

### 4.3.2 燃料ペレットの LOCA 時温度変化模擬加熱試験

本年度は令和 2 年度に加熱試験に供したスペイン・バンデロス炉で照射された PWR・ウラン燃料<sup>(1)</sup> に対し、加熱試験中に燃料ペレット片から放出された FP ガスの定量分析を行った。

#### (1) FP ガスの定量分析手法

燃料ペレットの LOCA 時温度変化模擬加熱試験に使用するアウトガス分析装置 (OGA) では、試験中に燃料ペレットから放出された FP ガスは OGA の四重極質量分析計 (QMS) に導入され、その分圧が測定される。この分圧の値から、以下の(1)–(3)式により標準状態 (1 気圧、273.15 K) の FP ガス放出量を求めた。

$$Q_{FP} = \int_0^T \frac{\alpha k(P)}{W} dt \quad (1)$$

$$k(x) = \begin{cases} \beta_1^{Kr} x^2 + \beta_2^{Kr} x + \beta_3^{Kr} & (\text{for Kr}) \\ \beta_1^{Xe} x^2 + \beta_2^{Xe} x + \beta_3^{Xe} & (\text{for Xe}) \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} \alpha = 1.69 \times 10^{-3} \\ \beta_1^{Kr} = 8.83 \times 10^2 \\ \beta_2^{Kr} = 2.83 \times 10^0 \\ \beta_3^{Kr} = 1.04 \times 10^{-2} \\ \beta_1^{Xe} = 4.21 \times 10^3 \\ \beta_2^{Xe} = 1.34 \times 10^1 \\ \beta_3^{Xe} = 2.10 \times 10^{-3} \end{cases} \quad (3)$$

ここで、 $Q_{FP}$ は標準状態 (1 気圧、273.15 K) の FP ガス放出量 (Pa m<sup>3</sup>/g)、 $T$ は加熱試験時間 (s)、 $\alpha$ は流量単位を sccm から Pa m<sup>3</sup>/s に換算する換算係数、 $k$ は分圧から流量 (sccm) への換算式、 $P$ は FP ガス分圧 (Pa)、及び  $W$ は燃料ペレット片重量 (g) である。

換算式  $k$ は標準ガスを対象とした定量分析により求めた。標準ガスに対する定量分析は平成 27 年度事業<sup>(9)</sup>において実施したが、ガス分圧の低い領域で換算式を評価するために、本年度に新たに定量分析を行った。

標準ガスとして、キセノン (Xe)、クリプトン (Kr)、ヘリウム (He)、及びアルゴン (Ar) がそれぞれ 10% : 10% : 10% : 70% の体積割合で混合された標準ガスを用いた。この標準ガスを OGA の QMS に直接流すことで標準ガスの定量分析を行い、測定結果であるガスの分圧と実際のガス流量の関係を得た。得られた結果を図 4.3.2-1 に示す。

## (2) FP ガスの定量分析結果

令和 2 年度に加熱試験を実施した AP2-1 セグメント燃料から採取した燃料ペレット片 No. 2-5<sup>(1)</sup>に対し、試験後分析として、加熱試験中に燃料ペレット片から放出された FP ガスの定量分析を行った。燃料ペレット片の情報を表 4.3.2-1 に、同ペレット片の加熱試験条件を表 4.3.2-2 にそれぞれ示す。燃料ペレット片 No. 2-5 は加熱試験中に顕著な細片化が観察されなかった。

表 4.3.2-3 に FP ガスの定量分析結果を示す。FP ガス放出量の最大値は燃料ペレット片 No. 2、3、及び 5 でほぼ同等であり、Kr は  $5.2 \times 10^{-1} \sim 6.5 \times 10^{-1}$  Pa m<sup>3</sup>/g、Xe は  $1.1 \times 10^{-1} \sim 1.4 \times 10^{-1}$  Pa m<sup>3</sup>/g であった。燃料ペレット片 No. 4 の FP ガス放出量は Kr で  $3.8 \times 10^{-2}$  Pa m<sup>3</sup>/g、Xe で  $8.0 \times 10^{-2}$  Pa m<sup>3</sup>/g であり、他の燃料ペレット片に比べて最大 17 倍程度低かった。いずれの燃料ペレット片も加熱試験中に細片化を生じなかったことから、FP ガス放出量の差は燃料ペレット片採取位置に由来すると考えられる。評価対象とした分圧履歴は 0 値から徐々に上昇する挙動を示すため、式(1)-(3)に示す換算式は検証データに対して外挿というべき分圧値の換算にも適用されている部分は残っており、評価結果の不確かさについては検討の余地がある。

到達温度を 973 K から 1273 K の範囲で変えて 4 回の昇温試験を実施した燃料ペレット片 No. 2 は、到達温度 1073 K の加熱試験で FP ガス放出量が最も多かった。燃料ペレット片 No. 2 はいずれの到達温度の加熱試験においても顕著に細片化しなかったことから、この試験のみからは FP ガス放出量と細片化との関係は明確には評価できないが、1073 K は先行研究で報告されている細片化しきい温度に近く<sup>(10)</sup>、細片化が FP ガス気泡による燃料ペレットマトリクスの破壊に起因することを示唆していると考えられる。

加熱試験中に顕著な細片化を生じた AP2-3 セグメント燃料から採取した燃料ペレット片（セグメント平均燃焼度 81 GWd/tU）の FP ガス放出量<sup>(11)</sup>と比較すると、AP2-1 セグメント燃料から採取した燃料ペレット片の FP ガス放出量は同程度であった。このことから、燃料ペレットの細片化には至らないが、FP ガス放出を生じるペレット結晶粒界のマイクロクラッキングのような燃料ペレットマトリクスのミクロな破壊と、燃料ペレットの細片化というマクロな破壊があることが示唆される。

表 4.3.2-1 AP2-1 セグメント燃料から採取した燃料ペレット片<sup>(1)</sup>

燃料ペレット片 番号	採取 セグメント 番号	照射炉	燃料 タイプ	セグメント 平均燃焼度 (GWd/tU)	被覆管材質
No. 1-10	AP2-1	Vandellos- 2	PWR 17×17 UO <sub>2</sub>	73	M-MDA (SR*)

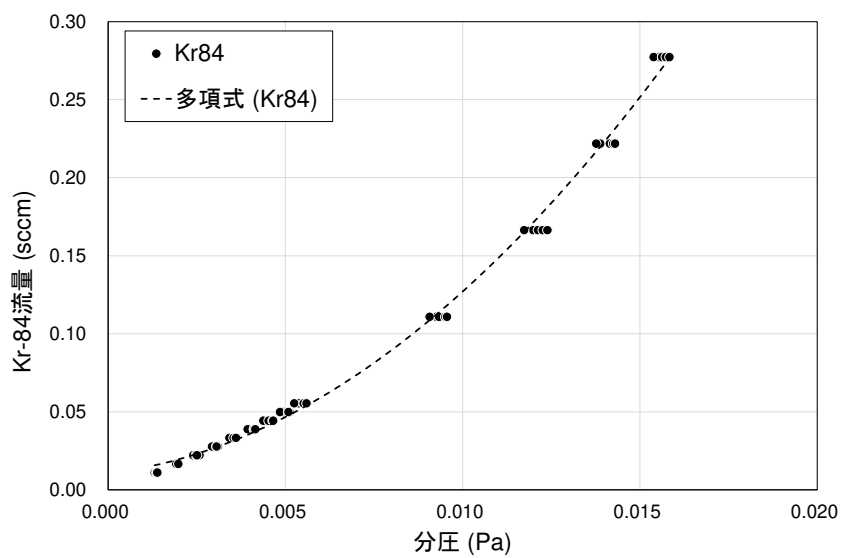
\*応力除去焼鈍

表 4.3.2-2 加熱試験条件<sup>(1)</sup>

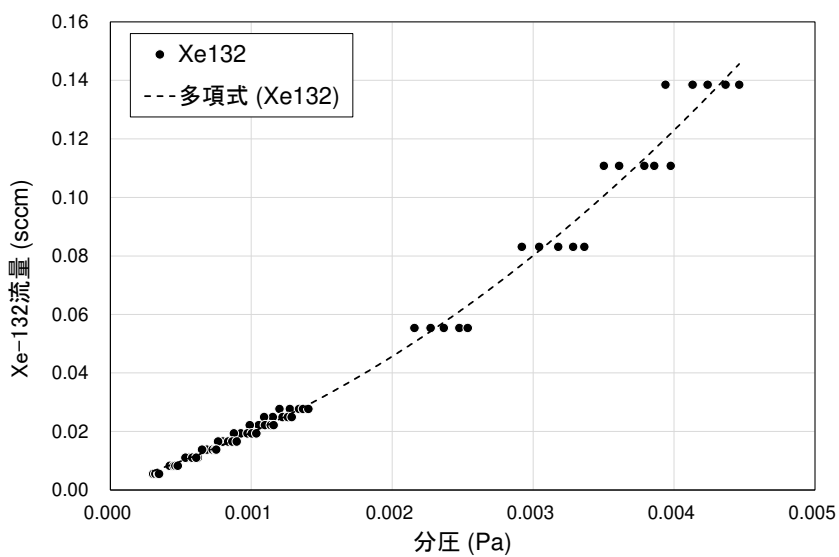
採取 セグメント 番号	燃料 ペレット片 番号		昇温 速度 (K/s)	到達 温度 (K)	雰囲気
AP2-1	No. 2	昇温 1 回目	5	973	真空 (測定開始時真空度： 3×10 <sup>-4</sup> - 6×10 <sup>-4</sup> Pa)
		昇温 2 回目		1073	
		昇温 3 回目		1173	
		昇温 4 回目		1273	
	No. 3	昇温 1 回目	1273		
	No. 4	昇温 1 回目	1273		
	No. 5	昇温 1 回目	15	1273	

表 4.3.2-3 FP ガスの定量分析結果

採取 セグメント 番号	燃料 ペレット片 番号		昇温 速度 (K/s)	到達 温度 (K)	FP ガス放出量 (Pa m <sup>3</sup> /g)	
					Kr	Xe
AP2-1	No. 2	昇温 1 回目	5	973	4.3×10 <sup>-2</sup>	8.7×10 <sup>-3</sup>
		昇温 2 回目		1073	5.2×10 <sup>-1</sup>	1.1×10 <sup>-1</sup>
		昇温 3 回目		1173	1.3×10 <sup>-1</sup>	2.6×10 <sup>-2</sup>
		昇温 4 回目		1273	9.4×10 <sup>-2</sup>	1.9×10 <sup>-2</sup>
	No. 3	昇温 1 回目	1273	6.5×10 <sup>-1</sup>	1.4×10 <sup>-1</sup>	
	No. 4	昇温 1 回目	1273	3.8×10 <sup>-2</sup>	8.0×10 <sup>-2</sup>	
	No. 5	昇温 1 回目	15	1273	6.4×10 <sup>-1</sup>	1.3×10 <sup>-1</sup>



