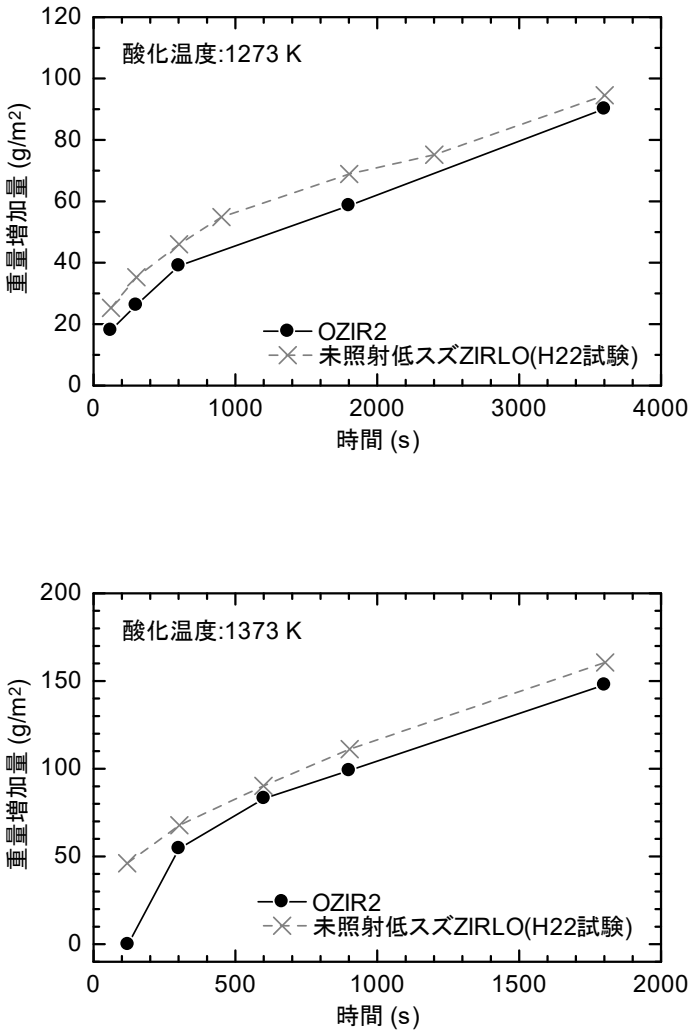


図 4.5-22　酸化速度評価試験後の重量増加量（OZIR2）

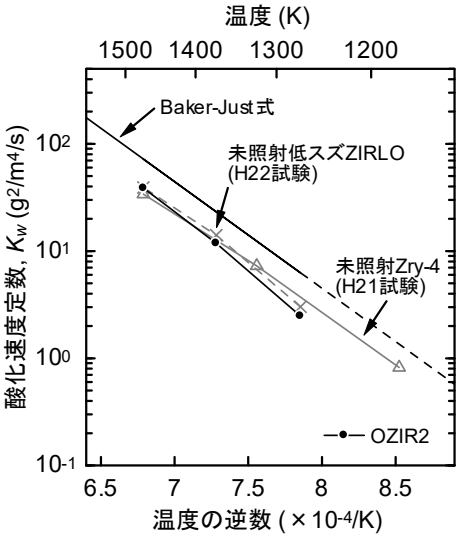


図 4.5-23　酸化速度定数の温度依存性（OZIR2）

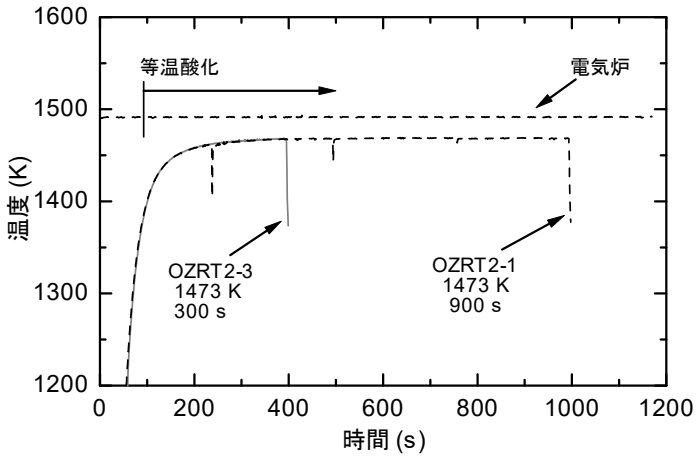


図 4.5-24　酸化温度 1473 K で実施した酸化速度評価試験中の温度履歴（OZRT2）

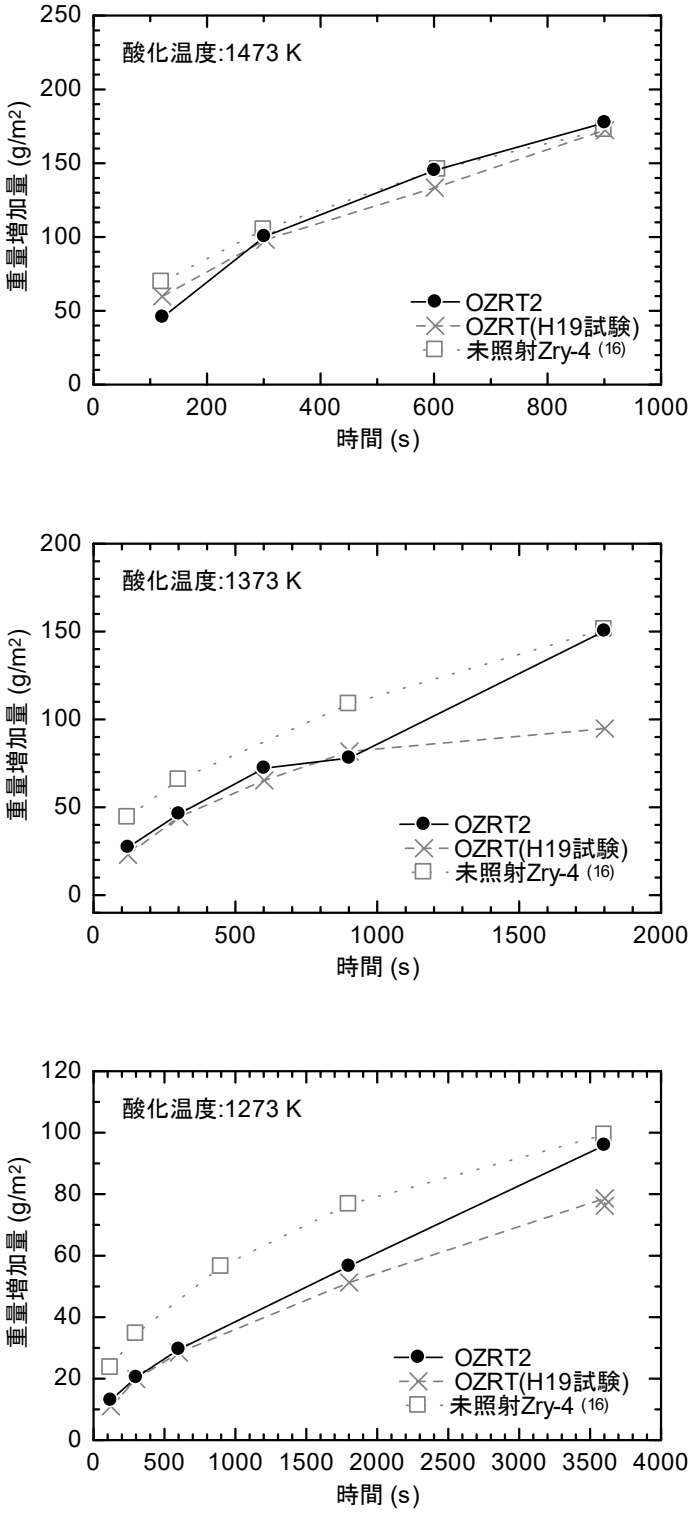


図 4.5-25　酸化速度評価試験後の重量増加量（OZRT2）

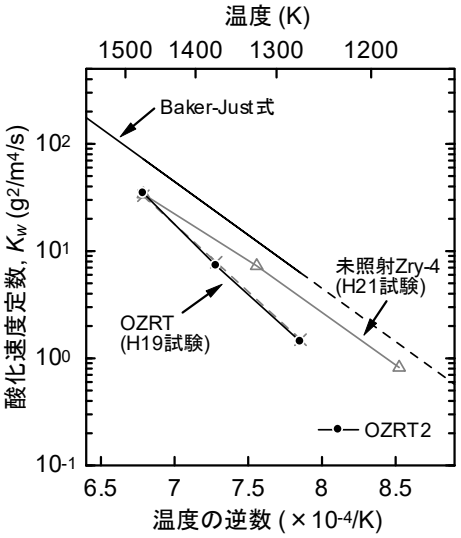


図 4.5-26　酸化速度定数の温度依存性（OZRT2）

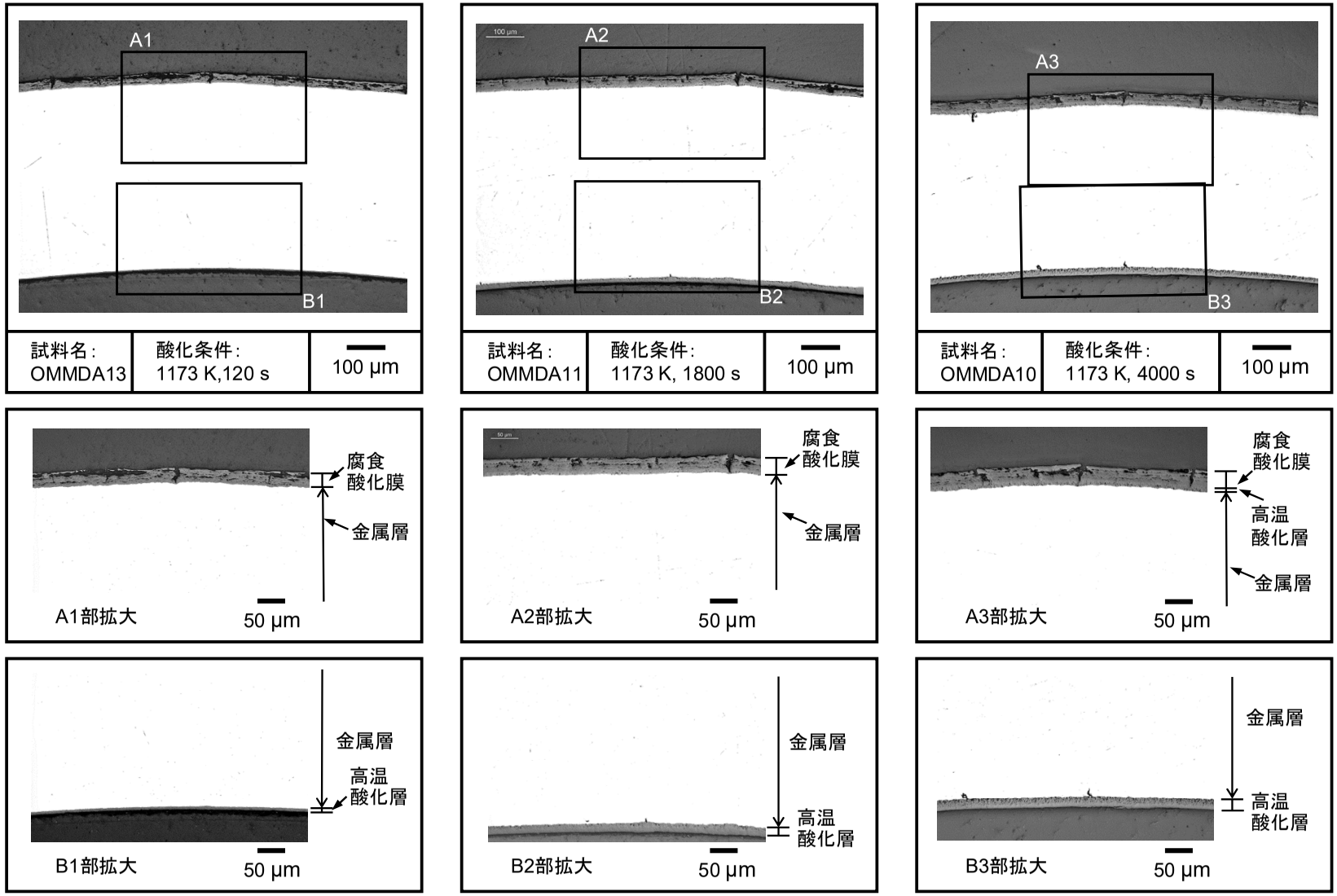


図 4.5-27 (1)　高燃焼度 M-MDA 被覆管の酸化速度評価試験後の試料断面（酸化温度：1173 K、腐食前）

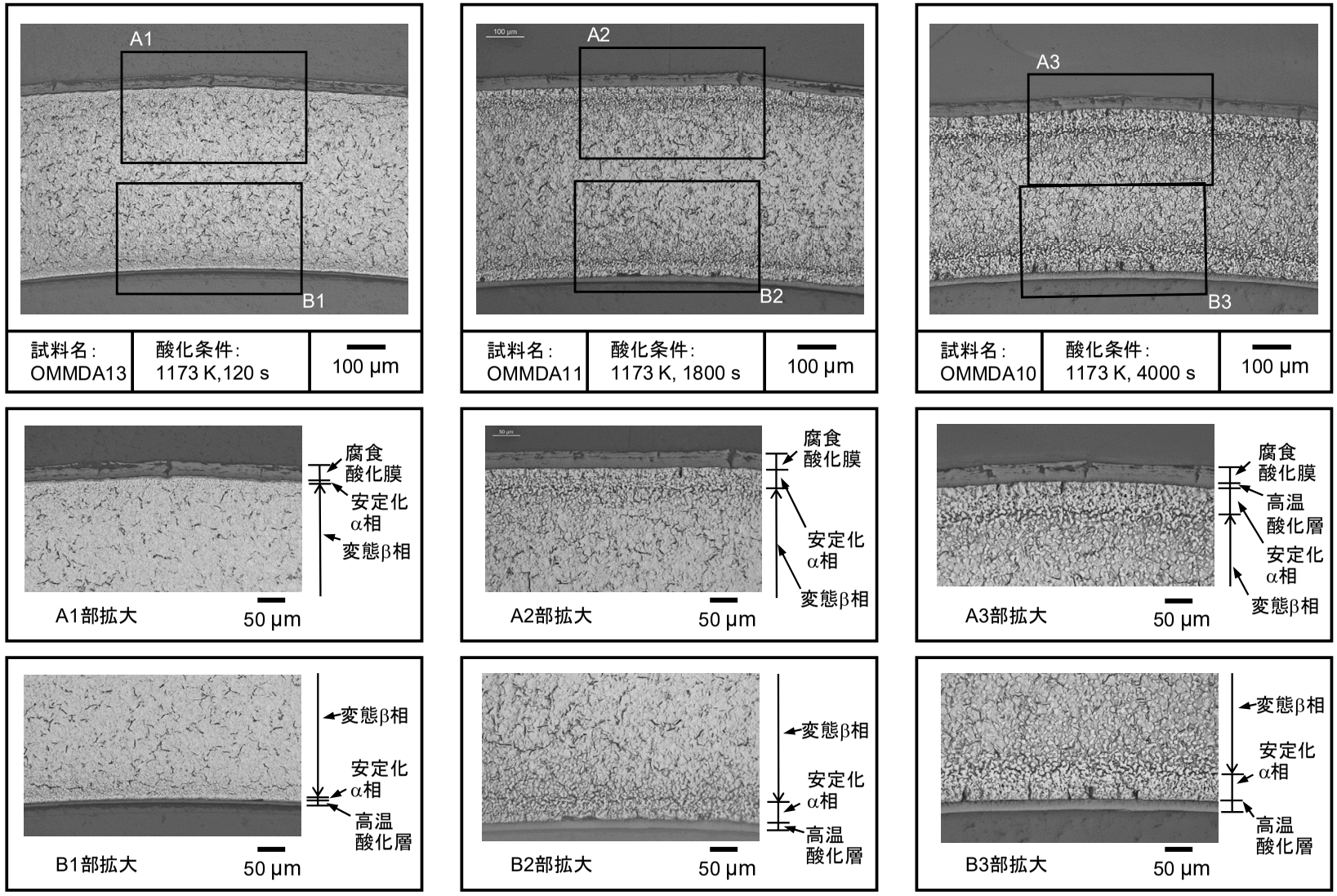


図 4.5-27 (2)　高燃焼度 M-MDA 被覆管の酸化速度評価試験後の試料断面（酸化温度：1173 K、腐食後）

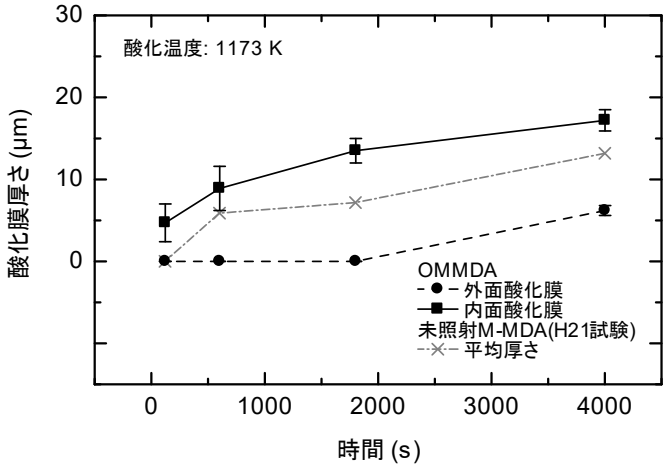


図 4.5-28　OMMDA の高温酸化層厚さと酸化時間の関係

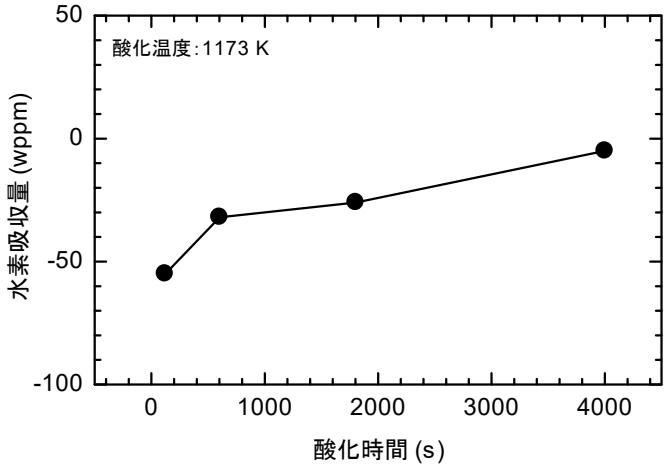


図 4.5-29　OMMDA 試料において酸化速度評価試験中に吸収された
水素量の酸化時間依存性

4.6　改良型燃料被覆管の照射成長試験

4.6.1　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。そこで、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、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照射試験によってこれら改良合金の照射成長に関するデータを取得する。

