

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

平成28年3月

(国研) 日本原子力研究開発機構

安全研究センター

本事業は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託で実施したものです。

目 次

1 章 緒言	1-1
2 章 全体計画	2-1
2.1 目的	2-1
2.2 実施内容	2-1
2.2.1 RIA 試験	2-2
2.2.2 LOCA 試験	2-4
2.2.3 改良型燃料被覆管の照射成長試験	2-6
3 章 平成 27 年度燃料等安全高度化対策事業の概要	3-1
3.1 RIA 試験	3-1
3.2 RIA 試験解析	3-2
3.3 LOCA 試験	3-2
3.4 改良型燃料被覆管の照射成長試験	3-2
4 章 平成 27 年度燃料等安全高度化対策事業の実施内容	4.1-1
4.1 燃料検査	4.1-1
4.1.1 燃料セグメントに対する非破壊試験	4.1-1
4.2 レファレンス試験	4.2-1
4.3 RIA 試験	4.3-1
4.3.1 RIA 試験の準備	4.3-1
4.3.2 VA-5 実験に関するパルス照射後試験	4.3-3
4.3.3 VA-6 実験に関するパルス照射後試験	4.3-5
4.3.4 被覆管機械特性試験	4.3-44
4.3.5 RIA 試験のまとめ	4.3-66
4.4 RIA 試験解析	4.4-1
4.4.1 解析の概要	4.4-1
4.4.2 FEMAXI-7/RANNS 解析の方法	4.4-1
4.4.3 ベース照射解析結果	4.4-2
4.4.4 RIA 試験解析結果	4.4-3
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 の解析	4.4-6
4.4.6 RIA 試験解析のまとめ	4.4-12
4.5 LOCA 試験	4.5-1
4.5.1 急冷破断試験	4.5-1
4.5.2 4 点曲げ試験	4.5-7

4.5.3 酸化速度評価試験	4.5-9
4.5.4 LOCA 試験のまとめ	4.5-13
4.6 改良型燃料被覆管の照射成長試験	4.6-1
4.6.1 改良型燃料被覆管の照射成長試験の概要	4.6-1
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	4.6-1
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	4.6-3
4.6.4 試験片に係る中間検査	4.6-5
4.6.5 改良型燃料被覆管の照射成長試験のまとめ	4.6-6
5 章 結言	5-1
(参考文献)	6-1
(用語の解説)	7-1

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、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⁾。また、改良型燃料の導入に係る事業者からの申請に対し、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 26 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 (11-17)。平成 27 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 27 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、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 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评价も行う。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、制御棒の飛び出したまたは落下により原子炉出力が局所的に急上昇し、燃料エンタルピーが急激に増大する事故である。燃料エンタルピー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、燃料エンタルピー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ー（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。

試験燃料棒を装填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ー（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%ECCR : 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は、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、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。

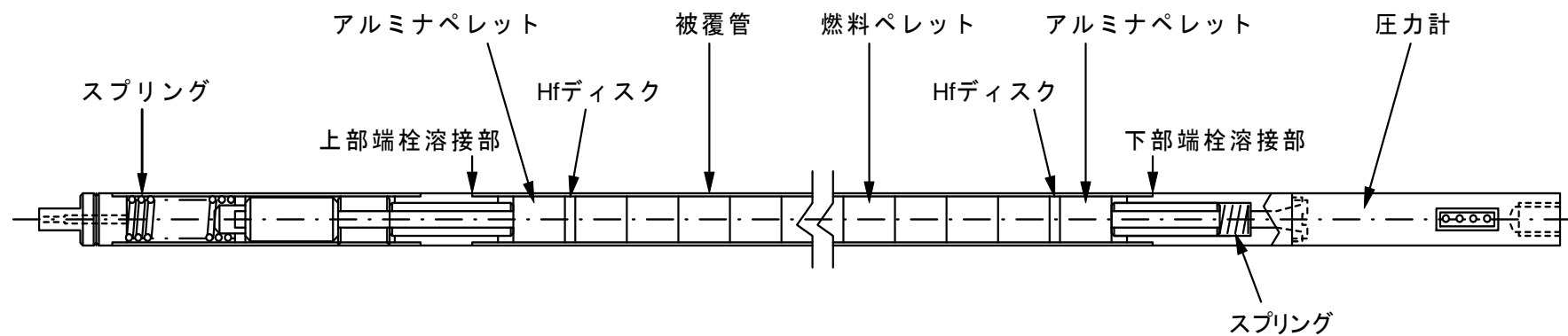
表 2.2-1 燃料等安全高度化対策事業の全体スケジュール

事故時燃料挙動試験

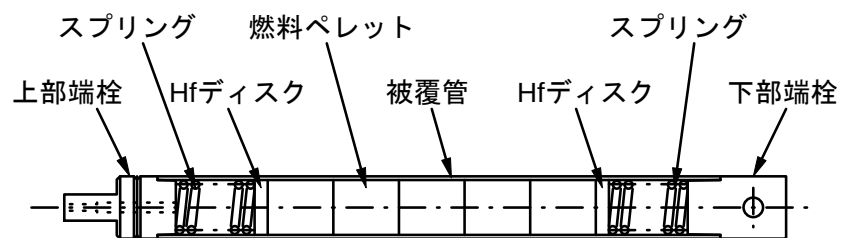
平成年度	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29
燃料輸送	欧州内輸送・諸手続		欧日海上輸送							
RIA/LOCA試験		試験準備・予備試験		高燃焼度改良型燃料のRIA試験、LOCA試験等の実施						総合評価
解析評価			予測解析・実験解析							総合評価

改良合金の照射成長試験

平成年度	22	23	24	25	26	27	28	29
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 総合評価
解析評価								

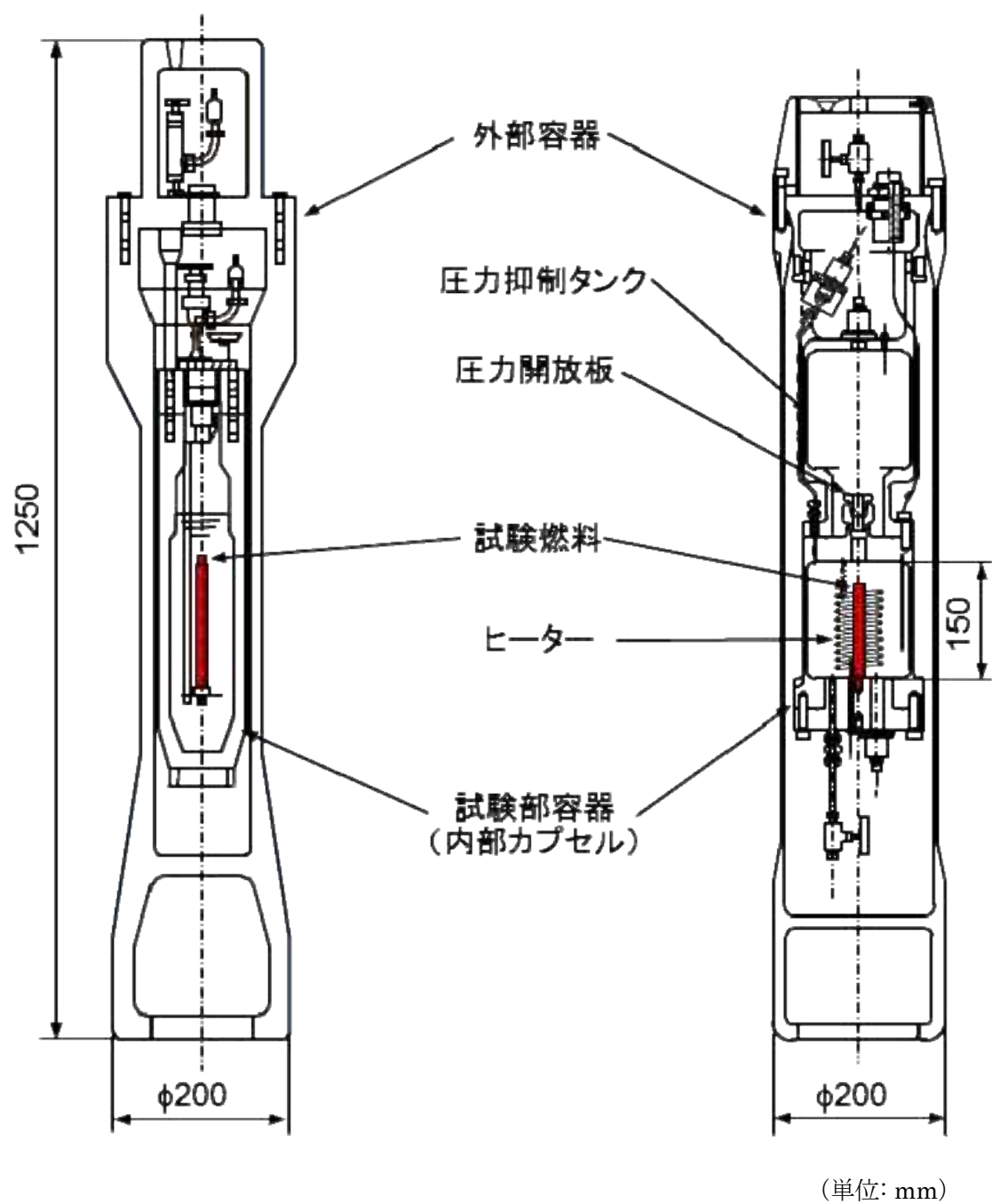


(1) 室温大気圧試験用燃料棒



(2) 高温高圧試験用燃料棒

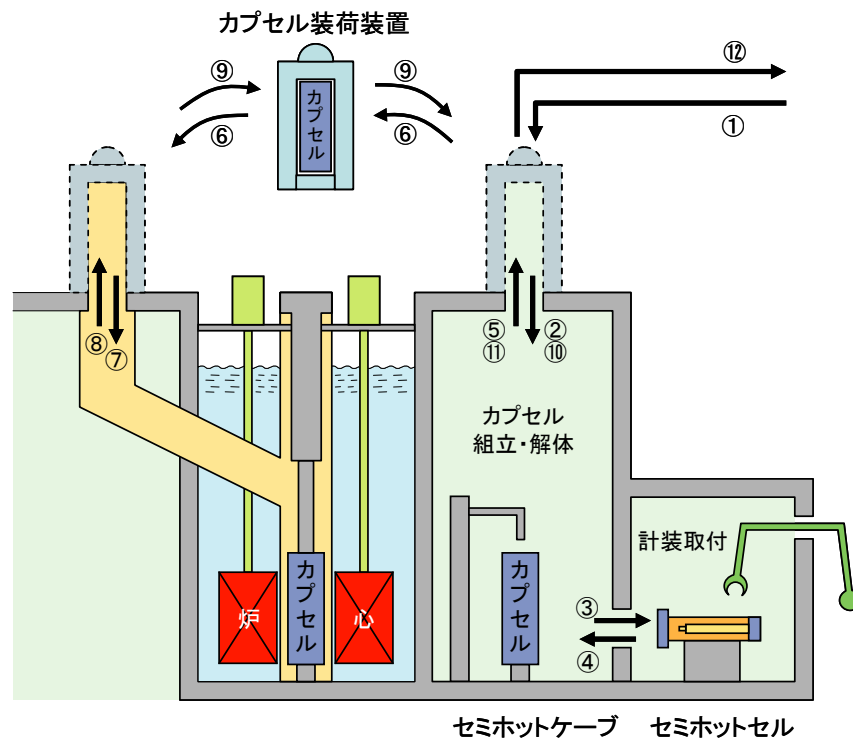
図 2.2.1-1 NSRR 試験用燃料棒の概略構造



(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 { ・セミホットケーブルにて輸送容器から試験燃料棒の取出し
 - ③ { ・セミホットセルにて試験燃料棒への計装取付
 - ④ { ・セミホットケーブルにて試験燃料棒のカプセルへの装荷
 - ⑤ { ・カプセル装荷装置へのカプセル収納
 - ⑥ { ・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
 - ⑦ {
 - ⑧ { ・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、セミホットケーブルへ移動
 - ⑨ {
 - ⑩ { ・セミホットケーブルにて内部カプセルの取出し
 - ⑪ { ・燃料試験施設へ内部カプセルの搬出
 - ⑫ {
- パルス照射

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

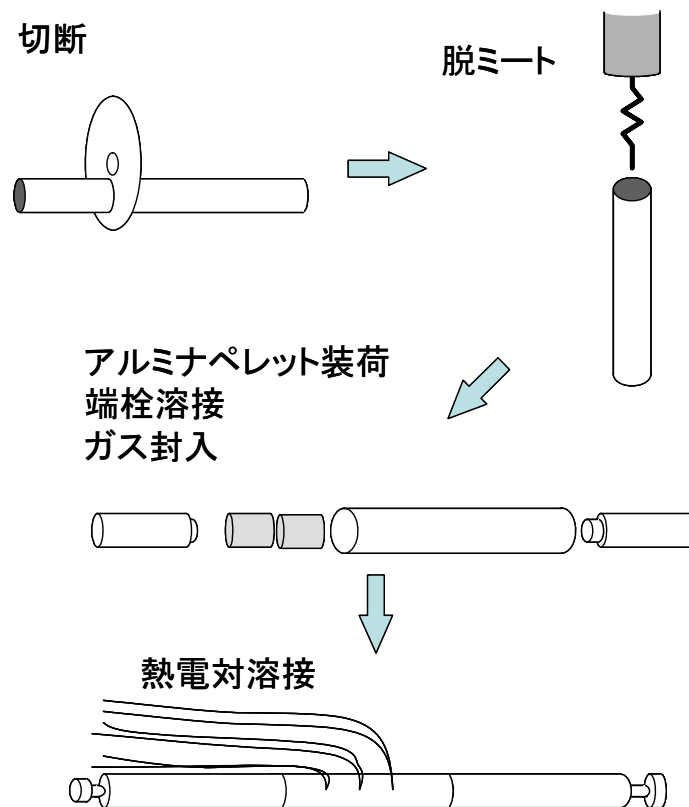


図 2.2.2-1 LOCA を模擬した急冷破断試験に用いる短尺模擬燃料棒の製作方法

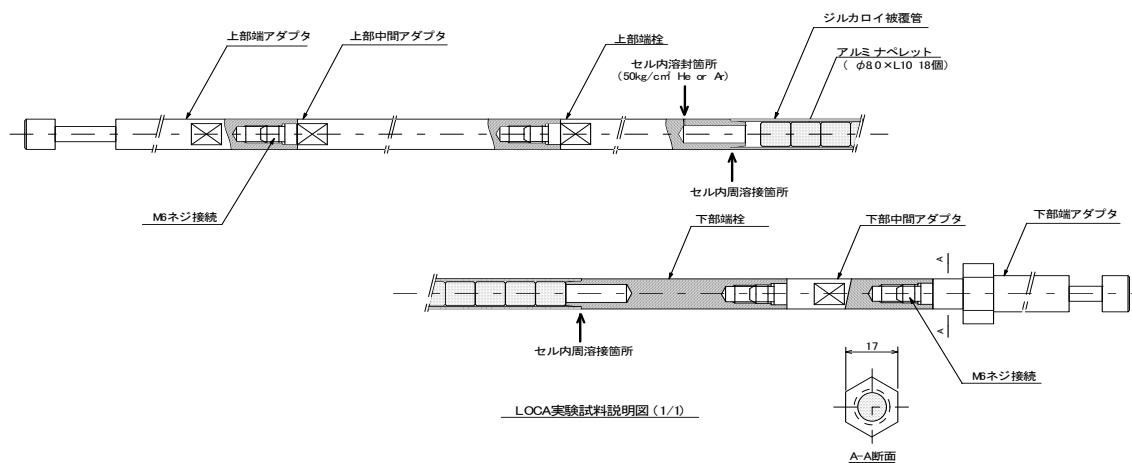


図 2.2.2-2 短尺模擬燃料棒

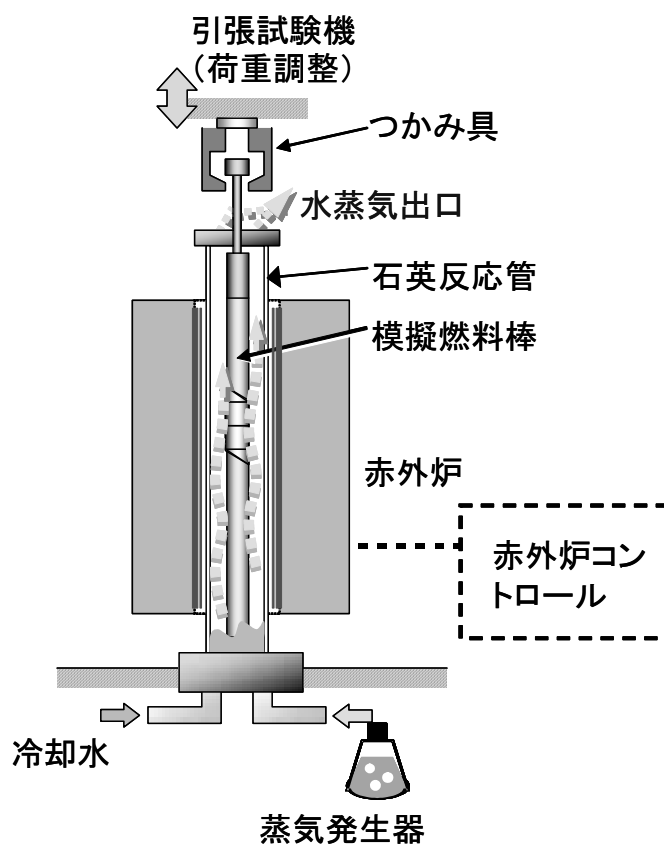


図 2.2.2-3 急冷破断試験装置 (模式図)

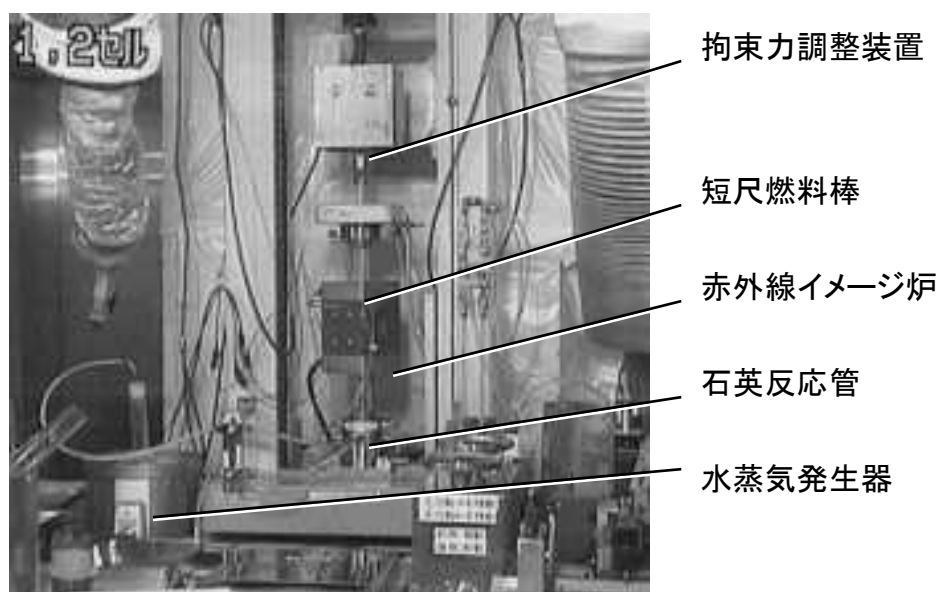


図 2.2.2-3 (つづき) 急冷破断試験装置 (写真)

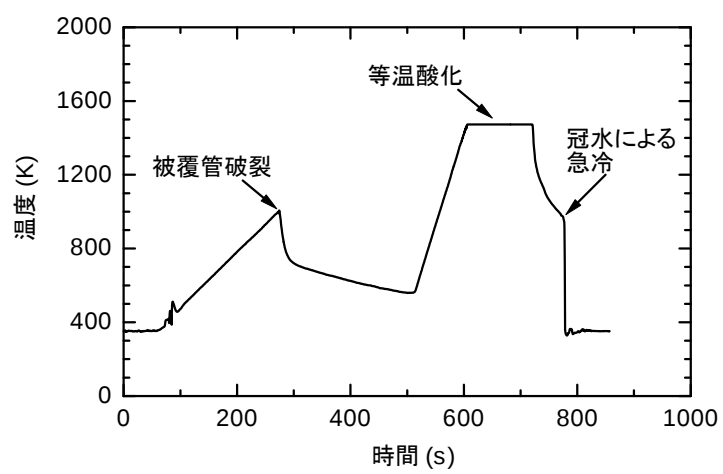


図 2.2.2-4 試験中の温度履歴の例

➤ 供試材

- 改良型燃料被覆管合金及び比較用合金
- 試験片長さ: 50、100mmの2種類

➤ 照射条件

- 照射温度: 240、300、320℃ (目標)
- 照射環境: 高温高圧水中 (PWR模擬)

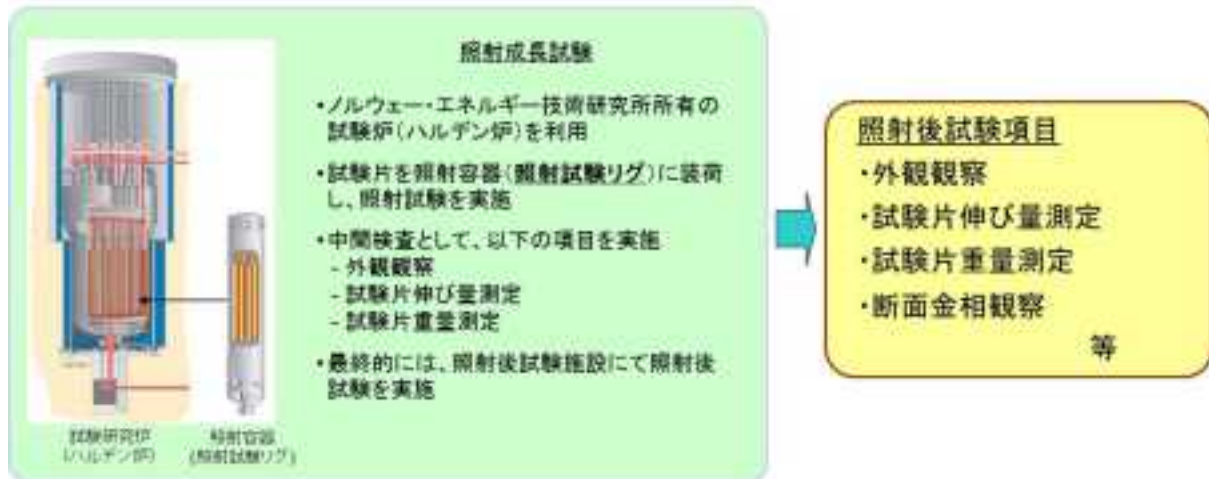


図 2.2.3-1 改良合金被覆管の照射成長試験の概要

3 章 平成 27 年度燃料等安全高度化対策事業の概要

既存の発電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試料を入手し、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、破損防止、事故時の被ばく評価、炉心冷却性や圧力バウンダリ健全性の確保に必要なものである。RIA 試験で得られた結果に関しては、計算コード等を用いた解析的評価を行い、改良型燃料の RIA 時の挙動を確認する。

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 27 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、原子力機構燃料試験施設を利用した試験及び分析を継続実施し、RIA 試験前後の燃料の状態に関するデータを取得した。また、RIA 試験後の燃料に関する照射後試験を実施し、RIA 試験時の燃料破損挙動に関するデータを取得するとともに、これらの燃料挙動が RIA 時の原子炉の安全性に及ぼす影響を評価した。

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条件（多軸性）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の機械特性試験を実施し、応力の多軸性、被覆管の製造条件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

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 試験を実施し、高温酸化後に急冷される際の被覆管の破断限界や高温水蒸気中での被覆管酸化速度など、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 5.5×10^{21} n/cm²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 27 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、スペイン・バンデロス PWR で照射された UO_2 燃料セグメント AP2-9、仏・グラブリン PWR で照射された UO_2 燃料セグメント AP2-12、及びスイス・ライプシュタット BWR で照射された UO_2 燃料セグメント AP2-19、-20、-21、スウェーデン・オスカーシャム BWR で照射された UO_2 燃料セグメント AP2-22 について検査を実施した。AP2-9 及び-12 の被覆管はそれぞれ低スズ ZIRLO 合金製及び M5 合金製、AP2-19、-20 及び-21 の被覆管は Zry-2 (LK3) 合金製、AP2-22 の被覆管は Zry-2 合金製である。

燃料セグメント AP2-9、-12、-19、-20、-21、-22 に関する試料採取計画を図 4.1-1～-3 に示す。

(1) 燃料セグメントの外観写真

燃料セグメント AP2-9、-12、-20、-21、-22 の外観写真をそれぞれ図 4.1-4～8 に示す。AP2-9、-12 の上端、AP2-20 の上下端、AP2-21 の中央下端寄り、AP2-22 の下端に見える白い印は方位と上下方向を示すマーキングである。AP2-12 においては全体に擦過傷のようなものが観察された。これらは照射終了後の燃料取扱中に生じたものと推測される。AP2-20 及び-21 においては既に燃料検査を実施した AP2-19 と同様、全体に白い斑点状のものが観察された。これは照射中の水側腐食に伴って生じたものと推測され、酸化膜厚や水素吸収量への影響の有無を金相観察等により今後確認する予定である。AP2-22 下端に白く斑状に見える領域は、ベース照射時のスぺーサグリッド位置に対応している。

(2) 燃料セグメントの X 線透過写真

燃料セグメント AP2-9、-12、-20、-21、-22 の X 線透過写真を図 4.1-9 及び-10 に示す。実験において問題となり得る有害な欠陥等は見られなかった。

(3) 燃料セグメントの γ スキャン

燃料セグメント AP2-9、-20、-21、-22 の軸方向 γ 線強度分布をそれぞれ図 4.1-11～14 に示す。それぞれの採取位置に応じた燃焼度の分布が反映されている。AP2-9、-20 では有意な勾配は見られない。AP2-21、-22 では若干の勾配が見られる。

(4) 燃料セグメントの酸化膜厚さ測定

燃料セグメント AP2-9、-19、-20、-21、-22 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 4.1-15～-19 に示す。AP2-9、-20、-21、-22 は 0° 及び 180° 方位、AP2-19 は 90° 及び 270° 方位について、軸方向の 5 点での測定を行った。AP2-19 の 0° 及び 180° 方位については昨年度報告書に結果を掲載している。

AP2-9 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。AP2-19、-20、-21 においてはセグメント中央から下部にかけてやや酸化膜の厚い分布、AP2-22 においては軸方向にほぼ均一な酸化膜厚さ分布である。AP2-20、-21、-22 セグメント酸化膜厚さの絶対値については、本年度実施した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っている。AP2-9、-19 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 ^{a1} (GWd/t)	燃料名	燃料 タイプ	照射炉	燃料棒 番号	燃料採取位置 (下から .mm)	被覆管				ベレット				Pu/Pu _f 富化度 (HM%)	添加物	試験項目											
							材質 (ー)	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 (%)									
AP2-1	73	パンデロス 燃料	PWR 17x17 UO ₂	Vandell-2	EH48-A08	S2 (691・1141)	M-MDA (SR)	9.5	8.36	0.57	9.83	8.19	有	96.0	4.9	－	－	予備										
AP2-2	81				EH48-Q12	S4 (1807・2257)												RIA試験										
AP2-3	81				EH48-L17	S5 (2257・2707)																						
AP2-4	77					S4 (1807・2258)	M-MDA (RX)											予備										
AP2-5	78					S5 (2258・2709)																						
AP2-6	78				EH48-H01	S4 (1810・2259)	MDA											予備										
AP2-7	78				EH48-Q08	S5 (2259・2709)																						
AP2-8	80					S3 (1249・1699)	ZIRLO (low-Sn)											9.5	8.36	0.57	9.60	8.19	有	96.4	4.9	－	－	LOCA試験
AP2-9	80					S5 (2293・2743)																						M5
AP2-10	84	FXOGA1-A16	S3 (1230・1680)	FGD試験 ^{a2}																								
AP2-11	84	FXOGA1-M14	S6 (2769.7・3219.7)		予備																							
AP2-12	87		S8 (1279・1579)																									
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	96.2	3.7	－	－	予備										
AP2-14	68				3-3 (2550・3000)	RIA試験																						
AP2-15	64	シンノ燃料	PWR 17x17 MOX	Chinon B3	FXP2LA-D09	S4 (1749・2200)	M5	9.5	8.36	0.57	11.63	8.19	有	95.0	0.253	7.2/4.7	－	RIA試験										
AP2-16	63				S3 (1218・1592)	FGD試験 ^{a2}																						
AP2-17	47	ライプシュ タット燃料		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	－	Cr ₂ O ₃	予備									
AP2-18	49				FBA004-a6	F (702・1150)	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	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	97.4	4.1	－	Cr ₂ O ₃ AlO ₃ (ADOPT)	RIA試験										
AP2-23	64				2 (1345・1795)	FGD試験 ^{a2}																						
AP2-24	61				24565-A2	1 (440・890)												予備										

*²: RIA 条件下での FPG 動的放出挙動試験

*¹: セグメント平均燃焼度

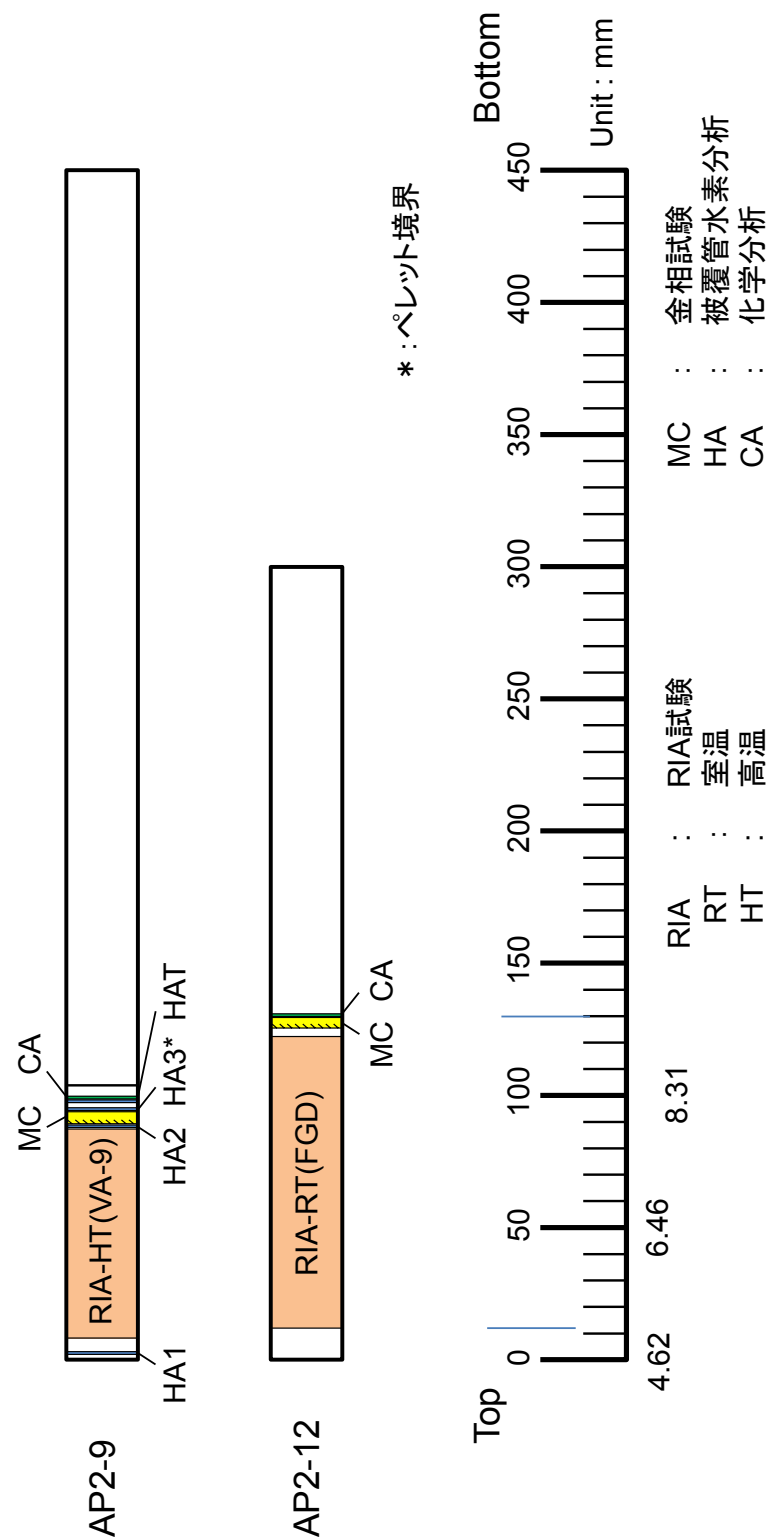


図 4.1-1 燃料セグメントからの試料採取計画

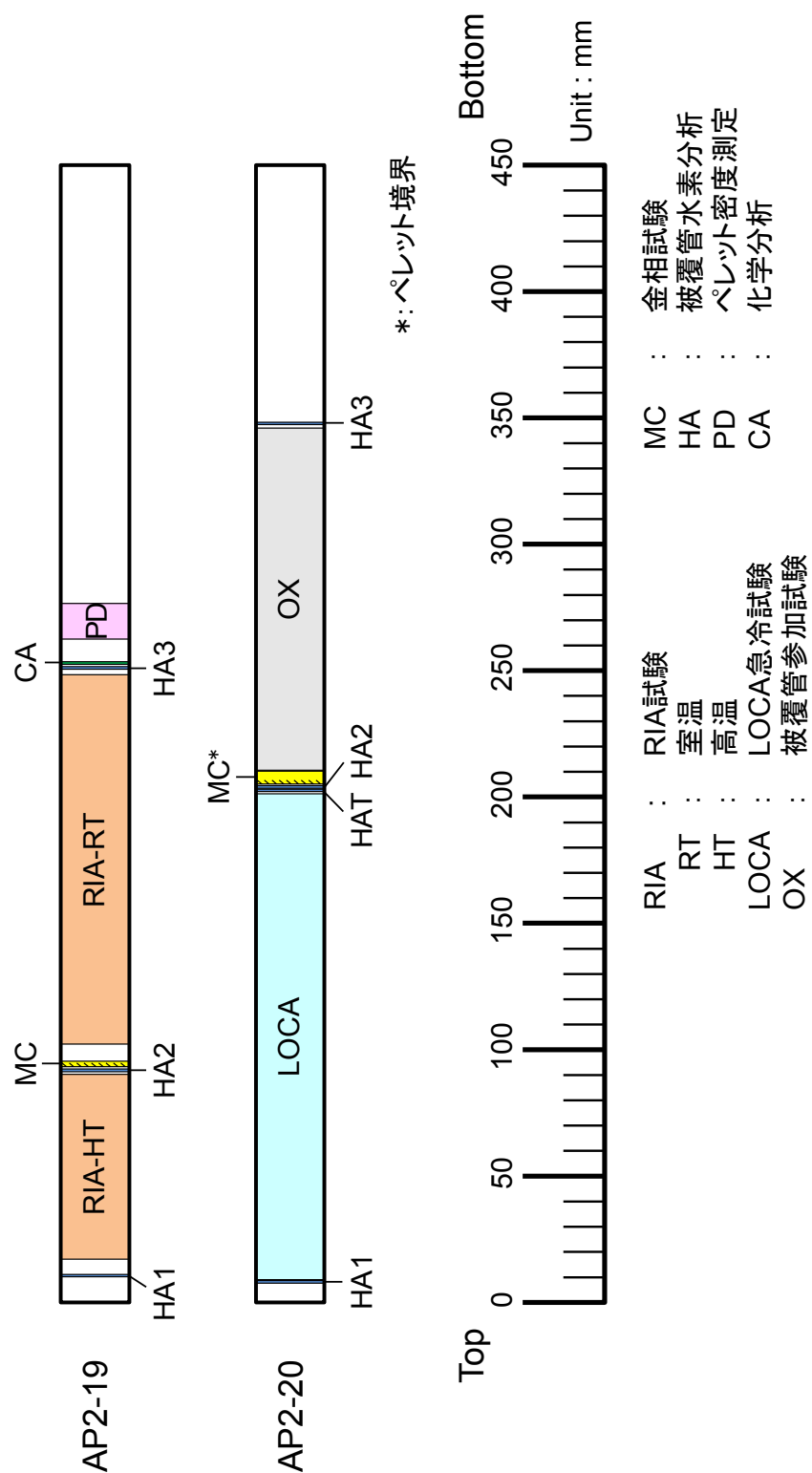


図 4.1-2 燃料セグメントからの試料採取計画

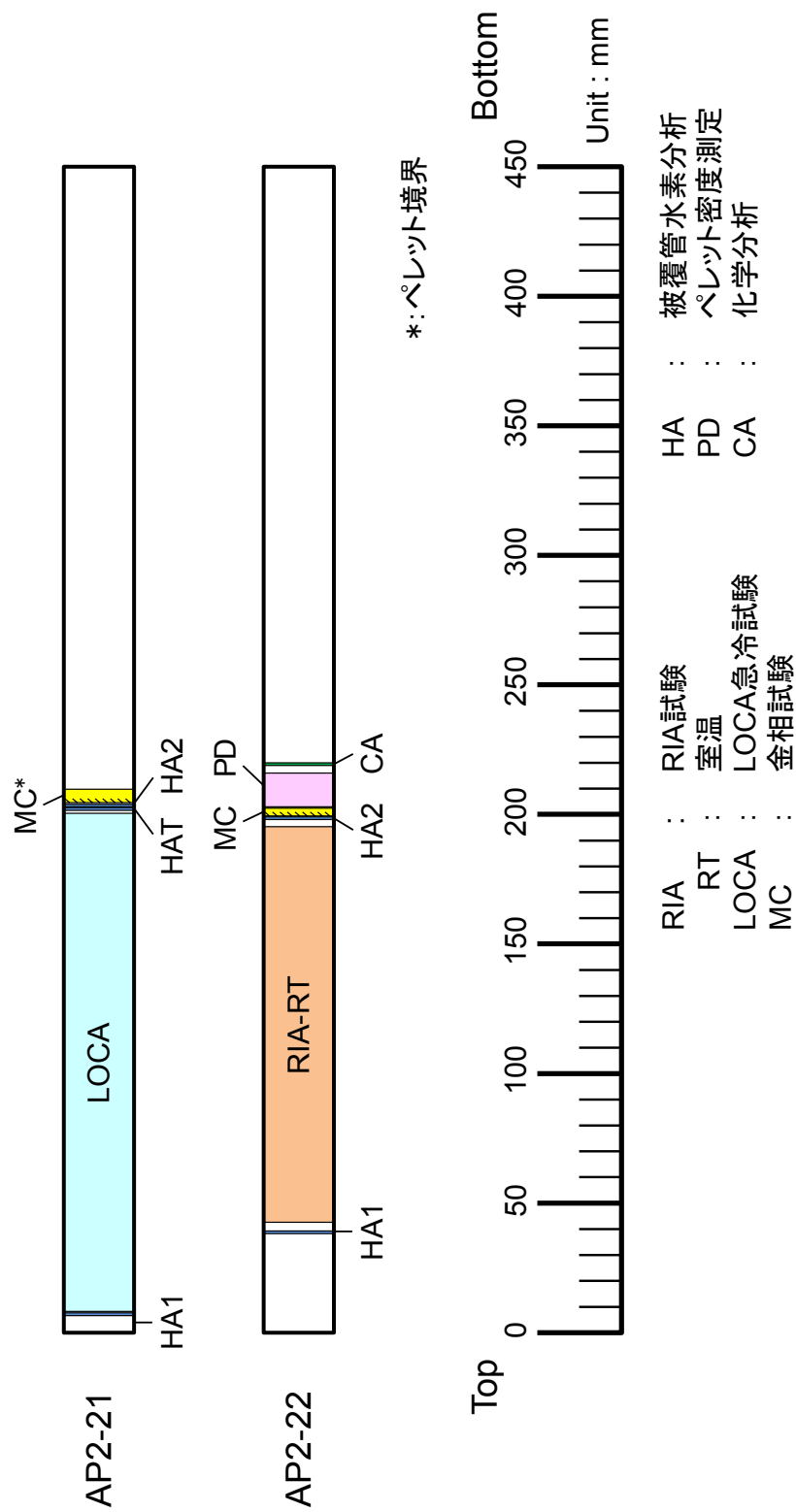


図 4.1-3 燃料セグメントからの試料採取計画

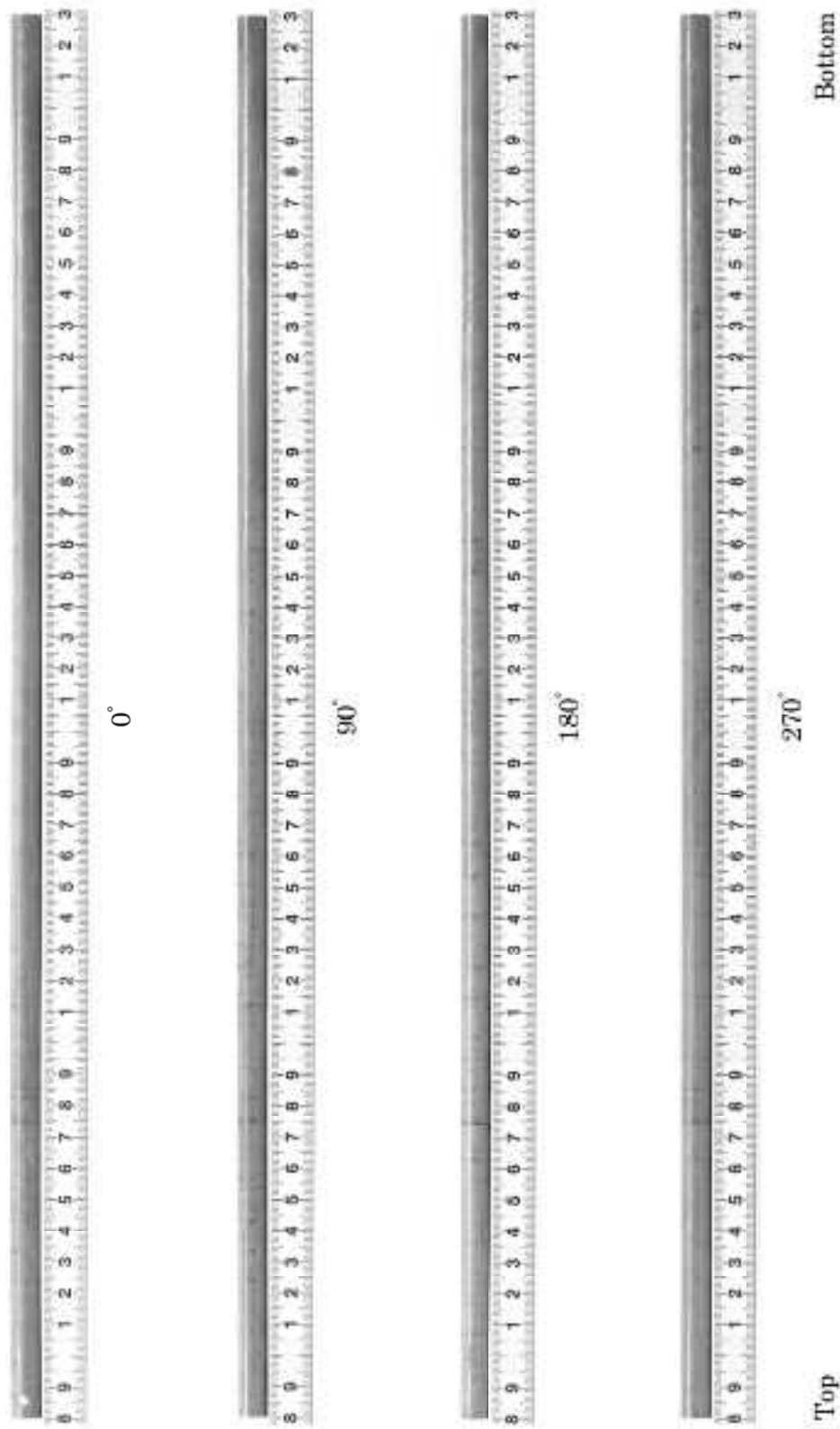


図 4.1-4 AP2-9 燃料セグメントの外観

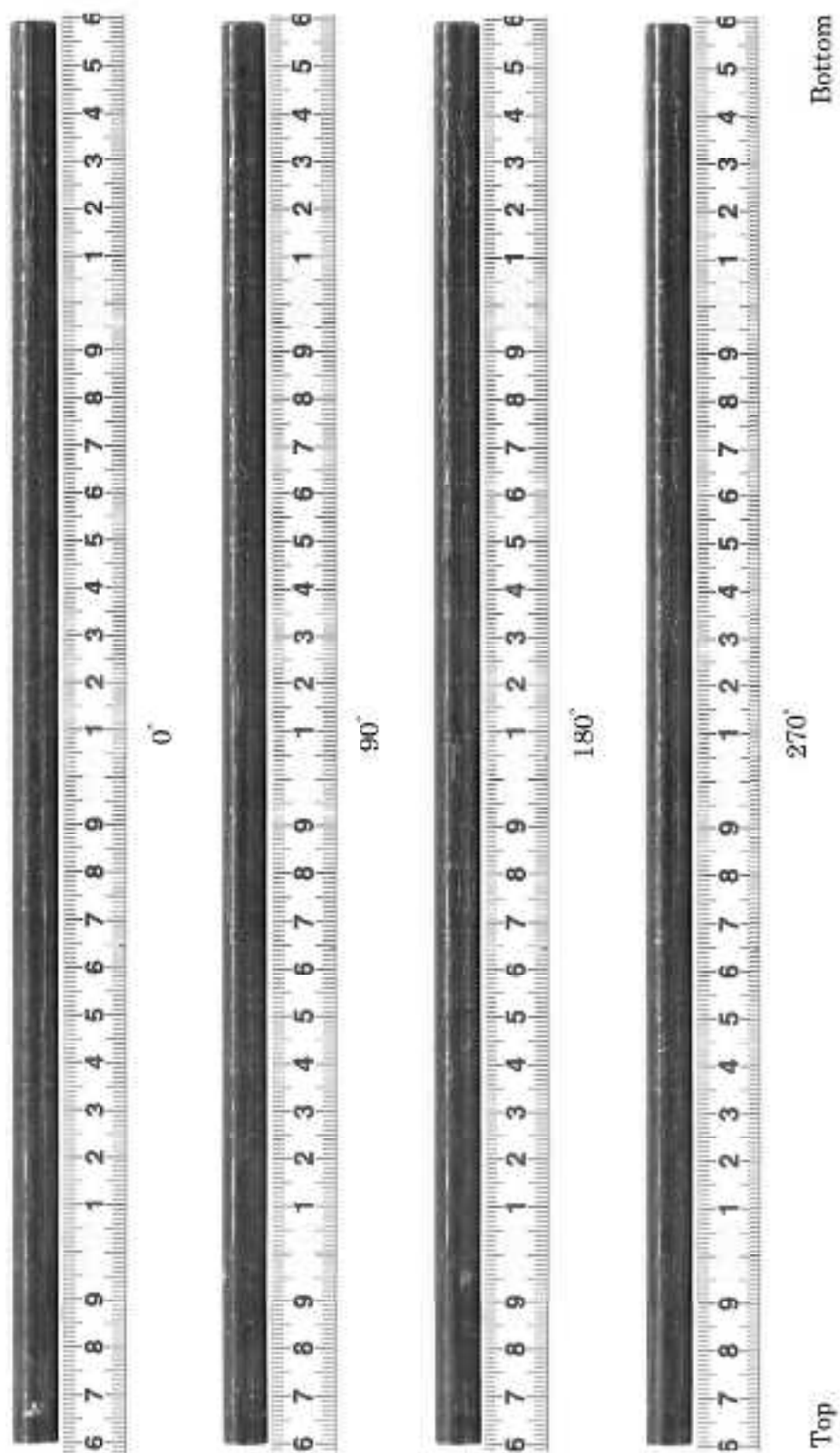


図 4.1-5 AP2-12 燃料セグメントの外観

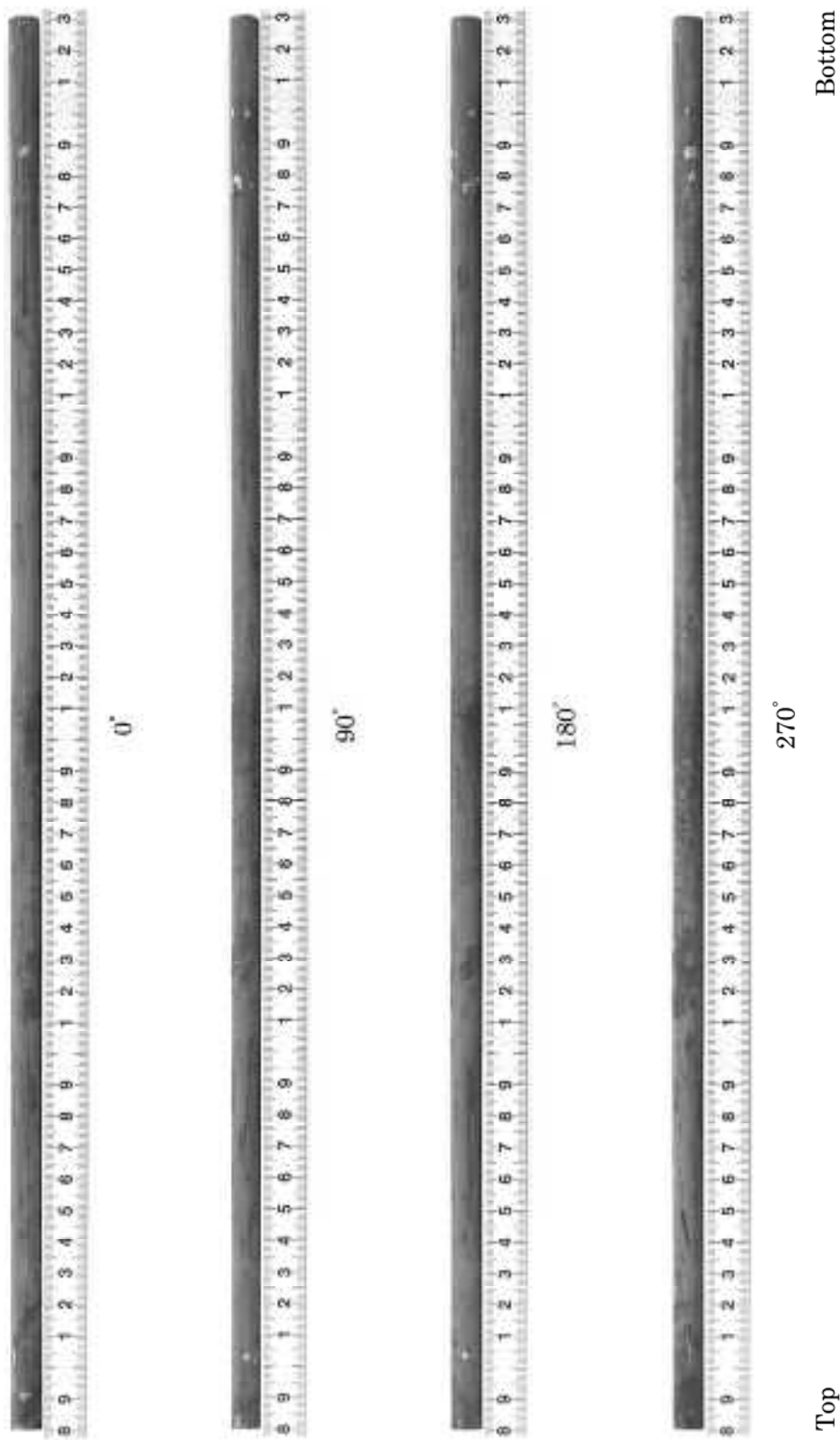


図 4.1-6 AP2-20 燃料セグメントの外観

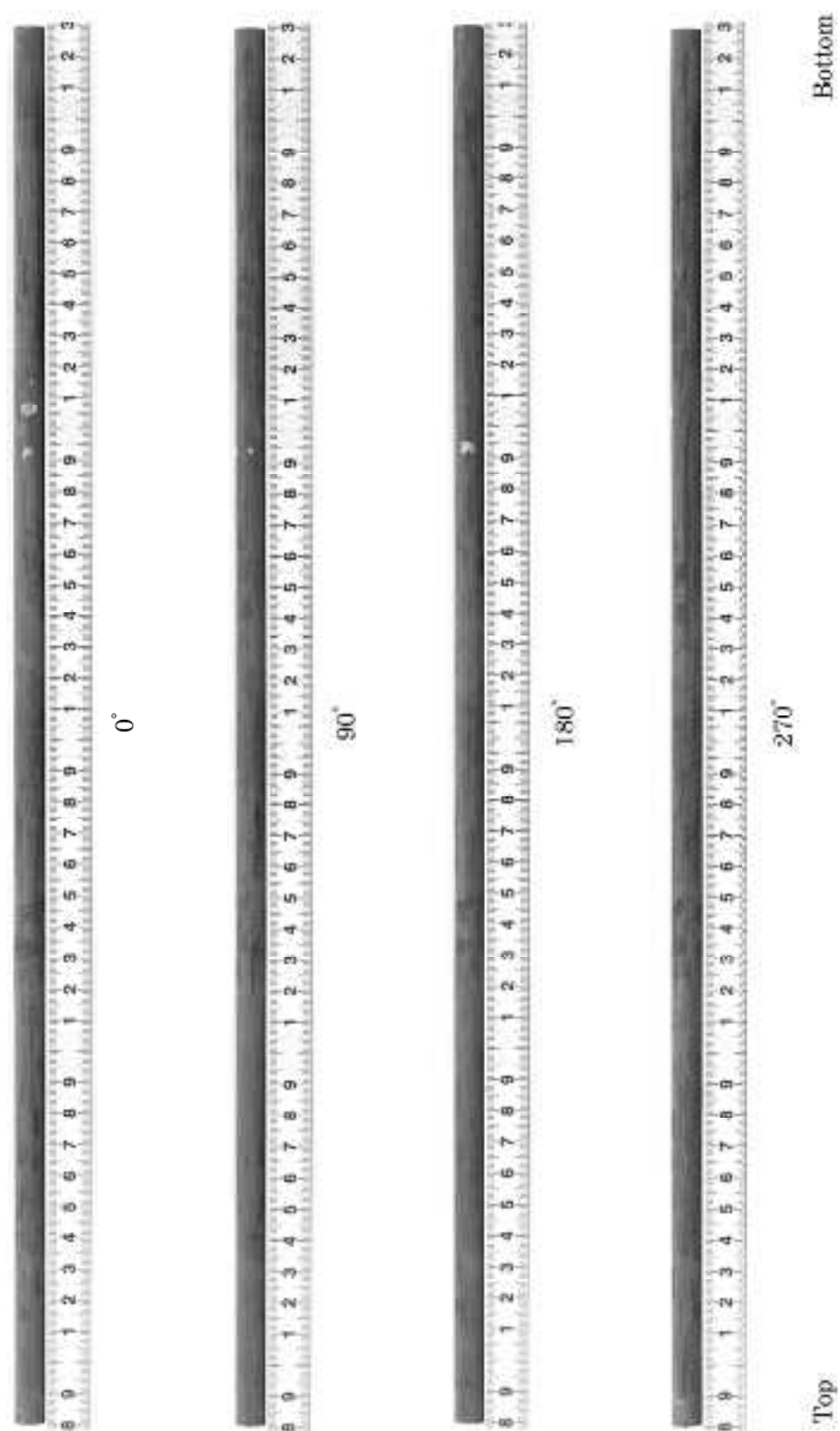


図 4.1-7 AP2-21 燃料セグメントの外観

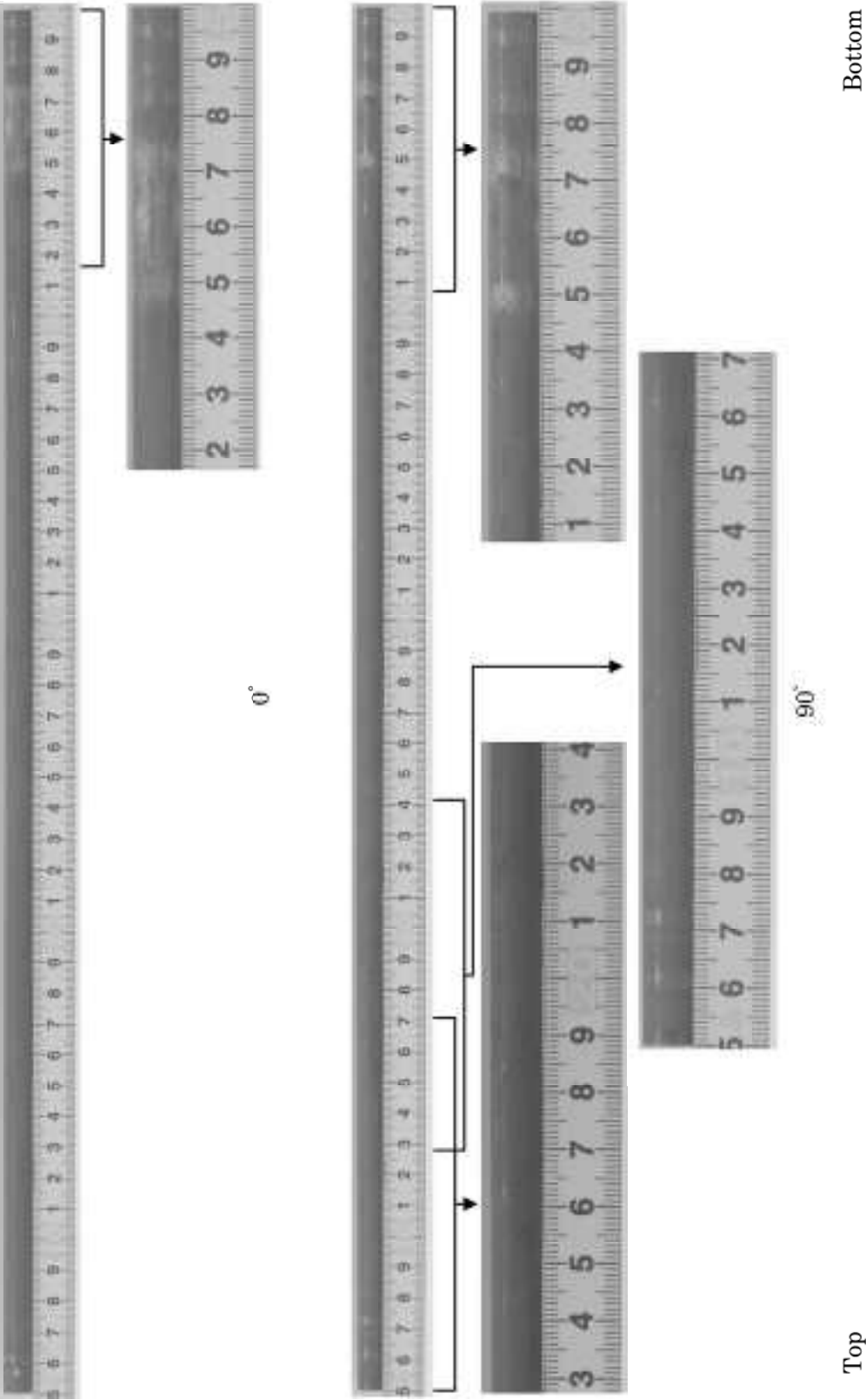


図 4.1-8(1) AP2-22 燃料セグメントの外観

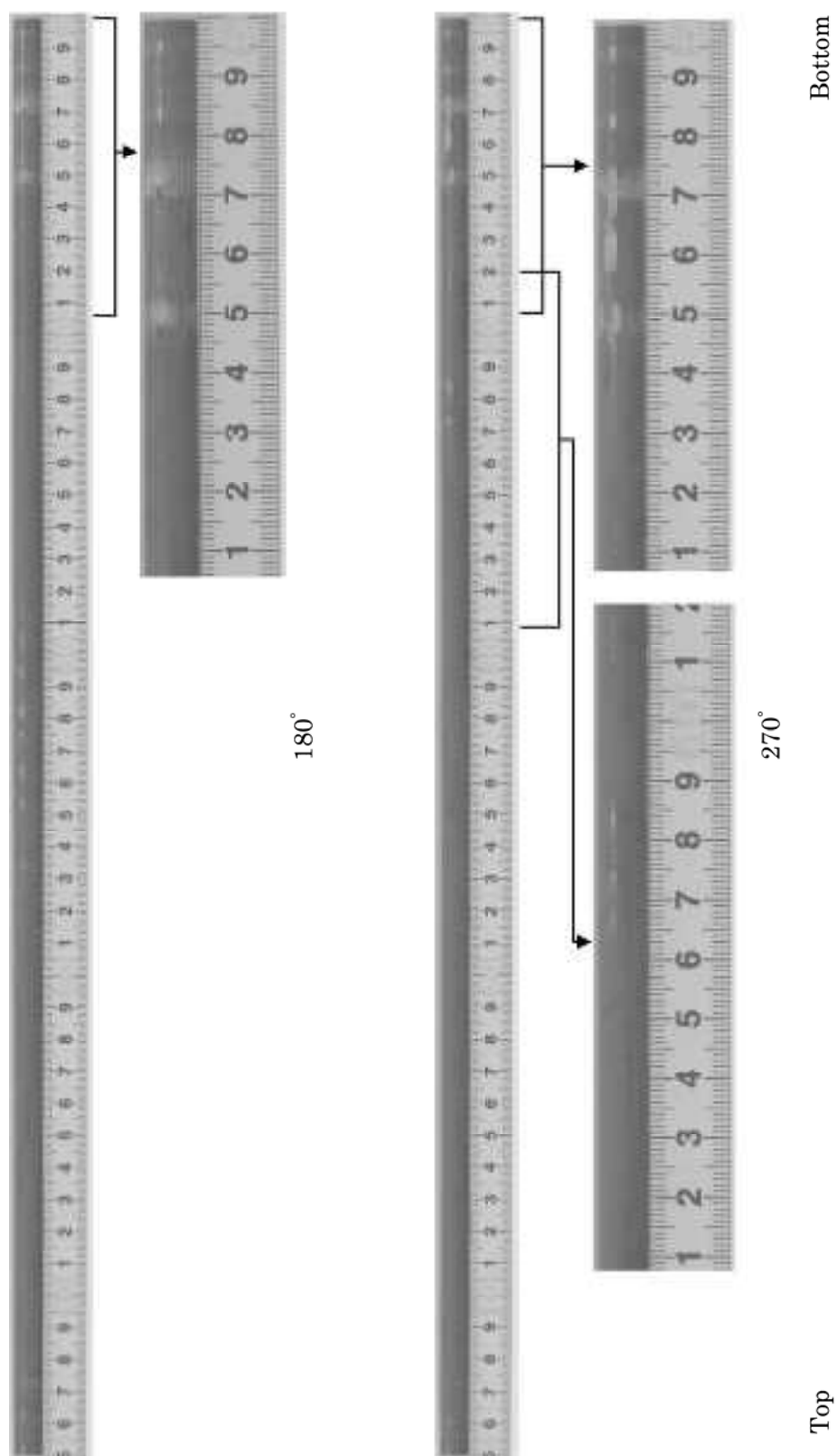


図 4.1-8(2) AP2-22 燃料セグメントの外観

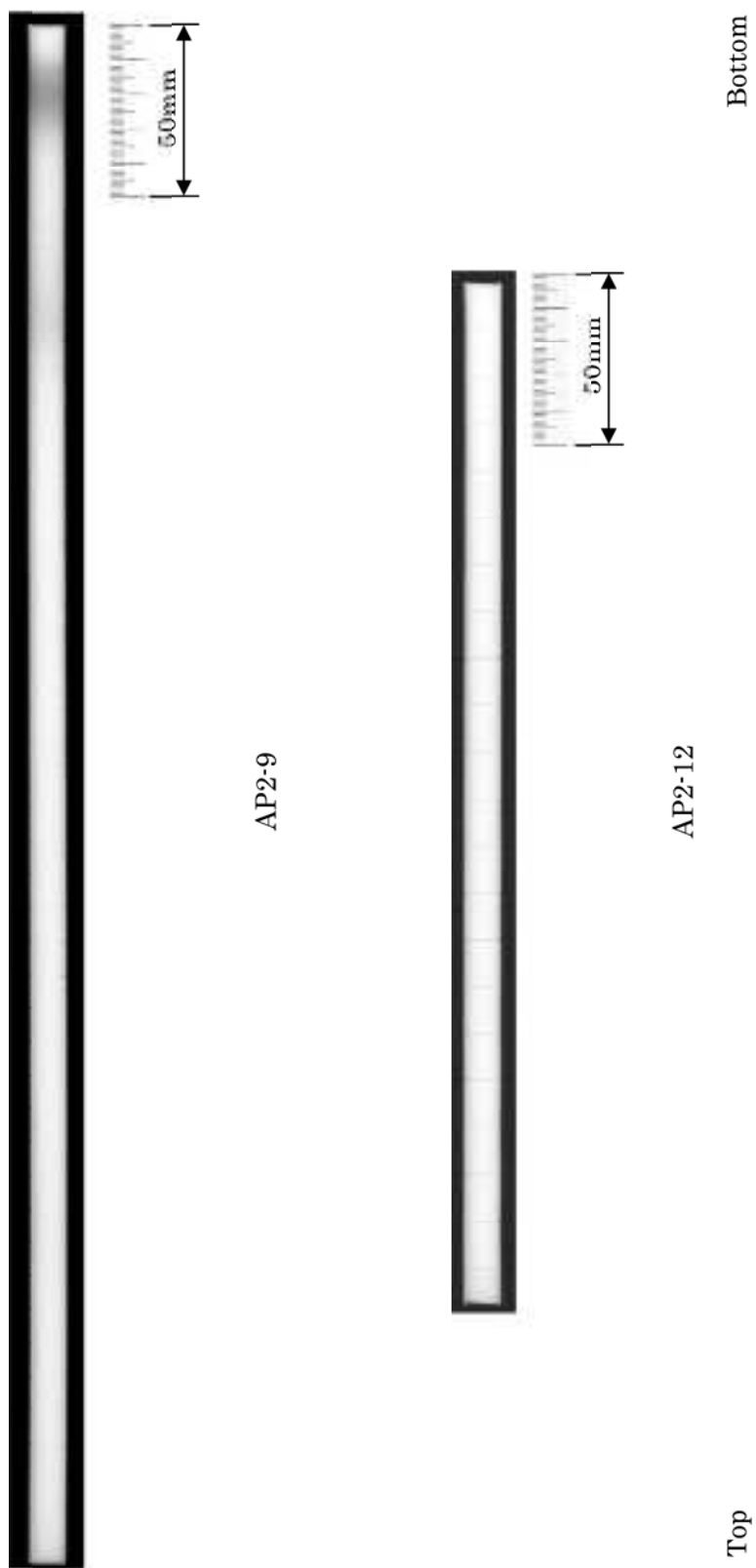


図 4.1-9 AP2-9、AP2-12 燃料セグメントの X 線透過写真

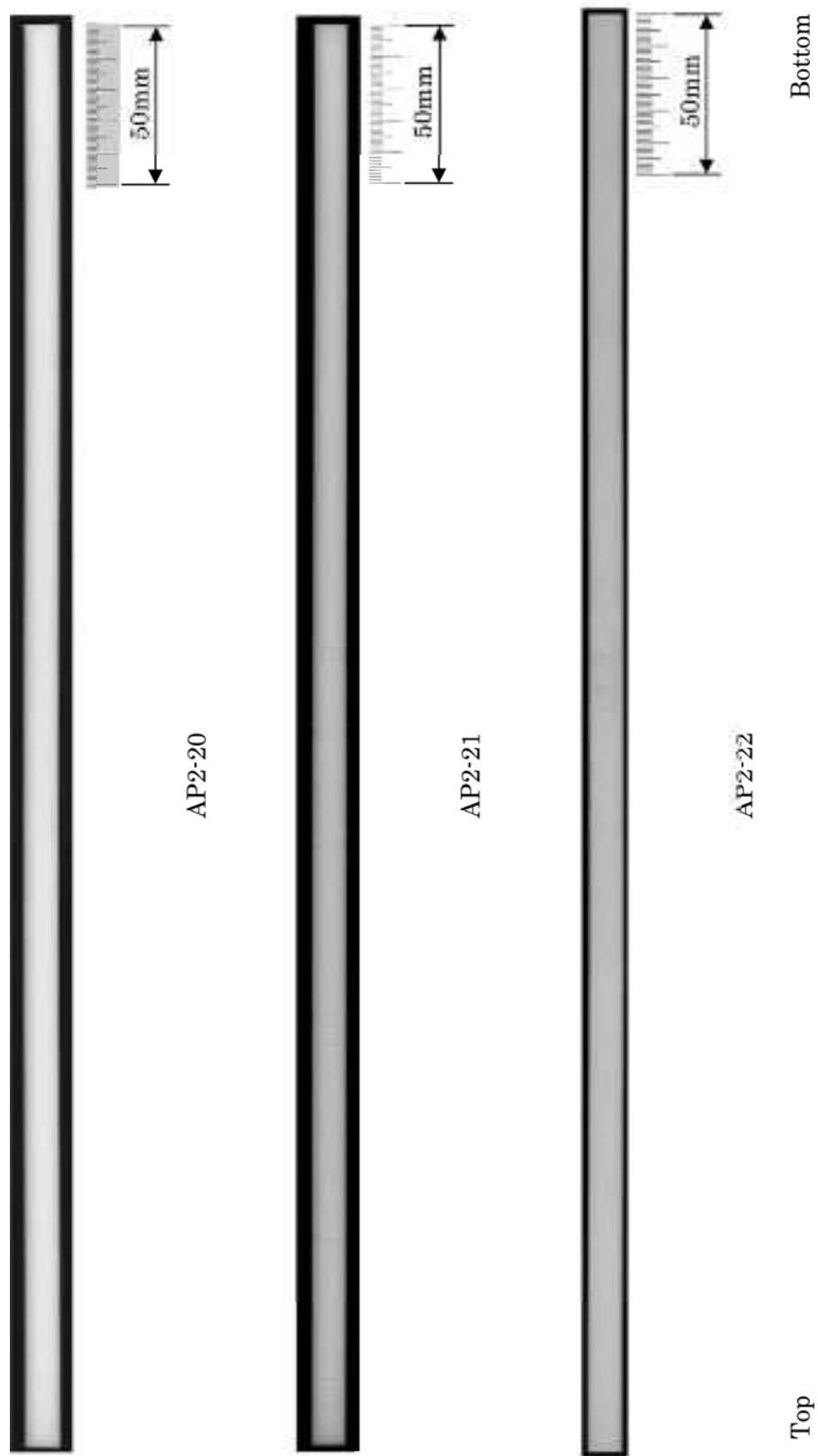
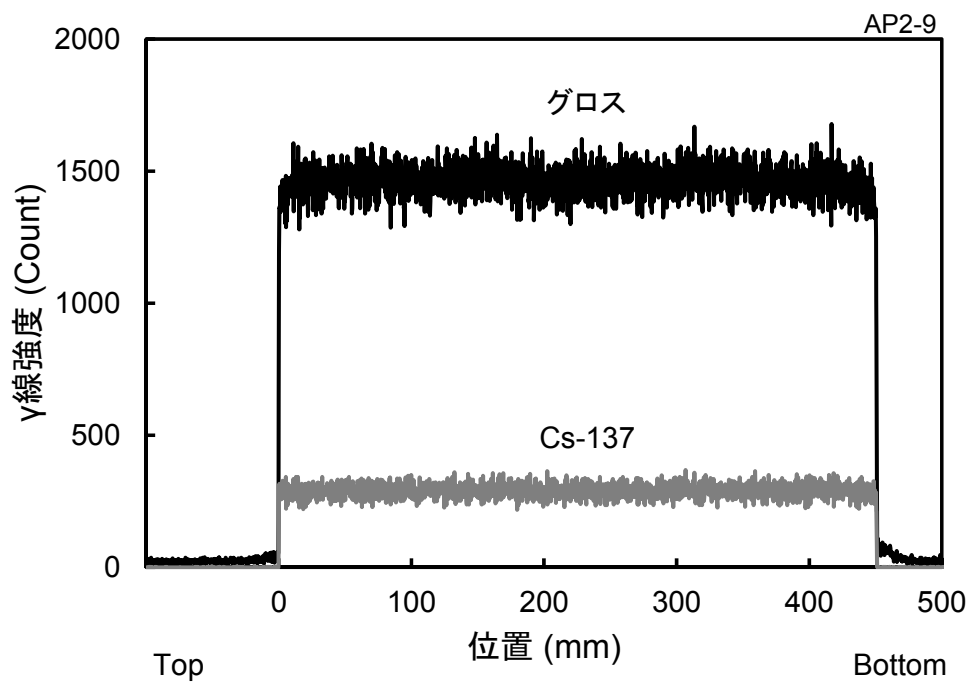
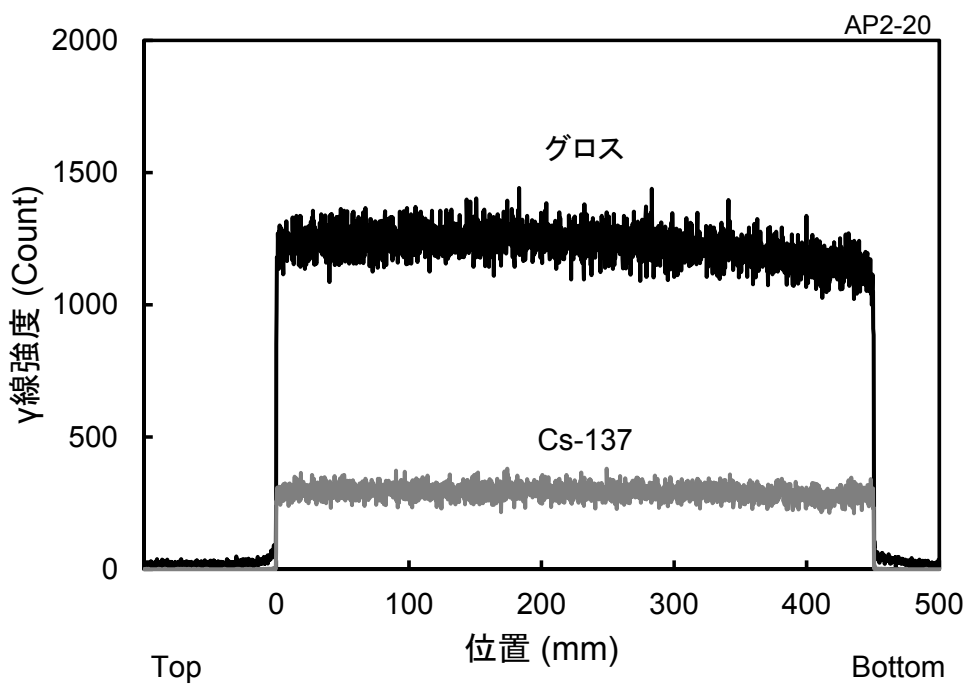
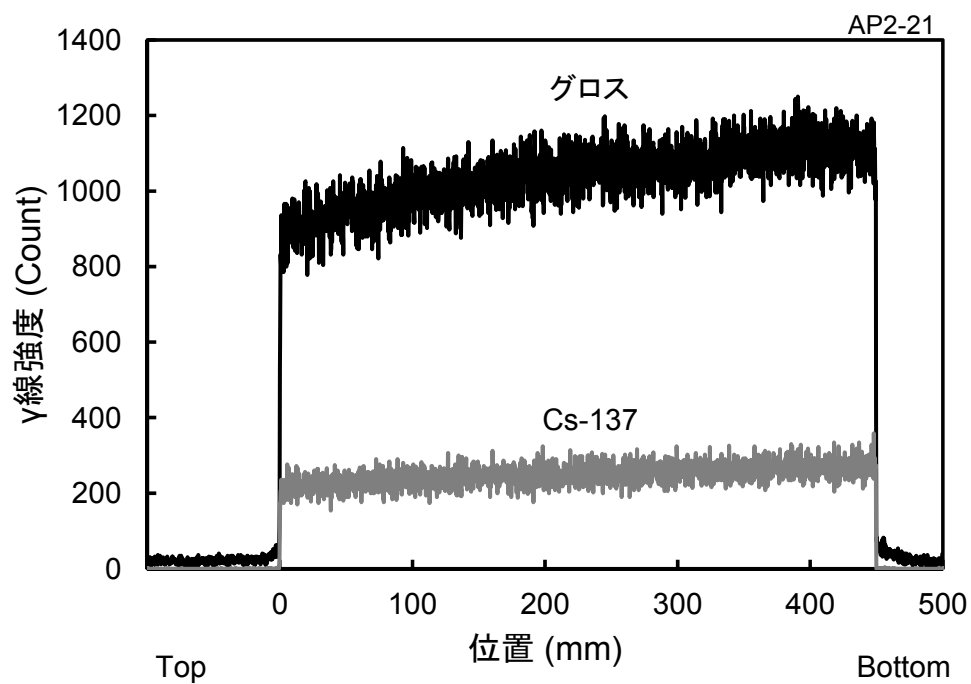
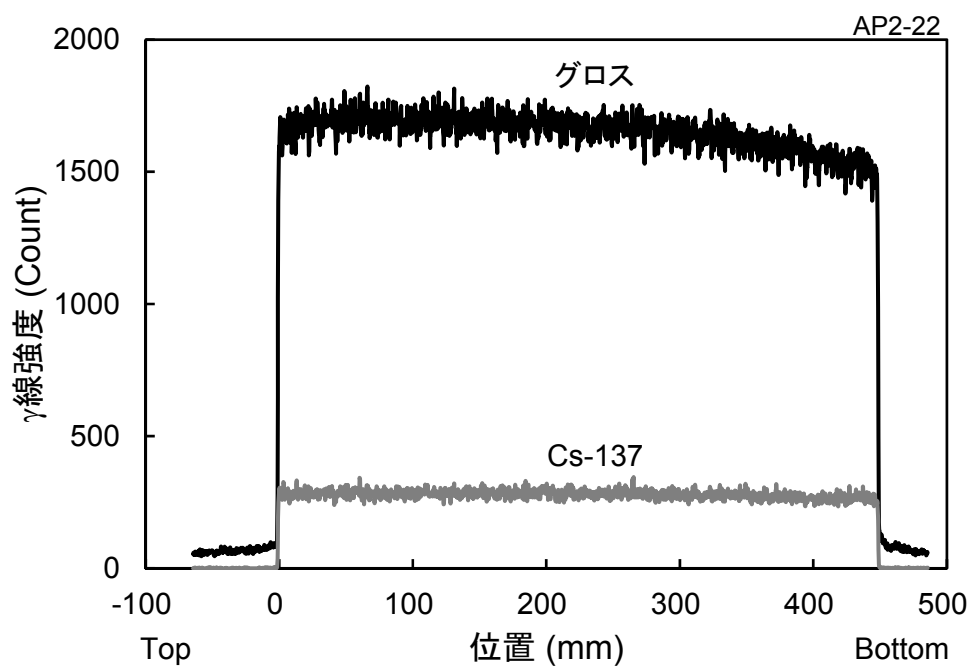