(1) Kr-84



(2) Xe-132

図 4.3.2-1 標準ガスの定量分析結果

### 4.3.3 LOCA 時の温度履歴を経験した燃料被覆管の四点曲げ試験

本年度は PWR 用 17×17 型非照射ジルカロイ-4 被覆管を対象に地震時を想定した繰り返し荷重を負荷する四点曲げ試験を実施し、繰り返し負荷が LOCA 後の燃料被覆管の曲げ強度に及ぼす影響を評価した。

#### (1) LOCA 模擬急冷試験

繰り返し荷重負荷四点曲げ試験の供試材作製のため、PWR 用 17×17 型非照射ジルカロイ-4 被覆管を対象に LOCA 模擬急冷破断試験を実施した。

図 4.3.3-1 に LOCA 模擬試験装置の概要を示す。LOCA 模擬試験装置は赤外線イメージ炉、荷重制御装置、及び石英反応管水蒸気発生装置で構成されている。試験燃料棒は以下の通り作製した。まず、ジルカロイ-4 被覆管を長さ 190 mm に短尺化し、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のアルミナペレットを装填した。次に、試験燃料棒を試験装置に固定するため、被覆管の両端にステンレス鋼製の上下端栓を接続した。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、本試験では上部端栓のガス供給ラインから試験燃料棒に室温にて 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。最後に、試験中の被覆管表面温度の制御及び測定のために、3 対の R タイプ熱電対をスポット溶接した。熱電対の溶接位置は被覆管高さ中間（TC2）、及びその上下 40 mm の位置（TC1 及び TC3）である。

LOCA 模擬試験装置の石英反応管の中に試験燃料棒を装荷し、赤外線イメージ炉を用いて水蒸気雰囲気中で加熱した。LOCA 模擬急冷破断試験時の燃料被覆管温度・荷重・内圧履歴の例を図 4.3.3-2 に示す。試験燃料棒は室温から 3 K/s の速さで加熱した。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<sup>(8)</sup>を与えることを目的に、約(5±1) mg/(cm<sup>2</sup>s)とした。昇温中、1093–1127 K の温度で燃料被覆管は破裂した。破裂時の被覆管の最大周囲長増（以下膨れ量とする）は 27%–73%の範囲であった。破裂直後に一旦赤外線イメージ炉を停止し、燃料被覆管の破裂開口の形成と位置を確認した後、破裂開口位置での温度並びに破裂開口近傍で目標とした酸化量（10%–20%ECR）を得るために必要な等温酸化時間を評価した。その後、再び赤外線イメージ炉を起動して 10 K/s で加熱し、試験燃料棒高さ中間位置の熱電対 TC2 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。等温酸化温度及び目標酸化量の設定根拠は以下の通りである。「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）<sup>(12)</sup>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<sup>(13)</sup>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、1220–1530 K の温度範囲で被覆管脆化に温度依存性が見られない<sup>(14)</sup>ことから、急冷破断試験における等温酸化温度は 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、15%ECR を含む 10%–20%ECR の酸化量

を与えた。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<sup>(13)</sup>を用いた。また、酸化量は燃料被覆管の膨れ破裂による減肉を考慮した金属層厚さに対し評価した（以下 BJ-ECR とする）。

等温酸化後、熱電対 TC2 の指示値で 973 K まで徐冷したのち、試験燃料棒の下端部から急冷水を注水し、試験燃料棒を急冷した。急冷前に徐冷するのは、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燃料被覆管のマイクロ組織が異なり、徐冷を経た燃料被覆管の方が脆化しやすいためである<sup>(15)</sup>。なお、徐冷中の冷却速度は等温酸化温度から 1173 K までは 30-50 K/s、1173 K から 973 K までは 5-9 K/s である。また、急冷水の水面上昇速度は約 30 mm/s であった。

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<sup>(16,17)</sup>、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<sup>(16)</sup>の知見を保守的に考慮して約 540N が上限となるよう設定した。試験時には急冷開始とともに燃料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約 524 N-536 N に達した。急冷完了後、数分間拘束を維持した。試料を取り出した後アルミナペレットを除去した。（端栓締め付けトルク制御により試験後直接除去ができるようになった。）

図 4.3.3-3 に LOCA 模擬急冷試験後の試料の外観画像を示す。破裂開口は試料の軸方向中間付近に形成されていた。

## (2) 繰り返し荷重負荷四点曲げ試験

LOCA 模擬急冷破断試験後、試料は治具寸法に合わせて、破裂部中央から±70 mm のポイントで切断し、上下端栓を除去した。切断した試料に対し、繰り返し荷重負荷四点曲げ試験を実施した。図 4.3.3-4 に試験前に試験装置に装荷した試験燃料棒の外観を示す。

装置の荷重点間距離は 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、四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を目的に、有限要素法（FEM）解析により決定したものである<sup>(18)</sup>。

試験温度は保守的に室温とした。原子力機構が過去に実施した非照射のジルカロイ-4 及びジルカロイ-2 被覆管を対象とした四点曲げ試験<sup>(18)</sup>は LOCA 時の再冠水過程における冷却材の飽和温度<sup>⑥</sup>を模擬した約 410 K の温度条件で実施されたが、LOCA 後の炉心の長期冷却期間中においては冷却材温度がさらに低下することも考えられることから、本事業においては保守的に室温において四点曲げ試験を実施することとした。

荷重点は鉛直方向上下に荷重が規定荷重に達するまで変位を制御し、1000 回繰り返した。繰り返し回数は振動試験<sup>(19)</sup>で採用した燃料模擬波の振動数 (3-4Hz) に東日本大震災時観測された各地の震度 4 以上振動時間 (約<250 s) <sup>(20)</sup>をかけて設定した。規定荷重は 127 N、200 N、300 N、400 N とした。対応する曲げモーメントは 1.84 Nm、2.90 Nm、4.35 Nm、5.80 Nm である。

この内 127 N は、地震時に想定される十分に保守的な荷重条件として、振動試験<sup>(19)</sup>で得られた旧基準地震動  $S_2$  の 3.3 倍の地震条件で想定される最大曲げモーメント 1.84 Nm 相当の荷重として設定した。しかし、この計算は振動試験<sup>(19)</sup>で得られた燃料集合体 (弓型に変形) の中央部最大変位 (46 mm)、製造時被覆管の寸法、ヤング率及び等分布荷重の片持ち梁モデルに基づく計算であり、LOCA 時膨れ・破裂及び温度履歴を経た試料の四点曲げ試験とは一般に荷重-変位関係が異なるものと考えられる。

図 4.3.3-5 に荷重変位曲線の一例を示す。図 4.3.3-5(a)から 400 N の負荷下で試料は弾性的に変形していることが分かる。図 4.3.3-5(b)からは繰り返し負荷速度は約 1.8 Hz であり、実際到達最大荷重は約 384 N で、負荷点での最大変位は開口部圧縮側 (+) で約 0.46 mm、引張側 (-) で約 0.35 mm であることが分かる。全試験の最大荷重、最大変位を集約し直線にフィッティングした結果を図 4.3.3-6 に示す。LOCA-急冷試験を経験した試料は受入材よりやや高い傾きを表す。受入材は断面が均一のため、本研究の四点曲げ体系下 (弾性領域内) では、片側負荷点 (図 4.3.3-4 参照) の荷重  $P$  とたわみ  $y(x)$  の関係は次の式を満足する。

$$\frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{M(x)}{EI} \quad \text{式 4.3.3-1}$$

$$M(x) = Px, \quad 0 \leq x \leq a$$

$$M(x) = Pa, \quad a \leq x \leq l-a$$

$$M(x) = P(l-x), \quad l-a \leq x \leq l \quad \text{式 4.3.3-2}$$

ここで、 $x$  は図 4.3.3-4 に示す X 軸の座標、 $M$  は  $x$  位置の曲げモーメント、 $E$  は試料のヤング率、 $I$  は試料の断面二次モーメント、 $a$  は図 4.3.3-4 に示す支持点と負荷点間の距離、 $l$  は支持点間距離を表す。試料は X-Y 面上での回転拘束がないため、境界条件としては  $y(x)$  及び  $dy/dx$  の連続及び  $y(0) = y(l) = 0$  である。式 4.3.3-1 を積分し負荷点の変位  $y(a)$  及び試料中央における最大変位  $y(0.5l)$  を求めると式 4.3.3-3 及び式 4.3.3-4 が得られる。

$$y(a) = (3l - 4a)Pa^2/(6EI) \quad \text{式 4.3.3-3}$$

$$y(0.5l) = (3l^2 - 4a^2)Pa/(24EI) \quad \text{式 4.3.3-4}$$

上式より、負荷点の変位は荷重  $P$  に比例し、断面二次モーメント  $I$  に反比例する。LOCA 後の試料は断面が不均一のため式 4.3.3-3 を直接適用することはできないが、定性的には膨れ破損後膨れ部は  $I$  が製造時より大きくなるため受入材よりやや硬くふるまうと考えられる。



式 4.3.3-3 に基づいて負荷点の変位を計算した。ここで、Le Saux<sup>(21)</sup>のモデル及び令和 3 年度に本事業において取得した材料パラメータ<sup>(2)</sup>に基づき受入材のヤング率を 95 GPa、LOCA 後試料開口部の断面二次モーメントを本研究の平均値である  $3.5 \times 10^{-10} \text{ m}^4$  (受入材は  $1.6 \times 10^{-10} \text{ m}^4$ ) と仮定した。図 4.3.3-7 に四点曲げ試験負荷点変位の計算値と実測値 (図 4.3.3-6 に示したフィッティング直線) の比較を示す。横軸の荷重は曲げ荷重の 2P である。受入材では概ね一致するが実測値が若干高い数値を示す。被覆管は中空のため、曲げ荷重が負荷されるとき断面が真円から楕円に変形すること、ヤング率の誤差などがこの違いの原因と考えられる。LOCA 後試料の計算値は実測値より大幅に低い。計算値で採用した LOCA 後試料開口部の断面二次モーメントは最大膨れ部の評価値であるが、実際には両端に近づく毎に減少し、図 4.3.3-3 から分かるように中央部から 2-3 cm ほど離れると受入材と顕著な差がなくなる。このため、負荷点変位の評価に置いて LOCA 後試料開口部の断面二次モーメントを式 4.3.3-3 に単純に適用することは不適當である。

受入材の荷重-変位関係 (実測値) に基づき、試験片の変形を三角形に近似した場合は 2P = 127 N 時  $y(0.5l) = 0.414 \text{ mm}$  であり、式 4.3.3-4 に基づく計算では  $y(0.5l) = 0.239 \text{ mm}$  である。 $y(0.5l) = 0.414 \text{ mm}$  を振動試験<sup>(19)</sup>で使用した燃料棒全長を 4 m と近似した場合に単純に当てはめると、127 N 負荷時は 12.75 mm に相当し、この値は振動試験の前記報告値 46 mm より小さいが、上述の  $y(0.5l)$  と三角形近似値の比較にも表れているように、四点曲げ試験と振動試験の最大変位を三角形近似値に基づいて直接比較しても両者が一致しないこと自体は自然である。

表 4.3.3-1 に試料リストを示す。目標 ECR が 20% の試料の内、曲げ荷重が 300 N の試料 1 本及び 400 N の試料 2 本は 1000 回の繰り返し負荷に耐えられず破損した。その他の試料は 1000 回の繰り返し負荷後破損しなかった。破損していない試料に対し四点曲げ試験を実施し、破損時の最大曲げモーメントを求めた。

