

4.2.2 RIA 試験

RIA 時の MOX 燃料挙動及び FP ガスの動的な挙動 (FGD : fission gas dynamics) に関するデータを取得するため、室温条件下における RIA 模擬実験 CN-3 (FGD-3) を NSRR において実施した。CN-2、OS-3 及び OS-4 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。RIA 時の被覆管脆化型の燃料破損⁽¹⁾について破損メカニズムに基づく破損限界を調べるため、燃料挙動解析コード RANNS を用いた解析を実施した。

4.2.2.1 CN-3 実験

CN-3 実験は、OS-4 実験⁽²⁾と R5 同様に FGD チャンバと呼ぶ容器に燃料スタックを封入する体系である点、また差動トランス (LVDT : Linear Variable Differential Transformer) 方式の圧力計を内圧計測に適用した点で、従来の NSRR 実験と大きく異なる条件であったことから、FGD チャンバ内で想定される内圧の検討を行うとともに、使用予定の LVDT 型圧力計について性能確認試験を予め実施した後にパルス照射実験に供した。

4.2.2.1.1 事前検討

FGD 実験では、パルス照射時の温度上昇に伴い試験燃料から FP ガスが放出され、FGD チャンバと呼ばれる円筒形状の閉空間内に閉じ込められた状態となる。FP ガス放出量の増加に応じて、また各部の温度変化によっても、LVDT 型圧力計位置で検出される圧力値の変動が想定される。そこで、放出量と圧力上昇の関係を予め概算した。また、圧力測定に用いる主計装である LVDT 型圧力計の性能を、炉外試験により事前に評価した。

(1) 想定圧力

試験燃料ペレットに蓄積された FP ガスが放出され、閉空間内で平衡に達した際の圧力の FP ガス放出率 (FGR) 依存性を計算した。計算条件は以下の通りである。

- ・燃料 : CN-3 で使用した PWR17×17 MOX 燃料ペレット (10 個程度)
- ・FGD チャンバ内空間体積 : $5.09 \pm 0.29 \text{ cm}^3$ (He ガスを用いた体積測定により算出)

計算の流れは次の通りである。ペレット内に蓄積された FP ガス量を ORIGEN2 コードにより評価する。放出される FP ガス量は、想定 FGR に、蓄積 FP ガス量を乗じることで算出できる。平衡に達した状態の圧力は理想気体の状態方程式に基づいて計算した。FP ガスは温度が上昇した状態で放出されと考えられることから、①ペレット／被覆管及び被覆管／チャンバのギャップ空間の温度と②それら以外の空間領域の温度を次の 4 通りに仮定した。

条件 1 : ①1000 °C、②250 °C

条件 2 : ①250 °C、②250 °C

条件 3 : ①RT (室温、27 °C)、②RT

条件 4 : ①1000 °C、②85 °C

結果を図 4.2.2.1-1 に示す。条件 1 から 3 の温度範囲、FGR30%と仮定した場合 0.80 MPa から 1.60 MPa の範囲のチャンバ内圧上昇であると考えられる。

(2) LVDT 型圧力計の性能試験

LVDT 型圧力計は空間が制限される NSRR 試験用カプセル内に配置する必要があるが、従来設計の LVDT 圧力計はややサイズが大きいものであった。そこで、構造を簡素化するために LVDT コア部を細型の設計へと見直し、新たに設計した LVDT 型圧力計 (ID: FL-3, CN-3 実験で使用) を製作し、急激な圧力上昇に対するセンサの性能を確認する試験を実施した。CN-3 で使用した LVDT 型圧力計 (ID: FL-3) の出力を圧力値へ変換する換算式を、LVDT 出力と歪みゲージ式 (SG: Strain-gauge-type) 圧力計の測定値の関係から導出した。その結果を図 4.2.2.1-2 に示す。LVDT 出力が増加するとともに圧力指示値が上昇する。このデータは 2.35×10^{-2} MPa/s での圧力上昇及びその後の 6.40×10^{-3} MPa/s での圧力下降時に LVDT 出力を測定した結果であり、当該結果より圧力 P (MPa) の LVDT 出力 V (V) からの換算式は、 $P = 5.6595 V^2 - 8.7877 V - 11.662$ となった。その後、この圧力計の急激な圧力上昇に対するセンサの性能を確認するために試験を実施した。この試験では、LVDT 型圧力計を取付けた円筒形の試験体内部にスペーサーを入れることで空間体積を減じ、0.25 MPa, 0.5 MPa, 1 MPa, 1.5 MPa, 2 MPa, 2.5 MPa, 3 MPa, 3.5 MPa, 4 MPa, 4.5 MPa, 5 MPa 程度まで圧力を急激に上昇させ、圧力計でその圧力履歴を測定する試験をそれぞれ 3 回実施した。その結果を図 4.2.2.1-3 (a) 1 回目、(b) 2 回目、(c) 3 回目に示す。当該 LVDT 型圧力計は、LVDT コア部の移動量を測定して圧力に変換するものであり、設置環境により初期値等にずれが生じてしまう。そこで、各データ測定開始時、数秒間大気圧のデータを測定し、その平均値である 0.101325 MPa を基に零点の調整を行うこととした。なお、この値は圧力計ごとに異なるものと考えられる。LVDT 圧力値は LVDT 出力から上述の換算式を使って算出できる。LVDT 型圧力計は歪みゲージ式圧力計に比べ、照射による影響を受けにくい一方、従来設計の LVDT 圧力計では圧力上昇への遅れが認められた。そこで、FL-3 圧力計と同時に測定した SG 圧力計の圧力増加履歴を図 4.2.2.1-3 (d) から (f) に示し、FL-3 圧力計の応答速度の遅れを評価した結果を図 4.2.2.1-4 に示す。遅れの程度を評価するに当たっては、圧力を急激に上昇させるために使用した電磁弁や各圧力計等に由来するノイズ等を考慮する必要がある。そのため、測定時 SG 圧力計により測定された最大圧力を基準として、その 10%の圧力までの SG 圧力計と LVDT 型圧力計の指示値の到達時間の差として評価した。その際の圧力上昇速度は、大気圧から設定した最大圧力の 1%及び 10%に到達するまでの昇圧速度から算出した。圧力上昇速度 10 MPa/s 以下の範囲では、昇圧速度が上昇するとともに LVDT 圧力計の応答速度が速くなるが、10 MPa/s 以降は 8 ms 程度であった。この応答速度の遅れは CN-3 実験のパルス出力の半値幅約 10 ms (後述) に比べて同程度以下であったことを踏まえると、FP ガス放出のタイミングや時刻歴を捉え

ることが可能であると考えられる。

4.2.2.1.2 パルス照射実験

高燃焼度 PWR-MOX 燃料を対象として、室温大気圧実験 CN-3 を燃料エンタルピー増分のピーク値 271 J/g (65 cal/g、暫定値) の条件で実施した。

(1) 試験燃料棒

試験燃料は、AP2-16 燃料セグメント (フランス・シノン B3、PWR 照射 M5™ 被覆 MOX 燃料) から採取した。図 4.2.2.1-5 (a) に燃料セグメントの外観写真を、図 4.2.2.1-5 (b) に燃料セグメントの軸方向ガンマ線強度分布を、図 4.2.2.1-5 (c) に燃料セグメントからの採取位置及び上下端栓取付け後の燃料棒概略を示す。スタック長はペレット 10 個分程度で約 117.9 mm である。セグメント燃料棒のガンマ線強度分布は bottom 側が若干低く、切り出し位置が top 側である試験燃料の平均燃焼度はセグメント燃焼度 (63 GWd/t) より若干高い 64.5 GWd/t と評価した。FGD チャンバ内は、燃料棒加工時に室温で約 0.1 MPa の He で封入した。

パルス照射前の試験燃料棒に対して実施した外観観察の結果を図 4.2.2.1-6 に示す。上部側に円筒形状の金属部が見られるが、これは RFEF から NSRR への輸送時に計装を保護するためのカバーであり、NSRR におけるパルス照射時には取り外された。パルス照射実験において問題となり得る傷、欠陥等は見られなかった。

(2) 実験条件及び計装

パルス照射実験の条件を以下に示す。

実験カプセル：	XI-II 型 (室温・大気圧用)
パルス照射時冷却水条件：	17 °C、0.1 MPa の静止水
投入反応度：	\$2.43
燃料エンタルピー増分ピーク値 (暫定値)：	271 J/g (65 cal/g)

計装項目を以下に示す。また、図 4.2.2.1-7 に計装取付けの概要を示す。

FGD チャンバ内圧計 (LVDT 型、スタック上部)
 FGD チャンバ内圧計 (歪みゲージ型、スタック下部)
 FGD チャンバ内圧 (LVDT 型) 検出部近傍温度測定用シース熱電対
 FGD チャンバ表面温度測定用シース熱電対 2 個
 カプセル内圧計 (カプセル中の液相#1)
 カプセル外面歪みゲージ
 冷却水温度測定用シース熱電対、2 箇所
 AE (Acoustic Emission) センサ 2 個

(3) 過渡計測記録の概要

2 台の中性子検出器で測定した NSRR の炉出力履歴を図 4.2.2.1-8 (1) 及び (2) に、積分出力履歴を図 4.2.2.1-8 (3) 及び (4) に、前節で示した計測項目に関する過渡記録を図 4.2.2.1-8 (5) から (12) に、時刻 0 から 10 秒まで、0 から 1 秒まで及び 0.288 から 0.322 秒までの 3 区間についてそれぞれ示す（サンプリング速度 10 kS/s（1 秒間に 1 万サンプリング））。ただし、図 4.2.2.1-8 (7)、(8)、(9) に示す温度履歴については、時刻 0 秒から 10 秒までの区間の代わりに時刻 0 から 15 秒までの区間について示す。さらに、図 4.2.2.1-8 (5)、(6)、(10)、(11)、(14)、(15) については、より高サンプリング速度である 200 kS/s（1 秒間に 20 万サンプリング）で取得した過渡記録を 0 秒から 2 秒まで及び 0.288 から 0.322 秒までの 2 区間について示している。

過去に実施した NSRR 実験より、歪みゲージを使用したセンサ（圧力計等）や熱電対の出力には NSRR 出力の履歴によく似た波形のノイズや、パルス照射以後も継続するドリフトが発生し得ることが判明している。このノイズ及びドリフトの要因は、出力にほぼ比例した強度で発生するガンマ線が歪みゲージ素子や熱電対素子の電気的特性に及ぼす影響、ガンマ発熱による素子自身の温度上昇による特性変化などと理解されるが、精度良く補正することは困難であるため本報告においては得られた過渡計測結果をそのまま図示している。

なお、今回取得した過渡記録については、今後実施を計画している CN-3 の照射後試験により検証を行う予定である。

(a) NSRR 出力・積分出力

NSRR 出力履歴及び積分出力履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (1)、(2) 及び (3)、(4) に示す。NSRR 出力は時刻 0.3050 秒においてピーク値約 3.39 GW に達し、半値幅は約 9.8 ms であった。なお、NSRR の計測システムは積分演算を 1 秒までしか行わないため、時刻 1 秒以降の積分出力は一定値として記録される。炉物理計算による評価によれば、本実験における積分出力は時刻無限大で 50.6 MJ に達した。NSRR の出力ピーク値及び時刻無限大における積分出力は、#1 と #2 の平均値を用いて算出した。

(b) FGD チャンバ内圧（LVDT 型、スタック上部）

サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で取得した FGD チャンバ内圧の絶対圧の履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (5a) 及び (5b) に示す。なお、これらの図では測定時 LVDT センサノイズ低減を目的として、データ信号を増幅するアンプの倍率を ~ 3.3 倍にしたもの（Gain $\times 3.3$ ）もあわせて示している。参考として、図 4.2.2.1-8 (5c) に過年度に高燃焼度 UO_2 燃料（燃焼度 ~ 61 GWd/t）を対象に実施された FGD 実験（OS-4 実験）⁽²⁾の絶対圧の履歴を示す。「4.2.2.1.1 (2) LVDT 型圧力計の性能特性試験」に示すとおり、環境の変化により出力の初期値にずれが生じてしまうため、本試験結果でも同様にパルス発生前の圧力の平均

値が（初期 He 加圧量と同等の）0.101325 MPa に対応する電圧値（2.414 V）となるように、出力された電圧値を調整した後、前述の換算式（CN-3 で使用した LVDT 型圧力計（ID:FL-3）の出力を圧力値へ変換する換算式）を用いて圧力値を評価した。時刻 0.314 秒付近に見られる圧力上昇は、主にペレットからの FP ガス放出によるものと考えられる。その後、圧力は、時刻 5 秒付近で最大約 1.05MPa に到達し、その後 250 秒後から約 0.75 MPa でほぼ一定で推移している。圧力上昇速度は平均で 58 MPa/s 程度（信号の変化が比較的大きい時刻である時刻 0.3135 秒～0.3225 秒で圧力変化量から算出）に達した。また、パルス照射後約 100 分が経過し、系全体の温度が完全に室温まで低下したと判断される条件にて再度指示値を確認したところ、圧力は約 0.75 MPa であった。なお、約 20 時間後にも同条件で指示値を確認したところ、圧力値は変わらなかった（図 4.2.2.1）。以上の結果と図 4.2.2.1-1 の予備評価結果を比較すると、約 28% の FGR に相当する内圧増があったと考えられる。炉外での LVDT 圧力計の評価によって得られた遅れ 6.7 ± 1.1 ms を考慮すると、CN-3 燃料のギャップや空隙へのガス放出は原子炉出力増加中の約 25 ± 3 MJ（積分出力値）で開始したと推定される。OS-4 の圧力上昇速度は平均で 2 MPa/s 程度（LVDT 圧力値の変化が比較的大きい 0.2520 秒～0.4050 秒の時刻範囲で圧力変化量から算出）であり、その圧力上昇から評価された FGR は約 18% であった。この OS-4 の結果と比較すると、CN-3 は OS-4 よりも昇圧速度が速いことに加え、FGR も大きかったことから、同程度の燃焼度レベルで比べると、MOX 燃料の FGR は UO_2 燃料のそれよりも大きいと考えられる。