具体的には、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。

4.6.2　照射成長試験に供する材料の選定、照射条件及び試験片の配置

(1) 供試材の選定

(a) 材料

高燃焼度化に伴う軽水炉燃料被覆管の外表面腐食量や水素吸収量を抑えるため、種々の改良型被覆管合金が開発されている。近い将来、国内の発電炉に導入される可能性の高いものについて入手し、試験に供する。

また、PWR と異なる型式の発電炉で使用実績があり上記の改良合金と成分が似ている合金、ならびに製造条件の異なる被覆管についても入手して試験に供し、上記の改良合金の結果と比較することにより、合金成分や被覆管の加工及び熱処理条件等が照射成長挙動に及ぼす影響を把握する。

さらに、高燃焼度領域では燃料被覆管の水素吸収量が増加することから、この水素吸収が照射成長に及ぼす影響を評価するため、一部の材料について水素を吸収させたものを作製し、試験に供する。

供試材の合金組成を表 4.6.2-1 にまとめる。

(b) 試験片の数、寸法等

得られる結果の再現性、寸法依存性を確認するため、同じ材料について複数の試験片を準

備し、本照射成長試験に供する。

従来の被覆管材料を用いた燃料棒の場合に燃焼度 60GWd/t 相当の高速中性子照射量における照射成長が 1%程度[1]であること、ならびに試験炉施設での長さ測定精度が 1μm 程度であることから、照射成長量を有効数字 3 桁程度で測定するためには、100mm 程度の試験片長さが必要と考えられる。また、長さの異なる試験片を同じ条件で照射して、試験片の寸法が測定結果に及ぼす影響について把握する必要がある。加えて、本照射成長試験を実施するハルデン炉において、炉心軸方向中性子束分布がほぼフラットとなる領域の幅が 150mm 程度であることを考慮すると、50 および 100mm の 2 種類の長さを有する試験片を準備し、試験に用いるのが妥当と考えられる。

また、得られる結果の再現性を確認するため、一部の材料については同一条件で複数の試験片を照射することにする。

(2) 照射条件

PWR 冷却水条件を模擬した条件で本照射成長試験を実施する。試験片装荷部の冷却材温度は、PWR の冷却材平均温度及び出口温度に近い 300 及び 320 ℃(573 及び 593K)、冷却材圧力は 155 bar (15.5MPa)を目標とする。また、ハルデン炉の冷却材温度 240 ℃(513K)においても照射し、照射成長挙動と照射中の温度との関係を調べる。

300 及び 320 ℃(573 及び 593K)の照射における水化学条件については、ホウ素濃度、リチウム濃度、溶存酸素濃度及び溶存水素濃度に関して典型的な PWR 冷却水条件を模擬するようにし、照射成長試験中にはこれらの濃度が妥当な値に保持されていることを定期的にチェックする。240 ℃(513K)の照射における水化学条件はハルデン炉冷却材条件(運転中は重水沸騰、圧力 3.4MPa)であり、同炉施設の管理のため溶存重水素濃度、電導率、不純物濃度、等が定期的にチェックされている。

(3) 試験片の配置と製作

以上の検討に基づき、平成 22 年度に 2 種類の照射試験リグ(IFA-735 及び IFA-736)を設計製作した[2]。これらの照射試験リグには試験片装荷用のホルダが設けられており、ホルダ 1 箇所あたり内側と外側の 2 個の試験片を装荷できるようになっている。

IFA-735 は、炉心軸方向の 2 領域（上部及び下部）に長さ 50mm および 100mm の試験片をそれぞれ 14 個ずつ、計 28 個を装荷することができる。IFA-736 は、炉心軸方向の 3 領域（上部、中間及び下部）に長さ 50mm の試験片をそれぞれ 14 個ずつ、計 42 個を装荷することができる。また、PWR を模擬した冷却材温度および圧力下で試験片の照射を行うため、圧力フラスコ内にこれらの照射試験リグを装荷する。照射試験リグ IFA-735 および IFA-736 を装荷する圧力フラスコは、それぞれ FFA-030-S および FFA-031-S である。IFA-735 を装荷する FFA-030-S の外側には、ハルデン炉冷却材条件で試験片の照射を行うためのホルダが設けられており、長さ 100mm の試験片を 12 個装荷することができる。

試験片の形状と試験片装荷部の構造の例を図 4.6.2-1 に示す。また、各照射試験リグ内での試験片の配置を表 4.6.2-2 に示す。

試験片の製作は平成 23 年度に実施した[3]。

4.6.3 試験片のハルデン炉照射及び冷却材ループ運転状況

(1) ハルデン炉運転中の計装データ等の取得及び管理

照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 の両方について、ハルデン炉運転中の計装データ等は、各照射サイクルの期間にわたって、5 秒間隔のオンライン測定及び 15 分間隔のオフライン測定で取得された。

リグ内を流れる冷却材の水化学条件については、ハルデン炉運転期間中、定期的(1～3 日おき)に測定した。分析元素はホウ素及びリチウムであり、冷却材の pH も測定した。

(2) 照射履歴

平成 28 年度の照射成長試験に関する試験条件の目標値は以下の通りである。照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 とも、ハルデン炉に設置されている、PWR 条件を模擬できる冷却材ループ(Loop 6)に接続され照射された。

照射試験リグ	冷却材入口目標温度	冷却材ループ圧力	冷却材流量
IFA-735	307±2 (℃) (580±2 (K))	162±2 (bar) (16.2±0.2 (MPa))	250±50 (*l* /min)
IFA-736	333±2 (℃) (606±2 (K))		300±50 (*l* /min)

照射試験は平成 23 年度に開始され同年度中に第 1 照射サイクルを、平成 24 年度に第 2 及び第 3 照射サイクルを、平成 25 年度に第 4 及び第 5 照射サイクルを、平成 26 年度に第 6 及び第 7 照射サイクルを、平成 27 年度に第 8 及び第 9 照射サイクルを終了した[4]。第 10 照射サイクルは、2016 年 7 月から 10 月まで実施された。この間の原子炉運転日数は約 80 日であった。この期間中、ハルデン炉は定常運転状態にあり、その熱出力は 18～18.5 MW であった。照射開始から第 10 照射サイクル終了までの原子炉運転状況及び Loop 6 の熱水力条件を図 4.6.3-1 及び 2 に示す。

なお、第 10 照射サイクル中には、緊急の修理作業のための炉停止が 2 回、スクラム及びこれに関連する緊急の修理作業による炉停止が 1 回あった。

両照射試験リグ内を流れる冷却材中ホウ素及びリチウム濃度並びに冷却材 pH に関し、照射期間中の平均値を以下に示す。溶存水素濃度については図 4.6.3-3 に示す。

・ホウ素濃度：約 1000 (ppm)

・リチウム濃度：約 4.6 (ppm)

・pH：約 7.3

(3) 計装の状態

照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 に係る計装は、第 10 照射サイクル終了までの期間中、全て健全に動作しており、照射初期に不安定な挙動を示している中性子検出器を除いて特に異常な様子は認められなかった。現時点では、IFA-735 の中性子検出器出力を利用することで IFA-735 及び IFA-736 の中性子束の評価を行っている。

IFA-735 及び IFA-736 に設置された中性子検出器は熱中性子束測定用のバナジウム型であるため、本照射成長試験で重要なパラメータである高速中性子束の直接測定には適していない。高速中性子束については、バナジウム中性子検出器とこれらのリグ内に装荷されたフルエンスモニタ(コバルトーアルミニウム、ニッケル、鉄のワイヤの放射化分析を利用)から別途評価する予定である。

ハルデン炉の典型的な炉心軸方向中性子束分布に基づき、試験片装荷領域における中性子束分布を評価した。その結果を図 4.6.3-4 に示す。現時点で、試験片領域間の中性子束の差は、照射試験リグによらず 1%以内と評価された。

(4) 試験片装荷領域の温度並びに高速中性子束及び高速中性子フラックスの評価

(a) 試験片装荷領域の温度評価

照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 の試験片装荷領域における温度の評価値(*TS*)を求めるため、冷却材の照射試験リグ入口(*TIA*)及び出口(*TOA*)における平均温度、照射試験リグ内を下降上昇する冷却材間の熱伝達、照射試験リグ内冷却材と原子炉減速材間の熱伝達及び炉内ガンマ発熱を考慮したモデルを構築し、収束計算を行った。その計算結果を定式化することで次式を得た。

$$TS = (2 \times TIA + TOA)/3 + 1.3 \qquad (1)$$

この式により評価された試験片装荷領域における温度は、第 10 照射サイクルにおいて、IFA-735 の場合 298～301℃、IFA-736 の場合 317～320℃であった。なお、モデル計算の結果によれば、*TS* が高くなるほど試験片装荷領域での温度分布が大きくなる傾向が見られたが、その最高と最低の差は、*TS* が 320℃付近の場合でも 1℃以下と評価されている。照射開始から第 10 照射サイクル終了までの評価温度(*TS*)の履歴を図 4.6.3-5 に示す。

IFA-735 の装荷された圧力フラスコ(FFA-030-S)の外表面に装荷された試験片については、ハルデン炉内を流れる冷却材(重水)に接していることからその照射中の温度はハルデン炉内の冷却材温度と同等と考えられる。これらの試験片の温度履歴を図 4.6.3-5 に合わせて示す。

(b) 高速中性子束及び高速中性子フルエンス

照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 の高速中性子束及び高速中性子フルエンスについては、IFA-735 内に装荷された中性子検出器の出力に基づき評価した。これらの中性子検出器はバナジウム型であり、その検出特性から高速中性子束を直接測定することができない。そこで、ハルデン炉で使用されている核計算コード(HELIOS)を利用し、以下のようなバナジウム型中性子検出器の出力と高速中性子束との関係式を求め、これを利用して照射試験リグ内の高速中性子束を評価した。

$$\Phi = FRND \cdot ND \qquad (2)$$

ここで、*FRND* はブースター燃料の燃焼度に依存する係数である。ハルデン炉における過去の実績によれば、この方法による評価値には 10～20%の不確かさがあると考えられる。

照射開始から第 10 照射サイクル終了までの照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 の高速中性子束履歴を図 4.6.3-6 に、また高速中性子フルエンス履歴を図 4.6.3-7 に示す。これらの図から分かるように、両照射試験リグとも、第 10 照射サイクル終了時に達した高速中性子フルエンスは約 6.7×10^{21} (n/cm^2)と評価される。但し、これは暫定値であり、今後フルエンスモニタを用いてこの評価値の妥当性を確認する予定である。

4.6.4　試験片に係る中間検査

ハルデン炉には年 2 回の定期停止期間があり、この期間に照射試験リグを取出して試験片の中間検査を実施した。中間検査項目は、試験片の外観観察、試験片長さ及び重量の測定である。照射試験リグから取り出した試験片は、超音波洗浄後 100℃で 1 時間乾燥させ、各検査に供した。

なお、外観観察と試験片重量測定は試験片に異常な腐食等が生じていないことを確認するため、試験片長さ測定は照射成長量を評価するために実施している。また、酸化膜(腐食膜)の形成が試験片長さ測定量に影響を及ぼす可能性があるが、この影響の補正を正確に行うためには試験片の破壊試験(試験片断面金相観察)が必要となる。破壊試験を実施した場合、それ以降の試験片の照射試験が継続できなくなるため、この影響の補正については、中間検査で得られた試験片の重量測定結果及び炉内照射全期間終了後に計画されている破壊試験(酸化膜厚さ測定)の結果に基づき一括して行う予定である。

(1)　外観観察結果

図 4.6.4-1 及び-2 に示す。いずれの試験片についても異常な腐食等は生じていなかった。

(2)　試験片長さ測定結果

表 4.6.4-1 及び-2 に示す。ここで、試験片長さ測定の誤差(1σ)は、測定機器の精度及び

再現性から 2.8x10^{-3} (mm)と評価され、この値に基づくと、初期長さに対する試験片伸び量の比の評価誤差(1 σ)は、50 及び 100mm の試験片でそれぞれ 5.7x10^{-5} 及び 2.8x10^{-5} である。

第 9 及び第 10 照射サイクル終了時点での相対伸び量と高速中性子フルエンスとの関係を図 4.6.4-3 及び-4 に示す。

(3) 試験片重量測定結果

表 4.6.4-3 及び-4 に示す。ここで、試験片重量測定の誤差(1σ)は、測定機器の精度及び再現性から 2.8x10^{-2}(mg)と評価された。

第 9 及び第 10 照射サイクル終了時点での試験片単位面積当たりの増量(mg/dm^2)と高速中性子フルエンスとの関係を図 4.6.4-5 及び-6 に示す。ここで、試験片の表面積は製作仕様値に基づいて評価した。また、試験片重量測定の誤差に基づき評価した、試験片の単位面積当たりの増量の評価誤差(1σ)は、50 及び 100mm の試験片でそれぞれ 0.54 及び 0.27(mg/dm^2)である。

なお、理論密度の ZrO_2 が酸化膜として試験片表面に形成されると仮定した場合、照射温度 320℃の ZIRLO(RX)及び E635M を除き、第 10 照射サイクル終了時点での酸化膜厚さは 3～8μm のオーダーと評価される。照射温度 320℃の ZIRLO(RX)及び E635M については、第 10 照射サイクル終了時点での酸化膜厚さは 10～13μm のオーダーと評価される。

4.6.5 改良型燃料被覆管の照射成長試験のまとめ

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 年度より実施している。

平成 28 年度には、昨年度に引続き２つの照射試験リグ(IFA-735 及び-736)を用いて試験片の照射を実施し、試験片に照射された高速中性子フルエンスは約 6.7×10^{21} (n/cm^2)に到達した。また、原子炉の停止期間中に試験片の中間検査を実施した。中間検査項目として、外観観察、試験片の長さ測定及び重量測定を行った。長さの変化量（伸び量）及び重量増量は試験片の種類によって異なる傾向が見られているが、その関係を定量的に把握、議論するためには、照射を継続しさらにデータを蓄積する必要がある。

表 4.6.2-1　改良型燃料被覆管の照射成長試験に供する材料の合金組成

合金名	組成（wt%）						備考
	Nb	Sn	Fe	Cr	O	Zr	
M5	1.0	–	0.04	–	0.14	Bal.	
M-MDA	0.5	0.5	0.3	0.4	–		
Q12	1.0	0.5	0.1	–	0.14		
J-Alloy_J2	1.6	–	–	0.1	0.1		
J-Alloy_J3	2.5	–	–	–	0.1		
Opt-ZIRLO	1	0.67	0.1	–	–		
Zircaloy-4	–	1.20–1.70	0.18-0.24	0.07–0.13	0.09–0.13	Bal.	比較対照材料
ZIRLO	0.9–1.13	0.90–1.2	0.1	–	0.09–0.15		
E110opt	1.0	–	0.04	–	–		
E635M	0.8	0.8	0.35	–	–		

表 4.6.2-2　照射試験リグ内での試験片の配置

(a) IFA-735

・目標温度 240℃(513K)：圧力フラスコ FFA-030-S 上。ホルダ 1 箇所当たり試験片 1 個を装荷。

ホルダ位置	材質 [a] (長さ 10cm)	ホルダ位置	材質 [a] (長さ 10cm)
1	M5	7	M5
2	Zry-4(RX)	8	Zry-4(RX)
3	Zry-4(SR)	9	Zry-4(RX)+H*
4	M-MDA(SR)	10	M-MDA(RX)
5	J-Alloy_J2	11	Opt-ZIRLO(P-RX)
6	J-Alloy_J3	12	ZIRLO(RX)

・目標温度 300℃(573K)

ホルダ位置	材質 [a]			
	軸方向位置 1 (リグ下部、長さ 10cm)		軸方向位置 2 (リグ上部、長さ 5cm)	
	ホルダ内側	ホルダ外側	ホルダ内側	ホルダ外側
1	M5	M5	M - MDA(RX)	M5
2	Zry-4(RX)	Zry - 4(RX)	M - MDA(RX)+H*	M5+H*
3	J-Alloy_J3	Zry - 4(SR)	J - Alloy_J2	Zry - 4(RX)
4	ZIRLO(RX)	M - MDA(SR)	J - Alloy_J2(RX)+H*	Zry - 4(RX)+H*
5	Opt-ZIRLO(P-RX)	M - MDA(RX)	Zry-4(SR, High-Q)	Zry - 4(SR)
6	ZIRLO(SR)	J - Alloy_J2	Zry-4(RX, High-Q)	M - MDA(SR)
7	Zry-4(CW, High-Q)	Zry-4(CW)	Zry-4(RX, High-Q)+H*	M - MDA(SR)+H*