図 4.3.3-8 に四点曲げ試験後の試料外観画像の一例を示す。いずれの試料も破裂開口中央位置において破損した。またいずれの試料も、試料に生じた亀裂は 180° 方向の一部を除き概ね全周に渡っており、ほぼ破断と言うべき破損形態であった。

図 4.3.3-9 に最大曲げモーメントと酸化量の関係を示す。同図には比較のため、令和 2 年度に本事業において取得した非照射ジルカロイ-4 被覆管 (水素添加材を含まない) に対する繰り返し荷重負荷四点曲げ試験結果<sup>(1)</sup>、及び原子力機構で過去に取得した非照射ジルカロイ-4 被覆管に対する鉛直方向下向きにのみ荷重を負荷する四点曲げ試験結果<sup>(18)</sup>を併せて示す。最大曲げモーメントは次式により計算した。

$$M = P \times a \quad (\text{式 4.3.3-5})$$

ここで、M (Nm) は最大曲げモーメント、P (N) は片側負荷点荷重の最大値、a (m) は荷重点 - 支持点間距離を表す。ばらつきが大きいこともあり、単一荷重四点曲げ、1 回繰り返し、1000 回繰り返し後の四点曲げ試験中最大曲げモーメントに繰り返し回数の顕著な影響は認められない。最大曲げモーメントの下限は BJ-ECR が大きくなるとともに下がっていた。振動試験<sup>(19)</sup>で得られた燃料集合体 (弓型に変形) の中央部最大変位 (46 mm) 及び製造時被覆管の

材料パラメータによって計算した最大曲げモーメント 1.84 Nm を基準にした場合、15%BJ-ECR 以下では破断を生じないものと判断される。

現象を理解するため、破裂開口部中央付近の断面金相観察を実施し、これに基づく ECR 評価も行った。図 4.3.3-10 に試料断面金相の一例を示す。内圧破裂のため被覆管軸方向の長さ変化及び体積変化は無視し得る程度と仮定し、 $\alpha$  相と prior- $\beta$  相間の変態に伴う体積膨張もないと仮定し、ECR を次の式より計算した(以下 M-ECR とする)。

$$M-ECR = (1 - S_{\alpha+\beta}/S_0) \times 100\% \quad (\text{式 4.3.3-6})$$

ここで、 $S_{\alpha+\beta}$  は  $\alpha$  相の外側を囲む面積、 $S_0$  は被覆管受け入れ時の断面積を表す。図 4.3.3-11 に最大曲げモーメントと M-ECR の関係を示す。金相写真から ECR を求めた場合、膨れによる薄肉化を考慮した BJ-ECR より低い数値の酸化量が得られた。バラツキは若干小さくなっており見える。

LOCA 時の温度上昇に伴う内圧破裂は、同条件であっても、破裂形状(膨れ量)のばらつきが大きくなる。Yamato et al.<sup>(18)</sup> では膨れ量が最大曲げモーメントに及ぼす影響は無視できるとしたが、その後 Yumura et al.<sup>(22)</sup> では prior- $\beta$  相の厚さを横軸にした方が BJ-ECR を横軸にした場合よりも最大曲げモーメントをよく整理できることが示されている。prior- $\beta$  相の厚さの影響を考慮することは、真の ECR と膨れ量を同時に考慮することに相当すると考えられる。ただし、Yumura et al.<sup>(22)</sup> では prior- $\beta$  相厚さを近似的に計算しており、破裂形状の詳細な実測データを反映しているわけではない。本研究では、図 4.3.3-10 に示した様な金相写真からピクセル座標を抽出し、断面二次モーメント及び最大曲げ応力を計算した。

図 4.3.3-12 に四点曲げ試験中破損時 2 種類の亀裂進展パタンの例を示す。図 4.3.3-12(a)では、まず開口部に小さい亀裂が形成するが、荷重はさらに増加し大きな亀裂が形成し破損するパターンである。一方、図 4.3.3-12(b)では、開口部は健全な状態から一気に大きな亀裂が形成し破損するパターンである。図 4.3.3-12(b)のような破損パターンは、この試料にとって、 $\alpha$  相の破損限界が試料の破損限界になったことを示唆する。すなわち開口部の肉厚が薄い部分は残存  $\beta$  相がないため、 $\alpha$  相の破損は直ちに肉厚方向の破損であり、そのように形成された亀裂の進展が非開口部の残存  $\beta$  相で止まることなく、破断に至った過程が考えられる。一般に、 $\alpha$  相は脆性であり、従って  $\beta$  相の強度が重要と考えられてはいるが、図 4.3.3-12(b)の破損パターンからは  $\alpha$  相もある程度の負荷に耐えることが見て取れ、破断のプロセスを正確に理解する上では  $\alpha$  相を完全に無視することは妥当でない。これを踏まえ、Yumura et al.<sup>(22)</sup> では  $\beta$  相領域だけを載荷面として計算したが、ここでは酸化膜を除く金属相全体を評価に含めた。Yumura et al.<sup>(22)</sup> の整理でデータが収斂する傾向にあるのは、 $\beta$  相厚さと金属相全体の厚さもよく相関しているからと考えられる。図 4.3.3-13 に表 4.3.3-1 列挙した試料及び R2 年度 1 回繰り返し試験試料の  $\beta$  相面積と金属相全体面積の関係を示す。

図 4.3.3-14 に断面二次モーメント、最大曲げ応力計算に関する説明図を示す。開口部を下向きに被覆管試料に曲げ応力が作用する場合、図 4.3.3-14 に示すゼロ応力の線が存在し、線の上側は圧縮応力で下側は引張応力である。モーメントのつり合いから以下の式が成立する。

$$\sum_{\text{pixel}} \sigma_c r = \sum_{\text{pixel}} \sigma_t r \quad (\text{式 4.3.3-7})$$

$$\text{ここで、}\sigma_{c,t} = r \times M/I \quad (\text{式 4.3.3-8})$$

ここで、 $\sigma$ は曲げ応力、 $c$ 、 $t$ は圧縮側と引張側を意味する。 $r$ は対象ピクセルからゼロ応力線までの距離、 $M$ は試料にかかる曲げモーメント、 $I$ は断面二次モーメントである。上記 2 式から下記ピクセル Y 座標  $y$ に関する関係式を導出した。

$$\Sigma(y - y_0)/|y - y_0| \times (y - y_0)^2 = 0 \quad (\text{式 4.3.3-9})$$

ここで、 $|y - y_0|$ は式 4.3.3-7 及び式 4.3.3-8 で出現する  $r$ に相当する。式 4.3.3-9 を満足する  $y_0$ がゼロ応力線の Y 座標になる。断面二次モーメント  $I$ は下記式で計算した。

$$I = \Sigma s_{pix} \times (y - y_0)^2 \quad (\text{式 4.3.3-10})$$

ここで、 $s_{pix}$ はピクセル一つの面積を指し約  $5 \times 10^{-5} \text{ mm}^2$ である。最大曲げモーメント  $M_{max}$ 、断面二次モーメント  $I$ 、最大距離  $r_{max}$ を式 4.3.3-7 に代入し引張側の最大曲げ応力  $\sigma_{t,max}$ を計算した。

図 4.3.3-9 より、繰り返し回数による顕著な依存性は見られてないため、以下の議論ではその区別を無視している。図 4.3.3-15(a)に最大曲げモーメントと断面二次モーメントの関係を示す。赤い丸で囲まれた 2 点を除けば、概ね最大曲げモーメントは断面二次モーメントの増大によって大きくなる傾向である。図 4.3.3-15(b)に膨れ量と断面二次モーメントの関係を示す。両者はほぼ直線関係である。つまり膨れ破裂の形状変化の影響を考える場合膨れ量と断面二次モーメントは同様に数値的增加に伴い最大曲げモーメントを増加させる効果があると考えられる。

図 4.3.3-15 の(c)に最大曲げ応力と金相に基づいた ECR の関係、(d)に最大曲げモーメントと金相に基づいた ECR と膨れ量の比例の関係、(e)に最大曲げモーメントと金相に基づいた ECR と断面二次モーメントの比例の関係、(f)に参考のため最大曲げモーメントと金相に基づいた ECR の関係を繰り返し回数の区別を取り除いてプロットした。図 4.3.3-15 の(f)に比べ、(c)、(d)、(e)は赤い丸で囲まれた点を除けば、少し収斂的な傾向が見えた。(c)の場合、応力を計算することで形状の影響を取り除き、酸化が材料特性に及ぼす影響がより強く y 軸に反映されるからと考えられる。(d)と(e)については、正（断面二次モーメント、膨れ量）と負（酸化量）の相関関係を簡単に掛け算することで収斂的な関係が得られた。以上の分析から確認されるように、実測値に基づく詳細な評価に基づけば、酸化量と膨れ破裂による形状変化に対する曲げ強度の依存性はより明瞭となる。従って、単純に BJ-ECR と最大曲げモーメントをプロットした場合の大きなバラツキの原因は BJ-ECR と実際の ECR の差及び膨れ破裂時の形状変化による所が大きいものと考えられる。

図 4.3.3-16(a)と(b)に現在取得済みのデータ上保守側で直線を引いた場合の M-ECR-BJ-ECR、最大曲げモーメント-M-ECR の関係式を示す。(a)で得られた式を(b)に代入し最大曲げモーメント-BJ-ECR の保守的關係式が得られた (図 4.3.3-16(c))。

$$M_{max} = -0.2 \times BJ-ECR + 6.92 \quad (\text{式 4.3.3-11})$$

(式 4.3.3-11)から 15%ECR 時の最大曲げモーメントの下限を計算すると 3.92 Nm である。同様に最大曲げ応力に対して計算した場合、式 4.3.3-11 が得られた (図 4.3.3-16(a) (d) (e))。

$$S_{max} = -6.7 \times BJ-ECR + 232 \quad (\text{式 4.3.3-12})$$

(式 4.3.3-12)から 15%ECR 時の最大曲げ応力の下限を計算すると 132MPa である。今後は初期水素濃度が LOCA 後被覆管曲げ強度に及ぼす影響及び、複数回の地震を想定した疲労試験条件下被覆管曲げ強度についての研究を進む予定である。