(c) FGD チャンバ内圧（歪みゲージ（SG）型、スタック下部）

サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で測定した FGD チャンバ内圧の履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (6a) 及び(6b) に示す。参考のため、図 4.2.2.1-8 (6c) に過年度に報告されている OS-4 の結果について絶対圧の履歴を示す。時刻 0.245 秒以降に指示値の大幅な低下が見られ、前述の通り NSRR パルス出力によって発生したノイズと考えられる。ノイズの減衰と同時に時刻 0.307 秒付近で圧力の増加が確認でき、その圧力の増加は主にペレットからの FP ガス放出によるものと考えられる。その後、約 2.5 MPa 程度でほぼ一定で推移した。過年度に実施された NSRR 実験（OS-3 及び OS-4）^②同様、SG 型圧力計では、NSRR の出力パルスによって発生したノイズにより圧力上昇時の変化を正確に測定することはできなかった。時刻 0.307 秒付近において圧力の変動が確認されたが、照射カプセル内カバーガスを採取したボトルの表面線量がバックグラウンドレベル（ $0.4 \mu\text{Sv/h}$ 程度）であったことから、FGD チャンバから圧力評価に有意な影響を及ぼすほどのガスの漏れは生じていないものと判断される。CN-3 の SG 型圧力計は LVDT 型圧力計に比して倍以上の大きさに達したが、OS-4 でも SG 型圧力計の指示値は LVDT 型圧力計のそれよりも高く、真の値を示していない可能性も考慮すると、CN-3 でも同様に SG 型圧力計が真の値を示しておらず、ノイズの影響が残留した可能性が高い。

(d) FGD チャンバ内圧 (LVDT 型) 検出部近傍温度

図 4.2.2.1-8 (7) に、FGD チャンバ内圧計 (LVDT 型) の検出部近傍で測定した温度の履歴を示す。パルス照射時刻 (0.30 秒付近) に僅かな温度の上昇及び低下がみられるが、これは NSRR パルス出力により発生したノイズと考えられる。ノイズ以降の履歴に着目すると、85℃程度まで温度が上昇したと推定される。それは、ペレットから放出されたガスが検出部に到達した際に 85℃程度の温度に達していたためと考えられる。

(e) FGD チャンバ表面温度

FGD チャンバ表面の温度を測定するため、シース熱電対を 2 つの方法で取付けた。一方はシース金属の弾性により熱電対先端がチャンバ表面に接触するように取付ける方法 (押付け無し方法)、もう一方は断熱材が $\phi 0.5\text{mm}$ のシース付き熱電対を、金属の弾性力により先端部分 4 mm 程度を押し付けた状態になるよう取付ける方法 (押付け方法) である。図 4.2.2.1-8 (8) 及び (9) に、それぞれの方法で測定した FGD チャンバ表面温度の温度履歴を示す。図 4.2.2.1-7 (9) では、パルス照射と同時に温度の低下及び上昇がみられるが、これは NSRR パルス出力により発生したノイズと考えられる。両手法ともチャンバ表面温度は 8 秒付近までは同様に増加傾向にあり、押付け無し方法では 8 秒時点で最高 57℃程度に到達した。8 秒以降、押付け無し方法 (図 4.2.2.1-7 (8)) においては減少や増加が見られるのに対し、押付け方法 (4.3.1-7 (9)) においては継続して単調増加し、11 秒時点で最高 74℃程度に到達した。これらの差は熱電対の取付方法に起因するものと考えられ、押付け方法の方が安定的に取付けられていると考えられ、温度をより正確に測定できたと考えられる。

(f) カプセル内圧 (カプセル中の液相#1)

サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で取得したカプセル中の液相部で計測した圧力の履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (10a) 及び (10b) に示す。パルス出力ピーク近傍である時刻 0.307 秒付近においてごく短時間の圧力の変動が見られるが、前述のとおり照射カプセル内カバーガスを採取したボトルの表面線量がバックグランドレベルであったことから、FGD チャンバから圧力評価に有意な影響を及ぼすほどのガスの漏れは生じていないものと判断される。このカプセル圧力変動の要因としては、この変動がパルス出力ピーク付近にごく短時間のみ生じ、その後 FGD チャンバ内圧が上昇しているにも関わらず、カプセル内圧計の信号に有意な変化が見られなかったこと、後述する AE センサの信号が同時発生したことを踏まえると、燃料ペレットの熱膨張に伴うペレット被覆管機械的相互作用 (PCMI) 発生時に、FGD チャンバに生じた振動を検出した可能性が考えられる。

(g) カプセル外面歪み

サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で取得した内カプセルの蓋外表面に設置した歪みゲージの信号履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (11a) 及び (11b) に示す。この歪みゲージは、炉心中心から鉛直上方向に約 415 mm 離れた位置にある蓋外表面、また炉中心軸から水平方向に 30mm 程度離れた位置にあり、実験時のカプセルへの負荷を確認するために設置したものである。カプセルへの過度の負荷を示す信号は見られなかった。FGD チャンバ内圧計の出力と同様に、NSRR パルス出力により発生したノイズが記録されている。

(h) 冷却水温度

燃料スタック中心高さ（熱電対#1）及び FGD チャンバ上端付近（熱電対#2）で測定した冷却水温度の履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (12) 及び (13) に示す。いずれの熱電対も燃料棒からの距離は約 10 mm であった。また、パルス照射の時刻に温度の上昇及び低下がみられるが、これは NSRR パルス出力により発生したノイズと考えられる。熱電対#1 で得られた温度履歴では 13℃程度の温度上昇が、熱電対#2 で得られた温度履歴では数℃程度の僅かな温度上昇が確認された。

(i) AE センサ出力

サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で取得した AE センサ#1 の出力信号履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (14a) 及び (14b) に、サンプリング速度 10 kS/s 及び 200 kS/s で取得した AE センサ#2 の出力信号履歴をそれぞれ図 4.2.2.1-8 (15a) 及び (15b) に示す。これらのセンサは FGD チャンバ材を伝わる音響波を計測するものであり、燃料被覆管とチャンバとの接触等の内部変化の情報の取得を目的として設置した。AE センサ#1 及び AE センサ#2 ではともに時刻 0.307 秒付近において振幅の増大が見られた。これは、前述のとおり、PCMI 発生時に、FGD チャンバに生じた振動が検出された可能性がある。

(4) 長時間の計測記録の概要

RIA 試験時には燃料温度が上昇し、それに伴い FGD チャンバ内ガスや周囲の材料（被覆管、FGD チャンバ、FGD チャンバ内スパーサー等）に熱が伝わりこれらの温度が上昇する。FGD チャンバ内ガスの圧力は温度に依存するため、これらの温度及び FGD チャンバ内圧力の長時間にわたる変化を計測した結果について記す。パルス照射中の変化については収録頻度の高い (3) 過渡計測記録を参照されたい。

(a) 温度

図 4.2.2.1-9 (1) に FGD チャンバ内圧計（LVDT 型）検出部近傍温度、FGD チャンバ表面温度（シース熱電対、#1 及び#2）の長時間収録履歴を示す。参考として、図 4.2.2.1-9 (2) に OS-4 実験における FGD チャンバ内圧計（LVDT 型）検出部近傍温度及び FGD チャン

バ表面温度（シース熱電対#1 及び#2）を示す。FGD チャンバ表面温度は (3) (e) で述べた方法と同様に 2 つの方法で取り付けけた結果を示しており、前者は 57 °C 程度、後者は 75 °C 程度まで到達後減少する傾向にあった。後者の方が安定的に測定できたと考えられる。

(b) 圧力

図 4.2.2.1-9 (3) に LVDT 型 (Gain×1、Gain×3.3) 及び SG 型 FGD チャンバ内圧及びカプセル中液相圧力の長時間収録履歴を示す。参考として、図 4.2.2.1-9 (4) に OS-4 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型及び歪みゲージ型) 及びカプセル内液相圧力の長時間収録履歴を示す。FGD チャンバ内圧 (LVDT 型及び歪みゲージ型) は 6000 秒経過後にそれぞれ 1.75 MPa 及び 0.75 MPa 程度の値まで低下した。この低下は図 4.2.2.1-9 (1) に示した検出部近傍温度及びチャンバ表面温度の低下に概ね一致していた。

(5) パルス照射後試験

実験後の燃料棒に対して以下のパルス照射後試験を実施した。

(a) 外観

支持具付き外観及び支持具を取り除いた外観をそれぞれ図 4.2.2.1-10 (a) (b) 及び図 4.2.2.1-11 (a) (b) に示す。計装や外観に異常は見受けられなかった。なお、図 4.2.2.1-10 (a) 及び図 4.2.2.1-11 (a) はホットセルの鉛ガラス越しに撮影されたものであり、全体に黄色がかった色となっている。

4.2.2.2 CN-2 実験

高燃焼度 PWR-MOX 燃料を対象とした高温・高圧条件下での反応度事故模擬実験 CN-2 実験を実施した。燃料エンタルピー増分のピーク値 560 J/g (134 cal/g) の実験条件に対し、実験時に取得した過渡データから燃料破損の発生を示す信号が認められ、照射後の外観観察から燃料が破損していることが確認された。パルス照射中の過渡記録及び照射後試験（治具付外観）については既に報告されているとおりである⁽³⁾。本報告では、本事業で新たに取得したパルス照射後燃料棒治具取外し後の外観について記す。

(1) パルス照射後試験

実験後の燃料棒に対して以下の試験を実施した。

(a) 燃料棒外観観察（治具取外し後）

図 4.2.2.2-1 (1) - (3) に、パルス照射後の燃料棒の外観（治具取外し後）写真を示す。

なお、図 4.2.2.2-1 (1) - (3) はホットセルの鉛ガラス越しに撮影されたものであり、全体に黄色がかった色となっている。燃料棒被覆管の軸方向中心位置（上から 3 番目の燃料ペ

レット位置)に軸方向長さ約 10 mm 程度の開口部が見られた。開口部(正面)の様子は、H30 年度に CN-1 試験燃料棒の破損開口部やロシアの BGR 炉において高燃焼度 VVER 燃料を対象に NSRR で実施された RIA 模擬実験(RT-9 実験⁽⁴⁾)で観察された被覆管の破損形態(内圧破裂型)に類似している。また、開口部の膨れ方(開口部側面から見た様子)は、LOCA 模擬実験で観測されるバースト破損に類似している。したがって、本実験でも内圧破裂型の破損が生じた可能性が高い。