[a] CW:冷間加工材、SR:応力除去焼鈍材、RX:再結晶焼鈍材、P-RX:部分的再結晶焼鈍材、H*:約 200ppm 水素吸収処理材、High-Q:高 Q 値※材(Q=4)。

※ Q 値は、次式で定義される(t_0：管への加工前の肉厚、t：管への加工後の肉厚、d_0：管への加工前の直径、d：管への加工後の直径)。

$$Q = \{(t_0 - t)/t_0\}/\{(d_0 - d)/d_0\}$$

(b) IFA-736

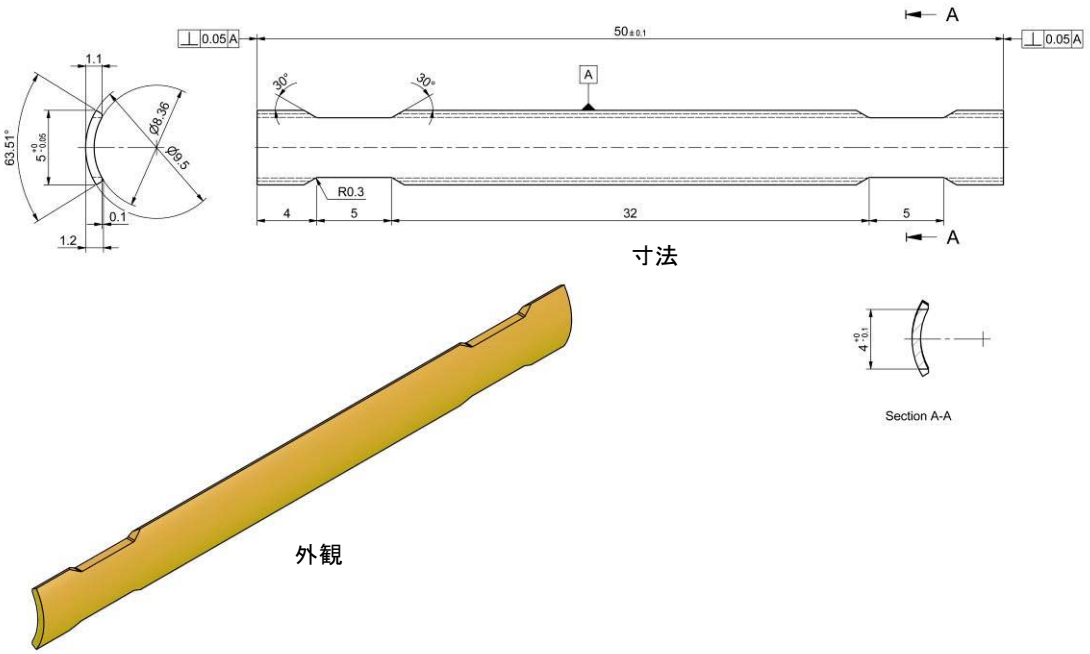
・目標温度 320℃(593K)

ホルダ位置	軸方向位置 1(リグ下部、長さ 5cm)		軸方向位置 2(リグ中央部、長さ 5cm)		軸方向位置 3(リグ上部、長さ 5cm)	
	ホルダ内側	ホルダ外側	ホルダ内側	ホルダ外側	ホルダ内側	ホルダ外側
1	J-Alloy_J3	M5	Opt-ZIRLO(P-RX)	M5	M - MDA(RX)	M5
2	ZIRLO(RX)	M5	ZIRLO(SR)	M5	M-MDA(RX)+H*	M5+H*
3	E110-Opt	Zry-4(RX)	J-Alloy_J3	Zry-4(RX)	J - Alloy_J2	Zry - 4(RX)
4	Zry-4(CW)	Zry-4(SR)	ZIRLO(RX)	Zry-4(SR)	J - Alloy_J2+H*	Zry-4(RX)+H*
5	Zry-4(CW, High-Q)	J-Alloy_J2	E110-Opt	M-MDA(SR)	Q12	Zry - 4(RX)+H**
6	Zry-4(RX, High-Q)	Opt-ZIRLO(P-RX)	Q12	M-MDA(RX)	Q12+H*	M - MDA(SR)
7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	ZIRLO(SR)	E635M	J - Alloy_J2	Q12+H**	M-MDA(SR)+H*

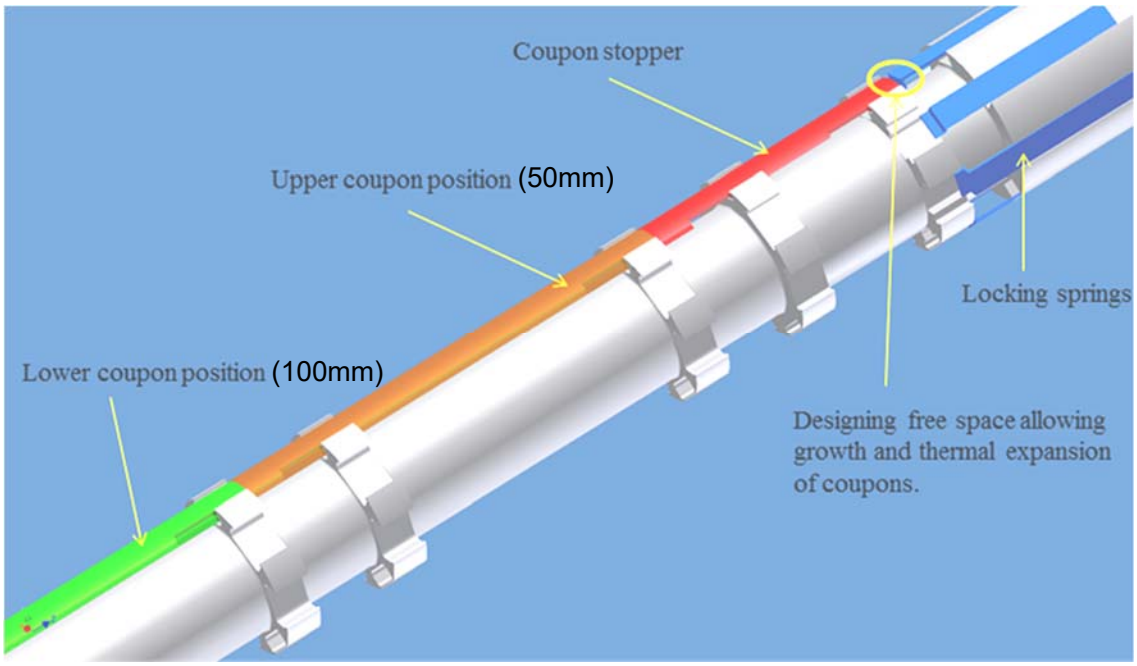
[a] CW:冷間加工材、SR:応力除去焼鈍材、RX:再結晶焼鈍材、P-RX:部分的再結晶焼鈍材、H*:約 200ppm 水素吸収処理材、H**:約 400ppm 水素吸収処理材、High-Q:高 Q 値※材(Q=4)

※ Q 値は、次式で定義される(t_0：管への加工前の肉厚、t：管への加工後の肉厚、d_0：管への加工前の直径、d：管への加工後の直径)。

$$Q = \{(t_0 - t)/t_0\}/\{(d_0 - d)/d_0\}$$



(a) 試験片の形状(長さ 50mm の場合)



(b) 試験片装荷部の構造(IFA-735 の場合)

図 4.6.2-1 試験片の形状と試験片装荷部の構造(拡大図)

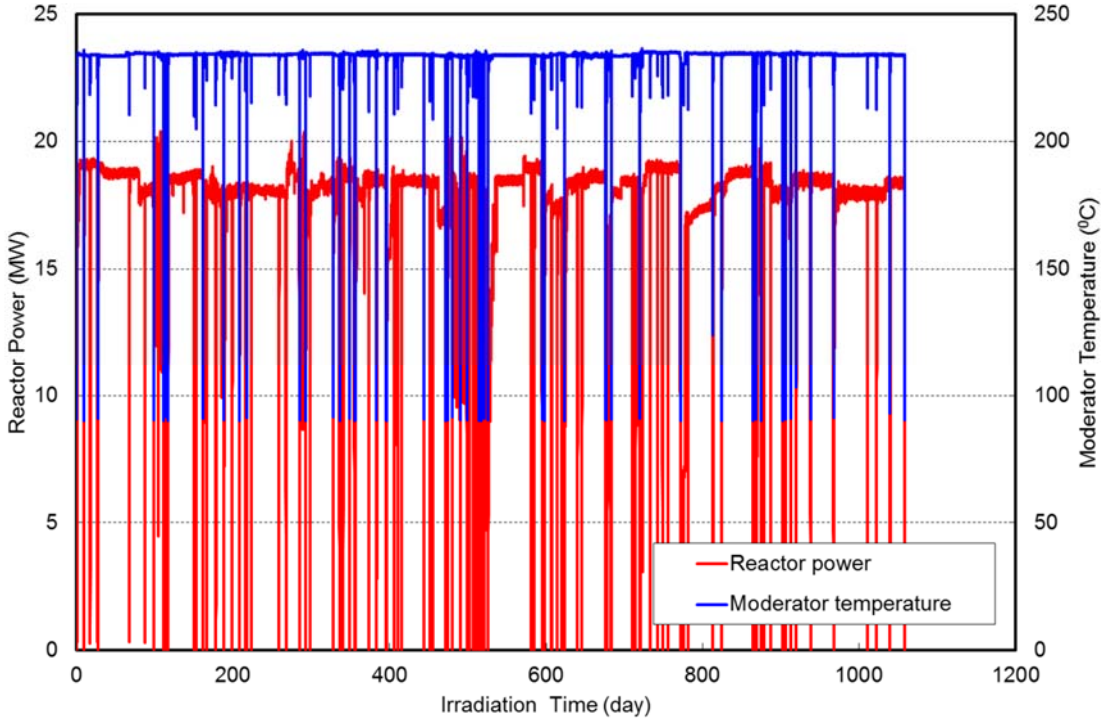
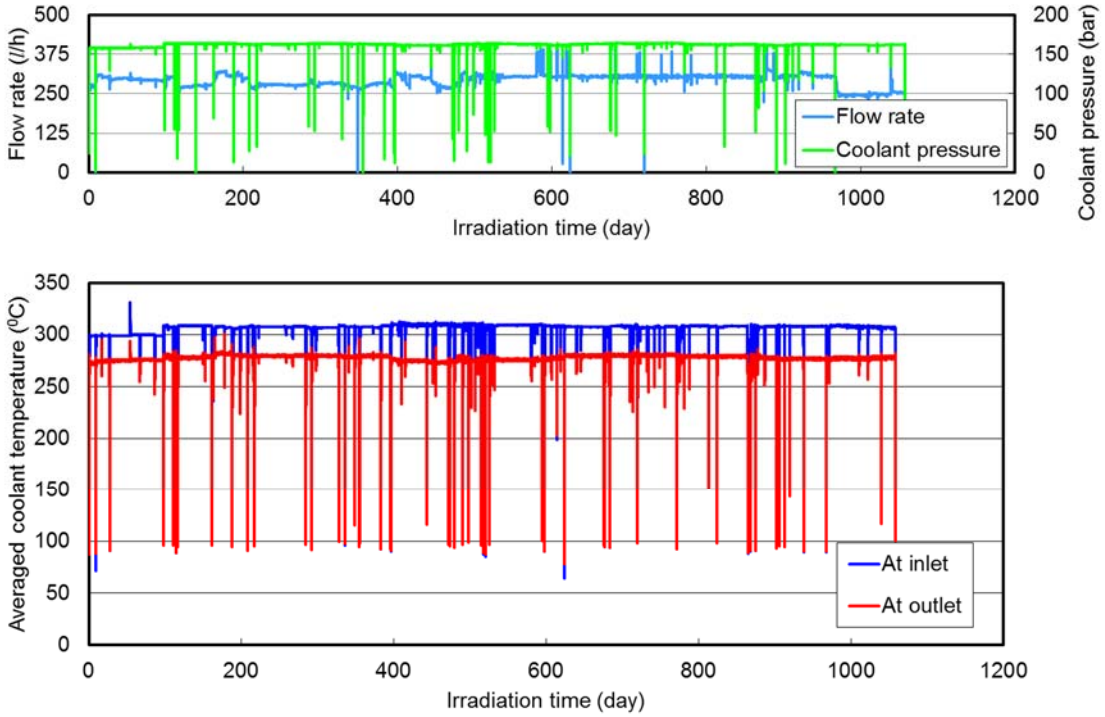
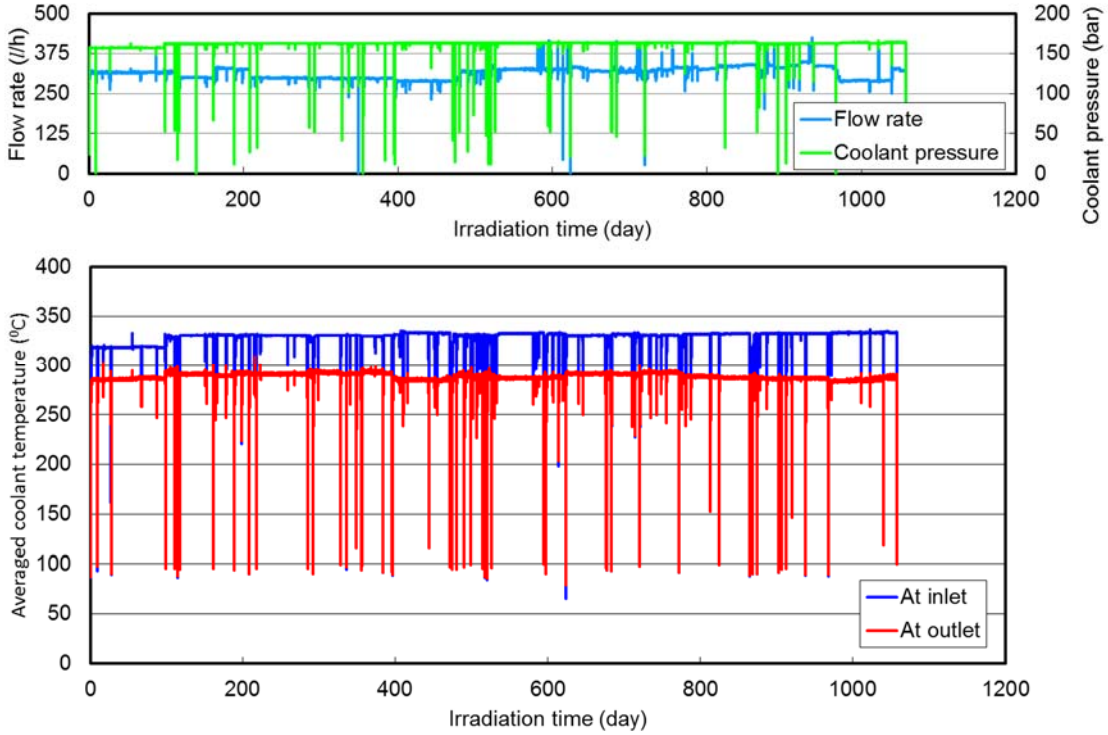


図 4.6.3-1　照射開始から第 10 照射サイクル終了までのハルデン炉熱出力及び減速材温度履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.6.3-2　照射開始から第 10 照射サイクル終了までの照射試験リグ内の熱水力条件の履歴