表 4.3.3-1 試料リスト

ラベル	初期水	目 標	bj-	繰り返	繰り返	繰り返し負荷後 状態
	素量	ECR	ECRex	し荷重	し回数	
	wppm	%	%	N	回	
H0-1210-220803-3	0	10	10.7	127	1000	健全
H0-1210-220513-4	0	10	10.7	127	1000	健全
H0-1210-220803-5	0	10	11.5	200	1000	健全
H0-1210-220808-1	0	10	10.7	200	1000	健全
H0-1210-220808-2	0	10	11.2	300	1000	健全
H0-1210-220808-3	0	10	11	300	1000	健全
H0-1210-220808-4	0	10	10.6	400	1000	健全
H0-1210-220808-5	0	10	11.3	400	1000	健全
H0-1215-220801-3	0	15	16.4	127	1000	健全
H0-1215-220801-1	0	15	16.2	127	1000	健全
H0-1215-220810-4	0	15	16	200	1000	健全
H0-1215-220803-1	0	15	15.9	200	1000	健全
H0-1215-220801-2	0	15	15.8	300	1000	健全
H0-1215-220802-3	0	15	15.4	300	1000	健全
H0-1215-220801-4	0	15	14.6	400	1000	健全
H0-1215-220818-1	0	15	14	400	1000	健全
H0-1220-220819-3	0	20	20.5	127	1000	健全
H0-1220-220809-3	0	20	20.5	127	1000	健全
H0-1220-220809-2	0	20	20.1	200	1000	健全
H0-1220-220823-1	0	20	20	200	1000	健全
H0-1220-220809-1	0	20	19.7	300	1000	健全
H0-1220-220818-2	0	20	19.7	300	1000	破損 (11 回目)
H0-1220-220809-4	0	20	19.5	400	1000	破損 (1 回目)
H0-1220-220819-1	0	20	19.4	400	1000	破損 (3 回目)