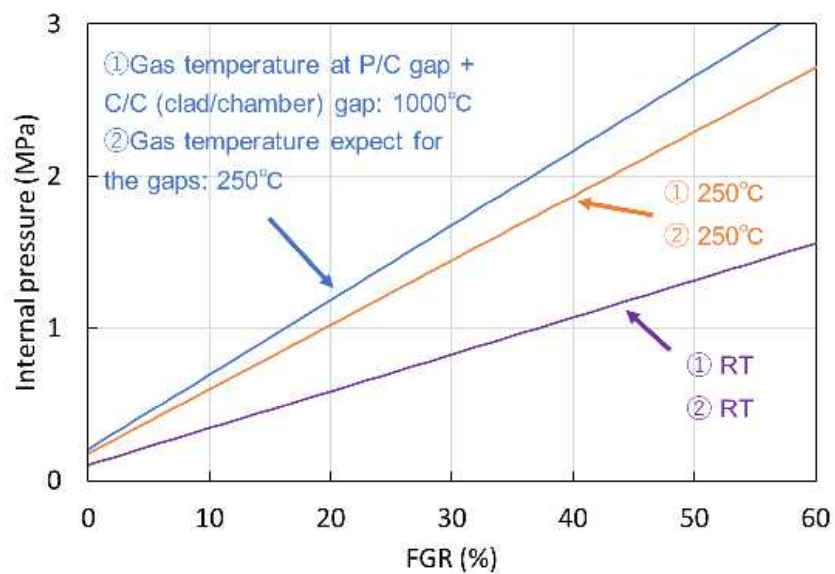


図 4.2.2.1-1 CN-3 実験体系において想定される FGD チャンバ内圧力

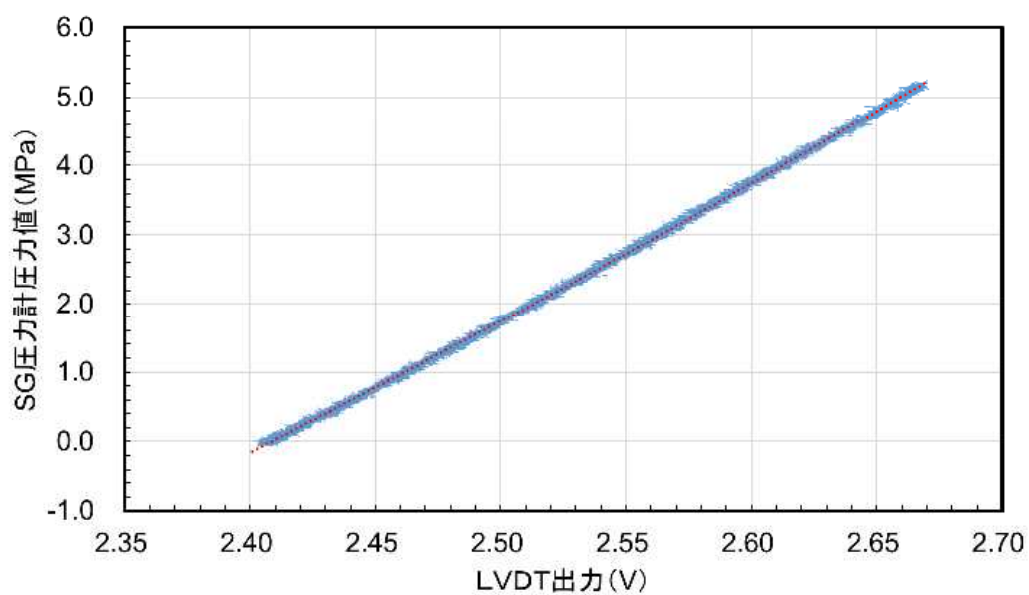
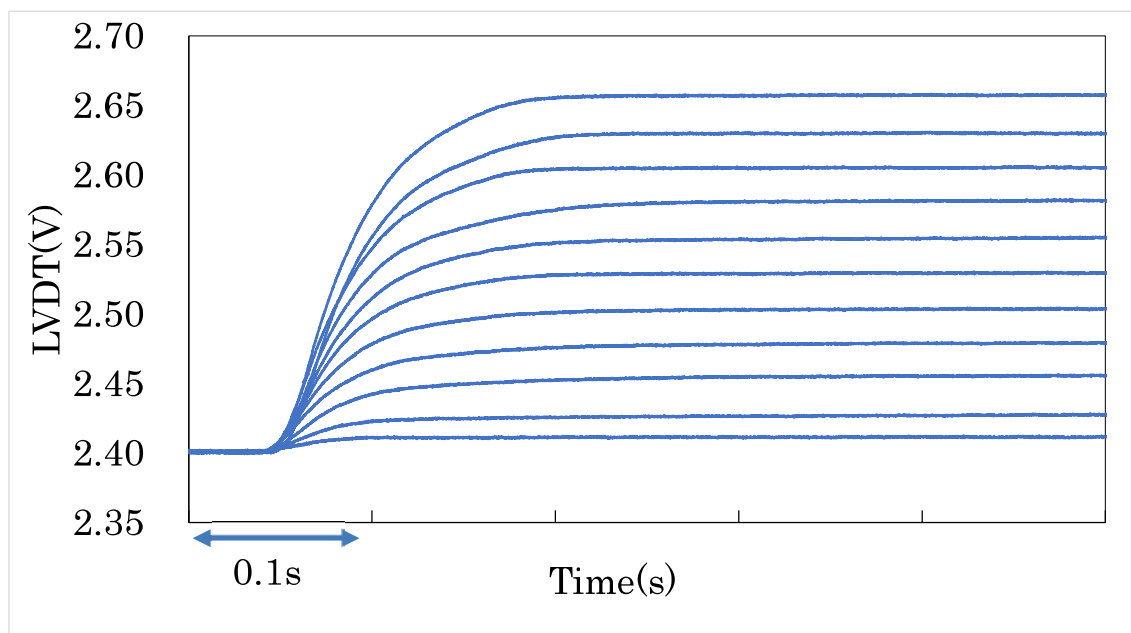


図 4.2.2.1-2 SG 型圧力計に対する LVDT 型圧力計出力値の関係 (FL-3)

(a)



(b)

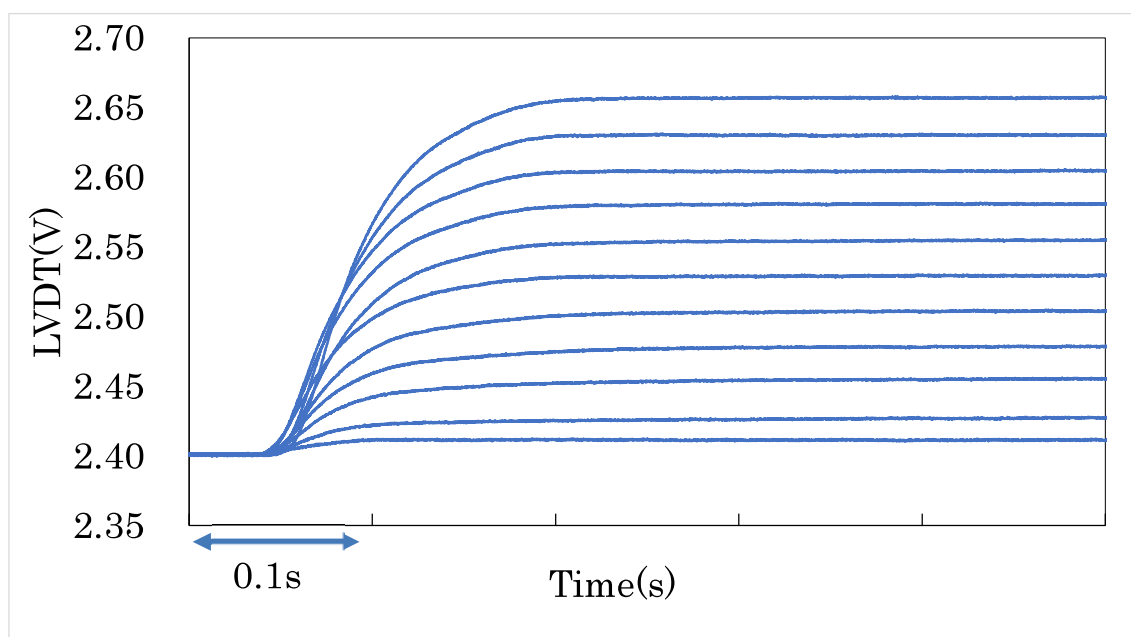


図 4.2.2.1-3 (a) (b) LVDT 型圧力計 (FL-3) で測定した結果
(a) 1 回目、(b) 2 回目

(c)

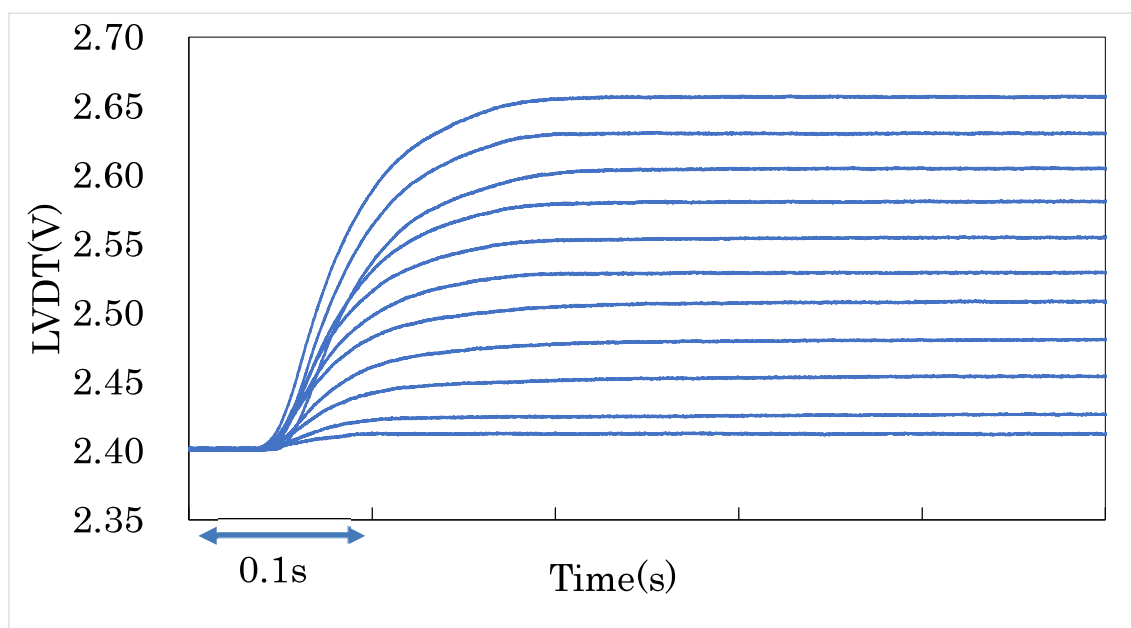


図 4.2.2.1-3 (c) LVDT 型圧力計 (FL-3) で測定した結果 (c) 3 回目

(d)

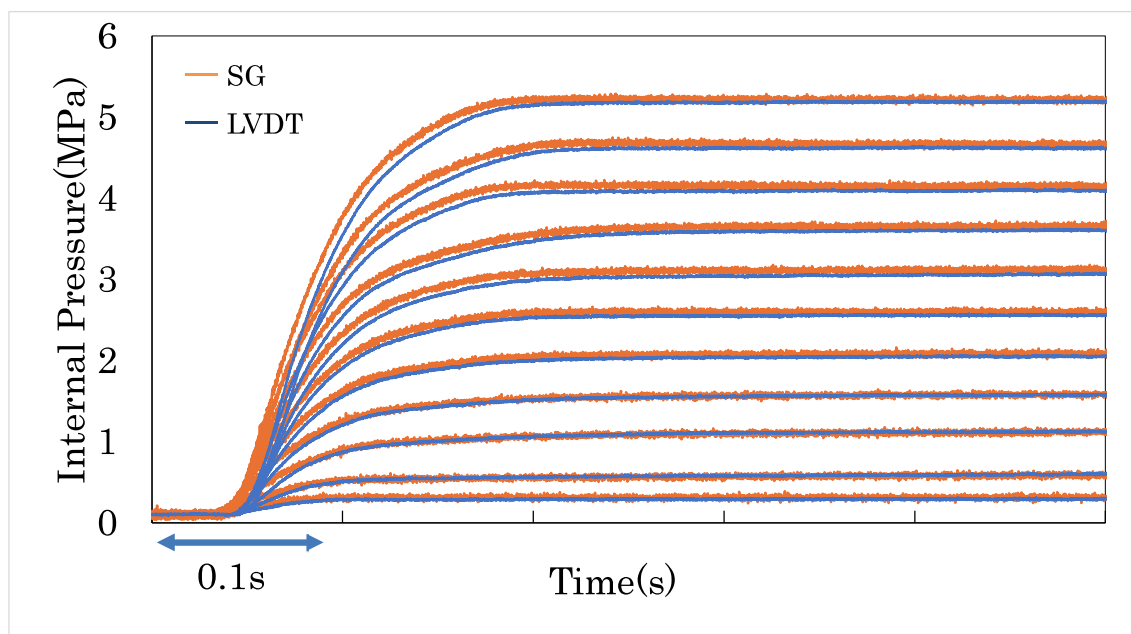
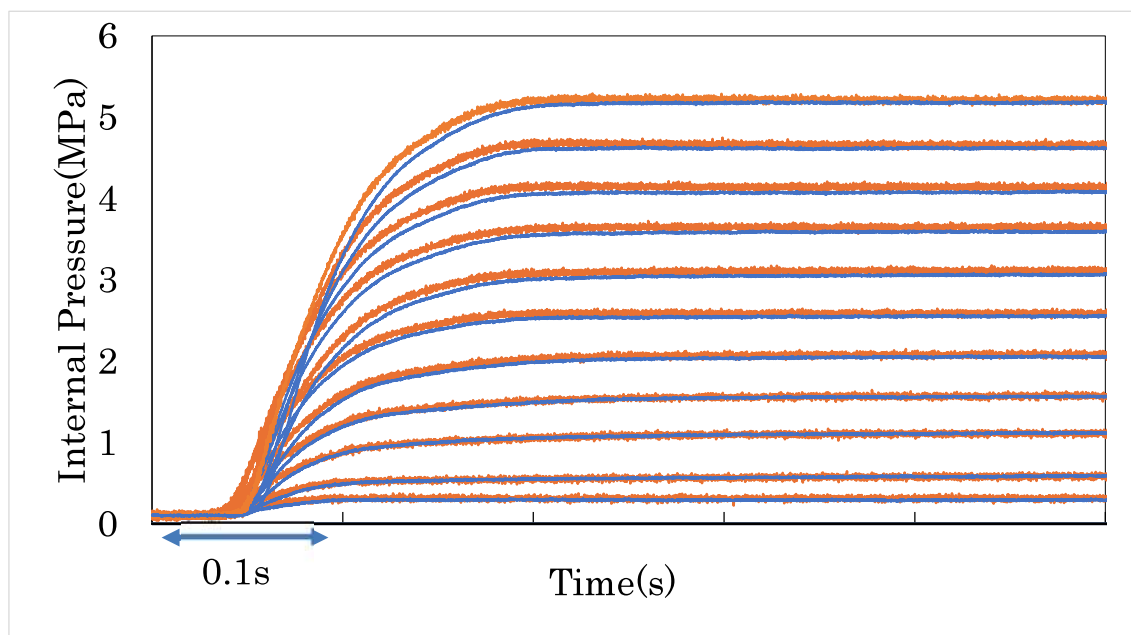