図 4.1-10 AP2-20、AP2-21、AP2-22 燃料セグメントの X 線透過写真

図 4.1-11 AP2-9 燃料セグメントの γ 線強度分布図 4.1-12 AP2-20 燃料セグメントの γ 線強度分布

図 4.1-13 AP2-21 燃料セグメントの γ 線強度分布図 4.1-14 AP2-22 燃料セグメントの γ 線強度分布

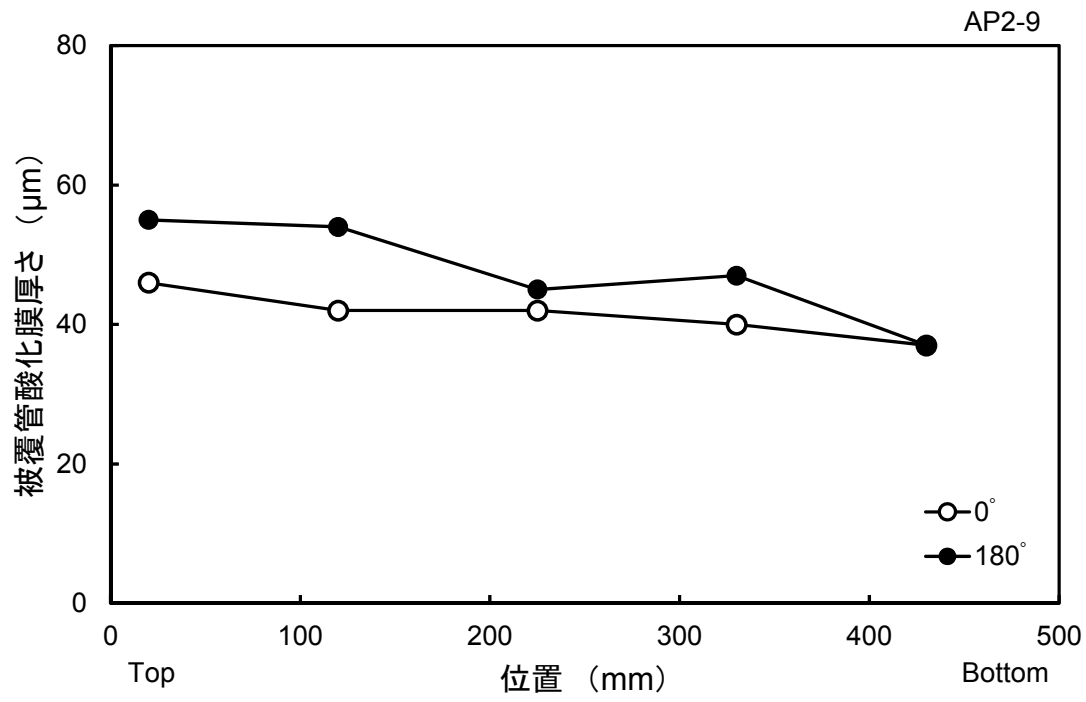


図 4.1-15 AP2-9 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

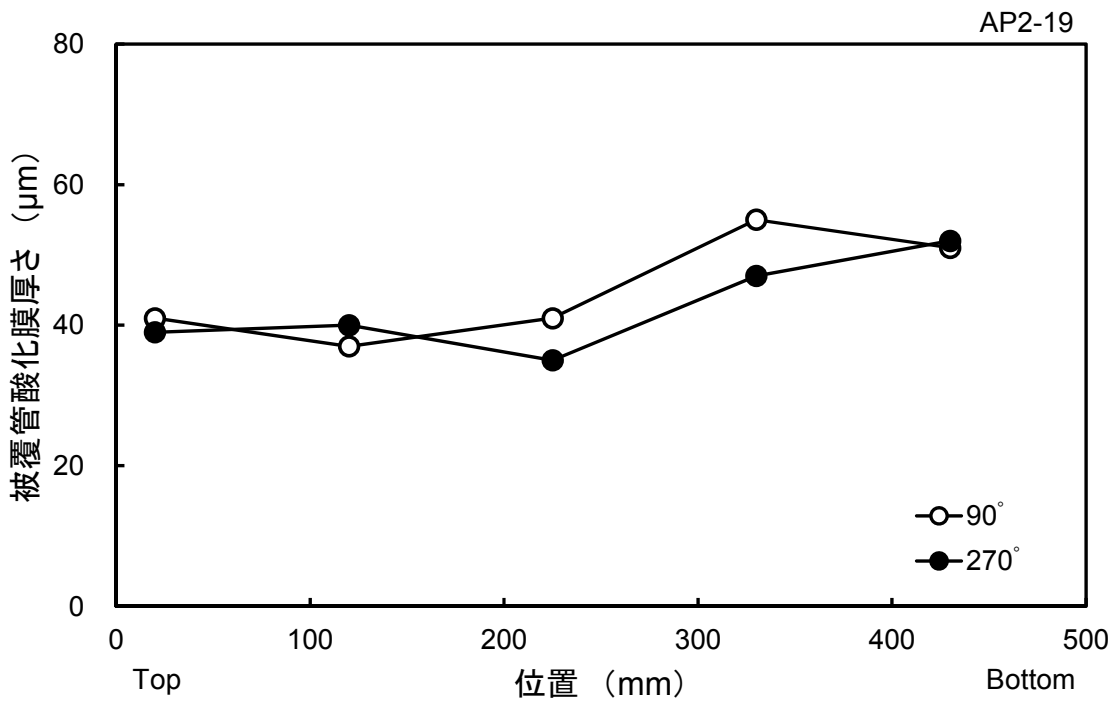


図 4.1-16 AP2-19 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

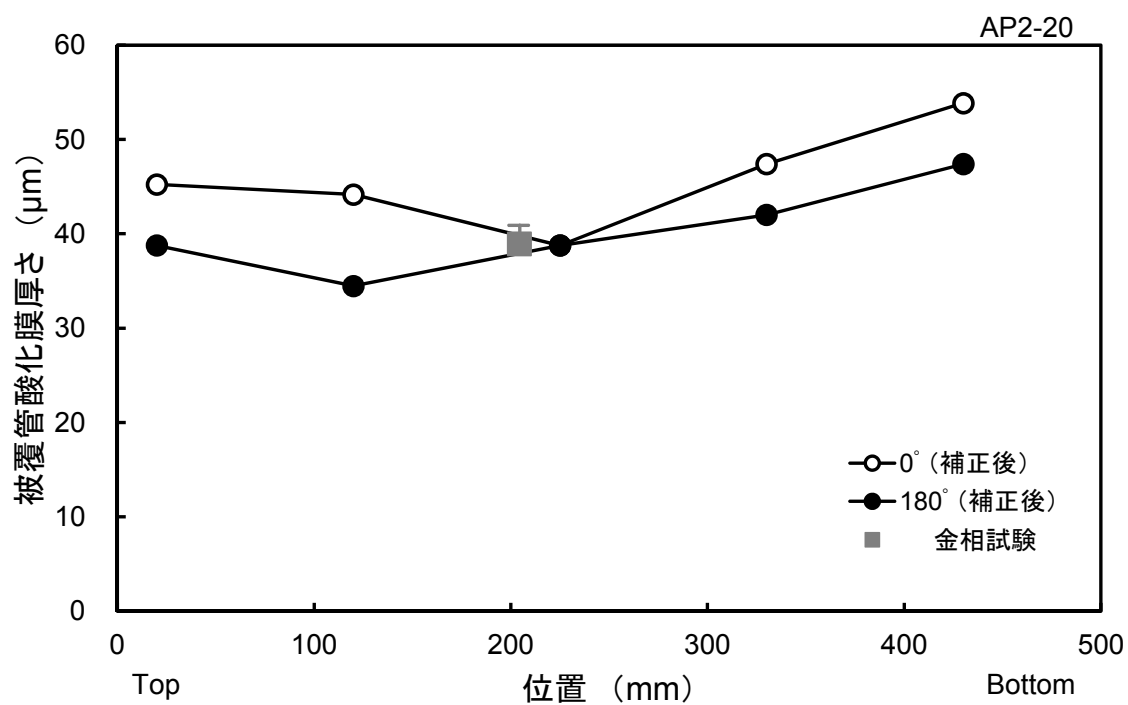


図 4.1-17 AP2-20 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

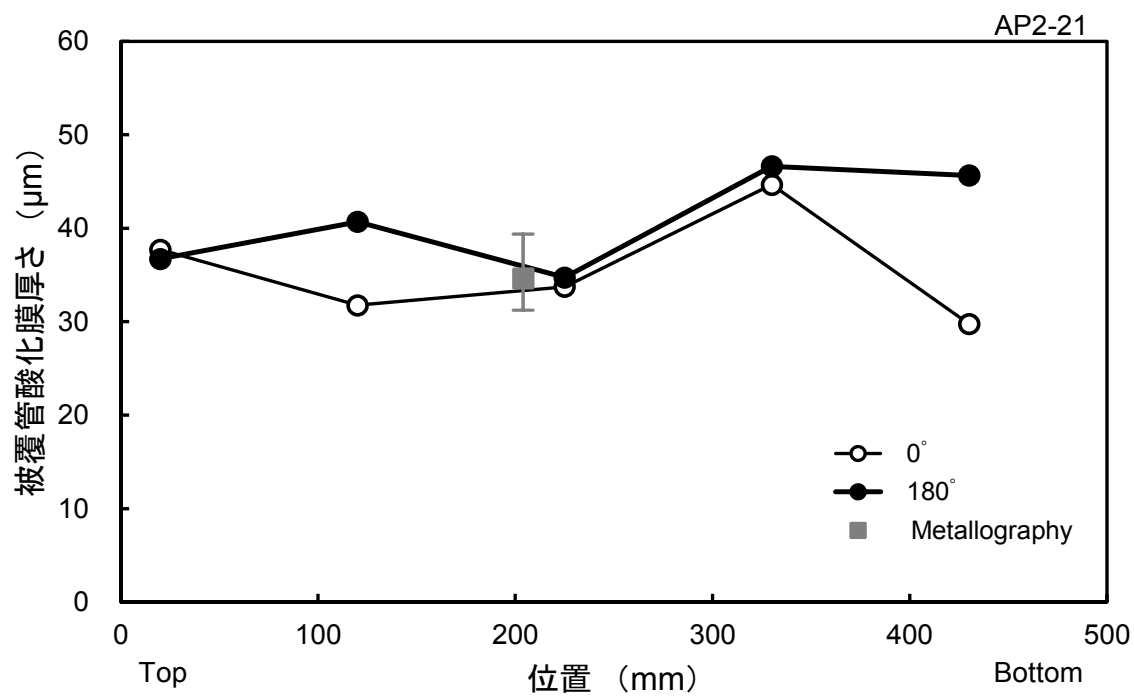


図 4.1-18 AP2-21 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

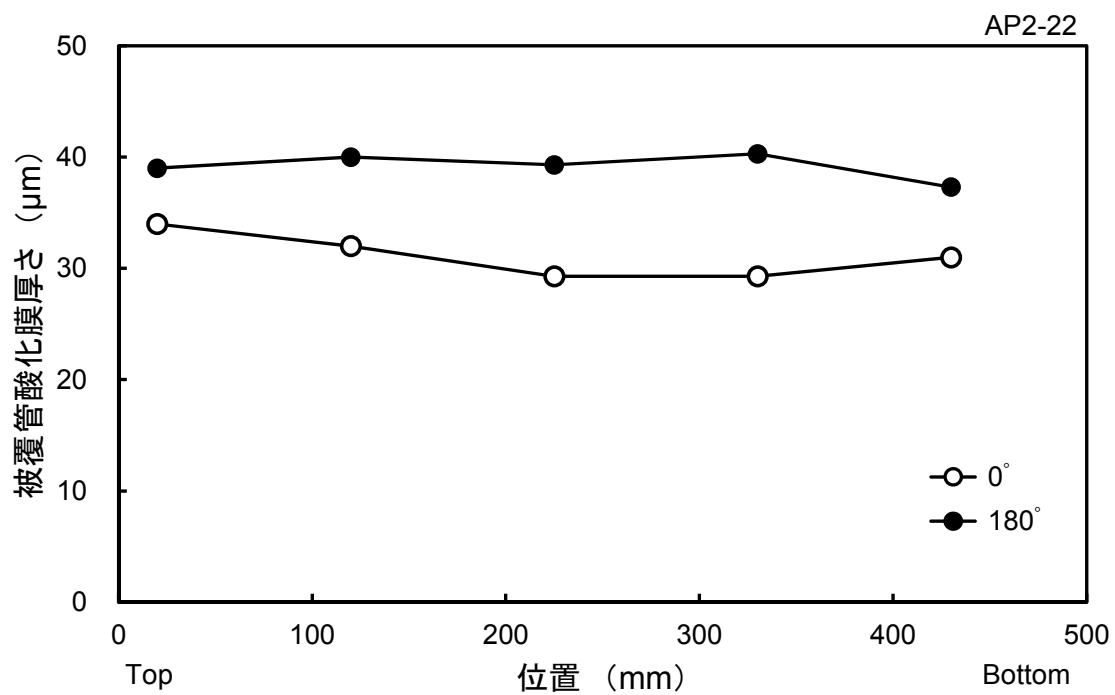


図 4.1-19 AP2-22 燃料セグメントの被覆管外面酸化膜厚さ分布

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。

(1) 金相試験

燃料セグメント AP2-20、-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 4.1-2 及び図 4.1-3 の MC の位置から試料を採取し、被覆管について、エッチング前の観察を行った。それぞれの結果に対する図番は以下の通りである。

図 4.2-1(1)(2): AP2-20 MC 燃料被覆管エッチング前

図 4.2-2(1)(2): AP2-21 MC 燃料被覆管エッチング前

図 4.2-1 の Photo 1-1、2-1、3-1、4-1 に示すエッチング前の被断面写真から、MC 位置の周方向平均酸化膜厚さを約 39 μm と評価した。また、図 4.2-2 の Photo 5-1、6-1、7-1、8-1 に示すエッチング前の被断面写真から、MC 位置の周方向平均酸化膜厚さを約 35 μm と評価した。なお酸化膜の表面には白く付着した厚さおよそ 10 μm の層については評価から除外した。

(2) 被覆管水素分析

燃料セグメント AP2-9 に対して、図 4.1-1 の HA1、HA2、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。この内 HA1、HA2 は燃料ペレット軸方向中央付近の位置から採取した試料、HA3 は燃料ペレット境界付近の位置から採取した試料である。それぞれの評価結果は以下の通りである。

HA1 : 344 ppm

HA2 : 349 ppm

HA3 : 372 ppm

これらの結果に基づき、VA-9 実験燃料の水素濃度は HA1 と HA2 の平均値 346 ppm と評価した。

なお、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 $^{\circ}\text{C}$ の温度を一定時間保持し、次に約 2000 $^{\circ}\text{C}$ 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。

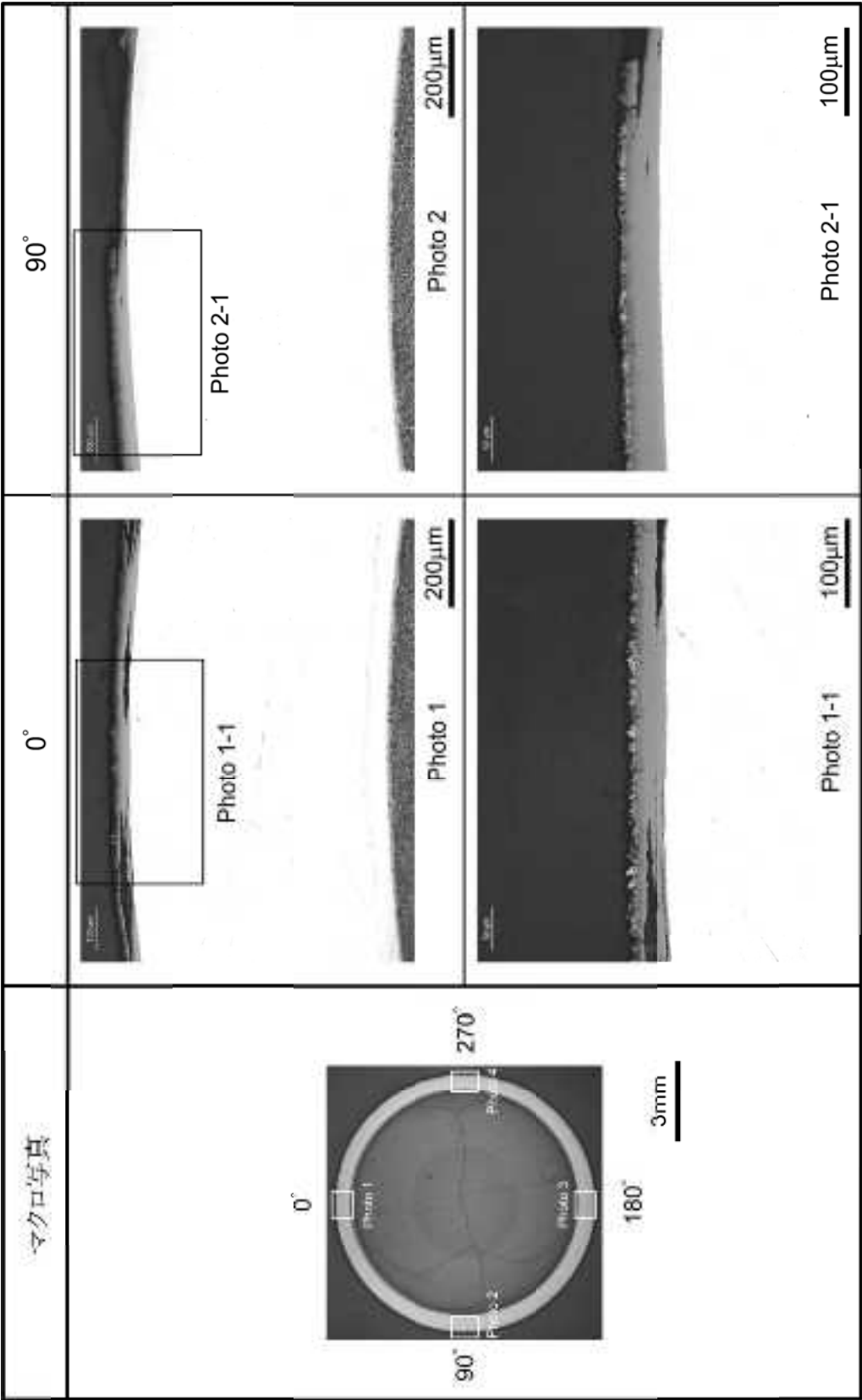


図 4-2-1(1) 燃料セグメント AP2-20 リフレレンス試料の被覆管ミクロ写真 (エッチング前)

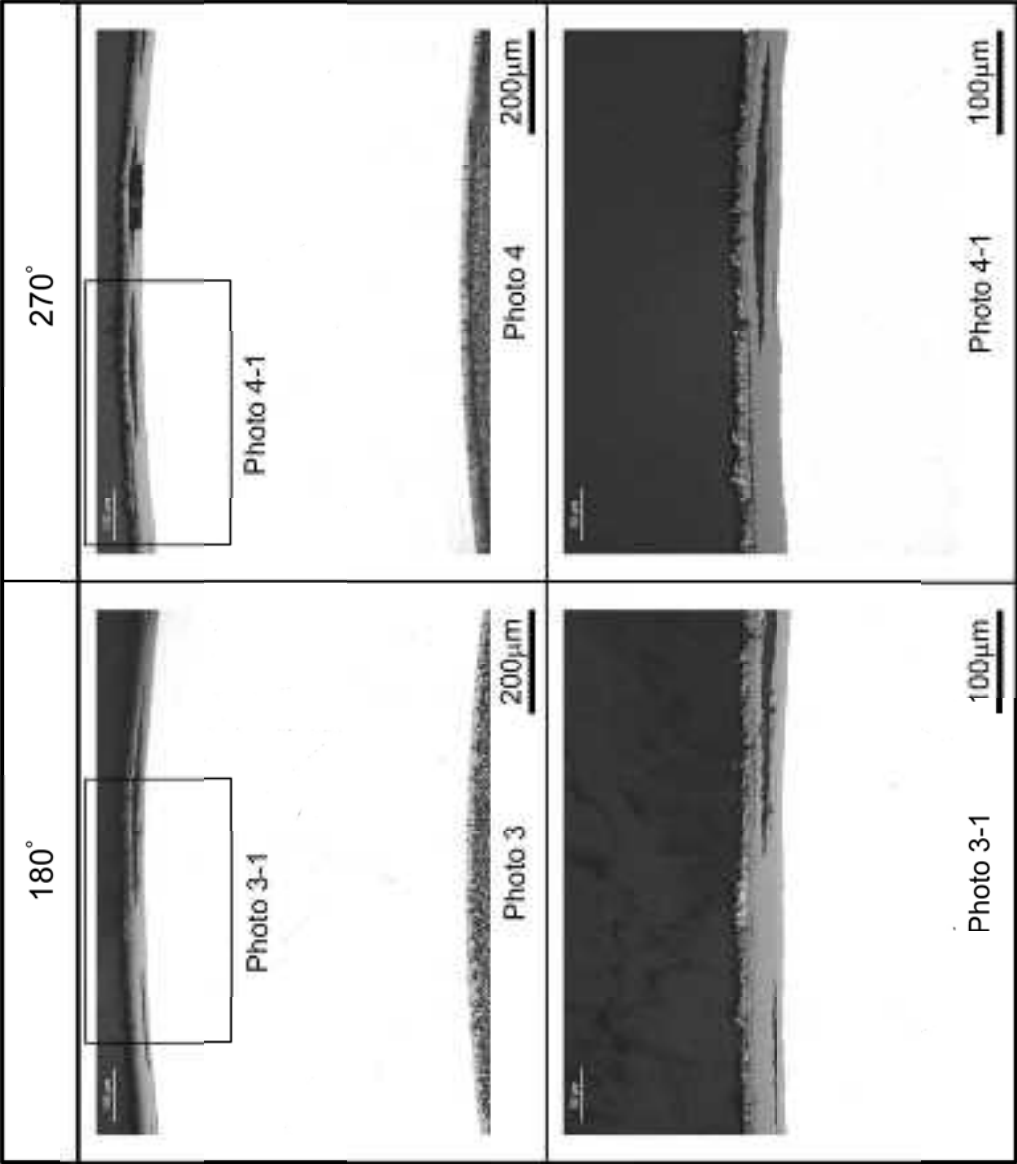


図 4-2-1(2) 燃料セグメント AP2-20 リフレンス試料の被覆管マイクロ写真（エッチング前）

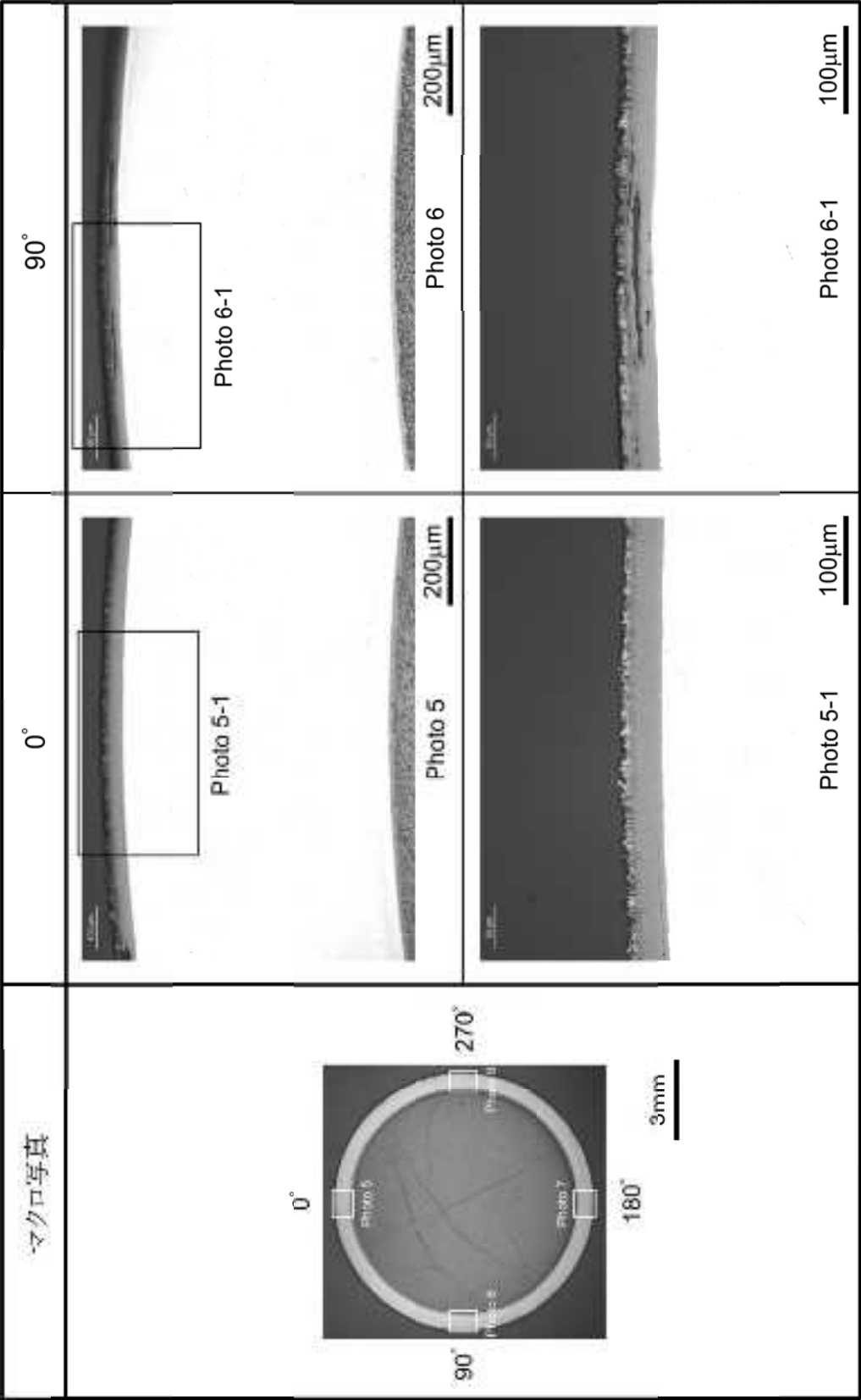


図 4-2-2(1) 燃料セグメント AP2-21 リファレンス試料の被覆管ミクロ写真 (エッチング前)

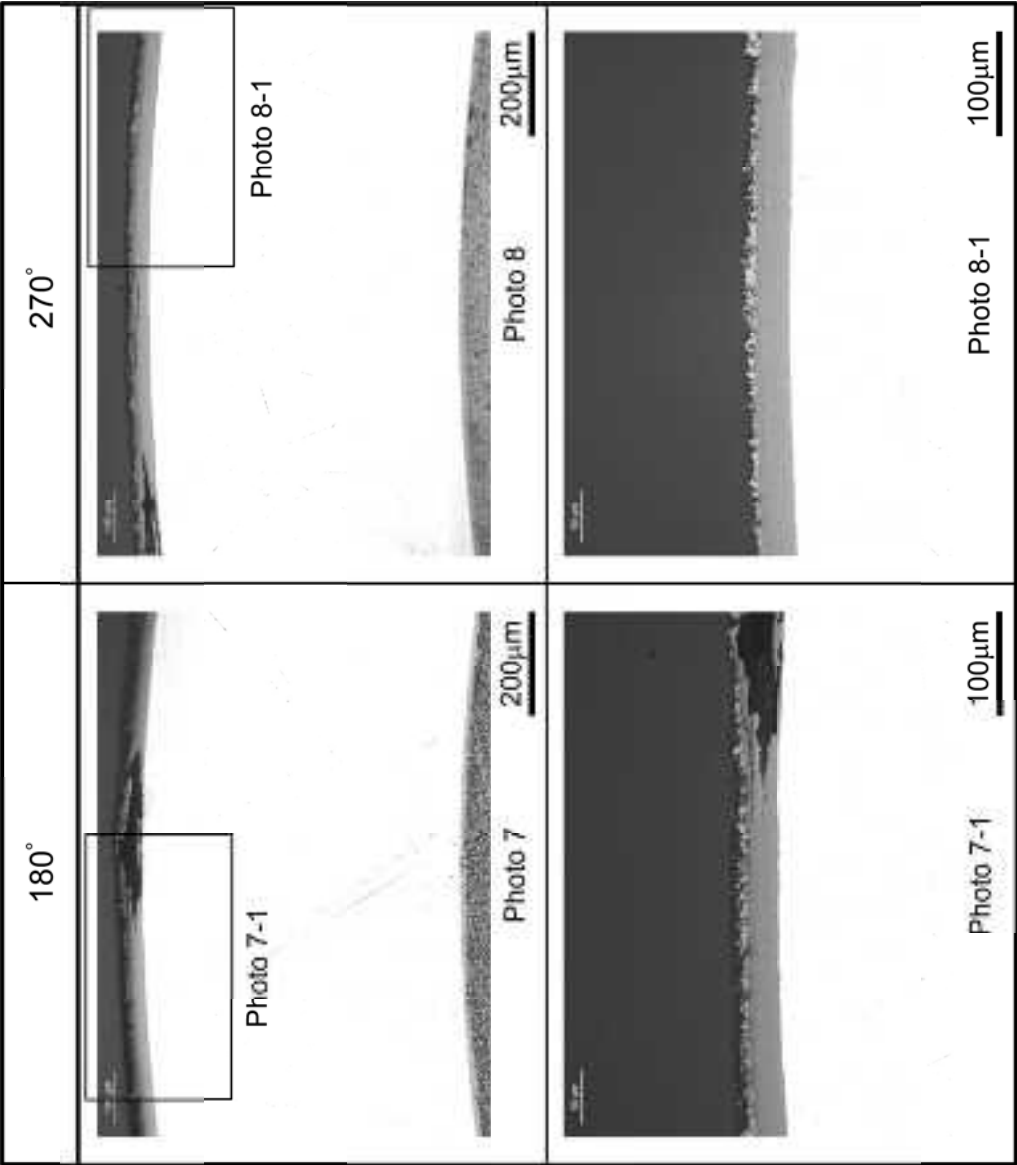


図 4-2-2(2) 燃料セグメント AP2-21 リフレックス試料の被覆管マイクロ写真（エッチング前）

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）及び AP2-22（室温実験 OS-1 用）の切断を進め、燃料発熱量評価試料等、RIA 試験に必要な試験片を調製した。また、室温実験カプセル（XII-I 型）を用いた実験に使用する計装線引出プラグ、燃料棒部材、燃料棒下部圧力計、水塊速度計等、高温実験カプセル（B-I 型）を用いた実験に使用するカプセル内圧力計、AE センサ固定治具等を製作し、計装系への接続、調整作業を実施した。また次年度以降に実施予定の FP ガス動的挙動解明実験用圧力センサの性能評価試験を実施した。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、LVDT 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 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。

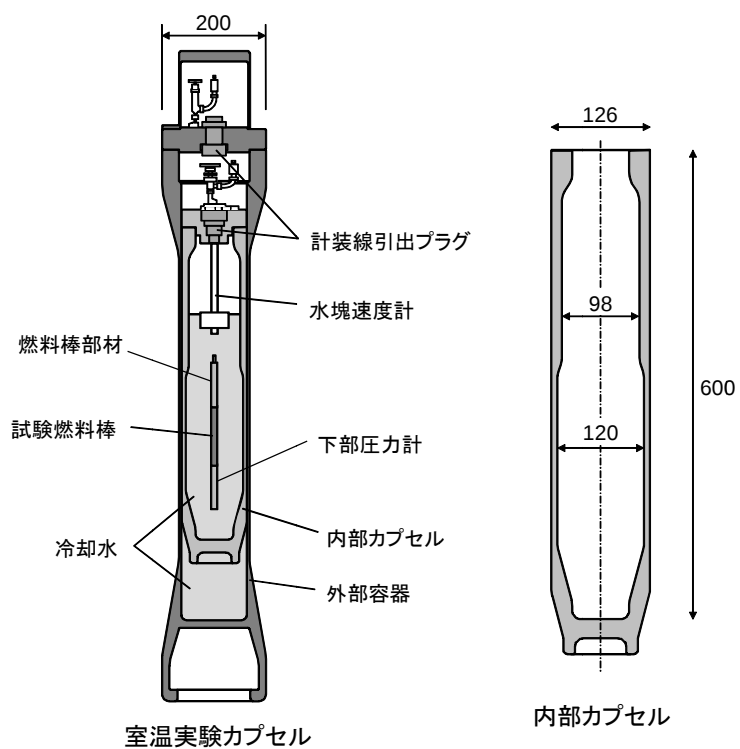


図 4.3.1-1 室温実験カプセル (XII-I 型) の概略図

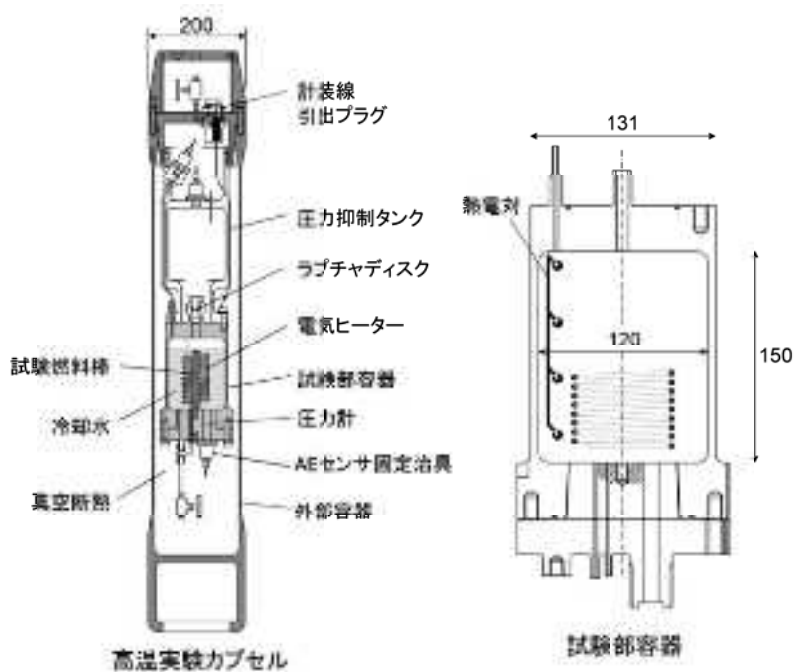


図 4.3.1-2 高温実験カプセル (B-I 型) の概略図

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-UO₂ 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については既に報告した⁽¹⁾。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) カプセルカバーガス分析

破損した燃料棒からの FP ガス放出率を評価するため、カプセル内のガスを採取し、分析を行った。ガス採取量、ガス組成及び Kr、Xe に関する質量分析の結果をそれぞれ表 4.3.2-1 から・3 に示す。

バンデロス炉での照射期間中に生成された Kr、Xe 量を ORIGEN-2 コードにより評価し、今回の分析で得られた量と比較することにより、パルス照射中の FP ガス放出率(FGR)を約 30.6% と評価した。

表 4.3.2-1 VA-5 実験カプセルカバーガス採取結果

カプセル内自由空間体積	1221 cm ³
カプセル内圧力	118.2 kPa (at 0 °C)
ガス量	1424 cm ³ (at 0 °C, 1 atm)

表 4.3.2-2 VA-5 実験カプセルカバーガス組成分析結果

成分	組成比 (vol-%)
H ₂	16.5
He	26.0
N ₂	39.6
O ₂	6.12
Ar	0.47
Kr	0.29
Xe	2.63
CH ₄	0.06
CO	0.09
CO ₂	0.89

表 4.3.2-3 VA-5 実験カプセルカバーガス Kr、Xe 同位体分析結果

核種	同位体比 (vol-%)
Kr-82	0.3
Kr-83	8.9
Kr-84	34.9
Kr-85	3.5
Kr-86	52.4
Xe-128	0.1
Xe-130	0.3
Xe-131	5.0
Xe-132	24.8
Xe-134	28.3
Xe-135	0.1
Xe-136	41.4

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 日に実施し、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) 燃料微粒子の粒径分布測定

破損した燃料棒からカプセル冷却水中に放出されたペレットを回収・乾燥した後、メッシュサイズ 4000、2000、1000、500、250、125、63、32 μm のふるいにより分級（篩分）し、それぞれ重量を測定した。表 4.3.4-1 に、粒径別の重量測定結果を示す。最小サイズである 32 μm 以下に属する粒子の割合が 40%を超えており、この値は同じベース照射履歴を有し、やはり RIA 試験中に破損した VA-5 実験燃料に比べ 2.5 倍以上の大きさであり、また VA-6 実験以前の高燃焼度燃料実験ケース中で 32 μm 以下に属する粒子の割合が最も大きかった BZ-2 実験と比較しても約 2 倍の大きさである。

(2) 燃料ペレット粒子の SEM 観察

燃料棒から放出された燃料ペレット粒子の外観及び SEM 観察結果を得た。粒径分布測定の工程で分級したペレット粒子のうち、微粒子サイズ 500～1000 μm 、125～250 μm 及び 32 μm 以下の試料に対して、SEM による観察を行った。燃料ペレット粒子の外観写真を図 4.3.4-1 に、SEM 写真を図 4.3.4-2～-4 にそれぞれ示す。

拡大 SEM 写真からわかるように、微粒子には、ほぼ製造時サイズの結晶粒（一般に 10 μm 程度）から成るもの（例：図 4.3.4-2(2)の Photo 2-1 及び図 4.3.4-3(2)の Photo 7-1）と 1 μm 以下に微細化した組織を持つもの（例：図 4.3.4-2(2)の Photo 1-2-1-1 及び図 4.3.4-4(3)の Photo 12-1-1-1）の 2 種類が存在する。後者についてはペレット周辺部の高燃焼度組織（リム組織）が微粒子化したものと解釈されるが、このような微細化組織はいずれのサイズの微粒子においても観察されることから、組織の微細化とペレット微粒子化時のサイズの間に直接の相関はないと考えられる。図 4.3.4-2(3)の Photo 4 及び Photo4-1 では、RIA 試験時に被覆管表面から剥離したと考えられる酸化膜が観察された。

(3) 被覆管の SEM 観察

被覆管外面及び SEM による破面観察用試料の採取位置を図 4.3.4-5 に示す。切出した試料の長さは約 15～20 mm である。試料 1 の観察結果を図 4.3.4-6 から-9 に、試料 2 の観察結果を図 4.3.4-10 から-12 に、試料 3 の観察結果を図 4.3.4-6 及び図 4.3.4-13 から-15 に示す。

破損した同燃料被覆管についてパルス照射後の水平断面金相観察は未実施であるが、Photo 1、2（図 4.3.4-7）及び Photo 3、4（図 4.3.4-10）より、破面を観察した領域の内の殆どの軸方向位置において、被覆管外面から内面に向かって肉厚の 8 割程度までは周方向に垂直な平面上に破損が進展し、残り 2 割程度の位置で、破損の進行方向が同平面に対し斜め方向に変化（延性すべり）

したことが見て取れる。

応力除去焼鈍材が用いられた高燃焼度 PWR 燃料被覆管の場合、水素化物が高密度で析出した領域（水素化物リム）が最外周部に観察される。一方再結晶焼鈍材である VA-6 実験燃料被覆管のリファレンス試料 AP2-5MC1 の金相観察（H26 年度報告済）においては、最外周部での局所的な水素化物析出は顕著ではなく、肉厚方向の広い範囲に水素化物が分布していること、また、水素化物の析出形態としては周方向に配向したものの割合が多いが、径方向に配向した水素化物もまた相当程度存在していることが確認されている。これに対応し、被覆管肉厚中央部付近の破面を拡大すると（Photo 2-1-2-1～3 等）、被覆管母材の延性的な破断を示すディンプルがどの視野でも確認できる一方で、ディンプルの存在しない領域もやはり全ての視野内で散在しており、ディンプルが占める面積比率は VA-5 実験燃料等従来の応力除去焼鈍材被覆管破面と比べて小さくなっていることが確認できる。Photo 2-1-2-3 の中央からやや右に見られる様な平滑な領域は、径方向に配向した水素化物の影響を受けて形成した破面と考えられ、破損エンタルピーが従来実験に比して低い値となった要因となった可能性が大きい。

燃料に PCMI 破損が生じた従来の実験ケースでは、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（ある軸方向位置で 2 方向に破面が形成した）例は無い。これはある軸方向で破面が形成した場合、被覆管に蓄積された弾性エネルギーは解放される、即ち被覆管の周方向に生じていた引張り歪みは急速に減少するためであると考えられる。またこの後は反動により被覆管の開口を促す方向にモーメントが発生する段階へと移行する事が、VA-3 実験後の被覆管観察結果（特に水平断面の金相観察結果）等から示唆される。これに対し VA-6 実験燃料では、0° 方向と 180° 方向にそれぞれ縦割れが生じたのみならず、いずれの破面でも被覆管内面側に延性すべり面が観察された（図 4.3.4-5、-6(1)(2))、即ち 2 つめの縦割れも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、特異な破損形態となった。このことは、同実験では極めて早い段階で最初の破面形成が生じたため、破面形成に伴う弾性エネルギー解放及び被覆管のジオメトリ変化が相対的に小さく、周方向の大部分でペレットと被覆管の接触状態が維持された結果、ペレットからの摩擦力あるいはボンディングの影響で被覆管に作用する周方向応力が最初の破面形成により直ちには低下せず、最終的に、破面形成の影響を最も受けにくい周方向の反対側においても破断条件を満足するに至ったものと解釈することが出来る。即ち、水素濃度が高く且つ水素化物の一部が径方向へ配向していた同燃料被覆管の PCMI 破損耐性の低さが、本 SEM 観察で確認された特異な破損形態の原因であると考えられる。一方図 4.3.4-13 の Photo 5 と Photo 6 を見比べると、Photo 6 側が Photo 1,2 同様外面から内面に向けての破面形成と見られる (Photo 6-1-1 等) のに対し、Photo 5 側ではこれも従来見られなかった被覆管外面の延性すべりが観察される (Photo 5-3-1-1)。従って試料 3 の軸方向位置における力学的な状態は試料 1 と異なり、まず Photo 6 側で周方向ひずみ増による PCMI 破損が生じ、この結果生じた被覆管開口方向のモーメントより、Photo 5 側で内面から外面に向けての破面形成が生じたものと解釈される。

表 4.3.4-1 VA-6 実験ペレット粒径分布測定結果

粒径	篩分後重量 (g)	重量比 (%)
4000 μm 以上	—	—
2000 μm – 4000 μm	—	—
1000 μm – 2000 μm	0.3228	0.54
500 μm – 1000 μm	1.2236	2.05
250 μm – 500 μm	3.3414	5.59
125 μm – 250 μm	6.9013	11.54
63 μm – 125 μm	10.2408	17.13
32 μm – 63 μm	11.2840	18.87
32 μm 未満	26.4839	44.28
計	59.7978	100
計 (篩分前)	61.0561	—

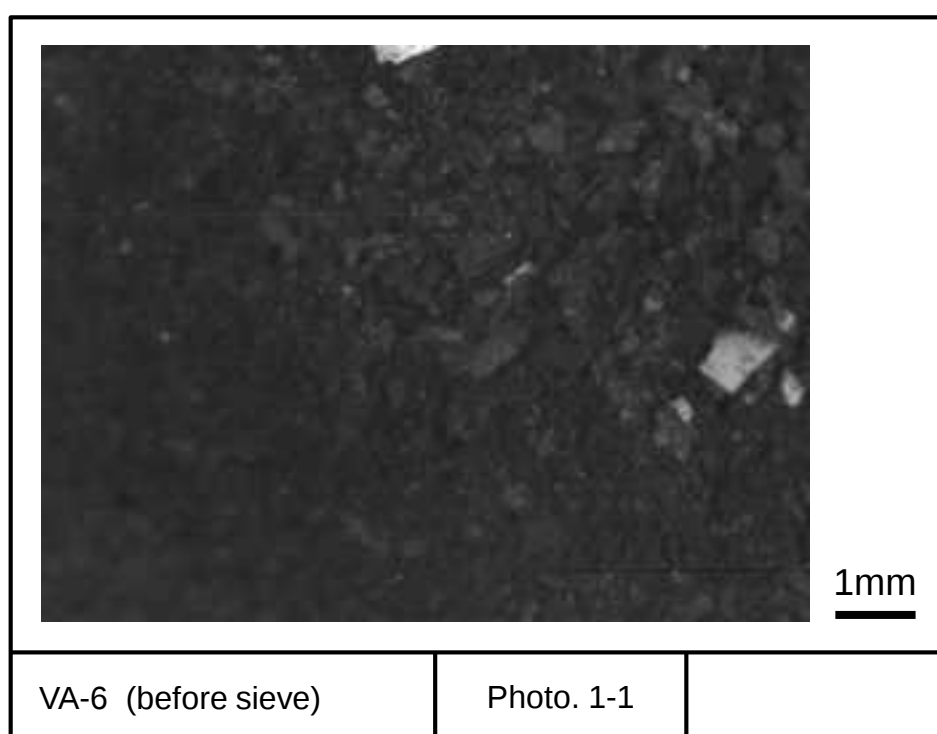
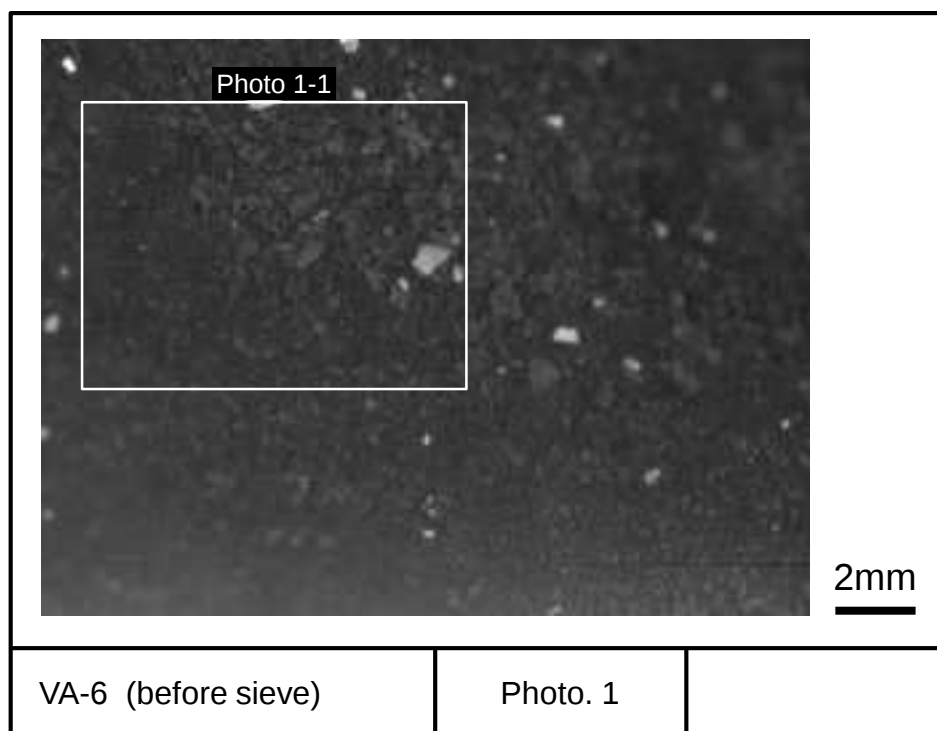


図 4.3.4-1(1) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

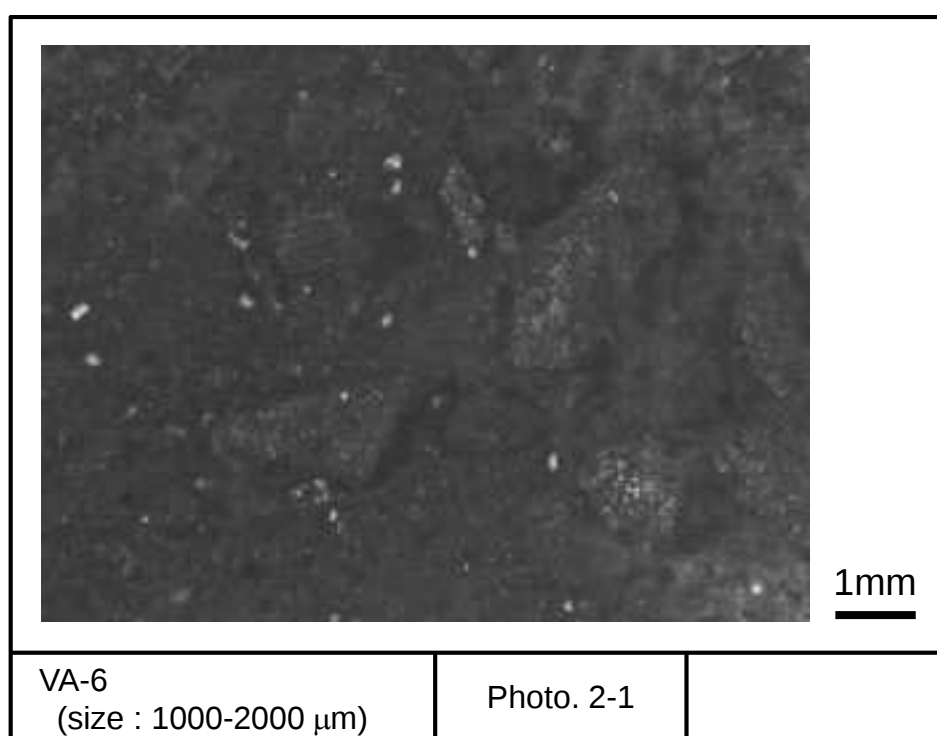
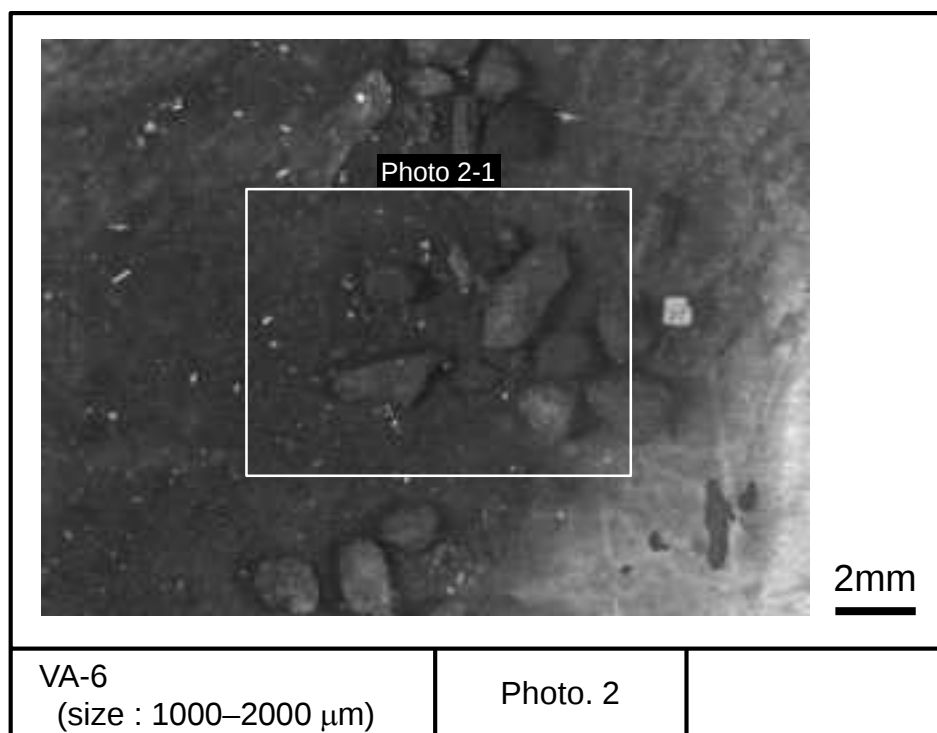


図 4.3.4-1(2) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

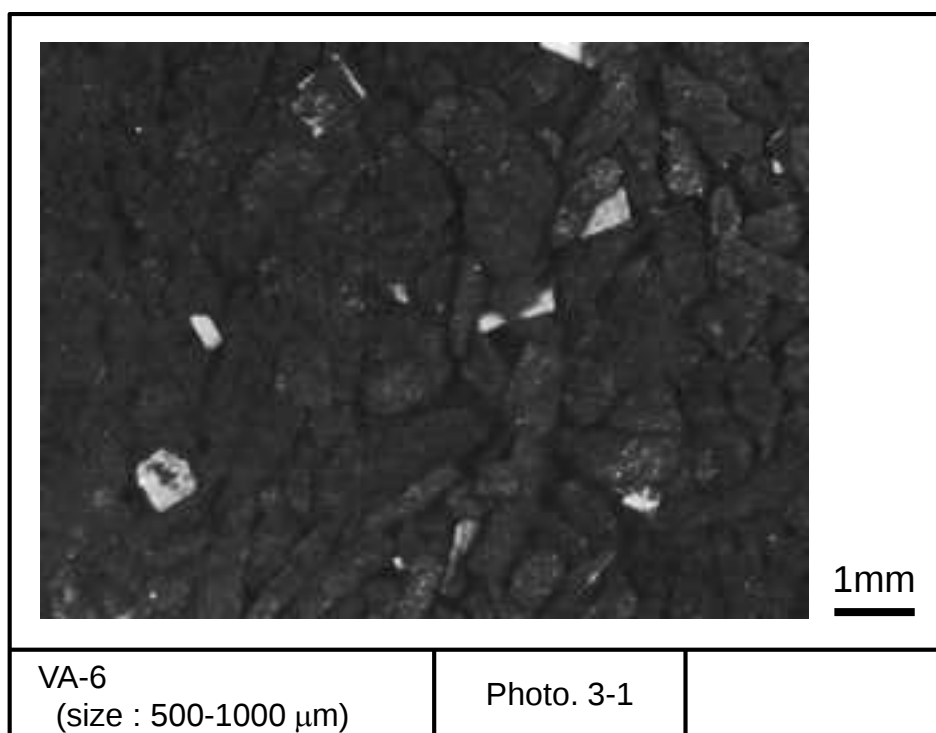
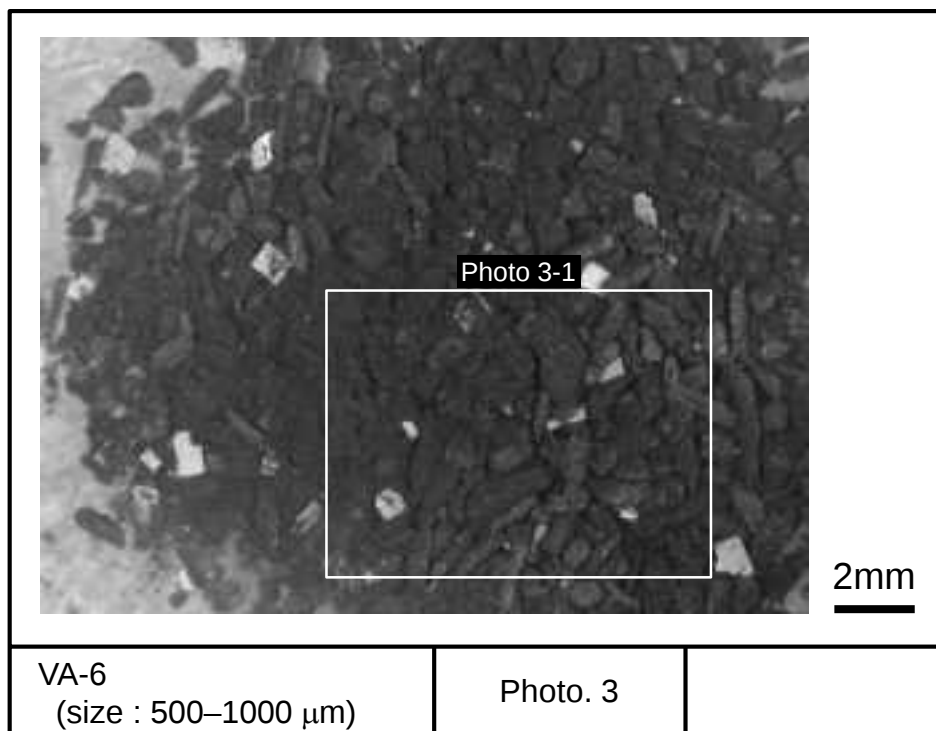


図 4.3.4-1(3) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

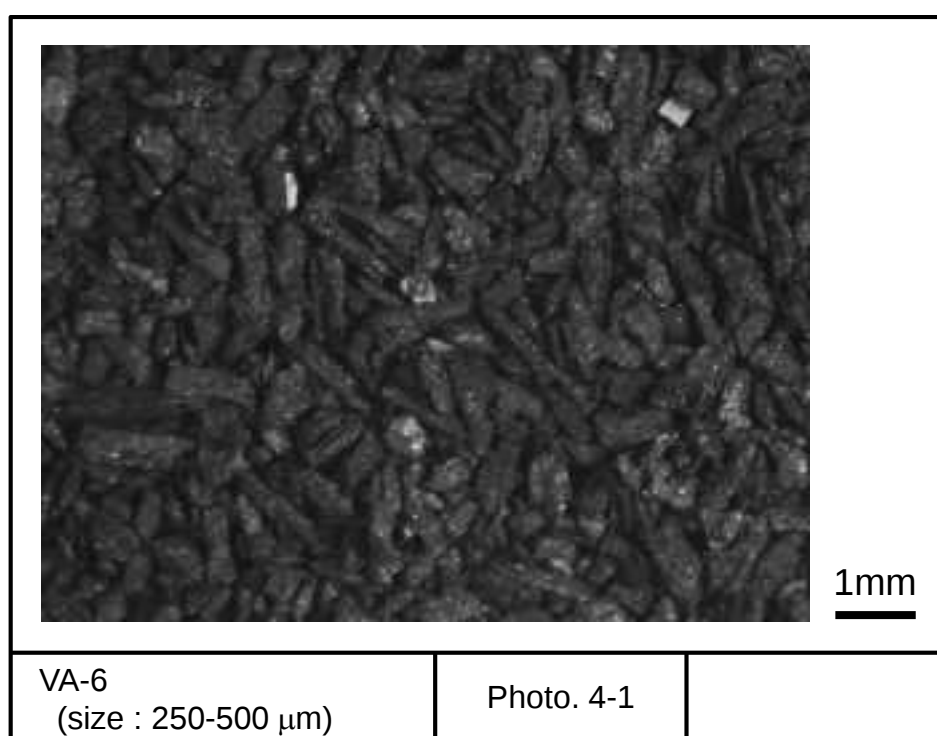
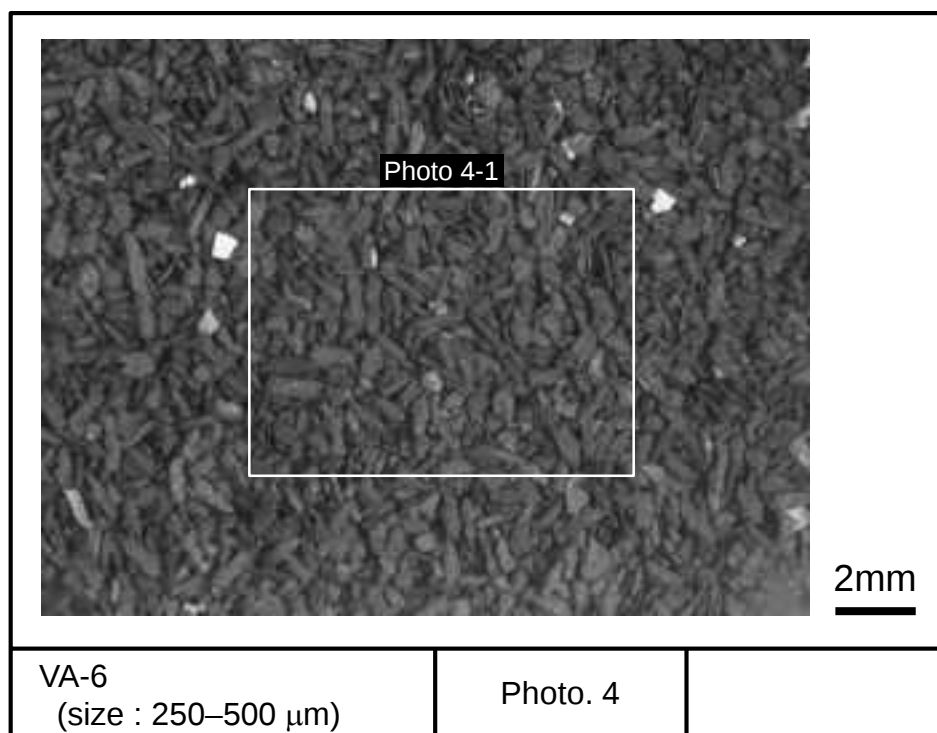


図 4.3.4-1(4) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

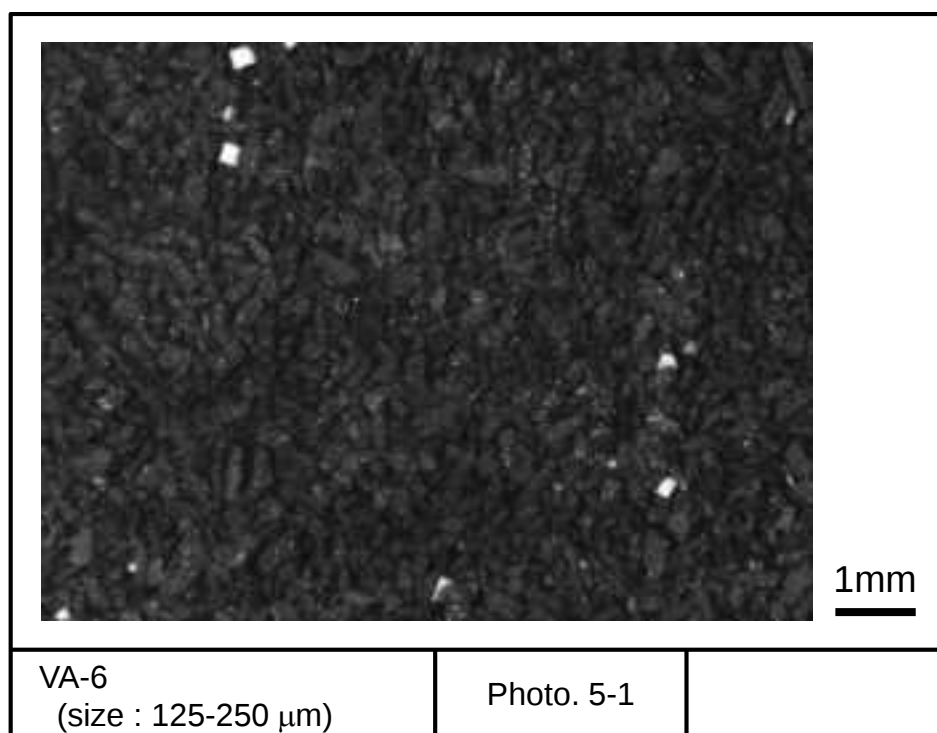
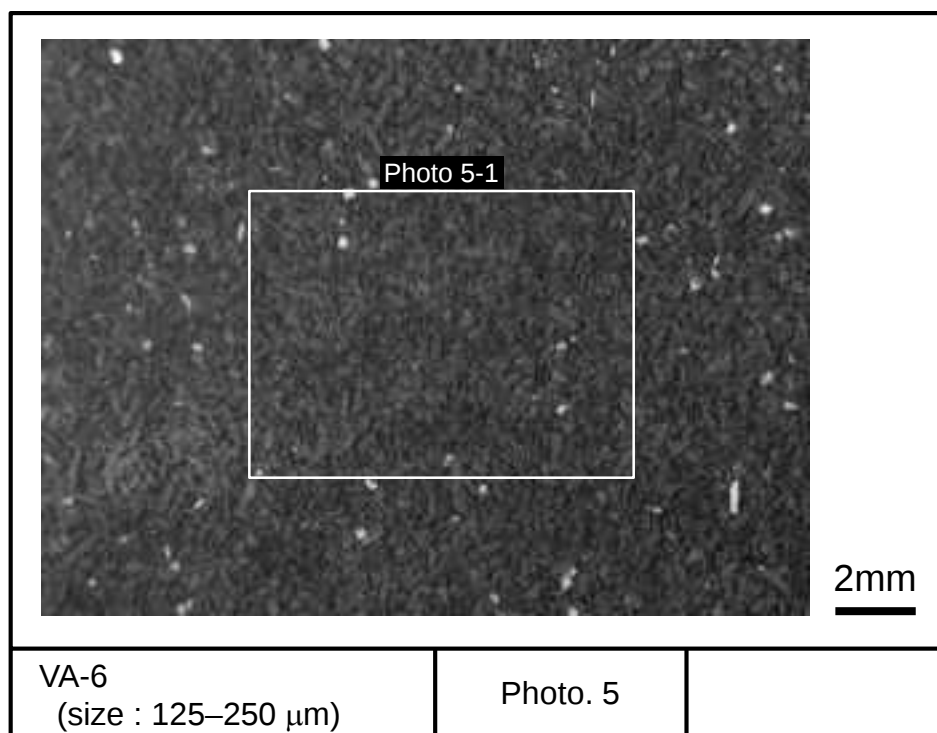


図 4.3.4-1(5) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

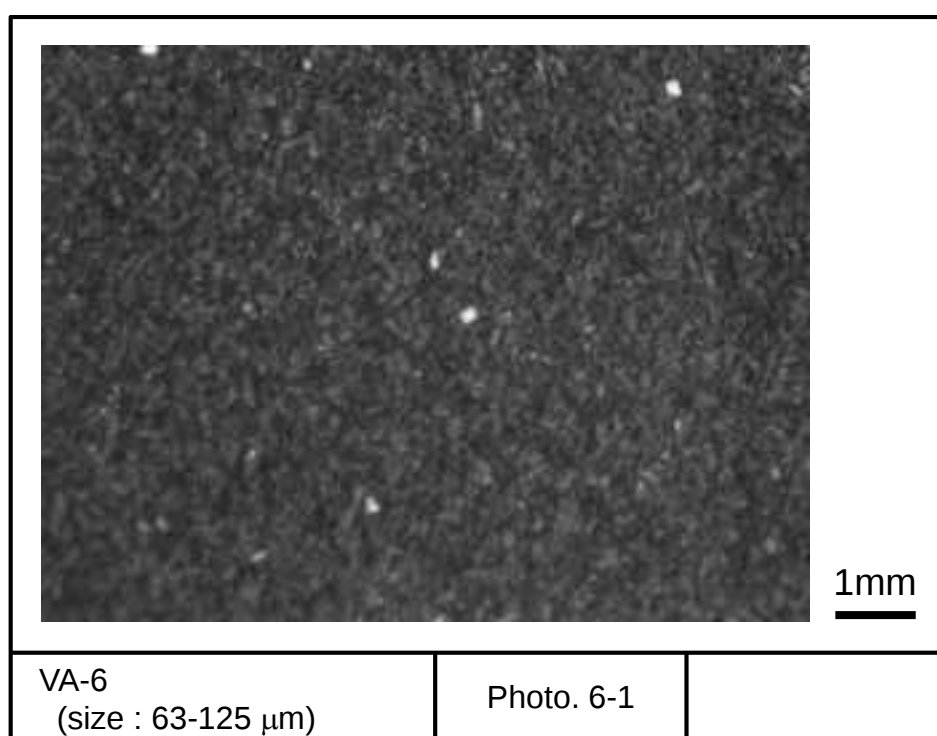
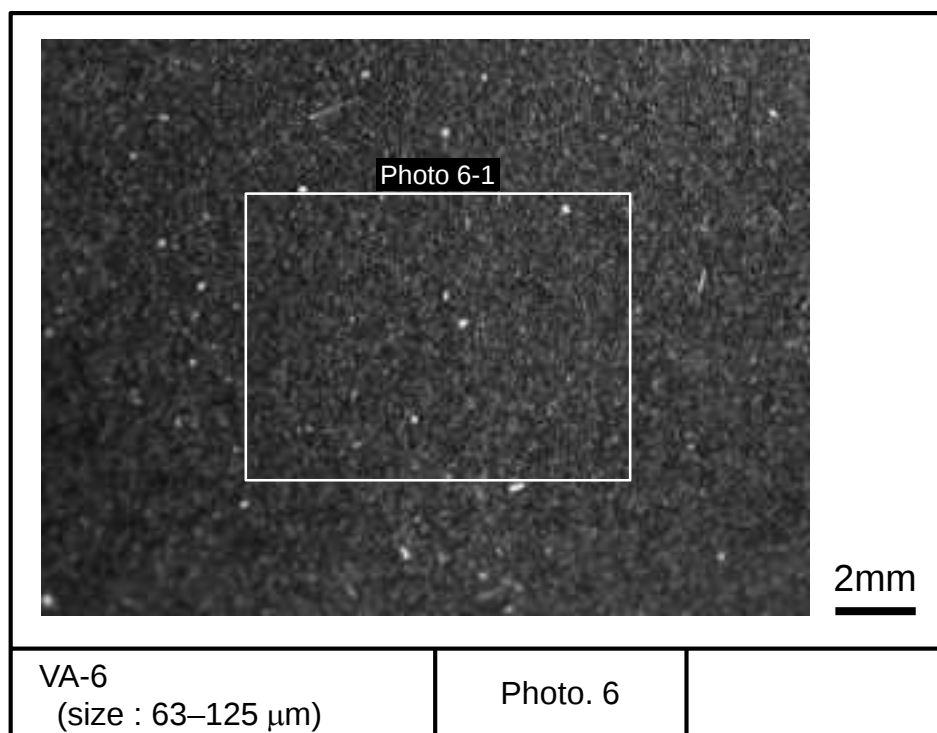


図 4.3.4-1(6) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

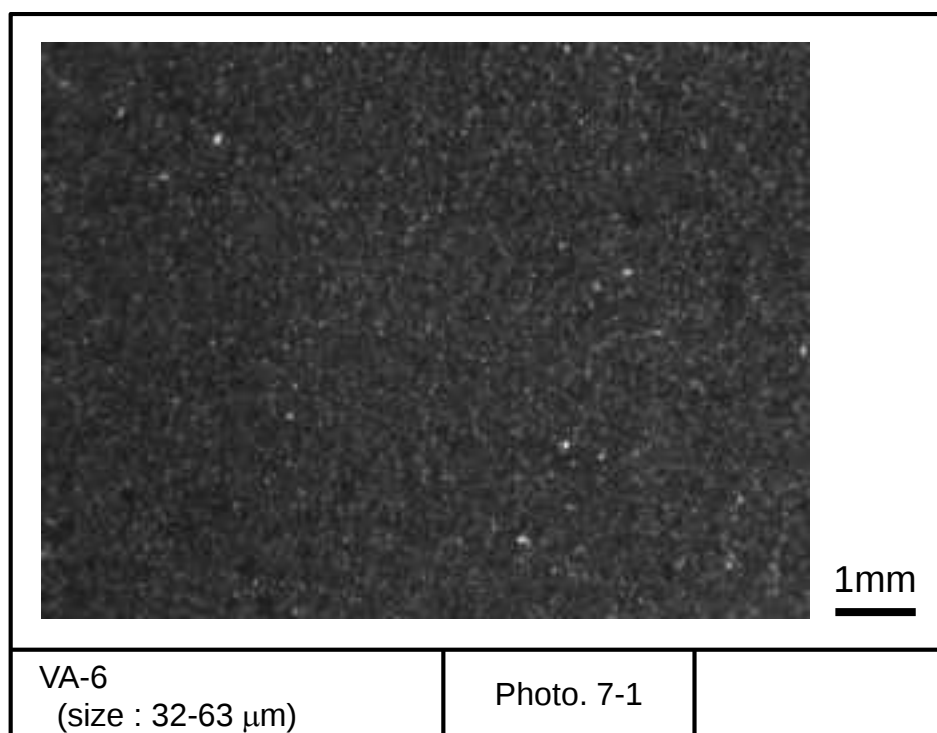
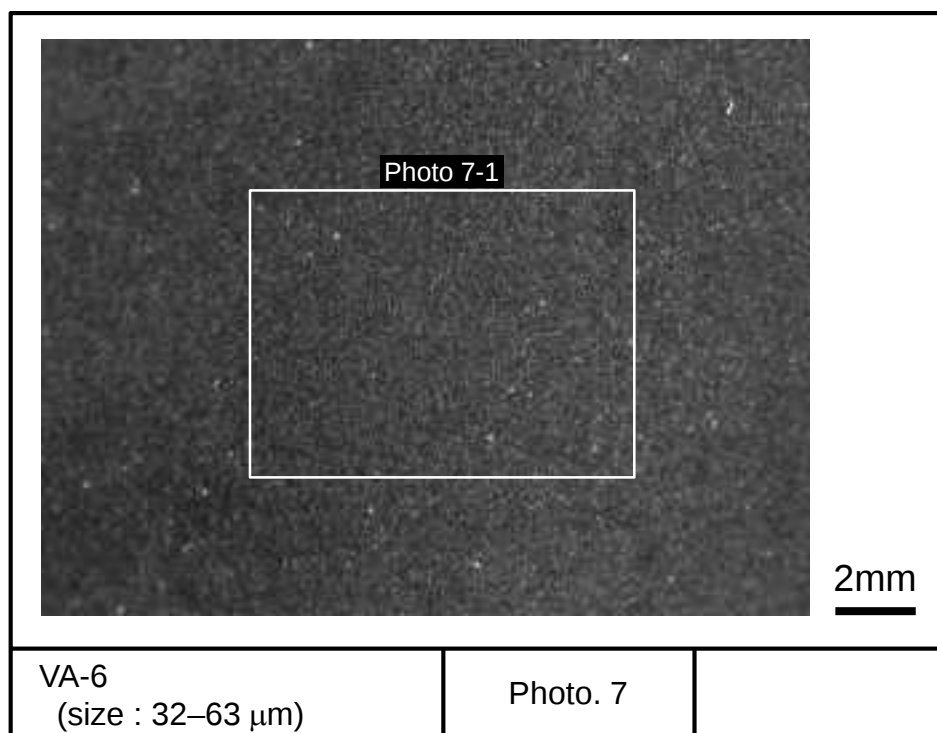