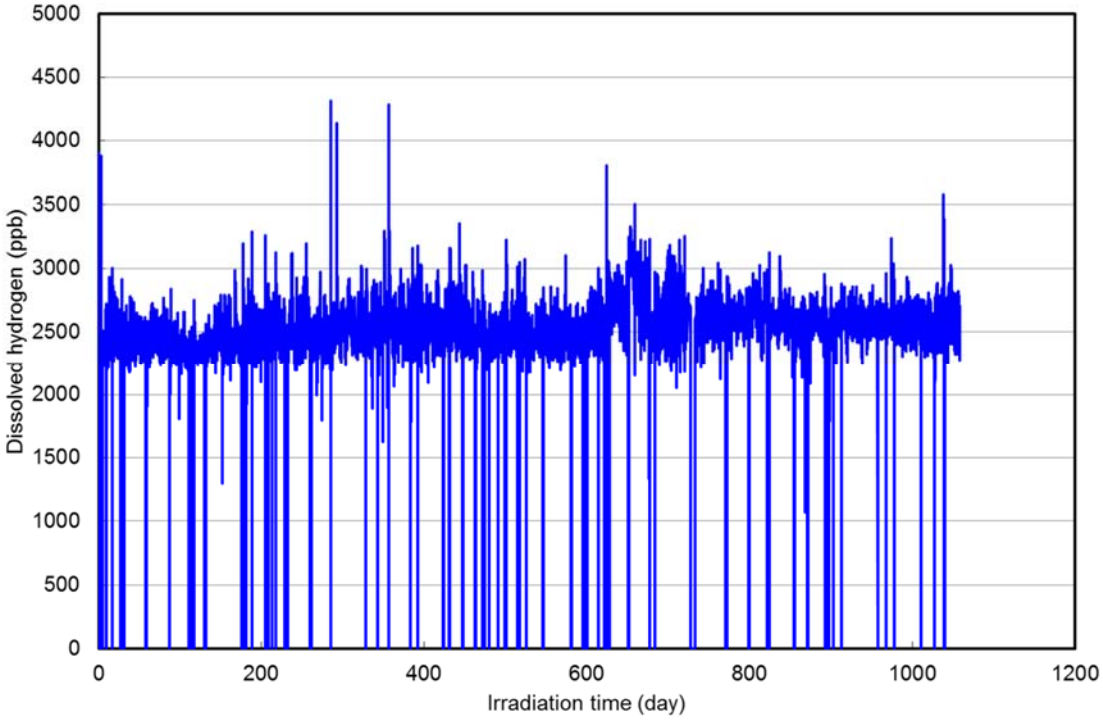


図 4.6.3-3　照射試験リグ内を流れる冷却材中溶存水素濃度の履歴

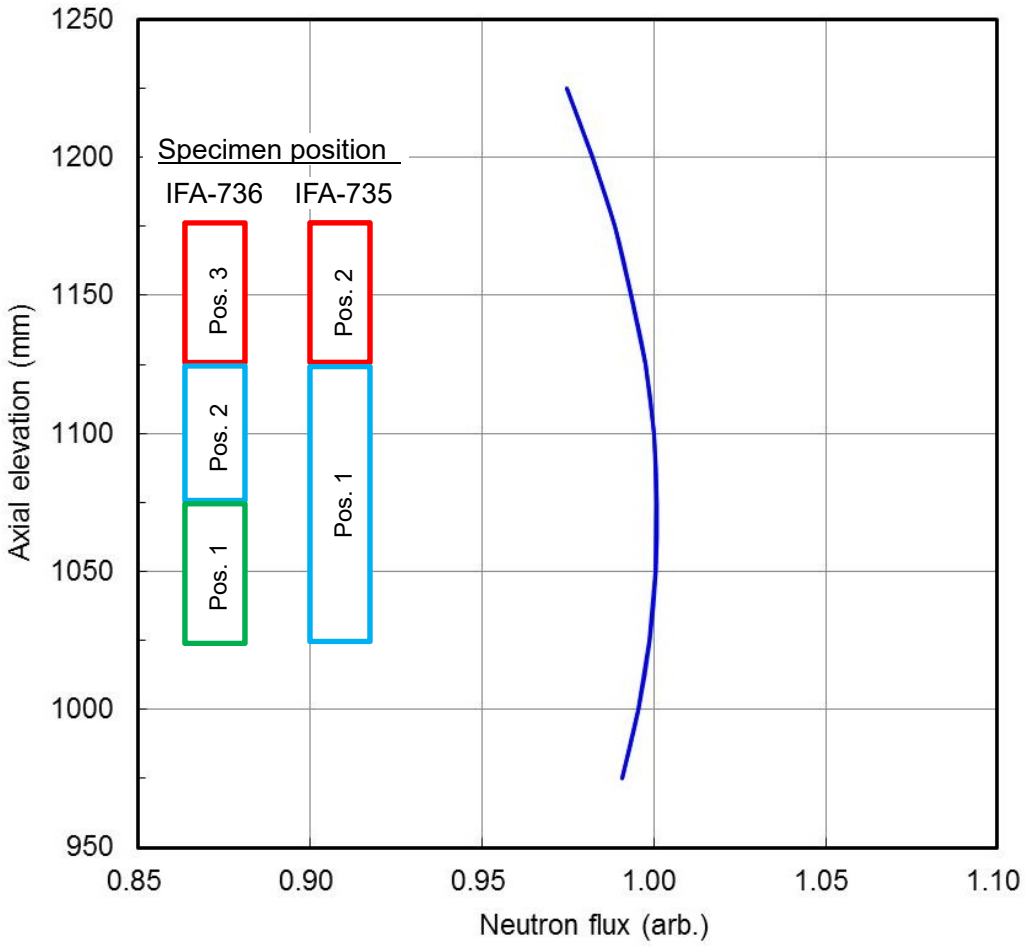
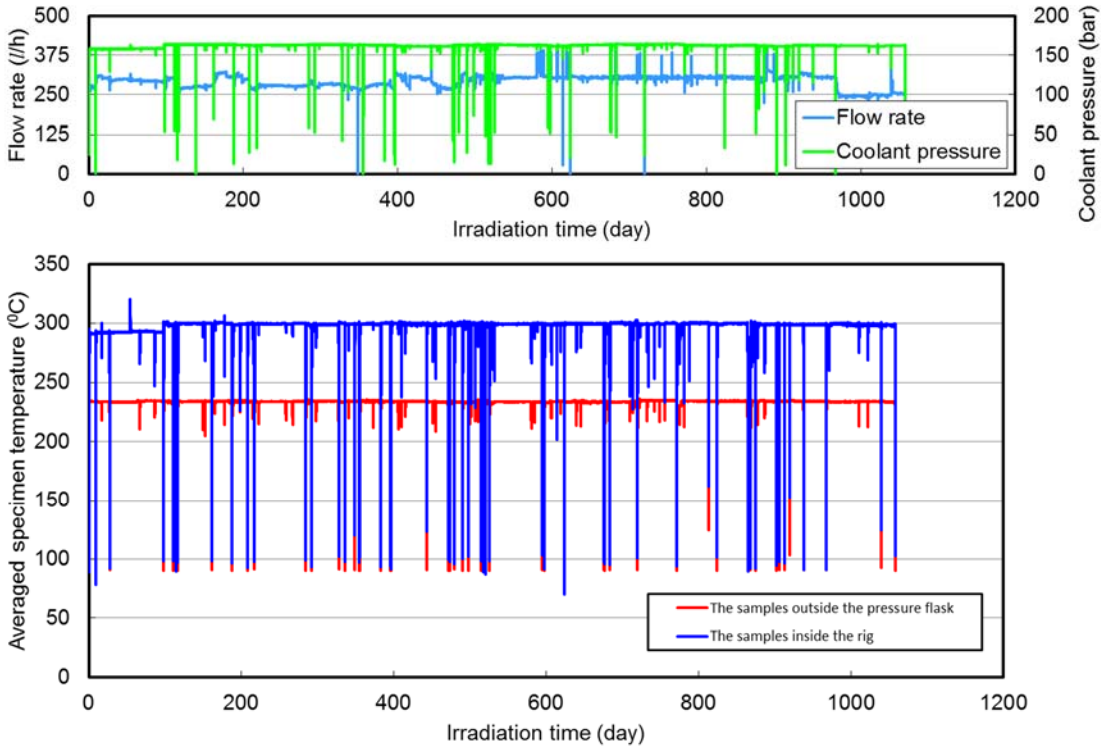
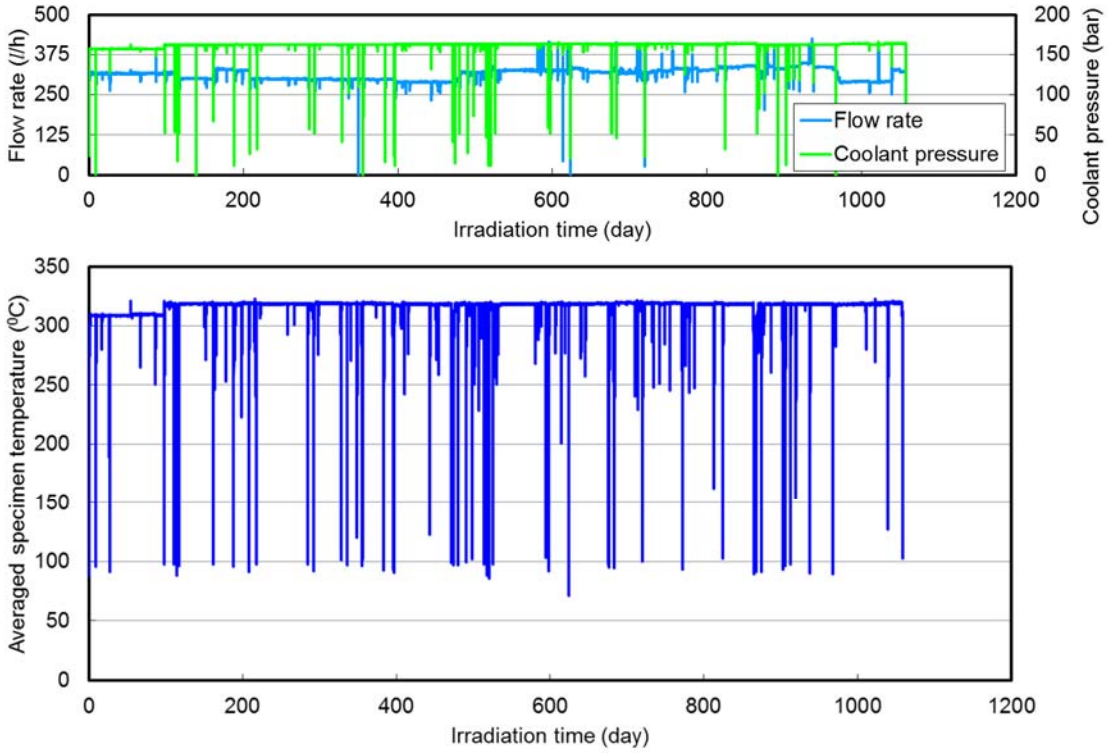


図 4.6.3-4　試験片近傍の炉心軸方向中性子束分布（ハルデン炉における典型例）

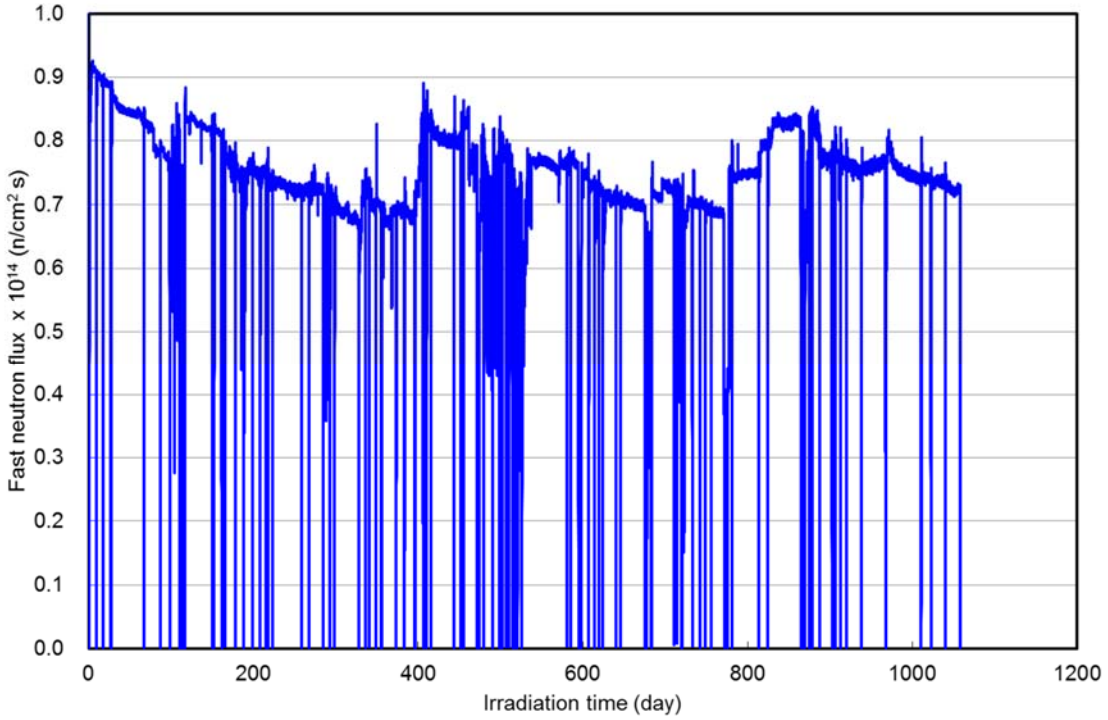


(a) IFA-735

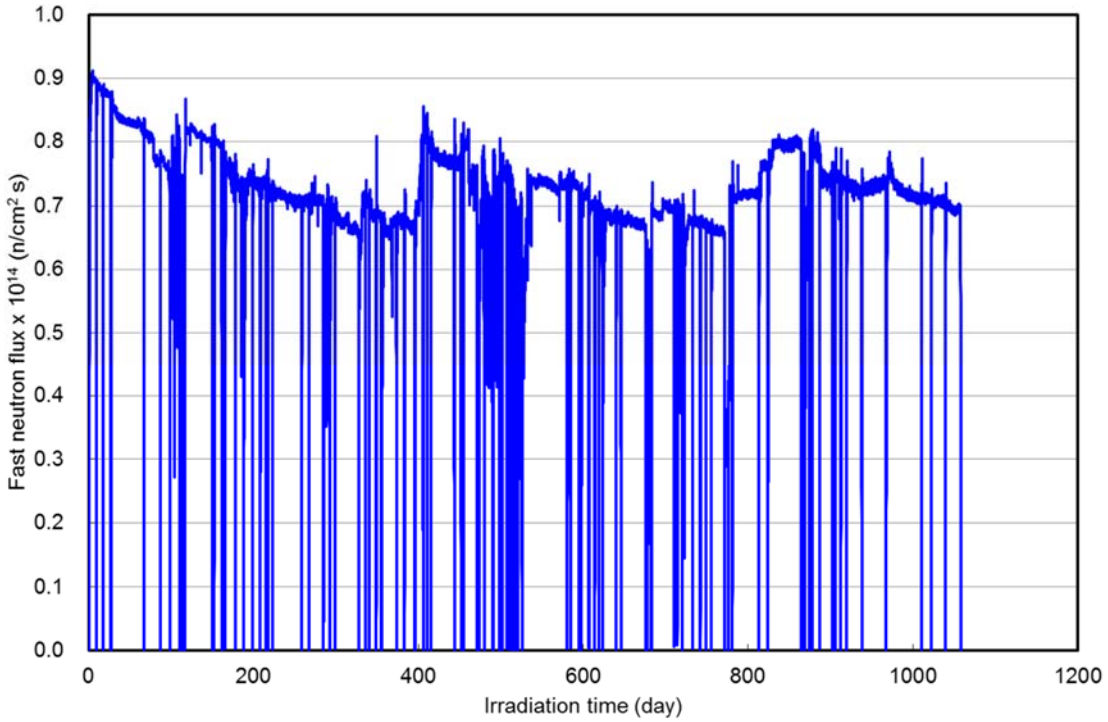


(b) IFA-736

図 4.6.3-5　照射開始から第 10 照射サイクル終了までの試験片の温度履歴

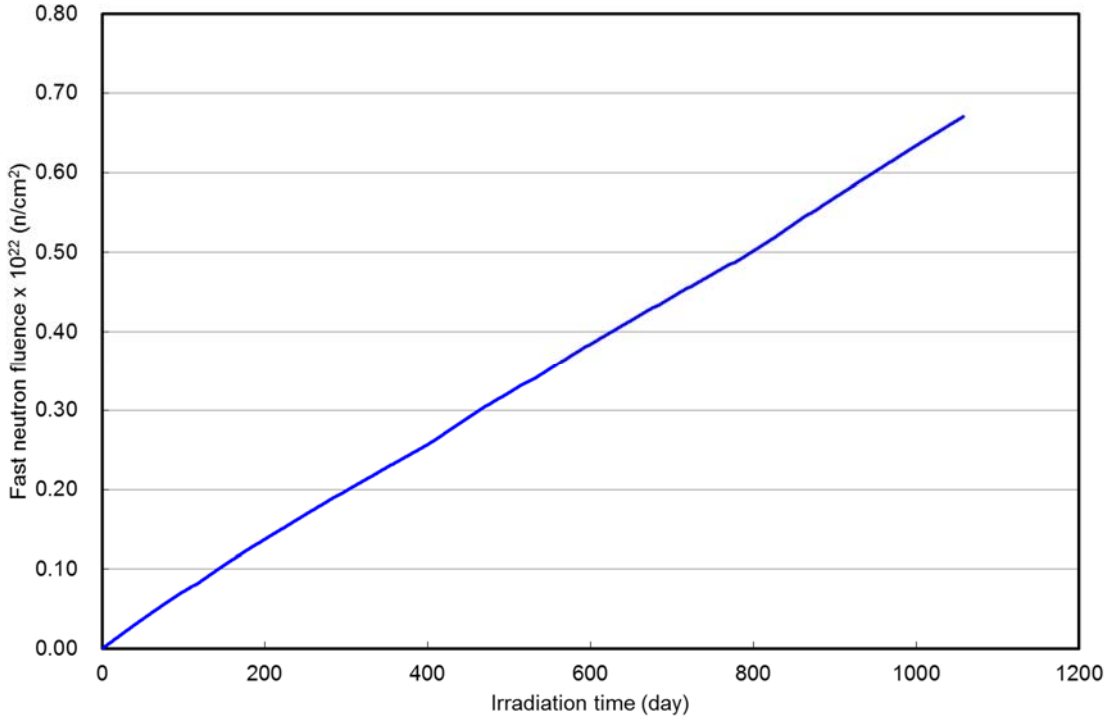


(a) IFA-735

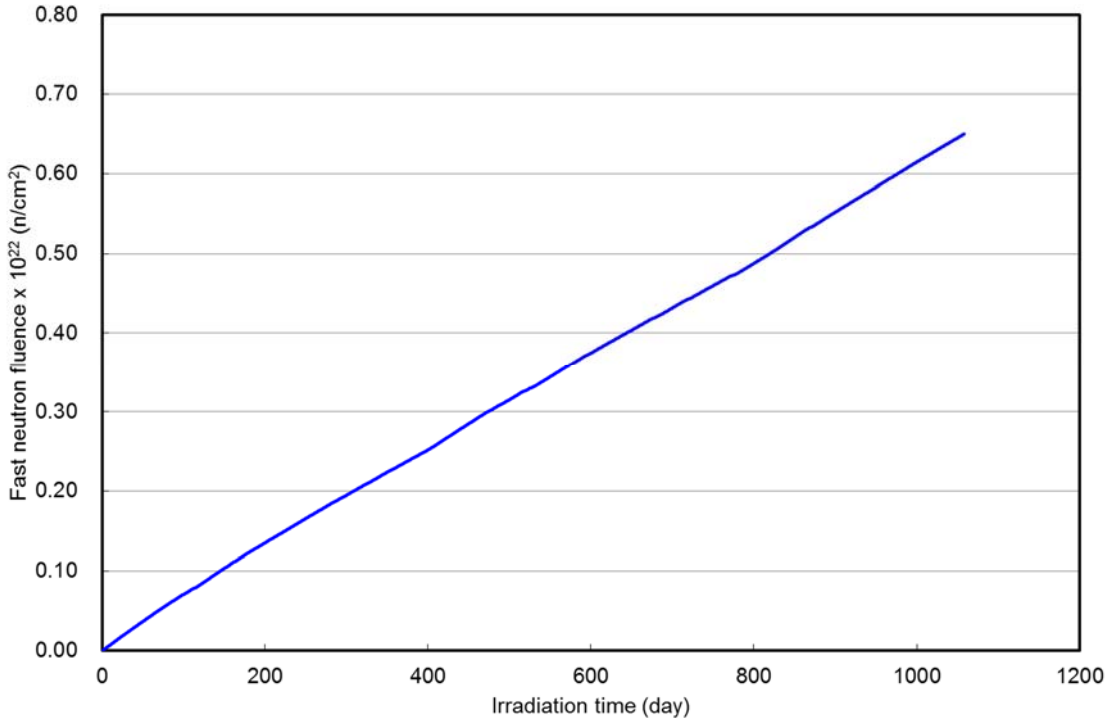


(b) IFA-736

図 4.6.3-6　照射開始から第 10 照射サイクル終了までの試験片領域での高速中性子束履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.6.3-7　照射開始から第 10 照射サイクル終了までの試験片領域での
高速中性子フルエンス履歴