図 4.2.2.1-3 (d) LVDT 型圧力計 (FL-3) で測定した値を式 1 で換算した結果 (d) 1 回目

(e)



(f)

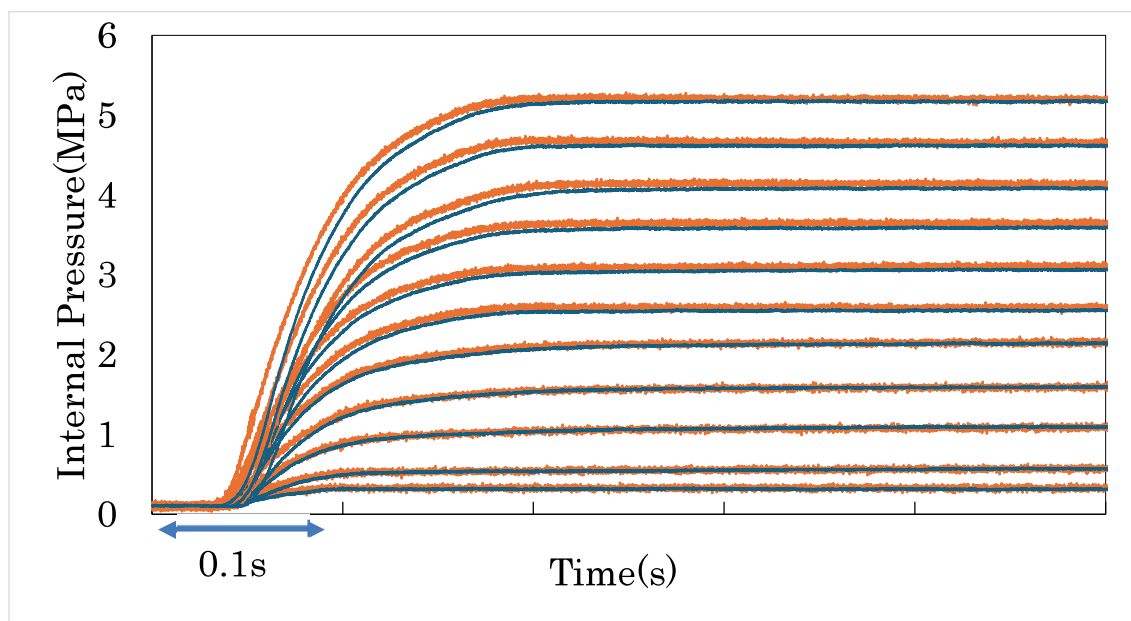


図 4.2.2.1-3 (e) (f) LVDT 型圧力計 (FL-3) で測定した値を式 1 で換算した結果
(e) 2 回目、(f) 3 回目

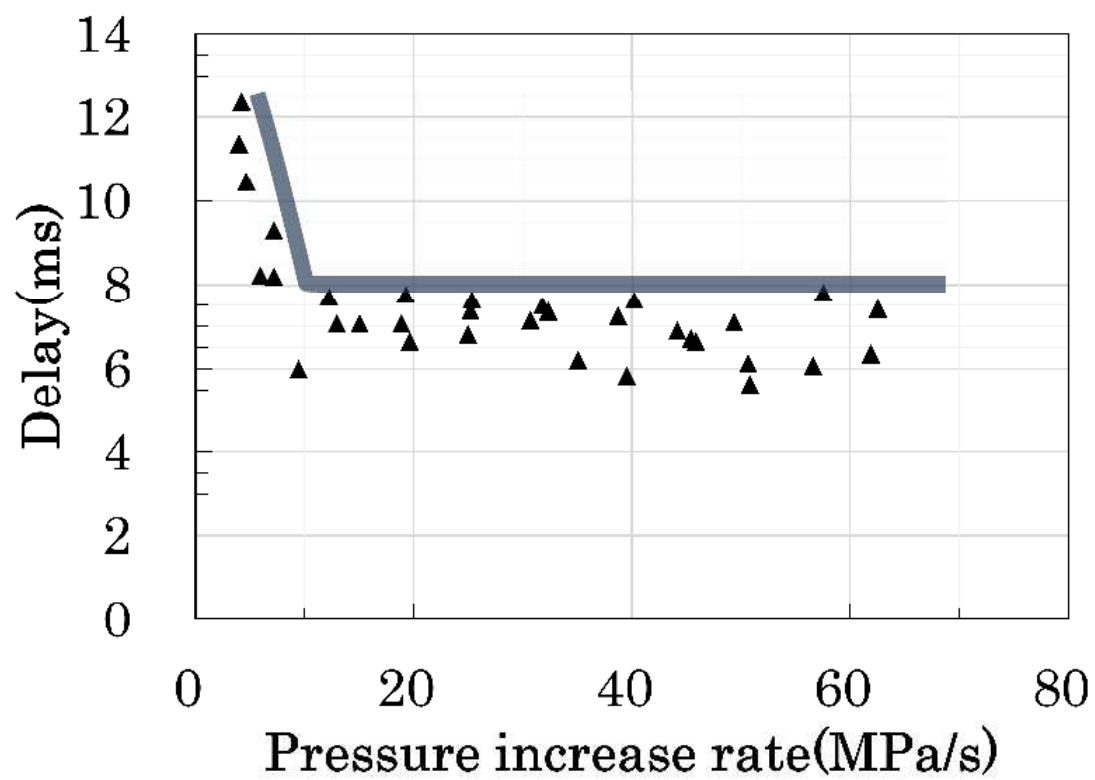


図 4.2.2.1-4 LVDT 型圧力計の圧力上昇の SG 型圧力計に対する遅れと圧力上昇速度の関係

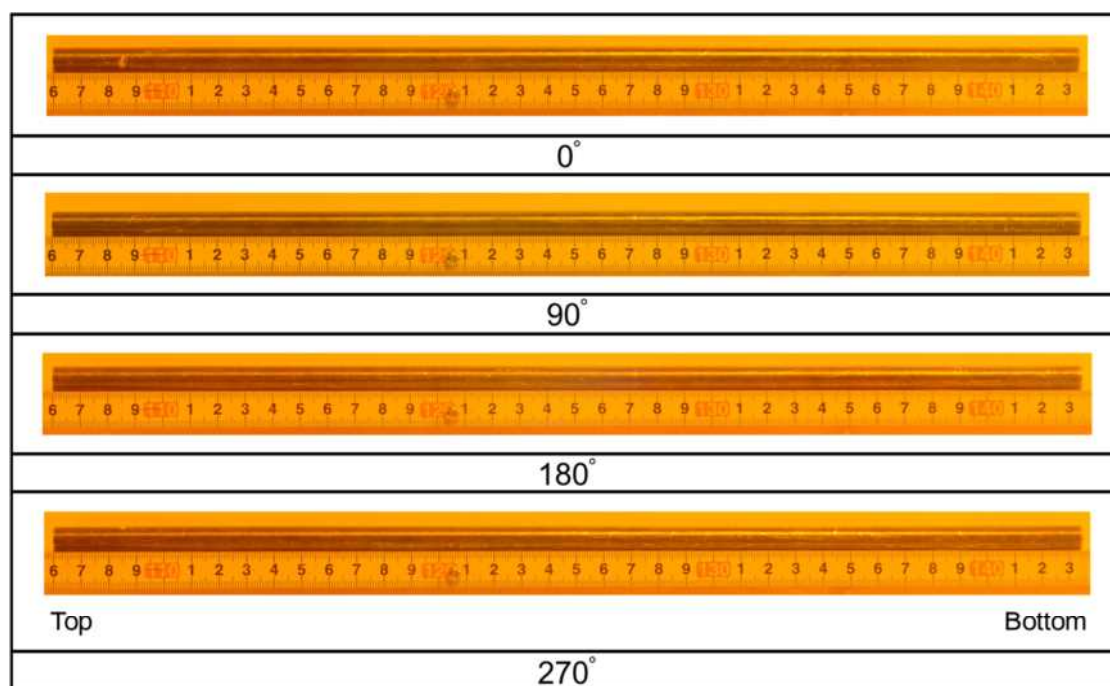
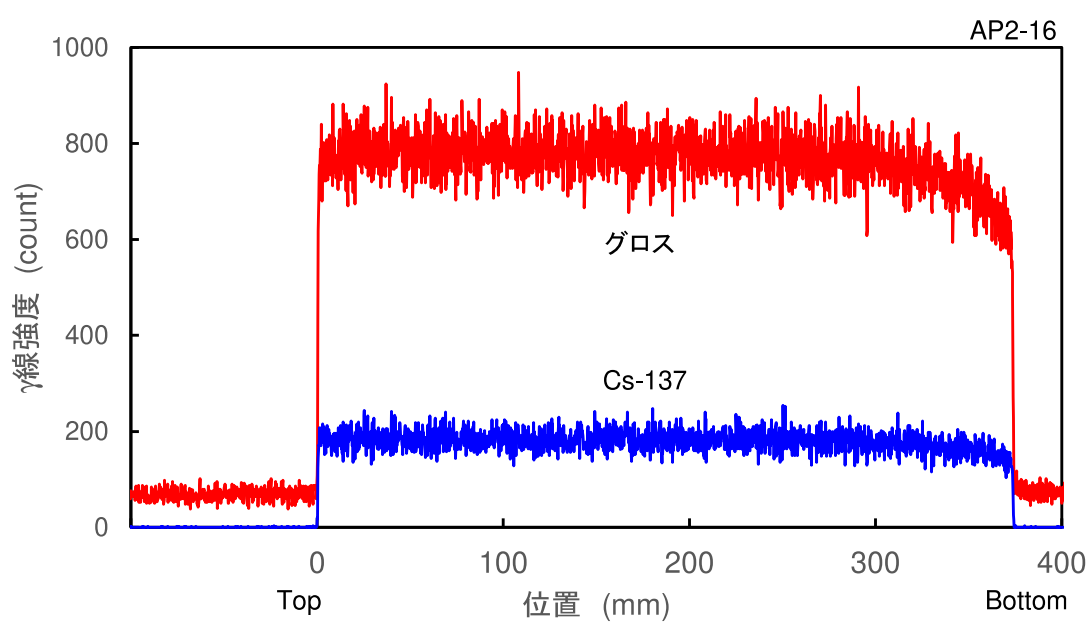