図 4.3.4-1(7) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

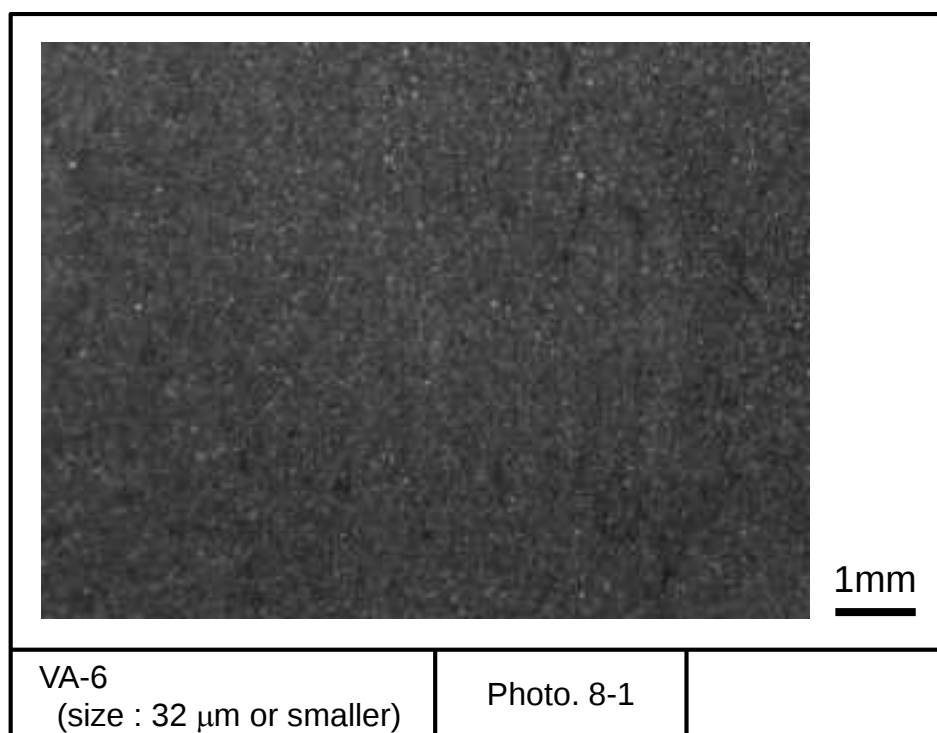
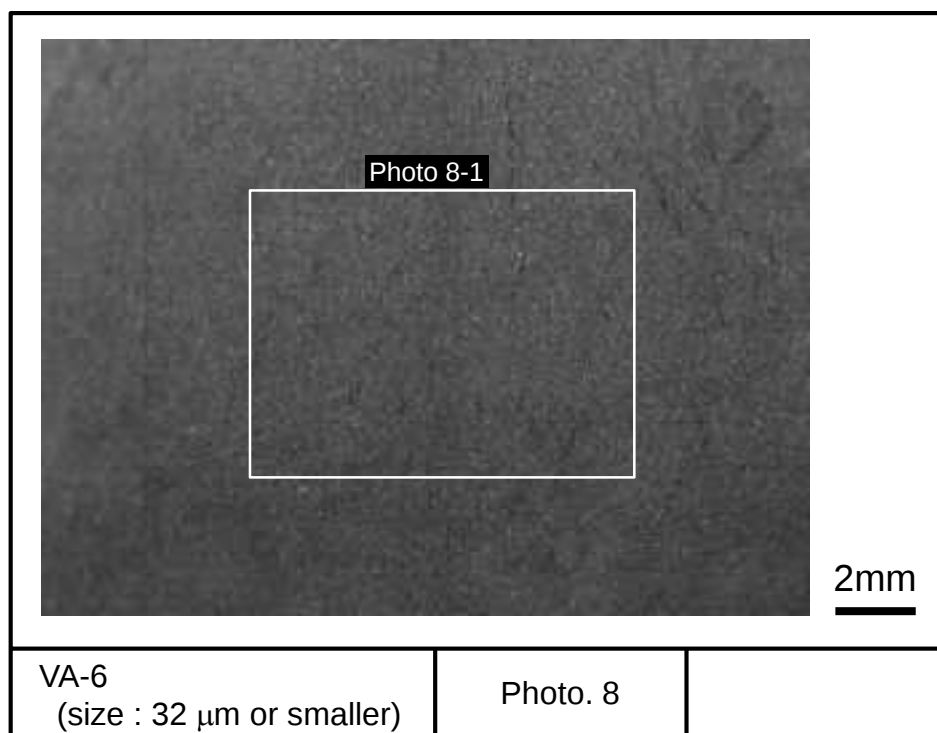


図 4.3.4-1(8) VA-6 実験で破損した燃料粒子の外観写真

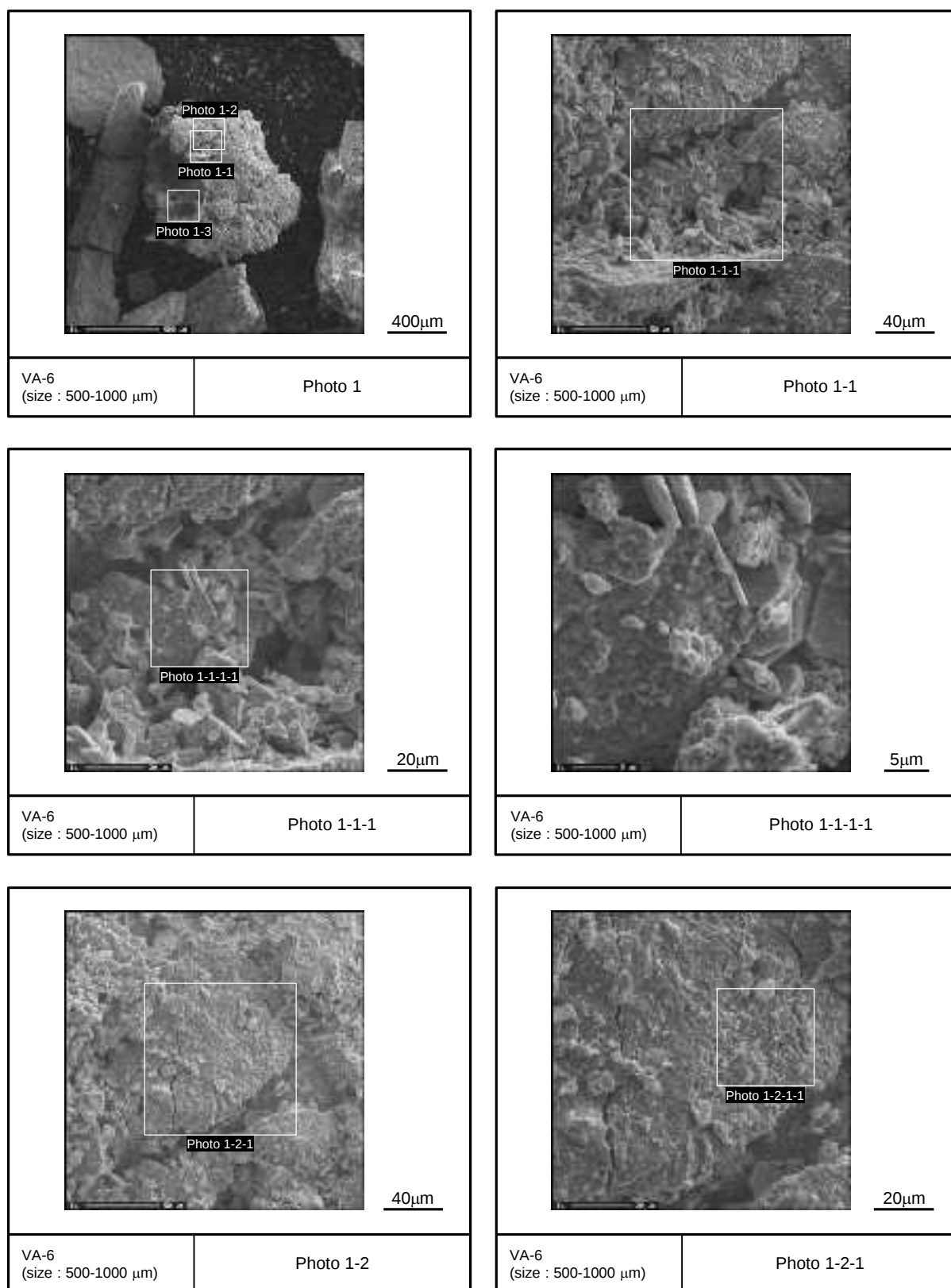


図 4.3.4-2(1) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

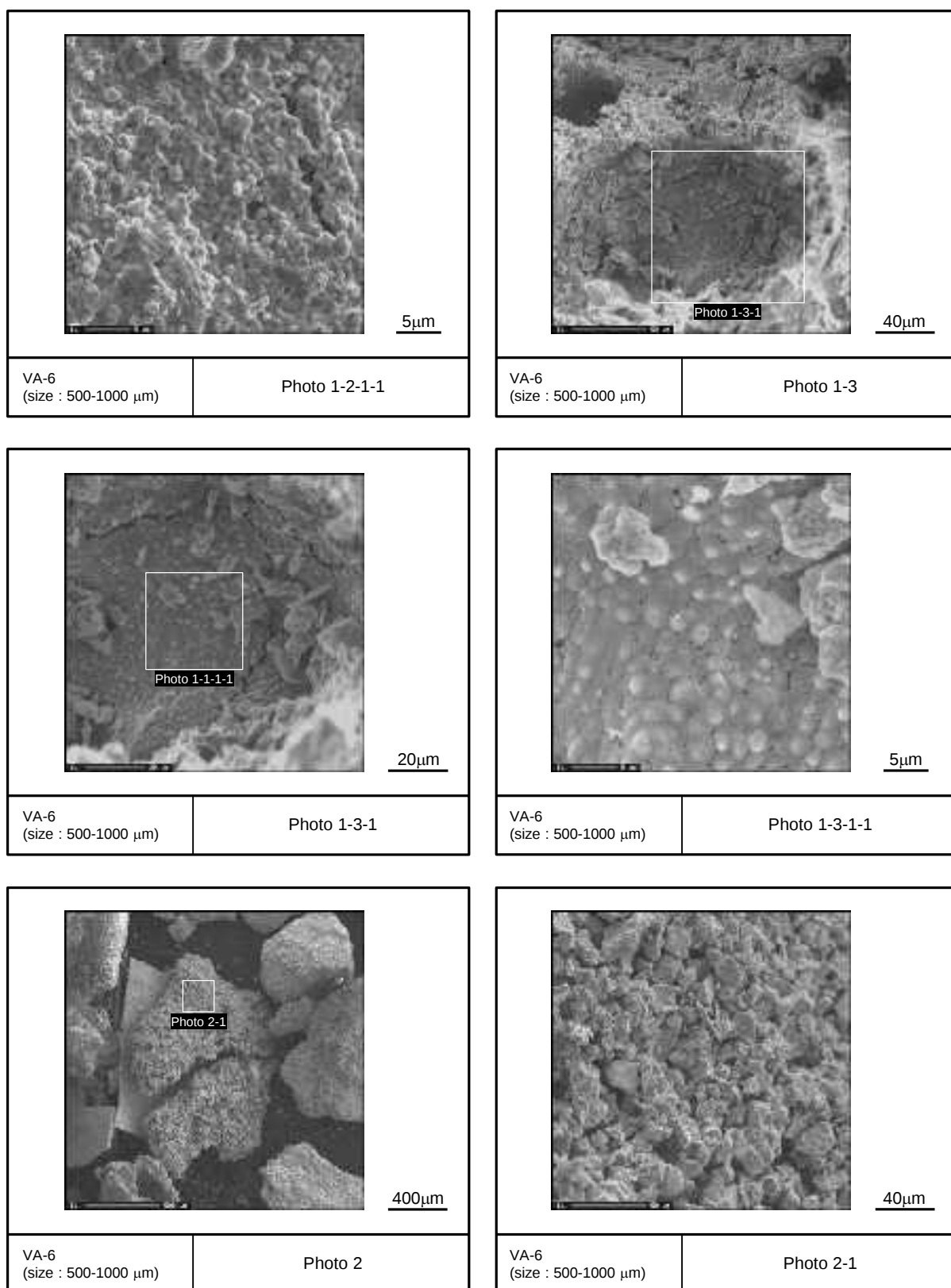


図 4.3.4-2(2) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

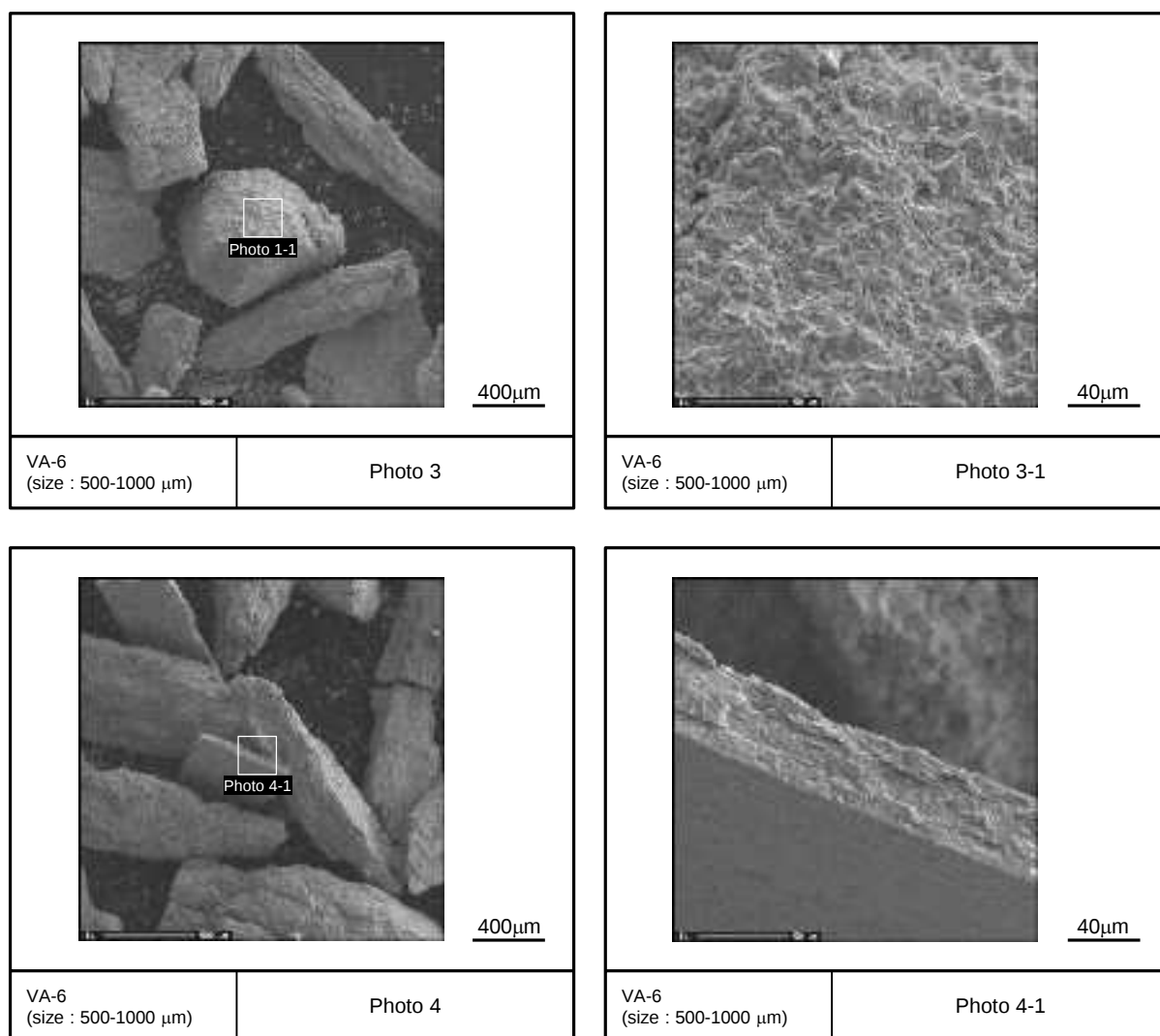


図 4.3.4-2(3) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

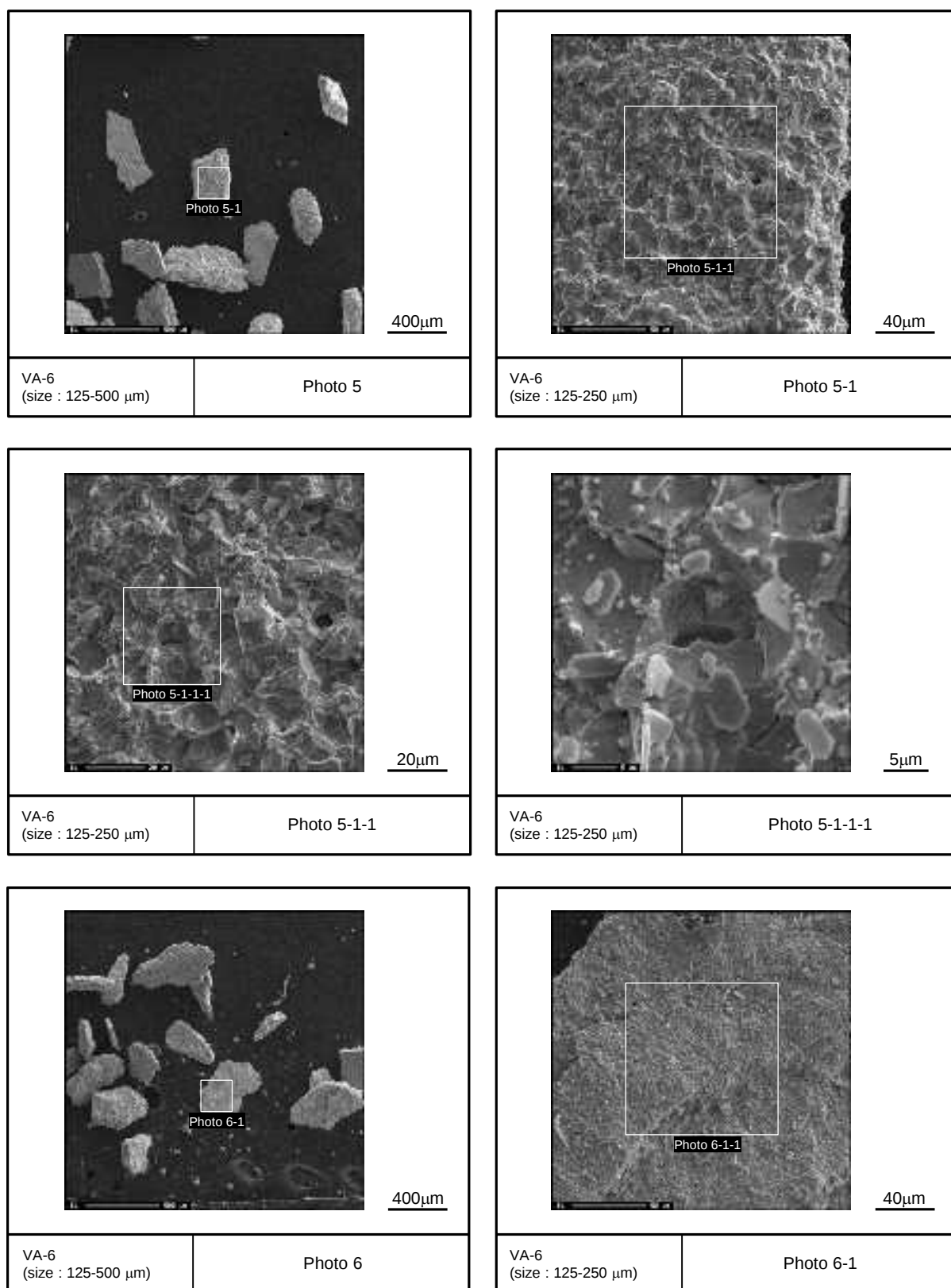


図 4.3.4-3(1) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

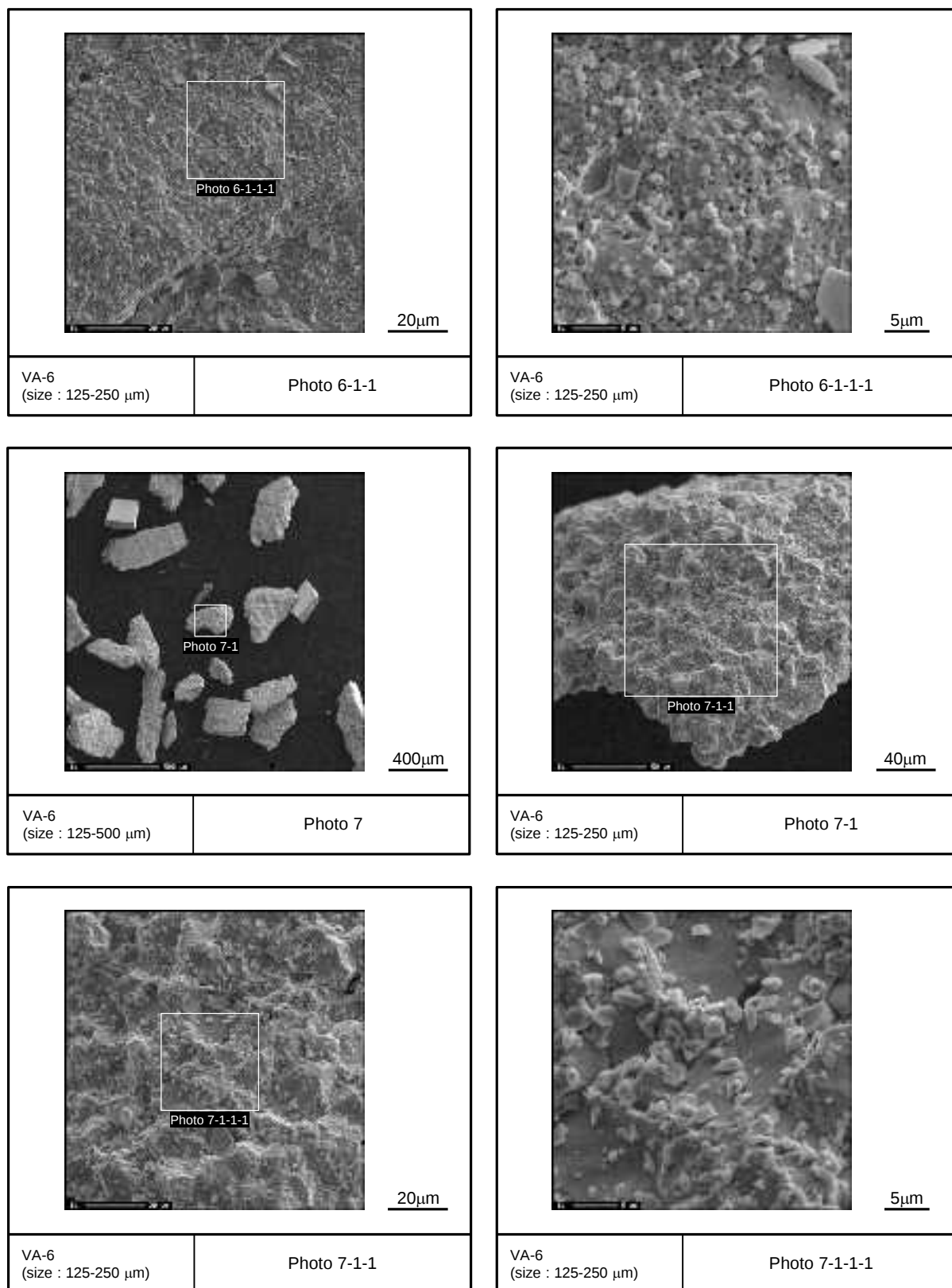


図 4.3.4-3(2) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

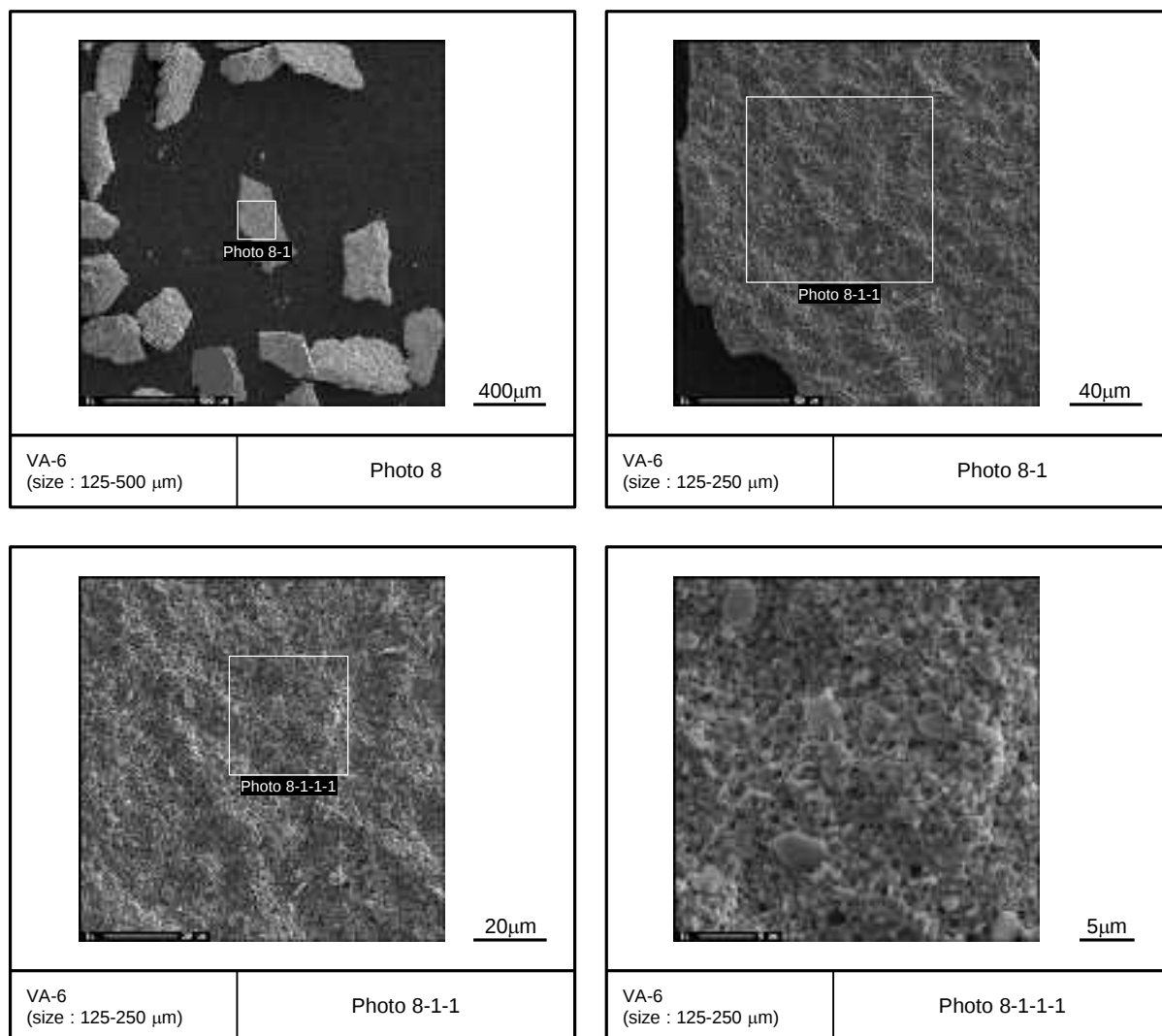


図 4.3.4-3(3) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

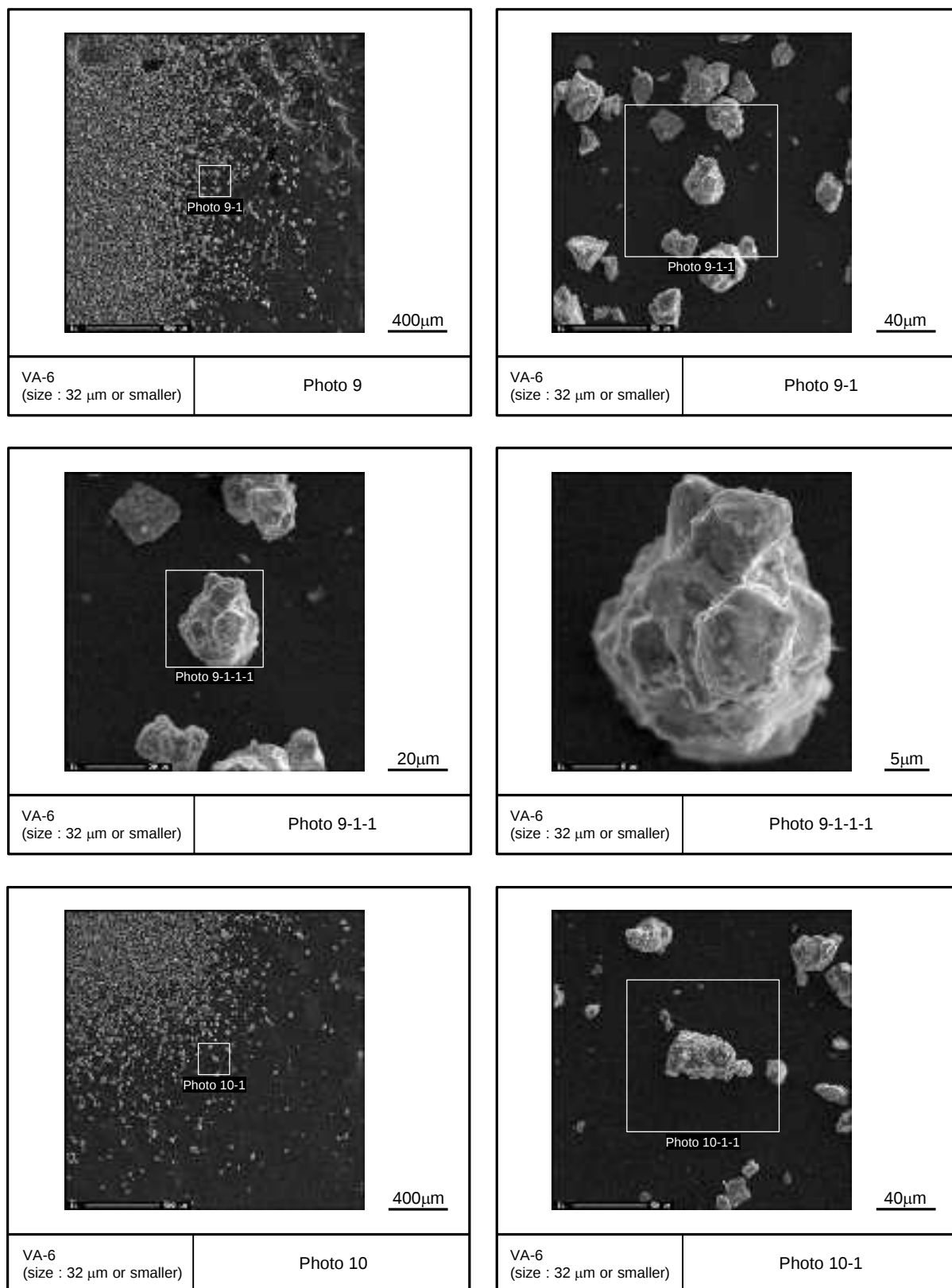


図 4.3.4-4(1) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

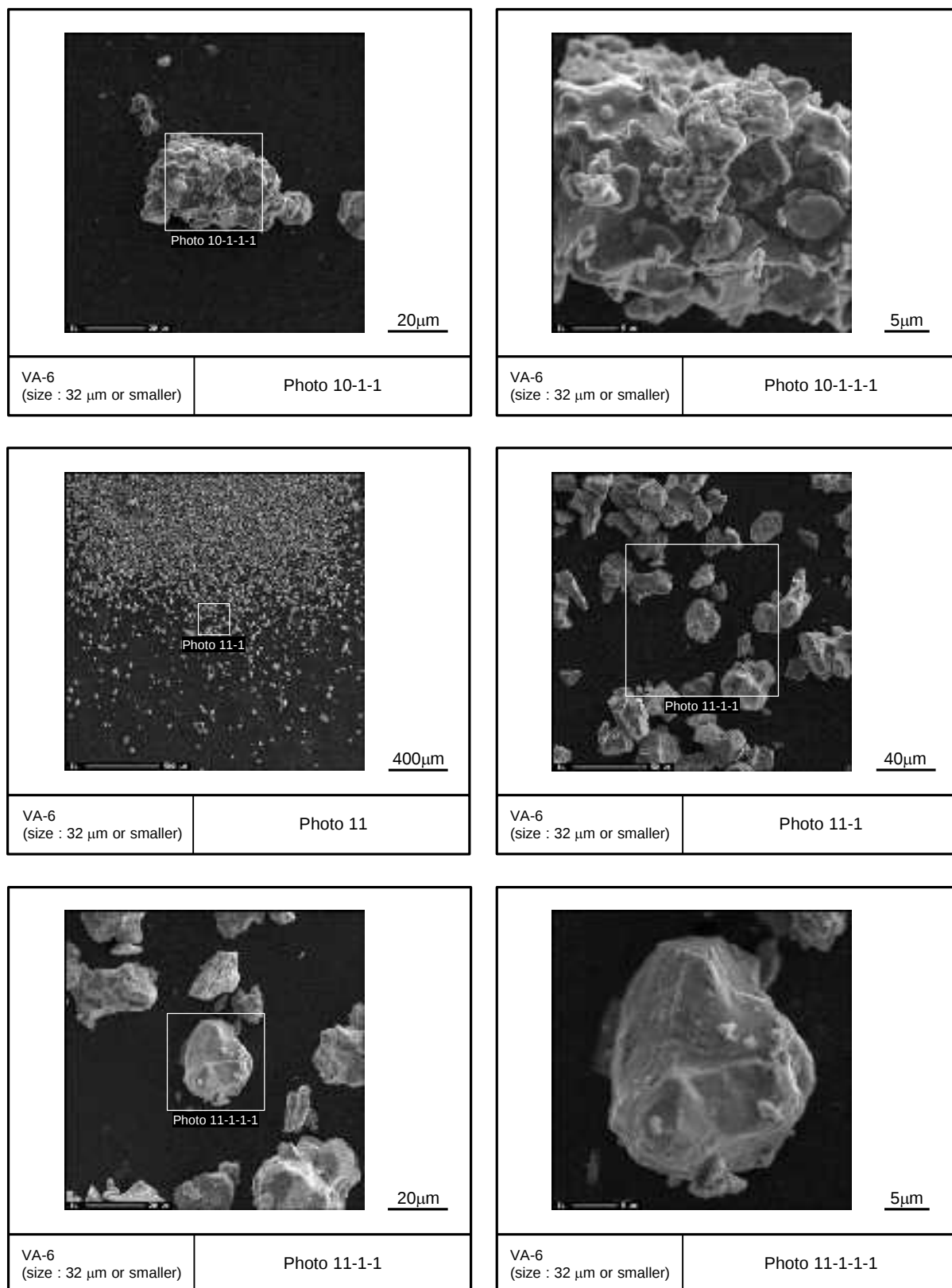


図 4.3.4-4(2) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

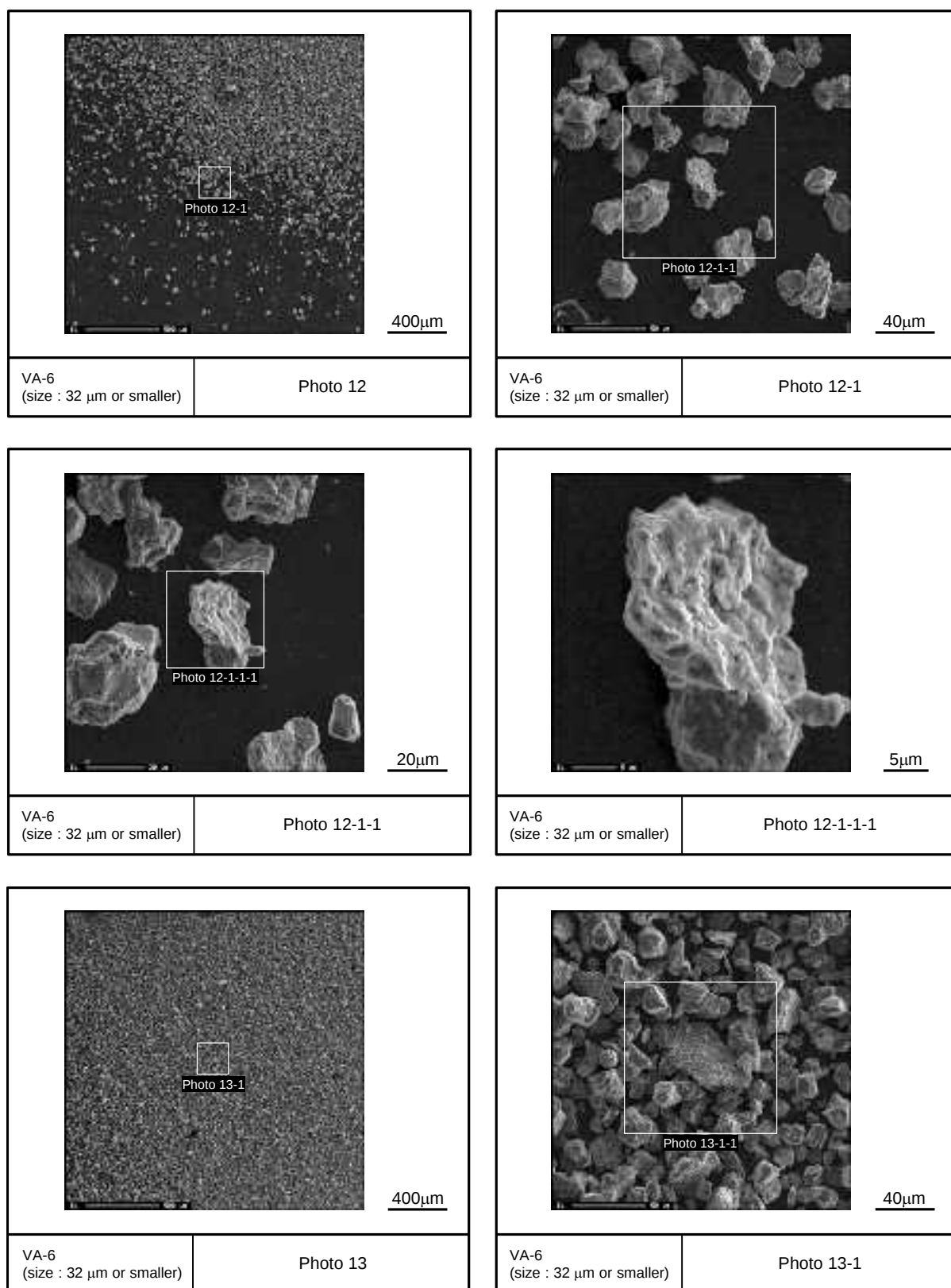


図 4.3.4-4(3) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

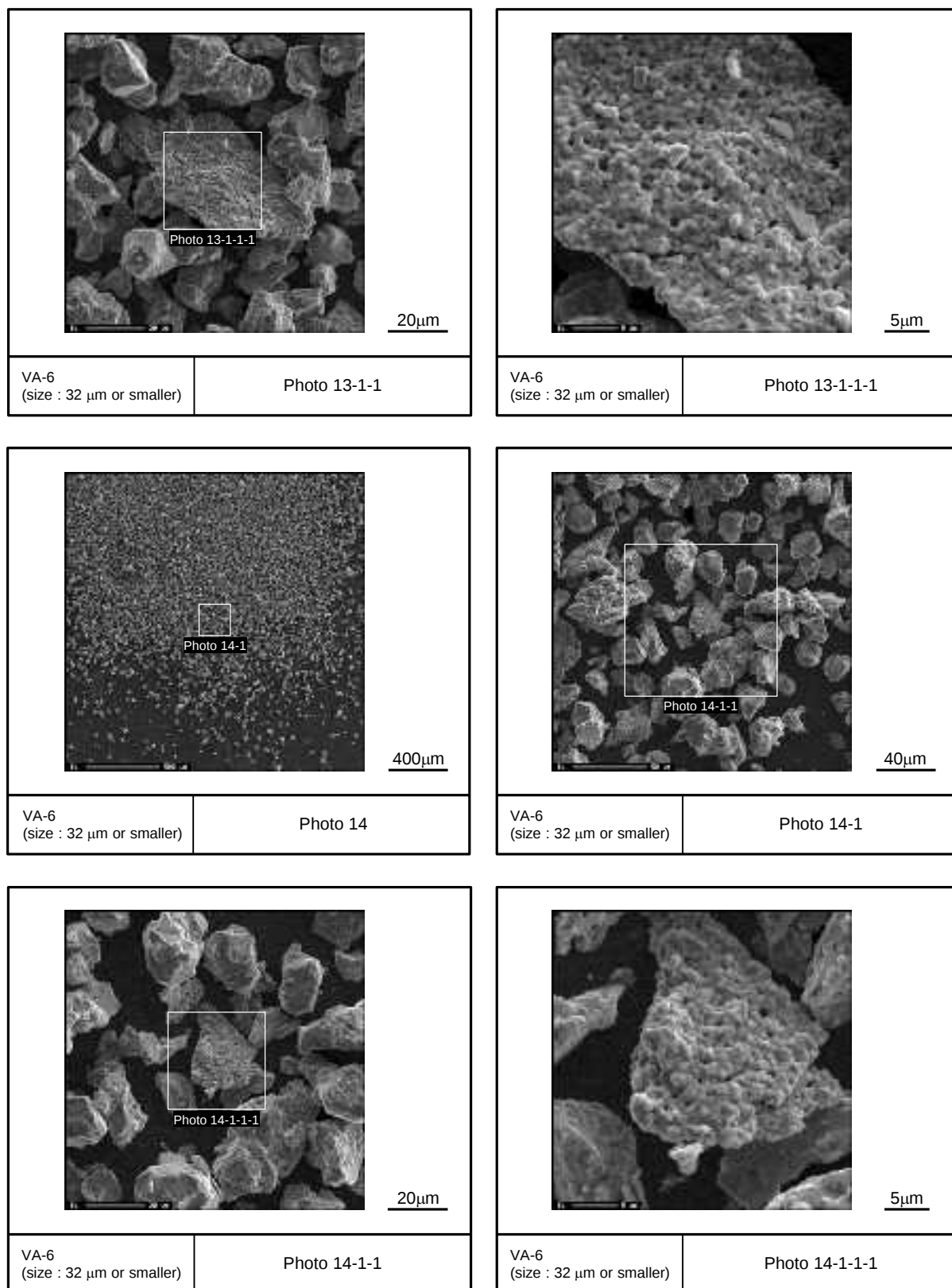


図 4.3.4-4(4) VA-6 実験で破損した燃料ペレット SEM 写真

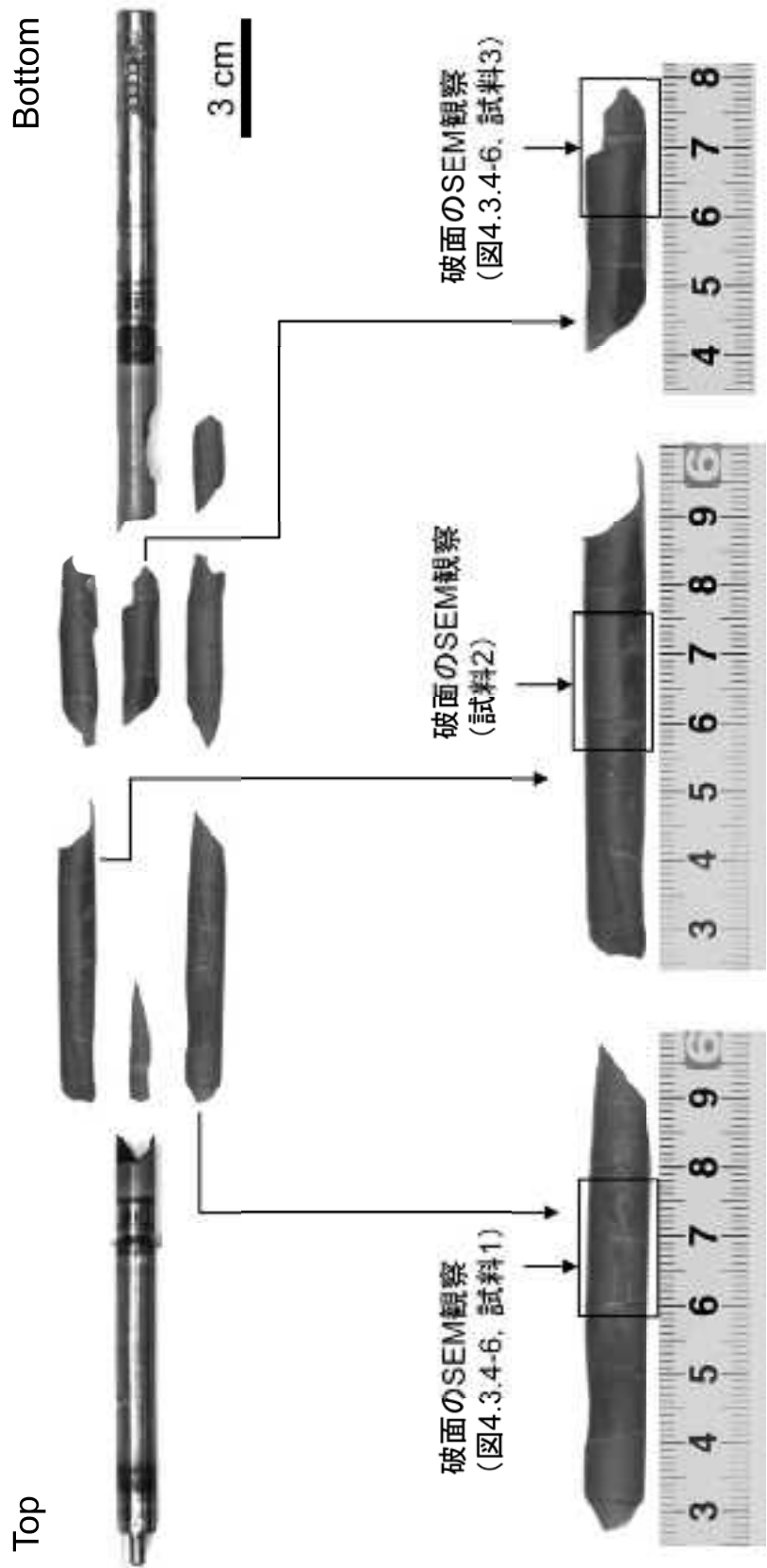


図 4.3.4-5 VA-6 実験で破損した被覆管の観察位置

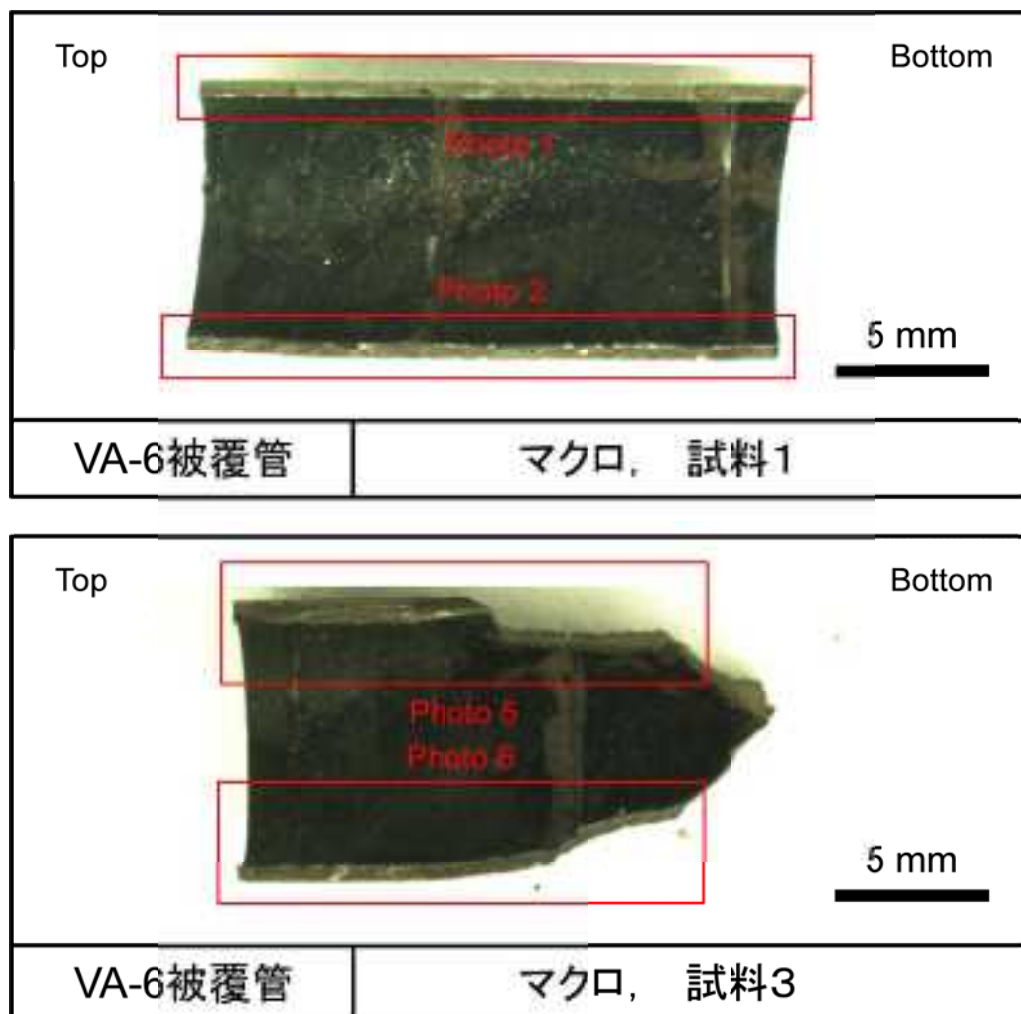


図 4.3.4-6 VA-6 実験で破損した被覆管のマクロ写真 (試料 1, 3)

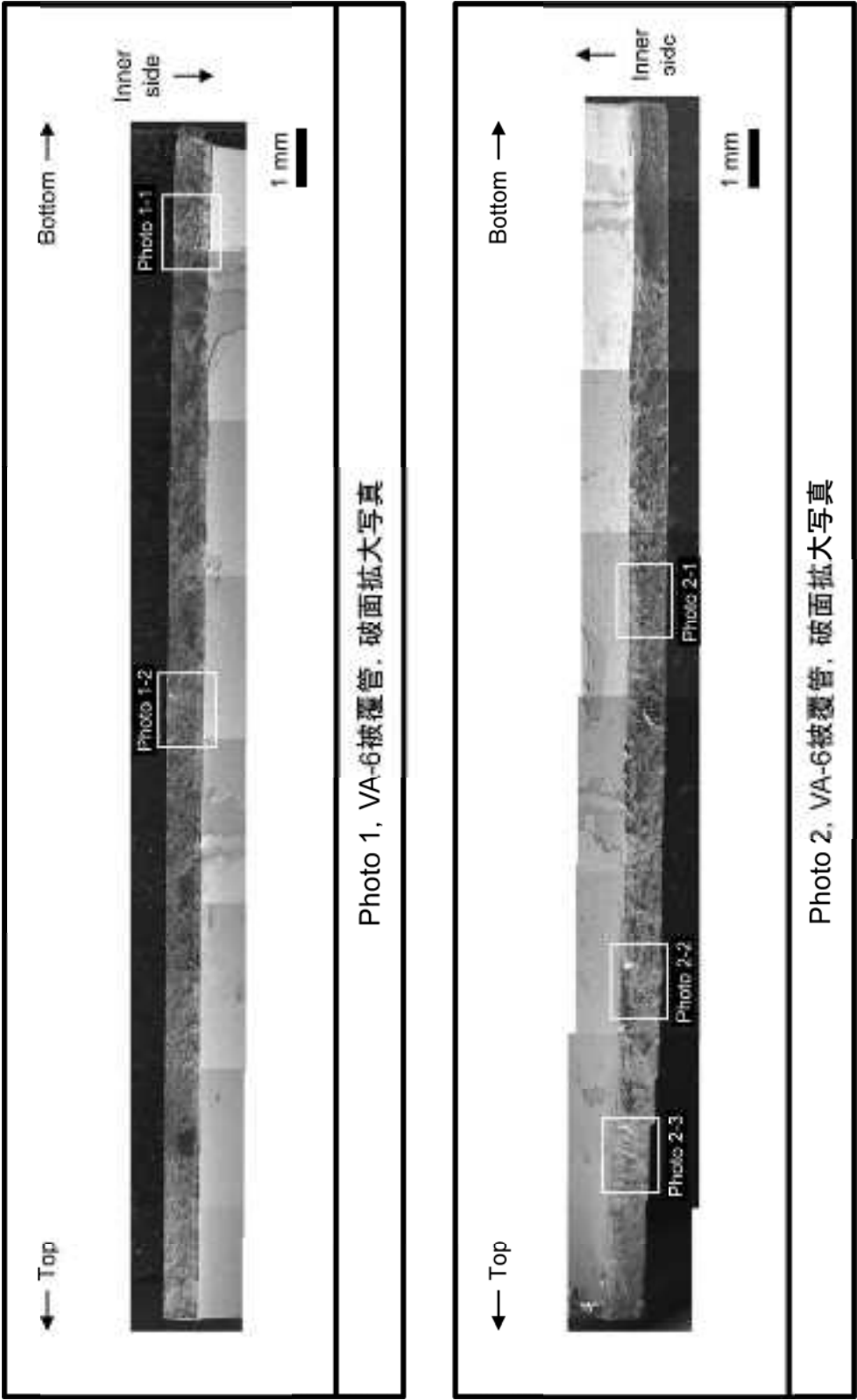


図 4.3.4-7 VA-6 実験で破損した被覆管の破面(試料 1)

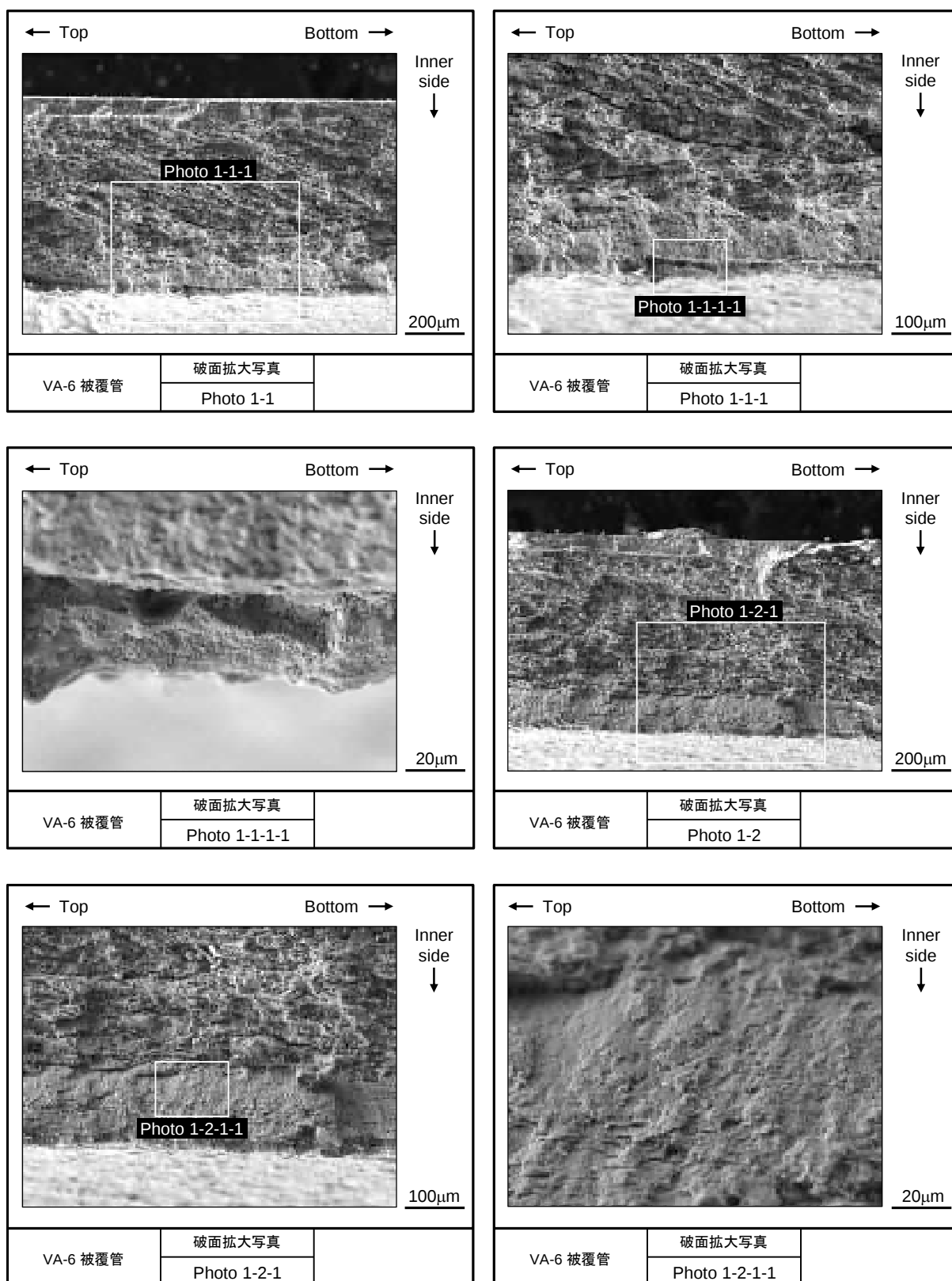


図 4.3.4-8 VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真（試料 1）

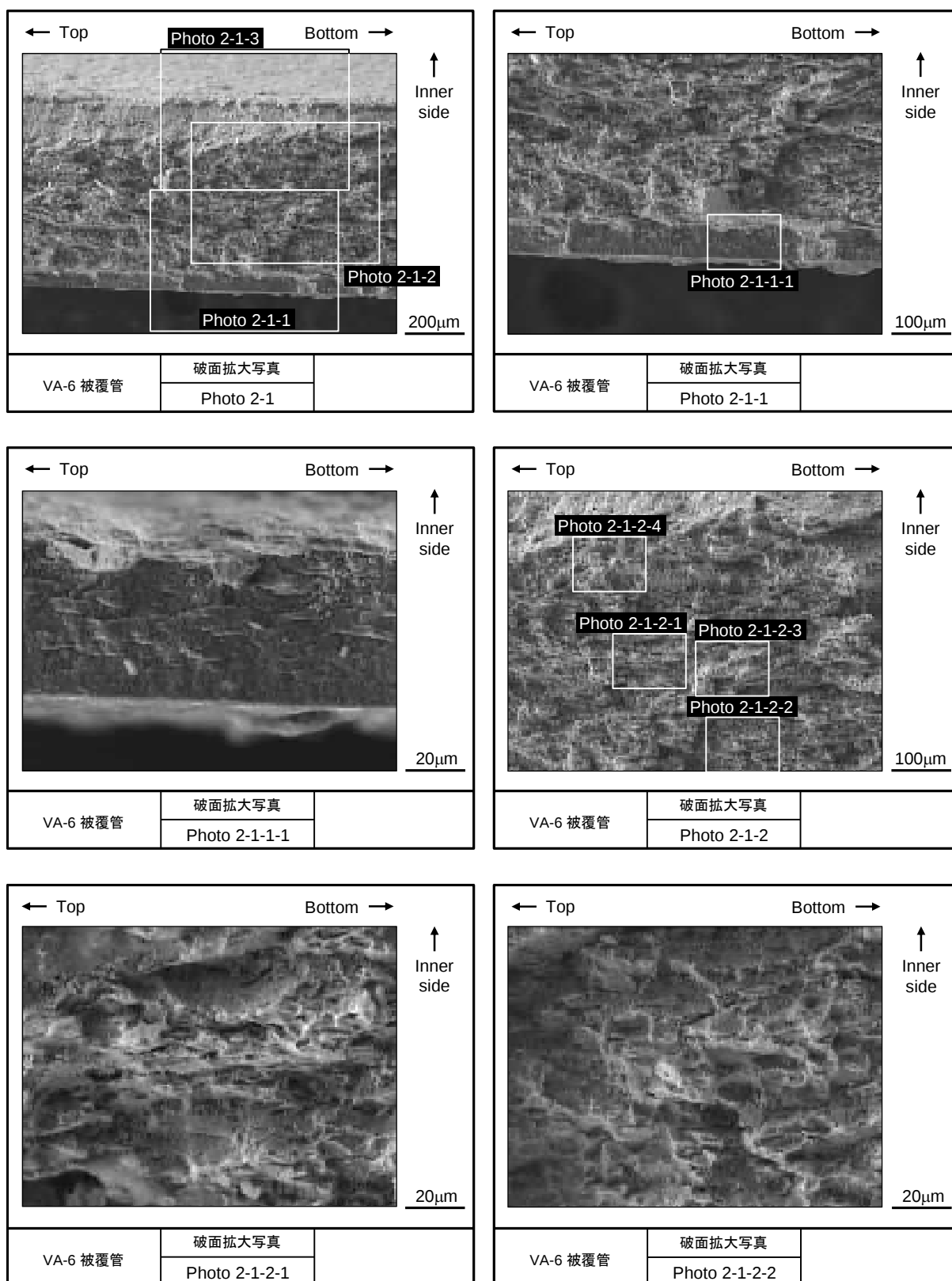


図 4.3.4-9(1) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 1)

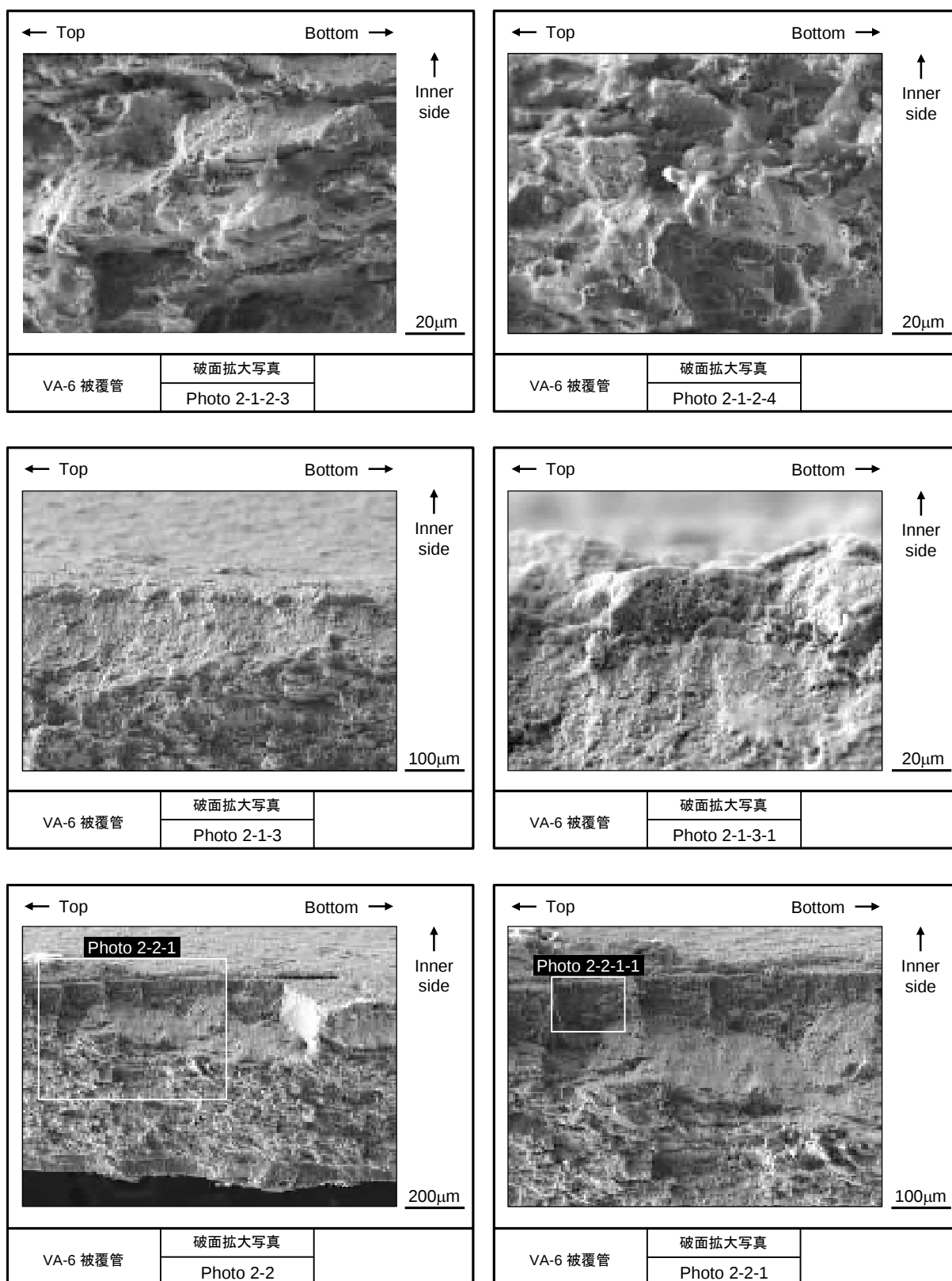


図 4.3.4-9(2) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 1)

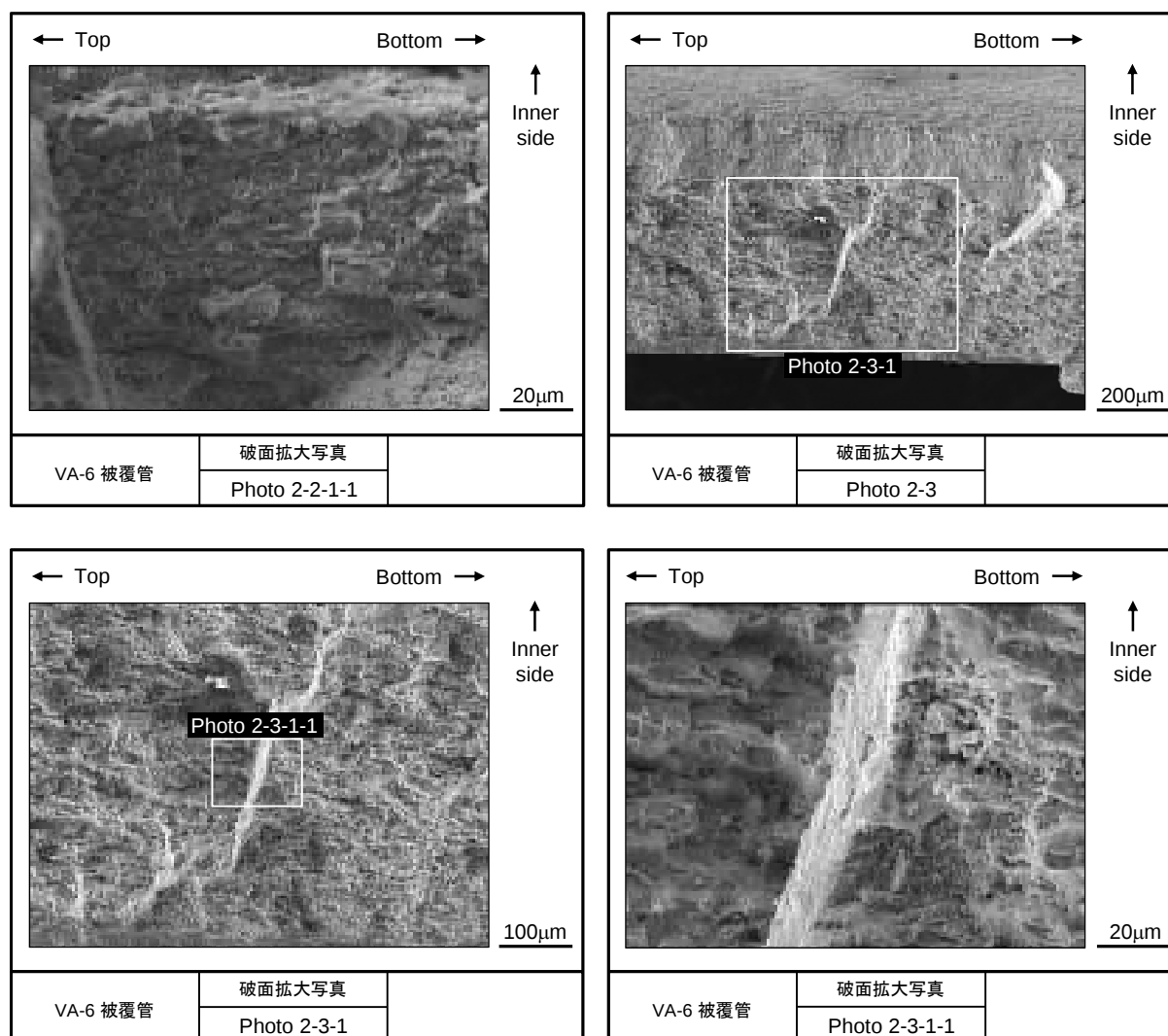


図 4.3.4-9(3) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 1)

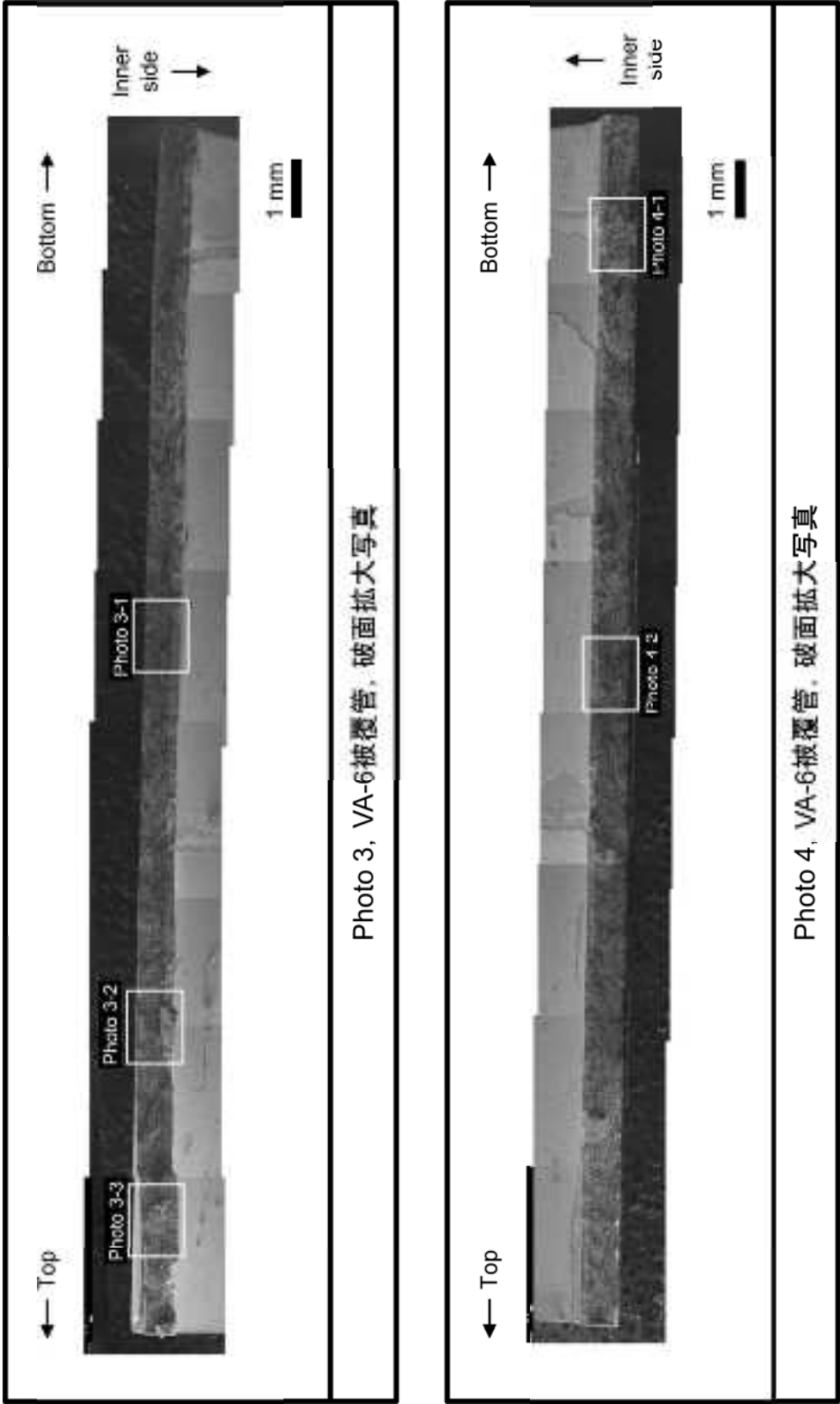


図 4.3.4-10 VA-6 実験で破損した被覆管の破面(試料 2)

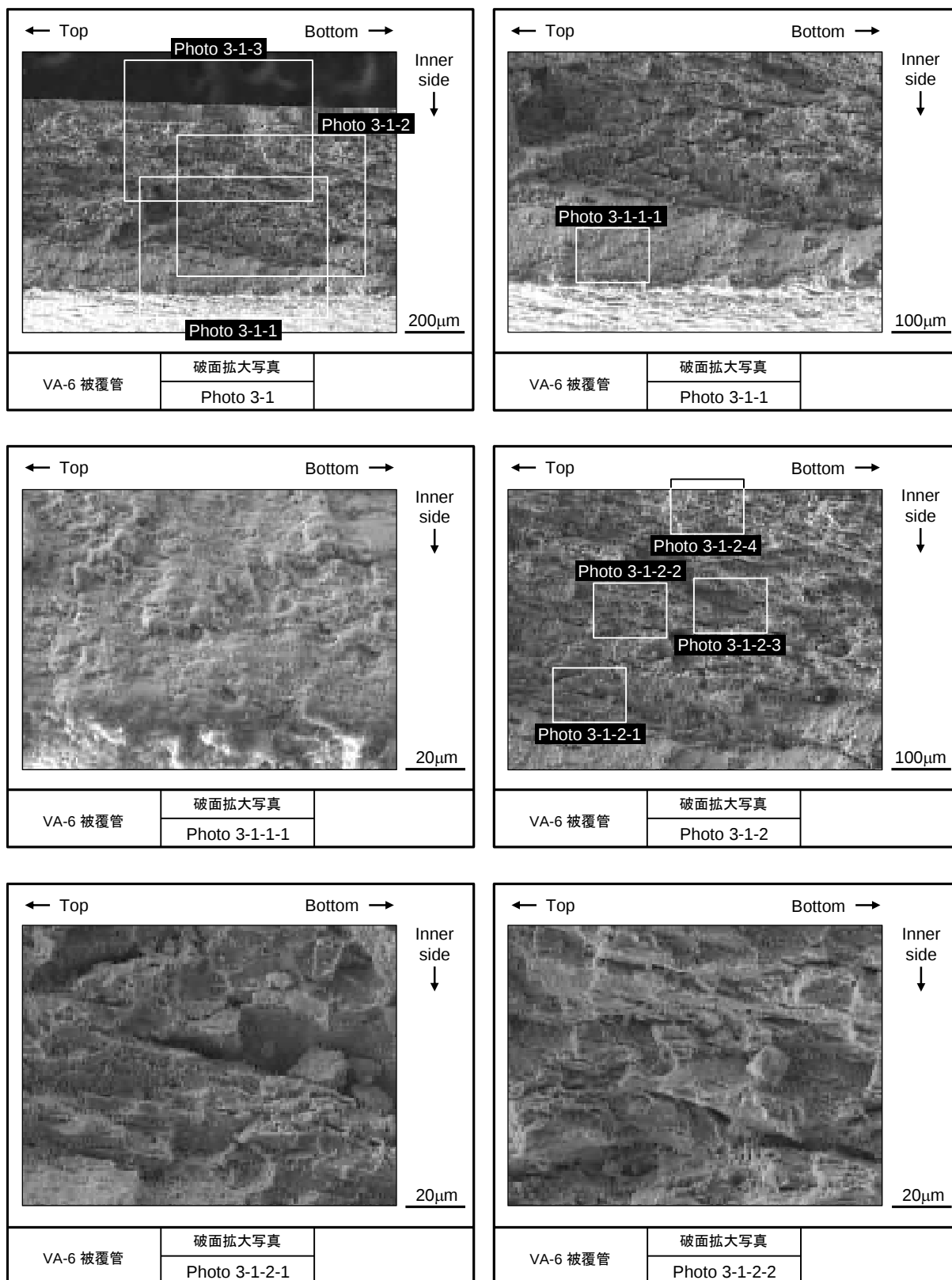


図 4.3.4-11(1) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 2)