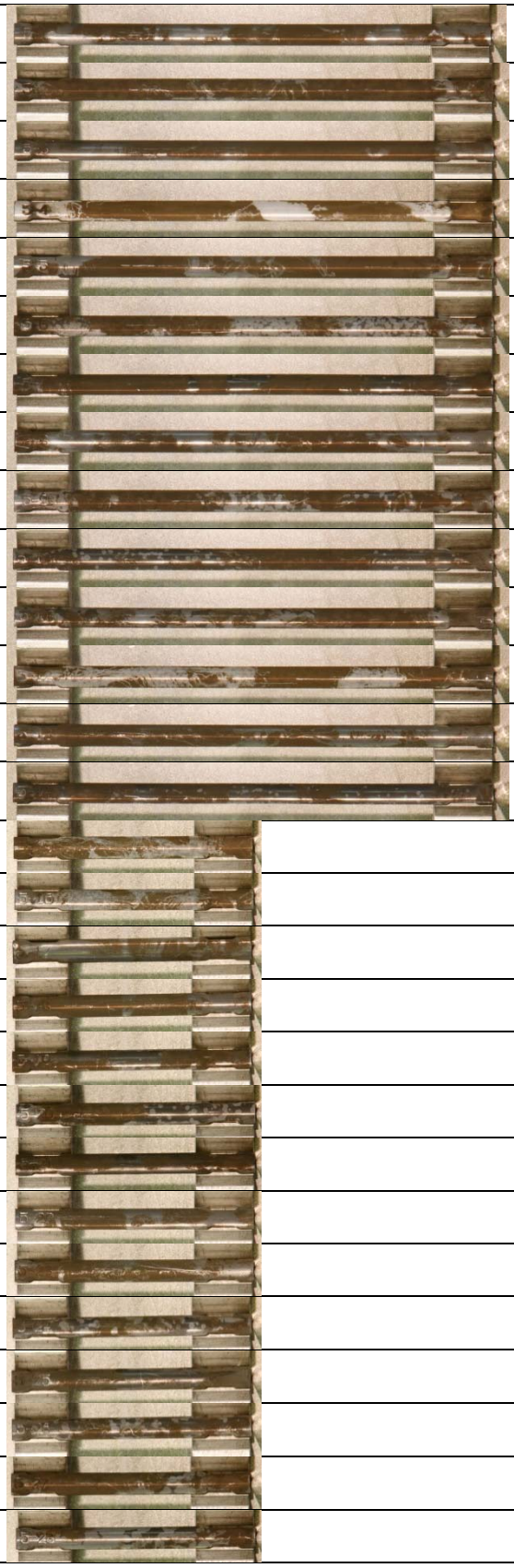
試験片番号	第 9 照射サイクル後	第 10 照射サイクル後
5-1		
5-2		
5-3		
5-4		
5-5		
5-6		
5-7		
5-8		
5-9		
5-10		
5-11		
5-12		
5-13		
5-14		
5-15		
5-16		
5-17		
5-18		
5-19		
5-20		
5-21		
5-22		
5-23		
5-24		
5-25		
5-26		
5-27		
5-28		

図 4.6.4-1　試験片外観写真(IFA-735 に装荷されたもの。被覆管外表面側)

試験片番号	第 9 照射サイクル後	第 10 照射サイクル後
6-1		
6-2		
6-3		
6-4		
6-5		
6-6		
6-7		
6-8		
6-9		
6-10		
6-11		
6-12		
6-13		
6-14		
6-15		
6-16		
6-17		
6-18		
6-19		
6-20		
6-21		

図 4.6.4-2(a)　試験片外観写真(IFA-736 に装荷されたもの。被覆管外表面側)

試験片番号	第 9 照射サイクル後	第 10 照射サイクル後
6-22		
6-23		
6-24		
6-25		
6-26		
6-27		
6-28		
6-29		
6-30		
6-31		
6-32		
6-33		
6-34		
6-35		
6-36		
6-37		
6-38		
6-39		
6-40		
6-41		
6-42		

図 4.6.4-2(b)　試験片外観写真(IFA-736 に装荷されたもの。被覆管外表面側)

表 4.6.4-1　試験片長さ測定結果(IFA-735 に装荷されたもの)

試験片番号	材　質	試験片作製後 (mm)	第 9 照射サイクル後 (mm)	第 10 照射サイクル後 (mm)
5-1	M5	99.965	100.019	
5-2	Zry-4(RX)	99.982	100.062	
5-3	J-Alloy_J3	99.993	100.034	
5-4	ZIRLO(RX)	99.960	100.069	
5-5	Opt-ZIRLO(P-RX)	100.014	100.126	
5-6	ZIRLO(SR)	99.994	100.145	
5-7	Zry-4(CW, High-Q)	99.937	100.231	
5-8	M5	99.959	100.008	
5-9	Zry-4(RX)	99.981	100.054	
5-10	Zry-4(SR)	99.989	100.282	
5-11	M-MDA(SR)	99.969	100.032	
5-12	M-MDA(RX)	99.990	100.114	
5-13	J-Alloy_J2	100.001	100.032	
5-14	Zry-4(CW)	99.946	100.233	
5-15	M-MDA(RX)	49.955	50.016	
5-16	M-MDA(RX)+H*	49.974	50.036	
5-17	J-Alloy_J2	49.967	49.979	
5-18	J-Alloy_J2+H*	49.999	50.015	
5-19	Zry-4(SR, High-Q)	49.924	50.065	
5-20	Zry-4(RX, High-Q)	49.985	50.015	
5-21	Zry-4(RX, High-Q)+H*	49.967	49.999	
5-22	M5	49.950	49.975	
5-23	M5+H*	49.968	49.984	
5-24	Zry-4(RX)	49.974	50.009	
5-25	Zry-4(RX)+H*	49.992	50.024	
5-26	Zry-4(SR)	49.975	50.118	
5-27	M-MDA(SR)	49.934	49.962	
5-28	M-MDA(SR)+H*	49.971	50.002	

表 4.6.4-2(a)　試験片長さ測定結果(IFA-736 に装荷されたもの)

試験片番号	材　質	試験片作製後 (mm)	第 9 照射サイクル後 (mm)	第 10 照射サイクル後 (mm)
6-1	J-Alloy_J3	49.947		49.959
6-2	ZIRLO(RX)	49.942		50.014
6-3	E110-Opt	49.941		49.964
6-4	Zry-4(CW)	49.949		50.079
6-5	Zry-4(CW, High-Q)	49.952		50.084
6-6	Zry-4(RX, High-Q)	49.975		50.014
6-7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	49.978		50.054
6-8	M5	49.961		49.989
6-9	M5	49.952		49.974
6-10	Zry-4(RX)	49.975		50.014
6-11	Zry-4(SR)	49.965		50.129
6-12	J-Alloy_J2	49.940		49.954
6-13	Opt-ZIRLO(P-RX)	49.932		49.979
6-14	ZIRLO(SR)	49.935		49.999
6-15	Opt-ZIRLO(P-RX)	49.930		49.984
6-16	ZIRLO(SR)	49.964		50.029
6-17	J-Alloy_J3	49.977		49.994
6-18	ZIRLO(RX)	49.972		50.044
6-19	E110-Opt	49.954		49.979
6-20	Q12	49.963		49.999
6-21	E635M	49.975		50.039

表 4.6.4-2(b)　試験片長さ測定結果(IFA-736 に装荷されたもの)

試験片番号	材　質	試験片作製後 (mm)	第 9 照射サイクル後 (mm)	第 10 照射サイクル後 (mm)
6-22	M5	49.962		49.989
6-23	M5	49.949		49.974
6-24	Zry-4(RX)	49.979		50.019
6-25	Zry-4(SR)	49.915		50.069
6-26	M-MDA(SR)	49.965		49.979
6-27	M-MDA(RX)	49.942		50.014
6-28	J-Alloy_J2	49.977		49.989
6-29	M-MDA(RX)	49.923		49.999
6-30	M-MDA(RX)+H*	49.964		50.049
6-31	J-Alloy_J2	49.980		49.999
6-32	J-Alloy_J2+H*	49.961		49.999
6-33	Q12	49.945		49.979
6-34	Q12+H*	49.954		49.994
6-35	Q12+H**	49.925		49.964
6-36	M5	49.962		49.989
6-37	M5+H*	49.963		49.989
6-38	Zry-4(RX)	49.969		50.009
6-39	Zry-4(RX)+H*	49.990		50.044
6-40	Zry-4(RX)+H**	49.977		50.074
6-41	M-MDA(SR)	49.955		49.959
6-42	M-MDA(SR)+H*	49.973		50.004

表 4.6.4-3　試験片重量測定結果(IFA-735 に装荷されたもの)

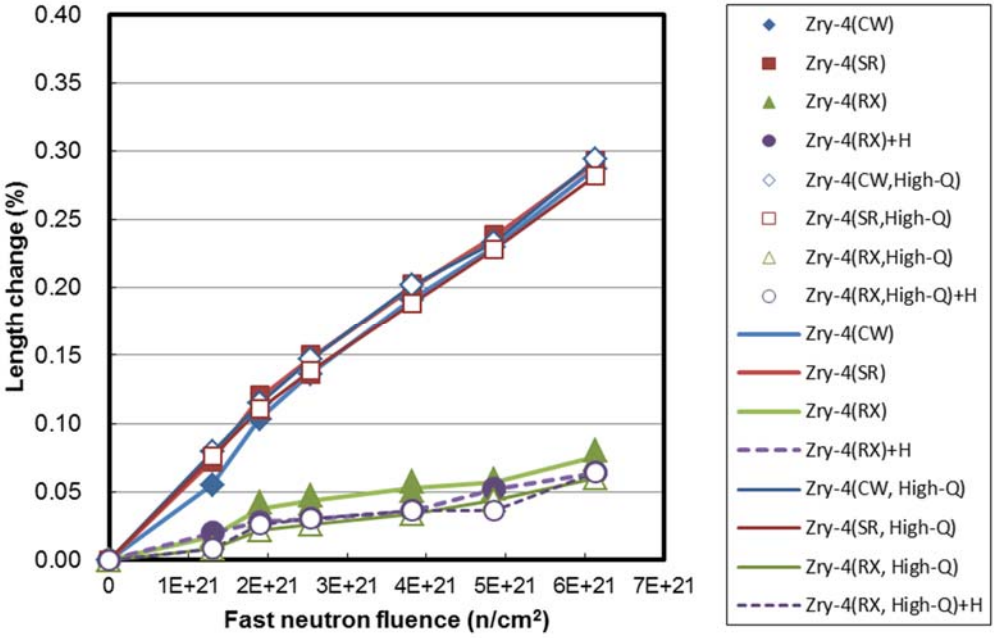
試験片番号	材　質	試験片作製後 (mg)	第 9 照射サイクル後 (mg)	第 10 照射サイクル後 (mg)
5-1	M5	1535.80	1540.34	
5-2	Zry-4(RX)	1909.59	1914.28	
5-3	J-Alloy_J3	1681.23	1684.94	
5-4	ZIRLO(RX)	1690.42	1702.48	
5-5	Opt-ZIRLO(P-RX)	1641.87	1646.93	
5-6	ZIRLO(SR)	1645.78	1650.30	
5-7	Zry-4(CW, High-Q)	1959.28	1963.33	
5-8	M5	1533.67	1538.43	
5-9	Zry-4(RX)	1962.64	1967.51	
5-10	Zry-4(SR)	1904.58	1908.94	
5-11	M-MDA(SR)	1707.46	1712.22	
5-12	M-MDA(RX)	1702.92	1710.38	
5-13	J-Alloy_J2	1687.89	1692.23	
5-14	Zry-4(CW)	1927.98	1932.08	
5-15	M-MDA(RX)	856.99	860.67	
5-16	M-MDA(RX)+H*	858.13	860.70	
5-17	J-Alloy_J2	854.63	856.97	
5-18	J-Alloy_J2+H*	857.72	859.92	
5-19	Zry-4(SR, High-Q)	944.88	947.03	
5-20	Zry-4(RX, High-Q)	927.93	930.34	
5-21	Zry-4(RX, High-Q)+H*	938.28	939.33	
5-22	M5	755.79	758.07	
5-23	M5+H*	678.71	681.03	
5-24	Zry-4(RX)	938.74	941.34	
5-25	Zry-4(RX)+H*	954.34	955.47	
5-26	Zry-4(SR)	923.54	925.94	
5-27	M-MDA(SR)	850.08	852.45	
5-28	M-MDA(SR)+H*	856.46	858.57	

表 4.6.4-4(a)　試験片重量測定結果(IFA-736 に装荷されたもの)

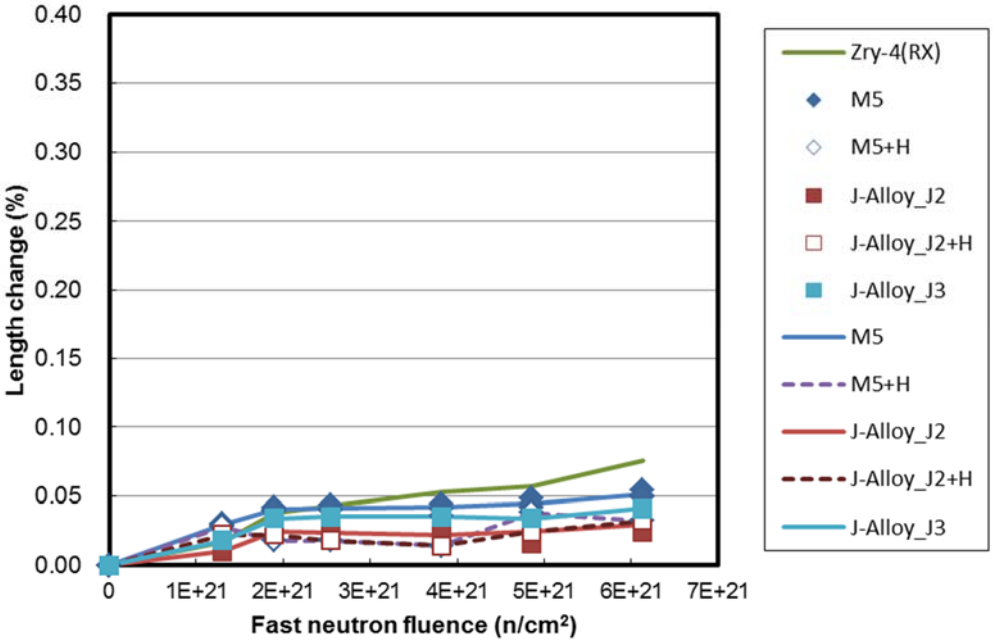
試験片番号	材　質	試験片作製後 (mg)	第 9 照射サイクル後 (mg)	第 10 照射サイクル後 (mg)
6-1	J-Alloy_J3	844.46		847.69
6-2	ZIRLO(RX)	820.53		833.02
6-3	E110-Opt	846.24		850.34
6-4	Zry-4(CW)	960.56		965.12
6-5	Zry-4(CW, High-Q)	964.44		968.87
6-6	Zry-4(RX, High-Q)	929.86		934.72
6-7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	911.15		916.58
6-8	M5	756.27		760.26
6-9	M5	753.91		757.63
6-10	Zry-4(RX)	969.50		974.43
6-11	Zry-4(SR)	948.20		953.21
6-12	J-Alloy_J2	835.45		838.99
6-13	Opt-ZIRLO(P-RX)	825.92		830.33
6-14	ZIRLO(SR)	832.37		838.03
6-15	Opt-ZIRLO(P-RX)	816.98		821.59
6-16	ZIRLO(SR)	827.45		833.17
6-17	J-Alloy_J3	836.24		839.42
6-18	ZIRLO(RX)	836.16		848.58
6-19	E110-Opt	859.35		863.39
6-20	Q12	765.05		769.98
6-21	E635M	827.24		838.41