図 4.2.2.1-5 (a) AP2-16 燃料セグメントの外観写真

図 4.2.2.1-5 (b) AP2-16 燃料セグメントの軸方向 γ 線強度分布測定結果

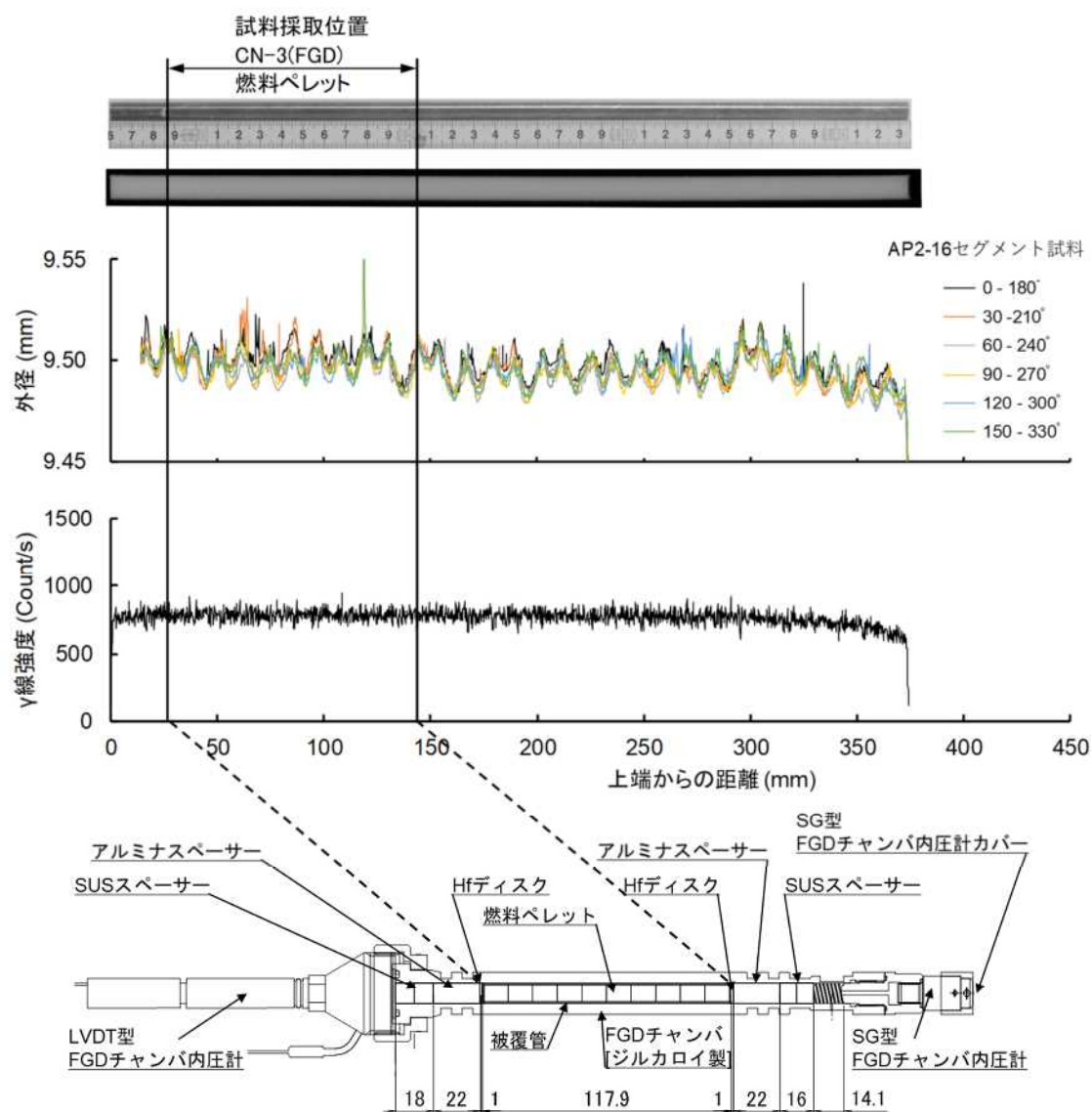


図 4.2.2.1-5 (c) CN-3 試験チャンバの構造概略

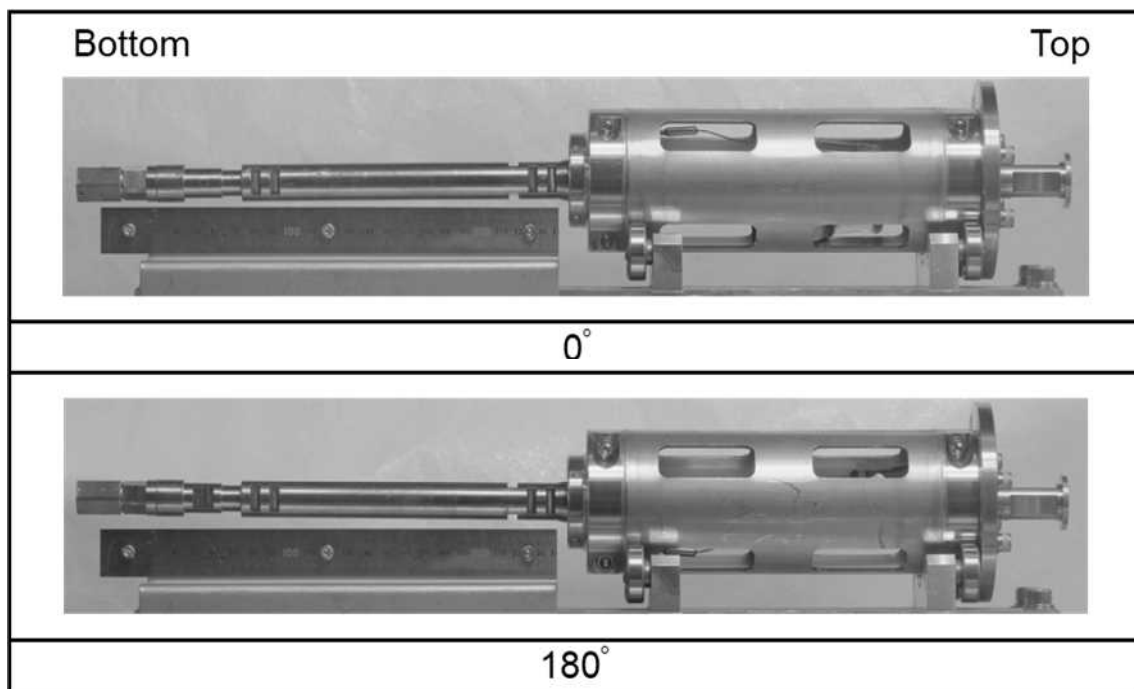


図 4.2.2.1-6 CN-3 試験チャンバのパルス照射前外観写真

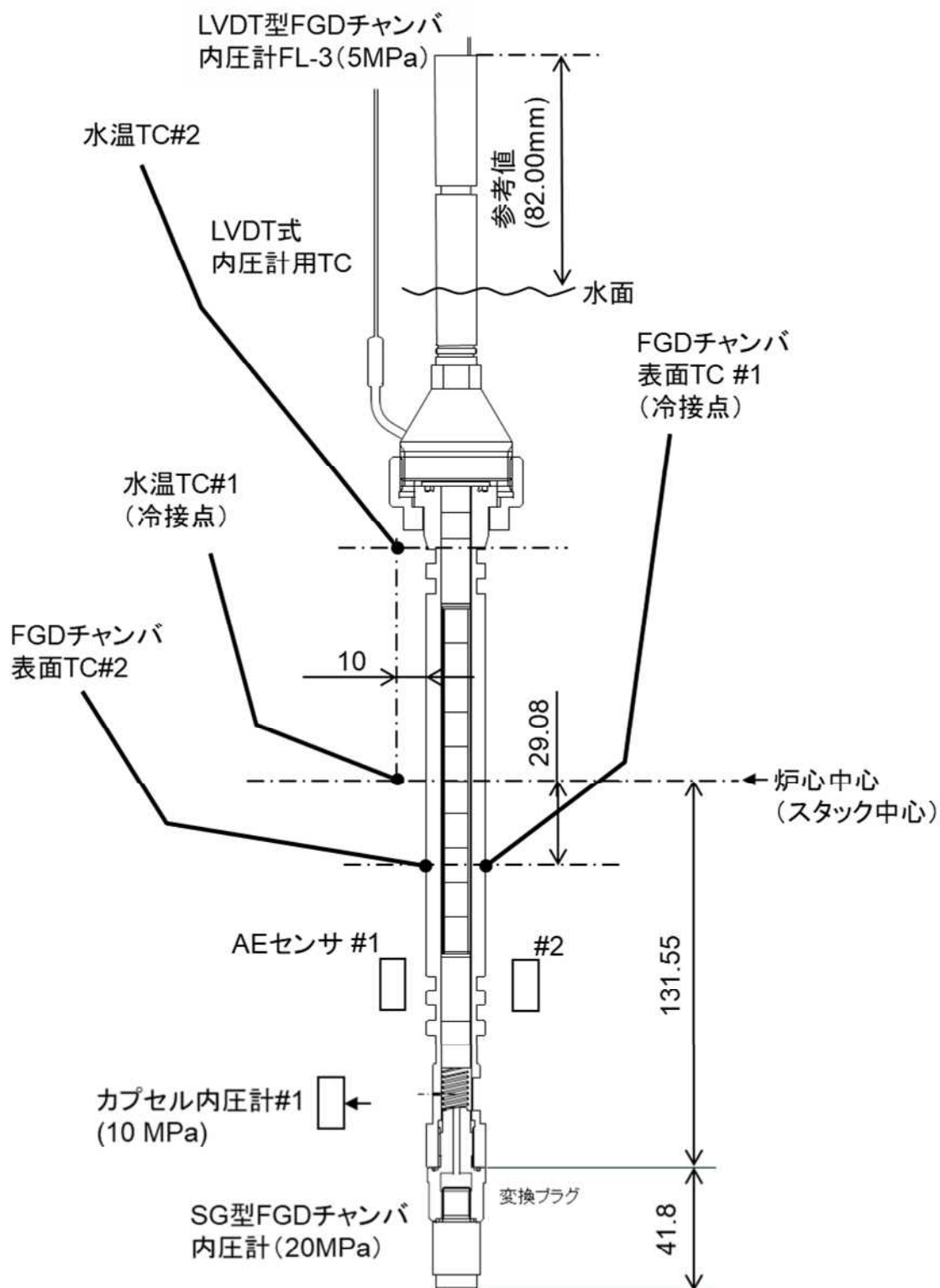


図 4.2.2.1-7 CN-3 実験における計装取付けの概要

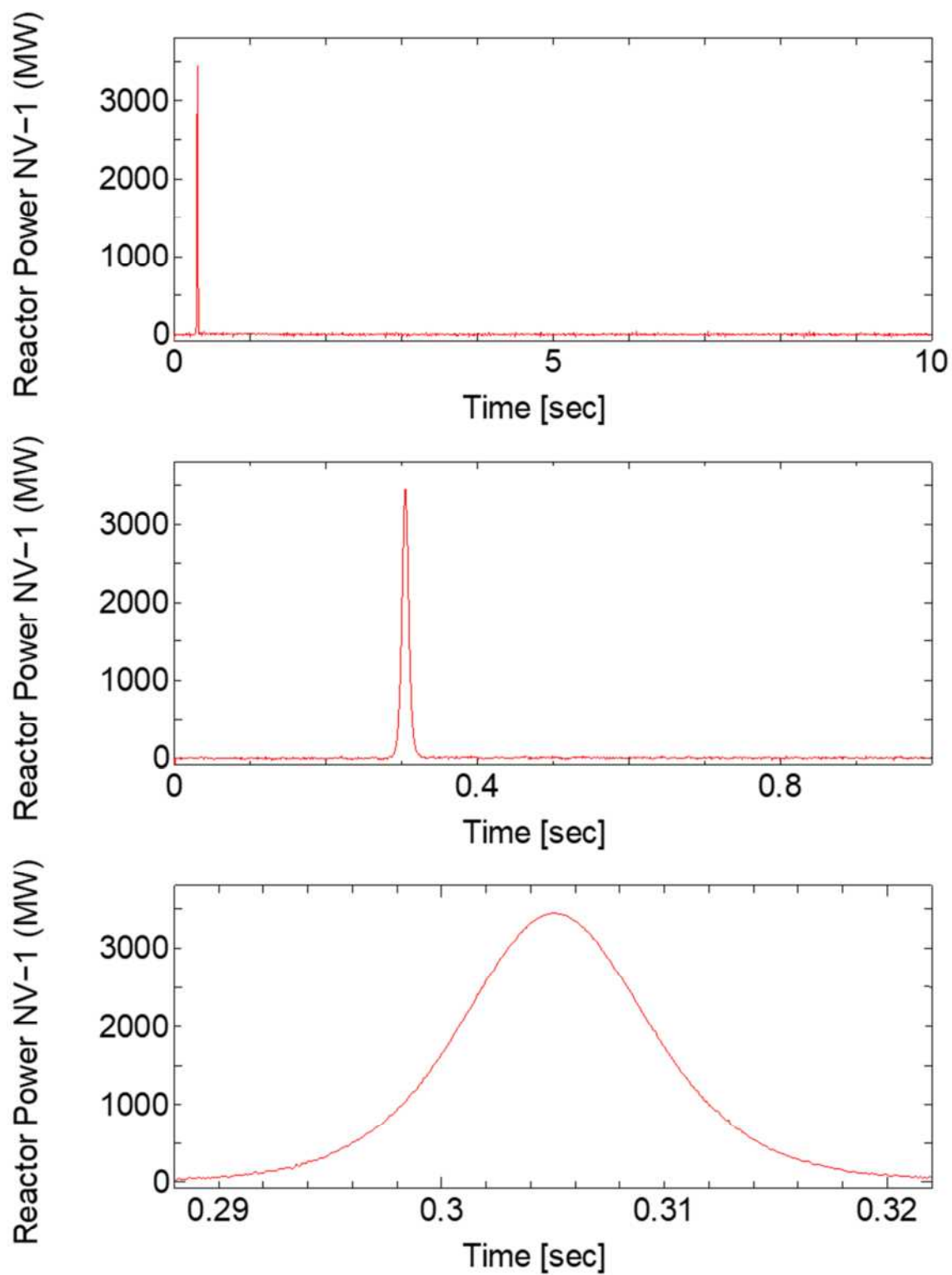


図 4.2.2.1-8 (1) CN-3 実験における原子炉出力履歴 (#1)