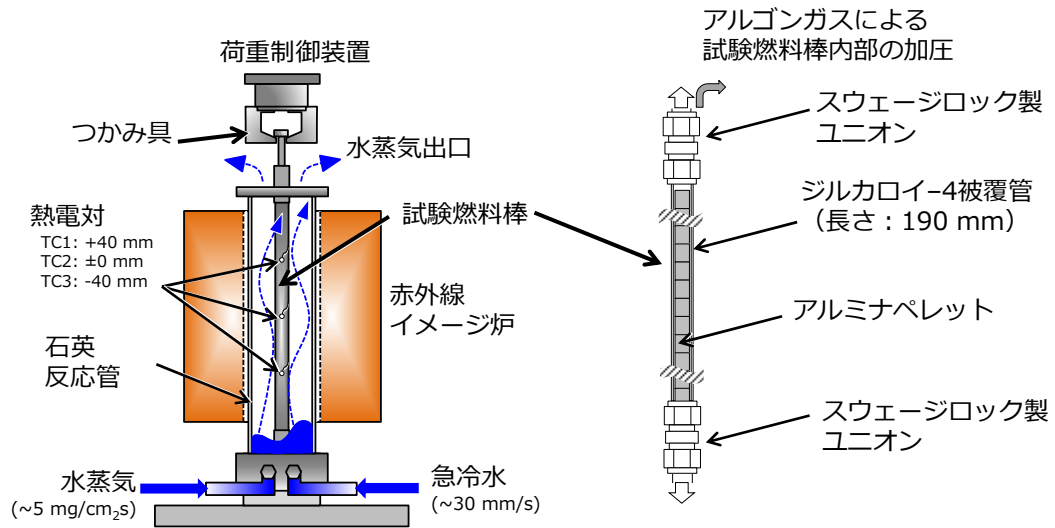


図 4.3.3-1 LOCA 模擬試験装置の概要

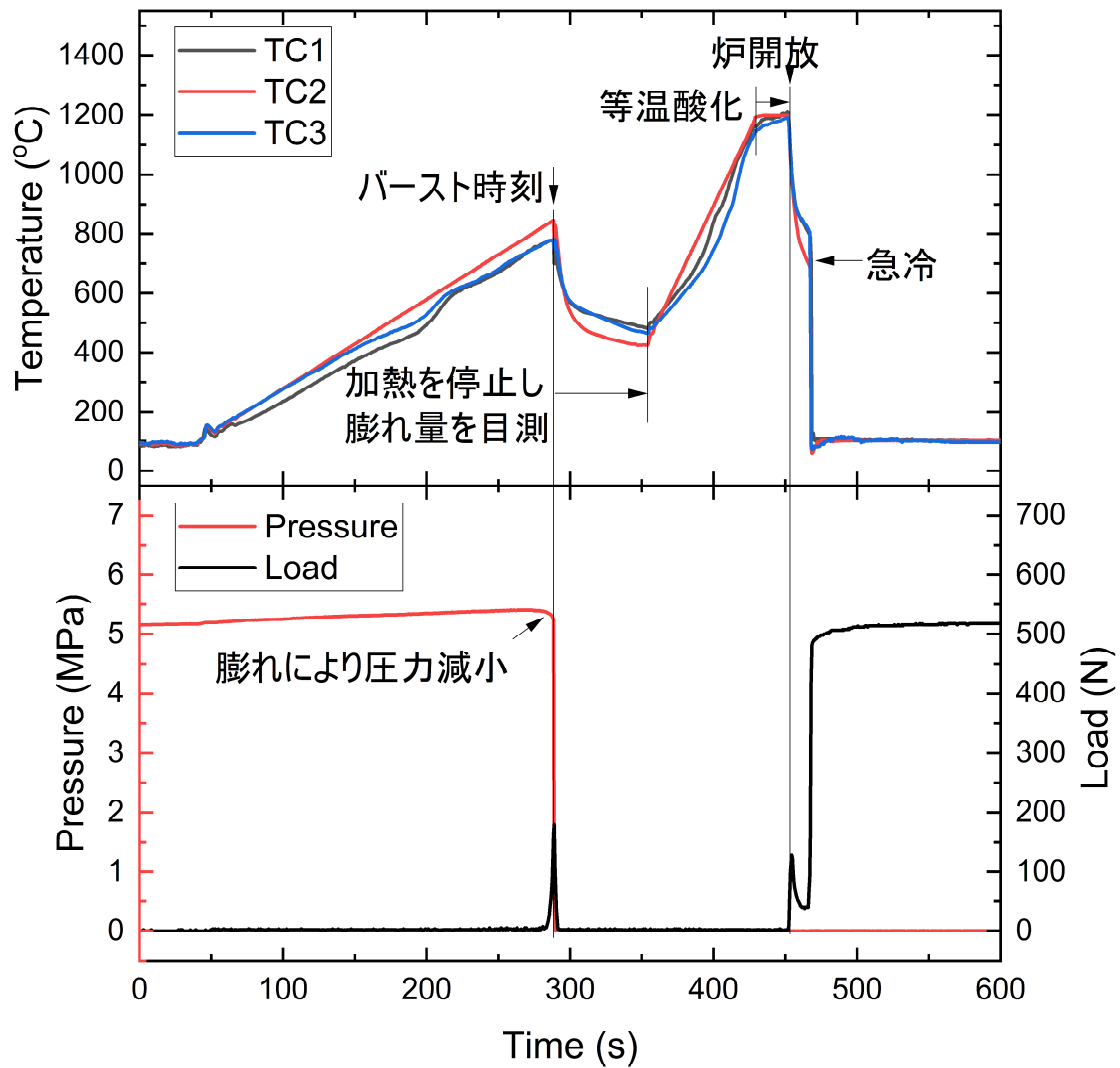


図 4.3.3-2 LOCA 模擬急冷破断試験時の燃料被覆管温度・荷重・内圧履歴の例

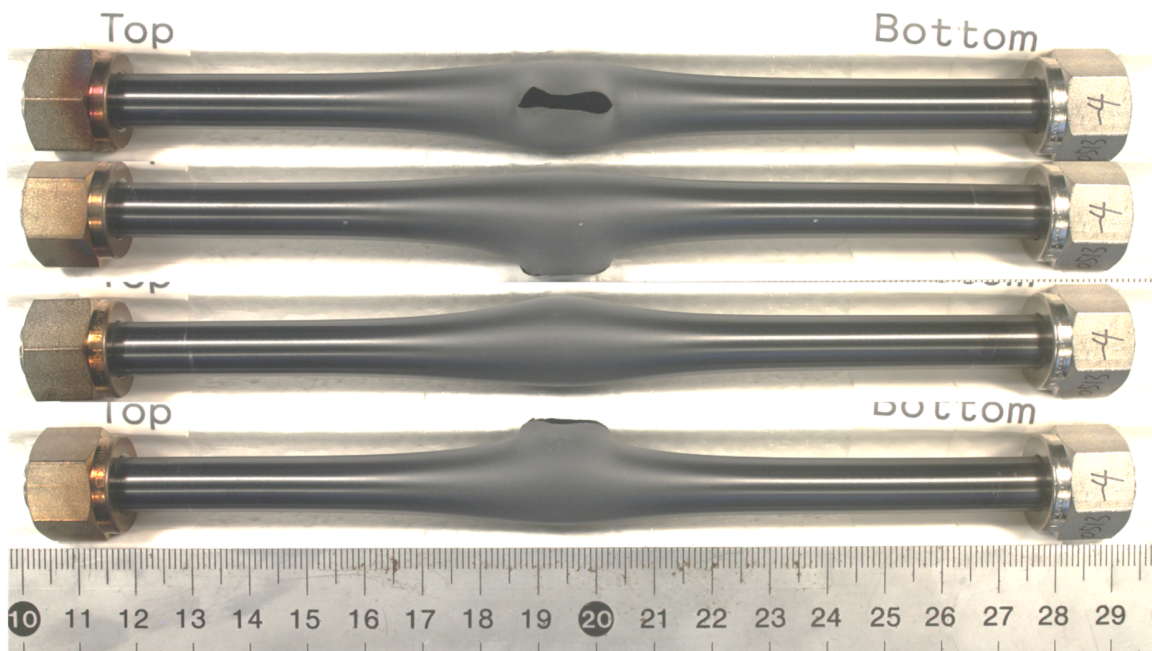


図 4.3.3-3 LOCA 模擬急冷破断試験後の試料外観の例



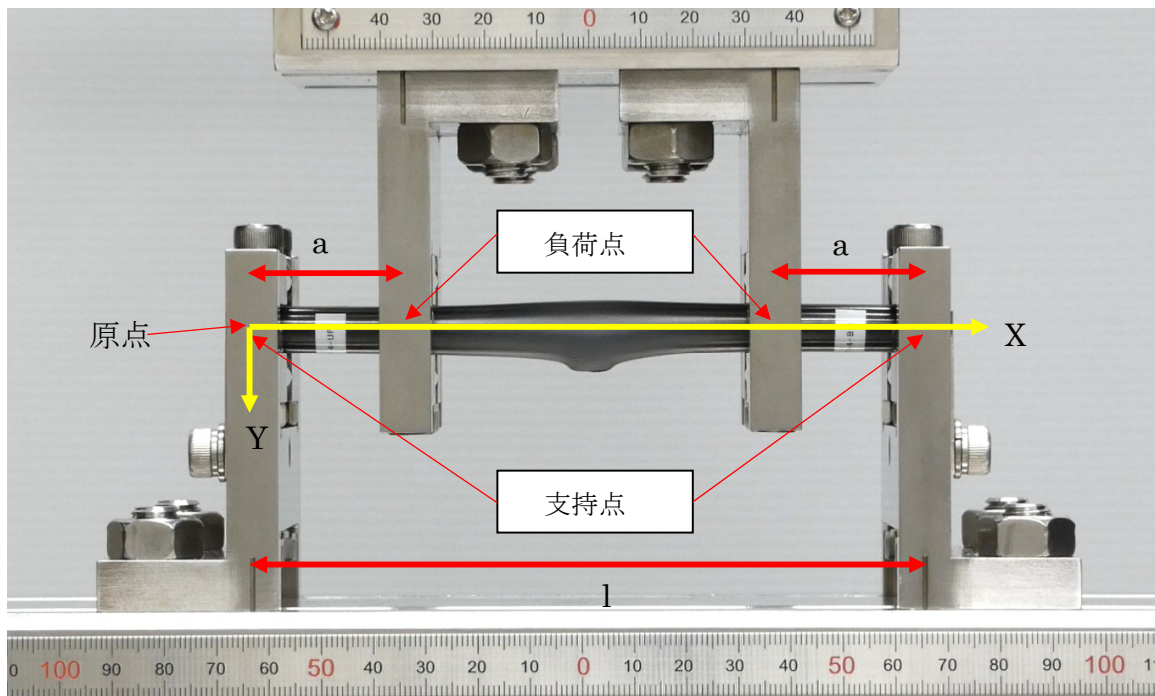


図 4.3.3-4 試料セット時繰り返し荷重を負荷する四点曲げ試験装置の試験部外観

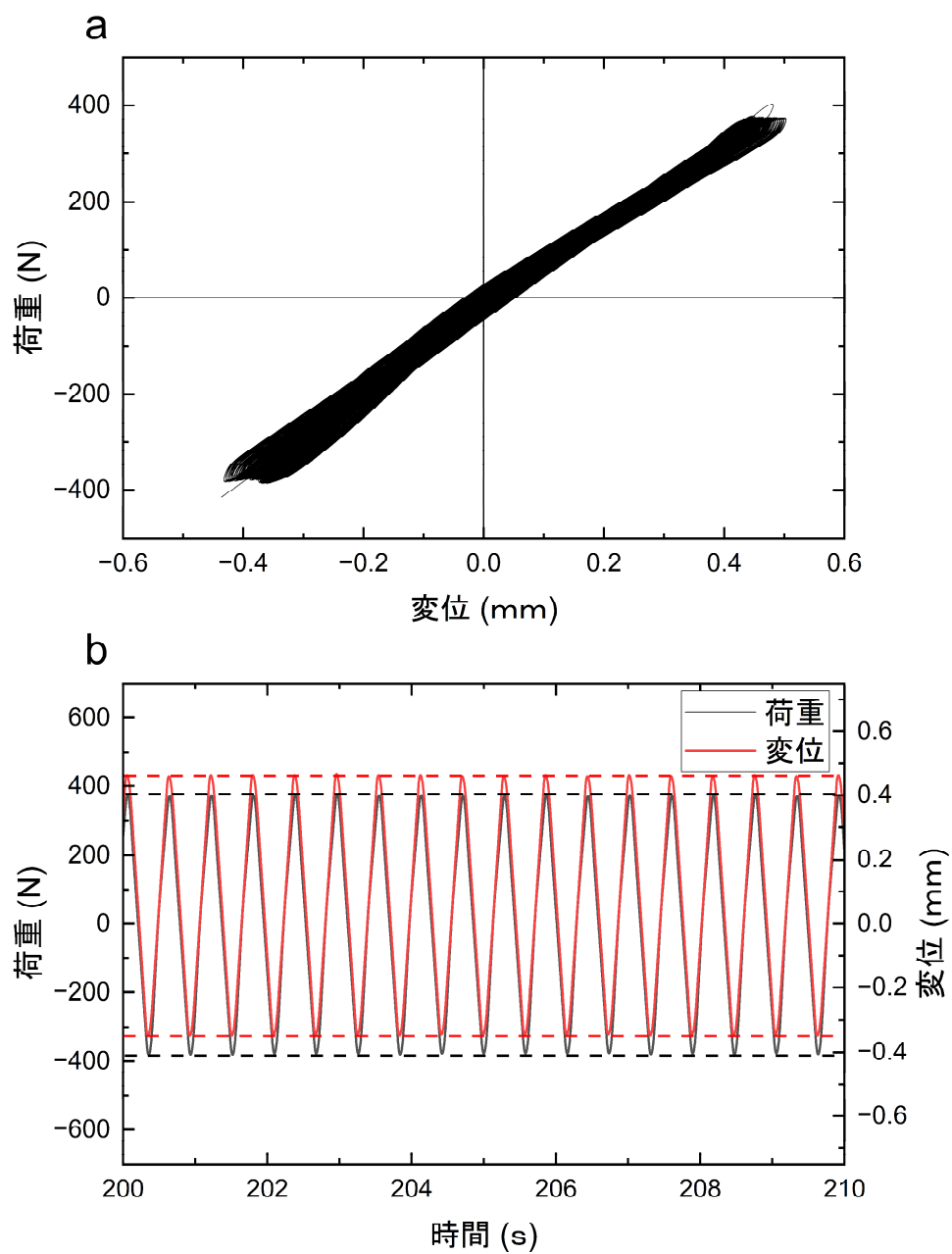


図 4.3.3-5 曲げ荷重を 400N に設定した場合の荷重変位曲線の一例。a) 荷重変位関係、b) 200 s から 210 s 区間を抽出した荷重—変位—時間曲線。