表 4.6.4-4(b)　試験片重量測定結果(IFA-736 に装荷されたもの)

試験片番号	材　質	試験片作製後 (mg)	第 9 照射サイクル後 (mg)	第 10 照射サイクル後 (mg)
6-22	M5	751.35		755.36
6-23	M5	753.03		756.81
6-24	Zry-4(RX)	972.47		977.54
6-25	Zry-4(SR)	924.60		929.44
6-26	M-MDA(SR)	859.62		864.31
6-27	M-MDA(RX)	855.71		863.80
6-28	J-Alloy_J2	844.92		848.64
6-29	M-MDA(RX)	855.01		863.63
6-30	M-MDA(RX)+H*	853.27		859.91
6-31	J-Alloy_J2	841.53		845.23
6-32	J-Alloy_J2+H*	852.31		856.21
6-33	Q12	760.88		765.88
6-34	Q12+H*	737.48		742.29
6-35	Q12+H**	741.38		745.80
6-36	M5	752.26		756.17
6-37	M5+H*	720.52		724.48
6-38	Zry-4(RX)	951.45		956.85
6-39	Zry-4(RX)+H*	970.97		973.93
6-40	Zry-4(RX)+H**	929.93		936.80
6-41	M-MDA(SR)	853.24		858.03
6-42	M-MDA(SR)+H*	850.12		854.77

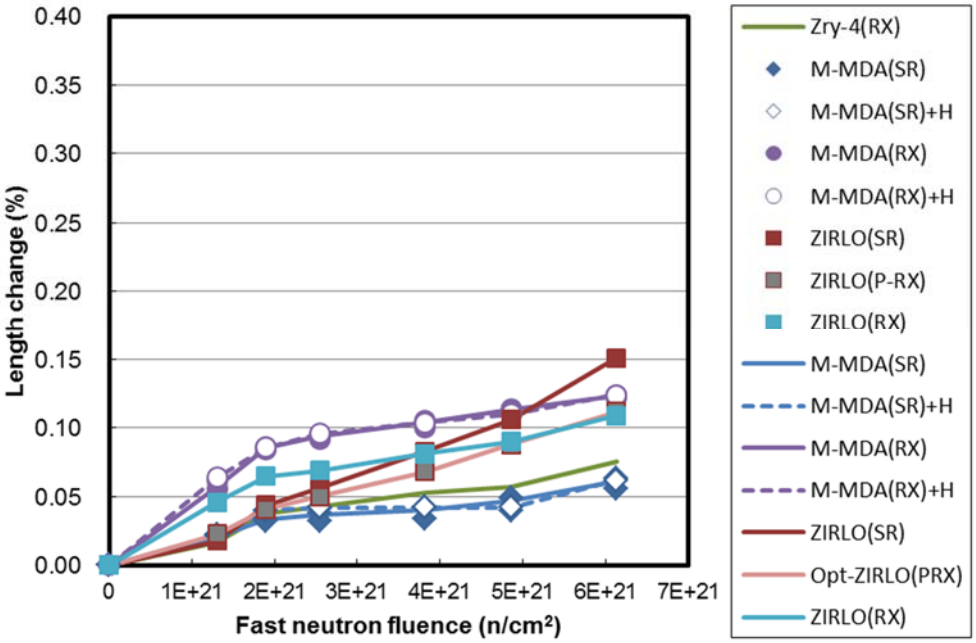


(a) Zry-4



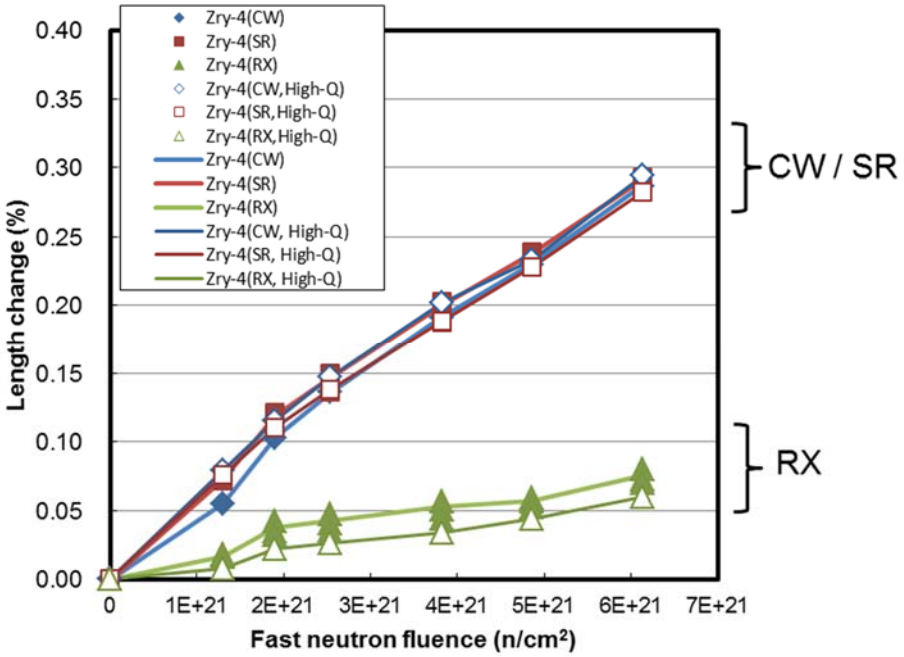
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-3　照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-735。照射温度 300℃)

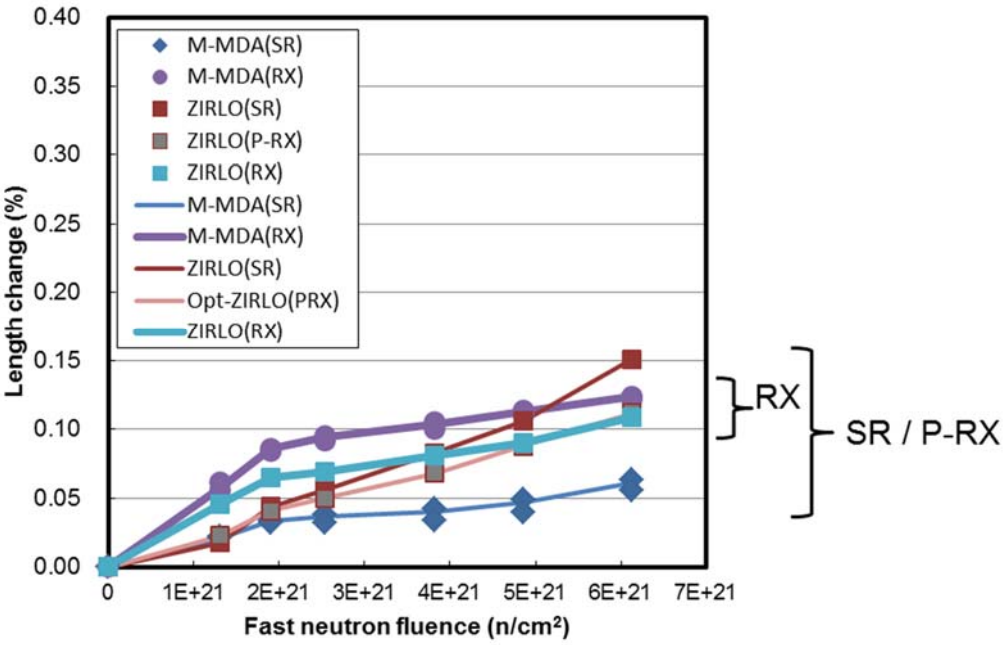


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-3(続き) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-735。照射温度 300℃)

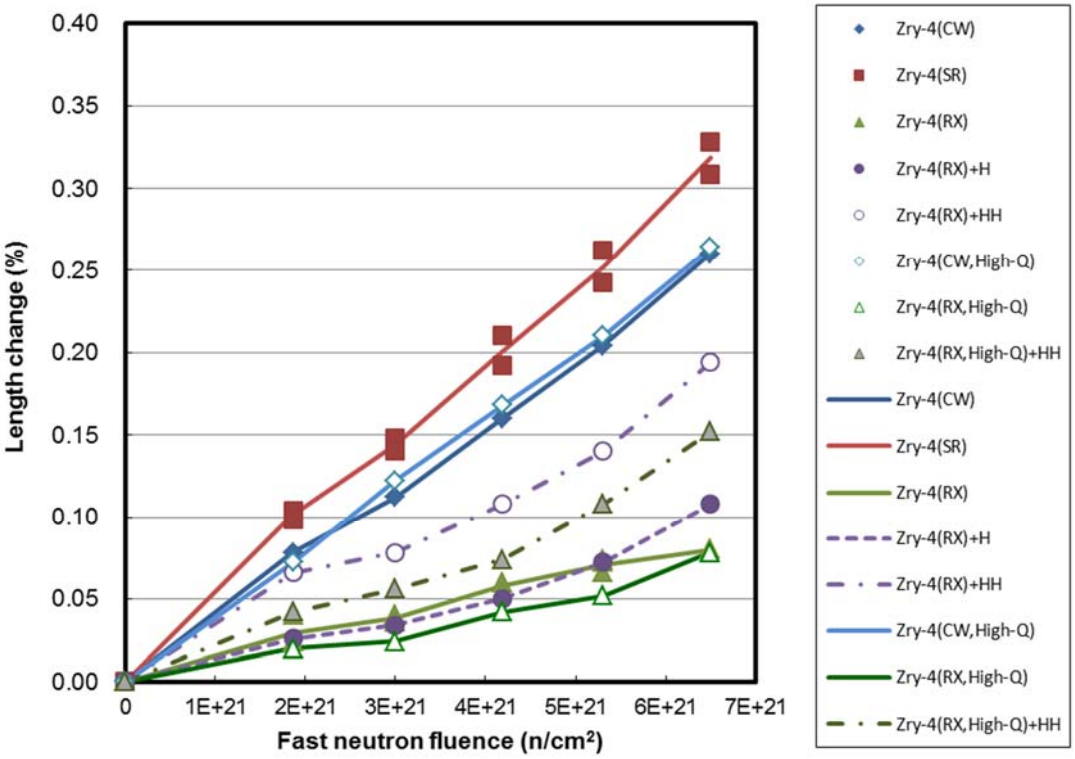


(d) Zry-4

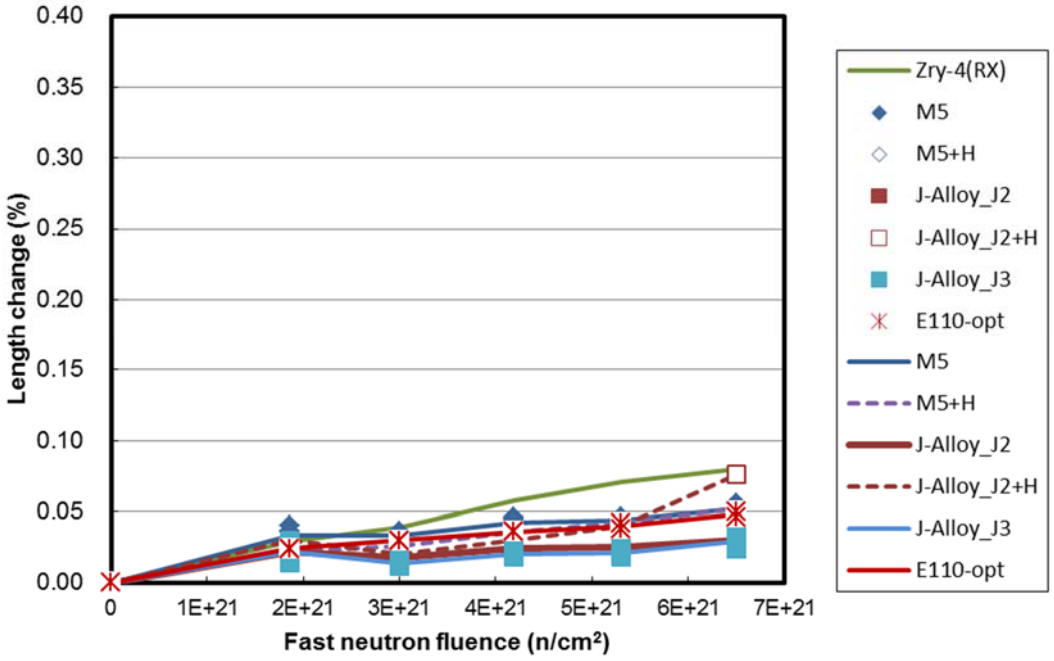


(e) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-3(続き) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-735。照射温度 300℃)

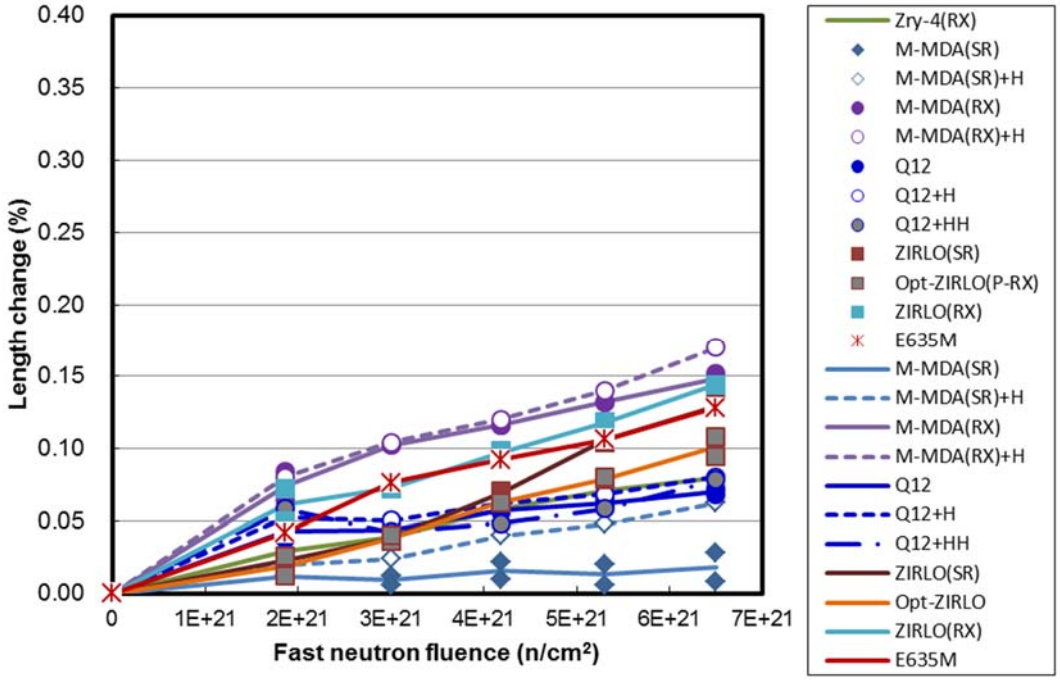


(a) Zry-4



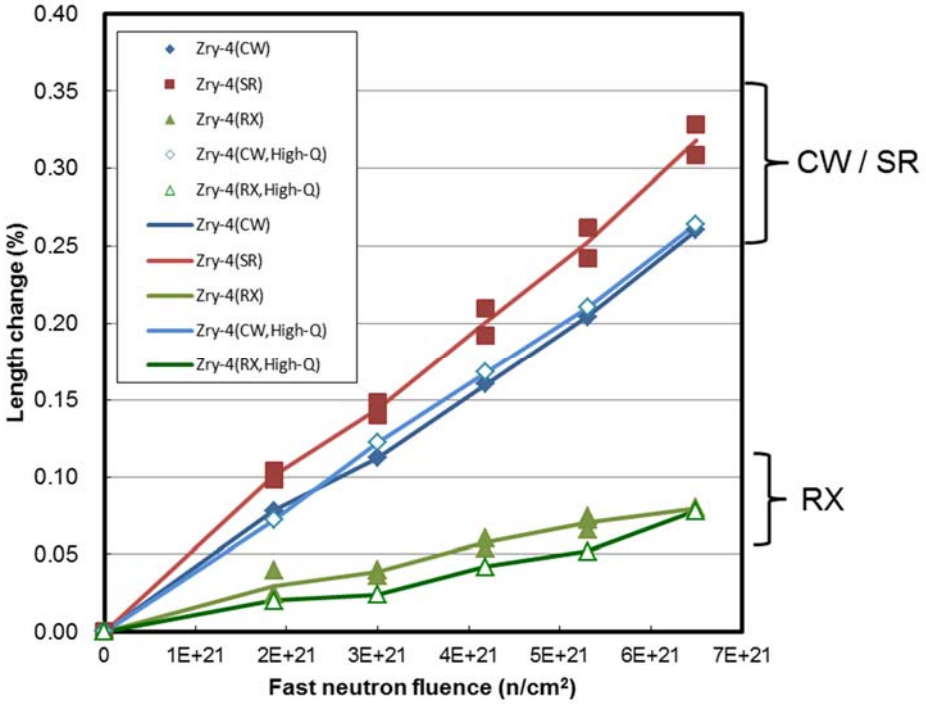
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-4　照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-736。照射温度 320℃)