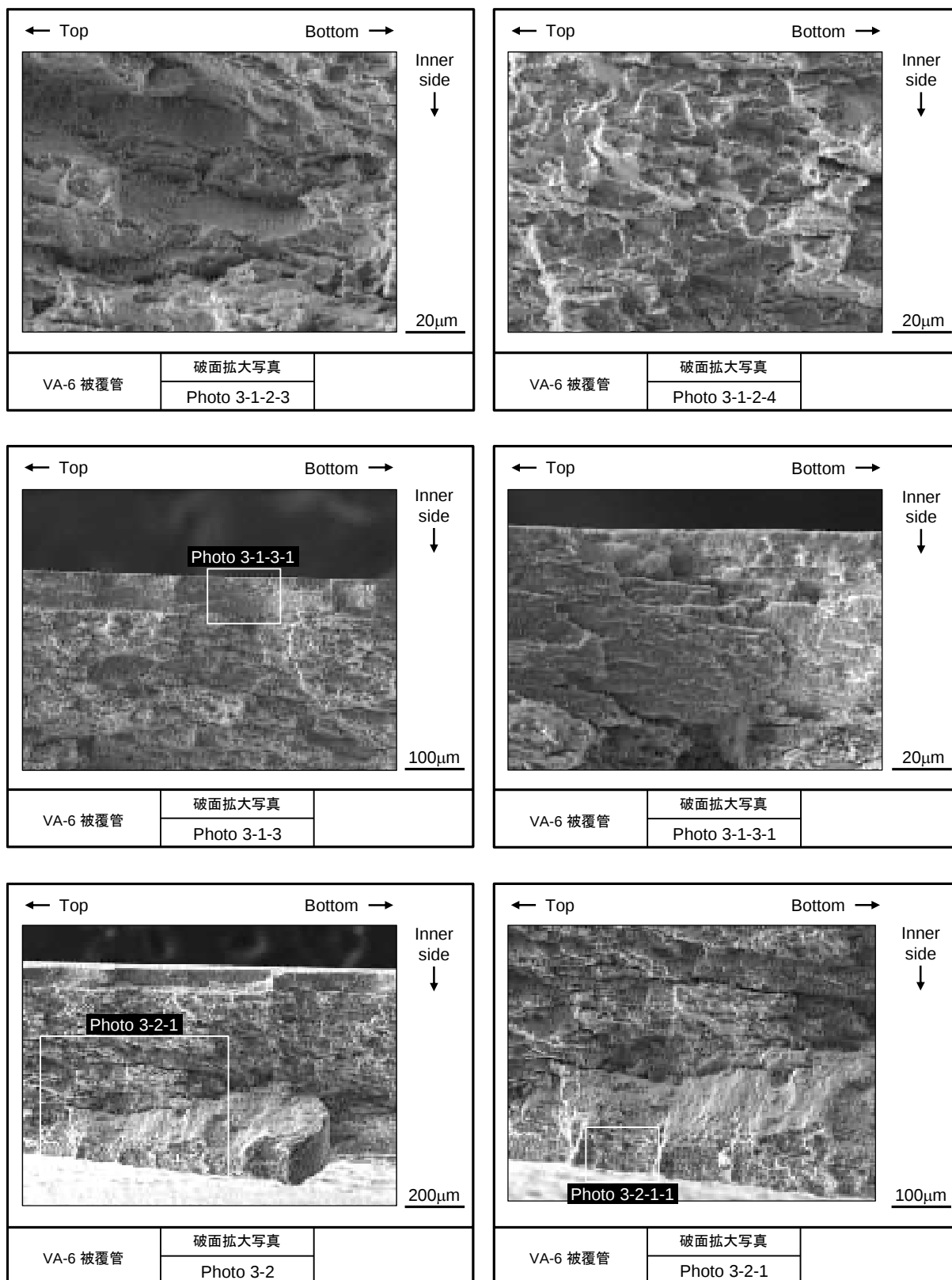


図 4.3.4-11(2) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 2)

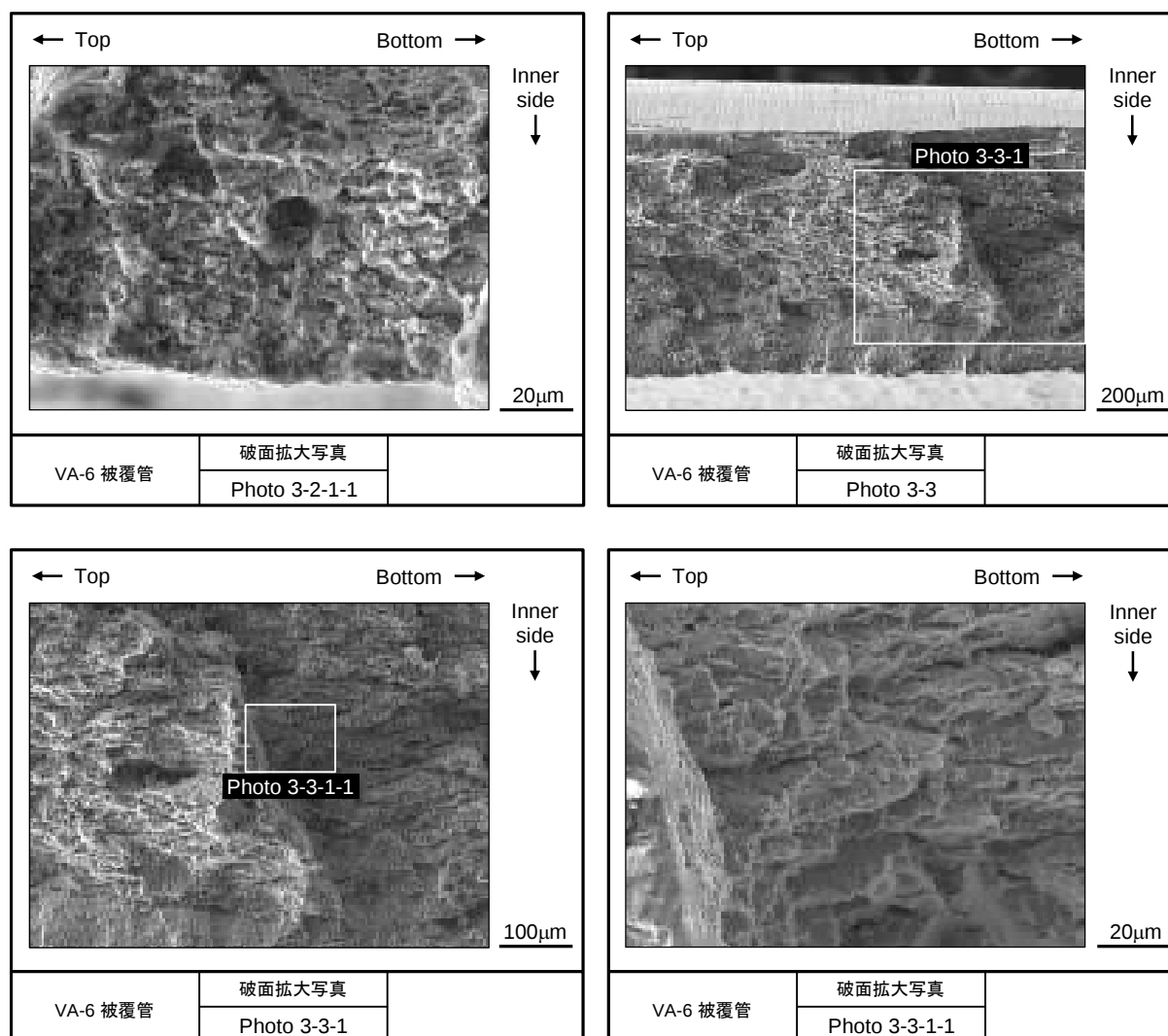


図 4.3.4-11(3) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真（試料 2）

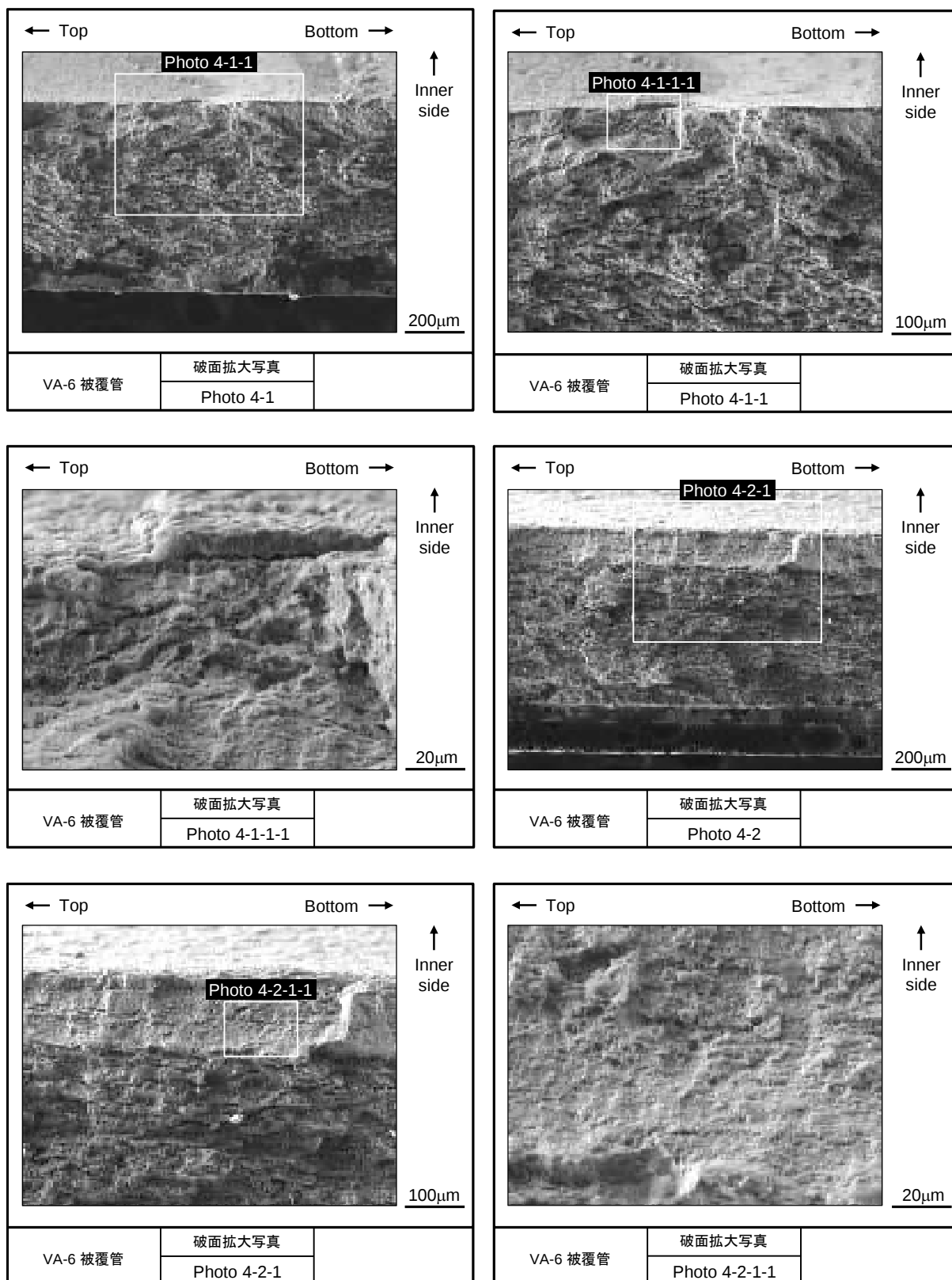


図 4.3.4-12 VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真（試料 2）

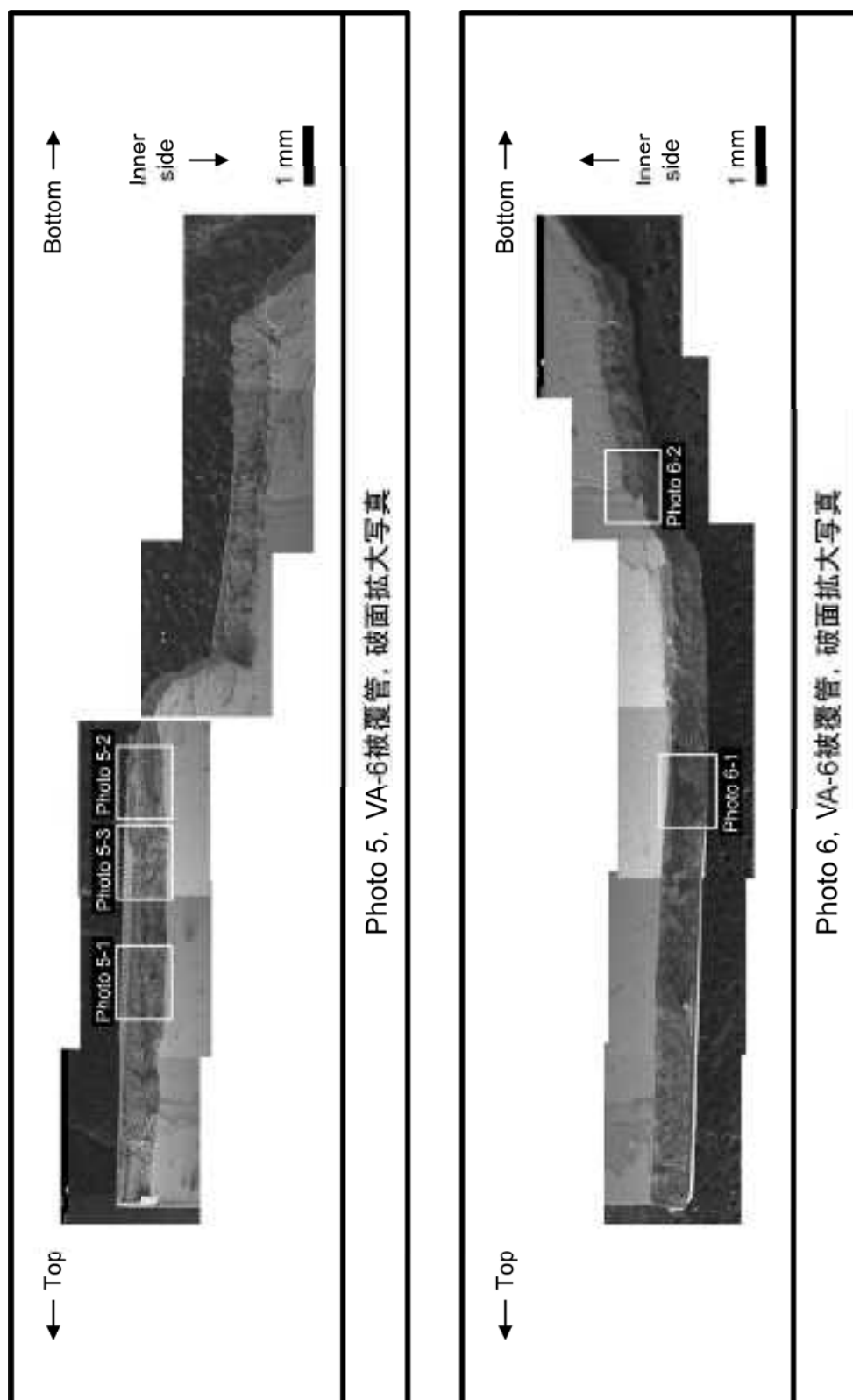


図 4.3.4-13 VA-6 実験で破損した被覆管の破面(試料 3)

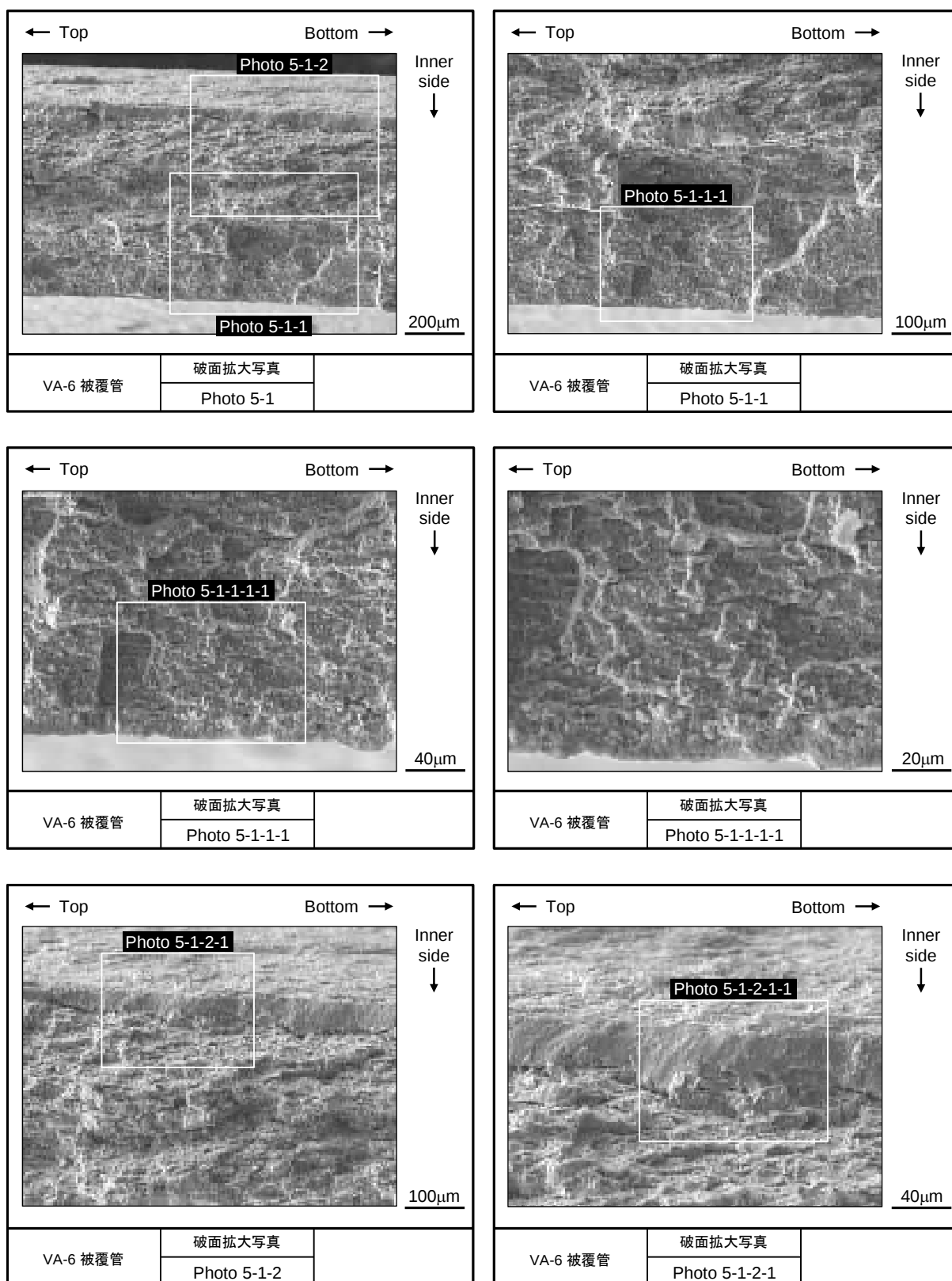


図 4.3.4-14(1) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 3)

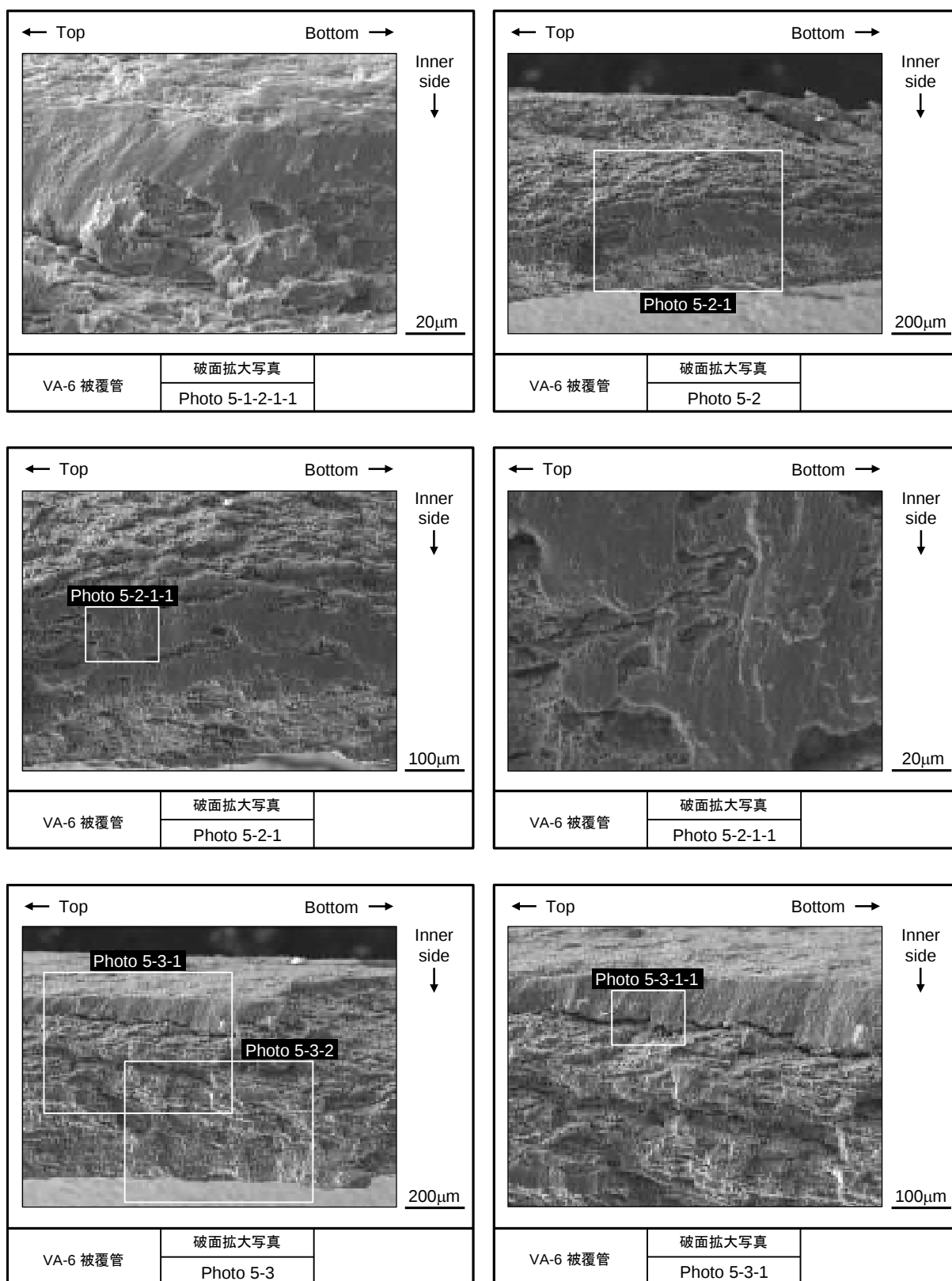


図 4.3.4-14(2) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 3)

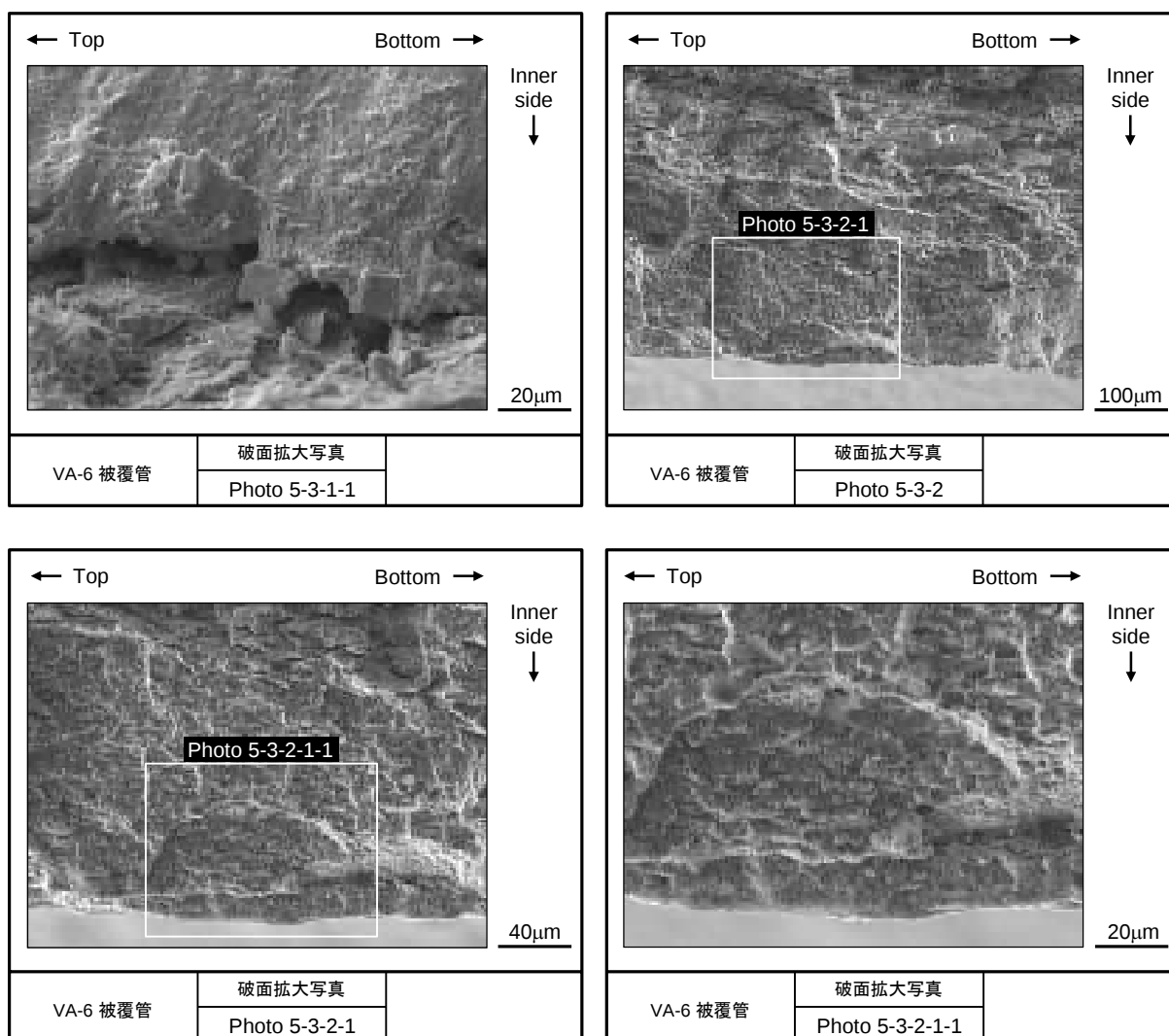


図 4.3.4-14(3) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真（試料 3）

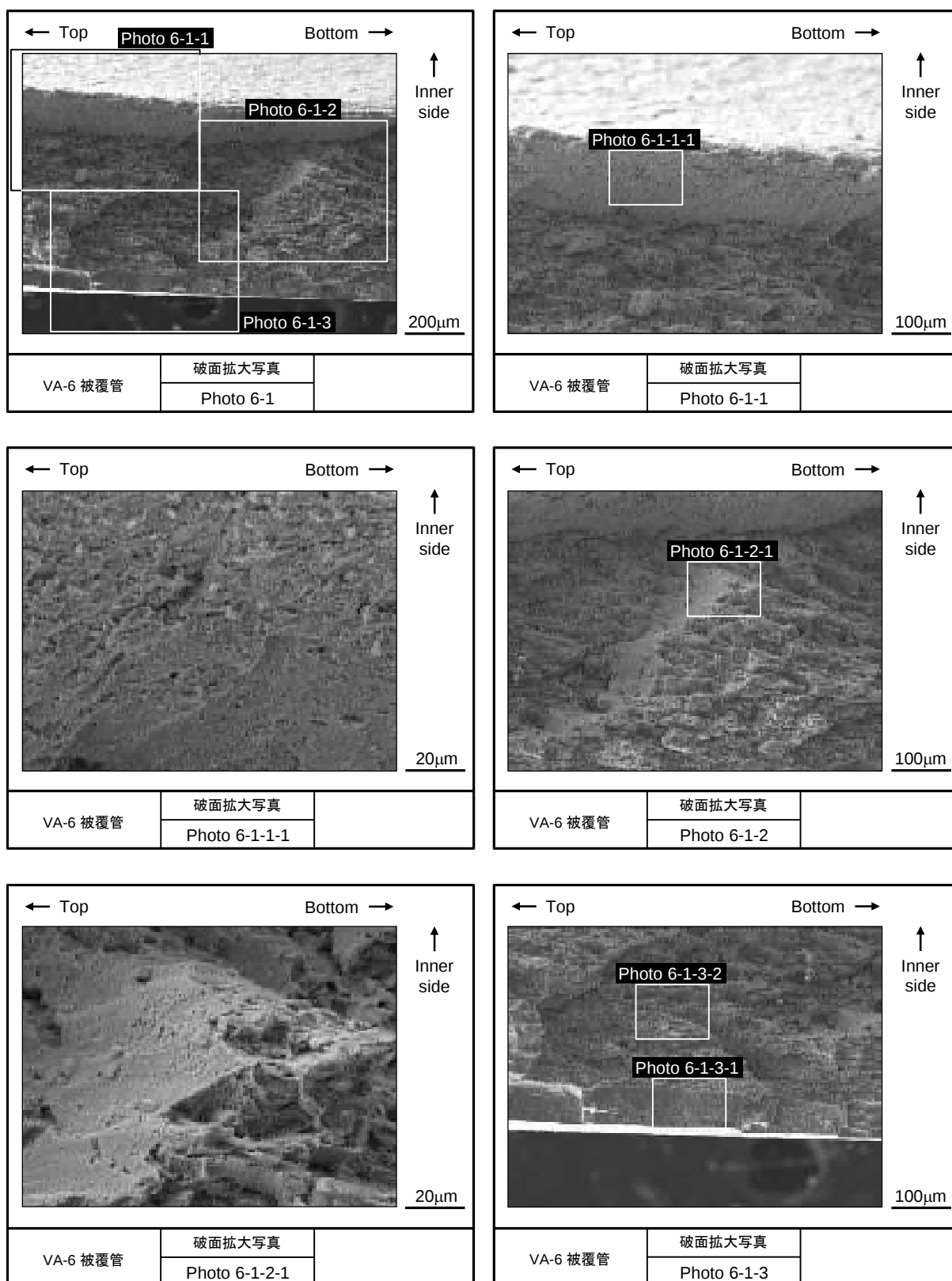


図 4.3.4-15(1) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 3)

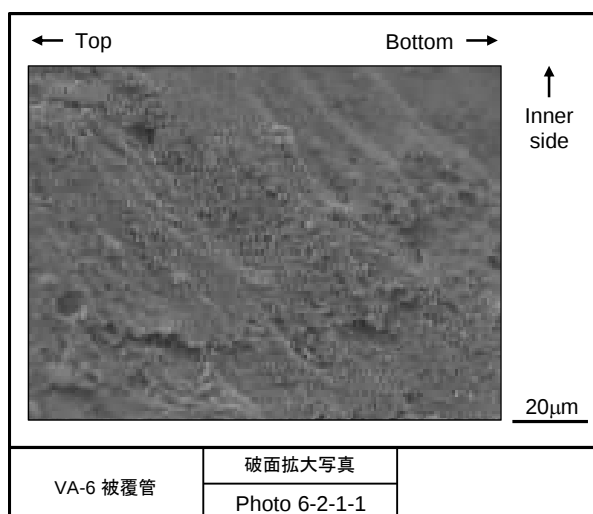
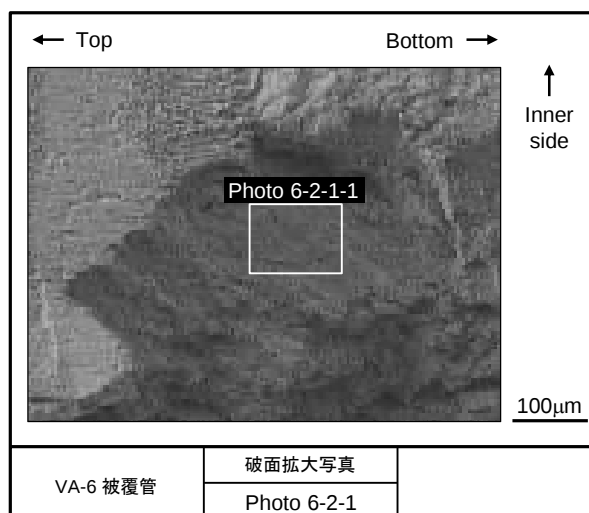
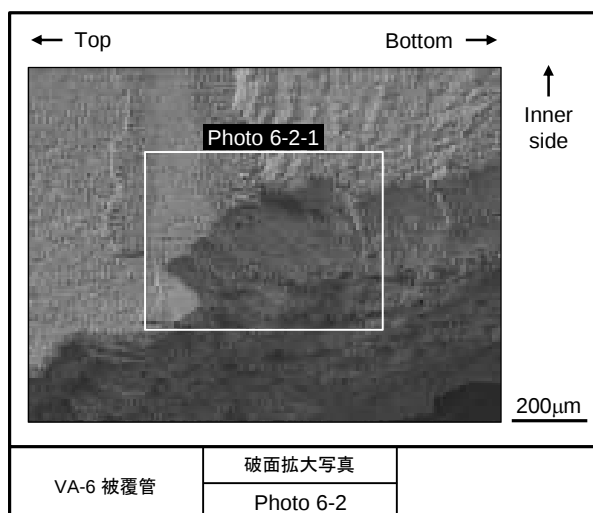
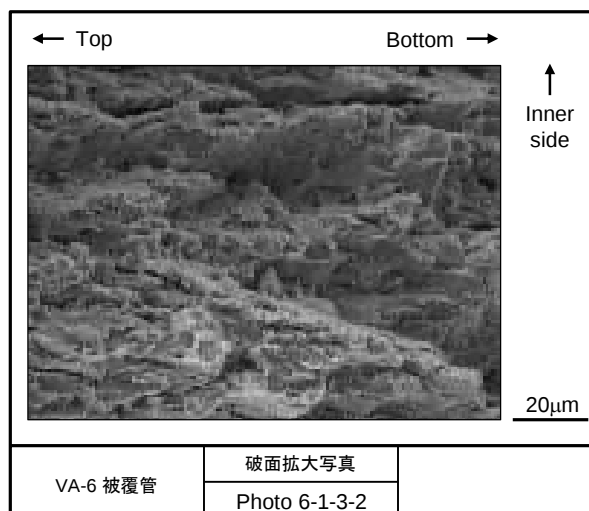
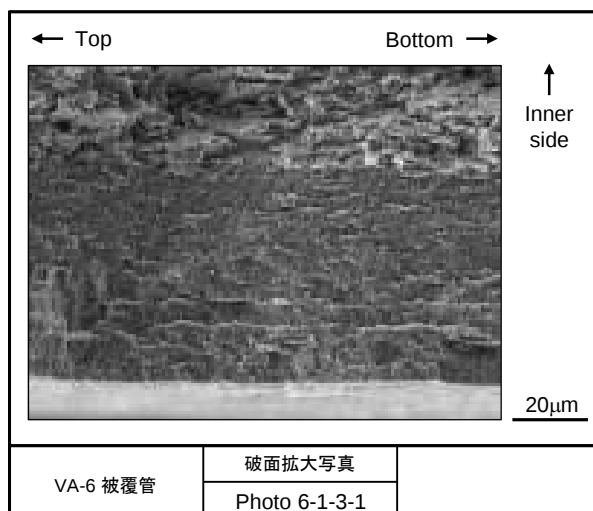


図 4.3.4-15(2) VA-6 実験で破損した被覆管の破面拡大写真 (試料 3)

4.3.4 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⁽³⁾。

この試験装置を用い、Zry-4 被覆管を対象として試験を実施した。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⁽⁴⁾。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、平成 24 年度に実施した Q 値変更被覆管 (SR 材) の熱処理を変えた、Q 値変更被覆管 (RX 材) を対象とした試験を実施した⁽²⁾。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 及び 25 年度に実施した試験の追加試験を実施した⁽⁵⁾。

平成 27 年度は、本事業で製作した水素を吸収させた Q 値変更被覆管 (SR 材及び CW 材) を対象とした試験を実施した。また、Q 値変更被覆管に本事業とは異なった手法で水素を吸収させた被覆管 (RX 材) を準備し、それを対象とした試験を実施した。さらに、平成 23 年度に実施した試験の追加試験を実施した。

(* 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。この試験機では、指定された被覆管内圧及び軸方向荷重に設定することができる。試験中の応力は、試験片の表面に貼り付けたひずみゲージで測定した被覆管変形に基づき、試験中の試験片に発生する応力及びひずみを計算して制御した。ひずみゲージは、測定されるひずみが引張ひずみである場合は 2 mm、圧縮ひずみである場合は 1 mm のゲージ長さのものをを用いた。これは、引張ひずみの測定可能範囲がゲージ長さ 2mm の方が広く、圧縮ひずみの測定可能範囲がゲージ長さ 1mm の方が広がったためである。これらのひずみゲージの有効計測範囲は、圧縮方向で 10% 程度まで、引張方向で 20 % 程度までであるが、応力比によってはその範囲内でも測定不能になった試験もあった。本年度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応力比 (軸方向 : 周方向 = 1 : 1、 $\alpha = 1$) での被覆管変形挙動データを取得した。ここで、(軸方向応力 / 周方向応力) を応力比 α と定義する。

用いた試料は、水素吸収を本事業で実施した試料及びこれとは異なった方法で水素を吸収させた試料であり、水素吸収の方法から前者を LiOH 水素吸収被覆管、及び後者をガス手法水素吸収被覆管とする。LiOH 水素吸収被覆管及びガス手法水素吸収被覆管の試料詳細をそれぞれ表 4.3.4-1 及び表 4.3.4-2 に示す。これらの表に被覆管の試料名称、タイプ、最終処理条件、Q 値⁽¹⁾及び水素濃度を示す。また、各々の水素吸収時の冷却条件は、前者は炉冷であり、後者は炉冷あるいは途中で空冷に変更することで実施した。途中で空冷に変更した場合は表 4.3.4-2 に変更した温度を示した。また、図 4.3.4-1 に Q 値変更被覆管(CW)の極点図を示す。機械特性試験での試料の長さは 180 mm であり、標点距離は約 55 mm であった。

LiOH 水素吸収被覆管の機械特性試験までの試料作製手順を以下に示す。まず、本事業で製作した Q 値変更被覆管を 300 mm に切断し、これを水酸化リチウム(LiOH)水溶液中で 330℃ に保持することで水素を吸収させた。この被覆管を 180 mm に切断し、機械特性試験試料とした。

ガス手法水素吸収被覆管の機械特性試験までの試料作製手順を以下に示す。まず、Q 値変更被覆管を 250 mm に切断し、これを水素・アルゴン混合ガス中において 400℃ で保持することによって吸収させた。この被覆管を 180 mm に切断し、機械特性試験試料とした。

分析は、水素分析装置による水素濃度測定、写真撮影による外観観察、光学顕微鏡による断面観察及び走査電子顕微鏡法(SEM)による破面観察を実施した。水素濃度測定結果を、表 4.3.4-1 及び表 4.3.4-2 に示す。LiOH 水素吸収被覆管では、試験実施前の 300 mm の被覆管の両端の水素濃度を測定し、その測定値の平均を表 4.3.4-1 に示した。ガス手法水素吸収被覆管では、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た。この 2 点の平均値を表 4.3.4-2 に中央部水素濃度として示した。また、250 mm の試料の両端から 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を表 4.3.4-2 に平均水素濃度として示した。光学顕微鏡による断面観察は、断面をエッチングすること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。

また、平成 23 年度に実施した試験結果の再現性を確認するための追加実験を、表 4.3.4-3 に示す 9 条件下で実施し、被覆管変形挙動データを取得した。用いた試料は 17x17 型 Zry-4 被覆管 (SR 材及び RX 材) であった。

(2) 試験結果

LiOH 水素吸収管での機械特性試験結果及び分析結果を以下に示す。

図 4.3.4-2 に LiOH 水素吸収被覆管の試験前断面を示す。これより、SR 材では全ての試料で水素化物は周方向に析出していることが分かった。これは SR 材における一般的な傾向である。CW 材では SR 材に比べて径方向の析出間隔が小さく、密に析出してい

ることが分かった。

図 4.3.4-3 に SR 材の試験後の試験片外観を示す。全ての試料で破損が確認された。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。また、この傾向は 180 ppm と 250 ppm の間で変化が大きいことが分かった。破損形態の応力比依存性については、大きな変化は観察されなかった。図 4.3.4-4 に CW 材の試験後の試験片外観を示す。全ての試料で破損が確認された。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、この傾向は SR 材と同じである。加えて、水素濃度 397 ppm の Q 値が 2 の被覆管は破断した。これは 397 ppm は用意した材料で最も高い水素濃度であり、水素吸収による脆化が最も著しかったためであると考えられる。

図 4.3.4-5 に SR 材及び CW 材の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線を示し、図中の×印で破損点を表す。図 4.3.4-5(a)-(c)の SR 材の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線によると、水素濃度が高くなると、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のに対し、軸方向の真応力-真ひずみ曲線からは同じひずみを発生させるためにはより大きな応力が必要であることが分かった。すなわち、水素濃度増加により周方向の変形抵抗は変わらないが軸方向の変形抵抗が大きくなったと考えられ、水素吸収により形成した水素化物が被覆管の軸方向の変形に影響を与えることが示唆される。また、Q 値が大きくなるとその軸方向の変形抵抗の大きさは小さくなる傾向にあった。Q 値が大きくなると、軸方向の変形に与える水素化物析出の影響が小さくなるものと考えられる。図 4.3.4-5(d)-(f)に示された CW 材の軸及び周方向真応力真ひずみ曲線によると、水素濃度が高くなると周方向の真応力-真ひずみ曲線は大きな変化が見られないのに対して、軸方向の真応力-真ひずみ曲線は Q 値により異なる挙動を示した。水素濃度増加に従い、Q 値が 2 の試料では同じひずみを発生させる応力が大きくなり、Q 値が 3 及び 4 の試料では、2.5 %程度のひずみ以下の範囲で同じひずみを発生させる応力が大きくなるというのは Q 値が 2 の試料の場合と同じであるが、それ以上のひずみではその傾向が逆転し、同じひずみを発生させる応力は小さくなることが分かった。すなわち、水素濃度増加により周方向の変形抵抗は変わらないが軸方向の変形抵抗が変化したと考えられ、水素吸収により形成した水素化物が被覆管の軸方向の変形に影響を与えることが示唆される。また、Q 値の違いは被覆管の変形挙動に影響を与え、Q 値が 3 及び 4 の試料では変形が進むにつれて水素化物の析出状態が応力とひずみの関係に与える影響が変化することが分かった。

図 4.3.4-6 に LiOH 水素吸収管及び水素を吸収させていない受入まま被覆管の試験後破損部断面金相を示す。受入まま被覆管は斜めにき裂が進展したのに対し、水素吸収管では外面側は径方向で、内面側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。水素濃度が高い場合にき裂が径方向に進展するのは、水素化物の密集した析出、及び径方向水素化物の析出に伴う被覆管の脆化に起因していると考えられる。

次にガス手法水素吸収被覆管での機械特性試験結果及び分析結果を以下に示す。

図 4.3.4-7 にガス手法水素吸収被覆管の試験後外観を示す。全ての試料で破損が確認された。破損時のき裂の形状及び変形状態に着目すると、Q 値が 2 の試料では水素濃度が 99 ppm の場合は受入まま試料と同様の膨れを伴って破裂し、286 ppm 以上では膨れが減少し、軸方向き裂が途中で周方向に進み、破断した。Q 値が 3 の試料では水素濃度が 118 ppm 以上の試料は全て破断した。また、水素濃度増加に従って膨れは抑制され、軸方向に発生したき裂は軸方向に進展した後周方向に進展することが分かった。Q 値が 4 の場合、水素濃度 103 ppm 以上の全ての試料で破断が確認された。Q 値が 3 の試料と同様に水素濃度増加に従って膨れが減少し、軸方向に発生したき裂は軸方向に進展した後周方向に進展することが分かった。また、水素濃度 391 ppm 以上の試料では周方向の膨れはほとんど確認されず、軸方向き裂の進展方向が緩やかに周方向に変化し、破断したことが分かった。これらの結果から、水素吸収により被覆管は脆化し膨れが減少すること、及び破裂によって軸方向き裂が発生し、約 300 ppm 以下の水素濃度では破裂開口部の応力集中部から周方向へき裂が進展し、約 300 ppm 以上では軸方向き裂が周方向にき裂進展方向を変化させつつ進展し、破断することが分かった。

図 4.3.4-8 に RX 材の軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線を示す。図より水素濃度増加に伴う軸及び周方向の真応力-真ひずみ曲線の経路変化は少なかった。図 4.3.4-9 に破損時の軸及び周ひずみの水素濃度依存性を示す。水素濃度が増加するに従い、Q 値が 2、3 及び 4 の全ての試料で約 330 ppm 以下では破損ひずみはあまり変化しないが、Q 値が 2 の場合は約 330 ppm でやや低下傾向を示し、Q 値が 3 の場合は約 350 ppm までは変化がなく、Q 値が 4 の場合は約 350 ppm で低下し 400 ppm 程度まで継続的に低下した。BWR 用被覆管を用いた二軸試験（軸応力：周応力=1:2）の先行研究⁷⁾では約 300 ppm 以下では残留周ひずみが水素濃度増加に従い低下したのに対し、本試験の結果は破損ひずみがあまり変化しないという結果であった。また、先行研究⁷⁾では約 300 ppm 以上では残留周ひずみが水素濃度増加に従いほぼ線形に低下したのに対し、本試験の結果は 350 ppm から 400 ppm まで急激に低下したという結果であった。

図 4.3.4-10 に破損後断面観察結果及び破面観察結果を示す。Q 値が 2 の場合は 286 ppm までは斜め方向にき裂が進展し、328 ppm から 347 ppm ではき裂が径方向に進展した。Q 値が 3 の場合は 226 ppm までは斜め方向にき裂が進展し、約 270 ppm では径方向及び斜め方向の両方の破損を示した。308 ppm 以上では径方向にき裂が進展した。Q 値が 4 の場合は、325 ppm までは斜め方向にき裂が進展し、363 ppm 以上では径方向にき裂が進展した。水素濃度が低い場合、斜め方向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。水素濃度が高い場合、き裂が径方向に進む

のは、水素化物の密集した析出及び径方向水素化物の析出に伴う被覆管の脆化が原因と考えられる。

破面観察結果によると、水素吸収させた全ての試料で軸方向に黒いコントラストが観察された。この黒いコントラストは、破損時に水素化物に沿って開口したため現れたものと考えられる。また、 Q 値が 2、3 及び 4 の全ての試料において、水素濃度増加に従って黒いコントラストの径方向の間隔が狭まる傾向が見られ、また、黒いコントラストの間にはディンプルが観察された。特に Q 値が 4 の試料では、391 ppm 以上で黒いコントラストの間にはディンプルの他に平滑な面が観察され、水素濃度が増加すると平滑な面が増加する傾向が見られた。この平滑な面は水素化物の破壊に伴うものと考えられ、このような破面観察の結果は、水素濃度の増加に伴い径方向水素化物の形成量が増加しその水素化物が原因となり試料の破損に至ったことを示唆している。この傾向は、破断時ひずみが約 350 ppm で低下し始め、390 ppm 程度まで継続的に低下したという結果にも現れており、先行研究の結果⁷⁾と比較すると、水素化物が破断ひずみに与える影響が応力比条件により異なることを示している。

次に、室温での 17x17 型 Zry-4 被覆管 (RX 材) の真応力制御による試験後の試料外観及び真応力と真ひずみの関係をそれぞれ図 4.3.4-11 及び図 4.3.4-12 に、室温での 17x17 型 Zry-4 被覆管 (SR 材) の真応力制御による試験後の試料外観及び真応力と真ひずみの関係をそれぞれ図 4.3.4-13 及び図 4.3.4-14 に示す。これらの実験結果は、平成 23 年度の結果と比較して次の点が異なる。すなわち、平成 23 年度の RX 材の結果では $\alpha=1$ で破断した⁴⁾が、今回の結果では本ひずみゲージの測定範囲内では破損しないことが確認された。平成 23 年度で見られた破損は、ひずみゲージの位置が試料中央部からずれたために生じたと考えられる。また、平成 23 年度の SR 材の結果では $\alpha=0.25$ では破損しなかった⁴⁾が、今回の結果では破損した。図 4.3.4-12 及び図 4.3.4-14 の真応力と真ひずみの関係の結果は平成 23 年度に報告した傾向と同様であった。すなわち、RX 材では降伏応力は応力比により変化し、軸方向は $\alpha=1$ のとき、周方向は $\alpha=0.75$ のときに最大値を示した。 $\alpha=0$ と $\alpha=\infty$ を比べると、変形応力（塑性変形を引き起こすために必要とされる応力）は $\alpha=0$ の方が高い値を示した。 $\alpha=1.33$ と $\alpha=0.75$ においては、平面ひずみ条件に近い状態での変形であった。塑性変形後に変形応力が一定というような降伏現象が $\alpha=0$ 、0.25、2、4 及び ∞ において観察された。SR 材においても降伏応力は応力比により変化し、軸方向は $\alpha=1.33$ のとき、周方向は $\alpha=1$ のときに最大値を示した。 $\alpha=0$ と $\alpha=\infty$ を比べると、変形応力は $\alpha=0$ の方が高い値を示した。 $\alpha=1.33$ と $\alpha=0.75$ において、平面ひずみ条件に近い状態での変形であった。

(3) 被覆管機械的特性試験のまとめ

- ・ Zry-4 被覆管(14x14 型、SR 材及び CW 材) に水酸化リチウム水溶液を用いる手法で水素を吸収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。今回実施した応力比 $\alpha=1$ の条件下では、SR 材、CW 材ともに水素吸収によって形成した水素化物が被覆管の軸方向変形に影響を及ぼすことが分かった。

- Zry-4 被覆管(14x14 型、RX 材)に水素ガスによる手法で水素を吸収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。今回実施した応力比 $\alpha=1$ の条件下では、軸方向及び周方向破断時ひずみが全ての Q 値で約 350 ppm 程度までは変化が少なかった。Q 値が 4 の場合は、約 360 ppm 以上で水素濃度増加に伴う軸方向及び周方向破断時ひずみの低下が確認された。
- Zry-4 被覆管 (17x17 型。SR 及び RX 材) を対象に室温で機械特性試験を実施し、二軸応力条件下での真応力と真ひずみの関係のデータを拡充した。

表 4.3.4-1 本試験に供した LiOH 水素吸収試料

試料名称	タイプ	最終処理 条件	Q 値	水素濃度 [ppm]
SR Q=2	14x14 型	SR	2	185
SR Q=3	14x14 型	SR	3	180, 259
SR Q=4	14x14 型	SR	4	182, 256
CW Q=2	14x14 型	CW	2	208, 397
CW Q=3	14x14 型	CW	3	208, 343
CW Q=4	14x14 型	CW	4	204, 343

表 4.3.4-2 本試験に供したガス手法水素吸収試料

試料名称	タイプ	最終処 理条件	Q 値	中央部 水素濃度 [ppm]	平均水素濃度 [ppm]	水素吸収時 冷却条件
RX Q=2	14x14 型	RX	2	99	120	300 °C
				286	265	300 °C
				328	293	300 °C
				347	272	300 °C
RX Q=3	14x14 型	RX	3	118	117	300 °C
				122	111	炉冷
				226	232	300 °C
				267	235	300 °C
				270	268	200 °C
				308	291	300 °C
				362	277	炉冷
RX Q=4	14x14 型	RX	4	103	96	炉冷
				107	95	炉冷
				143	138	炉冷
				180	166	炉冷
				291	259	300 °C
				325	303	290 °C
				363	300	300 °C
				391	327	300 °C
				397	328	300 °C

表 4.3.4-3 データを取得した応力比条件

応力比 (軸方向：周方向)	応力比 α	備考
1 : 0	∞	
4 : 1	4	
2 : 1	2	
4 : 3	1.33	
1 : 1	1	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応力比
3 : 4	0.75	
1 : 2	0.5	クローズドエンドバースト条件
1 : 4	0.25	
0 : 1	0	オープンエンドバースト条件

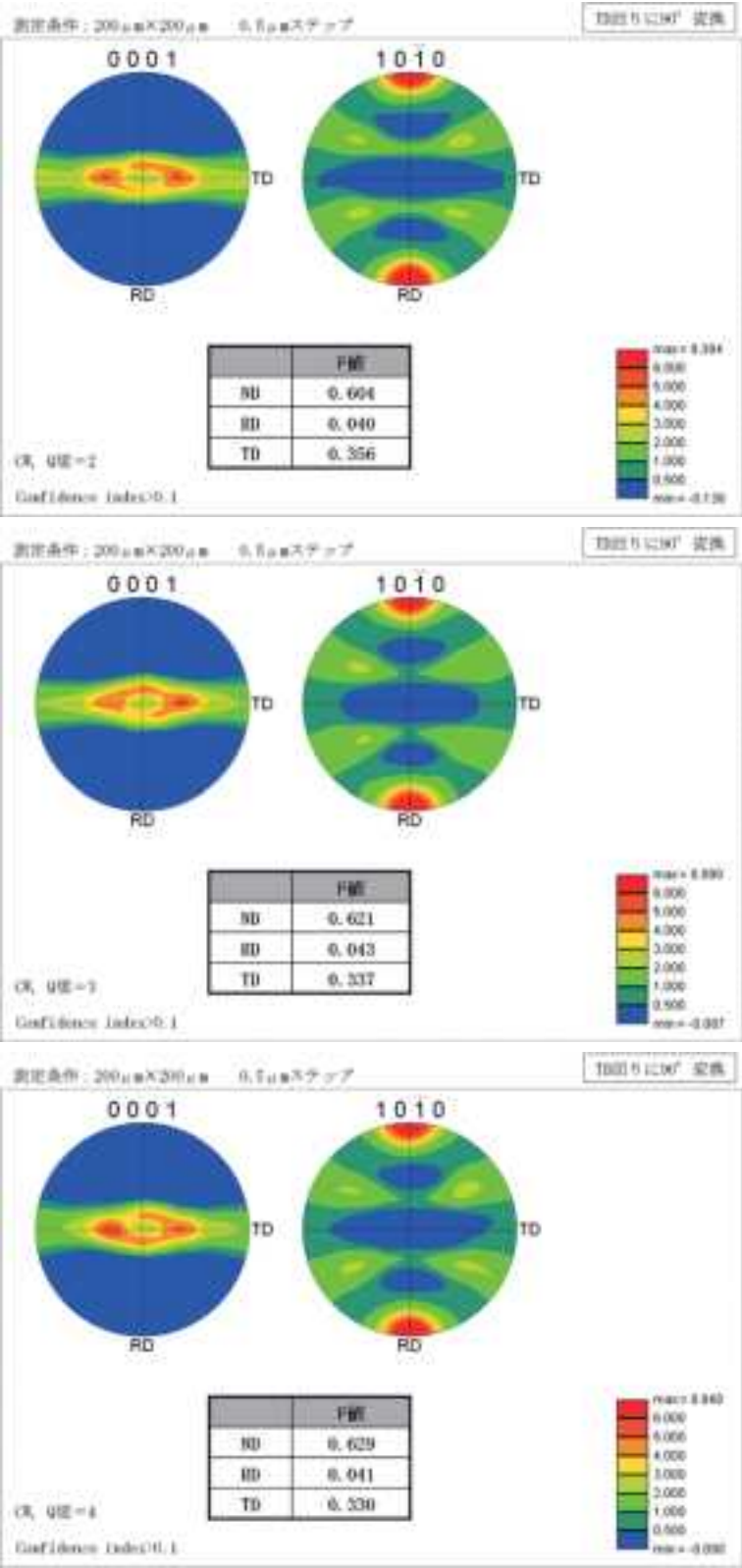


図 4.3.4-1 Q 値変更被覆管(CW)の極点図

試料(SR材)	Q2	Q3	Q4
水素濃度(ppm)	185	180	182
			
水素濃度(ppm)	258	259	256
			

試料(CW材)	Q2	Q3	Q4
水素濃度(ppm)	208	208	204
			
水素濃度(ppm)	397	343	343
			

図 4.3.4-2 水素吸収させた試料(SR 材及び CW 材)の断面金相

試料(SR材)	Q2	Q3	Q4
受入まま			
水素濃度(ppm)	185	180	182
			
水素濃度(ppm)	—	259	256
			

図 4.3.4-3 水素吸収させた試料の試験後外観

試料(cw材)	Q2	Q3	Q4
受入まま			
水素濃度(ppm)	208	208	204
			
水素濃度(ppm)	397	343	343
			

図 4.3.4-4 水素吸収させた試料の試験後外観

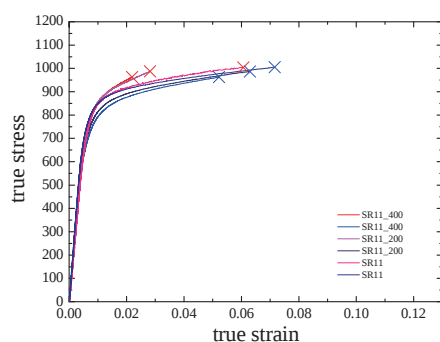


図 4.3.4-5(a) 真応力と真ひずみの関係
(SR, $Q=2$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

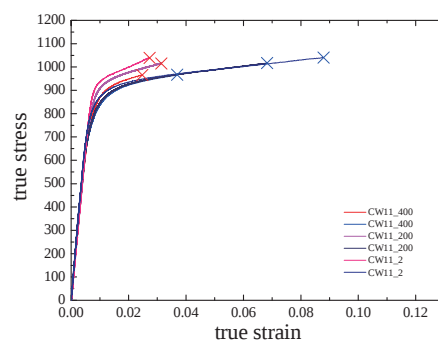


図 4.3.4-5(d) 真応力と真ひずみの関係
(CW, $Q=2$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

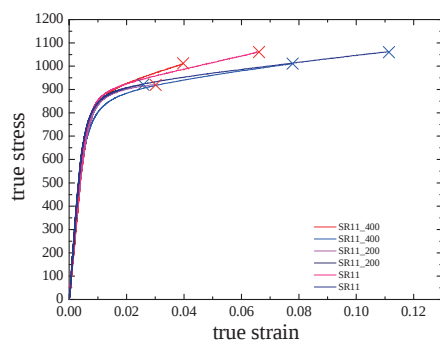


図 4.3.4-5(b) 真応力と真ひずみの関係
(SR, $Q=3$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

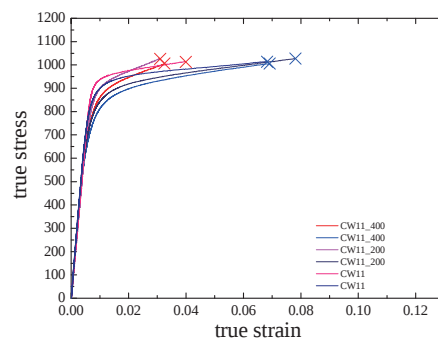


図 4.3.4-5(e) 真応力と真ひずみの関係
(CW, $Q=3$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

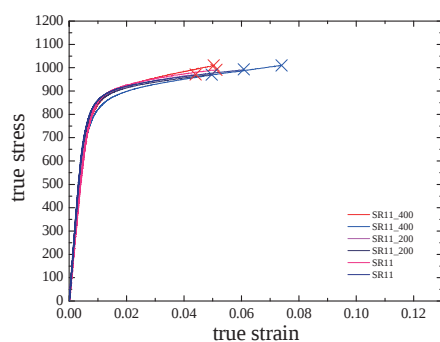


図 4.3.4-5(c) 真応力と真ひずみの関係
(SR, $Q=4$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

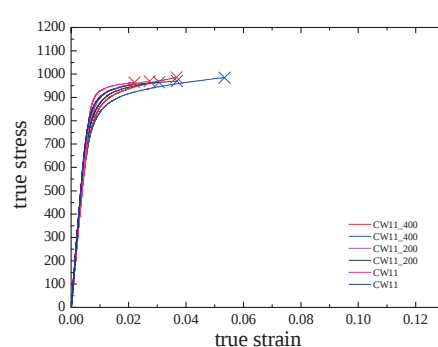


図 4.3.4-5(f) 真応力と真ひずみの関係
(CW, $Q=4$, $\alpha=1$) (× : 破損点)
赤系 : 軸ひずみ、青系 : 周ひずみ

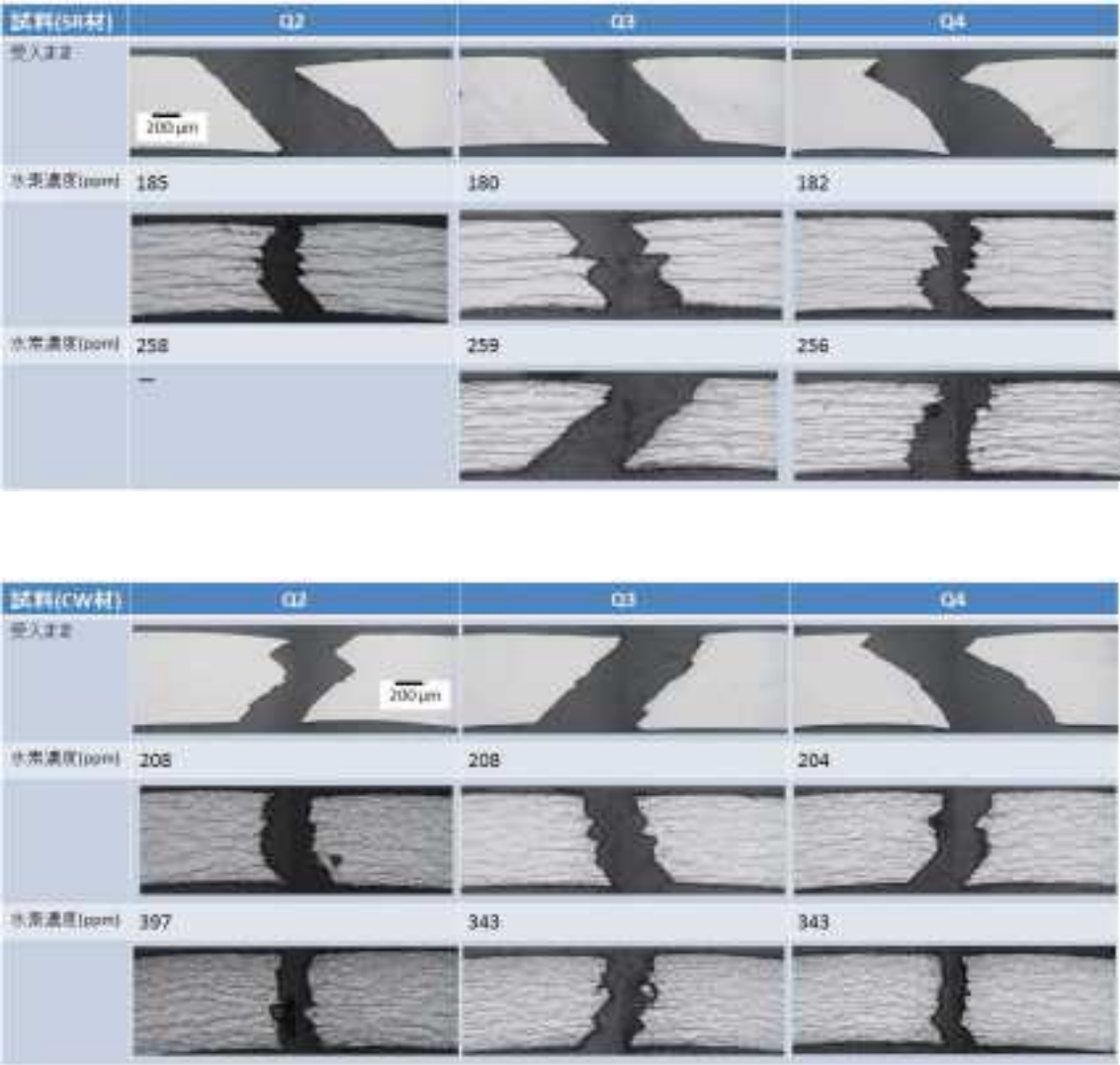


図 4.3.4-6 LiOH 水素吸収管(SR 材及び CW 材)及び受入まま被覆管(SR 材及び CW 材)の試験後破損部断面金相

試料 : RX, Q=2



試料 : RX, Q=3

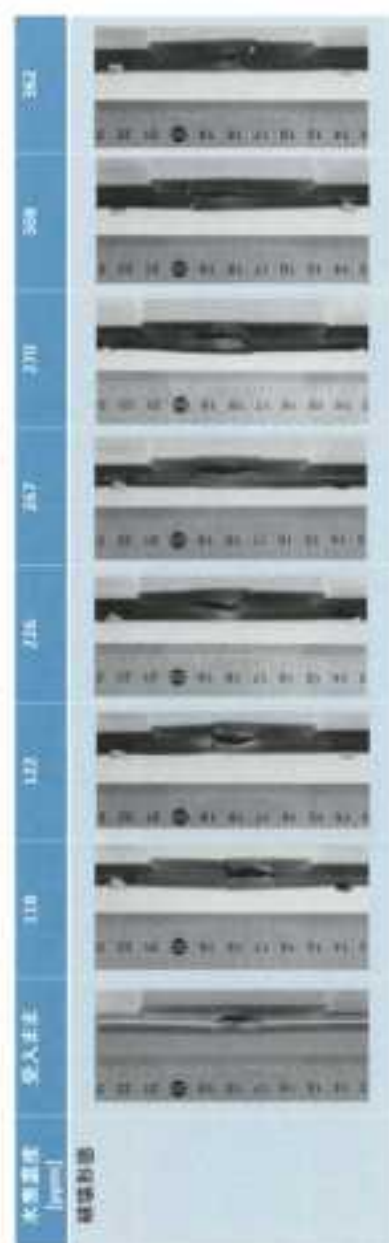


図 4.3.4-7 ガス手法水素吸収被覆管の試験後外観 (RX, Q=2 及び 3)

試料 : RX, Q=4

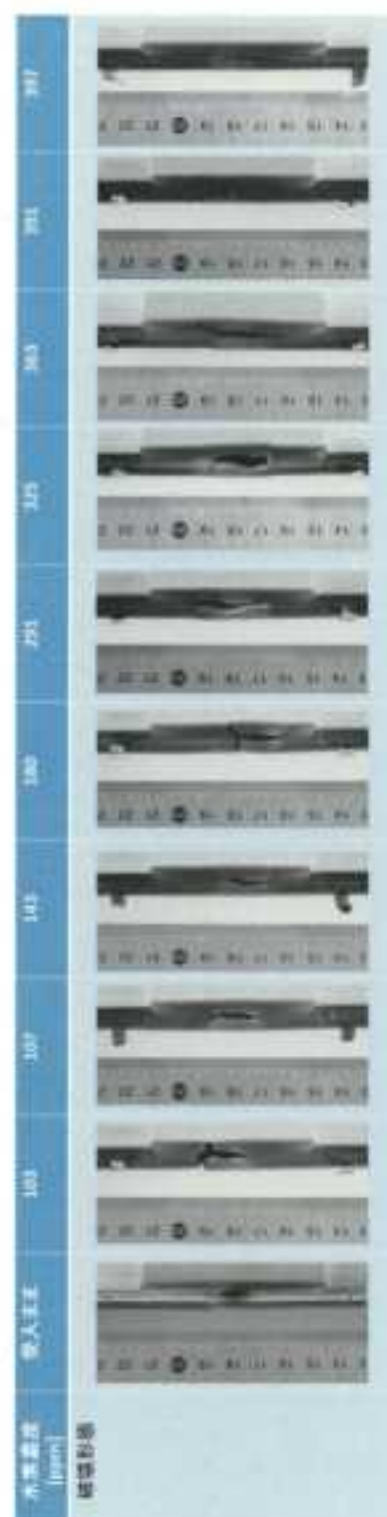


図 4.3.4-7 の続き 水素吸収させた試料の試験後外観 (RX, Q=4)

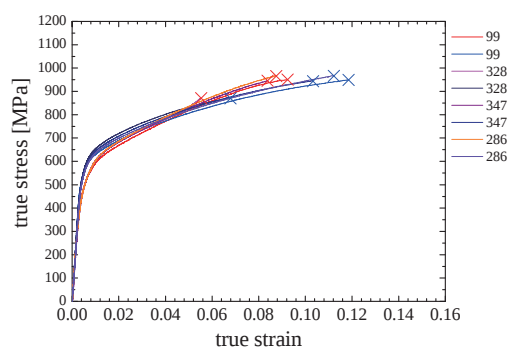


図 4.3.4-8(a) 真応力と真ひずみの関係
(RX, $Q=2$, $\alpha=1$)
(表中の数字は水素濃度、×：破損点)
赤系：軸ひずみ、青系：周ひずみ

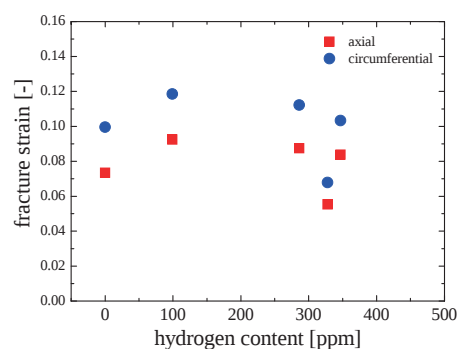


図 4.3.4-9(a) 破損時軸及び周ひずみの
水素濃度依存性
(RX, $Q=2$, $\alpha=1$)

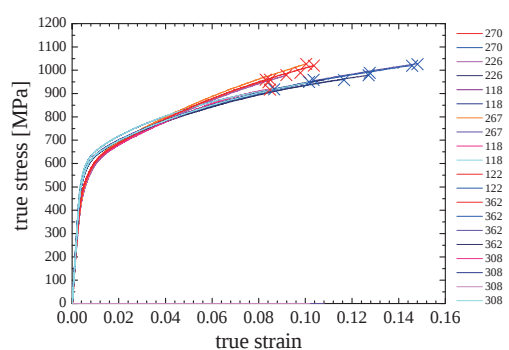


図 4.3.4-8(b) 真応力と真ひずみの関係
(RX, $Q=3$, $\alpha=1$)

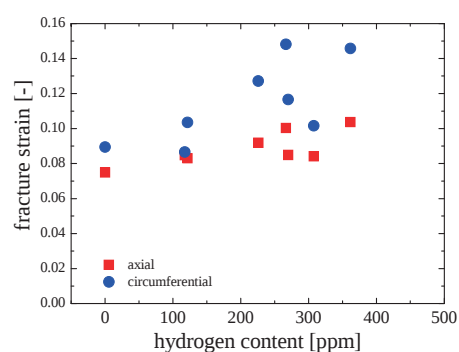


図 4.3.4-9(b) 破損時軸及び周ひずみの
水素濃度依存性 (RX, $Q=3$, $\alpha=1$)

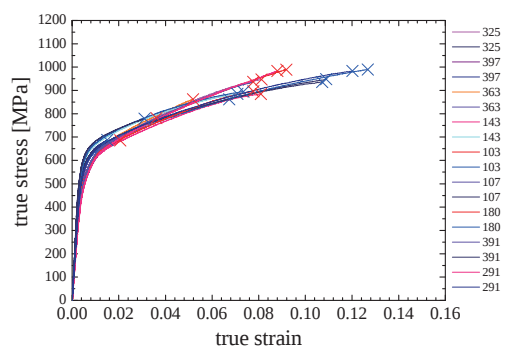


図 4.3.4-8(c) 真応力と真ひずみの関係
(RX, $Q=4$, $\alpha=1$)

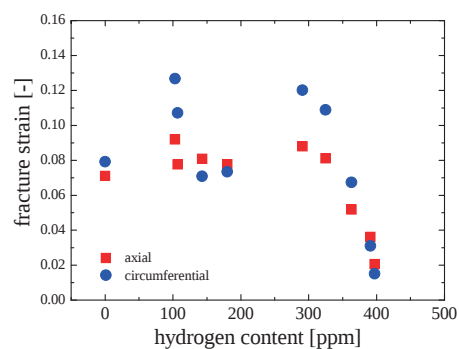


図 4.3.4-9(c) 破損時軸及び周ひずみの
水素濃度依存性
(RX, $Q=4$, $\alpha=1$)

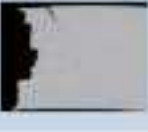
中央部 水素濃度 [ppm]	硬結後断面 (金相)	硬結後断面 (SEM)	硬面	左の硬面の 中央付近拡大図
受入まま				
99				
286				
328				
347				