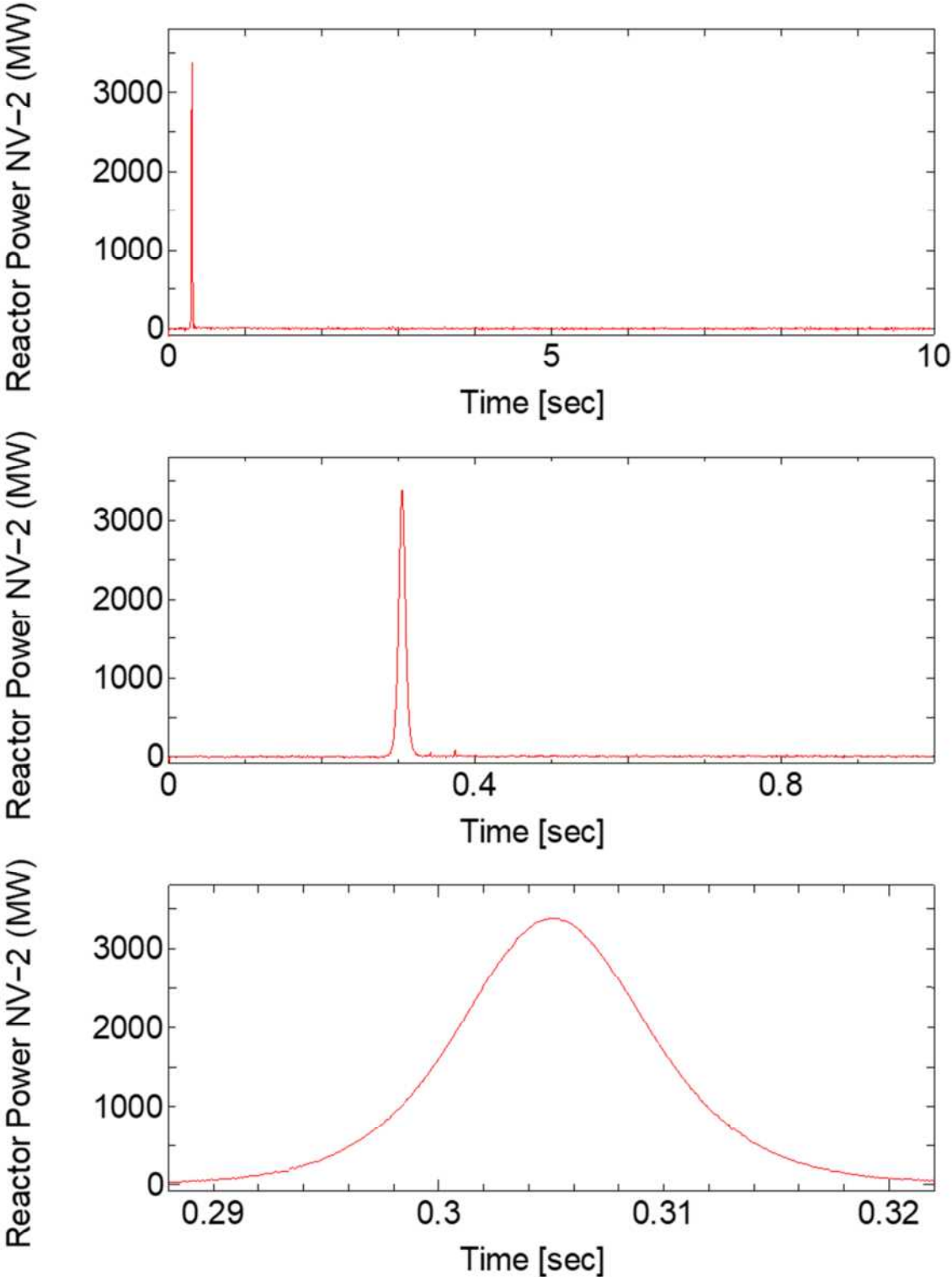


図 4.2.2.1-8 (2) CN-3 実験における原子炉出力履歴 (#2)

Intg.Reac.Power NVT-1 (MJ) Intg.Reac.Power NVT-1 (MJ) Intg.Reac.Power NVT-1 (MJ)

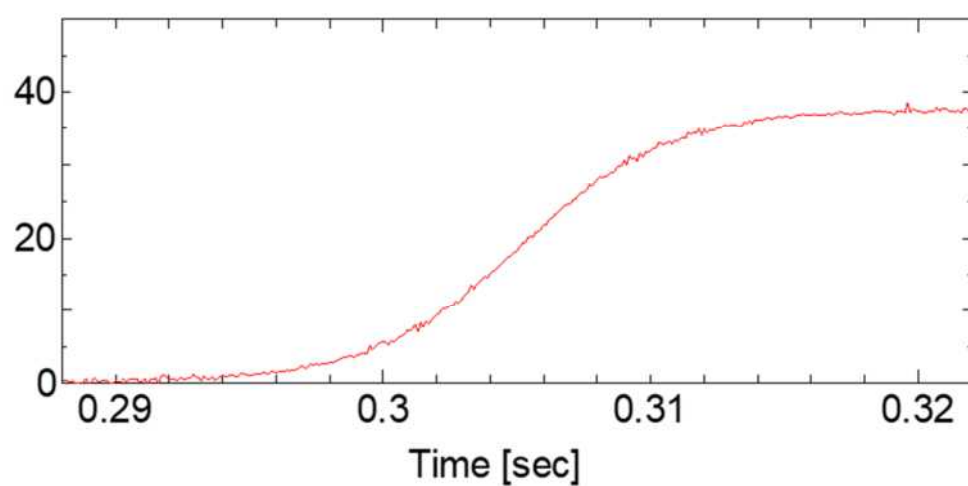
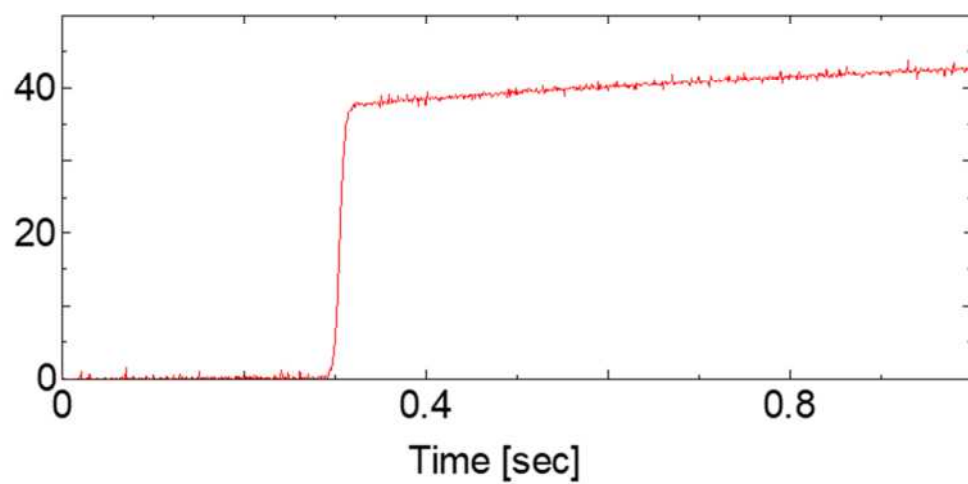
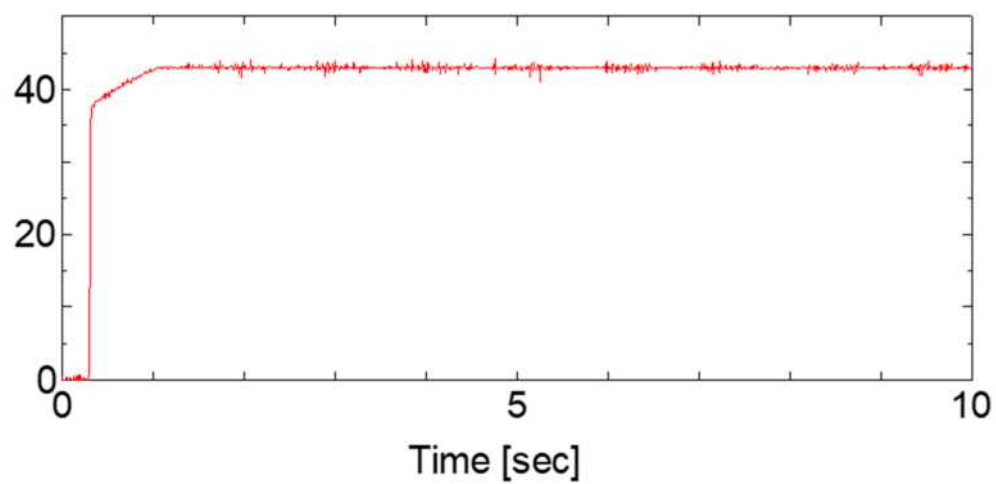


図 4.2.2.1-8 (3) CN-3 実験における原子炉積分出力 (#1)

Intg.Reac.Power NVT-2 (MJ) Intg.Reac.Power NVT-2 (MJ) Intg.Reac.Power NVT-2 (MJ)

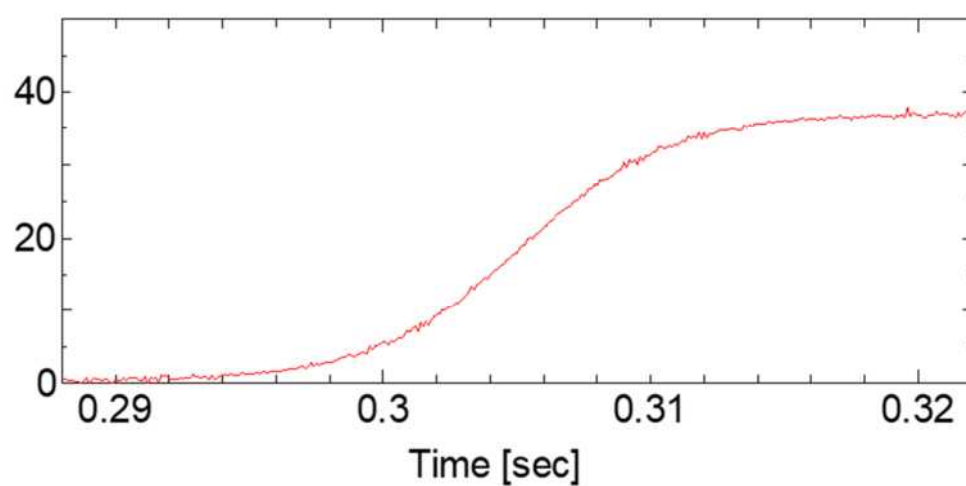
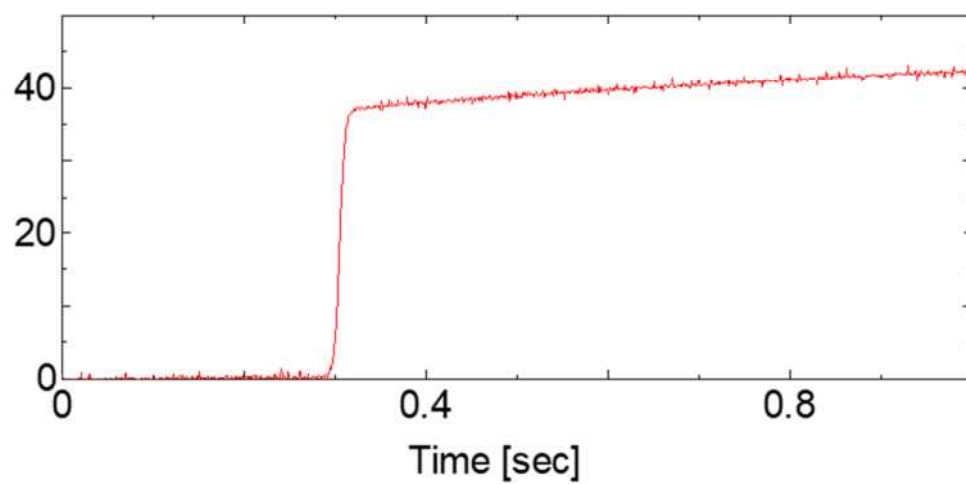
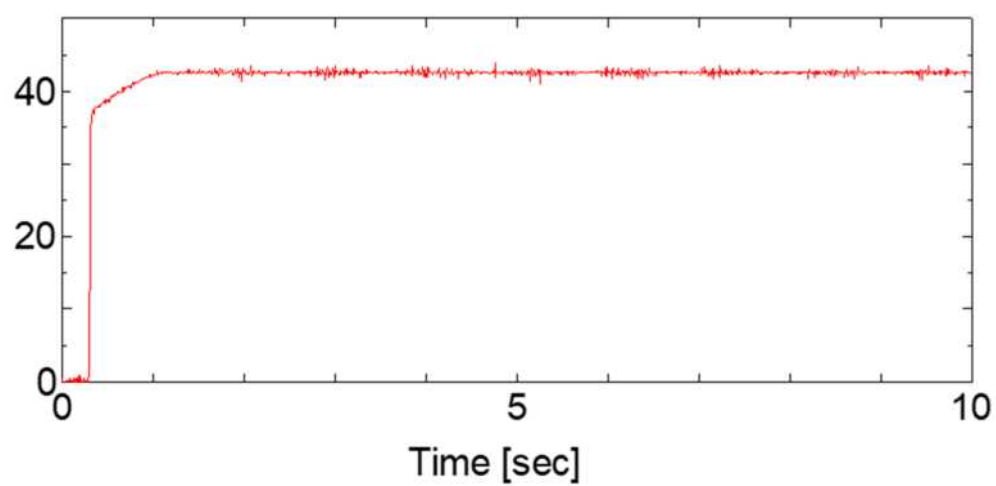


図 4.2.2.1-8 (4) CN-3 実験における原子炉積分出力 (#2)