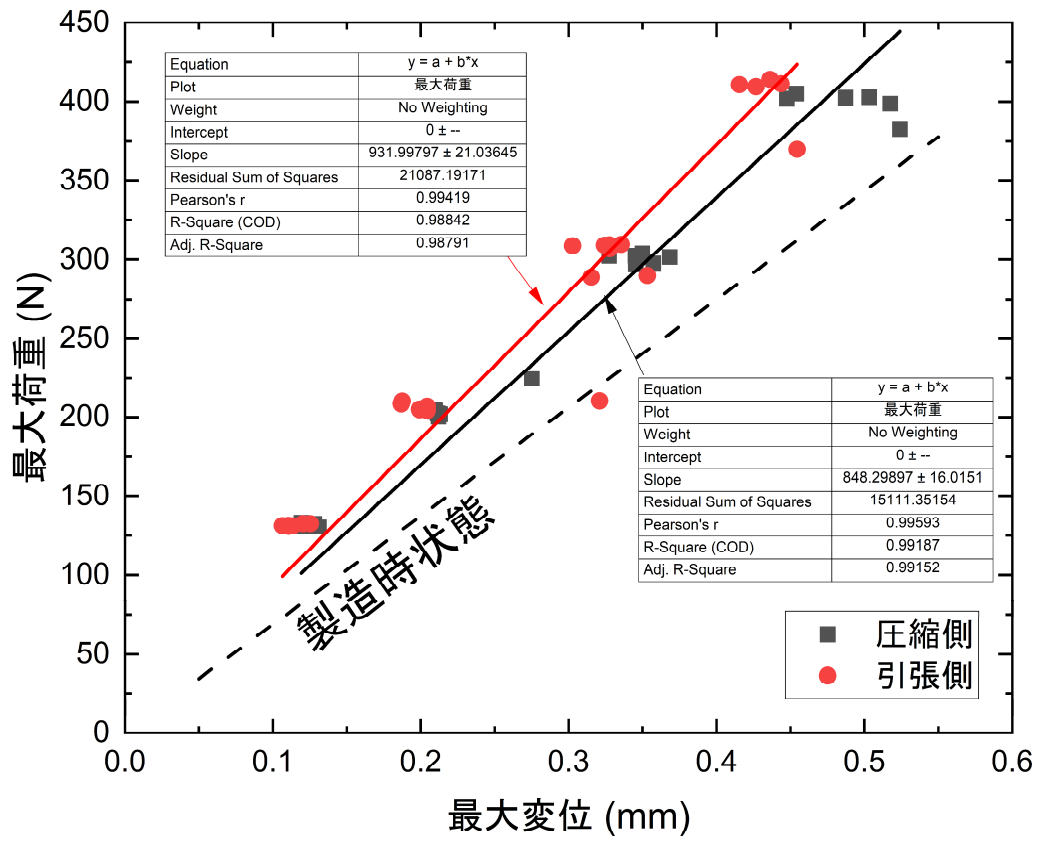


図 4.3.3-6 最大変位、最大荷重の線形フィッティング結果

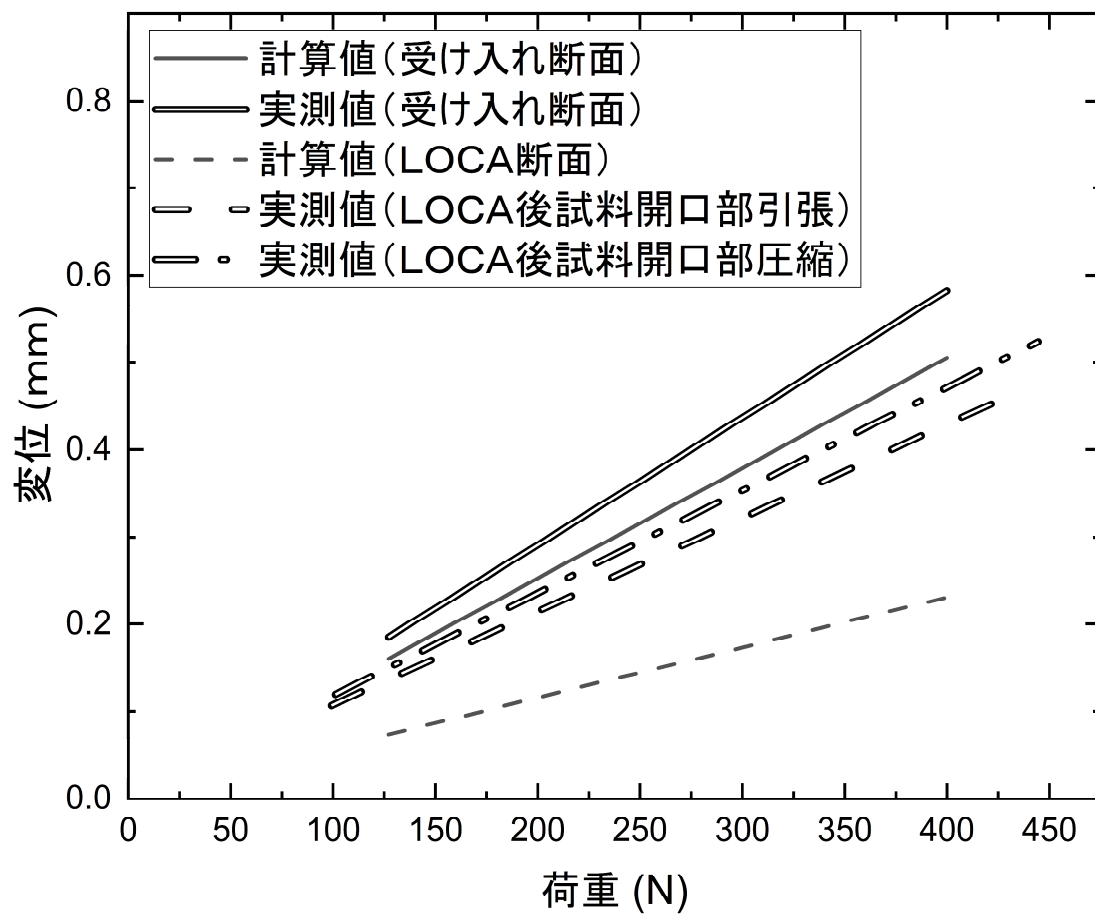


図 4.3.3-7 四点曲げ試験たわみの計算値と実測値の比較

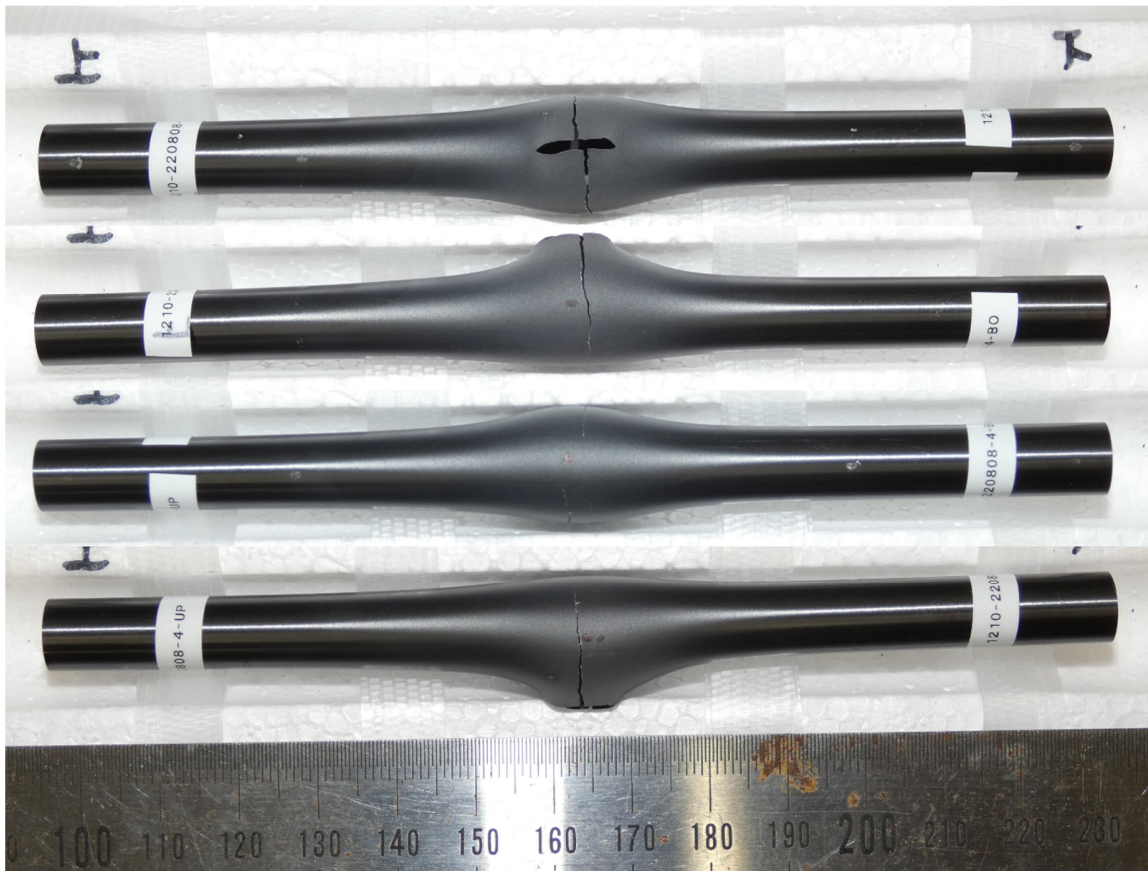


図 4.3.3-8 繰り返し荷重を負荷する四点曲げ試験後の試料外観一例

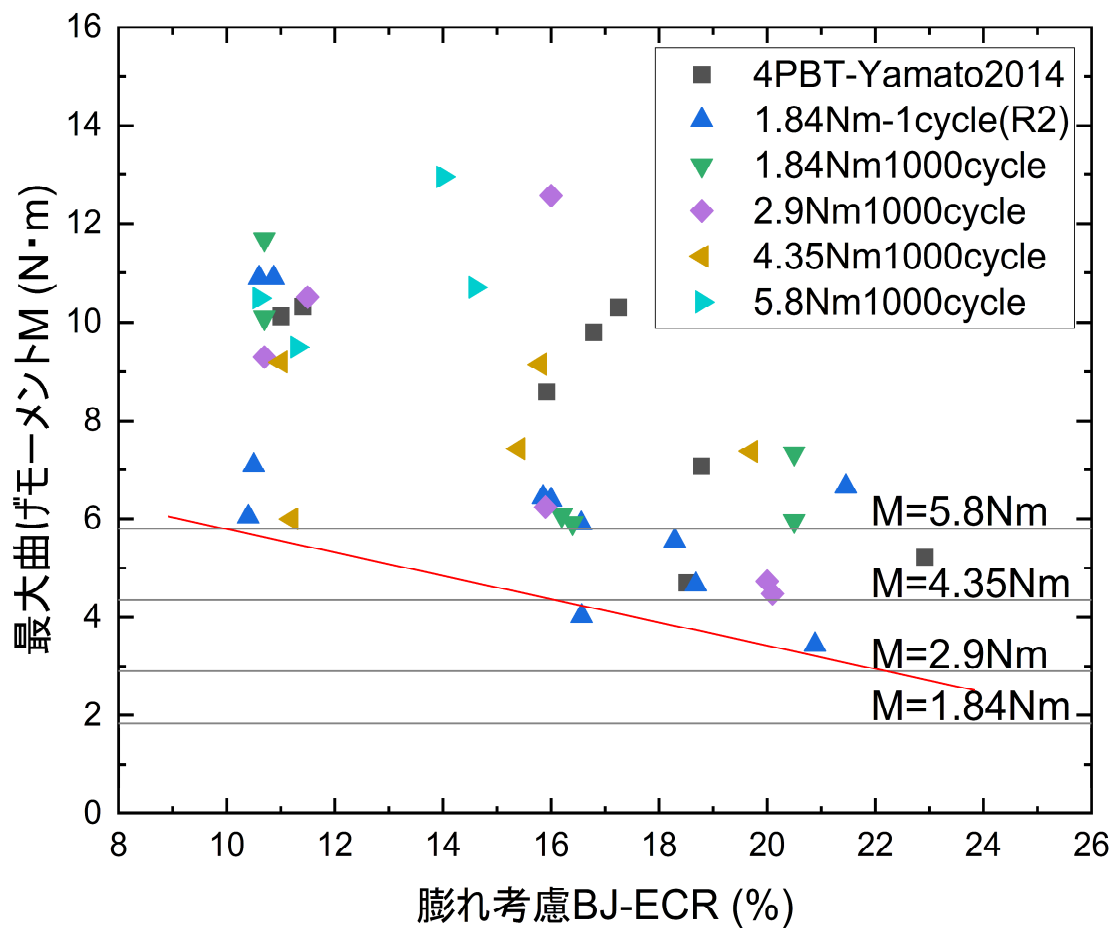