図 4.3.4-10-1 受入まま試料及び水素吸収させた試料（Q 値：2）の試験後断面

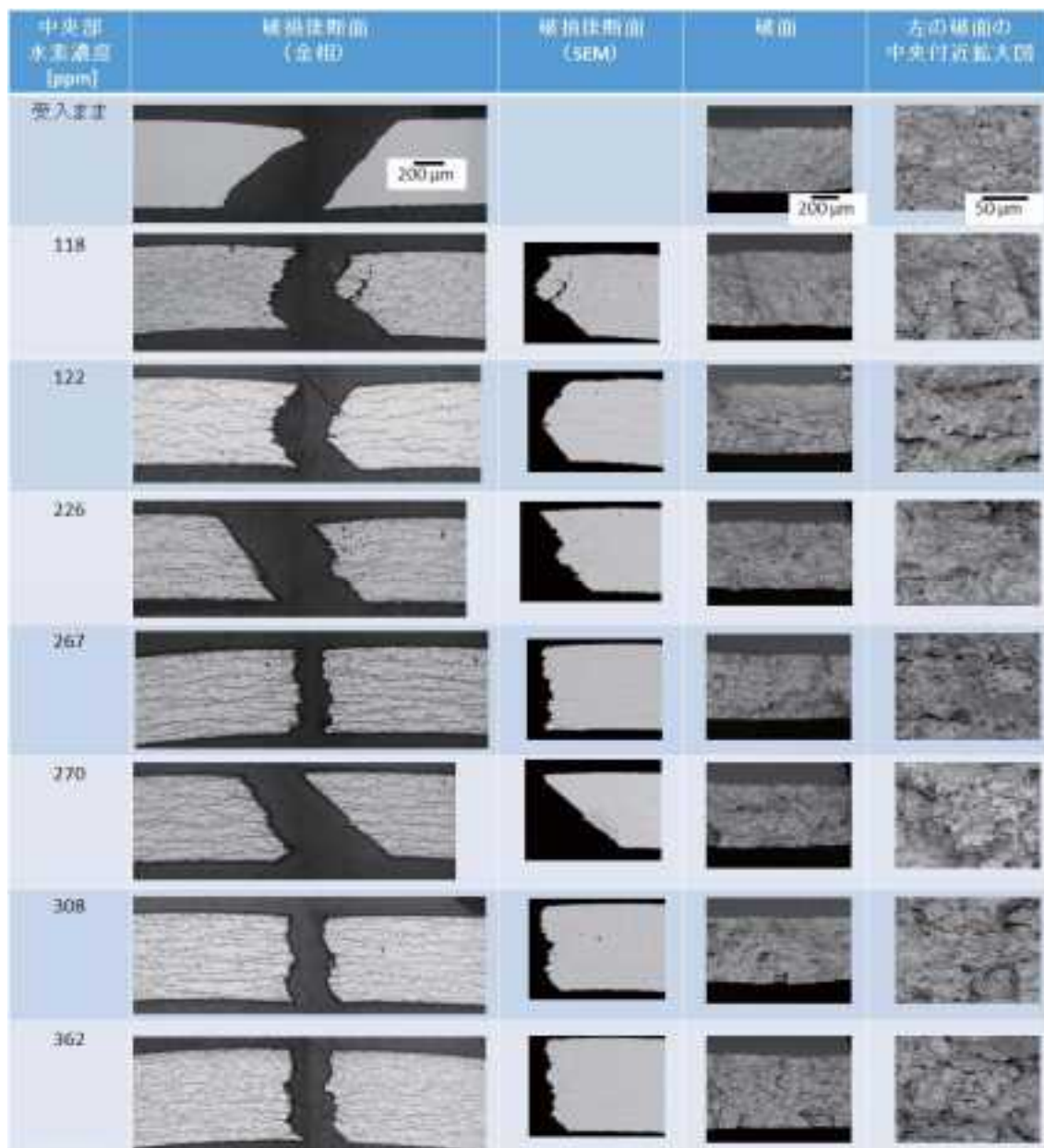


図 4.3.4-10-2 受入まま試料及び水素吸収させた試料 (Q 値 : 3) の試験後断面

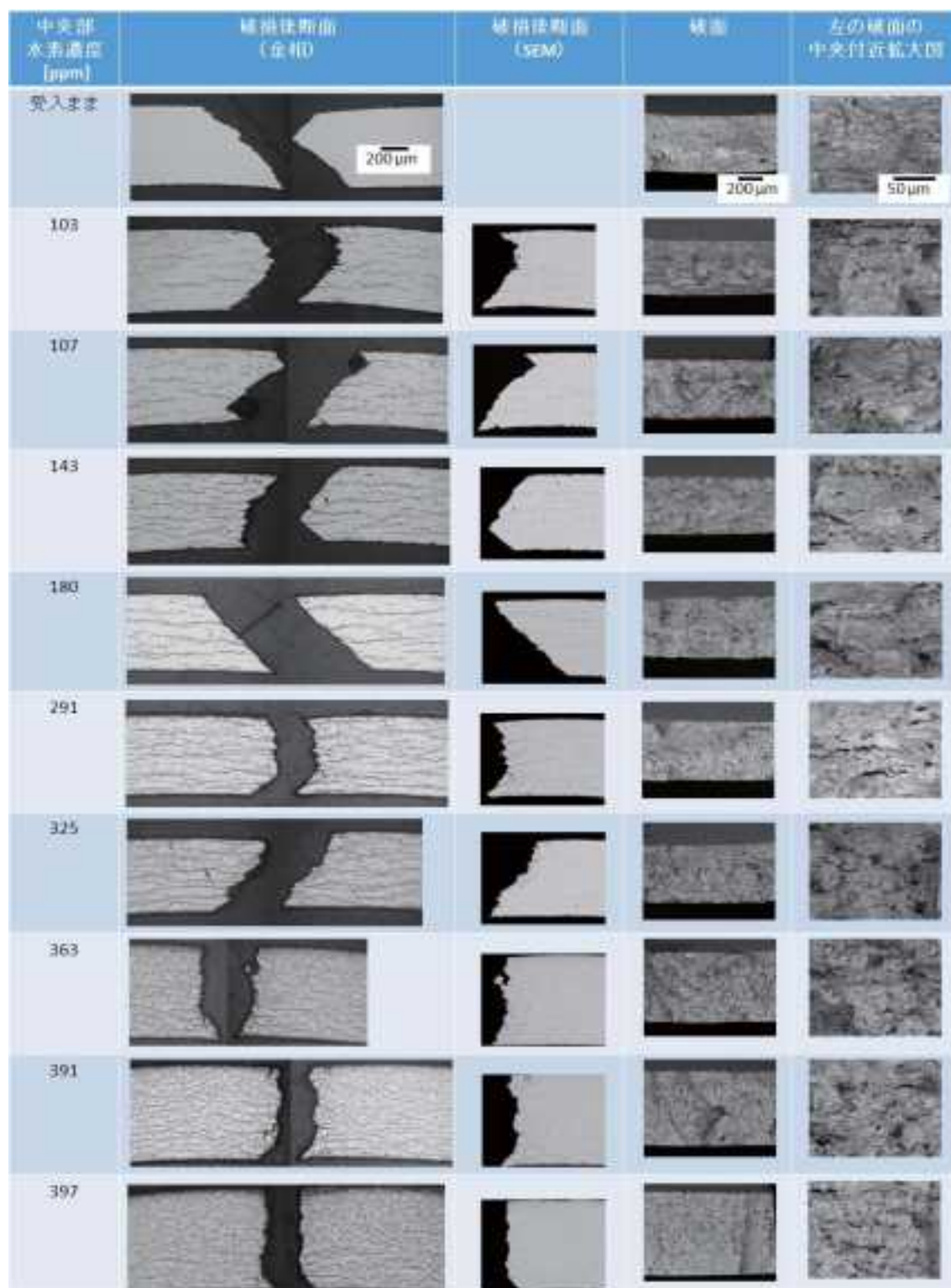


図 4.3.4-10-3 受入まま試料及び水素吸収させた試料 (Q 値 : 4) の試験後断面

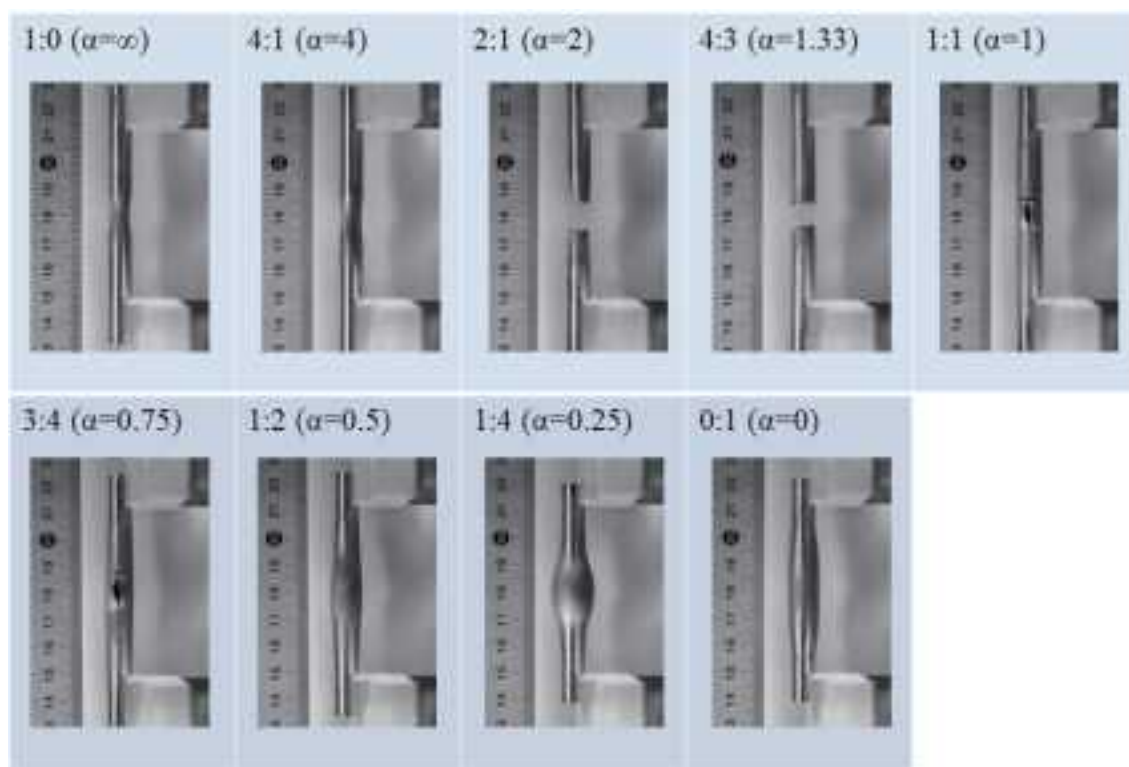
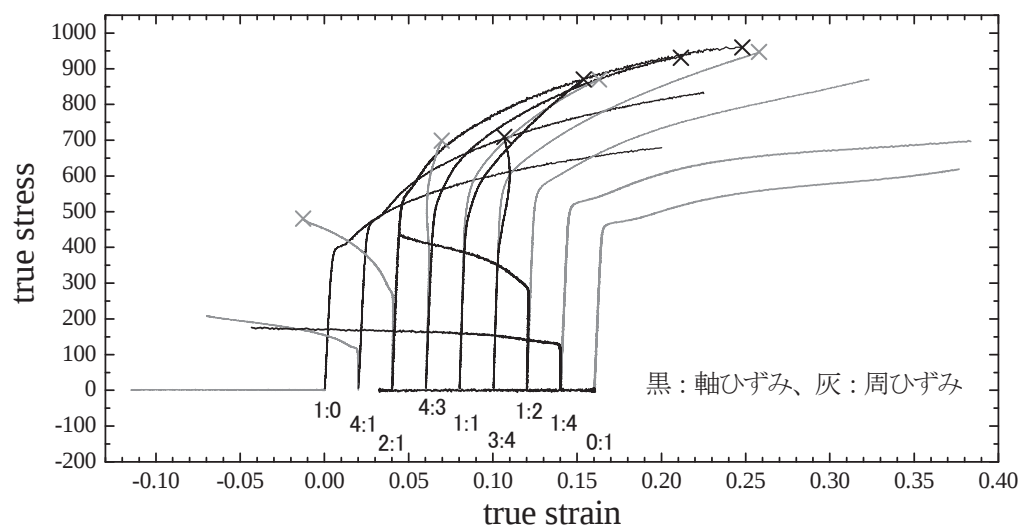
図 4.3.4-11 ZrO₂ 被覆管の試験後外観(RX 材)

図 4.3.4-12 真応力と真ひずみの関係(RX 材)

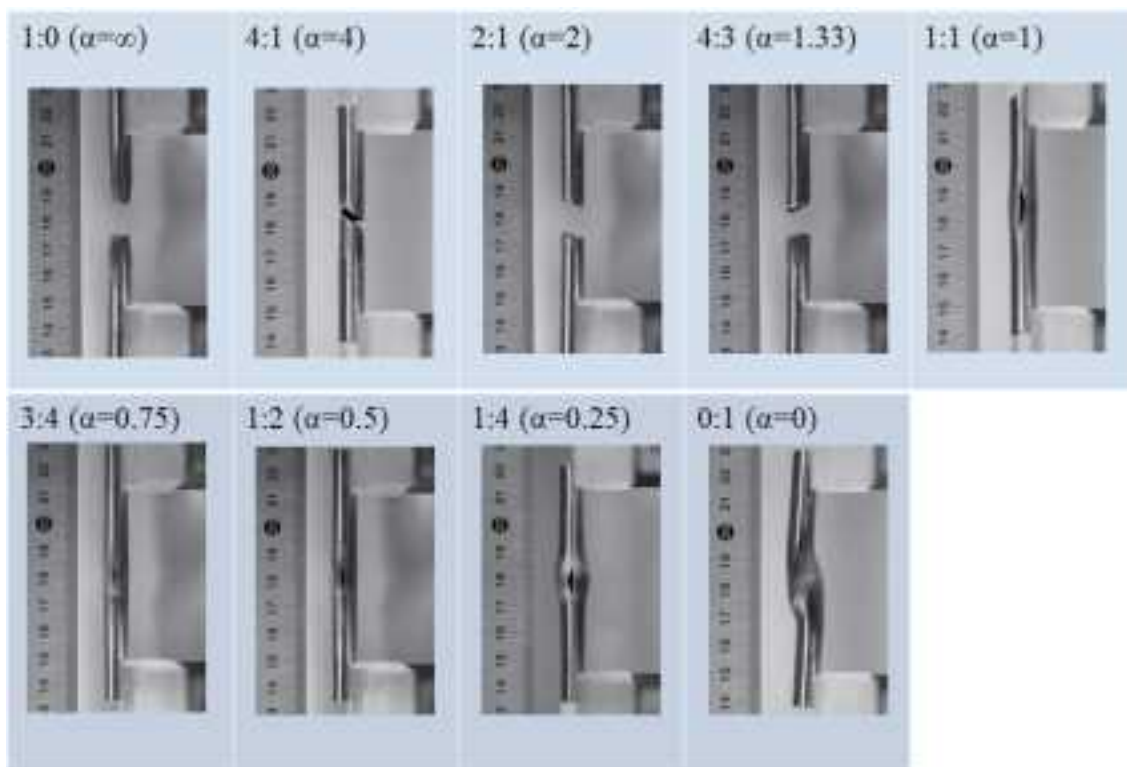


図 4.3.4-13 Zry-4 被覆管の試験後外観(SR 材)

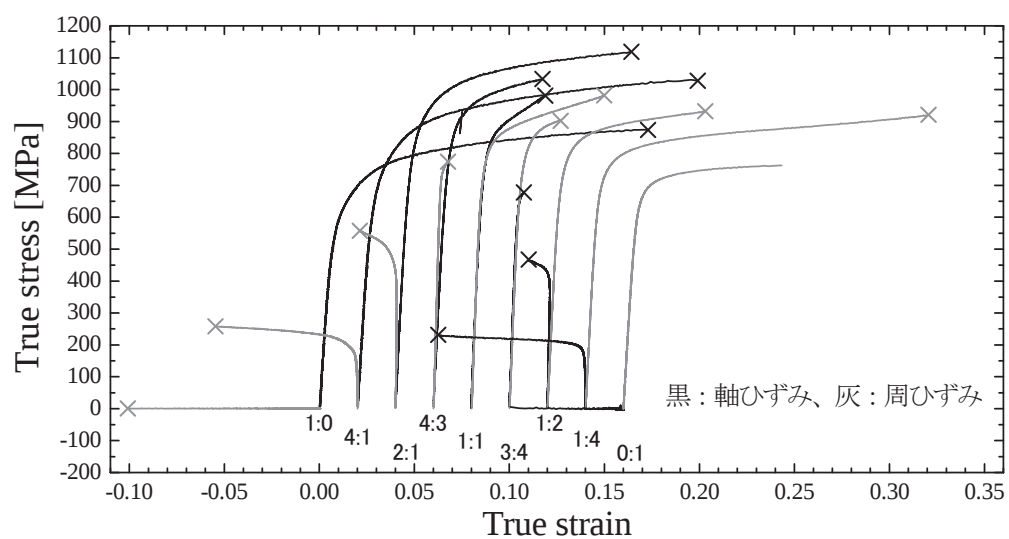


図 4.3.4-14 真応力と真ひずみの関係(SR 材)

4.3.5 RIA 試験のまとめ

本年度は、高燃焼度改良型 PWR 燃料（燃焼度 80 GWd/t）を対象とした高温 RIA 実験 VA-9 及び高燃焼度改良型 BWR 燃料（燃焼度 64 GWd/t）を対象とした室温 RIA 実験 OS-1 の実施に向けた準備として、燃料セグメント切断、燃料検査、レファレンス試験、更に実験カプセルと共に用いる治具及び計装類の製作、調整を進めた。

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 実験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、FP ガス放出、燃料微粒子化、放出挙動等について以下の知見を得た。

- 破損した VA-6 燃料（M-MDA 再結晶焼鈍材被覆管）の被覆管破面観察では、照射条件が等しい VA-5（M-MDA 応力除去焼鈍材被覆管）や従来の他の PWR 燃料被覆管破面と同様、被覆管母材の延性的な破断を示すディンプルが肉厚方向のほぼ全域で確認された。一方他の PWR 燃料被覆管破面では見られない、ディンプルの存在しない平滑な領域も全ての視野内で散在していることから、径方向に配向した水素化物の影響を受け形成した破面と考えられる。
- VA-5 実験後の実験カプセルカバーガス組成分析及び質量分析に基づき、VA-5 実験燃料のパルス照射時 FP ガス放出率は約 31%と評価された。
- VA-6 実験燃料破損時に放出された燃料ペレット粒子に占める直径 32mm 以下の粒子の割合は 4 割超と大きく、同じ燃料仕様、照射履歴、RIA 試験条件の下で破損した VA-5 実験（約 15%）を有意に上回った。両実験燃料のペレットは試験直前時点ではほぼ同一に近い状態であったと考えられること、破損エンタルピーには有意な差が生じていることから、PCMI 破損限界の差が破損時の FP ガスバブル温度、冷却水と接触した時点の燃料温度等の違いを介して放出燃料の微粒子化挙動に影響したものと考えられる。

機械特性試験では、再結晶焼鈍 Zry-4 被覆管材に水素を吸収させ作成した試料を多軸応力負荷試験に供し、RIA 時に想定される多軸応力条件の下で生じる被覆管の破損挙動に及ぼす析出水素化物の影響を評価した。被覆管試料の破断時周方向ひずみは水素濃度約 300 wtppm 以上の範囲で濃度増加に伴い急激に低下する等、異なる応力条件下で行われた先行研究の結果とは異なる傾向を示し、径方向水素化物の濃度、分布等に対する被覆管破損限界の感度が、応力条件により変化する可能性が示唆された。

4.4 RIA 試験解析

4.4.1 解析の概要

改良型 PWR 及び BWR 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、平成 25 年度事業で実施した VA-5 実験及び現在計画中の LS-5 実験を解析の対象とした。解析対象実験の主要な条件を表 4.4-1 に示す。

VA-5 実験の予備解析については昨年度までに実施・報告済であるが⁽²⁾、前回の解析以降 RANNS コードや FEMAXI-7 コードにバグフィックス、パラメータセットの修正が行われていること、ベース照射で想定する被覆管酸化速度の根拠となるパルス試験直前の被覆管表面酸化膜厚さのデータが得られたこと、パルス照射時の炉心出力データに基づき試験燃料棒内線出力履歴データを更新したこと、解析結果と比較可能な破損時エンタルピーが評価されたこと等を受け、再解析を実施した。LS-5 実験は、UO₂-BWR 燃料の室温大気圧条件実験となる。同燃料の 91 GWd/tU という燃焼度は、LS 実験シリーズだけでなくこれまでに行われた NSRR 実験の最高燃焼度 84 GWd/tU (GR-1 実験)を上回って最も大きな値であり、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変化挙動の変化が注目される。

4.4.2 FEMAXI-7/RANNS 解析の方法

(1) VA-5、LS-5 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 36 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 8 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。Zr ライナー付き被覆管の場合は金属層の内側に Zr ライナー層リング要素が設けられ、本年度の解析では LS-5 燃料がこれに該当する。内面酸化膜は取り扱わない。

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、軸方向セグメントの分割は行っていない。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⁽³⁾を指定した。また RIA 試験時の FP ガス

放出モデルについては、表 4.4-4 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や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。

(2) 解析手順

まず、それぞれの燃料棒の初期仕様及びベース照射が行われた各原子炉における照射履歴等を入力として、FEMAXI-7⁽³⁾による解析を行った。この解析により、照射によって燃料の各要素に生じる変化（被覆管、燃料ペレットの寸法変化、FP ガスの移行、被覆管水側酸化など）が得られる。これらベース照射後の燃料状態に関する情報をファイル化し、RANNS コードへ入力の一部として与えることにより、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⁽⁴⁾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 3 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、VA-5、LS-5 についてそれぞれ ICORRO=8、9（それぞれ ZIRLO 合金、Zircaloy-2 合金向けのモデル）とした。ここで VA-5 については、今年度新たに得られた実験燃料棒の外径と酸化膜厚さの測定結果を再現するよう、RCORRO ICORRO で指定した腐食モデルで決まる腐食速度に対する補正係数）と SWSLD（照射に伴う燃料ペレットの固体スェリング速度に対する補正係数）を調整した（RCORRO = 0.47967、SWSLD = 1.1732）。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。照射条件については、VA-5 において照射前半に線出力レベルが高く、後半に低くなっている。また、LS-5 では VA-5 より比較的低い線出力レベルではあるが、VA-5 同様照射前半に線出力レベルが高く、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。

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。VA-5 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 1200～1300 °C 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 °C を大きく下回る。比較的線出力の低い LS-5 では、照射初期に約 1000 °C に達するものの、後半は 700 °C 前後で推移している。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、VA-5 でそれぞれ 30 μm 及び 200 wtppm、LS-5 でそれぞれ 33 μm 及び 370 wtppm 程度と評価された。なお LS-5 の水素吸収量が燃焼度約 70 GWd/tU 以上プラトーを示しているのは、解析実施者によるカットオフである。この燃焼度以上の範囲ではモデルの適用可能範囲（実験データとの比較により検証されている範囲）を超えており、そのまま外挿して用いることは明らかに不適切である（水素濃度が数千 wtppm に達する）と判断されたことによる。

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、VA-5、LS-5 でそれぞれ約 10 GWd/tU、約 40 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は VA-5、LS-5 でそれぞれ 50 GWd/tU、60 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。VA-5 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。照射期間後半に拡大する被覆管外径変位の差（図 4.4-10）は、主としてスウェリング速度の差による（SWSLD の設定により VA-5 で大）。

FP ガス放出率については、VA-5 で約 10%、LS-5 で約 4.5%と評価された（図 4.4-11）。VA-5 では特に線出力レベルが高い第 1 サイクルの後半に FP ガス放出が生じている（図 4.4-4、11、13）。LS-5 は EOL で燃焼度が 91 GWd/tU に達するものの、全体に線出力が低く、ペレット温度が低いレベルで推移した結果、FP ガス放出率は 4.5%と VA-5 を下回っている。逆に燃焼度の違いが強く表れているのは FP ガスがリムポアへの移行率であり、ベース照射終了時点で VA-5 では約 20%、LS-5 では約 35%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、VA-5 では約 5%、LS-5 では約 6%と評価された。これらの値は高燃焼度燃料を対象とした最近の RIA 試験時における平均的な FP ガス放出率に比べて小さいことから、本解析で採用した FGR モデルによる粒界への FP ガス移行量が過小評価となっている可能性がある。

4.4.4 RIA 試験解析結果

ベース照射解析により得られた RIA 試験直前の燃料状態を入力として、RIA 模擬実験 VA-5、LS-5 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。VA-5 の線出力は実験実施時に記録された NSRR 原子炉出力履歴に、また LS-5 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、それぞれ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。同図で線出力ピーク時刻に 25 ms 程度のずれがあるのは、線出力算出に用いて炉出力履歴が実測データであるか、予測モデルにより生成された履歴データであるかの違いによる。換算係数の評価は以下の方法により行っている。実験燃料の質量分析で得られた U 及び Pu 中に占める核分裂性同位体 (U235、Pu239、Pu241) の割合 (fissile 比)、VA-5、LS-5 についてそれぞれ 0.0137、0.00642 を用いて、中性子スペクトルを調整した燃焼計算 (SWAT コード⁽⁵⁾) 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⁽⁶⁾ 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。VA-5 実験と LS-5 実験では、LS-5 実験の線出力レベルが VA-5 実験にくらべ 40% 程度低い (図 4.4-15)。これは VA-5 燃料の到達燃焼度が LS-5 燃料よりも低いこと、VA-5 燃料の初期濃縮度が LS-5 燃料よりも高いことに加え、fissile 比に表れているように、LS-5 燃料が比較的低いボイド率下でのベース照射を経たことによると考えられる。

解析により得られた燃料ペレットエンタルピー、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 J 積分値、JC 値、J 積分値/JC 比、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 4.4-16～31 に示す。

VA-5、LS-5 実験における燃料ペレットエンタルピー (径方向平均値) の到達最大値はそれぞれ約 550 J/g、300 J/g となった (図 4.4-16)。燃料ペレット温度の推移 (図 4.4-17) は燃料エンタルピーの大小関係に沿ったものとなっており、到達最大値は VA-5 の中心部で 1550 °C 程度、LS-5 の中心部で 900 °C、VA-5 の外周部で 2000 °C、LS-5 の外周部で 1300 °C 程度である。被覆管表面温度については、VA-5 で 700 °C 程度まで、LS-5 では 350 °C 程度まで上昇している (図 4.4-21)。PCMI 破損挙動に影響を与えるパルス直後の被覆管内温度推移について、VA-5 及び LS-5 の温度の差は、主にパルスの線出力の差によるものである (図 4.4-20)。被覆管表面温度は PC ギャップの推移に影響している (図 4.4-18)。VA-5 において初めの 1 秒程度の PC ギャップは、被覆管の熱膨張によるものであり、それ以後の PC ギャップは、ペレット部で温度が下がり熱的に収縮する一方、被覆管部には PCMI 負荷により生じた塑性変形が残るため、ギャップが拡大したものと考えられる。PCMI 負荷時に生じる被覆管の塑性変形 (図 4.4-24) の大きい VA-5 で PC ギャップの開口が大きい。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るため、被覆管初期温度の影響が大きく、共に室温実験である VA-5 と LS-5 は近い値を取る (図 4.4-19)。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 VA-5 で約 2.0%、LS-5 で約 1.0%、塑性ひずみにして VA-5 で約 1.2%、LS-5 で 0.35%程度と予測される（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 VA-5 で約 1.4%、LS-5 で約 1.15%と予測された（図 4.4-23）。RIA 試験時の FP ガス追加放出率は VA-5、LS-5 でそれぞれ約 23%、24%と予測された（図 4.4-25）。なお照射後試験により VA-5 実験の FP ガス放出率は 31%と評価されており、解析は約 10%と有意な過小評価となった。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。VA-5 ではプレナム圧力が 4 MPa に達し、安定な膜沸騰の発生も予測されている（図 4.4-26）が、燃料棒内ガス圧上昇はひずみに有意な影響を及ぼしていない。VA-5 実験で燃料は PCMI により破損したため、ガス圧による変形について比較することは出来なかった。

J 積分に基づく破損限界評価式⁽⁷⁾により PCMI 破損発生の可能性を検討した（図 4.4-27～29）。PCMI フェーズにおける J 積分値の破損しきい値 J_c に対する比が VA-5 では約 255 ms を超えた時点で破損発生の基準となる 1.0 を上回るため、PCMI 破損が発生すると予測された。この結果は破損時エンタルピー約 300 J/g（約 70 cal/g）に対応し、実験結果とほぼ一致した。LS-5 燃料の被覆管は再結晶焼鈍材であるため、水素化物の配向挙動がモデルの想定と異なる可能性が大きく、J 積分値の評価は有意ではない。この再結晶材被覆管については、被覆管に破損が生じる塑性ひずみと被覆管水素濃度及び被覆管平均温度の関係について簡易的に整理した FRAPTRAN1.4 モデル⁽⁸⁾を用いて破損の可能性を検討した。図 4.4-31 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。VA-5 は、263 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 4.4-30）、同モデルの適用上限を超えた結果、図 4.4-31 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約 255 ms に 1.2%に達し（図 4.4-24）、破損しきい値となる 1.0%（図 4.4-31）より大きくなるので、同モデルにおいて破損が予測されるケースと言える。LS-5 の肉厚中央部塑性ひずみは 0.5%以下に留まっており（図 4.4-24）、一方破損に至る塑性ひずみが 0.6%以上で推移していることから、同モデルによれば非破損が予測されるケースと言える。なお LS-5 燃料については、上述の通り水素吸収モデルの適用限界から約 70 GWd/tU で水素吸収量をカットオフしており、同燃料の水素吸収挙動が水素吸収モデルに代表される高燃焼度 BWR 燃料の平均的なものであれば、RIA 試験に供される燃料セグメントの水素吸収量は本解析の想定を上回っている可能性が大きい。この点と FRAPTRAN1.4 モデルの予測結果を考慮すれば、LS-5 実験で燃料破損が生じる可能性については、酸化膜厚さだけでなく、水素分析結果を待つて慎重に判断すべきと考えられる。

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 の解析

VA-5 実験では、燃料破損時刻の過渡計測データから、破損に伴う圧力波と水撃力の発生が確認された。燃料コードである RANNS では、冷却材については軸方向一次元の系で質量、エンタルピの平衡を扱う非常に簡易的なモデルを採用しており、圧力波や水撃等の動的な流体力学挙動を取り扱うことは出来ない。そこで本解析では、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⁽⁹⁾を RIA 試験条件に適用し、VA-5 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ー換算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 JASMINE コードによる燃料破損後の現象解析は、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、現象解明に資するとともに、機械的エネルギー換算係数の最適評価手法として応用、規制判断に活用することで、事故時安全評価の説明性、合理性向上が期待される。

(1) VA-5 実験の JASMINE 解析モデル

図 4.4-32 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 4.4-32 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。

JASMINE による水蒸気爆発の計算は、まず溶融燃料の水中での移動や水との混合を扱う粗混合過程のシミュレーションを行い、その後水蒸気爆発が想定される（ユーザにより指定された）時刻からのリスタート計算の形で、燃料粒子からの急激な伝熱とこれに伴う圧力波の発生（水蒸気爆発）を扱う細粒化過程の計算を実施する、2つのステップから成る。本解析の対象である VA-5 実験を始めとする高燃焼度燃料実験では、到達最大燃料エンタルピのレベルから、燃料ペレットが融点には至らないと判断され、JASMINE コード本来の用途では重要な役割を担う粗混合過程のシミュレーションは解析結果に何ら影響を与えない一方、コードの設計上これを省略して解析を実行することは出来ない。そこで粗混合過程については極短い時間区間についてのみ計算を行い、直ちに細粒化過程の計算に引き継ぐものとした。即ち具体的な解析の手順は以下の通りである。

- a. 初期場を生成させる目的から、粗混合過程を時刻 $1.0\text{e-}4\text{ s}$ 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

上述の通り、粗混合過程の時間区間は解析上意味を持たず、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が問題となる。本解析では、VA-5 実験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 4.4-32 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、等の現象が起これと考えられるが、これらについては無視している。

VA-5 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いえない。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、前節までに示した VA-5 実験の RANNS コードによる解析結果から、燃料エンタルピー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ー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。解析に使用した JASMINE 固有の物性値一式を表 4.4-7 に示す。

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 VA-5 実験の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) JASMINE による RIA 試験解析の考え方と感度解析ケースの決定

JASMINE コード本来の解析対象である所の、熔融燃料の水中への落下に伴う水蒸気爆発の様な現象においては、水と混合状態となった熔融物を圧力波が通過することにより引き起こされる熔融物の細粒化（トリガリング）と、細粒化によって起こる燃料/水間の急激な伝熱速度増大による

圧力波の増幅が極めて短い時間の間に重畳する過程を経て、振幅の大きな圧力波を形成するに至ると考えられ、水塊の発生もまた燃料からの急速な伝熱による蒸気の発生に起因する現象であることを考えれば、圧力波と水塊発生は密接に関連した一体の現象であり、両者を切り離して取り扱うことは明らかに不適切である。一方、本解析の対象は、PCMI 破損によって冷却水中に高燃焼度燃料が放出された際に生じる現象であり、燃料エンタルピー評価値によれば、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、上記の典型的な水蒸気爆発とは大きく異なる。従来、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は、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と考えられること、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と考えられること、更に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こと、等の考察及び実験的検証が加えられてきた⁽¹⁰⁾。これらの議論が妥当であるとする、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としても、現実的な入力条件の範囲内で実験結果を再現できる筈である。

以上の考察に基づいて決定した JASMINE による感度解析ケースの一覧を表 4.4-8 に示す。解析ケースは、主に試験カプセル下部の液相中に配置した圧力センサにより検出された一次ピーク圧力波の解析を目的とした caseP1～caseP4 と、主に水隕速度計で検出された水位上昇の解析を目的とした caseW1～caseW4 との 2 つのグループから成る。

caseP のグループでは、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。caseP2 では、RANNS 解析により算出された PCMI 応力のピーク値を参照し、これに相当するガス圧を初期圧力として設定する。この解析条件は、FP ガスは caseP1 同様破損前に燃料から全て放出されるものの、PCMI に起因する流路閉塞等によりガスはプレナム部へ移行することができず、PC ギャップ等燃料スタック部の狭い空間に閉じこめられていた、との仮定に相当する。ガスが存在した空間の破損直前の体積を正確に見積もる事は困難であり、また体積を小さく取れば圧力はそれに応じて大きくなる。一方、ガスの体積の見積とは直接関係しない制約条件として、

現実にはガス圧が被覆管の降伏をもたらすほどに大きくなった場合には、その圧力レベルは被覆管の塑性変形によって直ちに低下する、即ち被覆管の降伏限界に相当する圧力がガス圧の上限を決める要素の一つと考えられることから、caseP2 は、破損前に FP ガス放出が完了した場合に、ガス圧が取り得る最大値を想定したケースと言える。caseP3 と P4 は、このような被覆管の機械的強度による制限を超えて、更に破損時点のガス圧が高かったケースを想定している。上述したように、破損前に既に燃料からの FP ガス放出が完了していた場合には、被覆管の降伏限界を上回る圧力を想定することは現実的ではないが、FP ガスの放出が破損時点まで殆ど起こらず、PCMI 破損時点で被覆管の拘束力が失われたことで燃料の粒界分離とこれに伴う FP ガス放出が生じた場合には、破損の瞬間におけるガスの自由体積はほぼ破損直前（粒界分離直前）の粒界ガスバブル体積に相当すると考えられ、極めて短い時間区間ではあるが、被覆管の降伏限界を上回る圧力のガスが冷却材と接触した可能性が考えられる。caseP3 は、Noirot らの燃料挙動解析の結果の一部として、燃焼度 60 GWd/tU の燃料ペレットで室温時 100 MPa 程度の粒界ガスバブル圧が報告されている⁽¹¹⁾ ことを参考とし、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 100 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 300 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ことが分る。caseP3 の条件は、燃料の粒界分離により解放された FP ガスがその時点の圧力、体積を保持したまま全て冷却材と接触することを仮定していることに相当する。しかしながら、PCMI 破損とほぼ同時に燃料の粒界分離が発生した場合、この時点で燃料の殆どは被覆管に包まれており、ある周方向に発生した開口部でのみ冷却材と接触した状態が想定される。燃料は粒界分離により既に完全に細粒化しているとしても、粒界バブルから解放されたガスの殆どは、粒界分離により生じた燃料の微小な間隙を通過して冷却材領域へと向かっていく過程を経るとも考えられ、この場合には冷却材との接触前にある程度の体積増加、圧力低下が生じることになる。caseP4 で設定した想定した燃料スタックの 1% という値は、ペレットスタック部の自由体積から PC ギャップを除いた、ディッシュ・チャンファ等が占める体積に相当するオーダーであり、高燃焼度燃料のベース照射中に生じる PC ギャップ閉塞後も燃料スタック部に残存する自由体積の割合を近似したものである。

caseW のグループは、水塊の上昇挙動に及ぼす燃料/水相互作用の寄与を調べるため、燃料/水間の伝熱モデルのみ変更した 4 ケースより成る。JASMINE コードは 1 ケースにつき複数種類の粒子群の設定が可能であり、例えば VA-5 実験照射後試験で得られた放出燃料粒子の篩分結果（燃料粒子径の度数分布）を反映した入力を行うことも機能上は可能である。しかし後述する様に、現在の JASMINE コードに備わった伝熱モデルの下では、分布を有する照射後試験データを適用することによって精度が向上し、演繹的な解析が可能となる訳ではなく、徒に解釈を複雑・困難にするのみであると判断されたため、ここでは単純に、単一の粒径（50 μm ）を有する燃料粒子の群が冷却材中に放出されると近似した。caseW4 では、伝熱モデルは相関式等に拠らず人工的な関数とし、VA-5 実験で計測された水位の履歴を再現する様な燃料/水間伝熱速度の推移を決定した。従っ

てこのケースでは粒径の大小に応じた伝熱面積の増減等伝熱モデルに本来含まれる過程は無視しており、燃料粒子径の情報は実質的に意味を持たない。

JASMINE の最終的な入力ファイルの例を図 4.4-33 に示す。上述の感度解析ケース caseW グループ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_ckeivrg、prnf_cvicrg 等を除き、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。

(2) JASMINE による VA-5 実験の解析結果

解析ケース caseP1 における冷却材圧力分布の時間推移を図 4.4-34 に示す。同図は解析開始（破損時刻）から 0.75 ms までの試験容器内圧力の変化を、各経過時間における圧力空間分布の等高線図表示により示したものである。図中、初期状態で放出ガスの周囲に分布している青い点群は燃料棒から放出された燃料ペレット粒子群の位置を表わすが、caseP1 では全て 300 K であるため解析上は意味を持たない。燃料スタック中央位置で発生した高圧領域は、瞬時に試験容器内壁に達し (0.0~0.06 ms)、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 (0.06~0.15 ms)。0.15 ms 付近で上側では水面に、下側では壁面に到達し、それぞれ反射されて体系中央に向かう

(0.15~0.24 ms)。0.12~0.21 ms で体系の右上に不連続な低圧領域が見えるのは、試験容器の内径が上部でやや小さい設計となっていることを反映し、解析から除外されている為である（図 4.4-32 参照）。試験容器下部では壁面での反射により圧力波高が上部に比べて高い状態で推移しており、燃料棒の下方に配置した圧力センサ（図 4.4-32 参照）による測定値はこの影響を受けていると考えられる。caseP3~P4 についても、波高が異なる点を除けば、定性的な挙動は P1 と同様であった。

解析ケース caseP1~P4 における圧力センサ位置での冷却材圧力時間推移を図 4.4-35 に示す。図中で凡例”Measured”は、下部圧力センサによる過渡計測で得られた VA-5 実験時の圧力信号に対応する。また凡例”Vfree=4cc”、”Pmax=pcmi”、”Pinit=100mpa”、“Vfree=1pct”はそれぞれ caseP1~P4 に対応する。なお下部圧力センサの位置とは、図 4.4-32 に示したとおり燃料スタック中央部から 11.6 cm 下方、径方向中央のメッシュに相当する。解析値ではいずれも 2 つのピークが表れており、これは圧力波が、試験容器下部壁面での反射の前後の非常に短い時間区間の間にセンサ位置を 2 度通過することを示している。圧力ピークの実測値は、ピーク値周辺の増減をノイズと解釈しても 8 MPa 程度には到達しているのに対し、解析で得られたピーク値は最も大きかった caseP3 でも 7 MPa であった。但し caseP3 と caseP4 の圧力を決定しているのは、室温時の粒界ガスバブルに相当する初期圧力や燃料スタック中で照射末期に残存するペレットの空隙等、不確実さの大きい入力条件であり、この点を考慮すれば、放出された FP ガスが全て破損の瞬間に燃料中のガスバブルから解放されたとする caseP3 及び caseP4 の極端な仮定が、実測と矛盾しない結果を与えたと解釈すべきである。一方 caseP1 と caseP2 については、プレナム体積や被覆管の降伏限界等比較的不確実さの小さいと思われる入力条件に基づいて圧力が決定しているが、実測値より有意に低い圧力ピーク値を与えている。この結果は、PCMI 破損が発生するまでに全ての FP ガス放出が完了していると仮定した場合、実測された圧力ピーク値を再現することは困難であること、従ってこのような FP ガス放出挙動の仮定は、VA-5 実験の燃料挙動には当てはまらないことを示している。以

上の解析結果より、VA-5 実験の FP ガス放出は、PCMI 破損に伴い被覆管拘束力の急激な低下に誘発された燃料の粒界分離により、瞬時に生じたこと、またこのような理解に立てば、燃料/水相互作用の寄与が非常に小さいとしても、観測された圧力波を説明できることが示唆された。

解析ケース caseP1～P4 における冷却材水位の時間推移を図 4.4-36 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 VA-5 実験時の水位上昇履歴データに対応する。入力条件の違いによらず、解析で得られた水位上昇の度合は実測値に比べて遥かに小さく、冷却水中に解放された FP ガスの体積膨張の効果のみでは水塊発生を説明できないことが明らかである。

次に、水塊の上昇挙動に及ぼす燃料/水相互作用の寄与を調べるため、燃料/水間の伝熱モデルの感度を調べた解析ケース caseW1～W4 における冷却材水位の時間推移を図 4.4-37 に示す。凡例”FB-hcoef-01”、”FB-hcoef-10”、”FB-hcoef-50”、”explosion_{mod}”はそれぞれ caseW1～W4 に対応する。また同図の水位履歴をスムージングし、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。caseW1～W3 は JASMINE の標準的な膜沸騰伝熱モデル (Liu-Theofanous の相関式) をベースとしており、W1、W2、W3 の順にスケーリングファクタを大きく取っている。定性的に予想されるとおり、W1、W2、W3 とスケーリングファクタが大きくなるにつれ、燃料から水への伝熱速度に従って蒸気発生速度も大きくなり、水位上昇速度の増加につながっているが、50 倍と非現実的なスケーリングファクタを仮定した caseW3 でも、実測された水位上昇速度を再現するには至っていない。caseW3 において、破損時刻に燃料粒子が有していた熱的なエネルギーは図の 0.264 s 時点で殆どが失われている。即ち系の平均的な伝熱速度自体は既に十分大きいと考えられるにもかかわらず、水位上昇が実測値を有意に下回る主な原因は、採用したモデルの伝熱様式があくまで膜沸騰であり、算出された熱流束の殆どは水の液相に吸収される解析となっているためであると考えられる。現実の燃料/水相互作用では、水と接触した燃料粒子の伝熱が直ちに膜沸騰モードへ移行するとしても、粒子を覆う蒸気膜の形成には大量の蒸気発生を要する筈であるが、JASMINE ではこのような膜沸騰に至る過渡を直接取り扱うことは出来ない。更に、圧力センサ位置での冷却材圧力時間推移 (図 4.4-39) を調べると、caseW3 のピーク圧力は既に実測値を上回っている。燃料/水相互作用に伴う圧力波の発生/増幅の度合は実質的に蒸気発生速度により決まるので、この結果は、現在の試験体系のモデリングでは、仮に膜沸騰までの過渡を取り扱えたとしても、その場合には更に大きくなった蒸気発生速度により実測値を有意に上回る圧力ピークも併せて生じることが予想され、観測と整合する解析結果は結局得られないものと考えられる。以上の問題を回避するために計算条件を再検討した caseW4 では、前ケースの条件に主として 2 点の変更を加えた。第一に、VA-5 実験燃料の最大エンタルピーに相当する熱量でも水塊発生に十分な蒸気が発生するよう、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ーの割合) をパラメータとして扱うこととし、このような取り扱いが可能な水蒸気爆発時伝熱モデルを選択した。蒸気発生効率をパラメータとするのは JASMINE の水蒸気爆発時伝熱モデル本来の手法であり、デフォルトの蒸気発生効率としては 0.7 が与えられている。この変更により、実測された水位上昇速度を再現するのに十分な蒸気発生速度が得られるが、上述した様に、同時に圧力波も過大となる。そこで第二に、燃料/水間の伝熱速度の時間履歴を調整する目的で、水蒸気

爆発時伝熱モデルの表式を修正して用いた。これは、実測された水塊上昇の時間スケールは圧力波に比べて一桁以上大きい 10 ms のオーダーであることを考慮し、caseW3 等に比べピーク値としては小さく且つ 10 ms 程度の時間区間に亘りある程度の蒸気発生率が維持される様な条件、即ちより時間的に平坦な伝熱速度の履歴を適用することで、過大な圧力波発生回避と実測された水位上昇速度の再現を企図したものである。図 4.4-37～39 から、調整された伝熱速度履歴を適用した caseW4 により、水位と圧力双方の実測データに整合する解析結果が得られていることが分かる。caseW1～W4 で見られた計算条件変更による実測値再現性の改善は、高温状態の燃料粒子を解析開始時点で同時に体系に配置する本解析の単純な近似方法では、物理的に妥当な伝熱相関式を用いると解析開始時点に伝熱速度の大きなピークが生じることが避けられないのに対して、現実の燃料破損時には放出された燃料粒子は当初同時に放出される F P ガス気泡に包まれて冷却水とは遮断されており、その後ガス気泡の膨張や分離の進行に律速される形で水との接触面積増大が進むという、モデリングと実際の現象との乖離に対応した変化であると考えられる。

解析ケース caseW4 における冷却材ボイド率分布の時間推移を図 4.4-40 に示す。上述した様に、caseW4 は水位上昇履歴の実測データを出来る限り再現できるよう、燃料粒子から水への伝熱速度を調整したケースであるため、同図は逆解析の結果と言える。体系上部では試験部容器内径が小さくなっている点を考慮しているため、図 4.4-34 と同様、各図の上部右端のメッシュは壁面と同様の扱いである。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 前後で下降に転じている。圧力波同様水塊も軸方向にほぼ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。

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 VA-5、LS-5 実験のシミュレーション、並びに JASMINE コードによる VA-5 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。

- VA-5、LS-5 の燃料エンタルピー最大値はそれぞれ約 550 J/g、300 J/g となる。
- 被覆管表面温度は VA-5 で約 700 °C、LS-5 では約 350 °C に達する。
- 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 VA-5 で約 2.0%、LS-5 で約 1.0%、塑性ひずみにして VA-5 で約 1.2%、LS-5 で約 0.35% 程度となる。
- FP ガス放出率は VA-5、LS-5 でそれぞれ約 23%、24% となる。VA-5 実験については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。
- VA-5 では破損時エンタルピーが約 300 J/g で PCMI 破損が生じると予測され、この解析結果は実験結果にほぼ一致した。LS-5 は、FRAPTRAN1.4 モデルにより、PCMI 破損限界には至らないと予測されるが、リファレンス試料の水素分析結果によっては結果が変化する。
- 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。

- VA-5 実験の FP ガス放出は、PCMI 破損に伴い被覆管拘束力の急激な低下に誘発された燃料の粒界分離により、瞬時に生じたと仮定した場合、燃料/水相互作用の寄与が非常に小さいとしても、観測された圧力波を説明できる。
- 燃料破損時には、放出された燃料粒子は当初同時に放出される F P ガス気泡に包まれて冷却水とは遮断されており、その後ガス気泡の膨張や分離の進行に律速される形で水との接触面積増大が進むため、燃料-水間の熱流束のピークは温度差が最大となる破損直後には表れないと考えられる。
- 燃料/水間の熱的相互作用によって発生する水塊は、熱源となる燃料粒子群を中心に蒸気の塊とともに形成した後、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 前後で下降に転じる。圧力波同様水塊も軸方向にほぼ一次的な動きを示し、容器内の水の約半分が一体となって上下に運動する。

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	VA-5	81	UO ₂ 燃料 バンデロス炉照射 外面酸化膜約 30 μm 17×17type M-MDA(SR)	室温大気圧条件、 M-MDA 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
BWR	LS-5	91	UO ₂ 燃料 ライプシュタット炉照射 10×10type Zry-2	室温大気圧条件、 高燃焼度 BWR 燃料の FP ガス放出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 ⁽³⁾
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	10	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

表 4.4-3 ベース照射解析の主要な計算条件（概略値）

項 目	単位	VA-5	LS-5
試験部燃焼度	(MWd/tU)	81000	91000
燃料棒			
燃料有効長	(cm)	11.7	12.0
上部プレナム容積	(cm ³)	0.28	0.28
下部プレナム容積	(cm ³)	0.0	0.0
初期ガス圧力	(MPa)	2.4	0.8
初期ガス組成	—	He	He
冷却材			
入口温度	(K)	565	550
圧力	(MPa)	15.5	7.4
流速	(m/s)	4.5	2.1
流路断面積	(cm ²)	0.88	0.24
燃焼後冷却期間			
冷却期間	(day)	2447	3060

表 4.4-4 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 ⁽⁷⁾
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	3×10^{22} atoms/(s MPa ^{0.5})	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

表 4.4-5 解析に反映した RIA 試験条件

項 目	単位	VA-5	LS-5
燃料棒			
初期ガス圧力	(MPa)	0.1	0.1
初期ガス組成	—	He 100%	He 100%
冷却材			
入口温度	(℃)	293.10	293.10
圧力	(MPa)	0.1	0.1
流速	(m/s)	0.01	0.01
流路断面積	(cm ²)	112.0	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 解析で使用する JASMINE コード固有の物性値

Variable name	Value	説明
tmelt	2840.0	溶融物融点[K]
tsoli	2830.0	溶融物固相線温度[K]
tliqu	2850.0	溶融物液相線温度[K]
rhosol	10960.0	固相密度[kg/m ³]
Rholiq	10960.0	液相密度[kg/m ³]*
Cpsol	362.8	固相比熱[J/kg/K]
Cpliq	362.8	液相比熱[J/kg/K]*
Lheat	0.362e+6	凝固潜熱[J/kg]
Lamsol	1.816	固相熱伝導率[W/m/K]
Lamliq	1.816	液相熱伝導率[W/m/K]*
viscmm	4.23e-3	粘性係数[Pa・s]
sftnmm	0.45	表面張力[N/m]
emssmm	0.79	輻射率[-]

*本解析の条件範囲では燃料は融点に至らないため、解析結果には影響していない。

表 4.4-8 JASMINE 解析ケース

Case name	非凝縮性ガス	燃料温度	燃料/水伝熱モデル	説明
caseP1	初期体積 4cc	300 [K]	-	液相で検出される一時ピーク圧力波の解析
caseP2	PCMI 応力ピーク値に相当する初期圧力	300 [K]	-	液相で検出される一時ピーク圧力波の解析
caseP3	室温時 100 MPa の粒界ガスバブルに相当する初期圧力	300 [K]	-	液相で検出される一時ピーク圧力波の解析
caseP4	燃料スタックの 1% に相当する初期体積	300 [K]	-	液相で検出される一時ピーク圧力波の解析
caseW1	初期体積 4cc	RANNS 解析結果	膜沸騰相関式に基づく	水隕速度計で検出される水位上昇の解析
caseW2	初期体積 4cc	RANNS 解析結果	膜沸騰相関式の 10 倍	水隕速度計で検出される水位上昇の解析
caseW3	初期体積 4cc	RANNS 解析結果	膜沸騰相関式の 50 倍	水隕速度計で検出される水位上昇の解析
caseW4	初期体積 4cc	RANNS 解析結果	水位データに基づき調整	水隕速度計で検出される水位上昇の解析

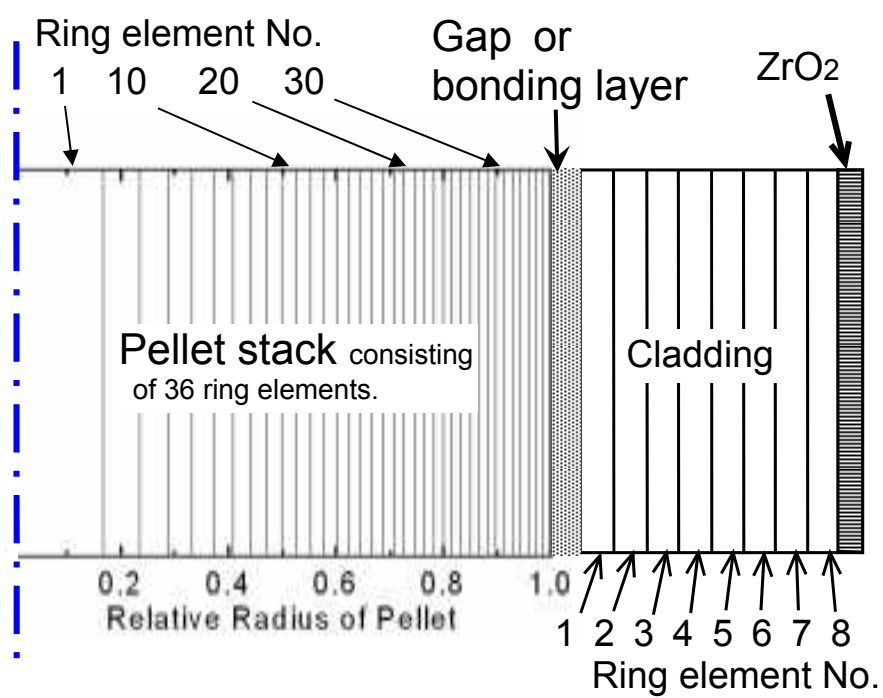


図 4.4-1 FEMAXI/RANNS 一次元モデルのペレット/被覆管要素

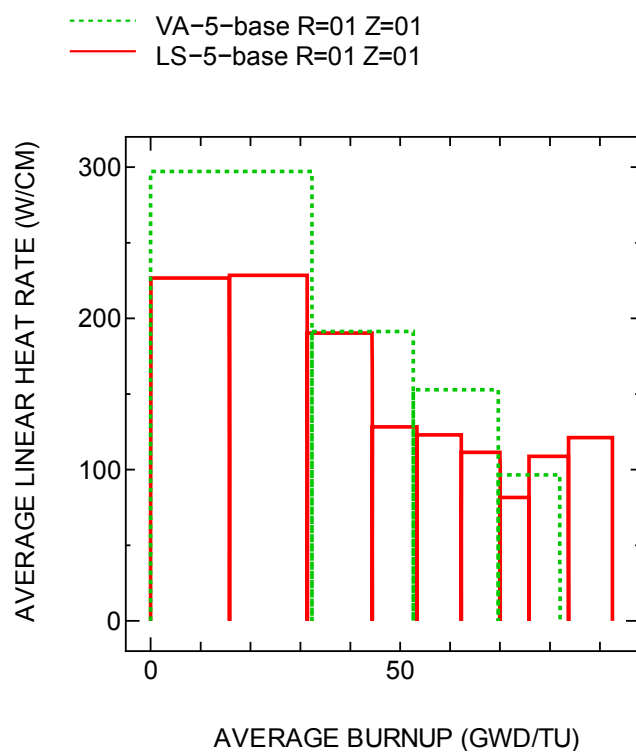


図 4.4-2 ベース照射時線出力履歴

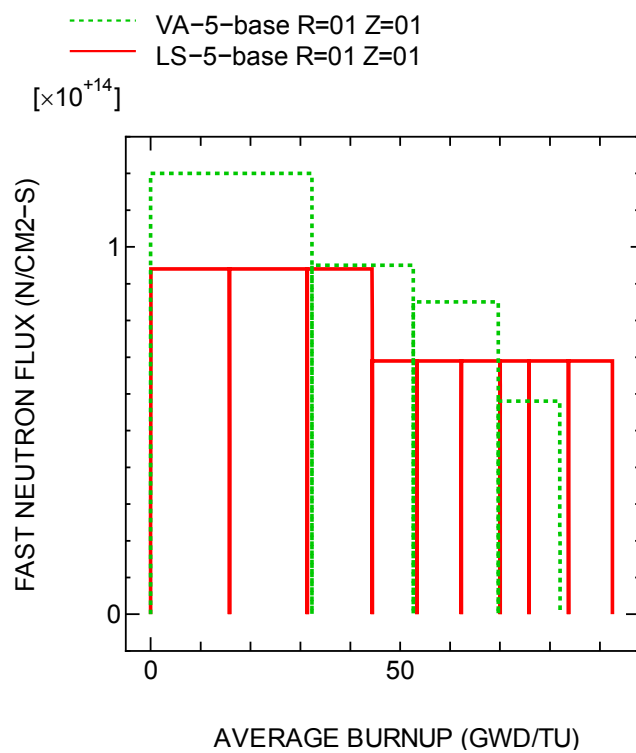


図 4.4-3 ベース照射時高速中性子束履歴

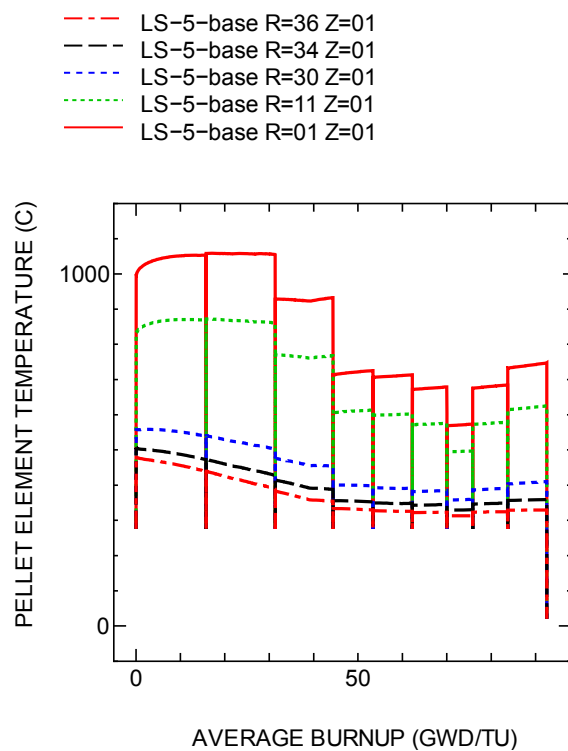
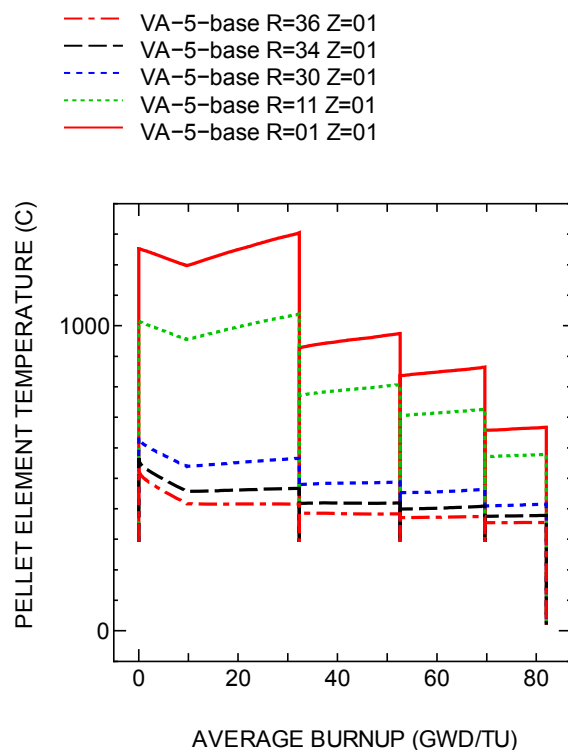


図 4.4-4 ベース照射時ペレット温度履歴

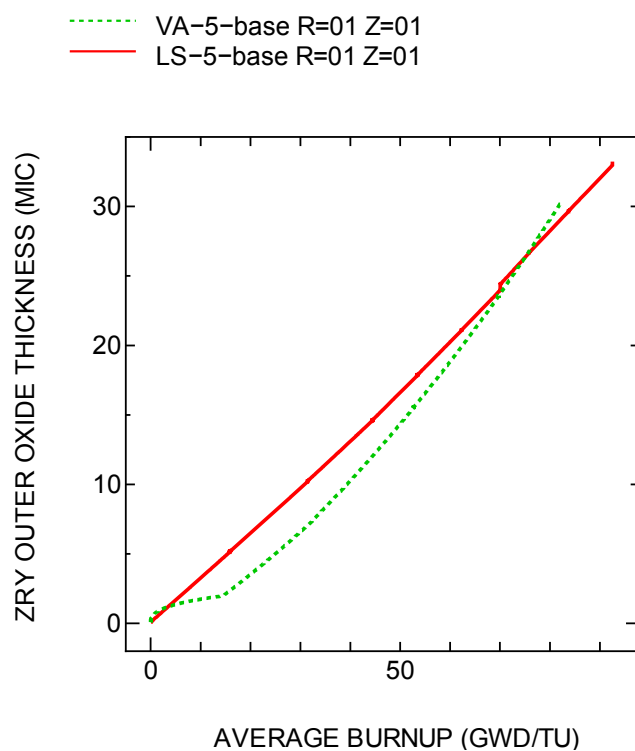


図 4.4-5 ベース照射時被覆管表面酸化膜厚履歴（解析結果）

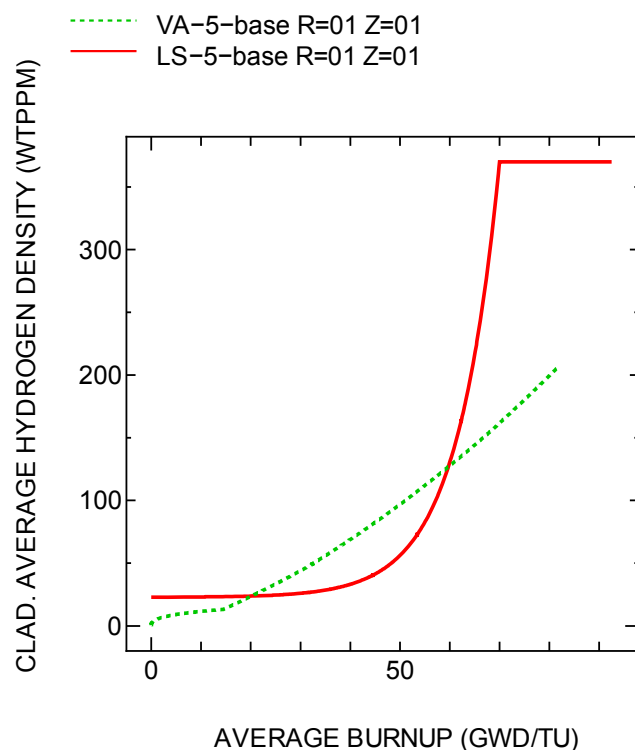


図 4.4-6 ベース照射時被覆管水素吸収量履歴（解析結果）

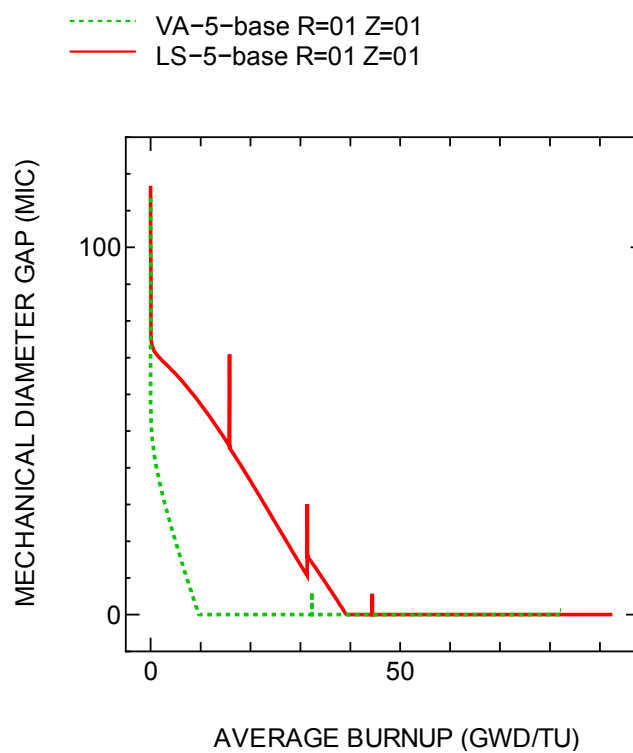


図 4.4-7 ベース照射時 PC ギャップ幅履歴 (解析結果)

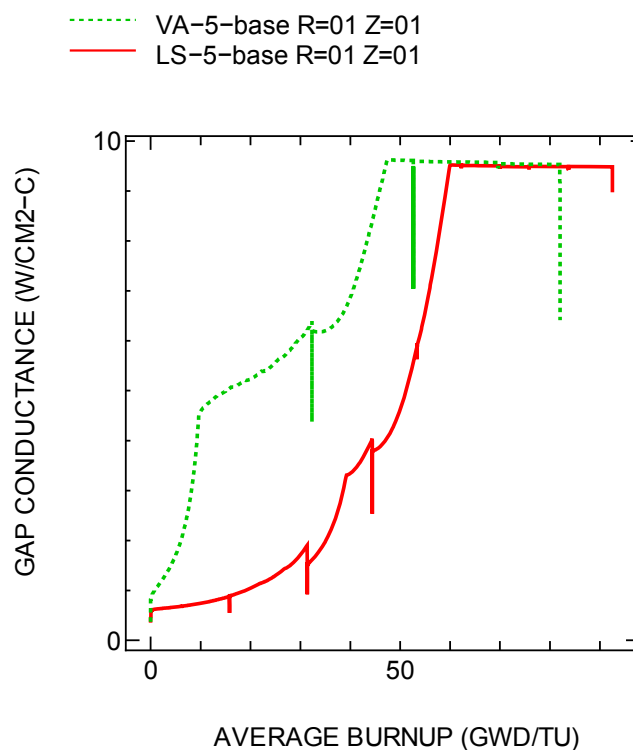


図 4.4-8 ベース照射時 PC ギャップコンダクタンス履歴 (解析結果)

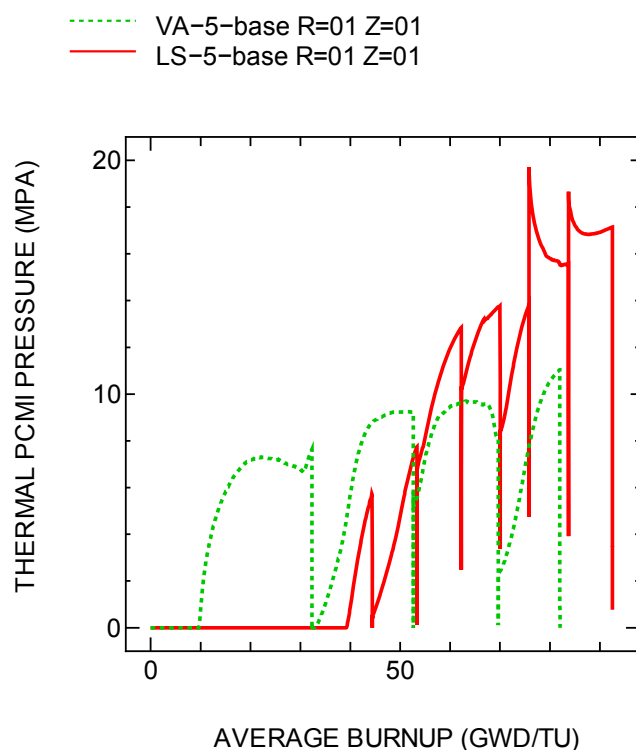


図 4.4-9 ベース照射時 PCMI 圧力履歴 (解析結果)

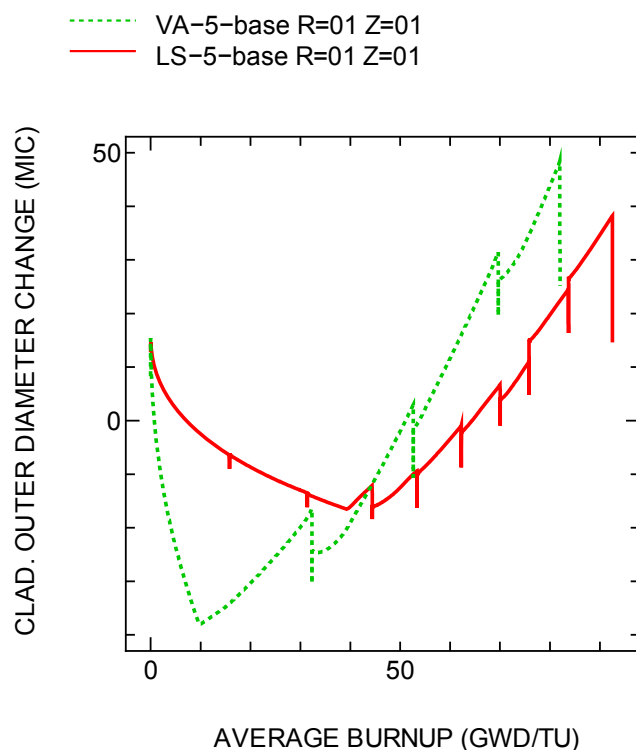


図 4.4-10 ベース照射時被覆管酸化膜表面外径変位履歴 (解析結果)

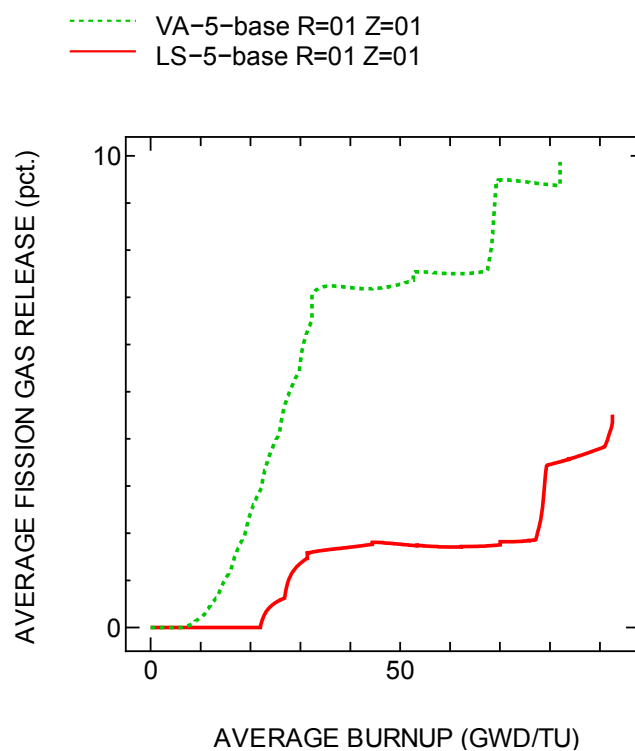


図 4.4-11 ベース照射時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

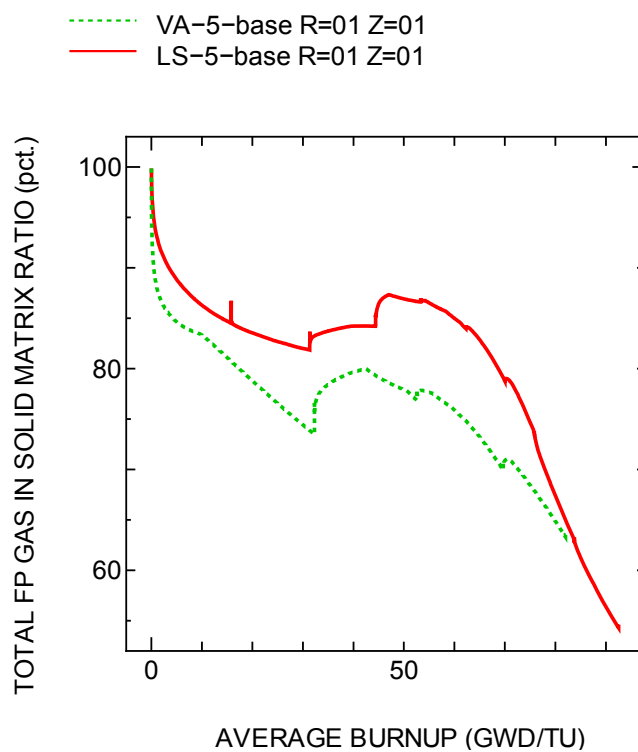


図 4.4-12 ベース照射時ペレット結晶粒内 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

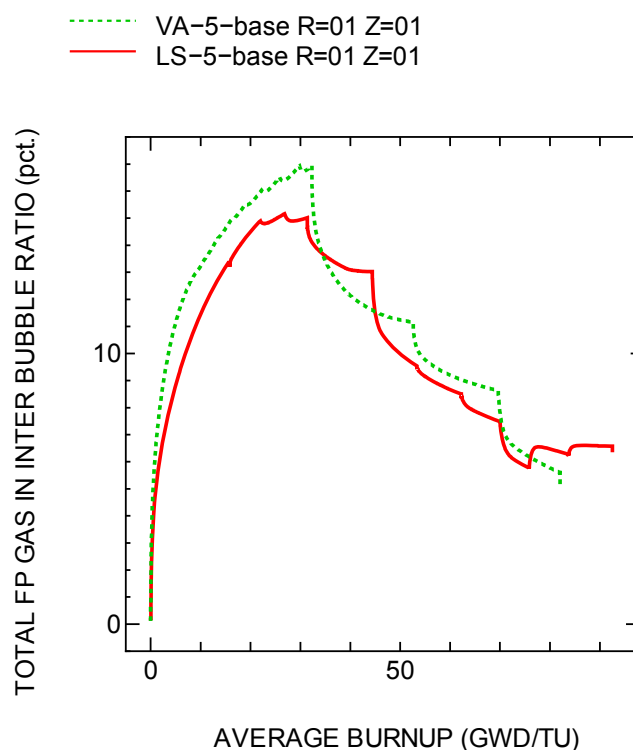


図 4.4-13 ベース照射時ペレット結晶粒界 FP ガス比率の履歴（解析結果）

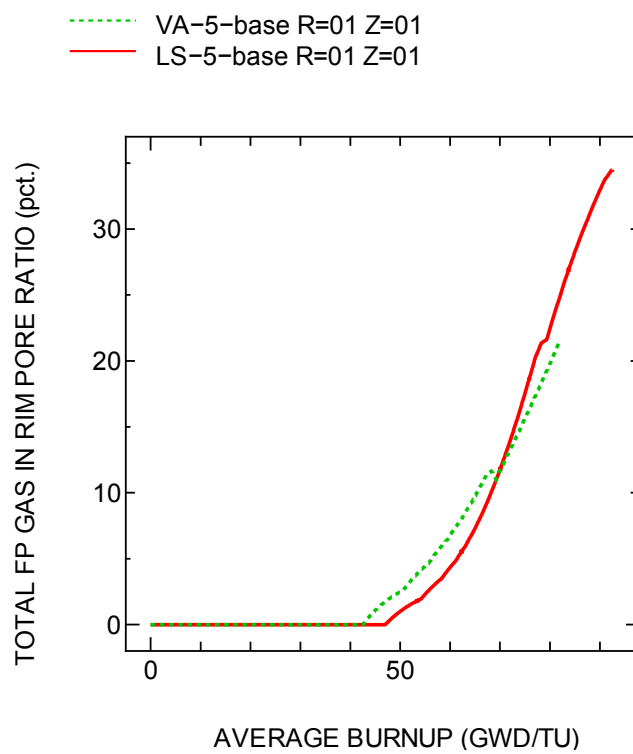


図 4.4-14 ベース照射時リムポア内 FP ガス比率の履歴（解析結果）

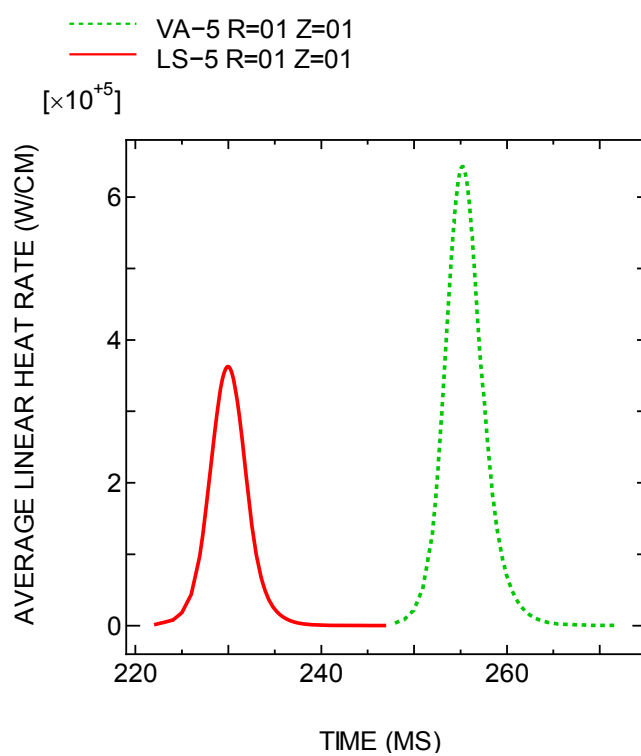


図 4.4-15 RIA 実験時線出力履歴 (解析結果)

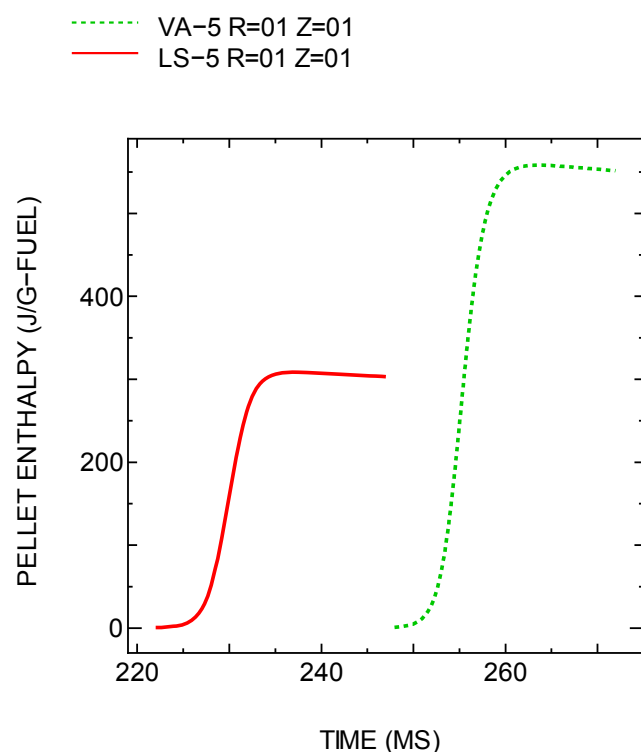


図 4.4-16 RIA 実験時燃料ペレットエンタルピー履歴 (解析結果)

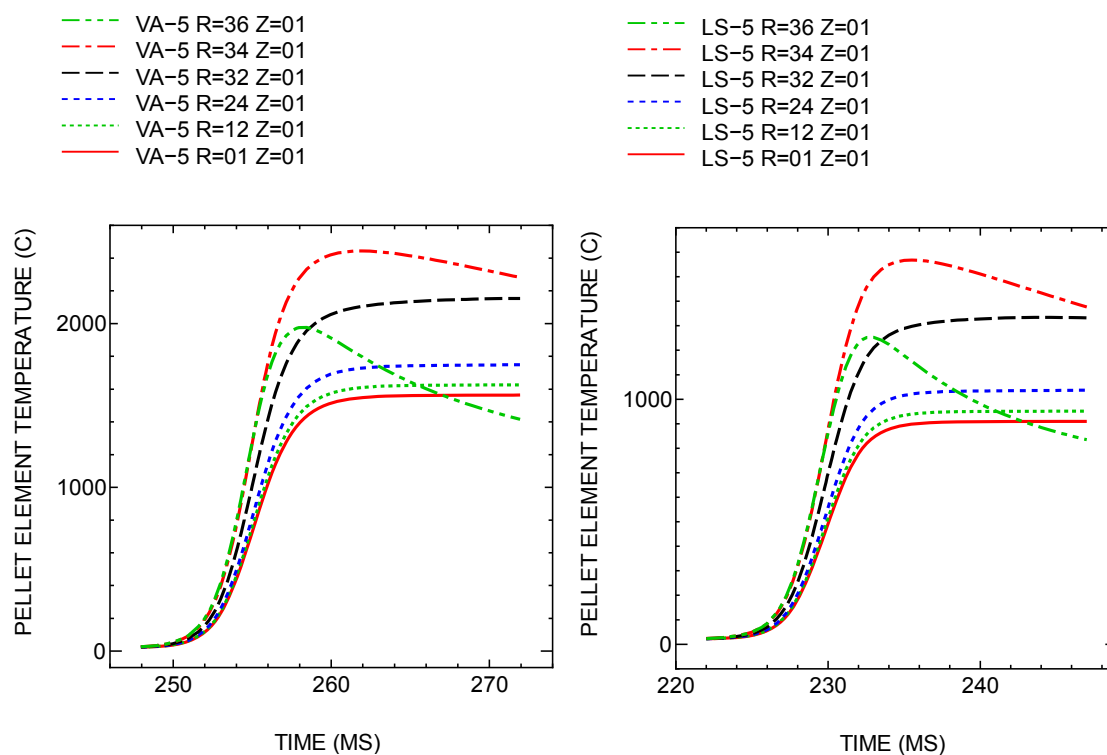


図 4.4-17 RIA 実験時ペレット温度履歴 (解析結果)