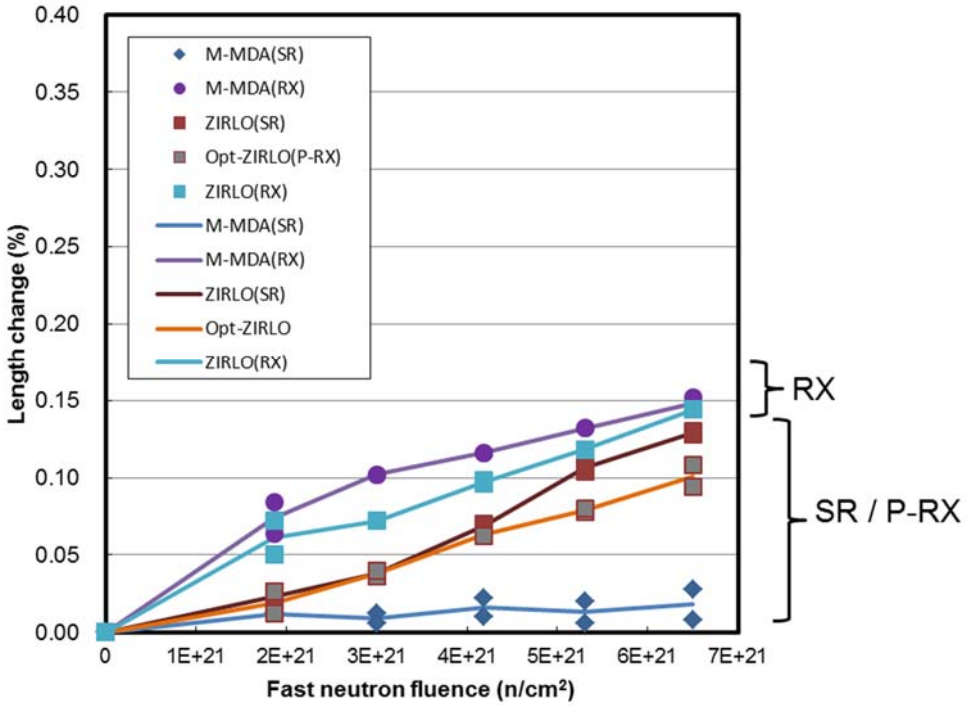


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-4(続き) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-736。照射温度 320℃)

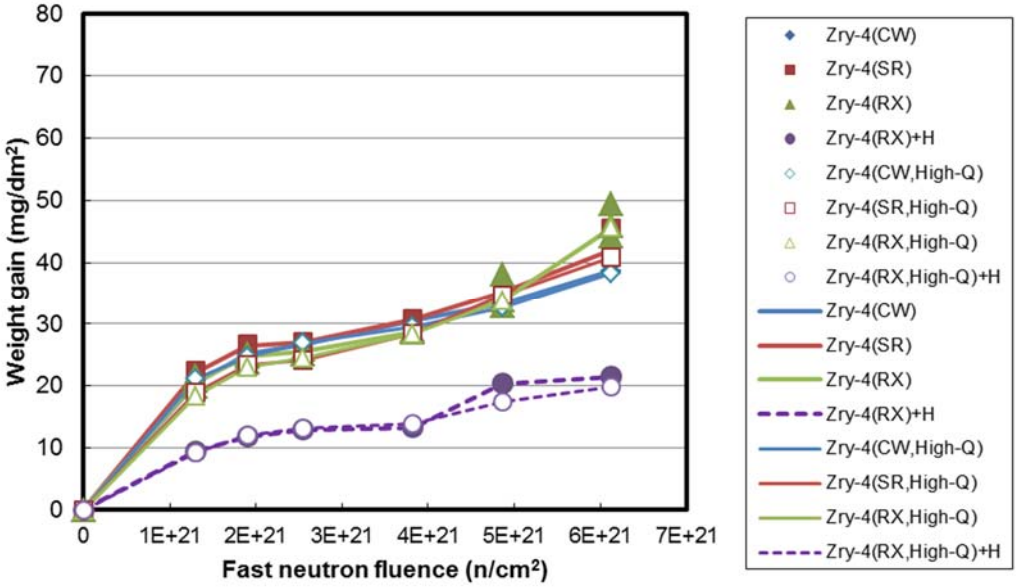


(a) Zry-4

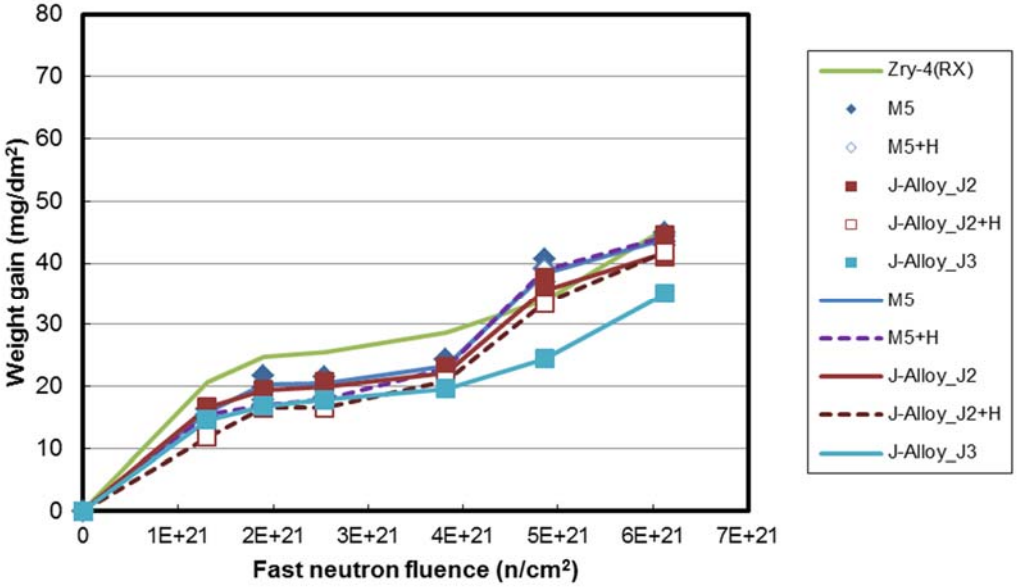


(b) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-4(続き) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係(IFA-736。照射温度 320℃)

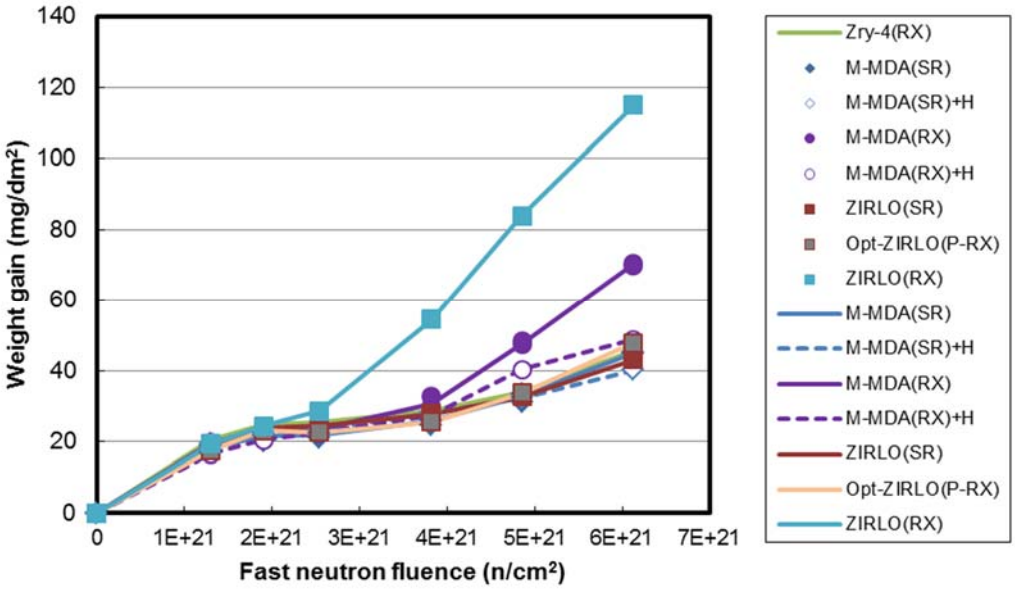


(a) Zry-4



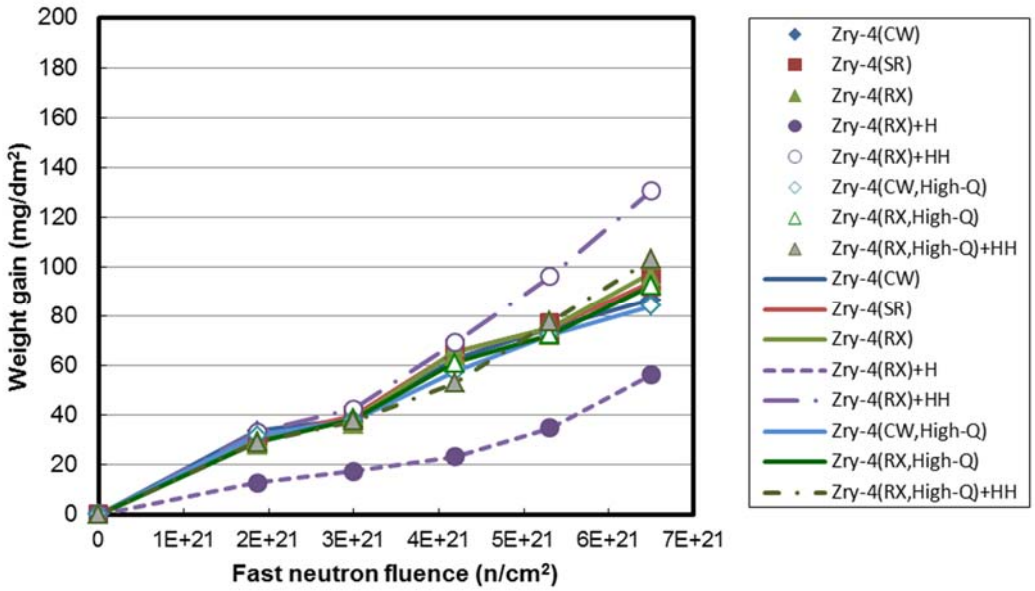
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-5 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(IFA-735。照射温度 300℃)

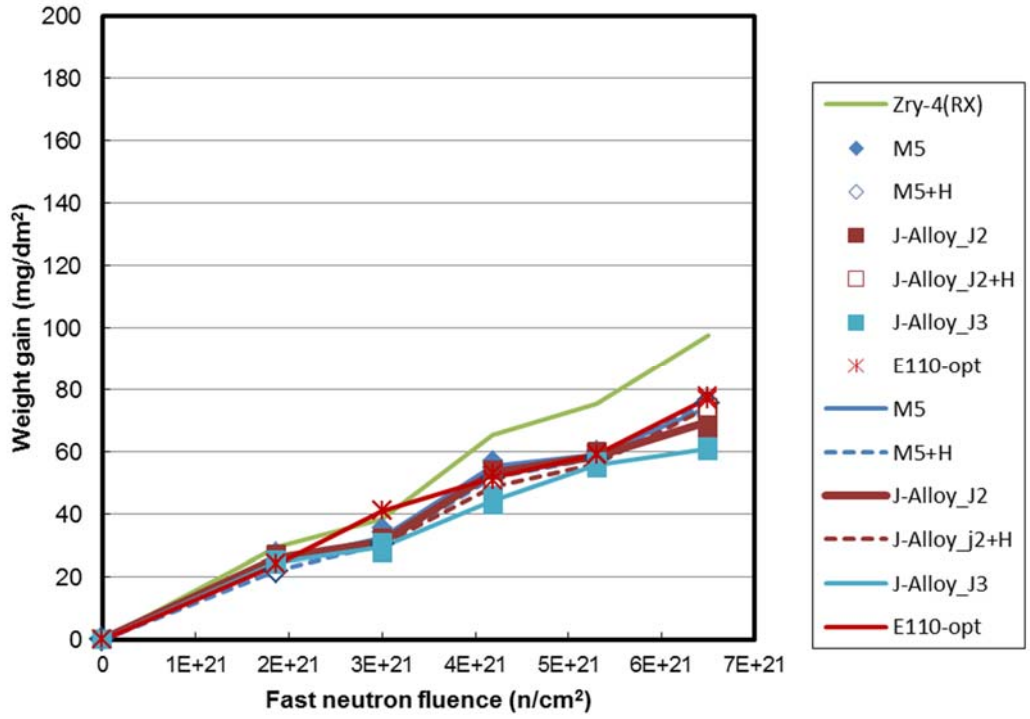


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-5(続き）単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(IFA-735。照射温度 300℃)

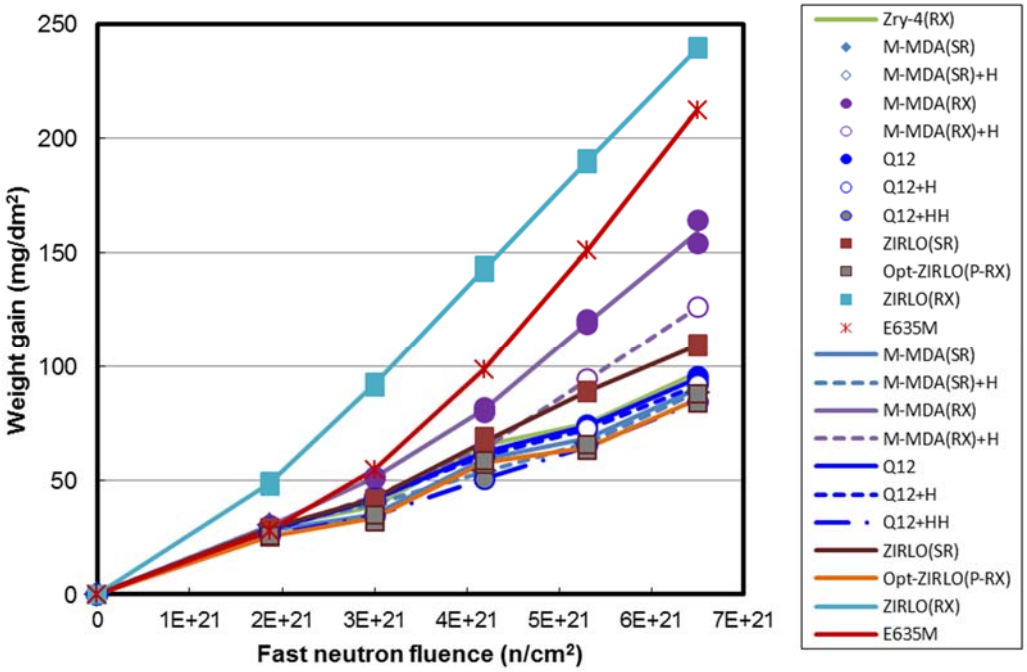


(a) Zry-4



(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-6 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(IFA-736。照射温度 320℃)



(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-6(続き) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(IFA-736。照射温度 320℃)

4.7　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 5.5m^3 及び液体廃棄物約 6.0m^3、また LOCA 試験関連では固体廃棄物約 3.8m^3 及び液体廃棄物約 4.2m^3 であった。

4.8　専門部会の開催

事業で得られた成果の内容を精緻化するための専門部会を、平成 29 年 3 月 3 日（金）に開催した。

本専門部会では、事業の全体概要、RIA 試験、RIA 試験解析、LOCA 試験、 改良型燃料被覆管の照射成長試験について、平成 28 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により、成果の明確化及び精緻化を行った。

4.9　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平成28 年 4 月 27 日、6 月 29 日、11 月 30 日及び平成 29 年 1 月 25 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

民間事業者は、資源の有効利用や二酸化炭素の放出削減などの社会的要請に一層応えるため、原子力発電炉の安全性を確保しつつ更なる高燃焼度化をはじめとする高度利用を目指した燃料、いわゆる「改良型燃料」の研究開発を現在まで進めてきた。

改良型燃料は、従来の規格を大幅に超えて合金成分を変更した新合金被覆管や結晶組織を変更したペレットを採用することで、現行型の燃料に比べて発電用軽水炉で使用中の燃料被覆管の腐食や照射損傷等による劣化の抑制を図ったものであり、このような改良型燃料の発電用軽水炉への導入は、原子力発電の安全性をより高めるものと考えられている。

本事業においては、今後導入が見込まれる改良型燃料の照射試験で得られた燃料試料を対象に反応度事故模擬実験（RIA 試験）、冷却材喪失事故模擬実験（LOCA 試験）を実施し、RIA 時の燃料挙動に関し、燃料破損限界、破損挙動及び破損影響（被覆管破損形態、核分裂ガス放出、燃料微粒子化など）、LOCA 燃料挙動に関し、被覆管の酸化速度、急冷時破断限界、膨れ及び破裂挙動、といった安全審査に反映できるデータを取得する計画である。また、試験で得られた結果の評価を行うために、燃料挙動解析コード等を用いた解析的評価を行う。さらに、改良型燃料への採用が考えられている Zr-Nb 二元系合金被覆管を含む改良合金被覆管を試験炉で照射し照射に伴う伸び（照射成長）に関するデータを取得する計画である。