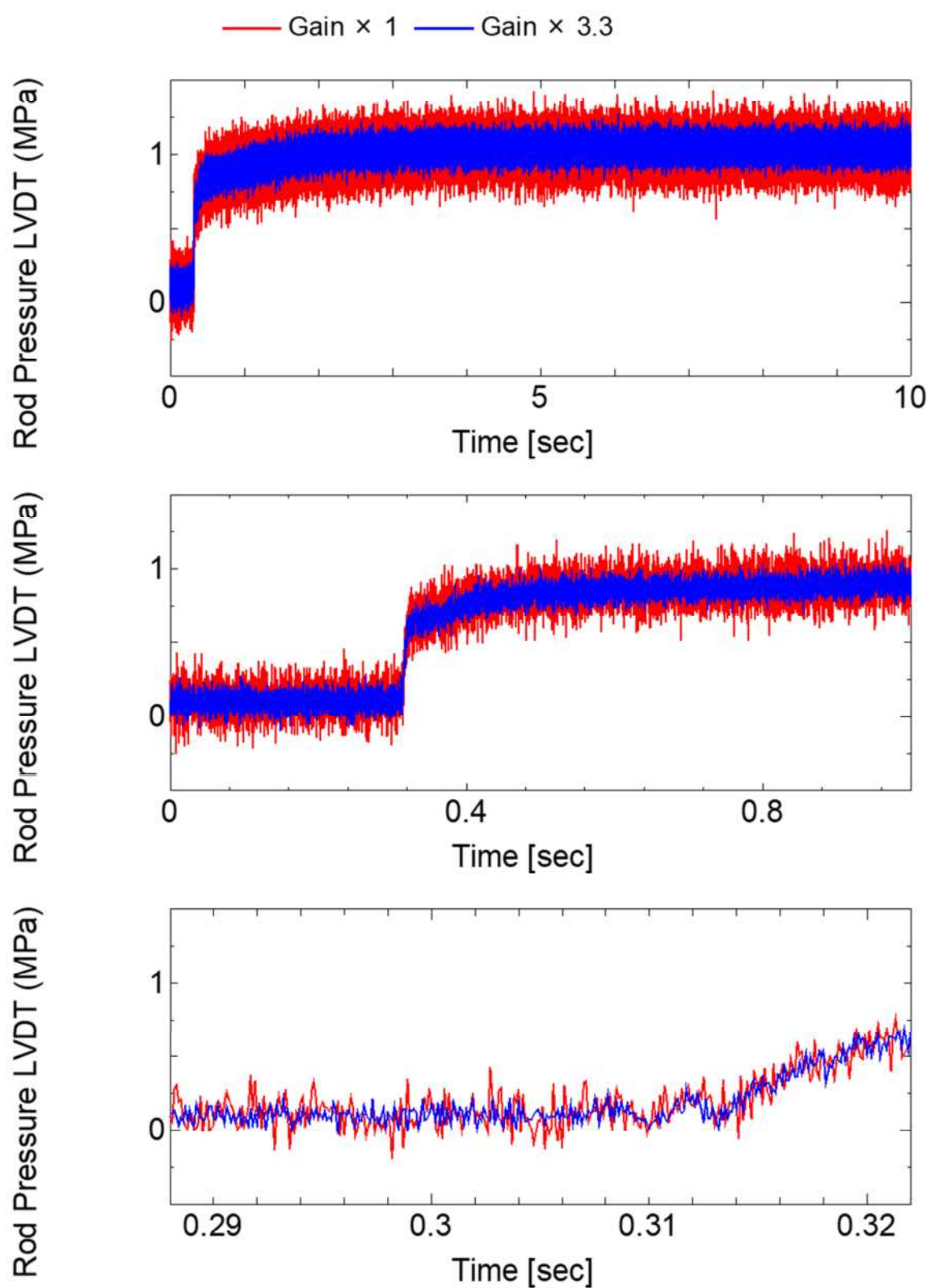


図 4.2.2.1-8 (5a) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型) 履歴 (10 kS/s)

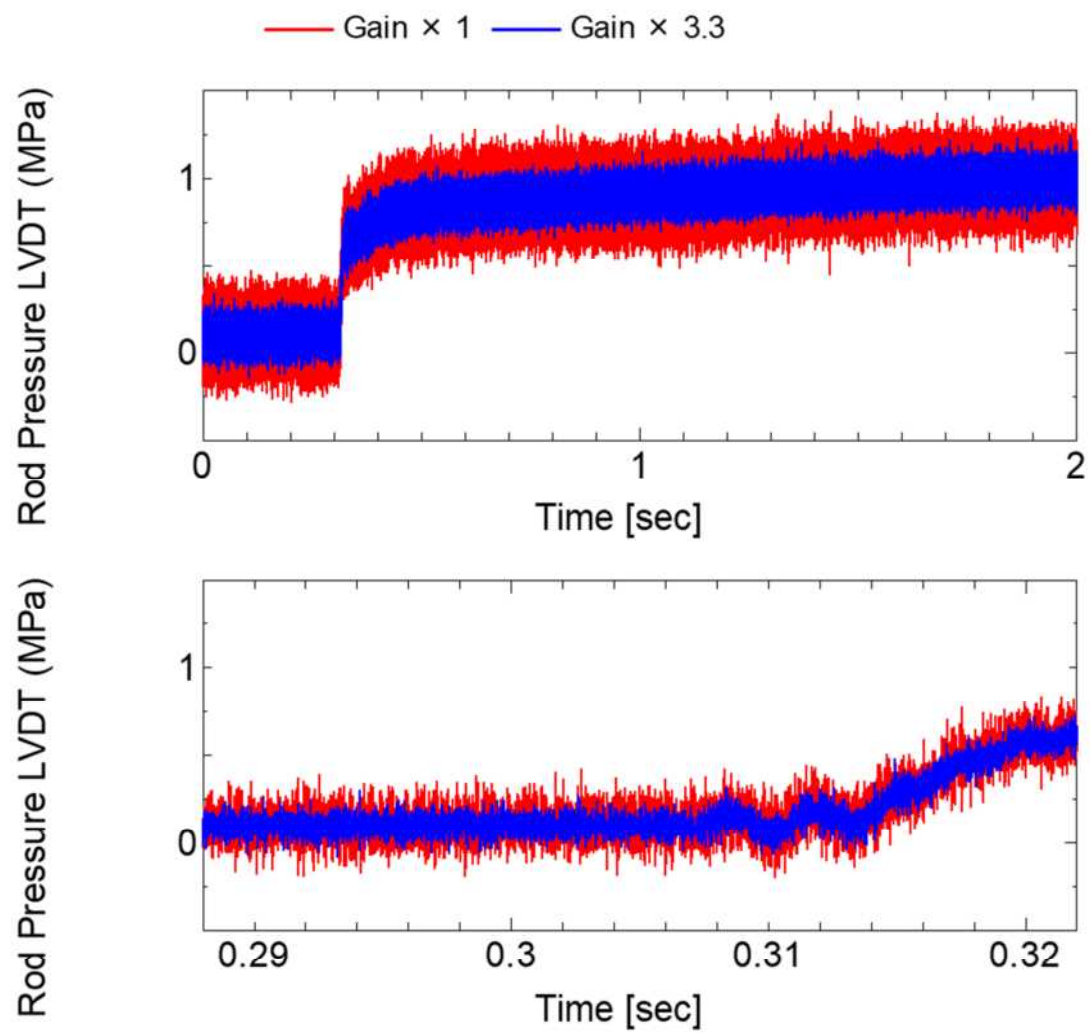


図 4.2.2.1-8 (5b) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型) 履歴 (200 kS/s)

Rod Pressure LVDT #2 (MPa)

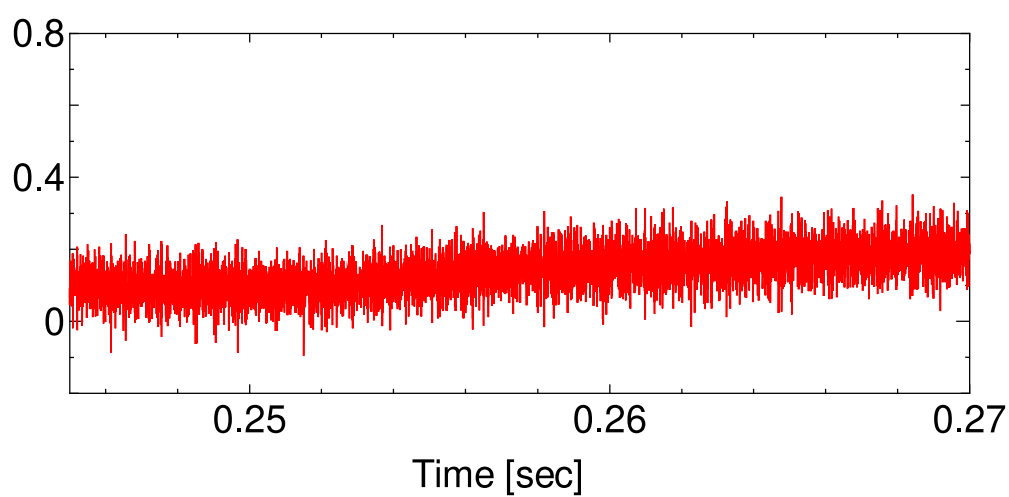
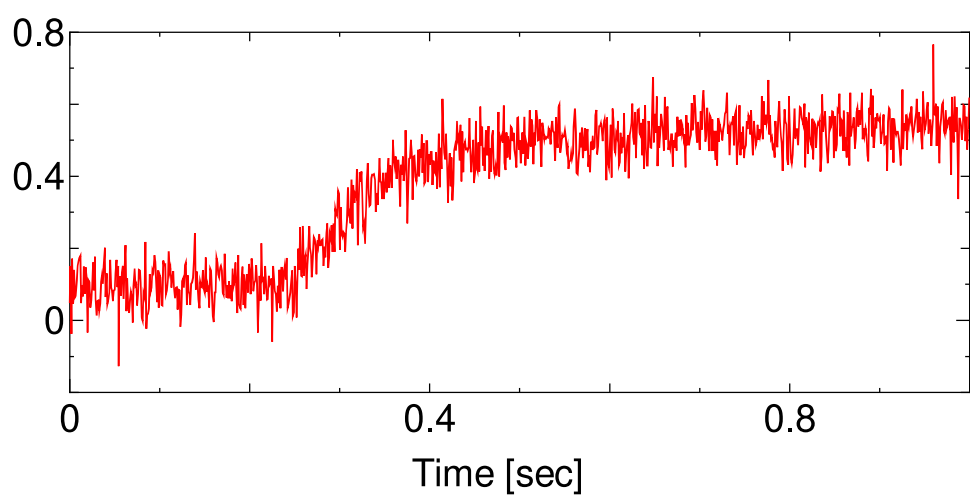
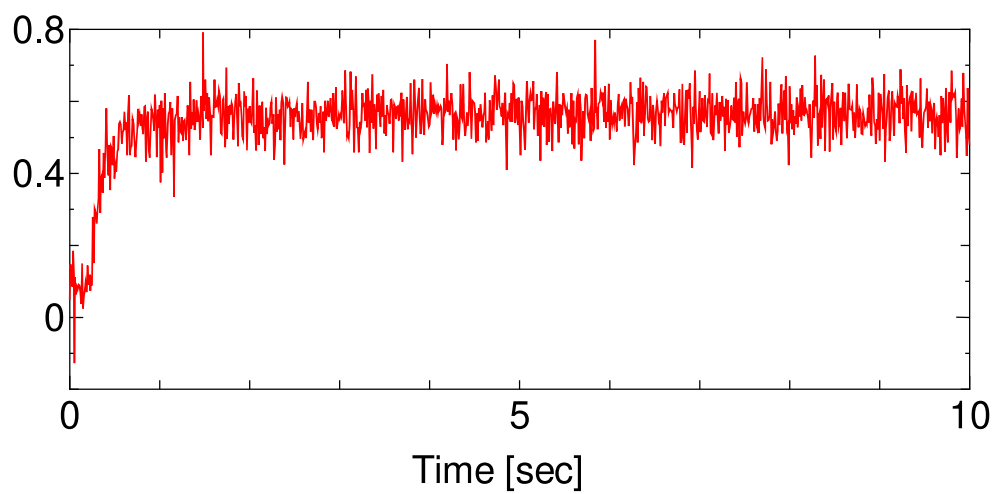


図 4.2.2.1-8 (5c) OS-4 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型) 履歴

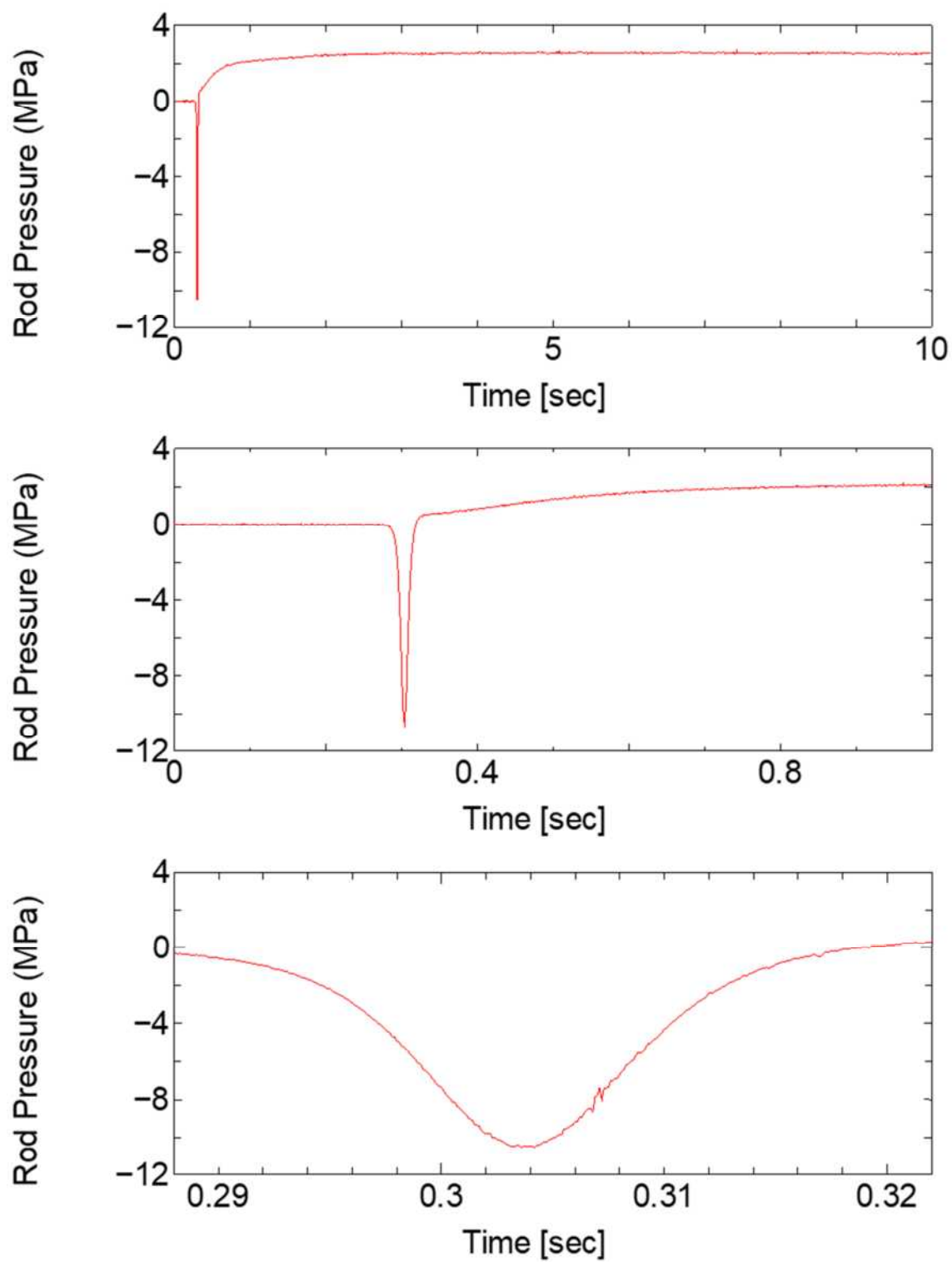


図 4.2.2.1-8 (6a) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧（歪みゲージ型）履歴
（10 kS/s、NSRR 出力パルスに同期したノイズ有）