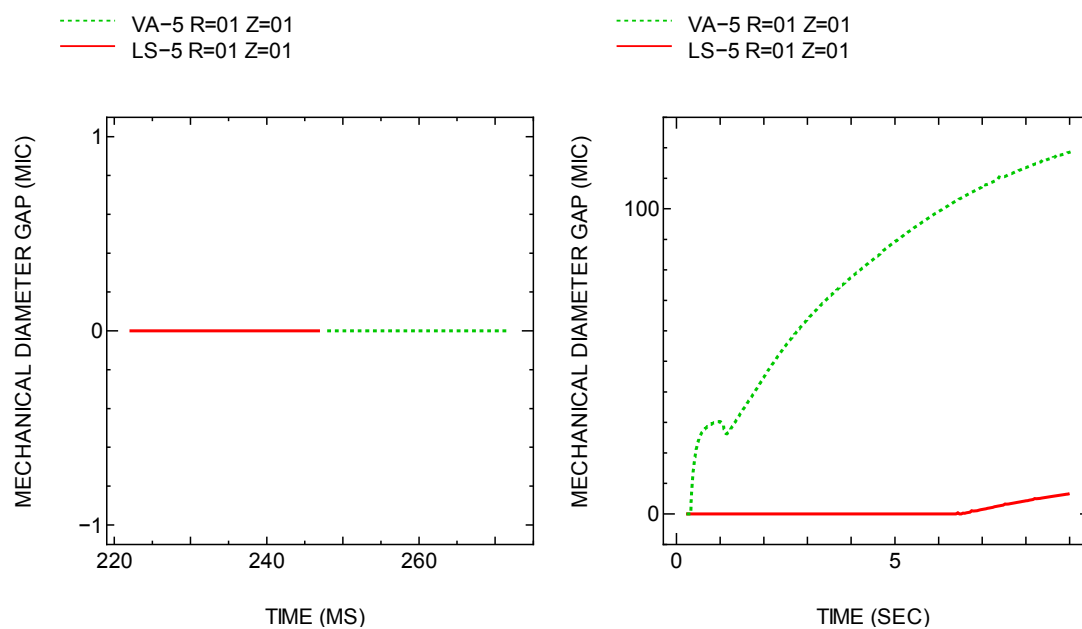


図 4.4-18 RIA 実験時 PC ギャップ履歴 (解析結果)

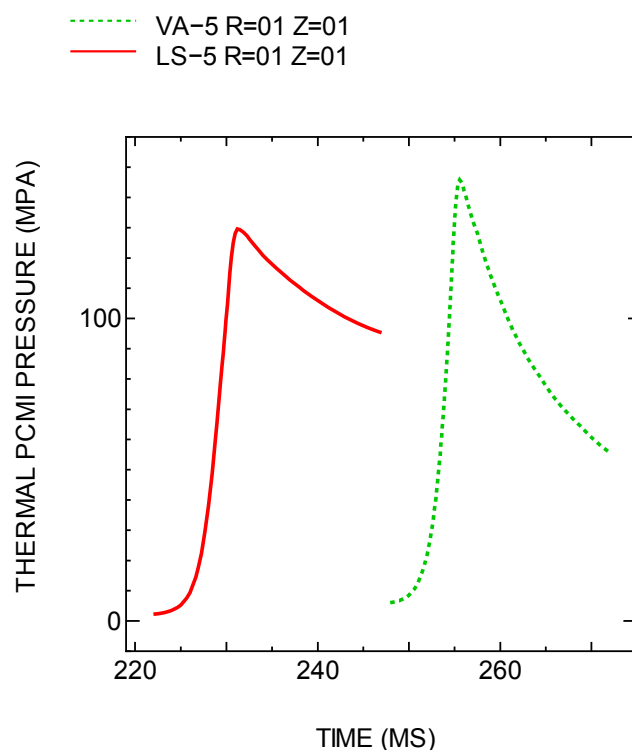


図 4.4-19 RIA 実験時 PCMI 圧力履歴 (解析結果)

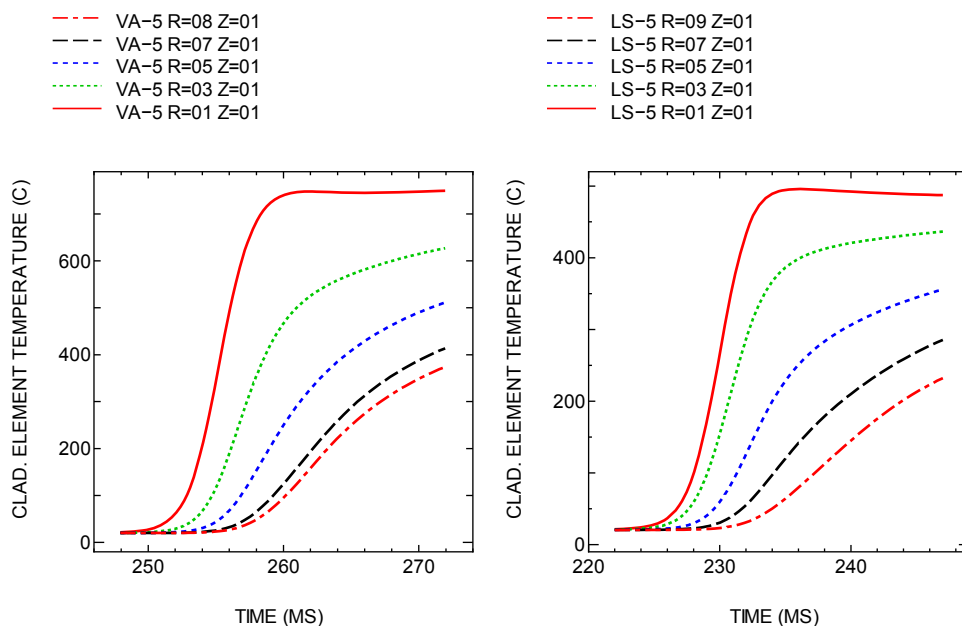


図 4.4-20 RIA 実験時被覆管内温度履歴 (解析結果)

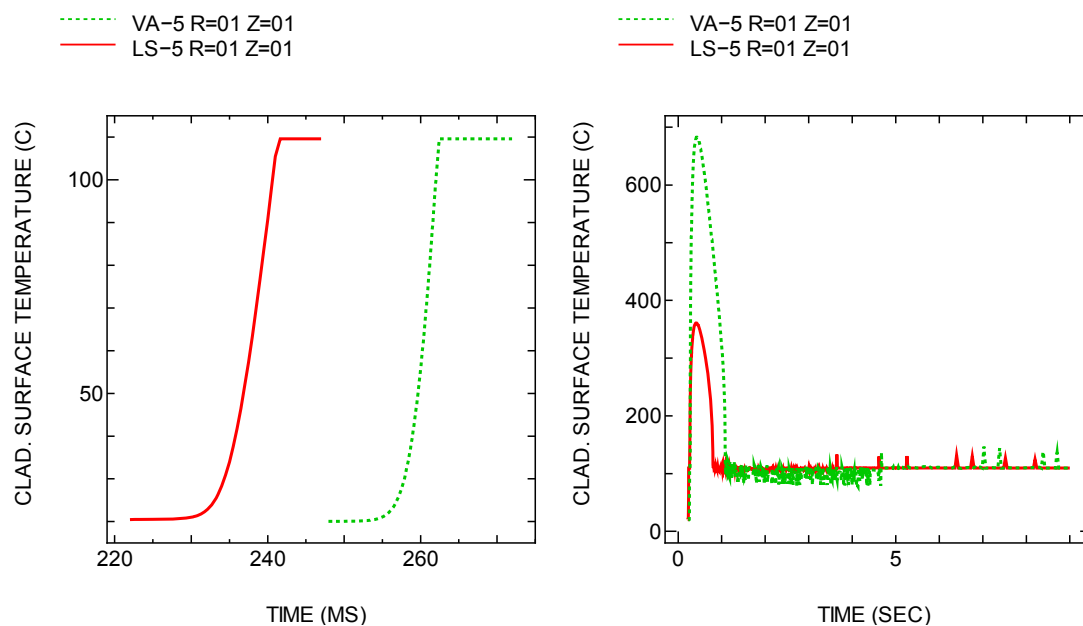


図 4.4-21 RIA 実験時被覆管表面温度履歴（解析結果）

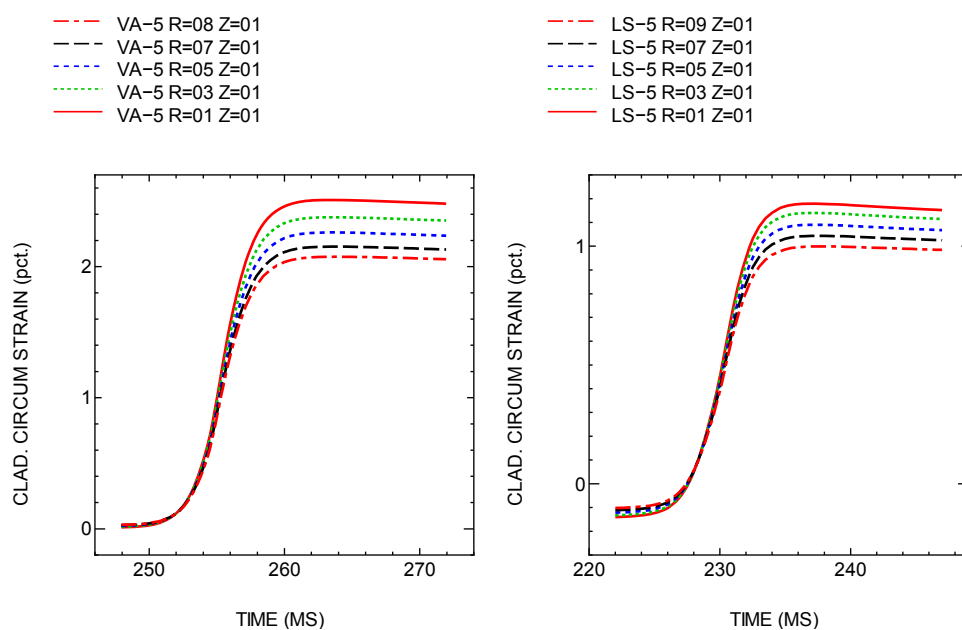


図 4.4-22 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴（解析結果）

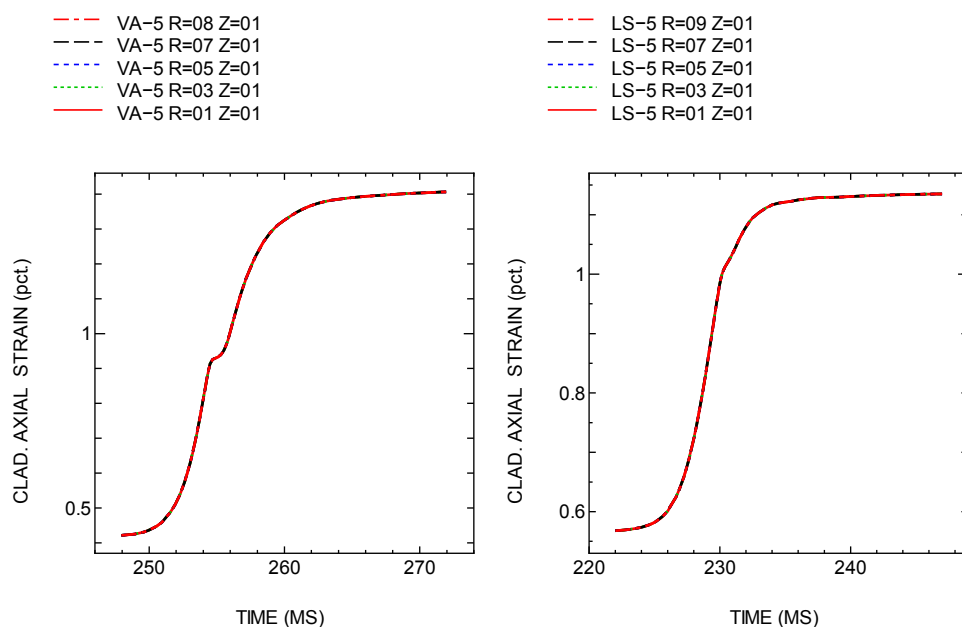


図 4.4-23 RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴 (解析結果)

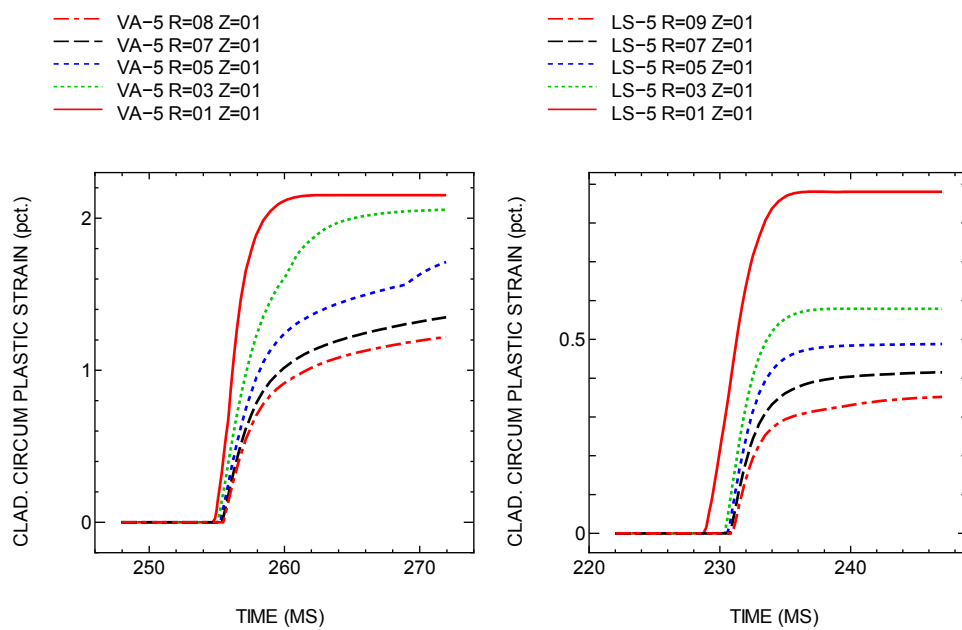


図 4.4-24 RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴 (解析結果)

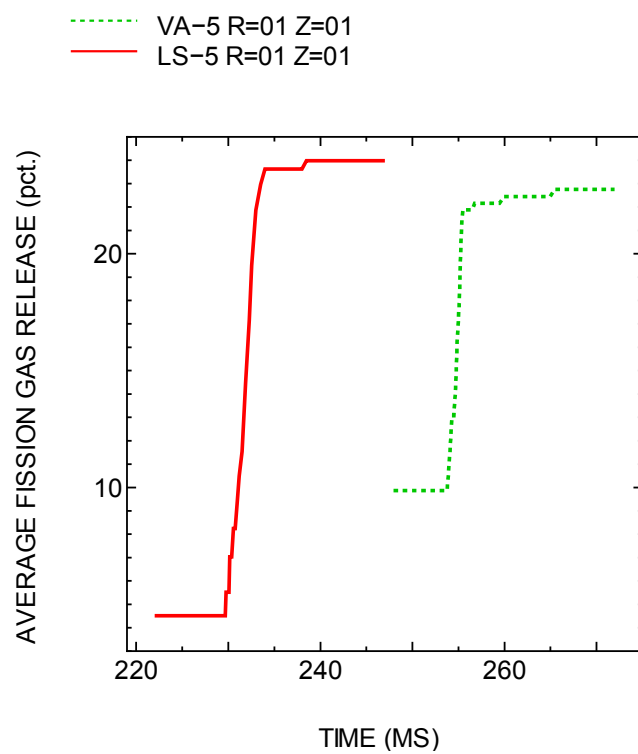


図 4.4-25 RIA 実験時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

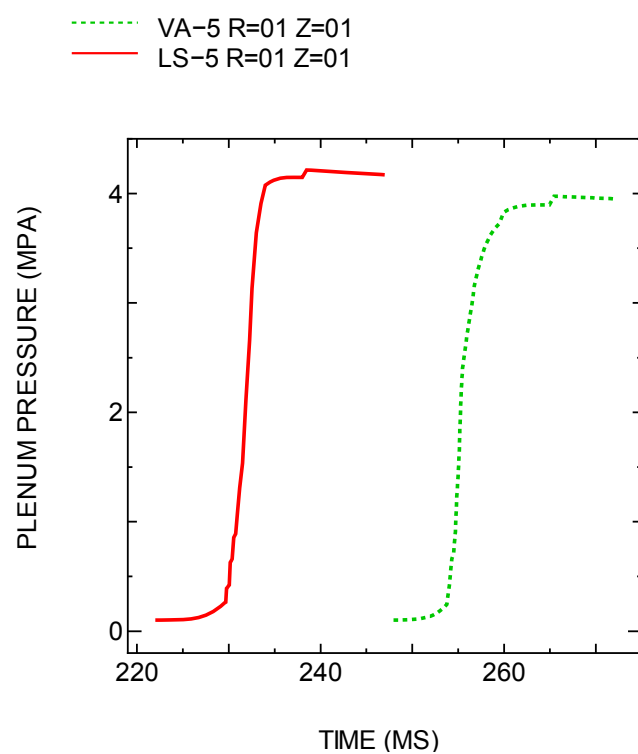


図 4.4-26 RIA 実験時燃料棒内圧 (解析結果)

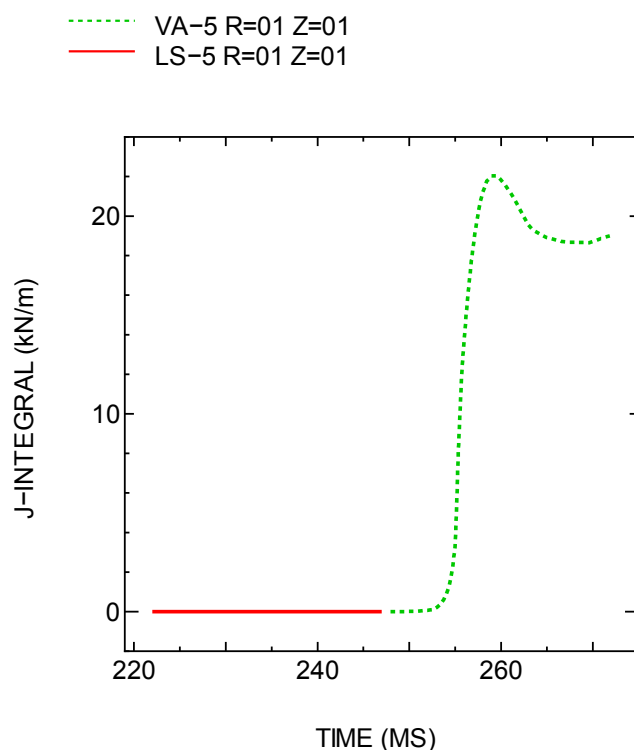


図 4.4-27 RIA 実験時 J 積分値履歴 (解析結果)

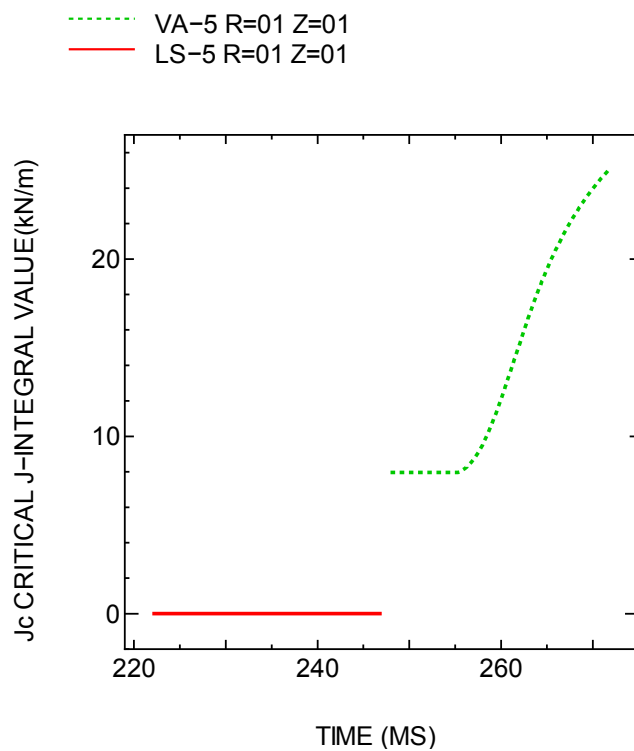


図 4.4-28 RIA 実験時 J_c 値履歴 (解析結果)

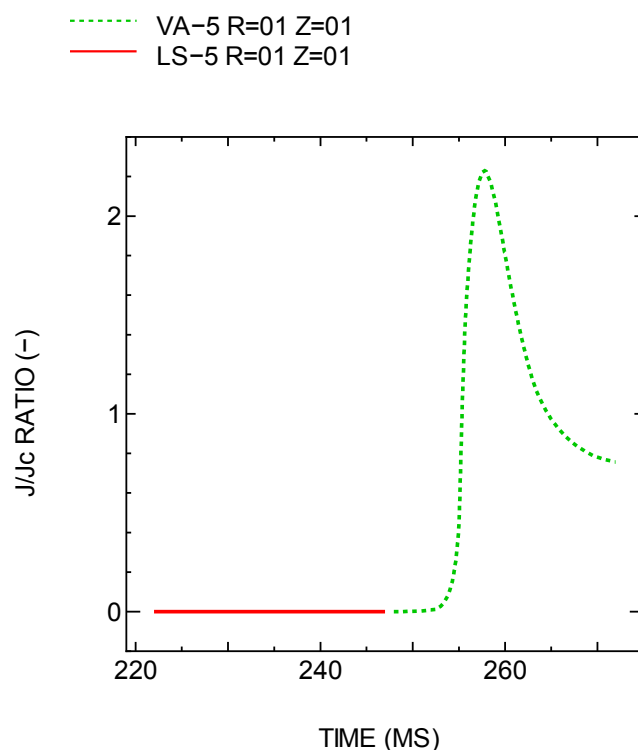


図 4.4-29 RIA 実験時 J 積分値/J_c 比履歴 (解析結果)

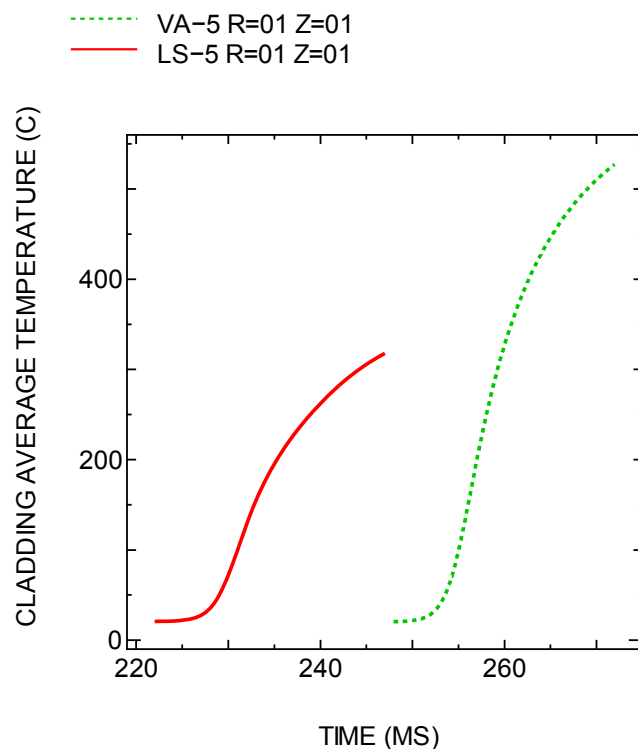


図 4.4-30 RIA 実験時被覆管平均温度履歴 (解析結果)

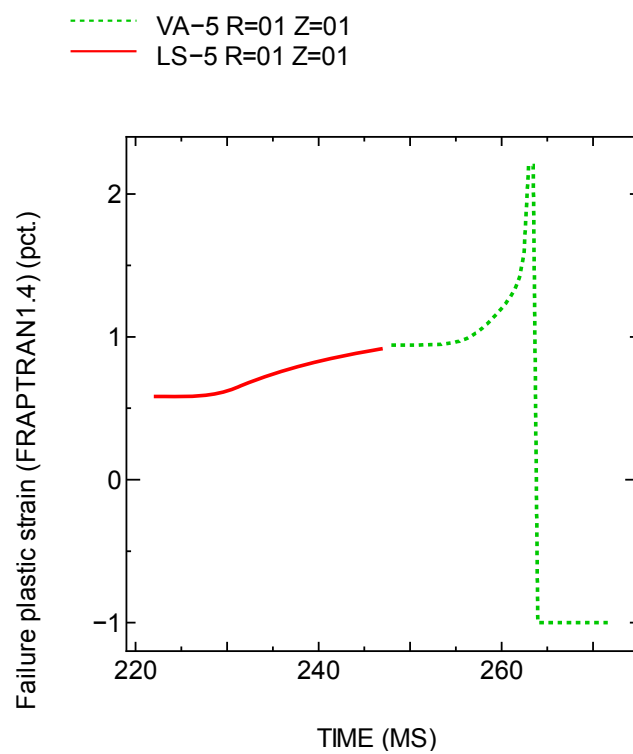


図 4.4-31 FRAPTRAN1.4 モデルによる被覆管破損限界履歴（解析結果）

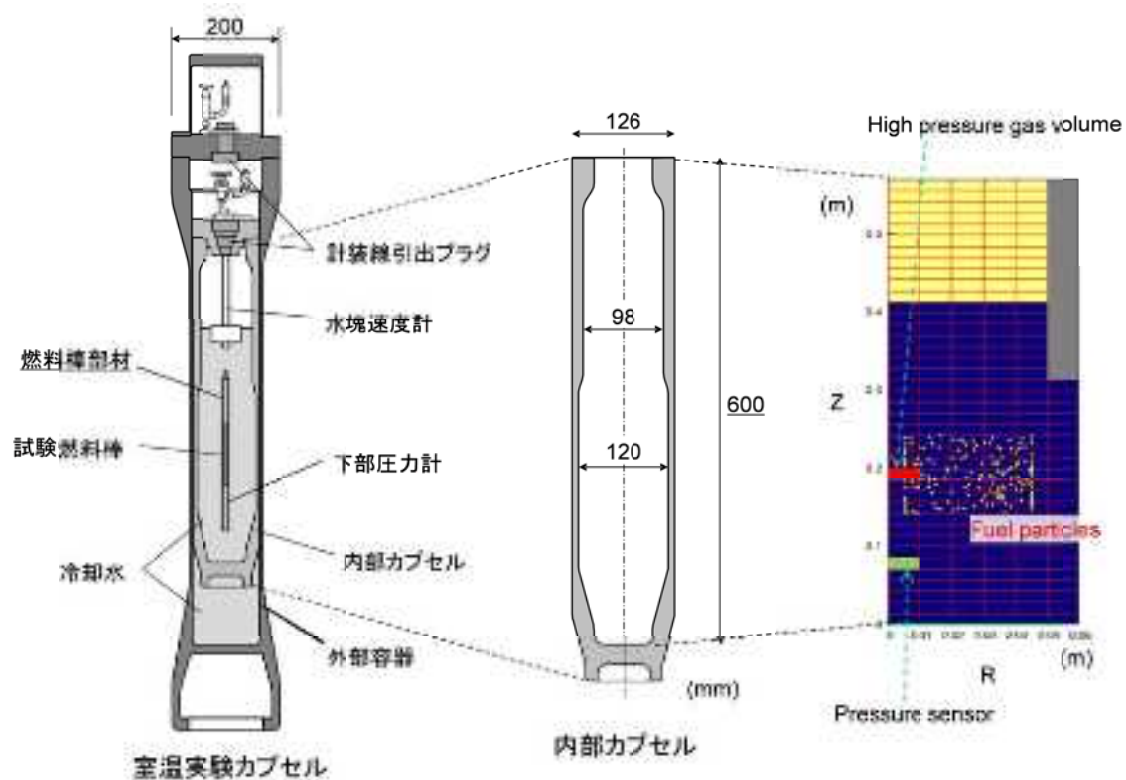


図 4.4-32 RIA 試験体系と JASMINE 解析体系の対応

```

1 // 1 iopt, : OPTION
VA-5-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
  tauexplg = 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  5e-6  1.0e-9 // 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 4.4-33(1) JASMINE 解析の入力リスト(1)