図 4.3.3-9 最大曲げモーメントと酸化量の関係

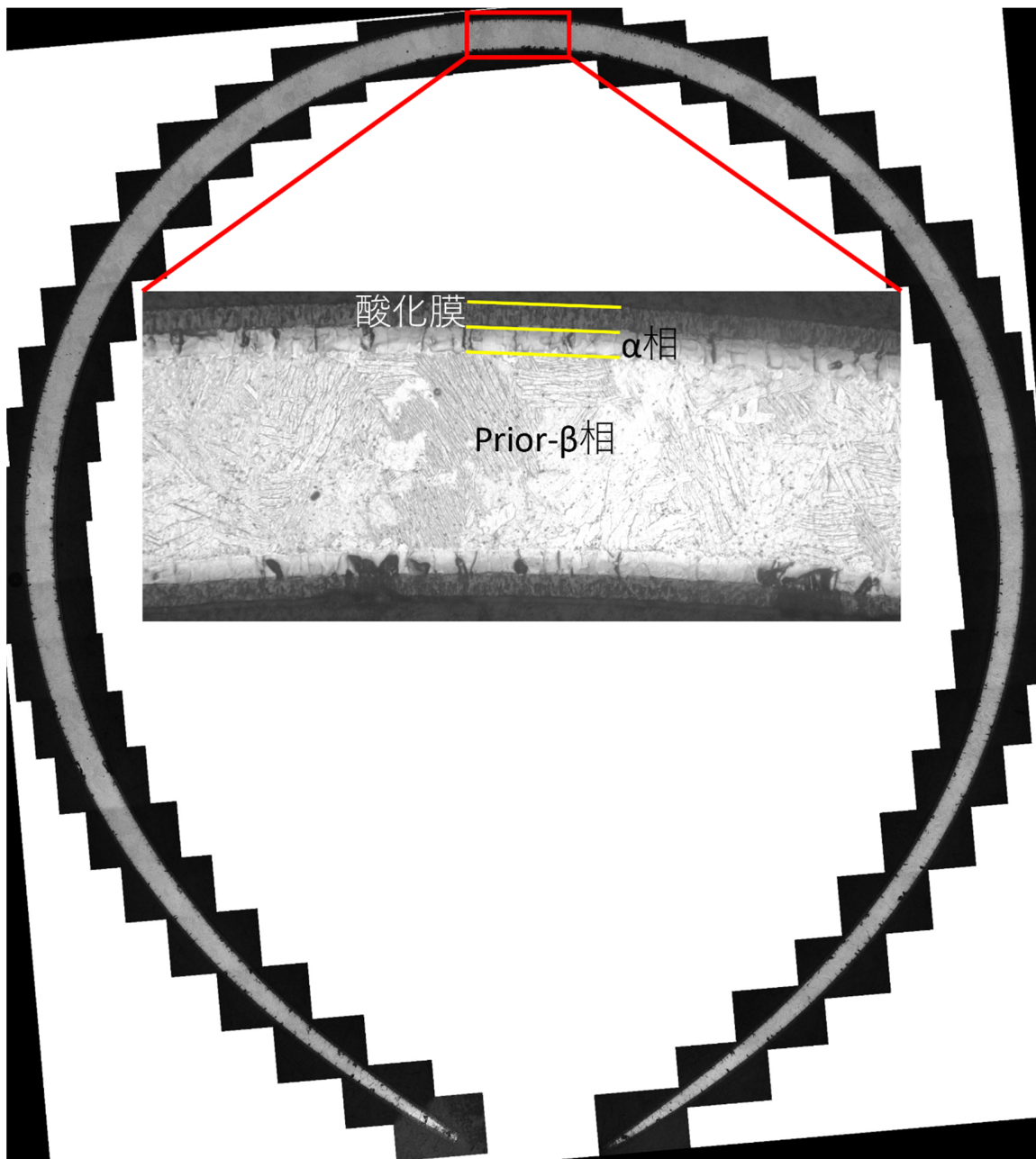


図 4.3.3-10 試料断面金相の一例

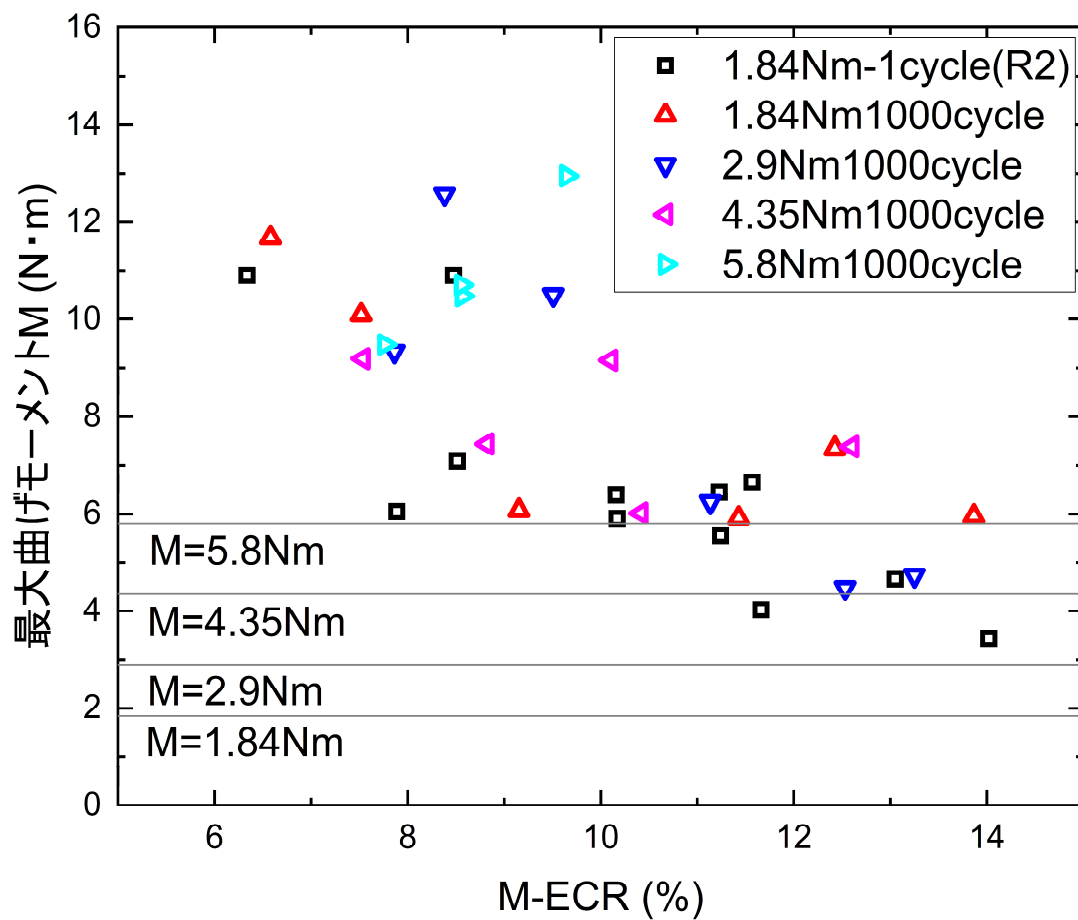


図 4.3.3-11 最大曲げモーメント M-ECR の関係



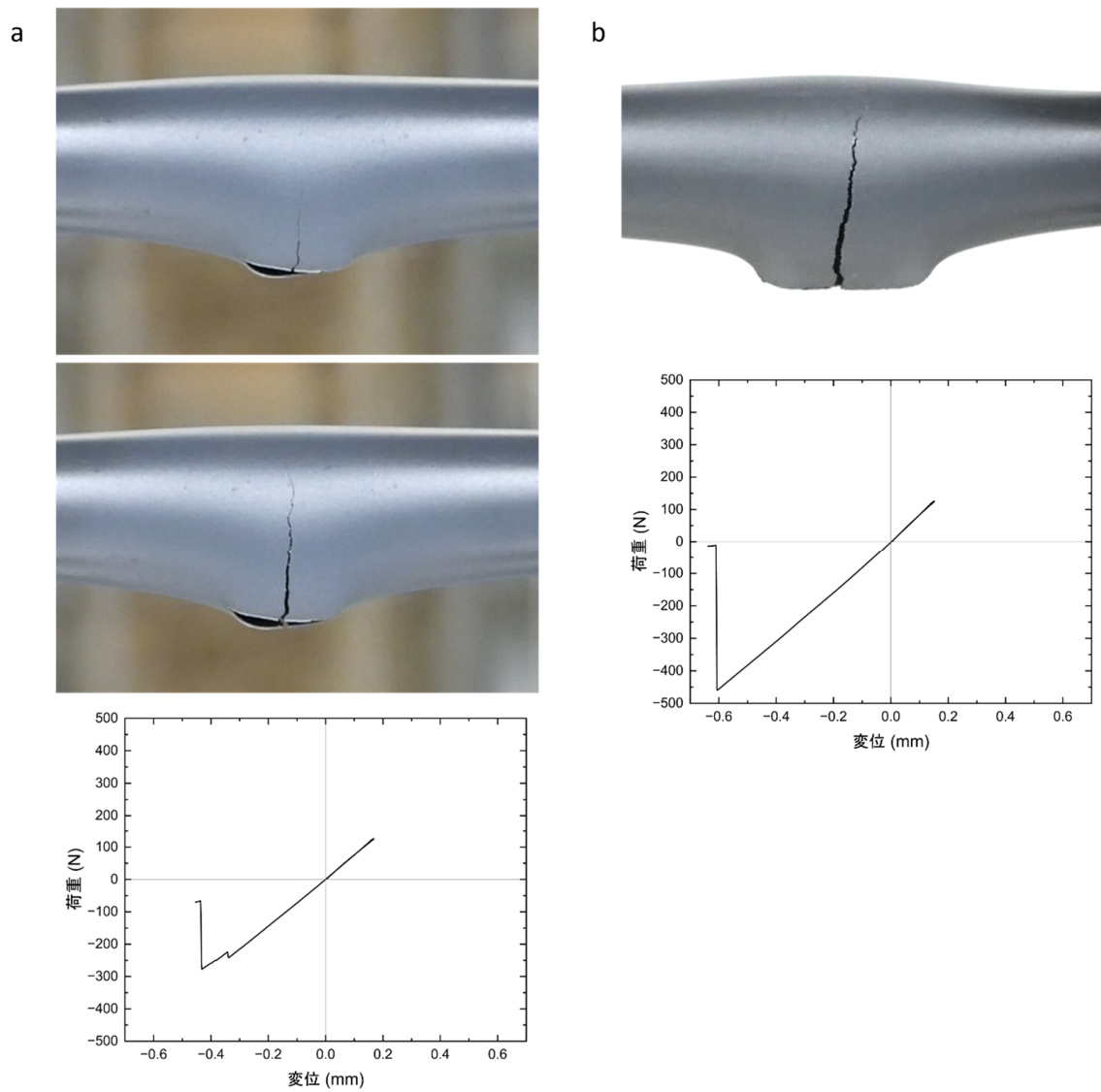
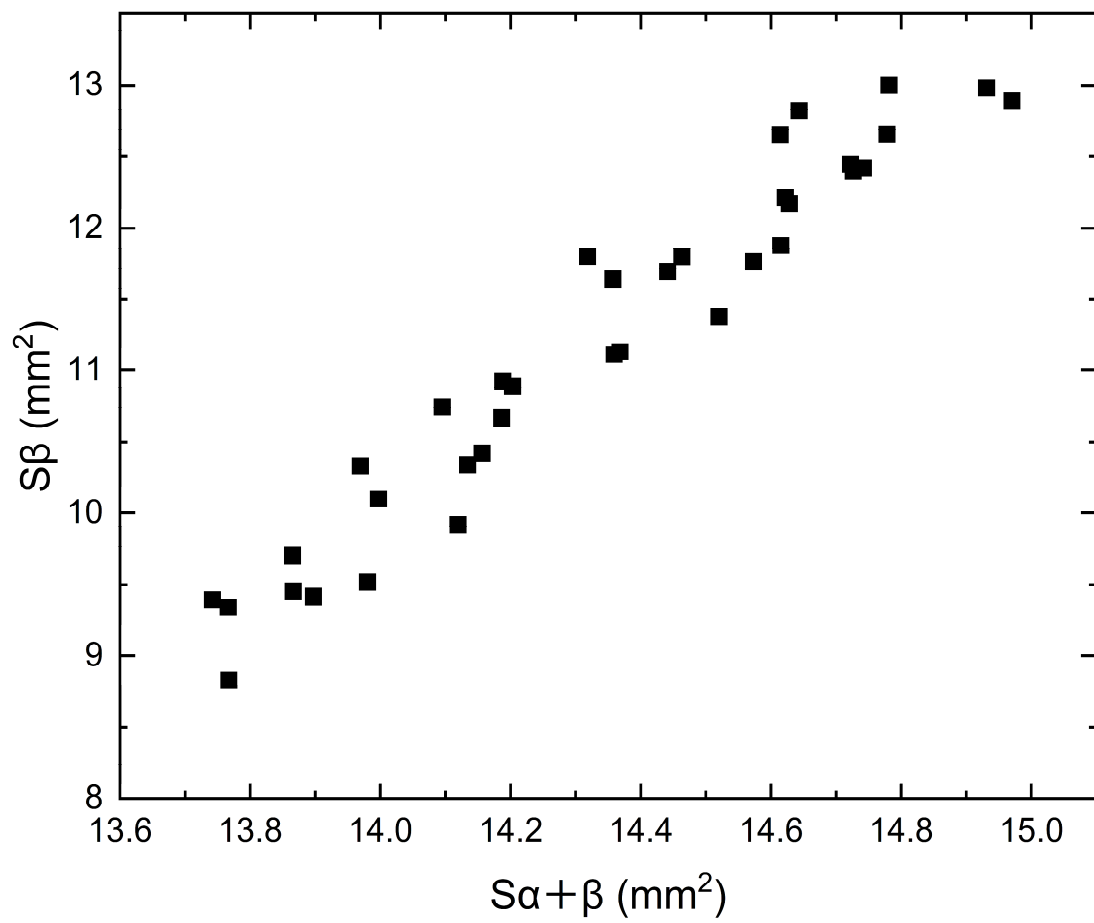