平成 28 年度は、入手した高燃焼度改良型燃料に対する RIA 試験の準備、RIA 試験の前後に行う照射後試験、RIA 時に膨張したペレットから被覆管が受ける応力状態を適切に模擬できる試験機を用いた機械特性試験、RIA 試験に係る計算コードを用いた解析、LOCA 試験並びにハルデン炉において Zr-Nb 二元系合金を含む改良型燃料被覆管の照射成長試験を実施した。

得られた成果を以下にまとめる。

(1)　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量の評価を行う。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こ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。しかし、既存の発電炉のさらなる安全性向上に向け改良型燃料の導入も見込まれる現在、RIA 時の安全を確保するためには、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の把握が必要である。

平成 28 年度は、次年度以降に実施する室温実験 OS-1、高温実験 VA-9、の準備を進め、燃料検査、燃料セグメントの切断、RIA 試験分析に必要となる被覆管水素分析、また、室温実験カプセル（XII-I 型）を用いた実験に使用する燃料棒部材、燃料棒下部圧力計、高温実験カプセル（B-I 型）を用いた実験に使用する O リング等を購入し、さらに、次年度以降に実施予定の核分裂生成ガス動的挙動解明実験（FGD 実験）を実施するためのカプセル（FGD カプセル）及び FGD カプセル用燃料支持具及び圧力計等を製作し、モックアップ試験のための組立及び調整作業を実施した。また昨年度までに実施し、燃料の破損が確認された M-MDA(SR)被覆 PWR-UO_2 燃料実験 VA-5、及び M-MDA(RX)被覆 PWR-UO_2 燃料実験 VA-6 の照射後試験、炉外多軸応力負荷試験を進め、以下の知見を得た。

- 破損した VA-6 燃料（M-MDA 再結晶焼鈍材被覆管）の被覆管断面金相観察では、水素化物の析出物密度が高い外周部付近でき裂が形成され、径方向に配向した水素化物を経由しながら、内面側で延性的に破壊したと考えられ、応力除去焼鈍材被覆管の典型的な破損形態である VA-5 燃料とは異なっていることが確認された。VA-6 の破損形態では、金属相中に径方向水素化物によると思われる特徴的なき裂が観察された。これは、径方向水素化物の脆性的な性質を示していると考えられ、低い破損エンタルピの原因であると考えられる。
- 破損した VA-8 燃料の燃料棒外観観察よりき裂が軸方向に進展した様子が観察されたことから PCMI が発生し、それにより破損に至ったことを裏付ける結果であることが確認された。X 線透過試験及びカプセル内に放出された粗大なペレット粒子は確認されなかったことから、開口部が狭く、冷却材との接触が限られたため、粒子化が抑制された可能性が示唆される。
- 17×17 型 Zry-4(SR)被覆管に水素を吸収させただけの試料及び析出した水素化物を径方向に配向させた試料を対象に、室温で真応力制御による二軸応力負荷試験を実施した。応力比 $\alpha = 0.75$ において実施した、水素を吸収させただけの試料を用いた試験では、289～325 ppm の範囲で破損形態が脆性的になることが分かった。また、同応力比条件で実施した、水素化物を再配向させた試料（水素濃度約 170 ppm）を用いた試験では、破損時周ひずみが同程度濃度の水素を吸収させただけの試料のそれと比較して大きく低下したことから、径方向に配向した水素化物が破損限界を低下させることが分かった。

(2) RIA 試験解析の目的は、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データを取得し、さらに、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、RIA 試験から得られる知見を補完し、試験結果に対する理解を深めることである。このため、燃料のベース照射開始時から終了時までの燃料ふるまいを FEMAXI-7 コードにより解析し、これにより得られた燃料状態に関する情報を

入力として、RANNS コードによる RIA 試験時燃料ふるまいの解析を行う。今年度はこれに加え、燃料コードでは取り扱うことが出来ない燃料破損後の現象を解析するため、JAEA がシビアアクシデント時の水蒸気爆発現象のシミュレーションを目的として開発した解析コードである JASMINE を新たに RIA 試験条件に適用している。

平成 28 年度は、RIA 試験候補燃料の RH-3 実験燃料を対象とした FEMAXI-7 コード及び RANS コードによる予備解析と、JASMINE コードによる VA-5,-6 実験の燃料破損後の現象に関するシミュレーションを実施し、以下の知見を得た。

- RH-3 実験の燃料エンタルピ最大値、エンタルピ増分はそれぞれ約 460 J/g、400 J/g となる。
- RH-3 実験で被覆管表面温度は約 800 ℃に達する。
- RH-3 実験で被覆管に生じる周方向ひずみの大きさは全ひずみにして約 1.4%、塑性ひずみにして約 1.0%程度となる。
- RH-3 実験で生じる追加的な FP ガス放出率は約 15%となる。条件の近い RH-2 実験の照射後試験で得られた評価値に比べ約 10%の過小評価であった。
- FRAPTRAN1.4 モデルにより、RH-3 実験燃料は PCMI 破損限界には至らないと予測された。
- RH-3 の実験条件を標準的な高温 RIA 試験条件から燃料棒初期内圧 5 MPa の条件に変更した場合の燃料挙動についても解析を実施し、初期内圧の効果によりパルス照射直後の 0.1 s 程度の時間区間に 4%程度の追加的な被覆管変形の発生を予測した。加圧条件で RH-3 実験を実施することにより、高温状態では過去に取得例の無い範囲の変形挙動データを取得出来る可能性がある。
- 燃料破損により燃料スタック位置で発生した高圧領域は、瞬時に試験容器内壁に達し、その後は軸方向の一次元的な圧力波に分かれ、上下へ伝播する。
- 燃料/水相互作用の解析結果によれば、VA-5、-6 実験で観測された圧力波を再現する上では、燃料破損に解放される燃料棒内ガスのエネルギ寄与だけでなく、燃料/水間の熱的相互作用の寄与を考慮する必要がある。
- VA-5 燃料の試験後平均粒径に相当する 55 μm のオーダーでは、粒径減少に伴う表面積拡大によって生じる伝熱促進の効果は既にほぼ飽和しており、VA-6 実験において観察された著しい微粒子化が機械的エネルギ発生挙動に及ぼした影響は限定的である。

(3) LOCA 時の安全性を確保するためには、炉心の冷却性すなわち冷却可能形状の維持が必要とされる（ECCS 性能評価指針）。同指針では、被覆管最高温度が 1200°C を超えないこと、等価被覆酸化量が被覆管肉厚の 15%を超えないことが規定されているが、これは被覆管の著しい脆化を防ぎ脆化による広範な燃料棒の破損を防ぐことにより炉心の冷却可能形状を維持することを目的としている。最高温度及び酸化量に関する基準値

はジルカロイ被覆管に関するデータを基に決められたものであり、改良型被覆管についてはジルカロイ被覆管と比較した LOCA 時性能の確認が基本的に必要である。確認すべき性能は以下の通りである。

- 脆化に関する基準は酸化量を指標としていることから、酸化量を評価する酸化速度を精度良く求めておく必要がある。また、酸化速度がジルカロイと比べて著しく大きくないことが必要である。
- 被覆管の酸化挙動を調べ酸化量と脆化の関係に影響する不均一な酸化膜の成長や、特定の条件における酸化速度の増大や過度の水素吸収（ブレークアウェイ酸化）が起こらないことを確認する必要がある。
- 脆化や LOCA 時に被覆管の破断が起こりやすくなる酸化量（しきい酸化量）について調べ、しきい酸化量が基準値（15%）以下にならないことを確認する必要がある。

平成 28 年度は、平成 27 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度改良型 BWR 燃料（燃焼度 85 GWd/t）から採取した Zircaloy-2（Zry-2）被覆管を対象に急冷破断試験後の分析・評価を実施し、以下の知見を得た。

- 高燃焼度 Zry-2 被覆管は、規制基準値（15%ECR）に近い約 10-20%ECR の酸化量を与えても、約 530 N の拘束力条件下において破断することはなく、平成 18、19、23~27 年度に実施した急冷破断試験の結果と同等であったことから、Zry-2 燃料被覆管に関しては、燃焼が進んだ場合においても現行燃料被覆管に比べて破断限界が著しく低下することはないと考えられる。

また、平成 24 年度に急冷破断試験に供した PWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 84 GWd/t）から採取した M5 被覆管及び平成 27 年度に急冷破断試験に供した BWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 73 GWd/t）から採取した Zry-2（LK3）被覆管を対象に、室温における 4 点曲げ試験を実施し、以下の知見を得た。

- 約 1473 K で約 20%ECR の酸化量を与えた後に冠水により急冷した高燃焼度 M5 被覆管試料の最大曲げモーメントは、未照射の Zry-4 被覆管と比べほぼ同等であった。
- 約 1473 K で約 10-20%ECR の酸化量を与えた後に冠水により急冷した高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管試料の最大曲げモーメントは、未照射の Zry-2 被覆管（受入材）と比べほぼ同等であった。

本年度はさらに、PWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 80 GWd/t）から採取した低スズ ZIRLO 被覆管、及び BWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 85 GWd/t）から採取した Zry-2（LK3）被覆管を対象に、約 1273～1473 K における酸化速度評価試験を実施し、以下の知見を得た。

- 低スズ ZIRLO 被覆管は酸化温度 1273 及び 1373 K において、照射材と未照射材とでほぼ同等の酸化速度を有したことから、本事業にて酸化速度評価試験を行った温

度範囲内では、高燃焼度領域においても低スズ ZIRLO 被覆管の酸化速度が著しく変化することはなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式(2)を利用することは妥当であると考えられる。

・ 高燃焼度 Zry-2（LK3）被覆管は酸化温度約 1273～1473 K において、燃焼度 73 GWd/t の Zry-2 被覆管と同等、未照射の Zry-4 被覆管と比べ同等ないし低い酸化速度を有したことから、本事業にて酸化速度評価試験を行った温度範囲内では、高燃焼度領域においても Zry-2（LK3）被覆管の酸化速度が著しく変化することはなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式(2)を利用することは妥当であると考えられる。

なお、平成 23 年 3 月に発生した東京電力福島第一原子力発電所事故に鑑みると、現行の ECCS 性能評価指針の策定の際に想定された LOCA 条件のみならず、これを超えるような LOCA の条件及びシナリオの下での燃料挙動について、今後データや知見を取得、蓄積していくことも重要と考えられる。これらのデータや知見は、設計基準を超える事故時における炉心損傷防止の考え方や判断基準に反映され得ると考えられる。

(4) 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 年度より開始している。

平成 28 年度には、昨年度に引続き 2 つの照射試験リグ（IFA-735 及び-736）を用いて試験片の照射を実施し、高速中性子フルエンスは約 6.7×10^{21}（n/cm^2）に到達した。また、原子炉の停止期間中に試験片の中間検査を実施した。中間検査項目として、外観観察、試験片の長さ測定及び重量測定を行った。長さの変化量（伸び量）及び重量増量は、合金の種類によって異なる傾向が見られているが、その関係を定量的に把握、議論するためには、照射を継続しさらにデータを蓄積する必要がある。

その他として、本事業の実施に伴い発生した放射性廃棄物の処理処分を実施するとともに、事業で得られた成果の内容を精緻化するための専門部会を開催した。また、事業遂行のための打合せを原子力規制庁担当官との間で実施した。

(参考文献)

1 章

(1) T. Fuketa, H. Sasajima and T. Sugiyama, “Behavior of High Burnup PWR Fuels with Low-Tin Zircaloy-4 Cladding Under Reactivity-Initiated-Accident Conditions”, Nuclear Technology, Vol. 133, No.1, pp.50-62, (2001).

(2) T. Nakamura, K. Kusagaya, T. Fuketa and H. Uetsuka, “High-burnup BWR Fuel Behavior under Simulated Reactivity-Initiated-Accident Conditions”, Nuclear Technology, Vol.138, pp.246-259, (2002).

(3) F. Nagase and H. Uetsuka, “Study of High Burn up Fuel Behavior under LOCA Conditions at JAERI: Hydrogen effects on the failure bearing capability of cladding tubes”, Nuclear Safety Research Conference, Washington, U.S.A., October 22-24, 2001(NUREG/CP-0176, May 2002).

(4) “Cladding Embrittlement during Postulated Loss-of-Coolant Accidents”, NUREG/CR-6967, ANL-07/04, (2008).

(5) 平成 14 年度高度化軽水炉燃料安全技術調査に関する報告書、日本原子力研究所、平成 15 年 3 月.

(6) 平成 15 年度高度化軽水炉燃料安全技術調査に関する報告書、日本原子力研究所、平成 16 年 3 月.

(7) 平成 16 年度高度化軽水炉燃料安全技術調査に関する報告書、日本原子力研究所、平成 17 年 3 月.

(8) 平成 17 年度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 18 年 3 月.

(9) 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.

(10) 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.

(11) 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.

(12) 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、平成 22 年 3 月.

(13) 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.

(14) 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.

(15) 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、平成 26 年 3 月.
(16) 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.
(17) 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、平成 27 年 3 月.
(18) 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、平成 28 年 3 月.

2 章

(1) "Cladding Embrittlement during Postulated Loss-of-Coolant Accidents", NUREG/CR-6967, ANL-07/04, (2008).
(2) F. Nagase, T. Otomo and H. Uetsuka, "Oxidation Kinetics of Low-Sn Zircaloy-4 at the Temperature Range from 773 to 1,573K", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.40, No.4, pp.213-219 (2003).
(3) M. Billone, Y. Yan, T. Burtseva and R. Daum, "Cladding Embrittlement During Postulated Loss-of-Coolant Accidents", NUREG/CR-6967 (2008).
(4) F. Nagase and T. Fuketa, " Recent results from LOCA study at JAERI", Nuclear Safety Research Conference, Washington D. C. , U.S.A., Oct. 20-21 (2003).
(5) 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).
(6) 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.
(7) 「軽水炉燃料のふるまい」、(財)原子力安全研究協会、平成 10 年 7 月.
(8) V. Fidleris, "The irradiation creep and growth phenomena", J. Nucl. Mater., Vol. 159, pp.22-42 (1988).

4 章

4.3 RIA 試験

(1) 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、平成 26 年 3 月.
(2) 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、平成 27 年 3 月.
(3) 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、平成 28 年 3 月.
(4) 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.

(5) 平成 17 年度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 18 年 3 月.
(6) 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.
(7) 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.
(8) 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.

4.4 RIA 試験解析

(1) M.Suzuki, H.Saitou and T.Fuketa, "Analysis on split failure of cladding of high burnup BWR rods in reactivity- initiated accident conditions by RANNS code", Nucl.Eng.Design, 236, pp.128-139, (2006).
(2) 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 平成 26 年 3 月
(3) 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、平成 28 年 3 月.
(4) 鈴木元衛、斎藤裕明、宇田川　豊, "軽水炉燃料解析コード FEMAXI-7 のモデルと構造", JAEA-Data/Code 2010-035 (2011).
(5) 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.
(6) K. Okumura, T. Mori, M. Nakagawa and K. Kaneko, "Validation of a continuous-energy Monte Carlo burn-up code MVP-BURN and its application to analysis of post irradiation experiment", J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 37, No. 2, pp.128-138, (2000).
(7) 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", JAERI-Data/Code 2000-027 (2000).
(8) 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).
(9) 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).

(10) K. Moriyama, Y. Maruyama, H. Nakamura, “Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide”, JAEA-Data/Code 2008-014 (2008).
(11) T. Sugiyama, T. Fuketa, “Mechanical energy generation during high burnup fuel failure under reactivity initiated accident conditions”, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 37, No. 10, pp.877-886, (2000).

4.5　LOCA 試験

(1) 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、平成 28 年 3 月.
(2) L. Baker and L. C. Just, “Studies of Metal-Water Reaction at High Temperatures; III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction,” ANL-6548, Argonne National Laboratory (1962).
(3) 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.
(4) 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.
(5) 平成 24 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 26 年 3 月
(6) 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、平成 27 年 3 月.
(7) .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.
(8) 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.
(9) F. Nagase, T. Fuketa, “Behavior of pre-hydrided Zircaloy-4 cladding under simulated LOCA conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 42, No. 2, 209 (2005).
(10) M. Yamato, F. Nagase and M. Amaya, “Evaluation of fracture of ruptured, oxidized, and quenched Zircaloy cladding by four-point-bent tests,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 51, No. 9, 1125 (2014).
(11) H. M. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 37, No. 4, 327 (2005).
(12) 金属材料引張試験方法、日本工業規格、JIS Z 2241.
(13) 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 3 月.
(14) M. Ozawa and T. Takahashi, “Behavior of irradiated Zircaloy-4 fuel cladding under simulated LOCA conditions,” Zirconium in the Nuclear Industry: Twelfth

International Symposium, ASTM STP 1354, 279 (2000).
(15) T. Chuto, F. Nagase and T. Fuketa, “High temperature oxidation of Nb-containing Zr alloy cladding in LOCA conditions,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 41, No. 2, 163 (2009).
(16) F. Nagase, T. Otomo and H. Uetsuka, “Oxidation kinetics of low-Sn Zircaloy-4 at the temperature range from 773 t o1,573 K,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 40, No. 4, 213 (2003).
(17) 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、平成 22 年 3 月.

4.6　改良型燃料被覆管の照射成長試験

(1) 「軽水炉燃料のふるまい」、(財)原子力安全研究協会、平成 10 年 7 月.
(2) 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.
(3) 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.
(4) 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、（独）日本原子力研究開発機構、平成 28 年 3 月.

（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：
金属等の断面のミ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、燃料メーカおよび材料メーカ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）とも呼ばれる。

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て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材。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修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PuO_2とUO_2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PuO_2粉末とUO_2粉末を粉砕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UO_2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。