```

#include mesh
  9.8 0. 0. -1.0 // 20 gc, gravx, gravity, 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_sacvzw, prmj_sacent, prmj_saedia,
prmj_sacfr, : 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_crnum, prmpa_crhst, prmpa_ccfr, 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_imgtsf, prmpa_ihtpack, prmpa_inomerge,
  0 // 48 prmpa_frandon,
  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.
  U02 // 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 viscm, sftnm, emssm, cf_visc, cf_sftn, cf_emss,
  1 // 60 prmf_ixpl, : FRAGMENTATION MODEL PARAMETERS
  4 0.01405 3 2 // 61 prmf_ifrgmdl, prmf_cfrg, prmf_ifrgcri, prmf_ifrgatt,
  0 0.140 0.002 1.0 // 62 prmf_ikevmdl, prmf_ckeivrg, prmf_cvicfrg, prmf_cqfrg,
  1.0 0.1e4 3 5.0e-5 0. // 63 prmf_ttriglife, prmf_ptrig, prmf_nmtrig, prmf_dfrg, prmf_dminfrg,

```

図 4.4-33(2) JASMINE 解析の入力リスト(2)

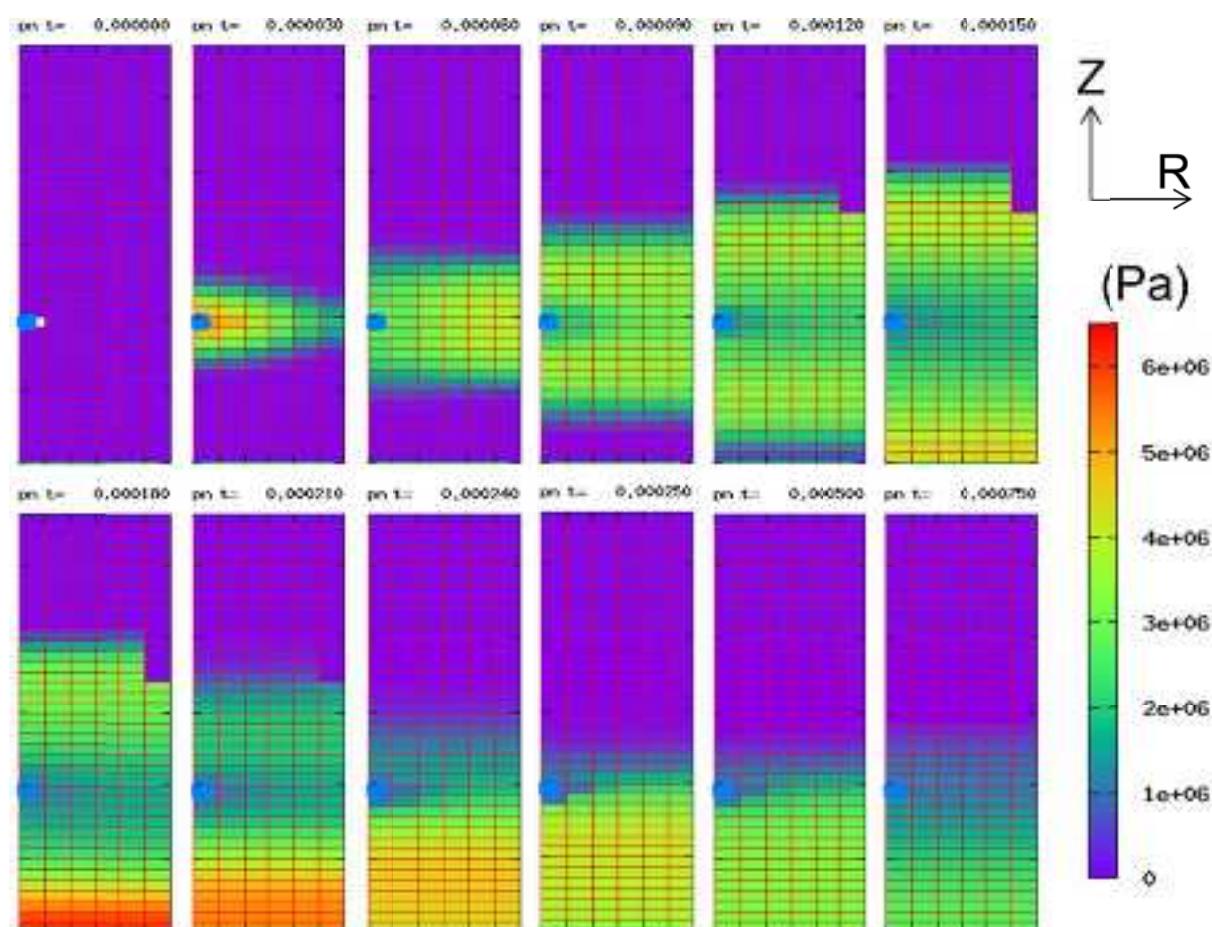


図 4.4-34 解析ケース caseP1 における冷却材圧力分布の時間推移。各図上の時刻 t (s) は解析開始からの経過時間を示す。

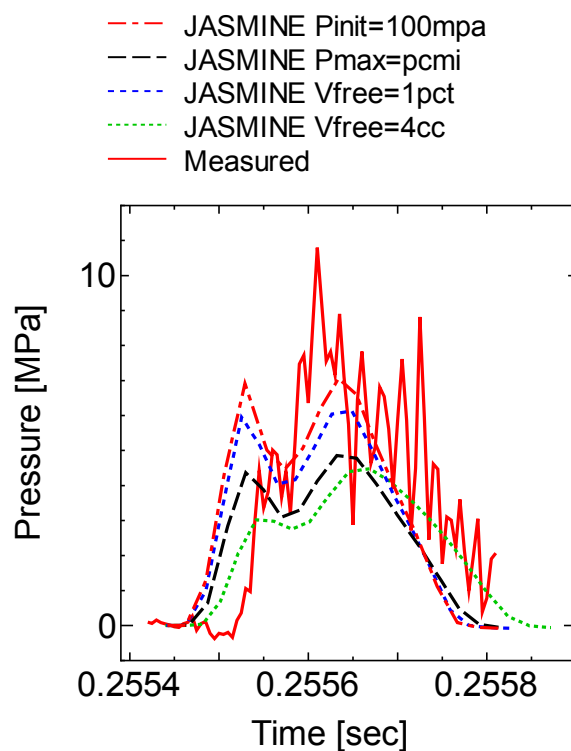


図 4.4-35 解析ケース caseP1～P4 における圧力センサ位置での冷却材圧力時間推移

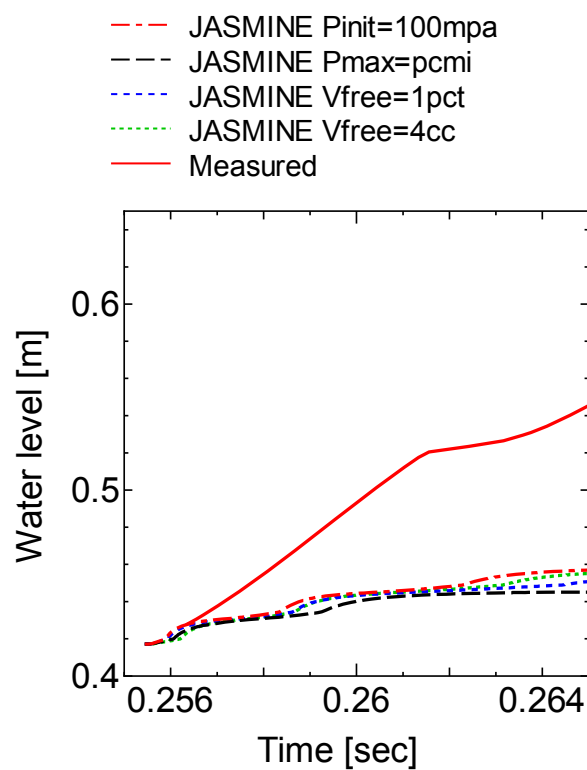


図 4.4-36 解析ケース caseP1～P4 における冷却材水位の時間推移

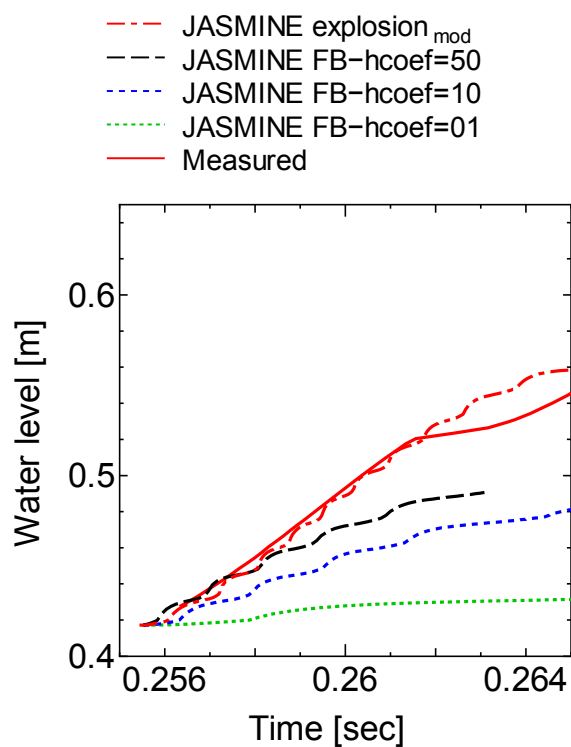


図 4.4-37 解析ケース caseW1～W4 における冷却材水位の時間推移

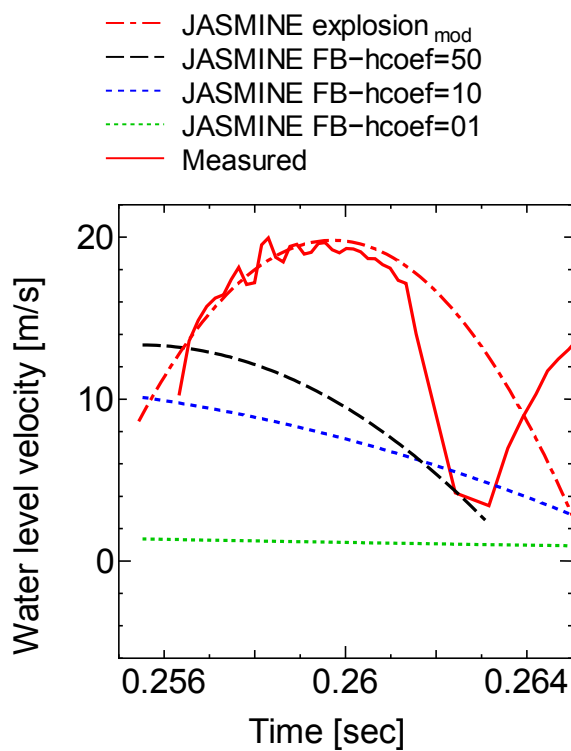


図 4.4-38 解析ケース caseW1～W4 における冷却材水位上昇速度の時間推移

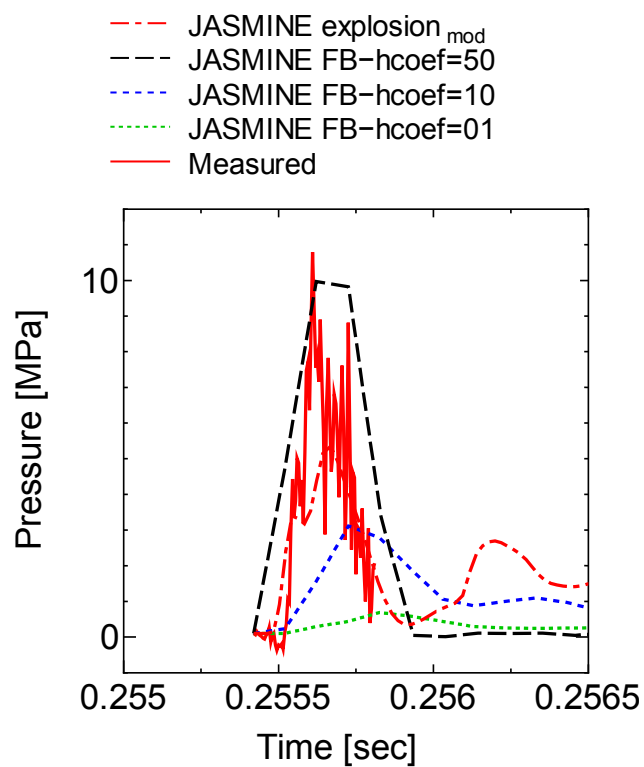


図 4.4-39 解析ケース caseW1～W4 における圧力センサ位置での冷却材圧力時間推移

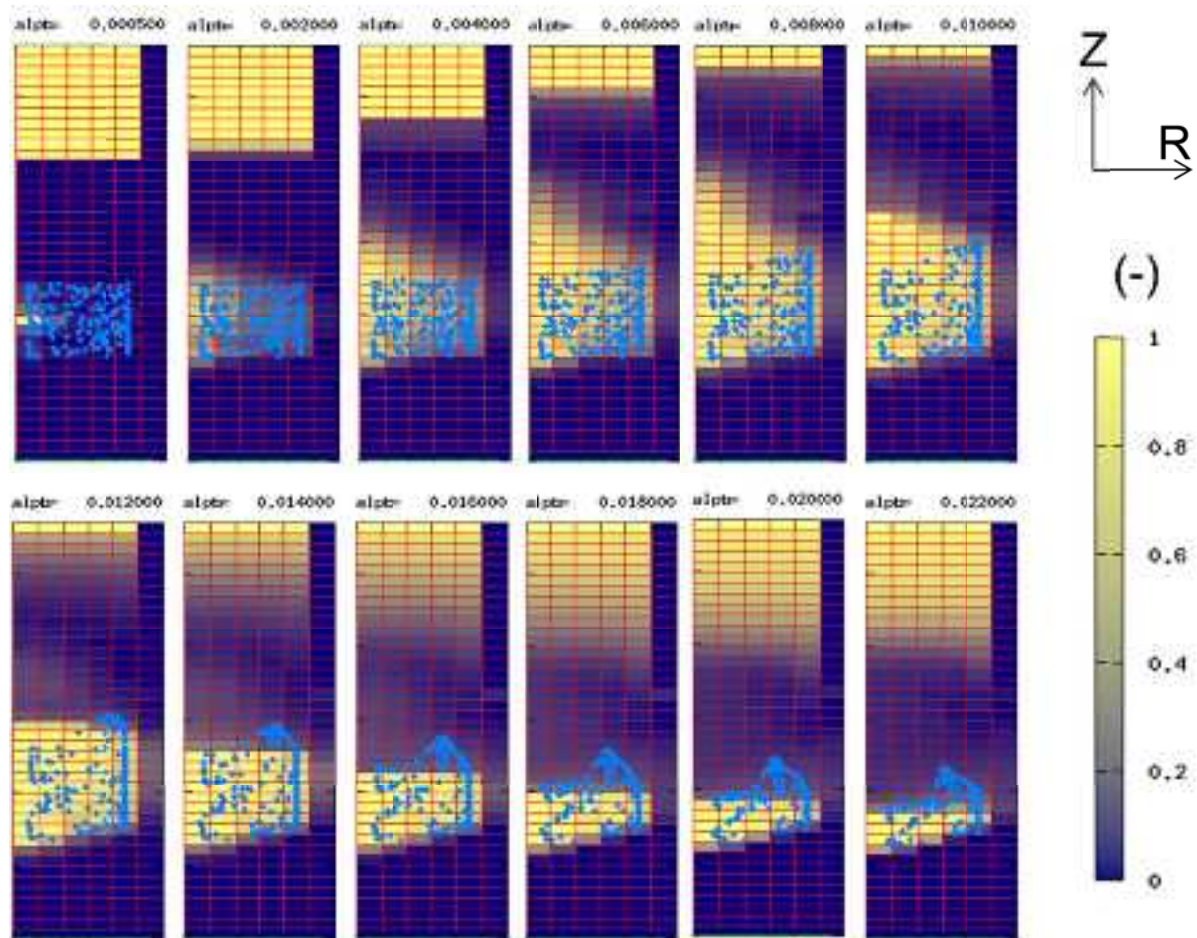


図 4.4-40 解析ケース caseW4 における冷却材ボイド率分布の時間推移。各図上の数値は解析開始からの経過時間(s)を示す。

4.5 LOCA 試験

スイス・ライブ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 Zircaloy-2 (Zry-2) 被覆管に対し急冷破断試験を実施するとともに、スペイン・バンデロス炉において照射され、平成 26 年度に急冷破断試験に供した低スズ ZIRLO 被覆管に対して破壊試験等及び 4 点曲げ試験を実施した。さらに、仏国・グラブリン炉において照射された PWR・ウラン燃料から採取した M5 被覆管及びスペイン・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) 急冷破断試験用試験燃料棒の作製

(a) 試験燃料棒の採取

本事業においては、改良型燃料の導入時期等を考慮して PWR 用改良燃料被覆管を対象とした冷却材喪失事故 (LOCA) 模擬試験を先行させて実施してきた。これまでに PWR 用改良燃料被覆管である M-MDA 被覆管、M5 被覆管、及び低スズ ZIRLO 被覆管に対し急冷破断試験を実施してきており、本事業で予定された PWR 用改良燃料被覆管に対する急冷破断試験は全て実施済みとなったことから、本年度は BWR 用燃料被覆管の一種である Zry-2 被覆管を対象として急冷破断試験を実施した。

本年度の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・ライブ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 及び AP2-21 から採取した (以後、LZRT3 及び LZRT4 という)。AP2-20 及び AP2-21 セグメントにおける試験燃料棒採取位置を図 4.5-1 及び図 4.5-2 に示す。試験燃料棒の採取位置における燃焼度は、LZRT3 が 85 GWd/t、LZRT4 が 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 LZRT3 において 38.9 μm 、LZRT4 において 34.6 μm と評価した。その結果を表 4.5-1 に示す。通常運転中に燃料被覆管に吸収された水素量は次年度以降に測定予定である。

平成 26 年度に急冷破断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。急冷破断試験に用いた試験燃料棒は長さ約 190 mm であり、スペイン・バンデロス炉で照射された PWR ウラン燃料セグメント AP2-8 から採取した（以後、LZIR5 という）。LZIR5 の情報を表 4.5-1 に示す。

(b) 燃料ペレットの除去

LOCA 時の燃料の安全性に関して最も重要な点は酸化による被覆管の脆化と急冷時の破断条件の評価にあること、及び実験中に燃料ペレットから放出される放射性物質によるホットセルの汚染及び環境への放出を抑える必要があることから、上記の試験燃料棒から燃料ペレットをできるだけ除去して本試験に供した。燃料ペレットの除去作業では、直径 5.0~6.0 mm のコンクリートドリルを用いた予備せん孔を行い、その後直径 7.0 mm のドリルを用いた最終仕上げを行った。ここで、ドリル径は被覆管内面に損傷を与えることがないように被覆管内径より十分小さなものとしたため、被覆管内面には上の除去作業で取り除くことのできないペレット層が薄く残留していた。

(c) 試験燃料棒への加工

実機の LOCA 時の熱的な条件（主に燃料棒の冷却挙動に影響を及ぼすと考えられる熱容量）を実際の燃料棒に近づけるとともに燃料棒内の自由体積を調整するため、燃料ペレット除去後の被覆管にはアルミナペレットを装荷した。その両端にジルカロイ製の端栓を溶接し、試験燃料棒とした。

また、実機の LOCA 時には、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り燃料棒が破裂し、被覆管は外面だけでなく内面も酸化する可能性がある。これを模擬するために、本試験では試験燃料棒に 5 MPa のアルゴンガスを封入し、加熱による内圧上昇と被覆管強度の低下により、試験燃料棒が試験中に破裂するようにした。

試験装置にセットするため試験燃料棒の上下端栓にステンレス鋼製のコネクションロッドを接続し、最終的な試験体形状とした（図 4.5-3）。

(d) 熱電対の溶接

試験中の被覆管表面温度の制御及び測定のために、4 本の R タイプ熱電対をスポット溶接した。溶接位置は被覆管高さ中間（熱電対番号 No. 2）、その上下 40 mm の位置（No. 1 及び No. 3）、及び No. 1 と No. 2 熱電対の中間高さにあり円周方向に 90°回転した位置（No. 4）である。なお、熱電対溶接のために通常運転中に被覆管外表面に形成された腐食酸化膜をリユーターにより局所的に除去した。

(2) 急冷破断試験の実施

「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（ECCS 性能評価指針）において規定される被覆管最高温度が 1473 K であること、従来研究^(1,2)により 1273 K 以上で酸化

後の被覆管の脆化がより顕著であることと、1273~1473 K の温度範囲で被覆管脆化に温度依存性が見られないことが明らかになっていることから、急冷破断試験における等温酸化温度は 1473 K を超えないがそれに近い温度、すなわち 1423~1473 K を目標とした。また、ECCS 性能評価指針における酸化量の基準値が 15%ECR であることから、LZRT3 及び LZRT4 に対して 15%ECR を超える酸化量を与え安全性を確認することとした。ここで、酸化量 (ECR) の計算には、ECCS 性能評価指針において評価式として示されている Baker-Just 酸化速度式^③を用いている。また、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評価した。

集合体には燃料棒に加えスペーサや支持格子、制御棒案内管があるため、これらによって急冷時に起こる燃料棒の収縮が拘束され、燃料棒に軸方向の荷重が負荷される可能性がある。このような急冷時の燃料棒に負荷される拘束荷重は事故シナリオや集合体設計等に依存するため、これを定量的に評価することは非常に困難である。PWR 燃料棒についてはいくつかの評価例があり^(4,5)、最大 490 N という拘束荷重が報告されている。そこで、本試験では、冷却開始時に試験燃料棒を固定し、被覆管収縮が拘束されることに伴い引張荷重を発生させ、集合体内で発生する拘束を模擬した。本試験での拘束荷重については、従来の知見を保守的に考慮して約 540 N が上限となるよう設定した。なお、試験燃料棒の昇温及び等温酸化中は試験燃料棒上端を引張試験機のクロスヘッド（昇降機構）により保持し被覆管にかかる負荷がゼロになるよう、すなわち温度上昇と酸化に伴う被覆管の軸方向への伸長が妨げられないように調整した。

(a) LZRT3 に対する試験

LZRT3 に対する試験で得られた温度と荷重の履歴を図 4.5-4 に示す。

本試験では、まず燃料棒を水蒸気流中に置き、温度制御用熱電対として No. 2 を使用し、3 K/s で加熱した。水蒸気流速は、水蒸気欠乏を避け、試験燃料棒全体を酸化させるのに十分な流速⁽⁶⁻⁹⁾を与えることを目的に、 $(5 \pm 1) \text{ mg}/(\text{cm}^2 \text{ s})$ とした。昇温中、セル内に設置したマイクロフォンから燃料棒破裂に伴う衝撃音が確認されなかったため、熱電対 No. 2 の指示値が 1131 K に達するまで昇温を続けた。試験後の LZRT3 の温度履歴の解析により、熱電対 No. 2 の指示値が 987 K に達した時点（図 4.5-4 中の矢印）で燃料棒破裂に伴う燃料棒の温度低下が確認された。

急冷時に被覆管が破断する場合、破裂開口部で破断する可能性が高いことから、破裂開口位置の温度を代表的な試験温度としこれに基づき酸化量評価及び急冷時破断条件の評価を行った。具体的には、破裂直後に一旦赤外線炉を停止し破裂開口の形成と位置を確認した後、開口部位置での温度並びに破裂開口近傍で目標とした酸化量 (20%ECR) を得るために必要な等温酸化時間を評価した。破裂開口の形成と位置を確認した後再び赤外線炉を起動して 10 K/s で加熱し、燃料棒高さ中間位置の熱電対 No. 2 の指示値が約 1473 K に達した後、目標酸化量が得られるまで温度を保持した。等温酸化時間は 202 s であった。こ

の等温酸化中の熱電対の指示値の平均は、No. 1、2、3 及び 4 熱電対でそれぞれ、1464、1474、1440 及び 1463 K であり、燃料棒の高さ中間付近で最も温度が高かった。

本試験では、等温酸化終了後に徐冷期間を設けてから急冷した。これは、酸化温度から直接急冷する場合と当該温度区間を徐冷した場合とでは被覆管のマイクロ組織が異なり、徐冷を経た被覆管の方が脆化しやすいためである⁽¹⁰⁾。なお、徐冷中の冷却速度は等温酸化温度から 1173 K までは約 9 K/s、1173 から 973 K までは約 3 K/s である。また、急冷開始は熱電対 No. 2 の指示値が約 973 K に達した時点であり、急冷水の水面上昇速度は約 30 mm/s であった。

急冷開始とともに被覆管にかかる軸方向荷重は増大し、最終的に設定値に近い 525 N に達した。急冷完了後、数分間拘束を維持した。

(b) LZRT4 に対する試験

LZRT4 に対する試験で得られた温度と荷重の履歴を図 4.5-5 に示す。

本試験では、まず燃料棒を水蒸気流中に置き、温度制御用熱電対として No. 2 を使用し、3 K/s で加熱した。水蒸気流速は $(5 \pm 1) \text{ mg}/(\text{cm}^2 \text{ s})$ とした。昇温中、熱電対 No. 2 の指示値が 1015 K に達した時点（図 4.5-5 中の矢印）で、燃料棒破裂に伴う燃料棒の温度低下が確認された。セル内に設置したマイクロフォンからは、燃料棒破裂に伴う衝撃音が確認されなかった。

急冷時に被覆管が破断する場合、破裂開口部で破断する可能性が高いことから、破裂開口位置の温度を代表的な試験温度としこれに基づき酸化量評価及び急冷時破断条件の評価を行った。具体的には、破裂直後に一旦赤外線炉を停止し破裂開口の形成と位置を確認した後、開口部位置での温度並びに破裂開口近傍で目標とした酸化量（20%ECR）を得るために必要な等温酸化時間を評価した。破裂開口の形成と位置を確認した後再び赤外線炉を起動して 10 K/s で加熱し、燃料棒高さ中間位置の熱電対 No. 2 の指示値が約 1473 K に達した後、目標酸化量が得られるまで温度を保持した。等温酸化時間は 203 s であった。この等温酸化中の熱電対の指示値の平均は、No. 1、2 及び 3 熱電対でそれぞれ、1459、1473 及び 1425 K であり、燃料棒の高さ中間付近で最も温度が高かった。No. 4 熱電対の指示値は、燃料棒破裂後に急激に室温付近まで低下し、以降、温度が上がらなかったため、燃料棒の温度を適切に指示しなくなったと考えられる。

本試験では、等温酸化終了後に徐冷期間を設けてから急冷した。これは、酸化温度から直接急冷する場合と当該温度区間を徐冷した場合とでは被覆管のマイクロ組織が異なり、徐冷を経た被覆管の方が脆化しやすいためである⁽¹⁰⁾。なお、徐冷中の冷却速度は、酸化温度から 1173 K までは約 9 K/s、1173 から 973 K までは約 4 K/s である。また、急冷開始は熱電対 No. 2 の指示値が約 973 K に達した時点であり、急冷水の水面上昇速度は約 30 mm/s であった。

急冷開始とともに被覆管にかかる軸方向荷重は増大し、最終的に設定値に近い 521 N に

達した。急冷完了後、数分間拘束を維持した。

(3) 急冷破断試験後の分析・評価

(a) LZRT3 に対する分析・評価

LZRT3 の試験後の外観写真を図 4.5-6 に示す。この図から分かるように、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 mm² 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を用いて推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1472 K である。

外観観察結果より試験後試料の外径を算出し、破裂開口した膨れ部を楕円形と仮定して試験後の円周長を求めた。試験後の円周長の増加量である膨れ率は 15.3% であった。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^③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 20.3%ECR である。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。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。

(b) LZRT4 に対する分析・評価

LZRT4 の試験後の外観写真を図 4.5-7 に示す。この図から分かるように、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 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 mm² 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を用いて推定される破裂開口部での平均酸化温度は 1474 K である。

外観観察結果より試験後試料の外径を算出し、破裂開口した膨れ部を楕円形と仮定して試験後の円周長を求めた。試験後の円周長の増加量である膨れ率は 12.9% であった。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^③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 20.0%ECR である。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。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。

(c) LZIR5 に対する分析・評価

平成 26 年度に急冷破断試験を実施した LZIR5（バンデロス炉照射低スズ ZIRLO 被覆管）に対して、断面ミクロ組織観察及び水素分析を行った。図 4.5-8 に LZIR5 の試験後の外観写真と金相試料の採取位置を示す。

LZIR5 は急冷破断試験中に破断しなかった。LZIR5 では、熱電対 No. 2 の上約 4 mm の高さ、熱電対 No. 1~3 を溶接した方向から約 180° 回転した方向に破裂開口が生じている。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。試験後の外観写真より計測された破裂開口の長さは約 15 mm、幅は約 4 mm であった。また、破裂開口の正射影の面積は約 37 mm² 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を用いて推定される破裂開口部での等温酸化温度の平均は 1475 K であり、等温酸化時間は 111 s であった⁽¹¹⁾。

破裂開口中央位置の断面マクロ写真を図 4.5-9 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 42.7% 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⁽³⁾を用いて計算される酸化量は 20.8% ECR である。なお、初期（試験前）の金属層厚さに対する酸化量は 14.1% ECR となる。

図 4.5-9 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 4.5-10 に示す。被覆管内外面とも全周にわたって酸化膜が形成されている。位置 C において酸化膜厚さが平均に比べ最大で 20% 程厚かった。この位置 C 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。加えて、位置 C においては被覆管の内外面ともに酸化膜厚さが平均に比べ厚かったことから、試験時の被覆管の周方向において温度分布があり、位置 C において温度が高かったことが酸化膜が厚くなった原因と推測される。円周方向 5 か所で測定した被覆管外面の酸化膜厚さの平均値は (29±4) μm、被覆管内面の酸化膜厚さの平均値は (29±3) μm であり、被覆管両面がほぼ同等に酸化されたと考えられる。

(4) 従来データとの比較

図 4.5-11 は、平成 18、19 及び 23~26 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⁽¹¹⁻¹⁶⁾と本試験の結果を比較したものである。同図において、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⁽³⁾を用いて算出した酸化量)、横軸が等温酸化温度である。黒の白抜き丸が本試験の結果、灰色の中実丸及び白抜き丸が平成 18、19、23~26 年度に実施した試験の結果である。

この図から分かるように、本試験結果は平成 18、19、23~26 年度に実施した急冷破断試験の結果と同等であった。また、規制基準値（15%ECR）を超える約 20%ECR という酸化量を与えても、高燃焼度の Zry-2 被覆管は、約 530 N の拘束力条件下において破断することはなかった。すなわち、Zry-2 燃料被覆管については、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。

4.5.2 4 点曲げ試験

LOCA 後の炉心の冷却を長期にわた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。これまでに、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 Zircaloy-4 (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⁽¹⁷⁾。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⁽¹⁷⁾との比較ができることを優先した。平成 26 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度低スズ ZIRLO 被覆管（試験燃料棒番号：LZIR4）⁽¹¹⁾の形状及び酸化量は、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⁽¹⁷⁾における被覆管試料の形状及び酸化量に近いことから、本年度はこの低スズ ZIRLO 被覆管に対して 4 点曲げ試験を実

施した。本年度に 4 点曲げ試験に供した低スズ ZIRLO は長さ約 190 mm であり、スペイン・バンデロス炉で照射された PWR ウラン燃料セグメント AP2-8 から採取した。試験燃料棒の採取位置における燃焼度は 80 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 17.9 μm と評価されている。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 144 ppm であった⁽¹¹⁾。

急冷破断試験において、LZIR4 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⁽³⁾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 20.9%ECR であった。初期（試験前）の金属層厚さに対する酸化量は 14.6%ECR であった⁽¹¹⁾。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。LZIR4 の情報を表 4.5-2 に示す。

(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 LZIR4 に対し、4 点曲げ試験を実施した。図 4.5-12 に 4 点曲げ試験装置の概要を、図 4.5-13 に試験前に試験装置に装荷した LZIR4 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⁽¹⁷⁾。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⁽¹⁷⁾は、LOCA 時の再冠水過程における冷却材の飽和温度⁽¹⁸⁾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⁽¹⁹⁾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) LZIR4 に対する試験

LZIR4 に対する試験で得られた荷重－変位曲線を図 4.5-14 に示す。荷重が 387 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 0.67 mm であった。

LZIR4 の試験後の外観写真を図 4.5-15 に示す。LZIR4 は破裂開口部の中心位置において破損したことが分かる。

図 4.5-16 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⁽¹⁷⁾を併せて示す。図 4.5-16 に示す最大曲げモーメント（ M ）は(1)式により計算した。

$$M = \frac{P}{2}a \quad (1)$$

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⁽³⁾を用いて計算したものである。同図から、高燃焼度 LZIR4 被覆管の最大曲げモーメントは未照射 Zry-4 被覆管とほぼ同等であることが分かる。

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 25 年度に高燃焼度 M5 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⁽¹⁶⁾。本年度は、同 M5 被覆管を対象に 1473 K よりも低い酸化温度条件にて酸化速度評価試験を実施した。また、高燃焼度低スズ ZIRLO 被覆管について、1473 K の酸化温度における酸化速度評価試験を実施した。

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 M5 は、耐食性を高めるとともに水素吸収率を低減させ、また機械的強度を向上させる目的で Zr に Nb を 1.0 wt% 程度、Fe を 0.04 wt% 程度添加した Zr-Nb 系合金である。試験に用いる試験片の切出し位置を図 4.5-17 に示す。M5 被覆管材料については、仏国・グラブリン炉で照射した AP2-11 セグメント（燃焼度 84 GWd/t）から 10 個（OMFI2-6~15）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については、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 AP2-8 セグメント（燃焼度 80 GWd/t）から 5 個（OZIR2-1~5）の試験片を採取した。試験片の切出し位置を図 4.5-18 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 17.9 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、99 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 4.5-19 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) OMFI2-6~15 に対する試験

本年度及び平成 25 年度に M5 被覆管試料 (OMFI2-1~15) 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 4.5-20 に、酸化温度 1273 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 136 及び 104 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 ± 10 K 以内であった。

図 4.5-21 に、試験前の試験片の表面積で除して単位面積あ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 18 年度に取得された未照射の M5 被覆管に対する酸化速度評価試験の結果⁽¹²⁾を併せて示す。図から分かるように、酸化温度が 1373 K の場合、照射材の重量増加は未照射材と同等であった。酸化温度が 1273 K の場合、短い酸化時間において照射材の重量増加は未照射材よりも小さくなる傾向が見られる。照射済燃料被覆管において、比較的低い温度かつ短時間側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⁽¹¹⁻¹³⁾や従来知見^(20, 21)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。

ジルコニウム基合金被覆管では、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⁽²²⁾。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 4.5-21 から明らかなように、OMFI2 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 4.5-22 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 18 年度に実施した未照射の M5 被覆管に対する酸化速度評価試験結果⁽¹²⁾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⁽²³⁾を併せて示す。図 4.5-22 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。

$$\Delta W^2 = K_w t \quad (2)$$

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 4.5-22 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。同図から、照射材及び未照射材ともに、M5 被覆管は未照射 Zry-4 被覆管に比べ同等または低い酸化速度を有することが分かる。また、高燃焼度 M5 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 M5 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⁽³⁾を利用することは妥当であると考えられる。

(b) OZIR2-1~5 に対する試験

本年度に酸化速度評価試験を実施した低スズ ZIRLO 被覆管試料 (OZIR2-1~5) の試験条件を表 4.5-5 に示す。なお、OZIR2-2 は予備試料とした。本年度に実施した試験の酸化温度は 1473 K である。図 4.5-23 に、酸化温度 1473 K、酸化時間 120 及び 600 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約 82 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 ± 10 K 以内であった。

図 4.5-24 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⁽²⁴⁾を併せて示す。図から分かるように、低スズ ZIRLO 被覆管の照射材と未照射材の重量増加はほぼ同等であった。

図 4.5-25 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の結果⁽²⁴⁾、及び平成 21 年度に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⁽²³⁾を併せて示す。同図から、約 1473 K において、低スズ ZIRLO 被覆管は照射材及び未照射材共に、未照射 Zry-4 被覆管に比べわずかに大きな酸化速度を有することが分かる。一方で、低スズ ZIRLO 被覆管の酸化速度は照射材及び未照射材ともにほぼ同じであり、また、安全性評価において使用される Baker-Just 酸化速度式⁽³⁾に比べ、十分に小さな酸化速度であることが分かる。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 1473 K の酸化温度について、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ではなく、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式⁽³⁾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) OMMDA6~9 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⁽¹¹⁾である OMMDA6~9 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 4.5-26 (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が、高温酸化層の厚さは被覆管外面の周方向において不均一であった。これは、被覆管外表面において通常運転中に形成された腐食酸化膜の径方向にクラックが生じた箇所での酸化が進行することで、レンズ状の酸化膜が局所的に形成されたためだと考えられる。被覆管外面の短時間酸化側においては、腐食酸化膜の径方向にクラックが入った箇所以外では高温酸化層がほとんど確認されなかった。この腐食酸化膜における径方向のクラックは酸化速度評価試験前のレファレンス試料に対する断面金相観察からはほとんど確認されなかったことから、主に酸化速度評価試験時に形成されたと考えられる。

被覆管の内外面に形成された高温酸化層のうち、腐食酸化膜のクラック位置で観察されたレンズ状の酸化物を除いた平均酸化膜厚さを酸化時間に対してプロットした結果を図 4.5-27 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⁽²³⁾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約 16~81% 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磨されたことに伴う表面粗さの変化が考え得る。

図 4.5-28 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 95 ppm であり、この試験中に顕著な水素吸収は起こらなかったものと考えられる。900~1800 s の酸化時間にかけて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-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ると考えられるため、ブレイ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、900~1800 s の酸化時間にかけて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

欧州で照射された BWR 高燃焼度改良型燃料（燃焼度 73 及び 85 GWd/t）から採取した Zry-2 被覆管を対象に急冷破断試験を実施し、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が、被覆管試料は破断しなかった。
- 高燃焼度 Zry-2 被覆管は、規制基準値（15%ECR）を超える約 20%ECR という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、23~26 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。

H26 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 80 GWd/t）から採取した低スズ ZIRLO 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低スズ

ZIRLO 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。

また、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 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。

- M5 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は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 M5 被覆管の酸化速度が著しく変化することはない、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式^③を利用することは妥当であると考えられる。
- 低スズ ZIRLO 被覆管は、酸化温度 1473 K において、照射材と未照射材とでは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い、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式^③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	—
LZRT4	AP2-21	73		34.6	—
LZIR5	AP2-8	80	ZIRLO (low-Sn)	17.9	123

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*)	破断／ 非破断	急冷時 荷重 (N)
LZIR4	80	ZIRLO (low-Sn)	17.9	144	1474	20.9	非破断	526

*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^③を用いて算出。

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)
OMFI2-6~15	AP2-11	84	M5	—	—
OZIR2-1~5	AP2-8	80	ZIRLO (low-Sn)	17.9	99
OMMDA6~9	AP2-3	81	M-MDA (SR)	27.6	292

表 4.5-4 M5 被覆管試料 (OMFI2-1~15) 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)	
OMFI2-6~10	84	M5	1373	120~1800	7~28
OMFI2-11~15			1273	120~3600	4~21
OMFI2-1~4			1473	120~900	13~36

*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^③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。OMFI2-6~15 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^③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 低スズ ZIRLO 被覆管試料 (OZIR2-1~5) 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)	
OZIR2-1~5	80	ZIRLO (low-Sn)	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^③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 (OMMDA6~9) 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)	
OMMDA6~9	81	M-MDA (SR)	1323	120~1800	6~24

*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^③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。

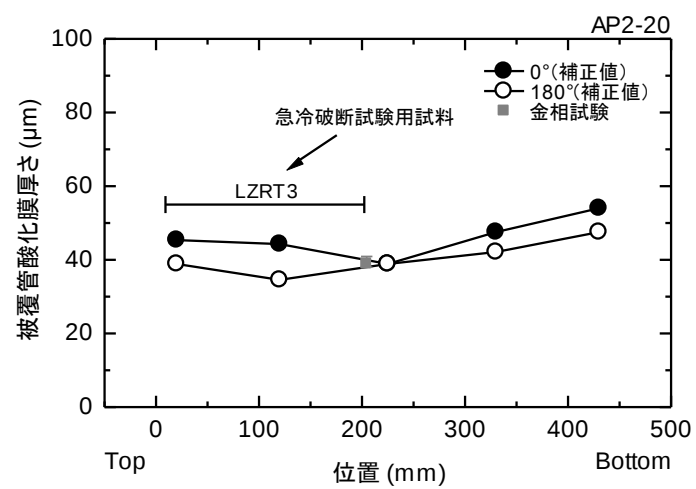


図 4.5-1 急冷破断試験に用いる試験燃料棒の採取位置 (AP2-20 セグメント)

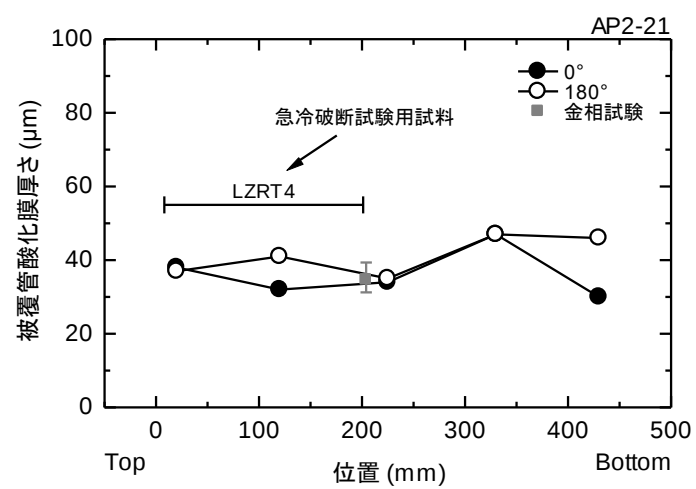


図 4.5-2 急冷破断試験に用いる試験燃料棒の採取位置 (AP2-21 セグメント)

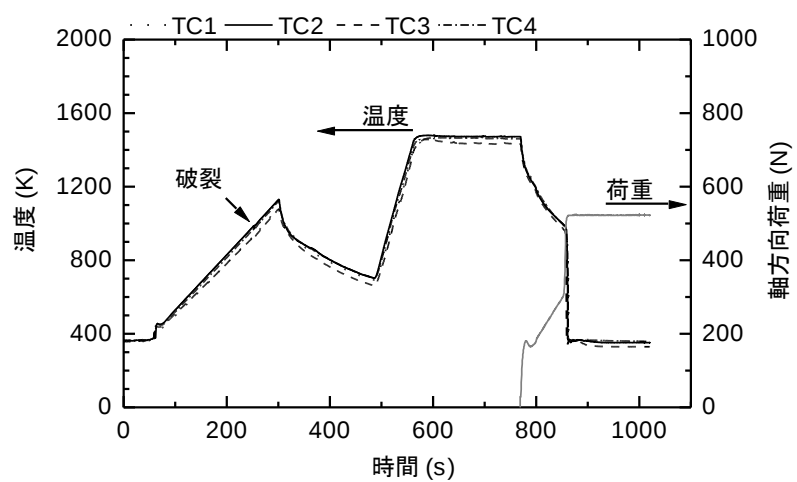


図 4.5-4 LZRT3 に対する試験での温度及び荷重履歴

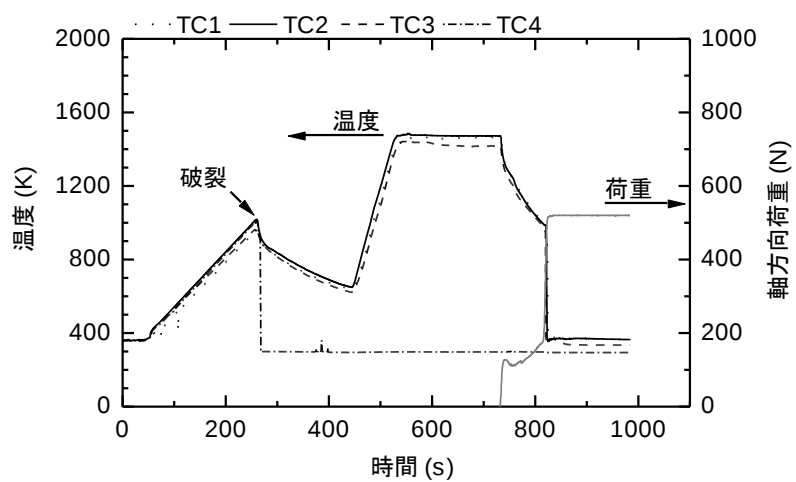


図 4.5-5 LZRT4 に対する試験での温度及び荷重履歴

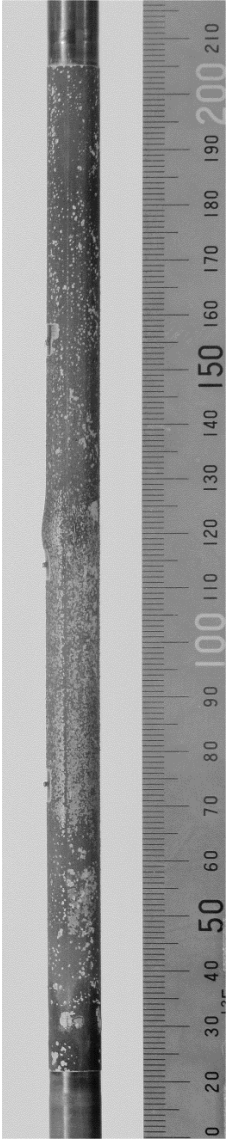
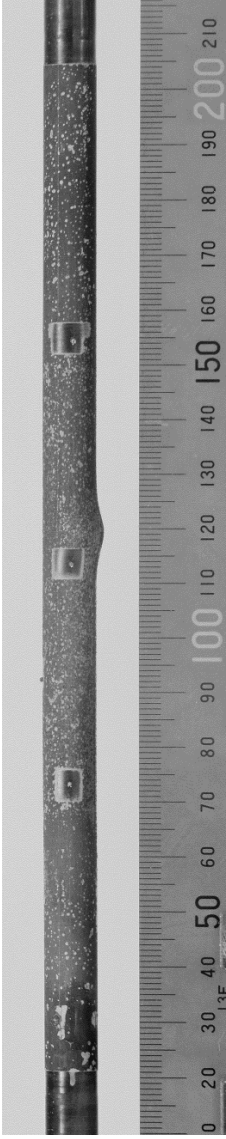
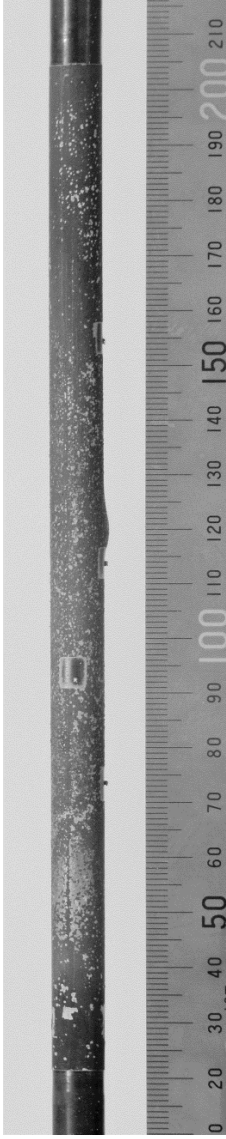
0°		上部側	下部側
90°			
180°			
270°			

図 4.5-6 LZRT3 の試験後外観写真

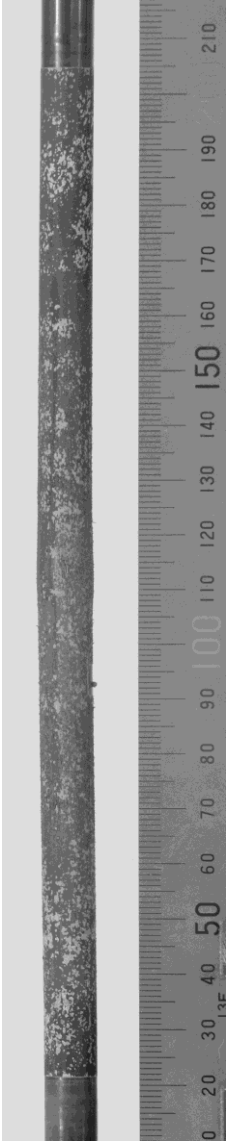
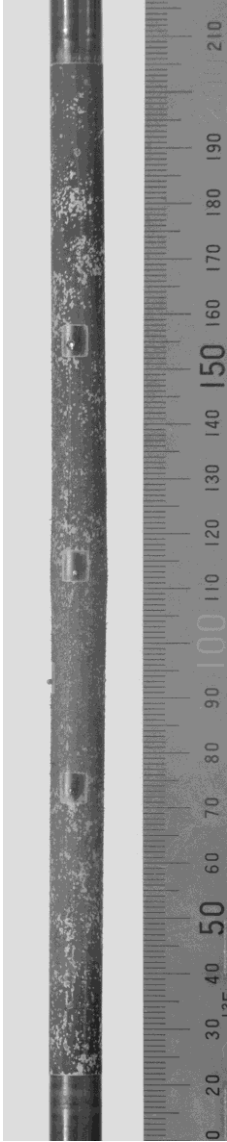
0°		上部側	下部側
90°			
180°			
270°			

図 4.5-7 LZRT4 の試験後外観写真

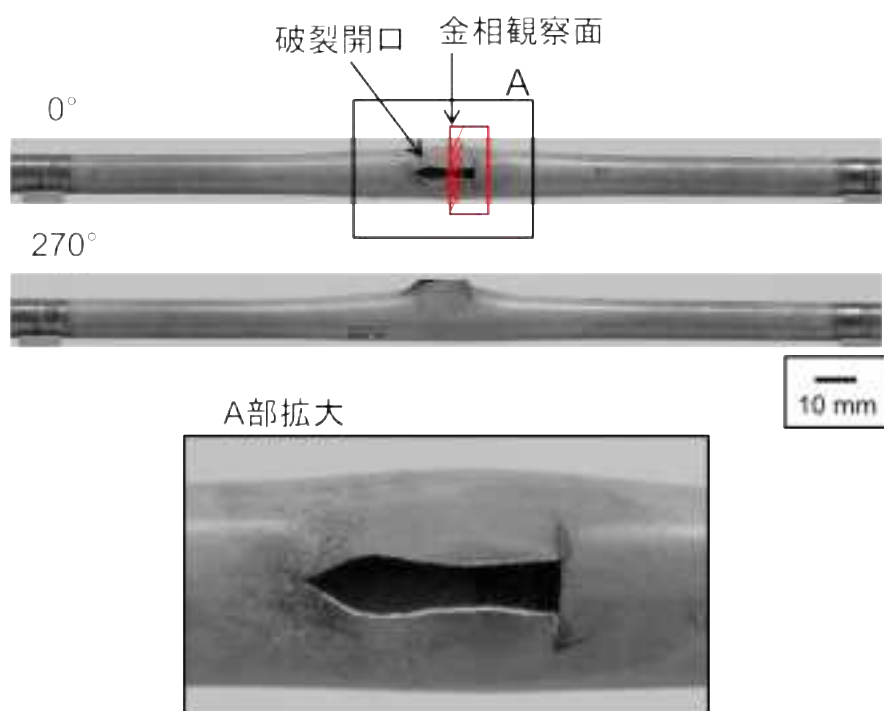


図 4.5-8 LZIR5 の試験後外観写真と金相試験の試料採取位置

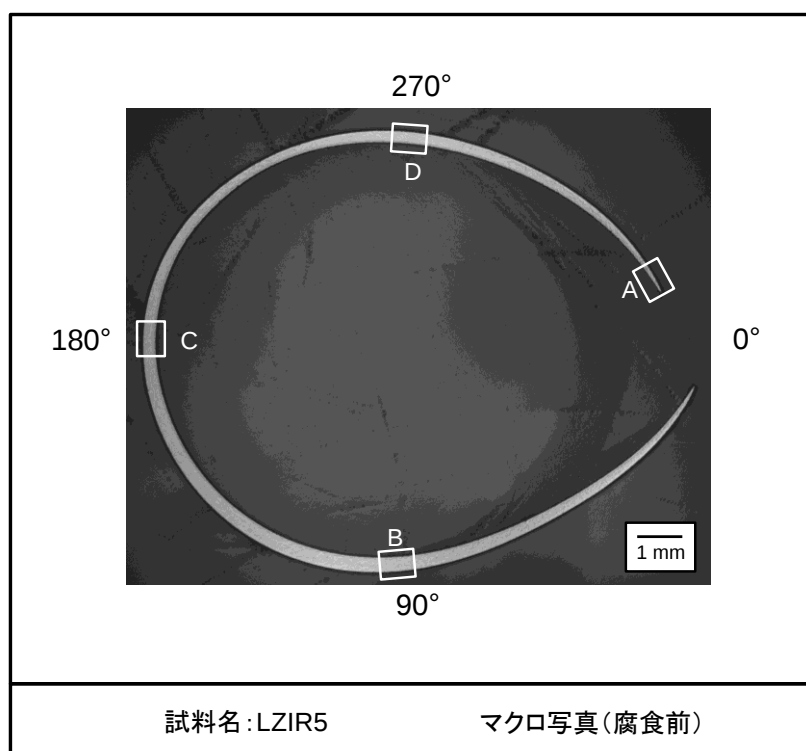


図 4.5-9 LZIR5 の試験後断面マクロ写真

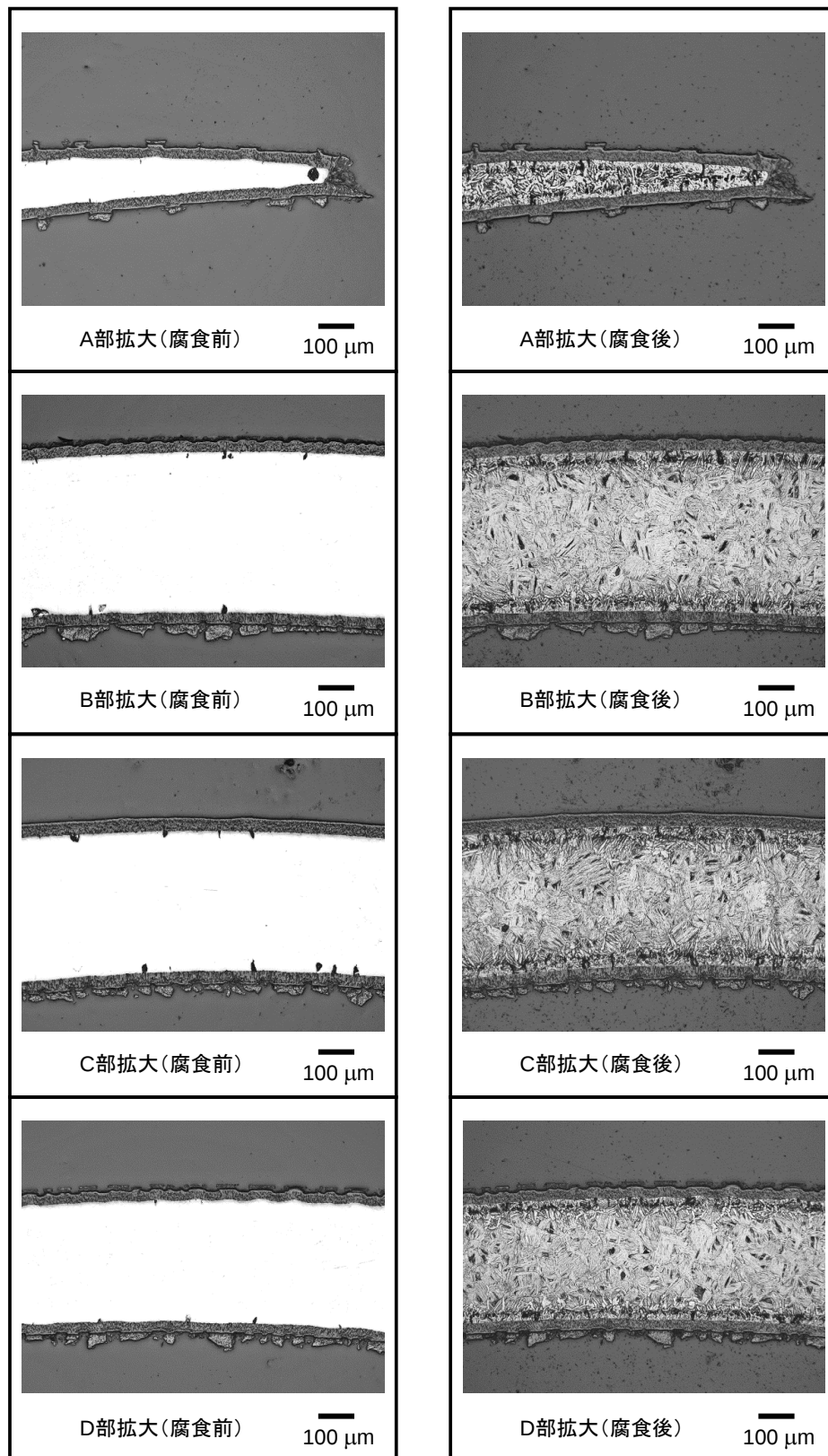
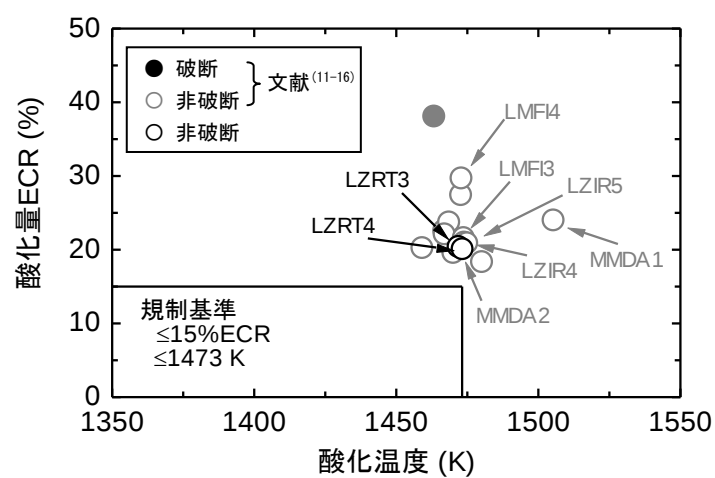
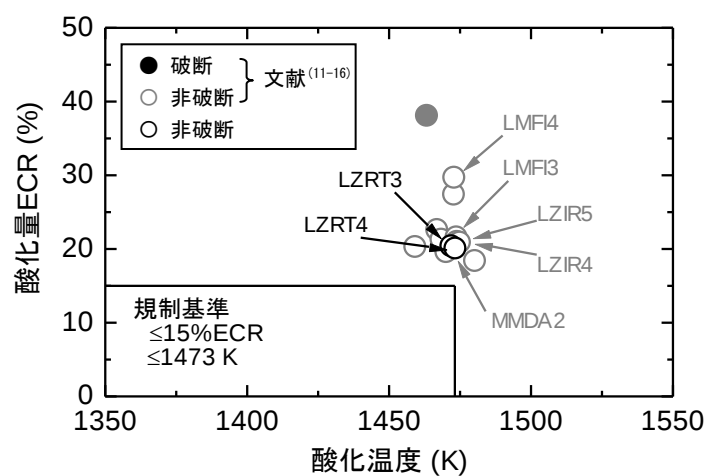


図 4.5-10 LZIR5 の試験後断面拡大写真



(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 4.5-11 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

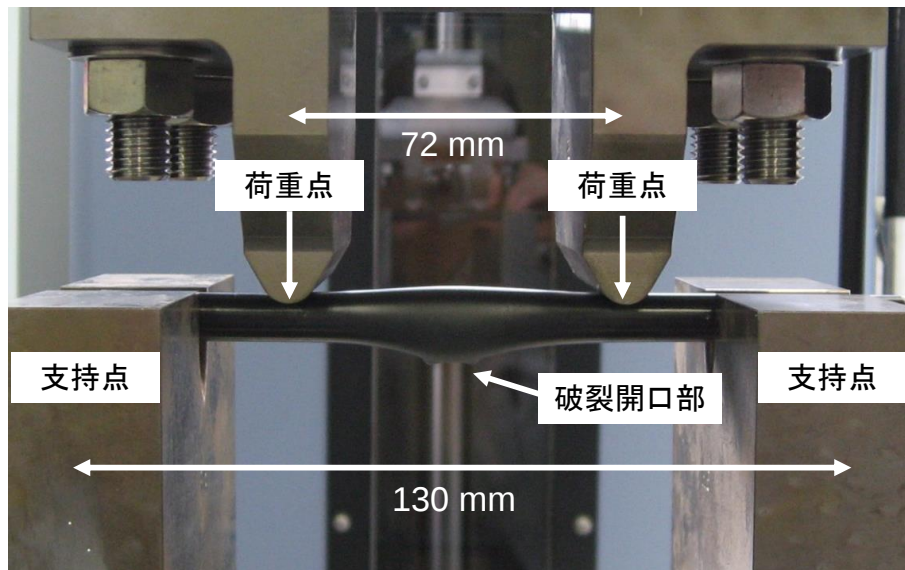


図 4.5-12 4 点曲げ試験装置の概要

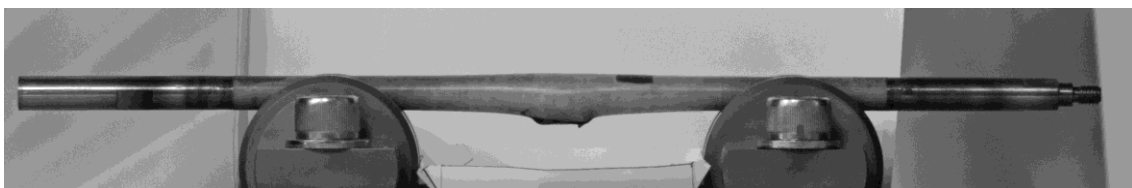


図 4.5-13 試験前に試験装置に装荷した LZIR4 の外観

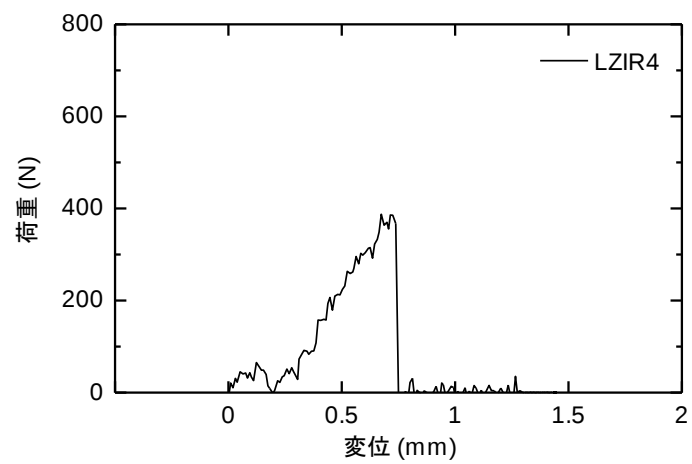


図 4.5-14 4点曲げ試験時の荷重－変位曲線 (LZIR4)

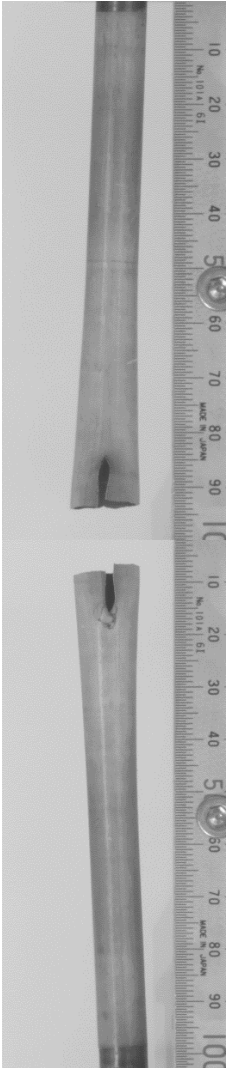
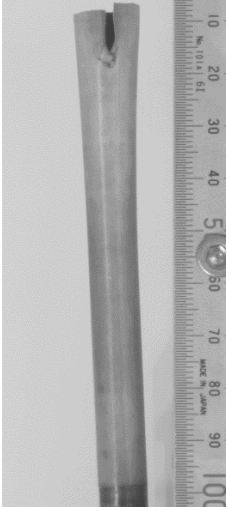
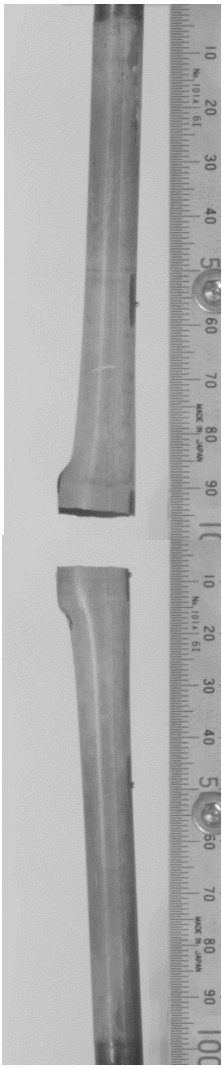
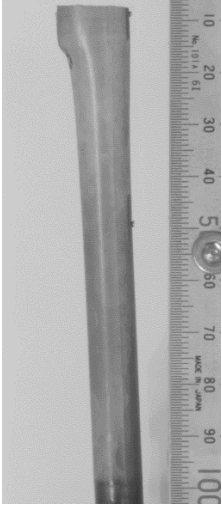
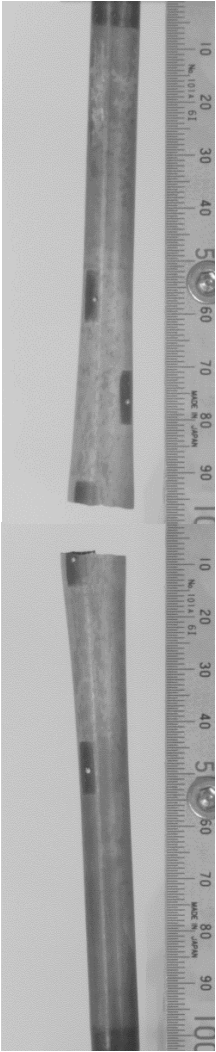
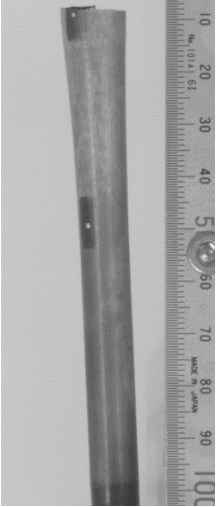
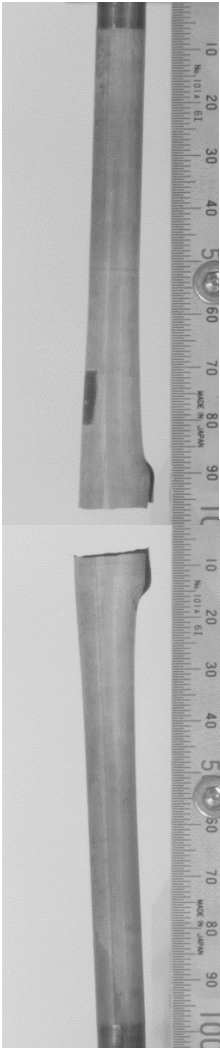
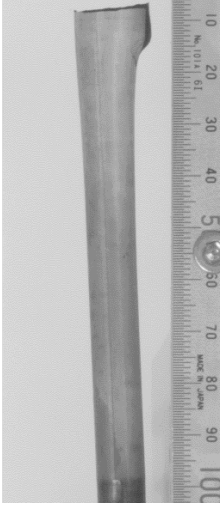
	上部側		下部側	
0°				
90°				
180°				
270°				

図 4.5-15 4 点曲げ試験後の LZIR4 の外観写真

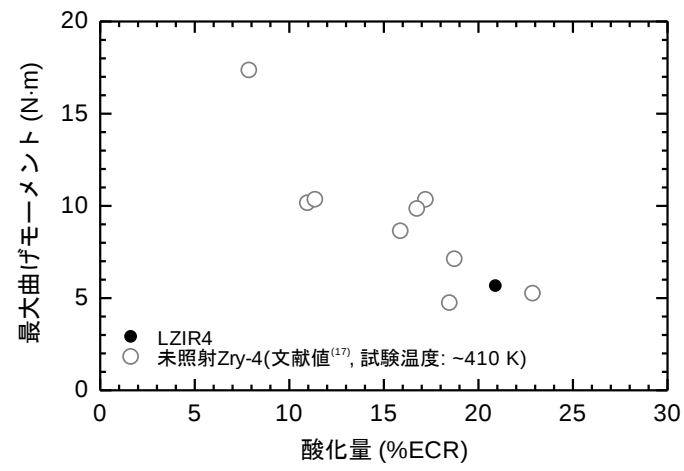


図 4.5-16 最大曲げモーメントと酸化量の関係 (酸化温度: ~1473 K)

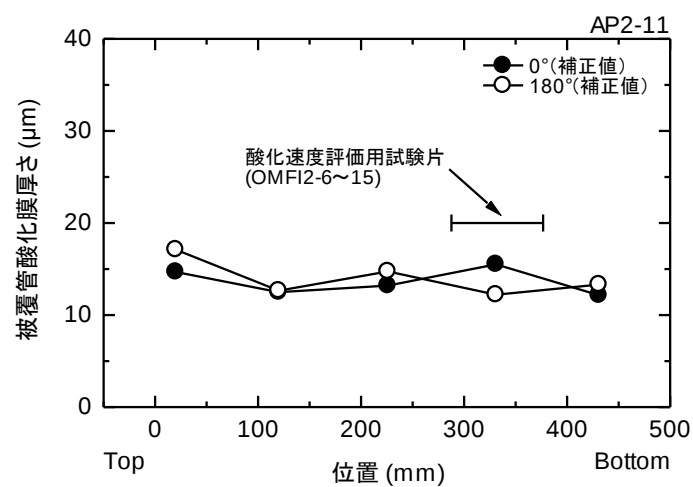


図 4.5-17 酸化速度評価試験に用いる試験片の採取位置 (AP2-11 セグメント)

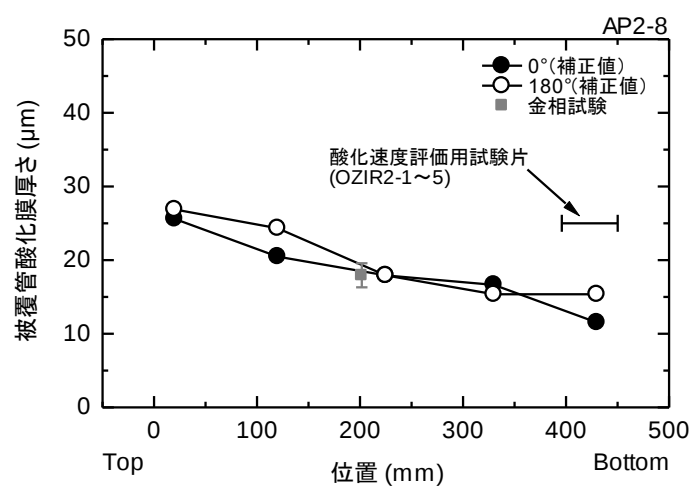


図 4.5-18 酸化速度評価試験に用いる試験片の採取位置 (AP2-8 セグメント)

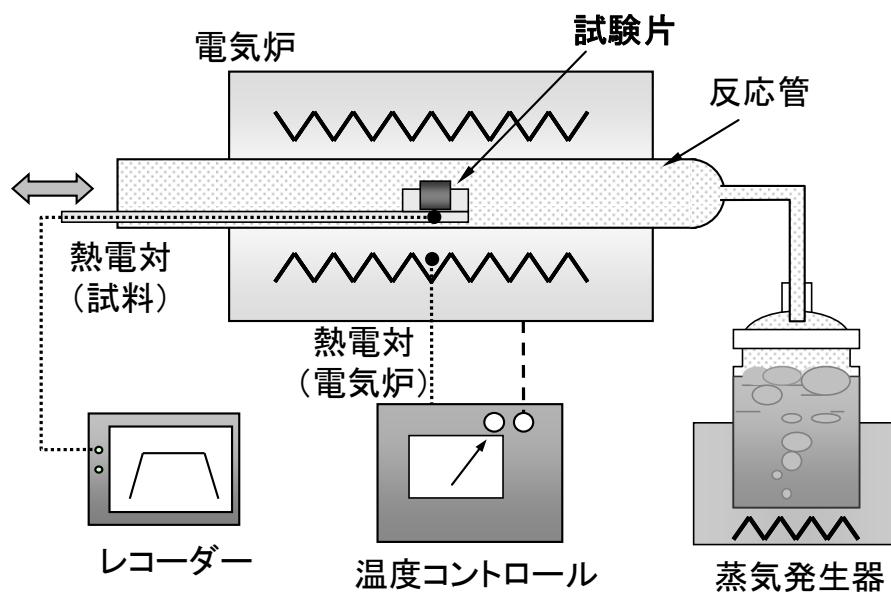


図 4.5-19 酸化速度評価試験装置の概略

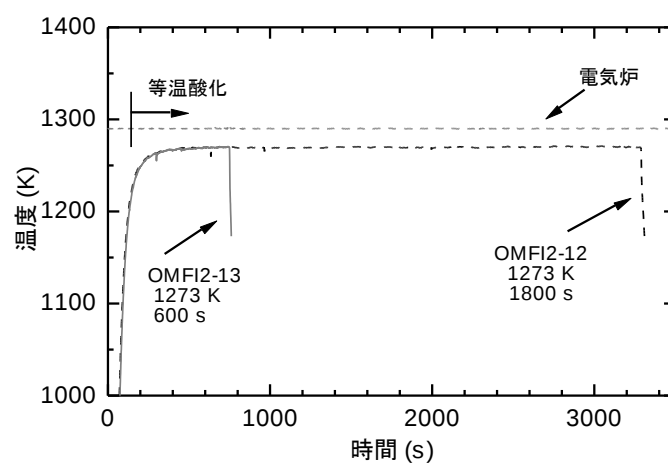


図 4.5-20 酸化温度 1273 K で実施した酸化速度評価試験中の温度履歴 (OMFI2)

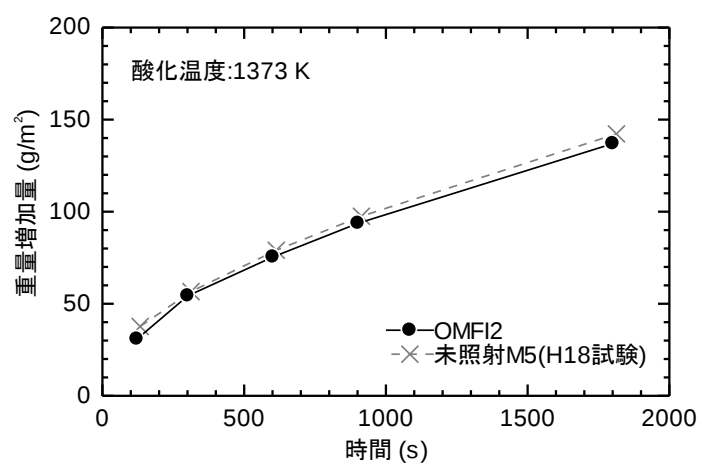
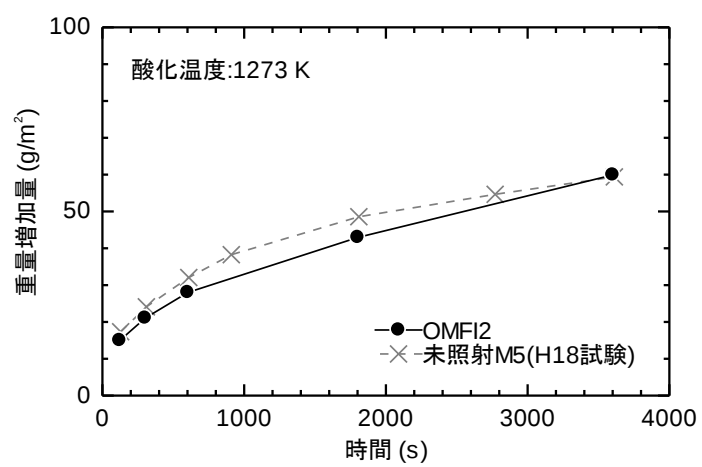


図 4.5-21 酸化速度評価試験後の重量増加量 (OMFI2)

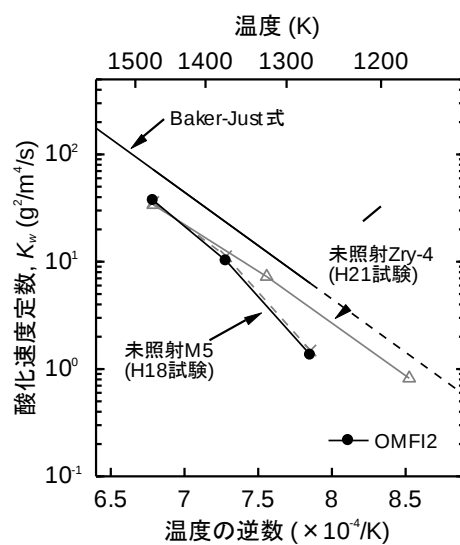


図 4.5-22 酸化速度定数の温度依存性 (OMFI2)

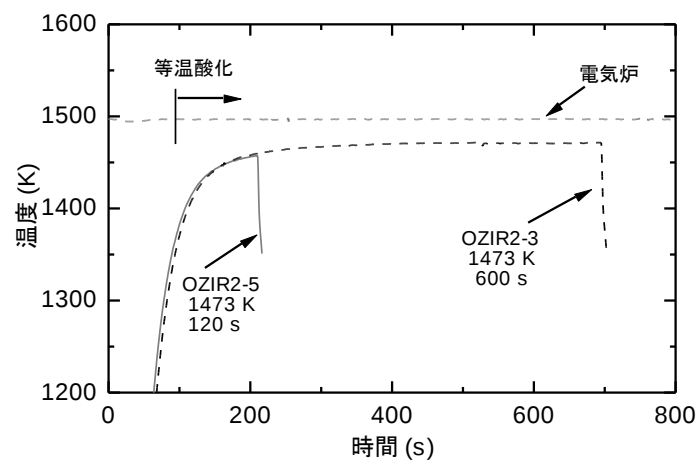


図 4.5-23 酸化温度 1473 K で実施した酸化速度評価試験中の温度履歴 (OZIR2)

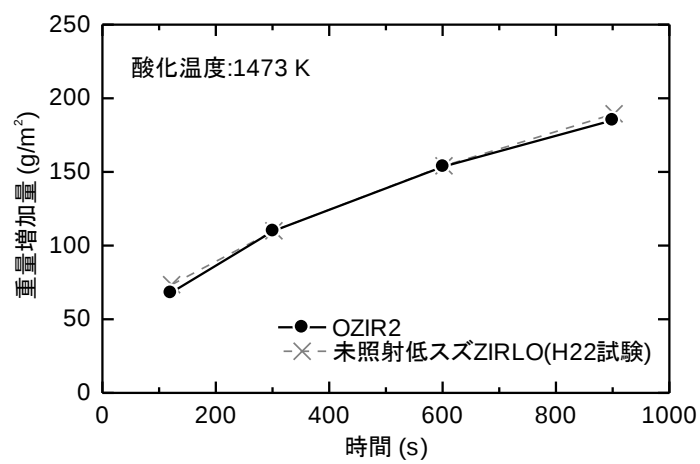


図 4.5-24 酸化速度評価試験後の重量増加量 (OZIR2)

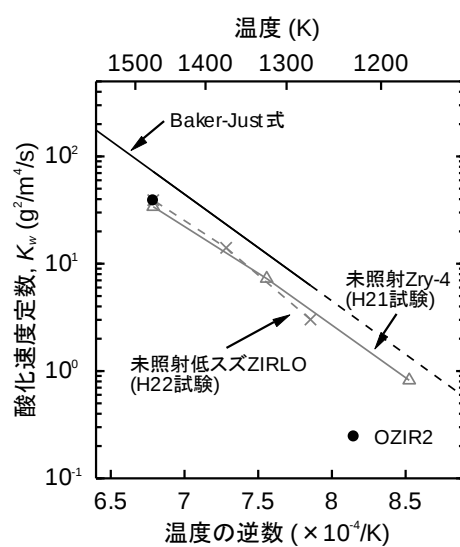


図 4.5-25 酸化速度定数の温度依存性 (OZIR2)

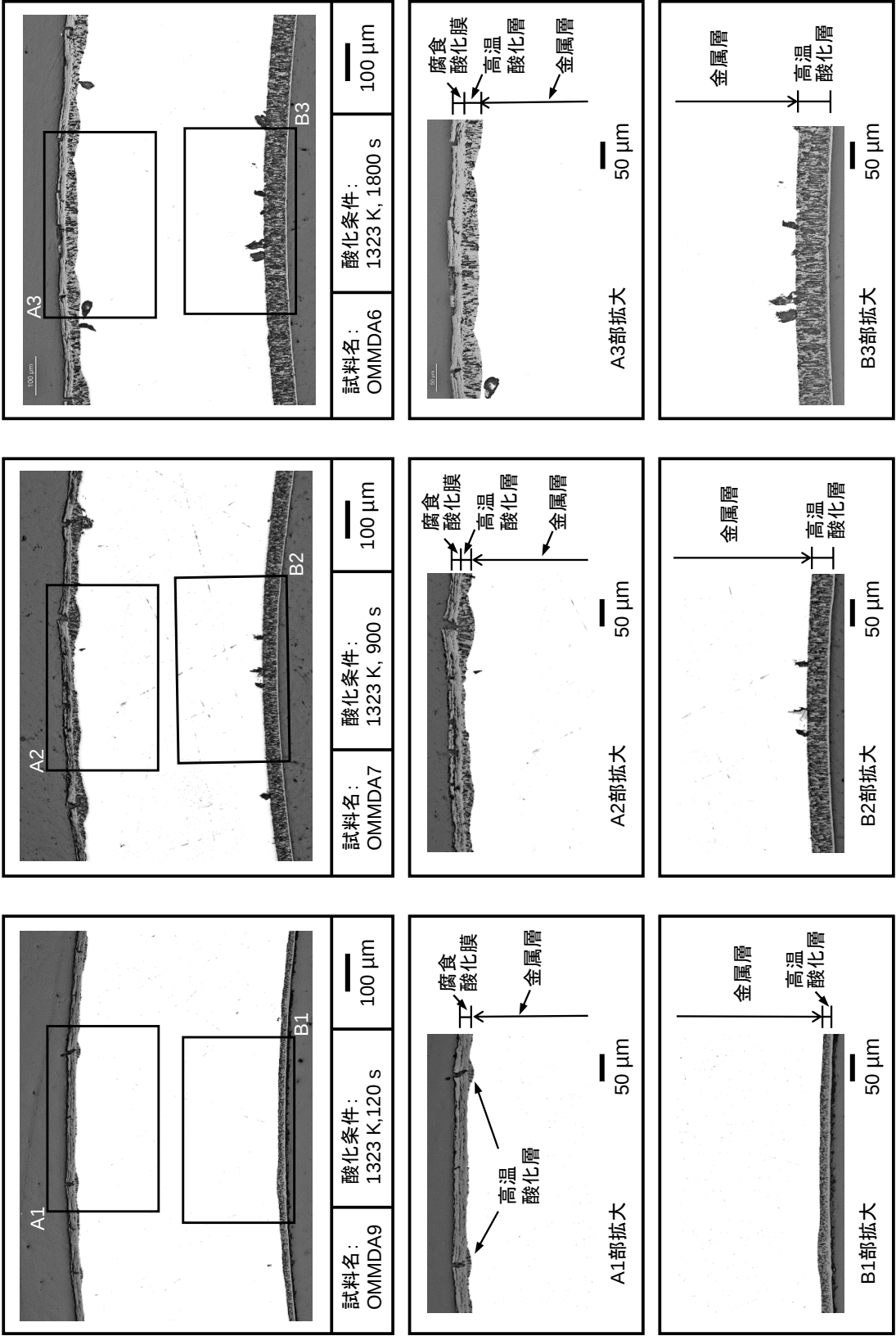


図 4.5-26 (1) 高燃焼度 M-MDA 被覆管の酸化速度評価試験後の試料断面 (酸化温度：1323 K、腐食前)

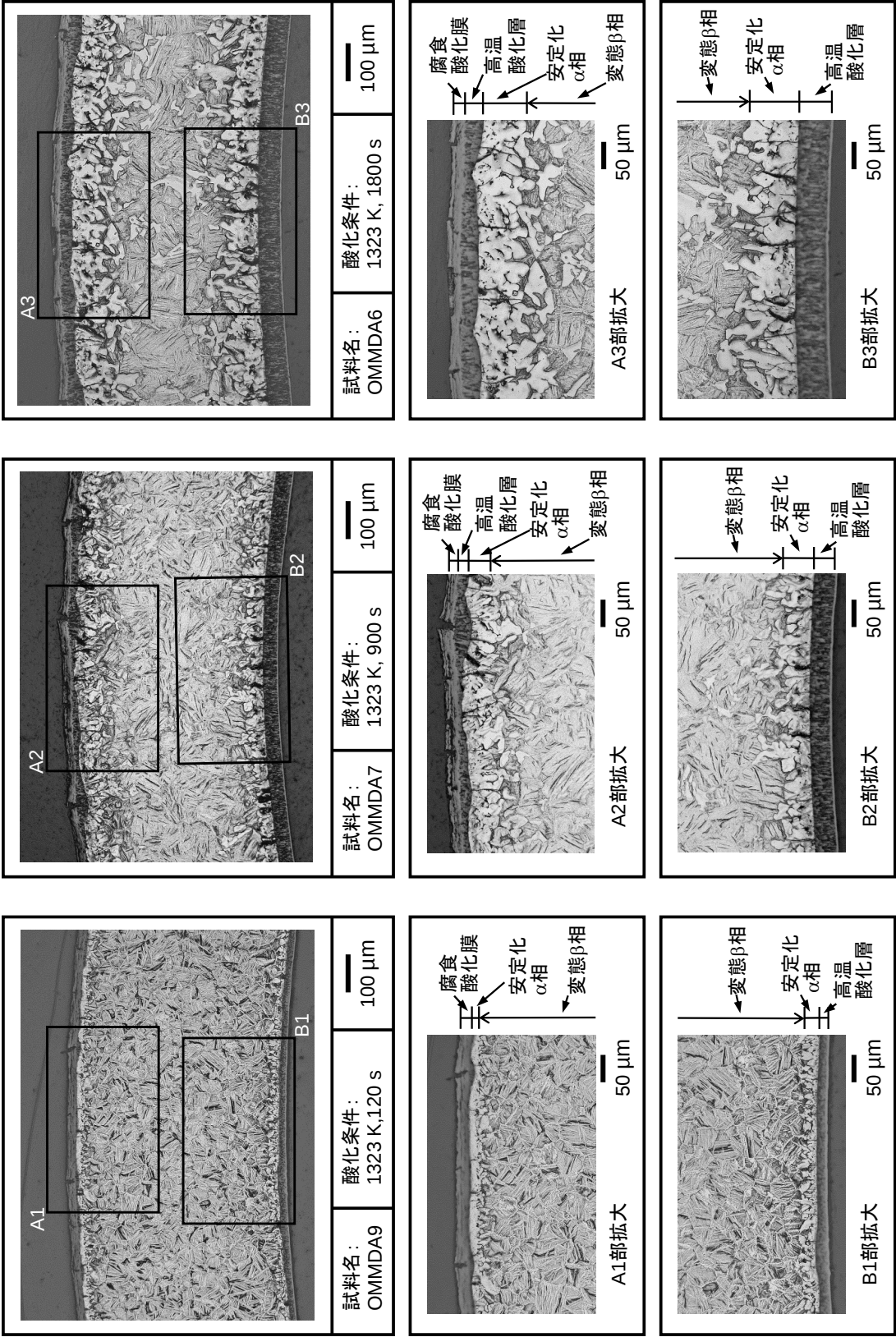


図 4.5-26 (2) 高燃焼度 M-MDA 被覆管の酸化速度評価試験後の試料断面 (酸化温度 : 1323 K、腐食後)

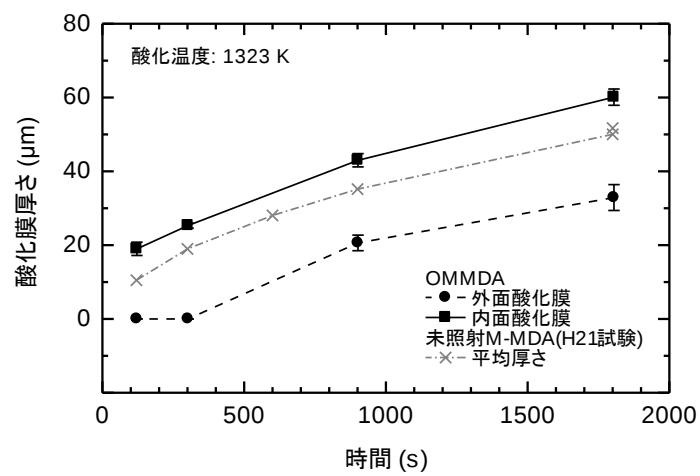


図 4.5-27 OMMDA の高温酸化層厚さと酸化時間の関係

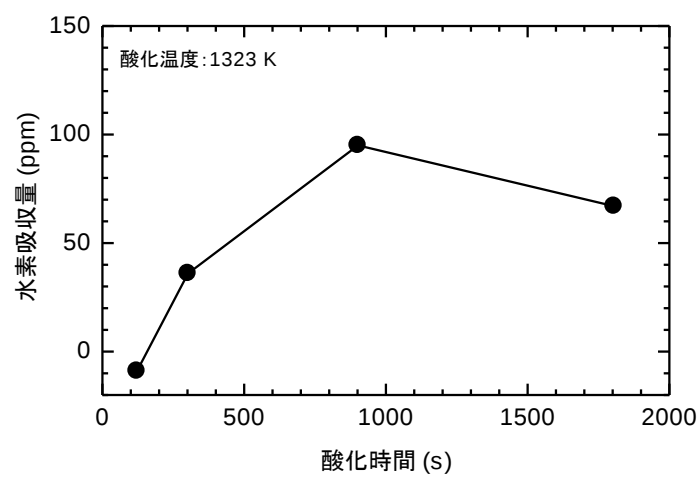


図 4.5-28 OMMDA 試料において酸化速度評価試験中に吸収された水素量の酸化時間依存性

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 1 μ m 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。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 °C(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 °C(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 °C(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 °C(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 27 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 (°C) (580±2 (K))	162±2 (bar) (16.2±0.2 (MPa))	300±50 (l/min)
IFA-736	330±2 (°C) (603±2 (K))		

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 照射サイクルを終了した ④。第 8 及び第 9 照射サイクルは、それぞれ 2015 年 7 月から 10 月まで、及び 2015 年 11 月から 2016 年 2 月まで実施された。この間の原子炉運転日数はそれぞれ約 95 及び 40 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 17～19.5 MW であった。照射開始から第 9 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 8 照射サイクル中には、スクラムによる炉停止が 2 回、軽微な修理作業のため短時間の炉停止が 1 回、新規試験リグの装荷のための炉停止が 1 回あった。また、第 9 照射サイクル中には、本試験以外の試験リグの装荷及び取出のための炉停止が 2 回、スクラムによる炉停止が 4 回、緊急補修のための炉停止が 2 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 9 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、周囲の照射孔に装荷された他の照射試験リグ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-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)を求めするため、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。

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

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 8 及び第 9 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 9 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、各照射試験リグ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。

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

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 9 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 9 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 5.5×10^{21} (n/cm²) 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 2.8×10^{-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(1σ)は、50 及び 100mm の試験片でそれぞれ 5.7×10^{-5} 及び 2.8×10^{-5} である。

第 7 及び第 8 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、-4 及び 5 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 2.8×10^{-2} (mg) と評価された。

第 7 及び第 8 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 4.6.4-6、-7 及び 8 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°C の ZIRLO(RX) 及び E635M を除き、第 8 照射サイクル終了時点での酸化膜厚さは $3 \sim 8 \mu\text{m}$ のオーダーと評価される。照射温度 320°C の ZIRLO(RX) 及び E635M については、第 6 照射サイクル終了時点での酸化膜厚さは $10 \sim 13 \mu\text{m}$ 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 27 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 5.5×10^{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°C(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)

4.6
-8

- ・ 目標温度 300°C(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)。

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

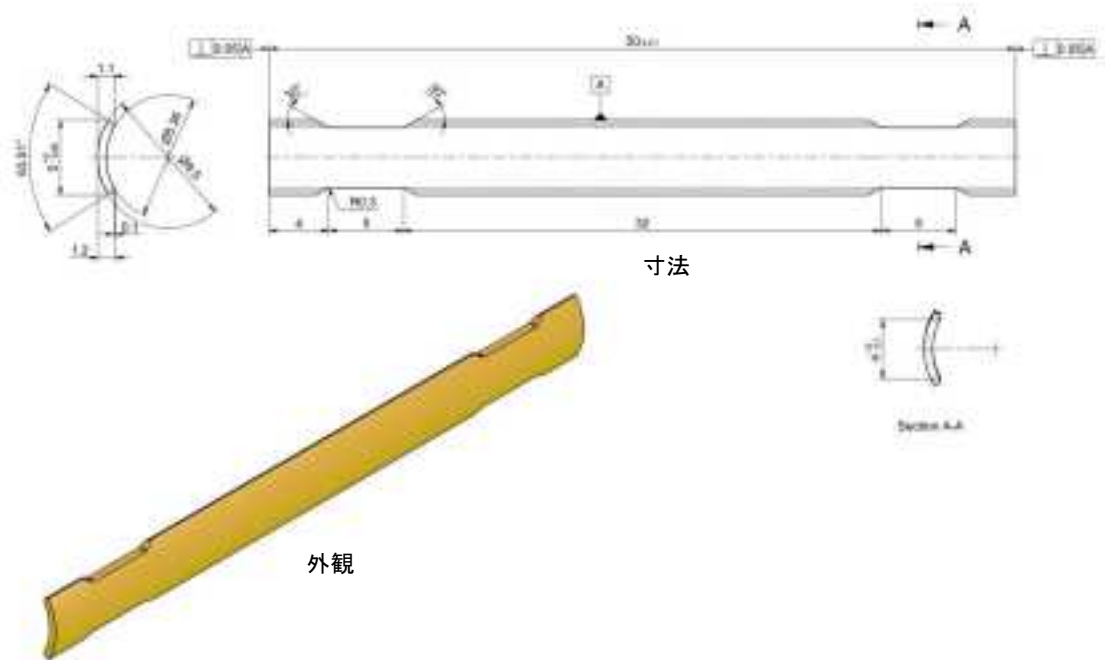
(b) IFA-736