図 4.3.3-12 (a)段階的亀裂進展の一例、(b)段階的でない亀裂進展の一例の亀裂写真及び荷重—変位曲線

図 4.3.3-13  $\beta$  相面積と金属相全体面積の関係

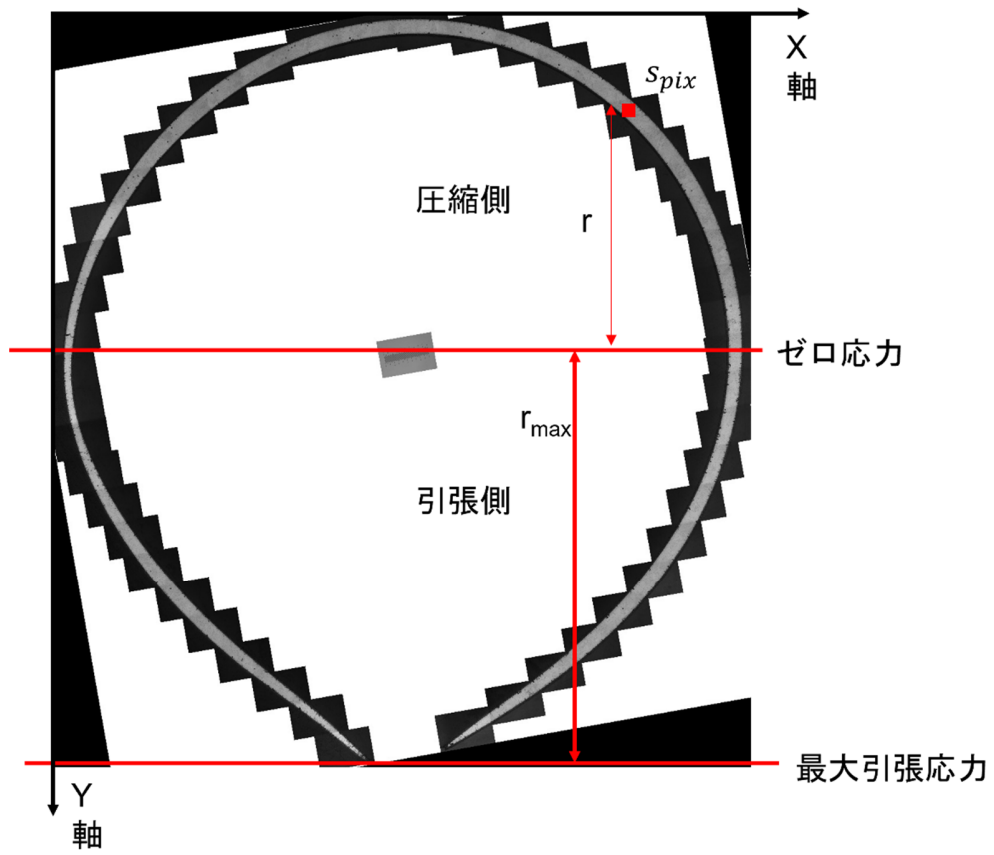


図 4.3.3-14 断面二次モーメント、最大曲げ応力計算の説明図

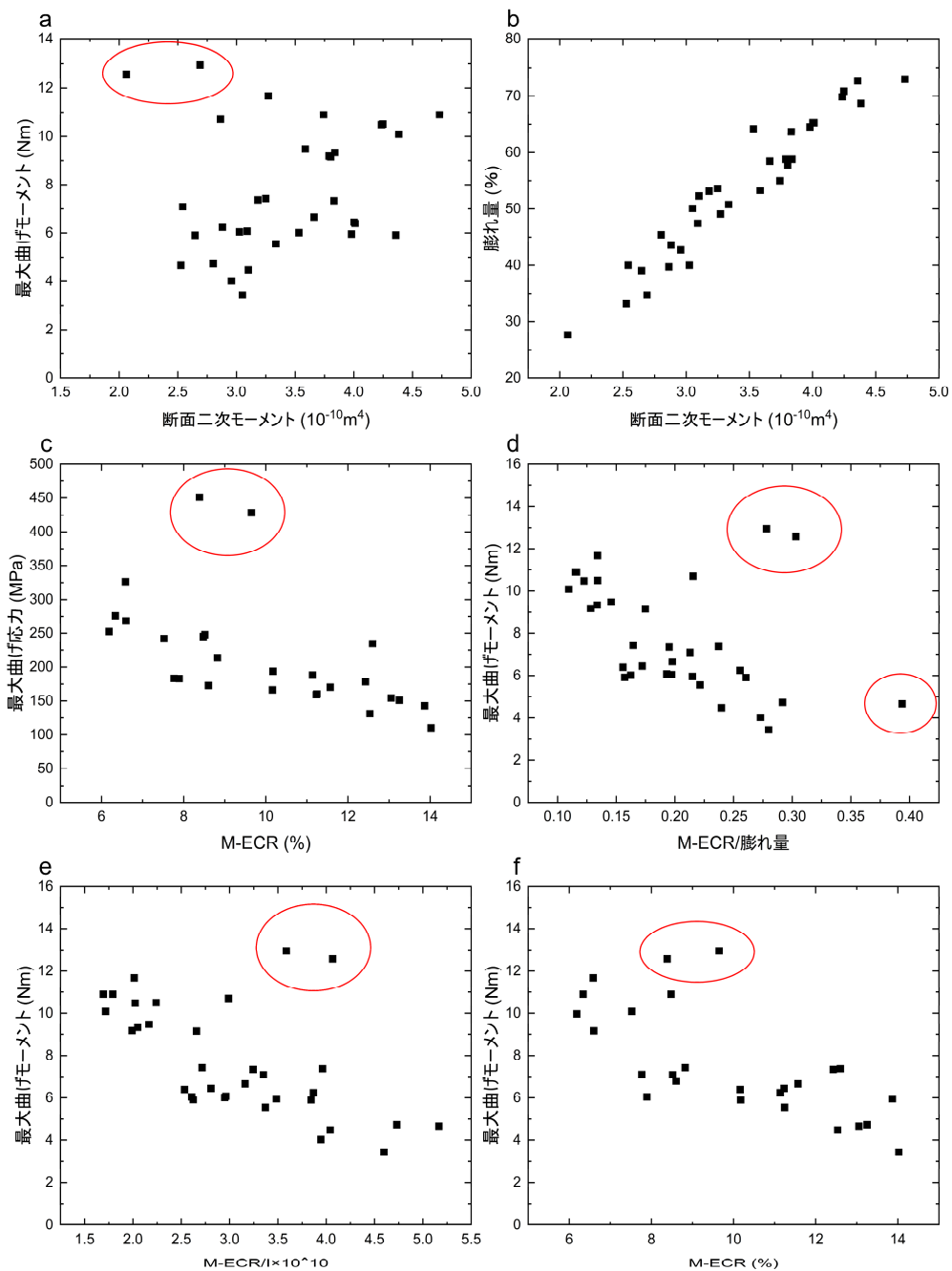


図 4.3.3-15 (a)最大曲げモーメントと断面二次モーメントの関係、(b)膨れ量と断面二次モーメントの関係、(c)最大曲げ応力と M-ECR の関係、(d)最大曲げモーメントと M-ECR と膨れ量の比例の関係、(e) 最大曲げモーメントと M-ECR と断面二次モーメントの比例の関係、(f) 最大曲げモーメントと M-ECR の関係

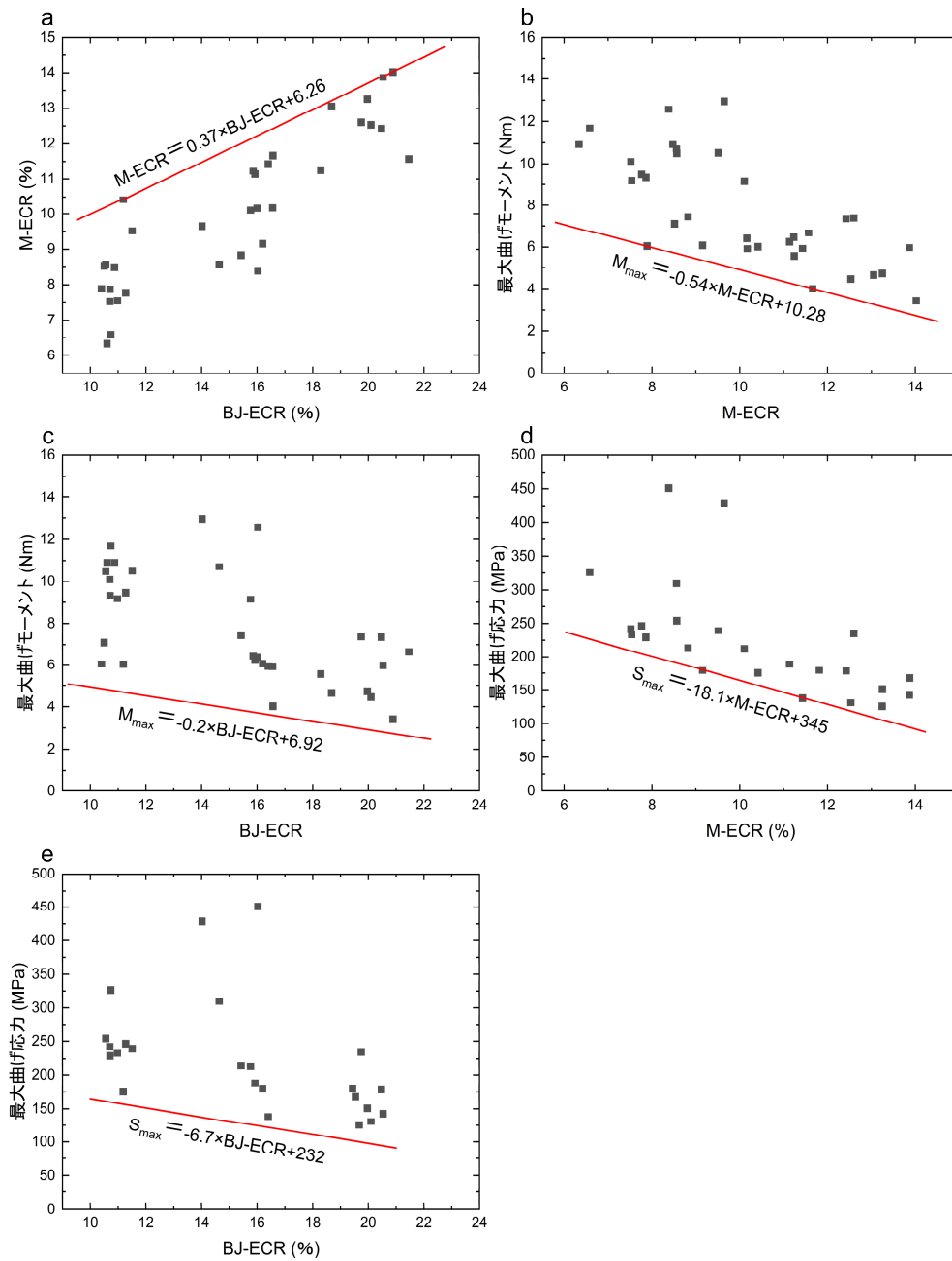


図 4.3.3-16 (a)BJ-ECR と M-ECR の保守的關係式、(b)M-ECR と最大曲げモーメントの保守的關係式、(c)M-ECR を経由した BJ-ECR と最大曲げモーメント下限の保守的關係式、(d)M-ECR と最大曲げ応力の保守的關係式、(e)M-ECR を経由した BJ-ECR と最大曲げ応力下限の保守的關係式

#### 4.4 RIA 試験

RIA 時の燃料挙動及び FP ガスの動的な挙動 (FGD : fission gas dynamics) についてデータを取得するため、室温条件下における RIA 模擬実験 OS-3 (FGD-1) を NSRR において実施した。また、CN-1 実験に関して、パルス照射後の試験燃料棒を対象とした照射後試験を実施した。さらに、RIA 時に被覆管に作用する荷重の多軸性が高燃焼度燃料の破損に及ぼす影響を明らかにするため、周方向と軸方向の応力を独立に与えることができる多軸応力負荷試験装置を用いた被覆管機械特性試験を実施した。加えて、昨年度実施した 224-2 実験について追加的な試験後分析を実施し、発熱量を評価した。