・ 目標温度 320℃(593K)

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*

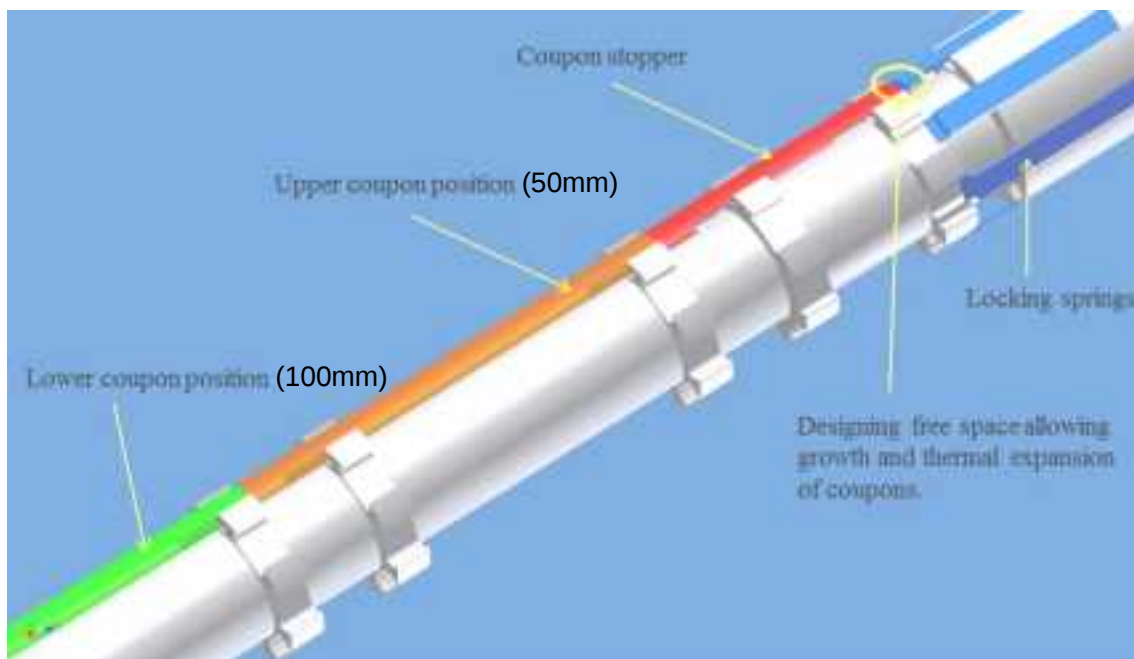
^a CW:冷間加工材、SR:応力除去焼鈍材、RX:再結晶焼鈍材、P-RX:部分的再結晶焼鈍材、H*:約 200ppm 水素吸収処理材、H**:約 400ppm 水素吸収処理材、High-Q:高 Q 値 ※材(Q=4)

※ 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)

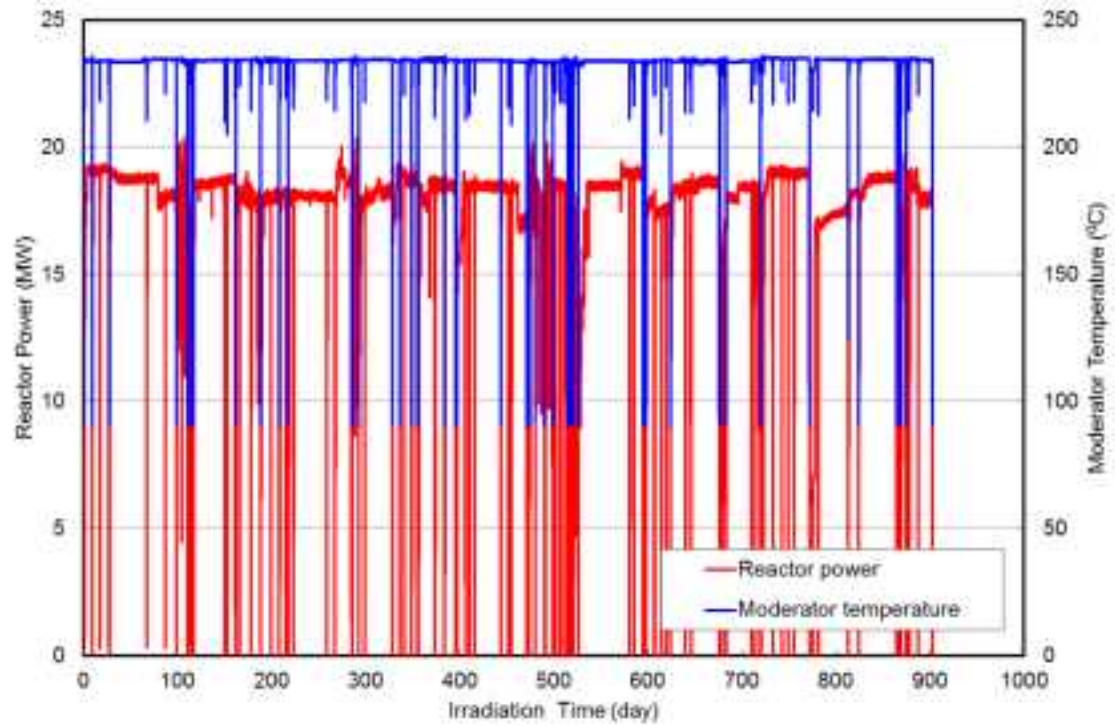
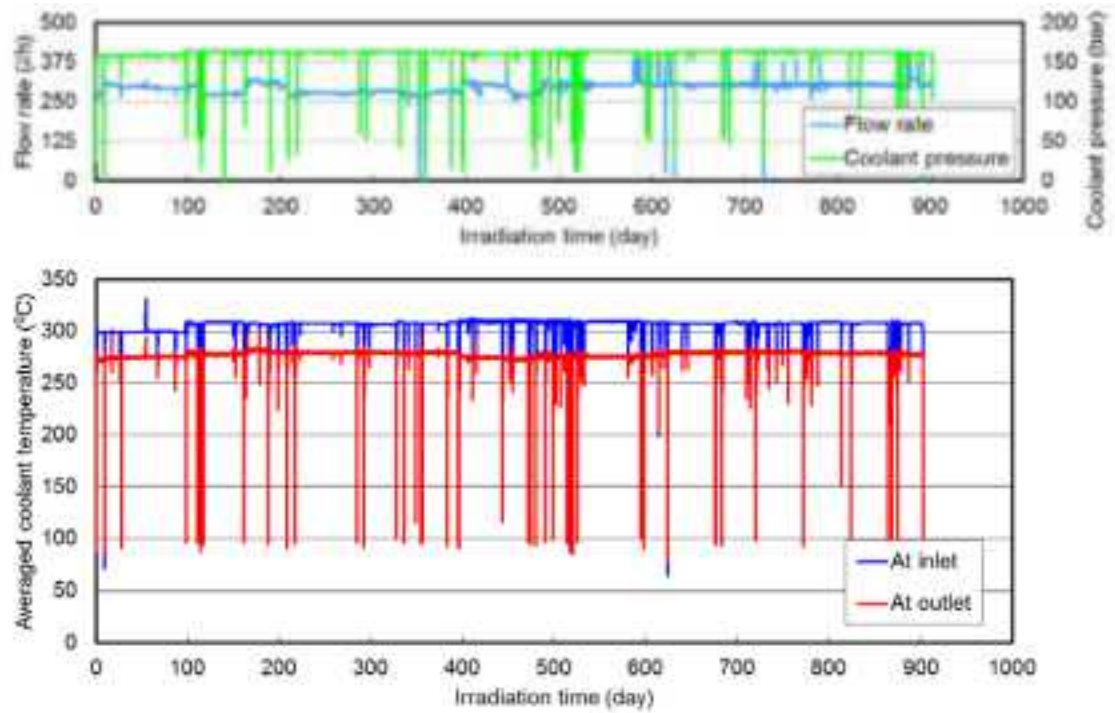
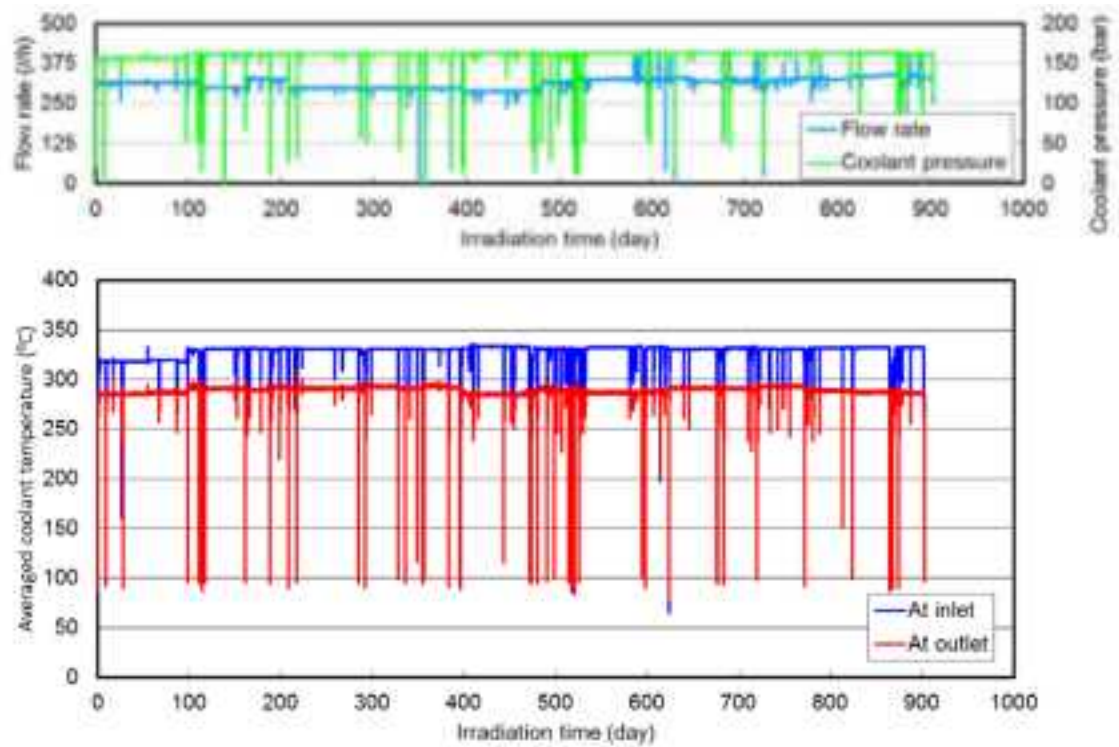


図 4.6.3-1 照射開始から第9照射サイクル終了までのハルデン炉熱出力及び減速材温度履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.6.3-2 照射開始から第 9 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

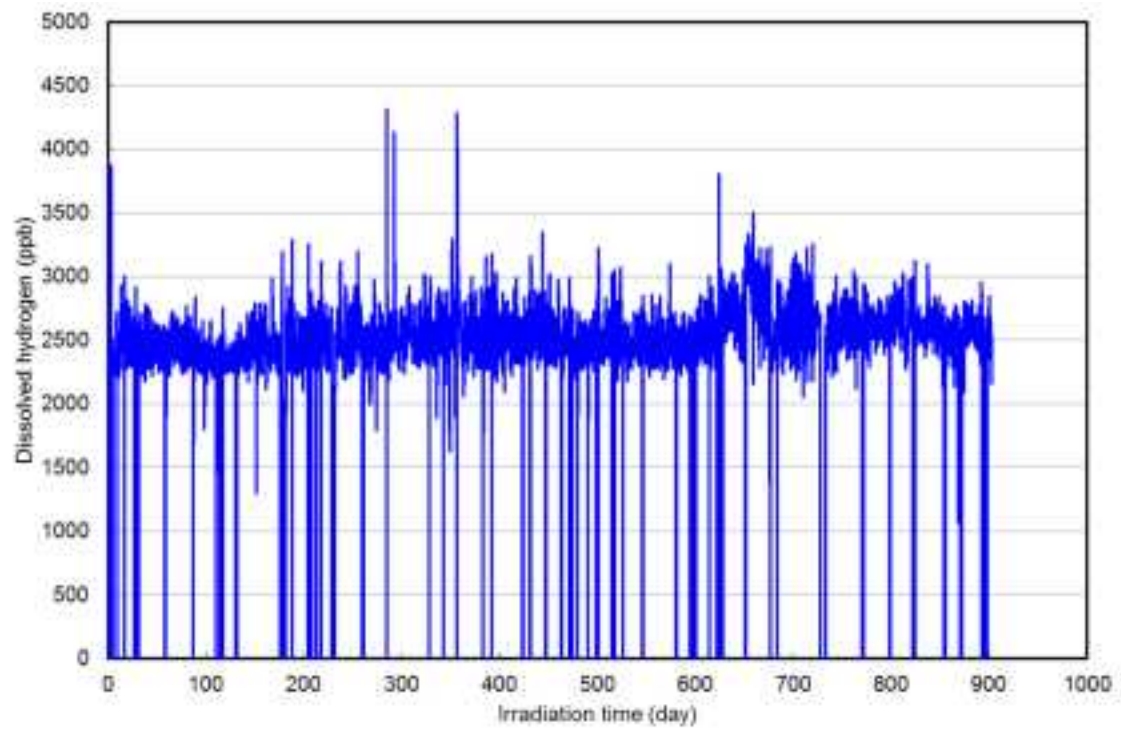


図 4.6.3-3 照射試験リグ内を流れる冷却材中溶存水素濃度の履歴

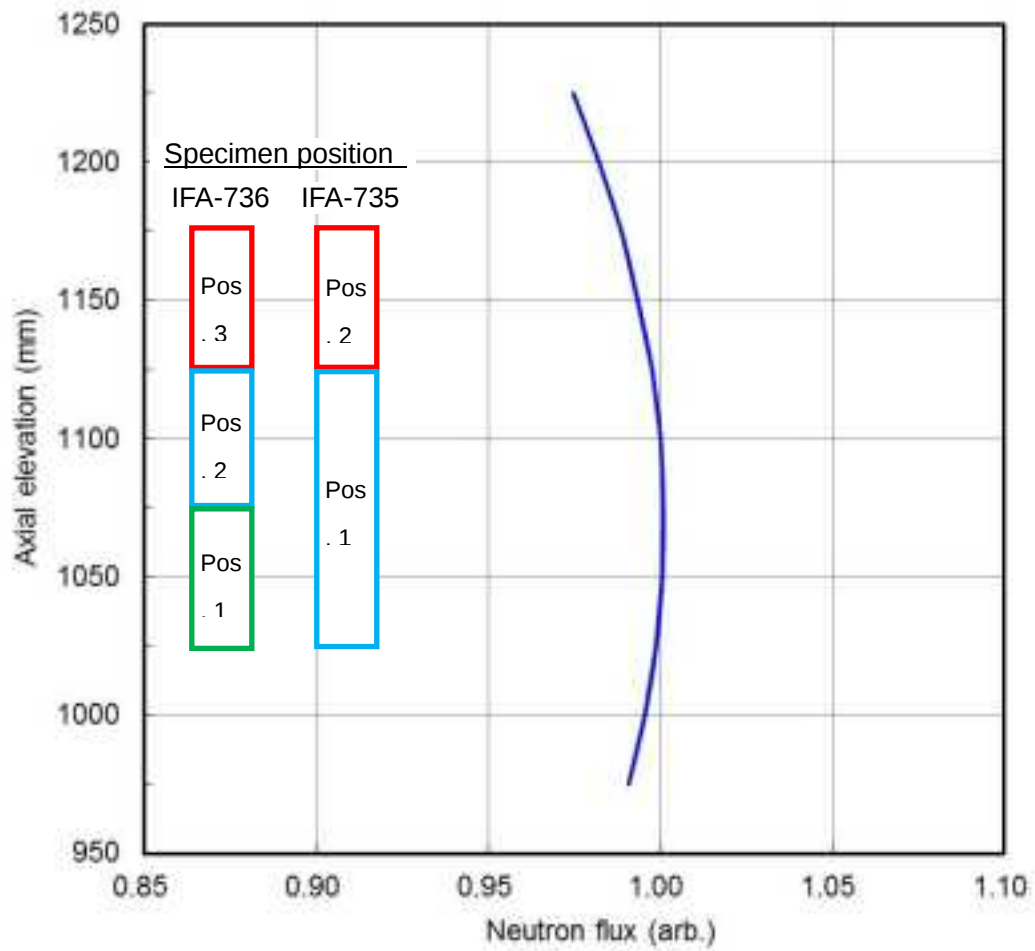
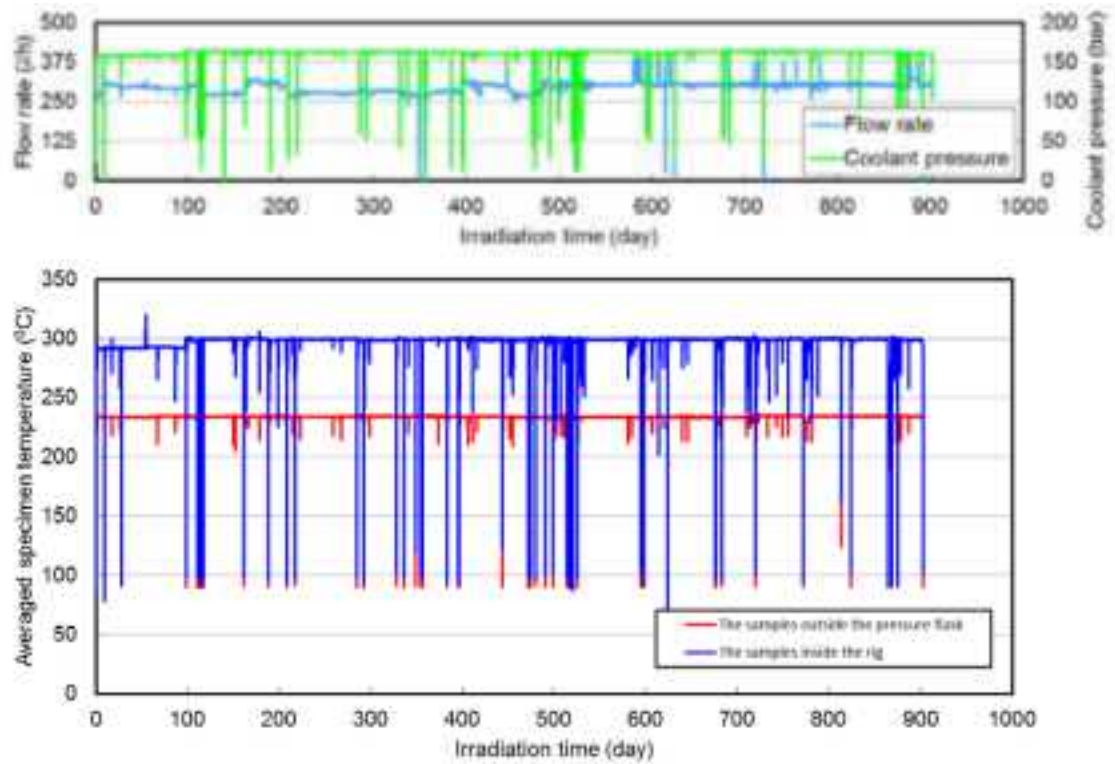
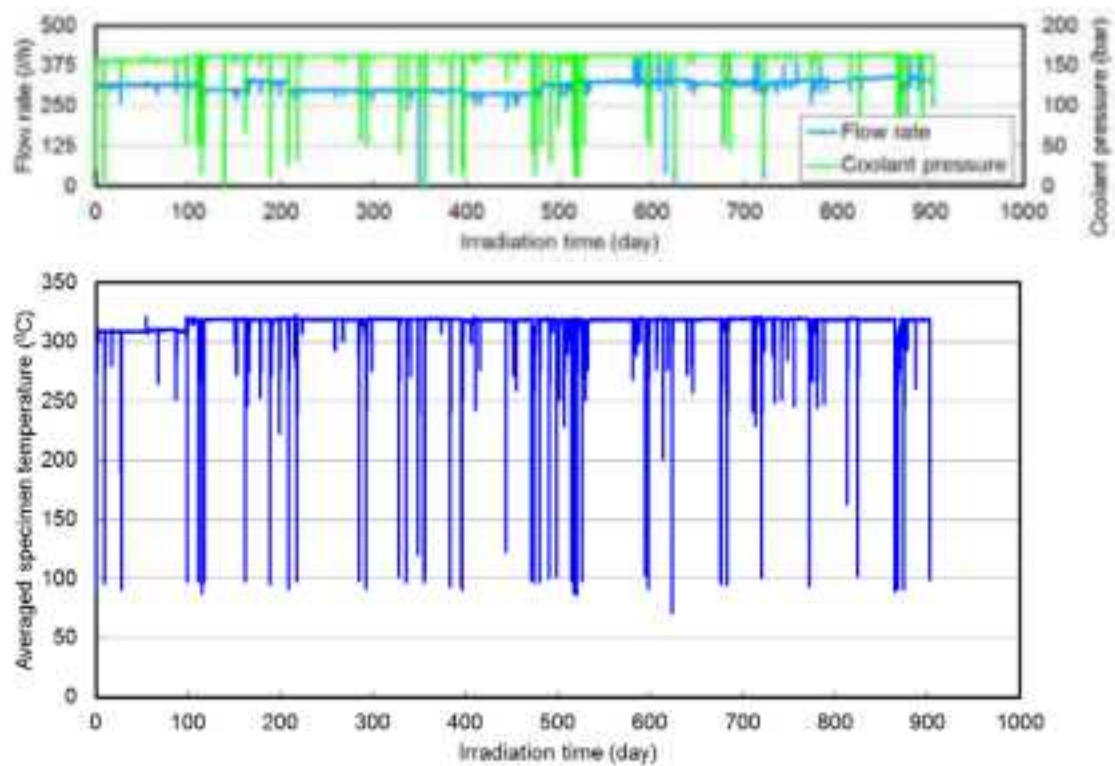


図 4.6.3-4 試験片近傍の炉心軸方向中性子束分布（ハルデン炉における典型例）

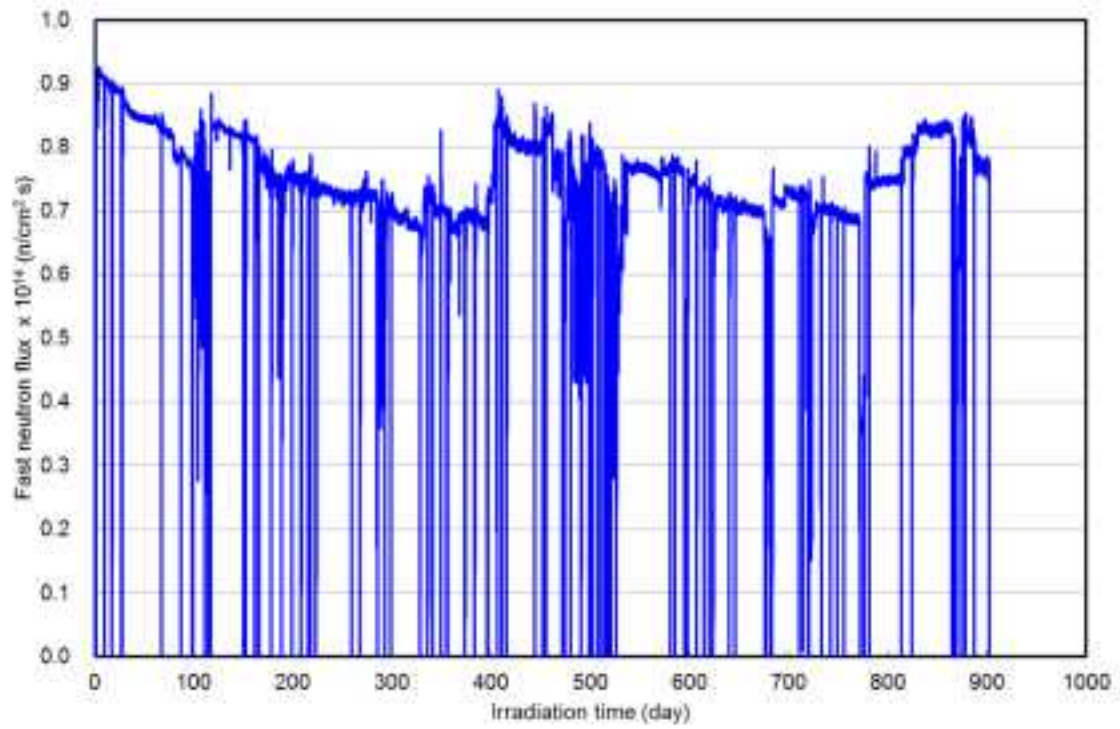


(a) IFA-735

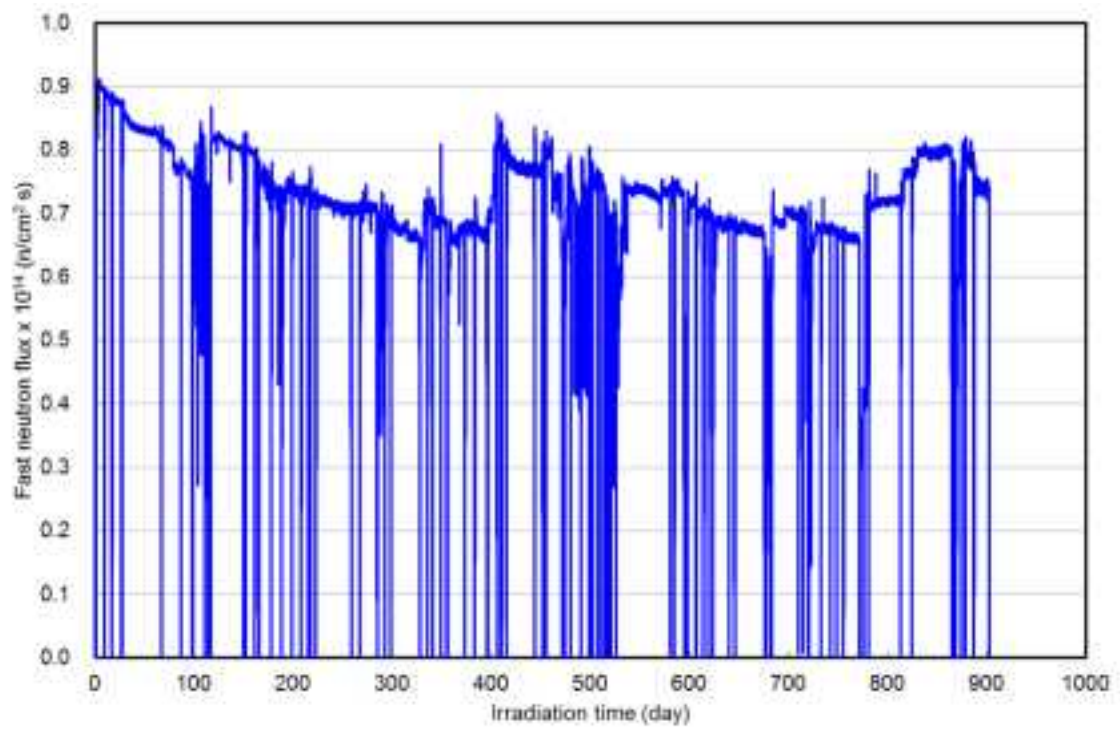


(b) IFA-736

図 4.6.3-5 照射開始から第 9 照射サイクル終了までの試験片の温度履歴

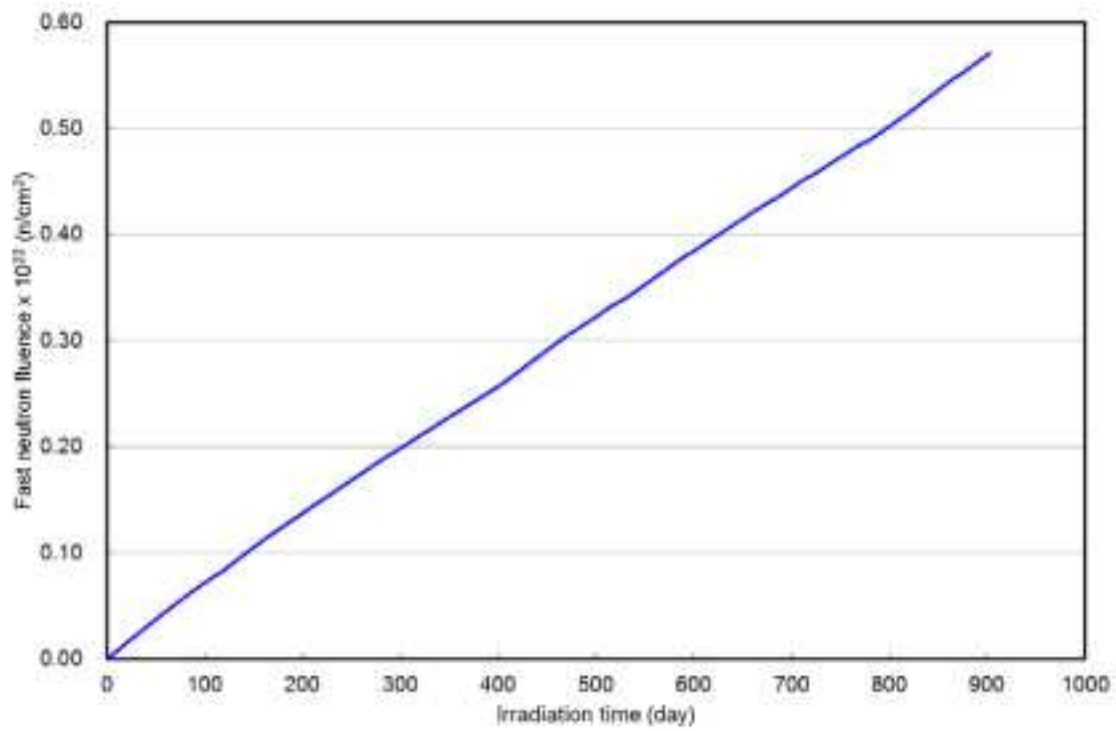


(a) IFA-735

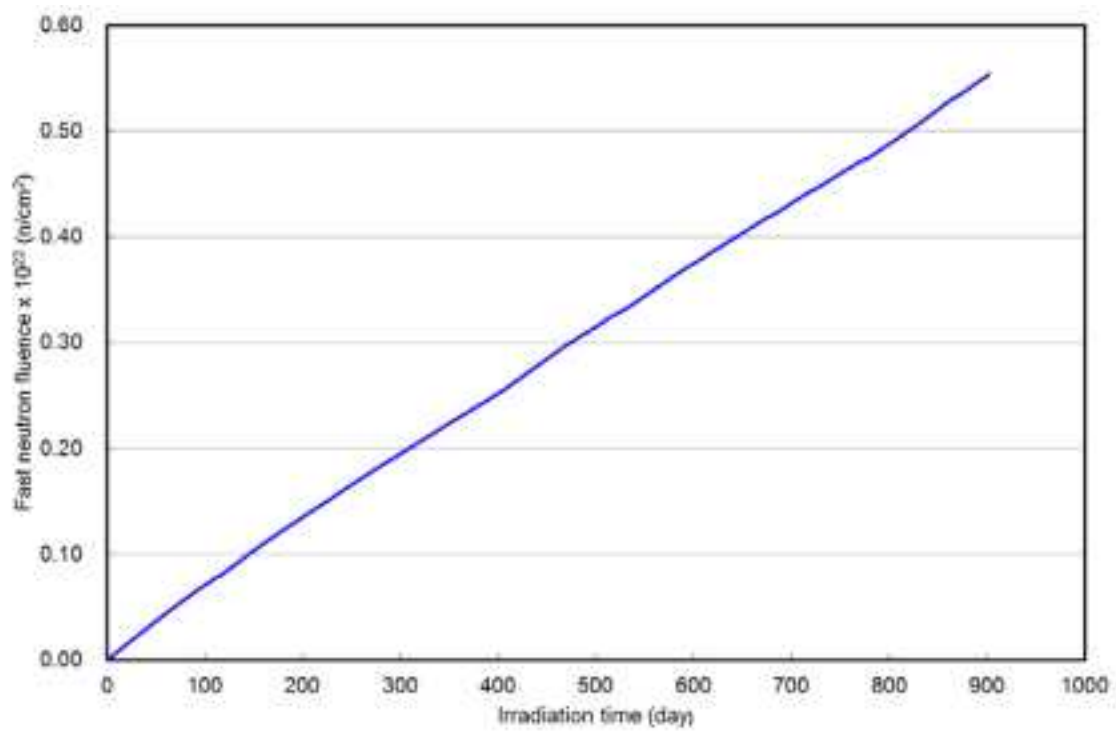


(b) IFA-736

図 4.6.3-6 照射開始から第 9 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 9 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

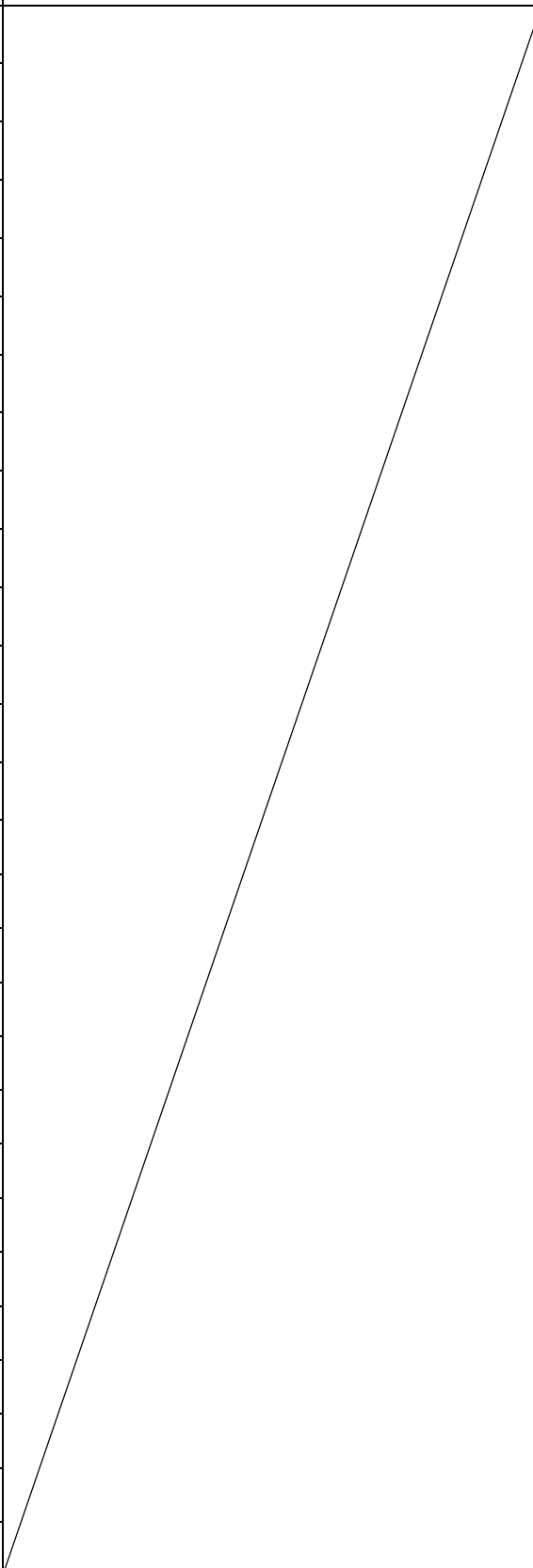
試験片 番号	第 7 照射サイクル後	第 8 照射サイクル後
5-1		
5-2		
5-3		
5-4		
5-5		
5-6		
5-7		
5-8		
5-9		
5-10		
5-11		
5-12		
5-13		
5-14		
5-15		
5-16		
5-17		
5-18		
5-19		
5-20		
5-21		
5-22		
5-23		
5-24		
5-25		
5-26		
5-27		
5-28		

図 4.6.4-1(a) 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 7 照射サイクル後	第 8 照射サイクル後
5-29		
5-30		
5-31		
5-32		
5-33		
5-34		
5-35		
5-36		
5-37		
5-38		
5-39		
5-40		

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

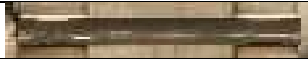
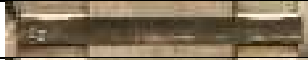
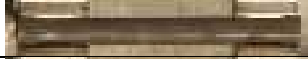
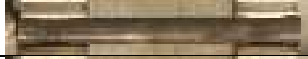
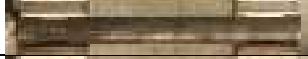
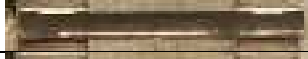
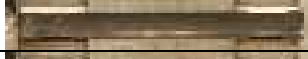
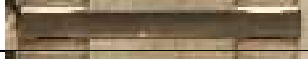
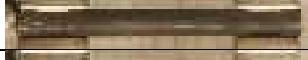
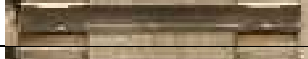
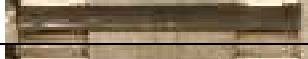
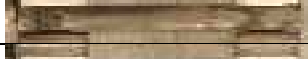
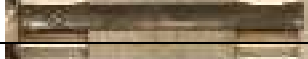
試験片 番号	第 7 照射サイクル後	第 8 照射サイクル後
6-1		
6-2		
6-3		
6-4		
6-5		
6-6		
6-7		
6-8		
6-9		
6-10		
6-11		
6-12		
6-13		
6-14		
6-15		
6-16		
6-17		
6-18		
6-19		
6-20		
6-21		

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)

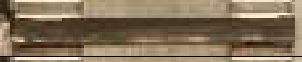
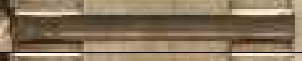
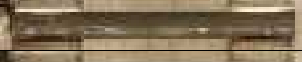
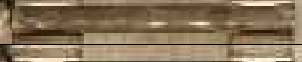
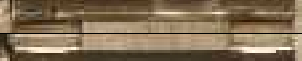
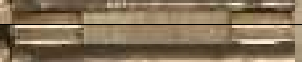
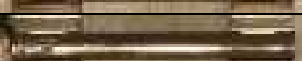
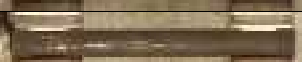
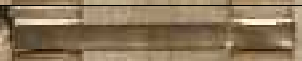
試験片 番号	第 7 照射サイクル後	第 8 照射サイクル後
6-22		
6-23		
6-24		
6-25		
6-26		
6-27		
6-28		
6-29		
6-30		
6-31		
6-32		
6-33		
6-34		
6-35		
6-36		
6-37		
6-38		
6-39		
6-40		
6-41		
6-42		

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(a) 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 7 照射サイクル後 (mm)	第 8 照射サイクル後 (mm)
5-1	M5	99.965	100.013	
5-2	Zry-4(RX)	99.982	100.041	
5-3	J-Alloy_J3	99.993	100.027	
5-4	ZIRLO(RX)	99.960	100.050	
5-5	Opt-ZIRLO(P-RX)	100.014	100.102	
5-6	ZIRLO(SR)	99.994	100.100	
5-7	Zry-4(CW, High-Q)	99.937	100.170	
5-8	M5	99.959	100.001	
5-9	Zry-4(RX)	99.981	100.038	
5-10	Zry-4(SR)	99.989	100.228	
5-11	M-MDA(SR)	99.969	100.018	
5-12	M-MDA(RX)	99.990	100.104	
5-13	J-Alloy_J2	100.001	100.027	
5-14	Zry-4(CW)	99.946	100.176	
5-15	M-MDA(RX)	49.955	50.010	
5-16	M-MDA(RX)+H*	49.974	50.029	
5-17	J-Alloy_J2	49.967	49.975	
5-18	J-Alloy_J2+H*	49.999	50.011	
5-19	Zry-4(SR, High-Q)	49.924	50.038	
5-20	Zry-4(RX, High-Q)	49.985	50.007	
5-21	Zry-4(RX, High-Q)+H*	49.967	49.985	
5-22	M5	49.950	49.972	
5-23	M5+H*	49.968	49.987	
5-24	Zry-4(RX)	49.974	50.000	
5-25	Zry-4(RX)+H*	49.992	50.018	
5-26	Zry-4(SR)	49.975	50.092	
5-27	M-MDA(SR)	49.934	49.954	
5-28	M-MDA(SR)+H*	49.971	49.992	

表 4.6.4-1(b) 試験片長さ測定結果(IFA-735(圧力フラスコ外)に装荷されたもの)

試験片 番号	材 質	試験片 作製後 (mm)	第 7 照射サイクル後 (mm)	第 8 照射サイクル後 (mm)
5-29	M5	99.961	100.049	
5-30	Zry-4(RX)	100.005	100.079	
5-31	Zry-4(SR)	99.988	100.489	
5-32	M-MDA(SR)	99.977	100.220	
5-33	J-Alloy_J2	100.003	100.068	
5-34	J-Alloy_J3	100.004	100.075	
5-35	M5	99.930	100.027	
5-36	Zry-4(RX)	100.002	100.079	
5-37	Zry-4(RX)+H*	100.008	100.099	
5-38	M-MDA(RX)	99.988	100.115	
5-39	Opt-ZIRLO(P-RX)	99.973	100.191	
5-40	ZIRLO(RX)	99.975	100.062	

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)

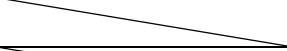
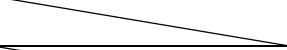
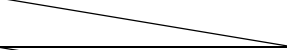
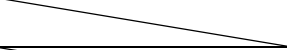
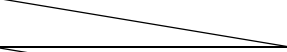
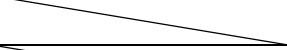
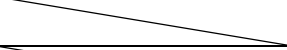
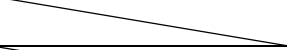
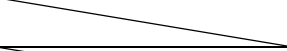
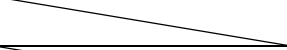
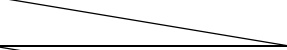
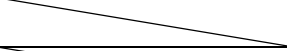
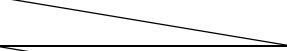
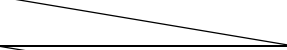
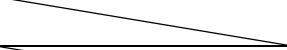
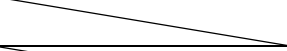
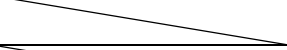
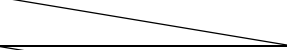
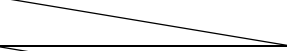
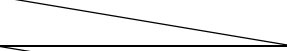
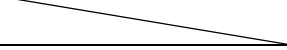
試験片 番号	材 質	試験片 作製後 (mm)	第 7 照射サイクル後 (mm)	第 8 照射サイクル後 (mm)
6-1	J-Alloy_J3	49.947		49.956
6-2	ZIRLO(RX)	49.942		50.001
6-3	E110-Opt	49.941		49.960
6-4	Zry-4(CW)	49.949		50.051
6-5	Zry-4(CW, High-Q)	49.952		50.057
6-6	Zry-4(RX, High-Q)	49.975		50.001
6-7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	49.978		50.032
6-8	M5	49.961		49.982
6-9	M5	49.952		49.975
6-10	Zry-4(RX)	49.975		50.012
6-11	Zry-4(SR)	49.965		50.096
6-12	J-Alloy_J2	49.940		49.952
6-13	Opt-ZIRLO(P-RX)	49.932		49.971
6-14	ZIRLO(SR)	49.935		49.987
6-15	Opt-ZIRLO(P-RX)	49.930		49.970
6-16	ZIRLO(SR)	49.964		50.018
6-17	J-Alloy_J3	49.977		49.989
6-18	ZIRLO(RX)	49.972		50.031
6-19	E110-Opt	49.954		49.975
6-20	Q12	49.963		49.995
6-21	E635M	49.975		50.028

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)

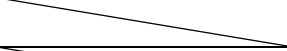
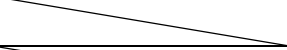
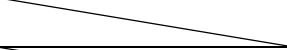
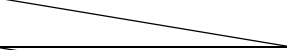
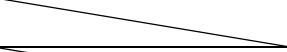
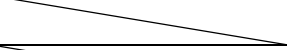
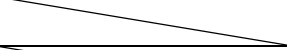
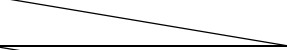
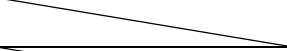
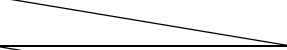
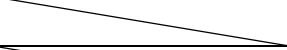
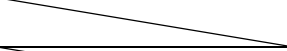
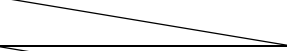
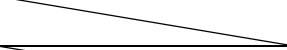
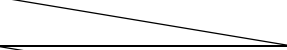
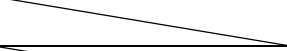
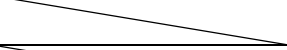
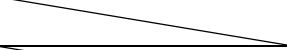
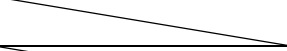
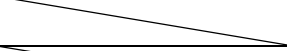
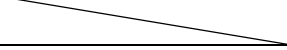
試験片 番号	材 質	試験片 作製後 (mm)	第 7 照射サイクル後 (mm)	第 8 照射サイクル後 (mm)
6-22	M5	49.962		49.983
6-23	M5	49.949		49.970
6-24	Zry-4(RX)	49.979		50.015
6-25	Zry-4(SR)	49.915		50.036
6-26	M-MDA(SR)	49.965		49.975
6-27	M-MDA(RX)	49.942		50.008
6-28	J-Alloy_J2	49.977		49.988
6-29	M-MDA(RX)	49.923		49.989
6-30	M-MDA(RX)+H*	49.964		50.034
6-31	J-Alloy_J2	49.980		49.995
6-32	J-Alloy_J2+H*	49.961		49.981
6-33	Q12	49.945		49.975
6-34	Q12+H*	49.954		49.988
6-35	Q12+H**	49.925		49.954
6-36	M5	49.962		49.985
6-37	M5+H*	49.963		49.984
6-38	Zry-4(RX)	49.969		50.002
6-39	Zry-4(RX)+H*	49.990		50.026
6-40	Zry-4(RX)+H**	49.977		50.047
6-41	M-MDA(SR)	49.955		49.958
6-42	M-MDA(SR)+H*	49.973		49.997

表 4.6.4-3(a) 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 7 照射サイクル後 (mg)	第 8 照射サイクル後 (mg)
5-1	M5	1535.80	1539.71	
5-2	Zry-4(RX)	1909.59	1913.07	
5-3	J-Alloy_J3	1681.23	1683.82	
5-4	ZIRLO(RX)	1690.42	1699.22	
5-5	Opt-ZIRLO(P-RX)	1641.87	1645.43	
5-6	ZIRLO(SR)	1645.78	1649.21	
5-7	Zry-4(CW, High-Q)	1959.28	1962.75	
5-8	M5	1533.67	1537.81	
5-9	Zry-4(RX)	1962.64	1966.22	
5-10	Zry-4(SR)	1904.58	1908.32	
5-11	M-MDA(SR)	1707.46	1710.99	
5-12	M-MDA(RX)	1702.92	1707.95	
5-13	J-Alloy_J2	1687.89	1691.59	
5-14	Zry-4(CW)	1927.98	1931.51	
5-15	M-MDA(RX)	856.99	859.53	
5-16	M-MDA(RX)+H*	858.13	860.25	
5-17	J-Alloy_J2	854.63	856.61	
5-18	J-Alloy_J2+H*	857.72	859.48	
5-19	Zry-4(SR, High-Q)	944.88	946.71	
5-20	Zry-4(RX, High-Q)	927.93	929.71	
5-21	Zry-4(RX, High-Q)+H*	938.28	939.20	
5-22	M5	755.79	757.92	
5-23	M5+H*	678.71	680.75	
5-24	Zry-4(RX)	938.74	940.74	
5-25	Zry-4(RX)+H*	954.34	955.41	
5-26	Zry-4(SR)	923.54	925.38	
5-27	M-MDA(SR)	850.08	851.72	
5-28	M-MDA(SR)+H*	856.46	858.16	

表 4.6.4-3(b) 試験片重量測定結果(IFA-735(圧力フラスコ外)に装荷されたもの)

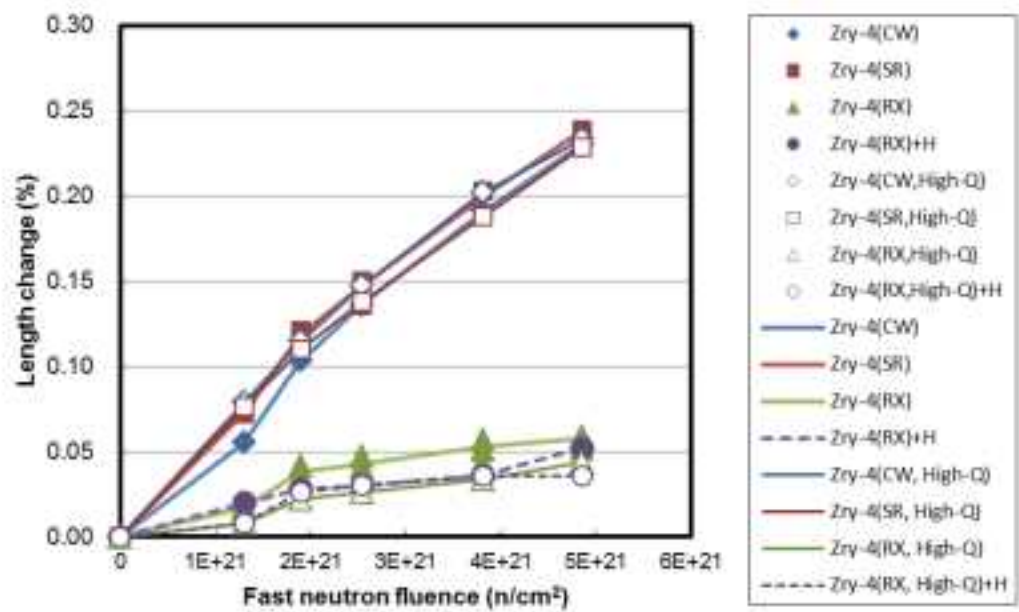
試験片 番号	材 質	試験片 作製後 (mg)	第 7 照射サイクル後 (mg)	第 8 照射サイクル後 (mg)
5-29	M5	1536.57	1547.10	
5-30	Zry-4(RX)	1991.55	2000.39	
5-31	Zry-4(SR)	1874.44	1883.42	
5-32	M-MDA(SR)	1701.47	1712.05	
5-33	J-Alloy_J2	1691.98	1700.82	
5-34	J-Alloy_J3	1663.31	1671.07	
5-35	M5	1537.56	1547.83	
5-36	Zry-4(RX)	1937.21	1945.93	
5-37	Zry-4(RX)+H*	1939.83	1946.64	
5-38	M-MDA(RX)	1697.47	1706.93	
5-39	Opt-ZIRLO(P-RX)	1679.83	1689.19	
5-40	ZIRLO(RX)	1728.02	1735.84	

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)

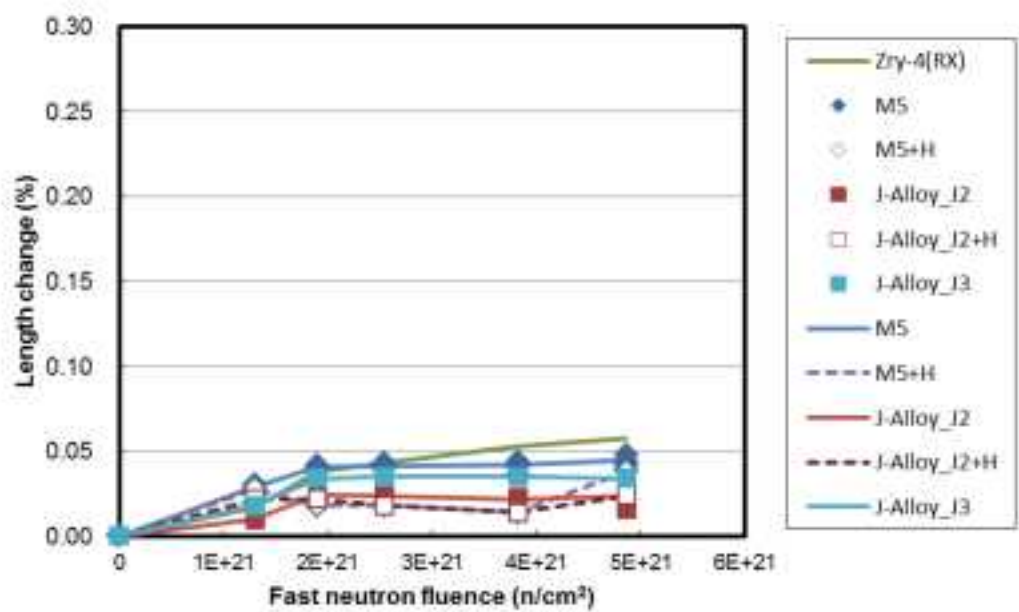
試験片 番号	材 質	試験片 作製後 (mg)	第 7 照射サイクル後 (mg)	第 8 照射サイクル後 (mg)
6-1	J-Alloy_J3	844.46		847.45
6-2	ZIRLO(RX)	820.53		830.46
6-3	E110-Opt	846.24		849.34
6-4	Zry-4(CW)	960.56		964.51
6-5	Zry-4(CW, High-Q)	964.44		968.26
6-6	Zry-4(RX, High-Q)	929.86		933.68
6-7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	911.15		915.23
6-8	M5	756.27		759.38
6-9	M5	753.91		756.87
6-10	Zry-4(RX)	969.50		973.30
6-11	Zry-4(SR)	948.20		952.26
6-12	J-Alloy_J2	835.45		838.45
6-13	Opt-ZIRLO(P-RX)	825.92		829.25
6-14	ZIRLO(SR)	832.37		836.98
6-15	Opt-ZIRLO(P-RX)	816.98		820.42
6-16	ZIRLO(SR)	827.45		832.11
6-17	J-Alloy_J3	836.24		839.12
6-18	ZIRLO(RX)	836.16		845.99
6-19	E110-Opt	859.35		862.47
6-20	Q12	765.05		768.92
6-21	E635M	827.24		835.19

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 7 照射サイクル後 (mg)	第 8 照射サイクル後 (mg)
6-22	M5	751.35		754.45
6-23	M5	753.03		756.14
6-24	Zry-4(RX)	972.47		976.44
6-25	Zry-4(SR)	924.60		928.47
6-26	M-MDA(SR)	859.62		863.16
6-27	M-MDA(RX)	855.71		861.94
6-28	J-Alloy_J2	844.92		848.02
6-29	M-MDA(RX)	855.01		861.36
6-30	M-MDA(RX)+H*	853.27		858.23
6-31	J-Alloy_J2	841.53		844.68
6-32	J-Alloy_J2+H*	852.31		855.27
6-33	Q12	760.88		764.77
6-34	Q12+H*	737.48		741.28
6-35	Q12+H**	741.38		744.79
6-36	M5	752.26		755.43
6-37	M5+H*	720.52		723.55
6-38	Zry-4(RX)	951.45		955.57
6-39	Zry-4(RX)+H*	970.97		972.81
6-40	Zry-4(RX)+H**	929.93		934.99
6-41	M-MDA(SR)	853.24		856.90
6-42	M-MDA(SR)+H*	850.12		853.61

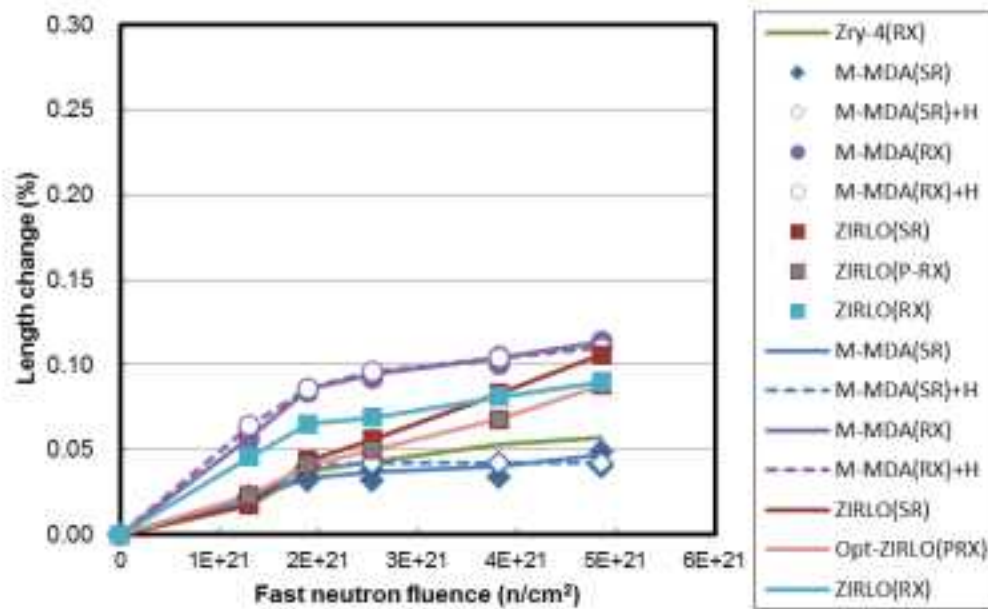


(a) Zry-4



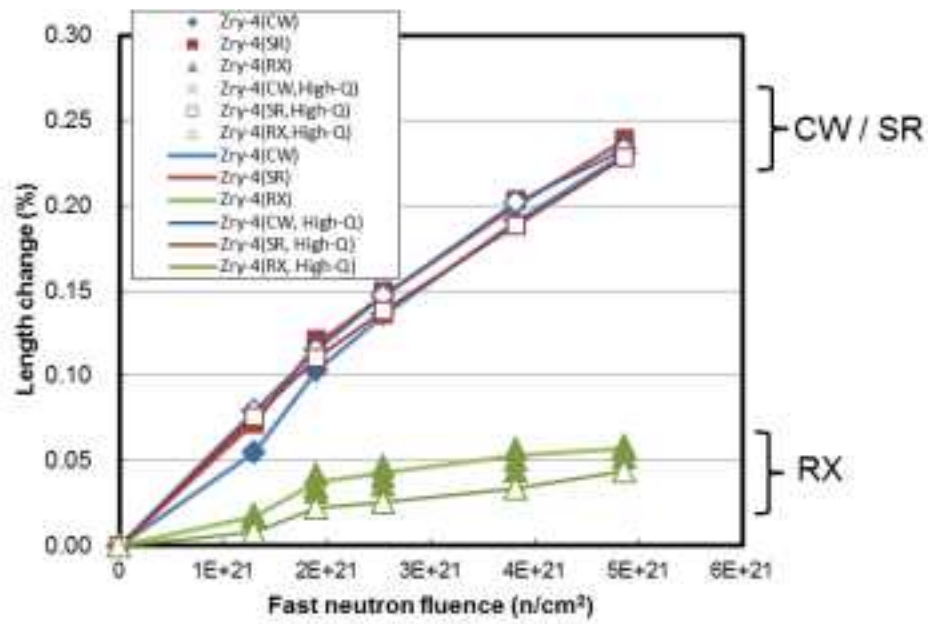
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

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℃)

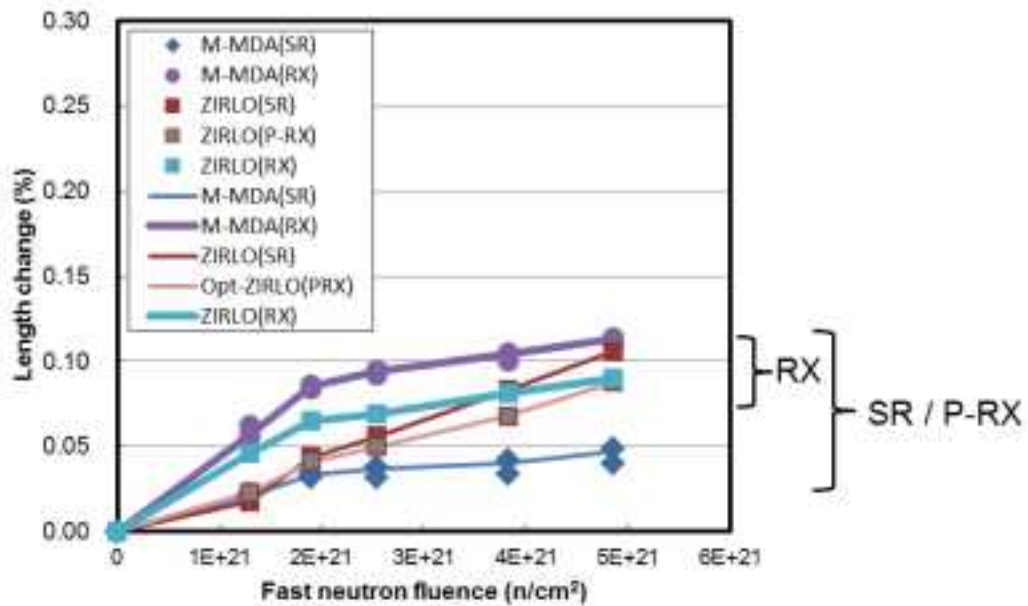


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

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°C)

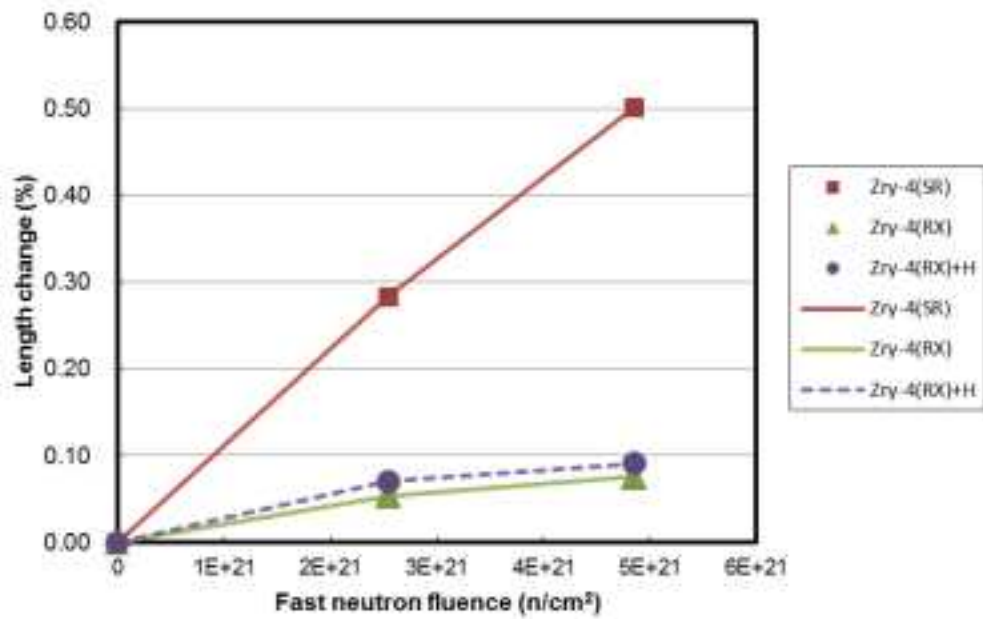


(d) Zry-4

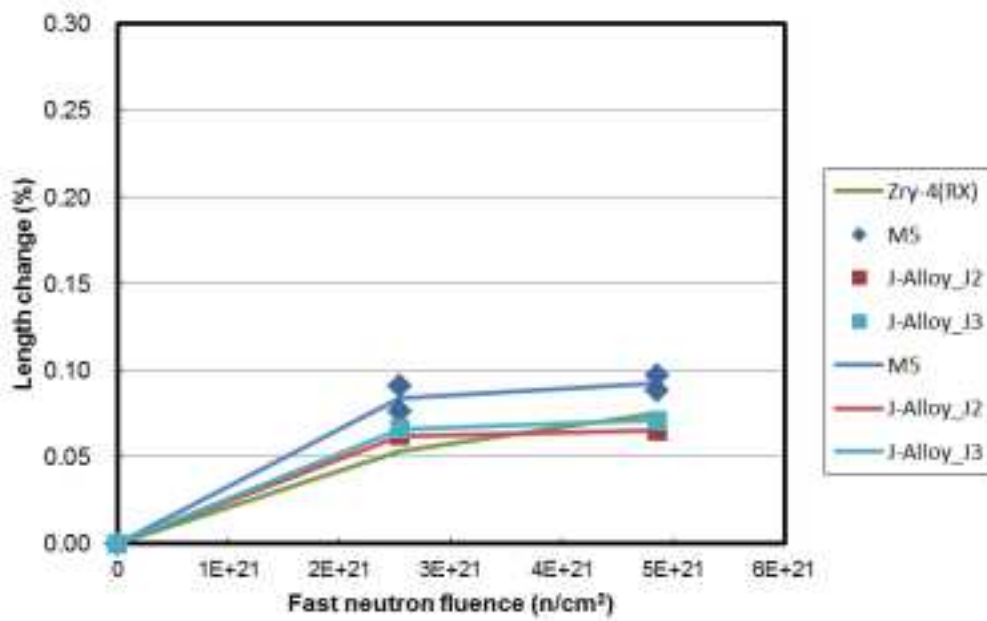


(e) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

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℃)

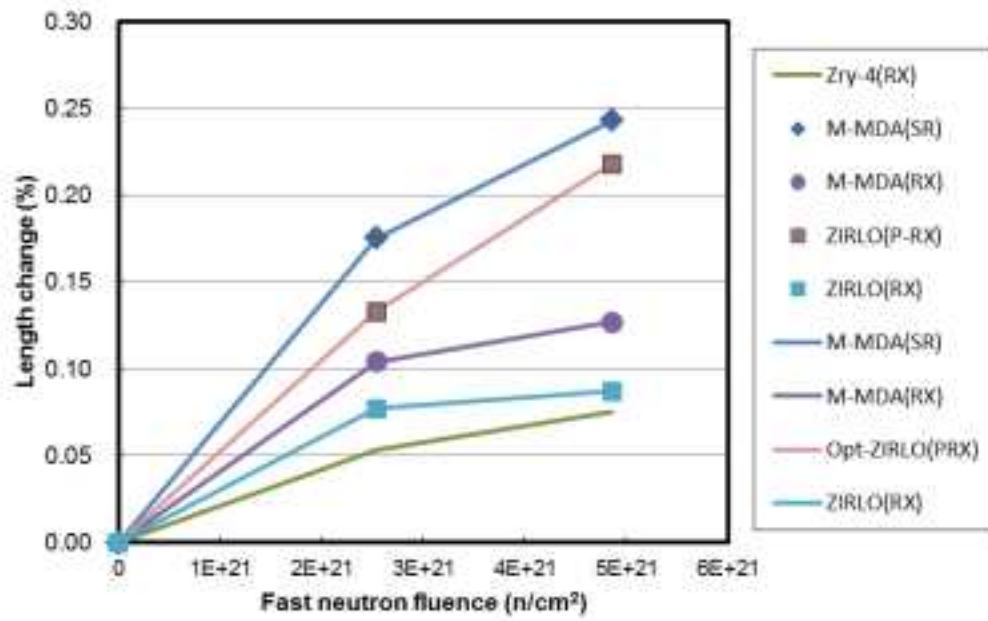


(a) Zry-4



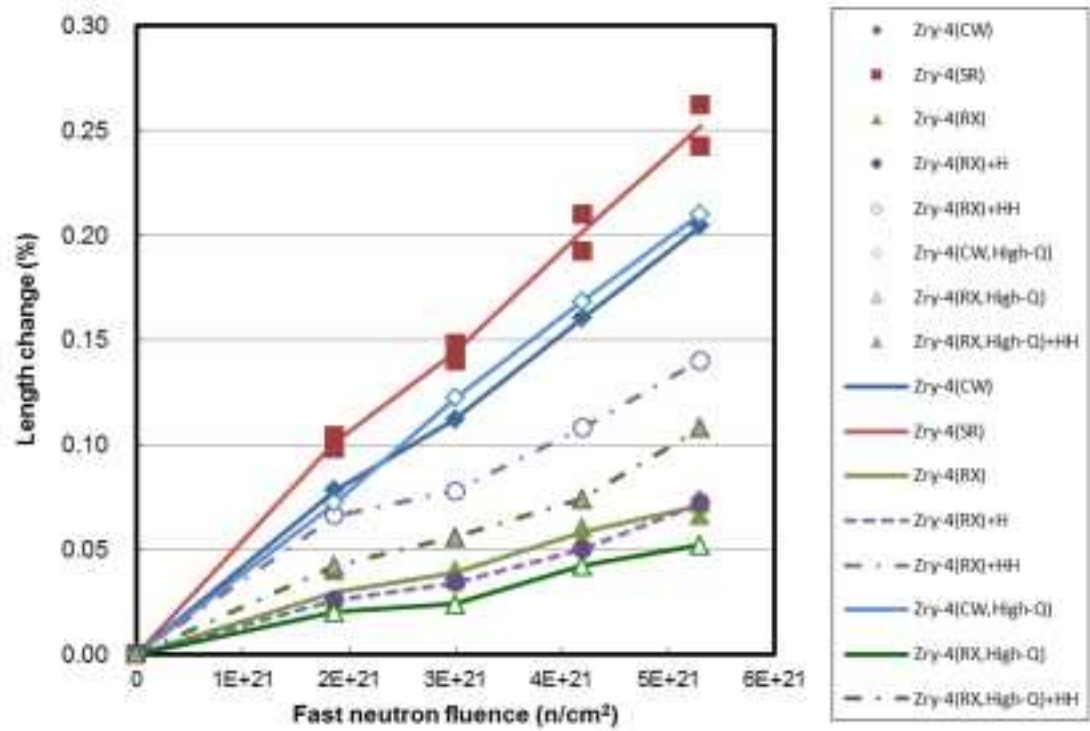
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

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-735, 240℃)

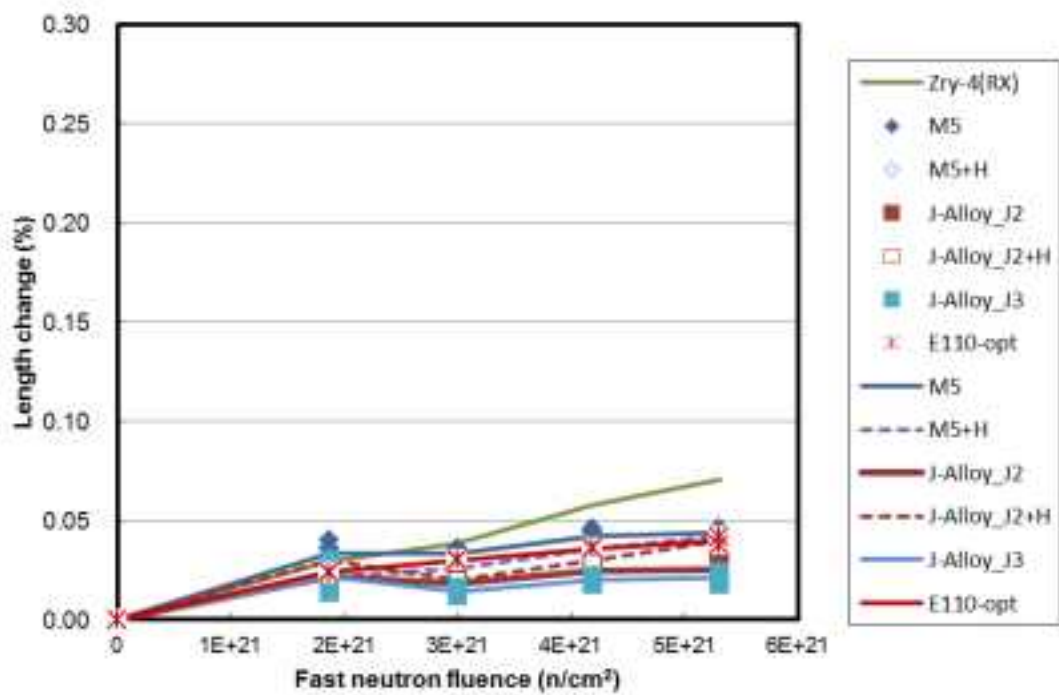


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

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-735。240°C)

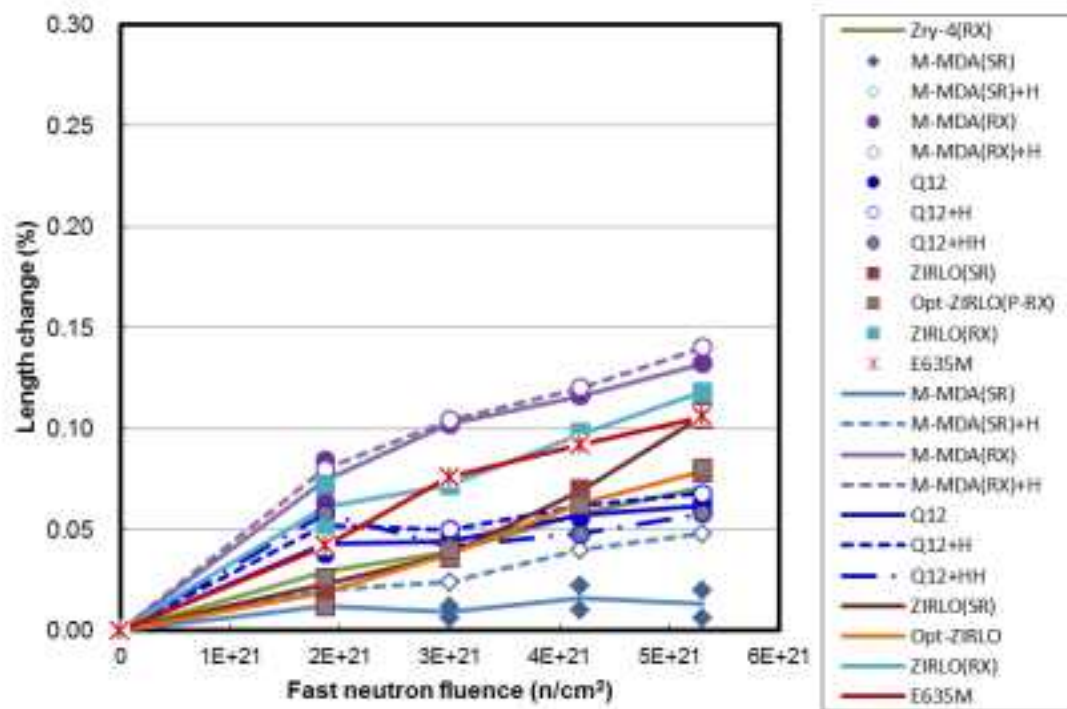


(a) Zry-4



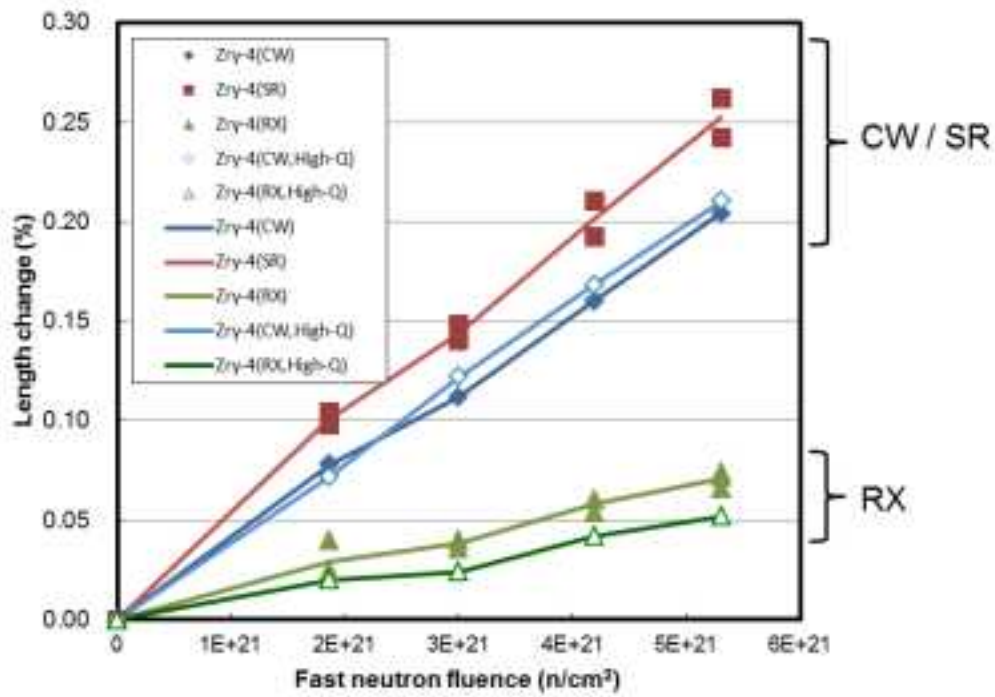
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-5 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)

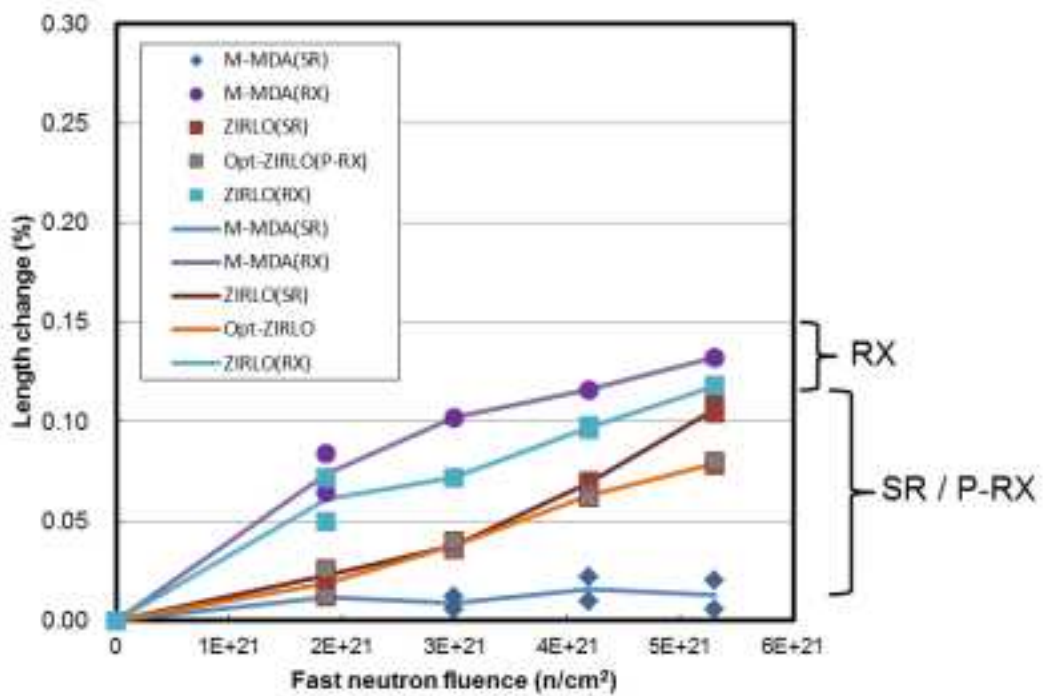


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-5(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°C)

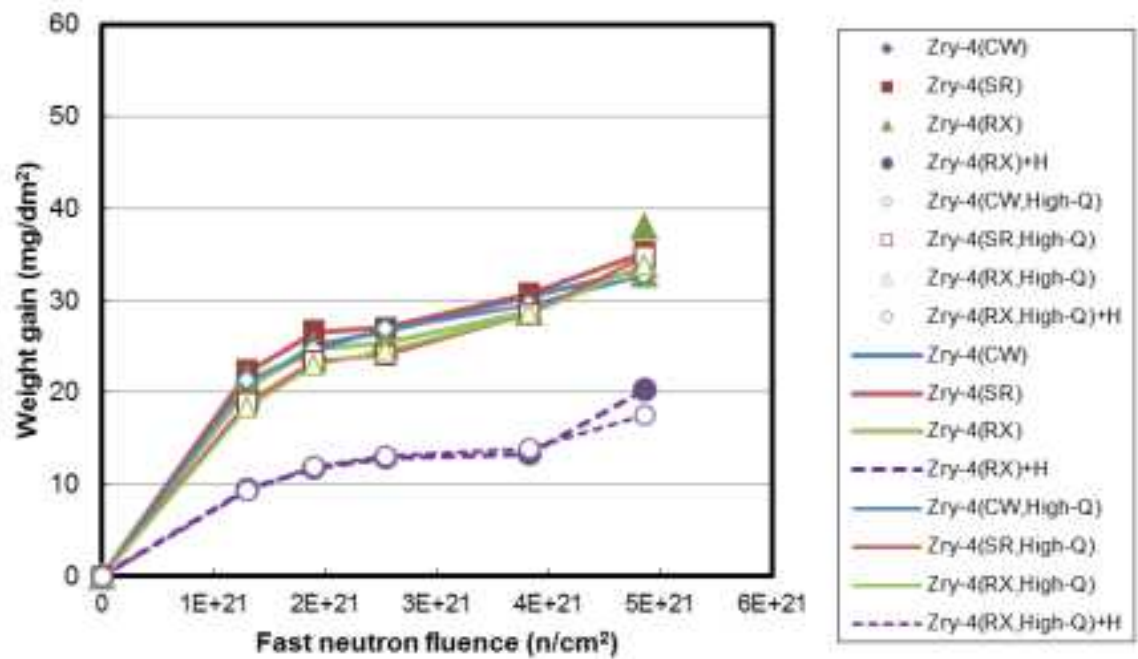


(d) Zry-4

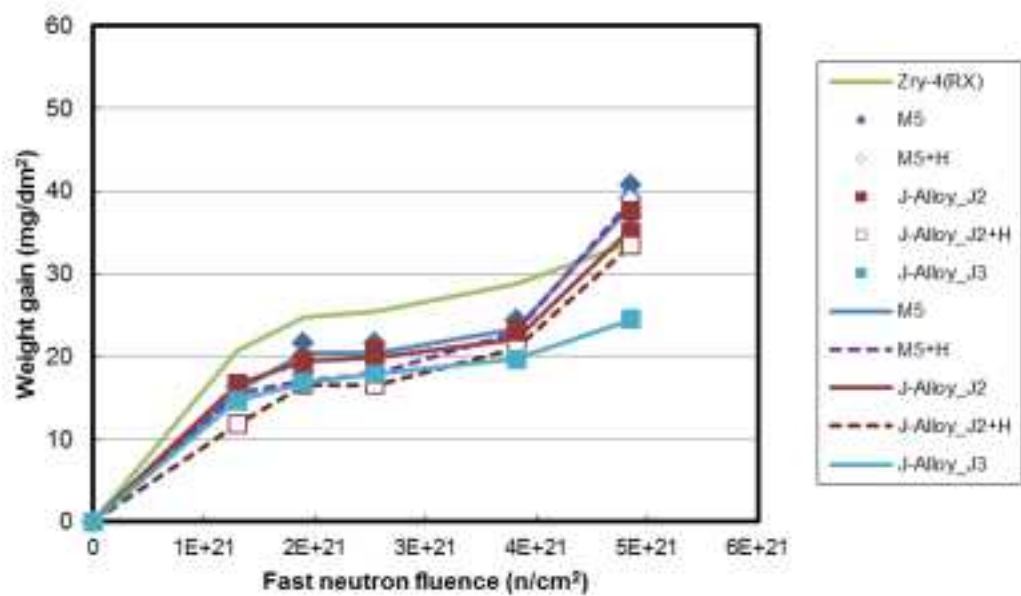


(e) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-5(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°C)

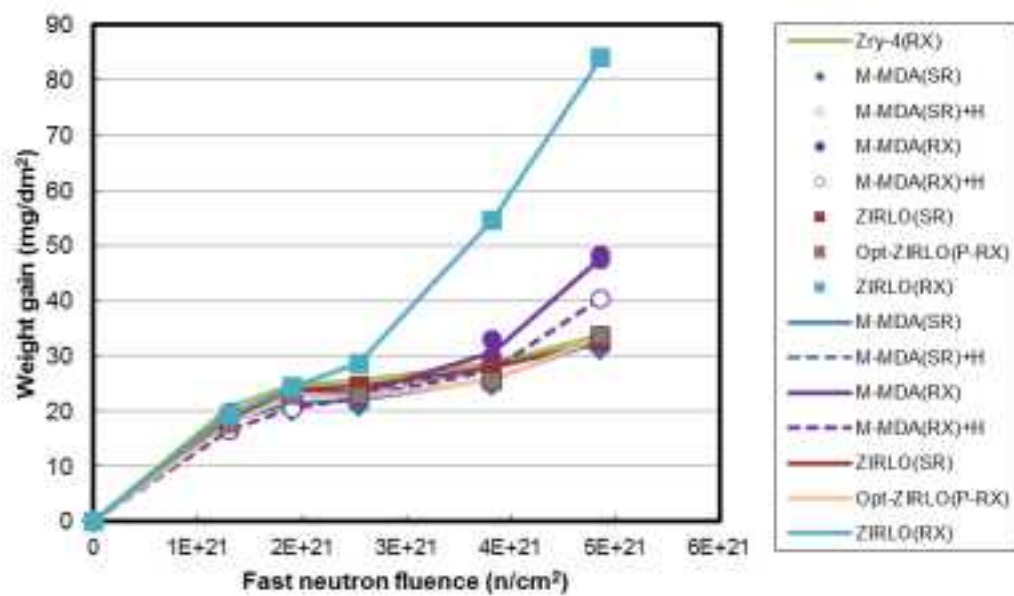


(a) Zry-4



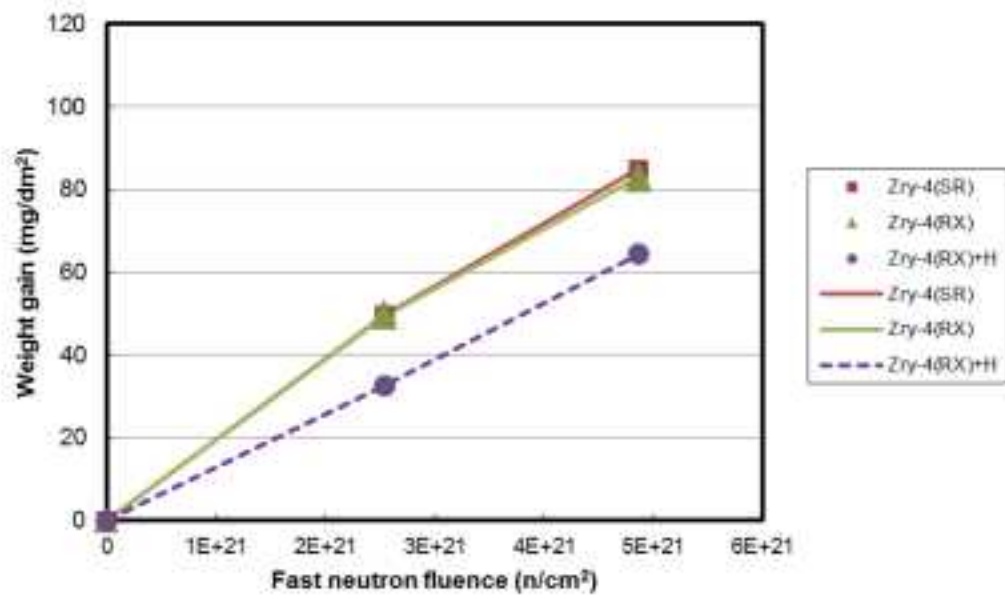
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

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-735。照射温度 300℃)

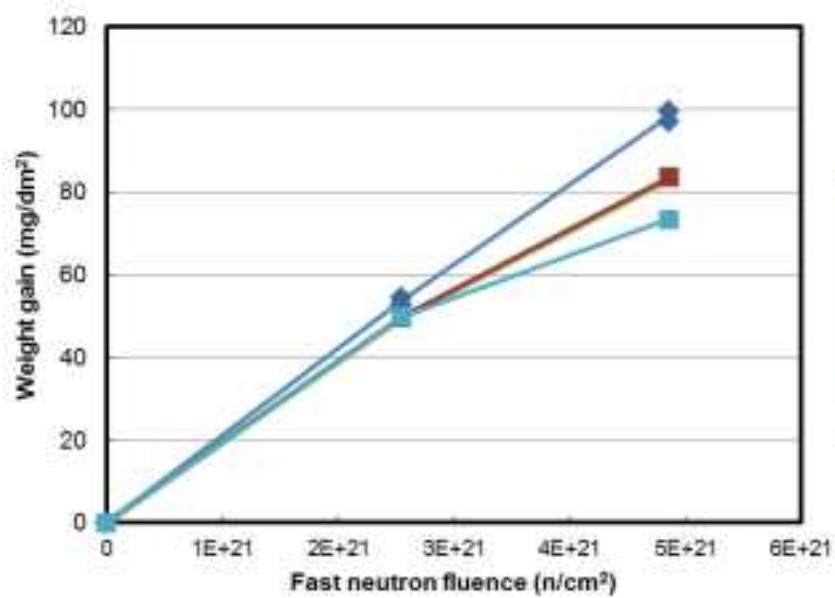


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

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-735。照射温度 300℃)

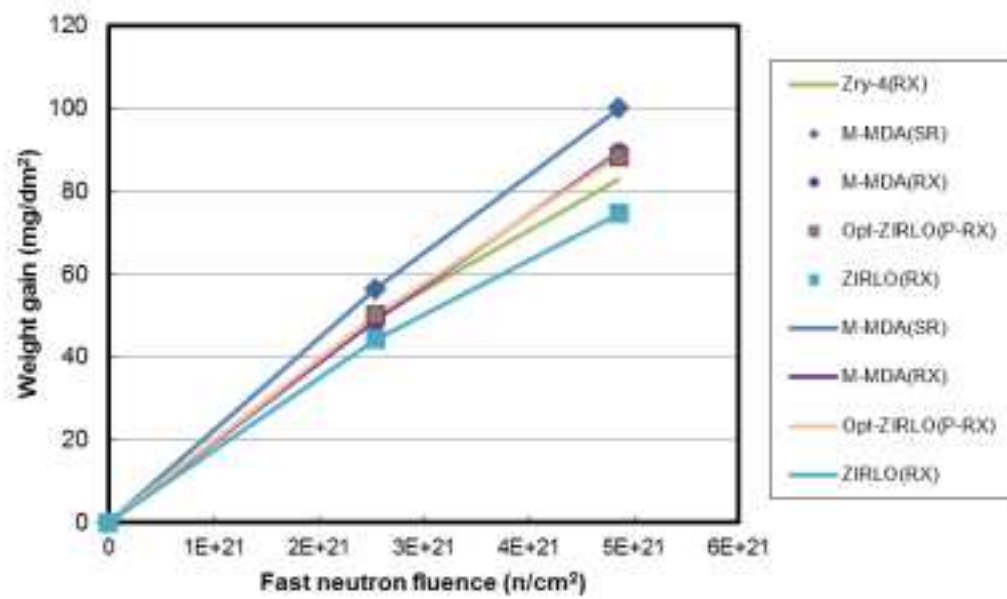


(a) Zry-4



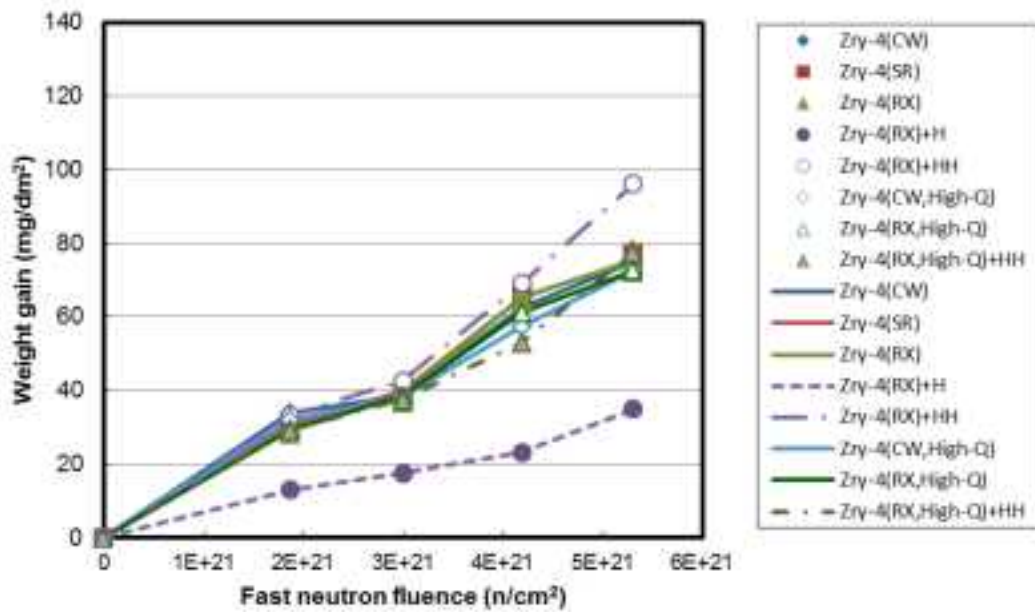
(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-7 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, 240℃)

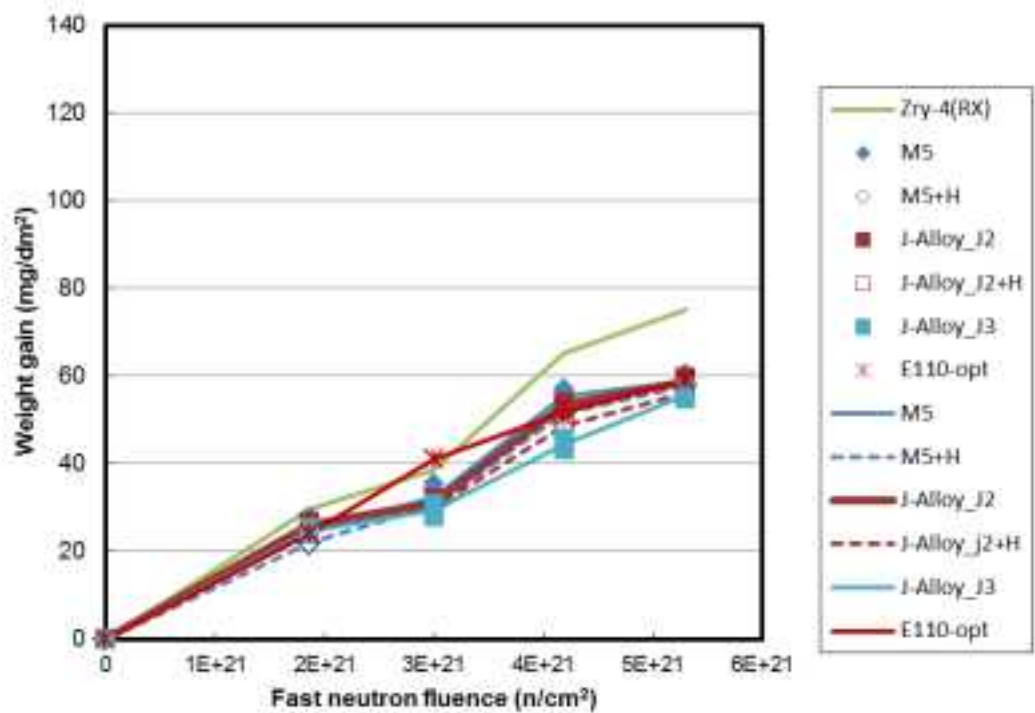


(c) Zr-Nb-Sn(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-7(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。240℃)

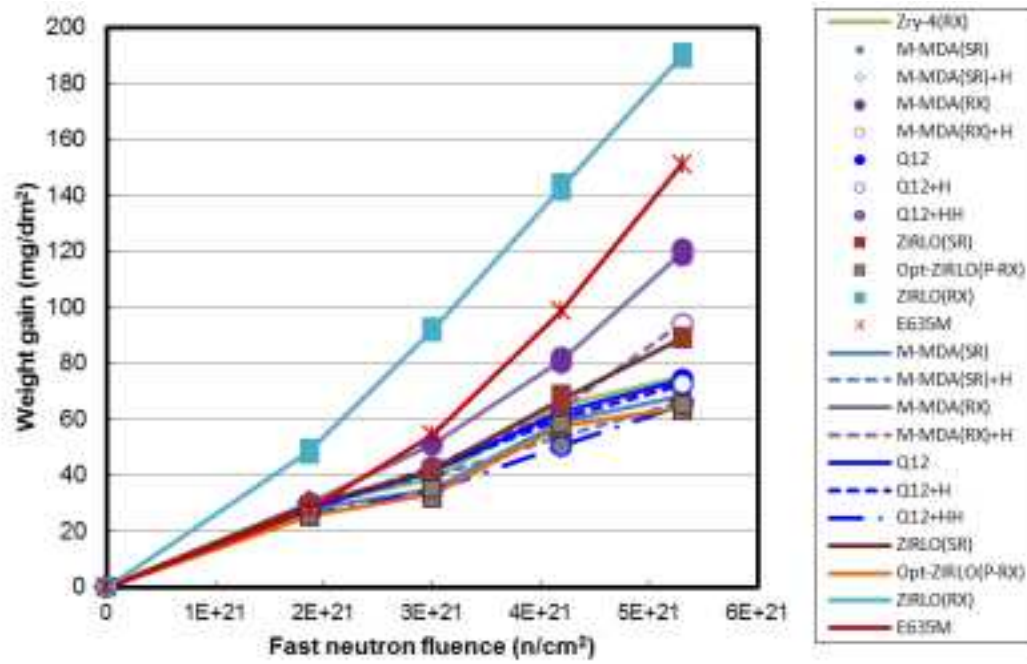


(a) Zry-4



(b) Zr-Nb(-Fe or Cr)系合金

図 4.6.4-8 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 4.6.4-8(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℃)

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评价を行う。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 27 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 27 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、燃料発熱量評価試料等 RIA 試験に必要な試験片の調整、また、室温実験カプセル (XII-I 型) を用いた実験に使用する計装線引出プラグ、燃料棒部材、燃料棒下部圧力計、水塊速度計等、高温実験カプセル (B-I 型) を用いた実験に使用するカプセル内圧力計、AE センサ固定治具等を製作した。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-UO₂燃料実験 VA-5、及び M-MDA(RX)被覆 PWR-UO₂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。

- ・ VA-6 実験後燃料被覆管の破面 SEM 観察において、VA-5 燃料と同様肉厚方向のほぼ全域で被覆管母材の延性的な破断を示すディンプルが存在する一方、ディンプルの存在しない平滑な領域も全ての視野内で散在し、全体として VA-5 燃料とは異なる性状となっていることが確認された。この破面は寧ろ従来 BWR 燃料破損時に見られたものの一部に類似している点も考慮すれば、主として径方向に配向した水素化物の影響を受け形成したものであり、VA-6 燃料の高い水素濃度と相俟って、低い破損エンタルピーの原因となった可能性が大きい。
- ・ VA-5 実験カプセルカバーガスの分析結果に基づき、同実験における FP ガス放出率を約 31%と評価した。これは室温条件で UO₂燃料を対象とした RIA 試験としては最も大きな値であるとともに、破損ケースとしては MOX 燃料を含め最大である。近年取得された 70GWd/t 前後のデータに本結果を含めると、60GWd/t 程度までは顕著でなかった FGR の燃焼度依存性が顕著になりつつあると言える。
- ・ VA-6 実験で冷却水中に放出された燃料ペレット粒子を回収、篩分し、粒子径毎の重量割合のデータを取得した。直径 32 μ m 以下の粒子の占める割合は、同じ燃料仕様、照射履歴、RIA 試験条件の下で破損した VA-5 実験を有意に上回った。試験直前における両者の違いは被覆管の状態（最終熱処理、酸化膜厚さ、水素吸収量）のみで燃料ペレットに有意な違いがあったとは考えにくいことから、PCMI 破損限界の差が FP ガスバブルの温度、冷却水接触時の燃料温度等を介して放出燃料の微粒子化挙動に影響したものと考えられる。

多軸応力負荷試験では、最終処理条件が応力除去焼鈍 (SR)、冷間加工 (CW) 及び再結晶焼鈍 (RX) の Zry-4 未照射被覆管に水酸化リチウム水溶液を用いる手法で水素吸収させた試料に対して、室温にて等二軸応力比条件（軸応力：周応力＝1：1）で軸方向及び周方向に応力を与えて真応力-真ひずみ曲線のデータを取得した。これらの結果から、SR 材、CW 材ともに水素吸収によって形成した水素化物が被覆管の軸方向変形に影響を及ぼすことが分かった。RX 材では水素濃度約 300 ppm 程度まで破断ひずみの変化は小さく、約 300 ppm 以上で濃度増加に伴って急激に低下した。破断ひずみ低下の原因は径方向に析出した水素化物によると考えられるが、水素濃度依存性は軸：周＝1:2 の応力比で行われた先行研究の結果と異なっており、水素化物が破断ひずみに与

える影響が応力比条件によって異なることを示唆している。

- (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 27 年度は、平成 25 年度に実施した M-MDA(SR)被覆 PWR- UO_2 燃料実験 VA-5
を対象とした実験解析、及び今後実施予定の Zry-2 被覆 BWR- UO_2 燃料実験 LS-5 を対
象とした予測解析を行った。NSRR で実現可能な最大の投入反応度条件下で解析を行っ
た結果、VA-5、LS-5 実験のパルス照射によるエンタルピー増分最大値はそれぞれ 550、
300 J/g、被覆管最高温度はそれぞれ 700、350 °C、被覆管周方向永久ひずみ（肉厚中
央部）はそれぞれ 1.2%、0.35%程度となることが予測された。PCMI 破損の有無につい
ては、RANNS コードの破壊力学モデル等により、VA-5 実験で破損が予測され、得ら
れた破損エンタルピーについては実験結果とよく一致した。また同実験で生じた燃料破損
後の現象を対象として実施した JASMINE 解析の結果、同実験の FP ガス放出は、PCMI
破損に伴い被覆管拘束力の急激な低下に誘発された燃料の粒界分離により、瞬時に生じ
たと仮定した場合、燃料/水相互作用の寄与が非常に小さいとしても、観測された圧力波
を説明できること、燃料破損時には、放出された燃料粒子は当初同時に放出される F P
ガス気泡に包まれて冷却水とは遮断されており、その後ガス気泡の膨張や分離の進行に
律速される形で水との接触面積増大が進むため、燃料-水間の熱流束のピークは温度差
が最大となる破損直後には表れないと考えられこと、更に燃料/水間の熱的相互作用に
よって発生する水塊は、熱源となる燃料粒子群を中心に蒸気の塊ともに形成した後、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
転じること、圧力波同様水塊も軸方向にはほぼ一次元的な動きを示し、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等が示唆された。LS-5 実験では非破損が予測さ
れたことから、熱電対溶接を行っても試験結果に及ぼす影響は極めて小さいと見込まれ、
熱電対取付けを行うことで有効な温度データを取得できる可能性は大きい。特に LS-5
の燃焼度は 90 GWd/t 超の高燃焼度で、ベース照射解析から試験前の粒界 FP ガス量も
大きいと予想されることから、RIA 時の内圧、FGR、変形量等のデータと共に温度のデー
タを取得する意義は大きい。但し、同燃料の燃焼度は既存の水素吸収モデルの適用範囲
を超えており、水素吸収量の予測即ち従って破損予測に伴う不確実さが大きく、計装項

目の決定に当たっては試験前の水素分析実施が必須である。

- (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（ブレイクアウェイ酸化）が起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 27 年度は、欧州で照射された高燃焼度改良型 BWR 燃料（燃焼度 73 及び 85 GWd/t）から採取した Zircaloy-2 (Zry-2) 被覆管を対象に LOCA 試験を実施し、その LOCA 時挙動を評価した。同燃料を用いた急冷破断試験により、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が、被覆管試料は破断しなかった。
- ・ 高燃焼度 Zry-2 被覆管は、規制基準値（15%ECR）を超える約 20%ECR という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、23～26 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、H26 年度に急冷破断試験に供した高燃焼度改良型 PWR 燃料（燃焼度 80 GWd/t）から採取した低スズ ZIRLO 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低スズ ZIRLO 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。

本年度はさらに、高燃焼度改良型 PWR 燃料（燃焼度 84 GWd/t）から採取した M5

被覆管、及び高燃焼度改良型 PWR 燃料 (燃焼度 80 GWd/t) から採取した低スズ ZIRLO 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。

- ・ M5 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は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 M5 被覆管の酸化速度が著しく変化することはない、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式を利用することは妥当であると考えられる。
- ・ 低スズ ZIRLO 被覆管は、酸化温度 1473 K において、照射材と未照射材とでは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い、この材料の安全性評価において Baker-Just 酸化速度式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を鑑みると、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 27 年度には、昨年度に引き続き 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 5.5×10^{21} (n/cm²) 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。

(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

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。

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 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。

(3) 平成 22 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 23 年 9 月。

(4) 平成 23 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構、平成 25 年 3 月。

(5) 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。

- (6) 桑原利彦、成原浩二、吉田健吾、高橋進、塑性と加工、第 44 巻、第 506 号 pp.281-286 (2003).
- (7) F. Nagase and T. Fuketa, J. Nucl. Sci. Tech., 41(12) (2004) p. 1211-1217

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) 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).
- (4) 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).
- (5) 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).
- (6) 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).
- (7) 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.
- (8) K.J. Geelhood, W.G. Luscher, C.E. Beyer, J.M. Cuta, “FRAPTRAN 1.4: A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods”, NUREG/CR-7023 (2011).
- (9) K. Moriyama, Y. Maruyama, H. Nakamura, “Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide”, JAEA-Data/Code 2008-014 (2008).
- (10) 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).
- (11) L. Noirot, “MARGARET: A comprehensive code for the description of fission gas behavior”, Nucl. Eng. Design., Vol. 241, pp.2099-2118, (2011).

4.5 LOCA 試験

- (1) H. Uetsuka, T. Furuta and S. Kawasaki, “Zircaloy-4 cladding embrittlement due to inner surface oxidation under simulated loss-of-coolant condition,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 18, No.9, 705 (1981).
- (2) H. Uetsuka, T. Furuta and S. Kawasaki, “Failure-bearing capability of oxidized Zircaloy-4 cladding under simulated loss-of-coolant condition,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 20, No. 11, 941 (1984).
- (3) 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).
- (4) K. Honma, S. Doi, M. Ozawa, et al., “Thermal-Shock Behavior of PWR High-Burnup Fuel Cladding Under Simulated LOCA Conditions,” Proc. ANS Annual Meeting, Milwaukee, Wisconsin (2001).
- (5) T. Murata, Y. Taniguchi, S. Urata, et al., “LOCA Simulation Test of the Cladding for High-Burnup Fuel,” Proc. ANS Annual Meeting, Milwaukee, Wisconsin (2001).
- (6) S. Kawasaki, T. Furuta, M. Suzuki. Oxidation of Zircaloy-4 under High Temperature Steam Atmosphere and Its Effect on Ductility of Cladding. J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 15, No. 8, 589 (1978).
- (7) H. Uetsuka. Oxidation of Zircaloy-4 under Limited Steam Supply at 1000 and 1300°C. Institut für Material- und Festkörperforschung Projekt Nukleare Sicherheit; 1984, Report no. KfK 3848.
- (8) S. Leistikow, G. Schanz. Oxidation Kinetics and Related Phenomena of Zircaloy-4 Fuel Cladding Exposed to High Temperature Steam and Hydrogen-Steam Mixtures under PWR Accident Conditions. Nucl. Eng. Design., Vol. 103, No.1, 65 (1987).
- (9) H. Uetuka, T. Otomo. High temperature oxidation of Zircaloy-4 in diluted steam. J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 26, No. 2, 240 (1989).
- (10) Y. Udagawa, F. Nagase and T. Fuketa, “Effect of Cooling History on Cladding Ductility under LOCA Conditions,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 43, No. 8, 844 (2006).
- (11) 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。
- (12) 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。
- (13) 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。
- (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(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。
- (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) 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).
- (18) H. M. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 37, No. 4, 327 (2005).
- (19) 金属材料引張試験方法、日本工業規格、JIS Z 2241.
- (20) 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).
- (21) 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).
- (22) F. Nagase, T. Otomo and H. Uetsuka, “Oxidation kinetics of low-Sn Zircaloy-4 at the temperature range from 773 to 1,573 K,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 40, No. 4, 213 (2003).
- (23) 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。
- (24) 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。

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 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。

(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、意図的な制御棒引き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。

（力行）

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）が発生して原子炉压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) と呼ばれる。

水撃力：

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

スペーサーグリッド（スペーサ）：

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

制御棒案内管：

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

脆化：

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

設計基準事象：

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

(タ行)

多軸応力条件：

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

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

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

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

低温時 :

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

等体積円筒リング要素 :

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

(十行)

二次元解析 :

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

燃料スタック :

燃料棒に装填された燃料ペレット全体のこと。

燃料セグメント :

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

(ハ行)

パルス照射試験 :

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

ハルデン炉：

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

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

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

プルサーマル：

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

Baker-Just 式：

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

(マ行)

MIMAS 法：Micronized MASTer 法

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

MOX 燃料：Mixed OXide fuel, 混合酸化物燃料

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

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

（ラ行）

RIA : Reactivity Initiated Accident, 反応度事故

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

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

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