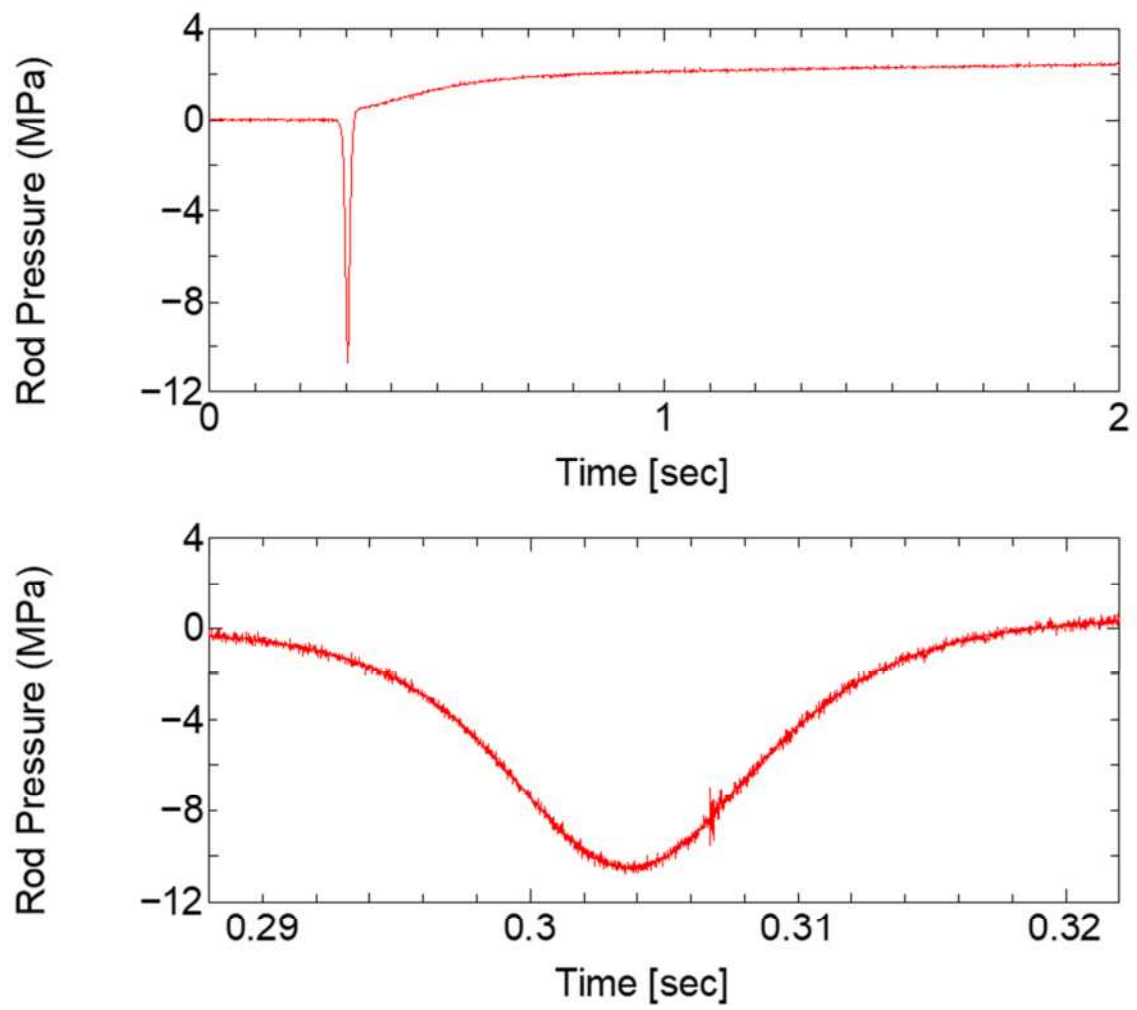


図 4.2.2.1-8 (6b) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧（歪みゲージ型）履歴
(200 kS/s、NSRR 出力パルスに同期したノイズ有)

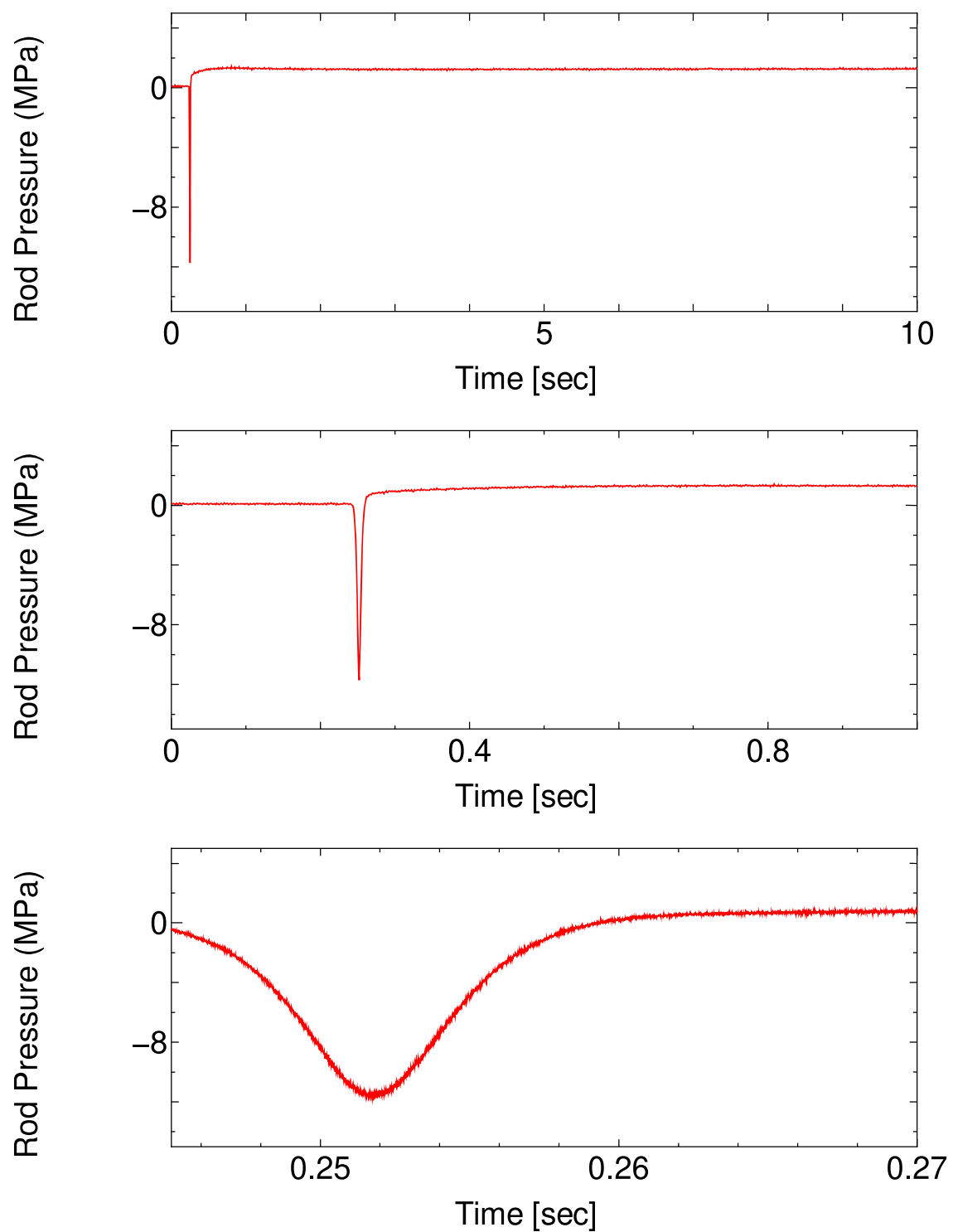


図 4.2.2.1-8 (6c) OS-4 実験における FGD チャンバ内圧（歪みゲージ型）履歴
（NSRR 出力パルスに同期したノイズ有）

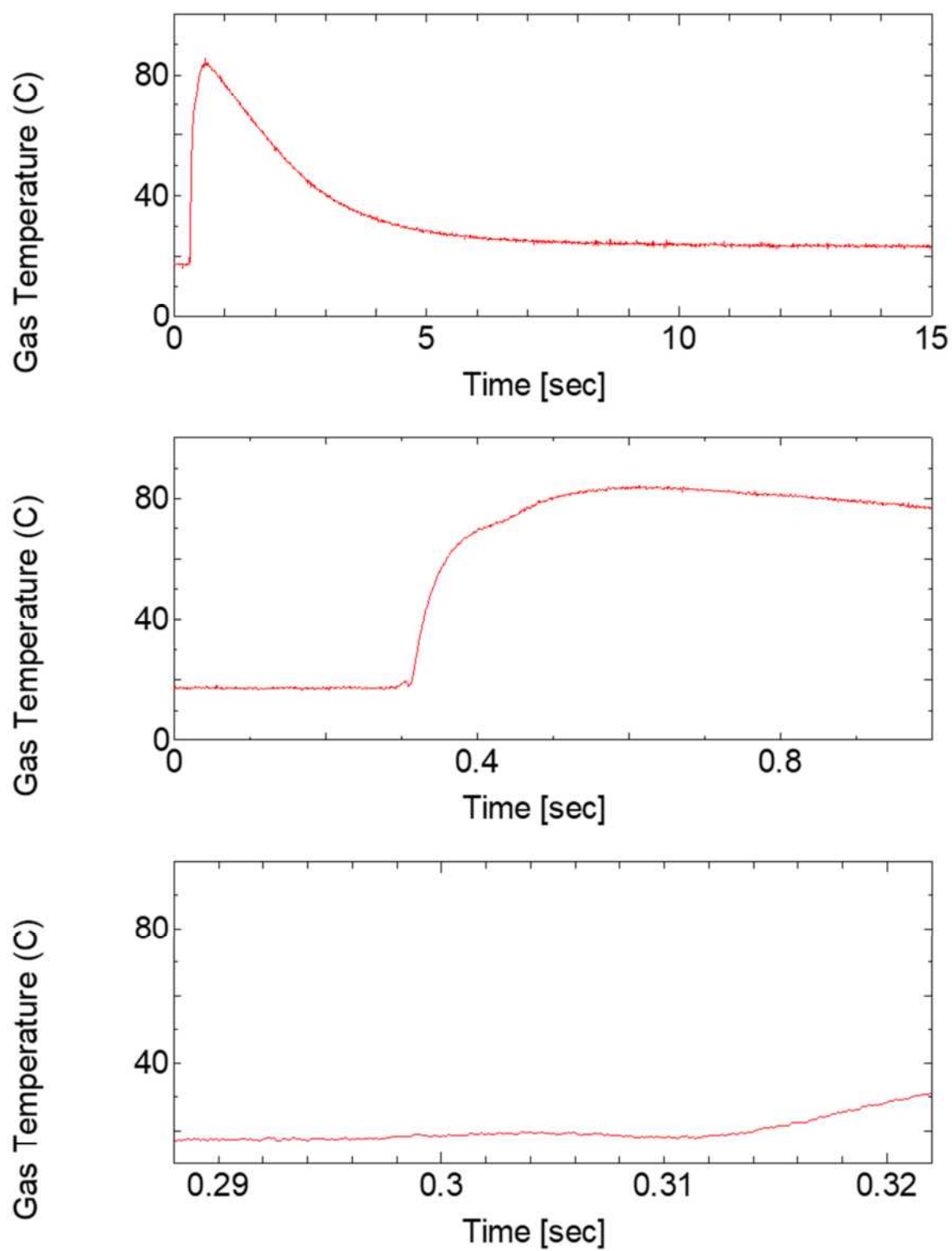


図 4.2.2.1-8 (7) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧計 (LVDT 型) 検出部近傍温度

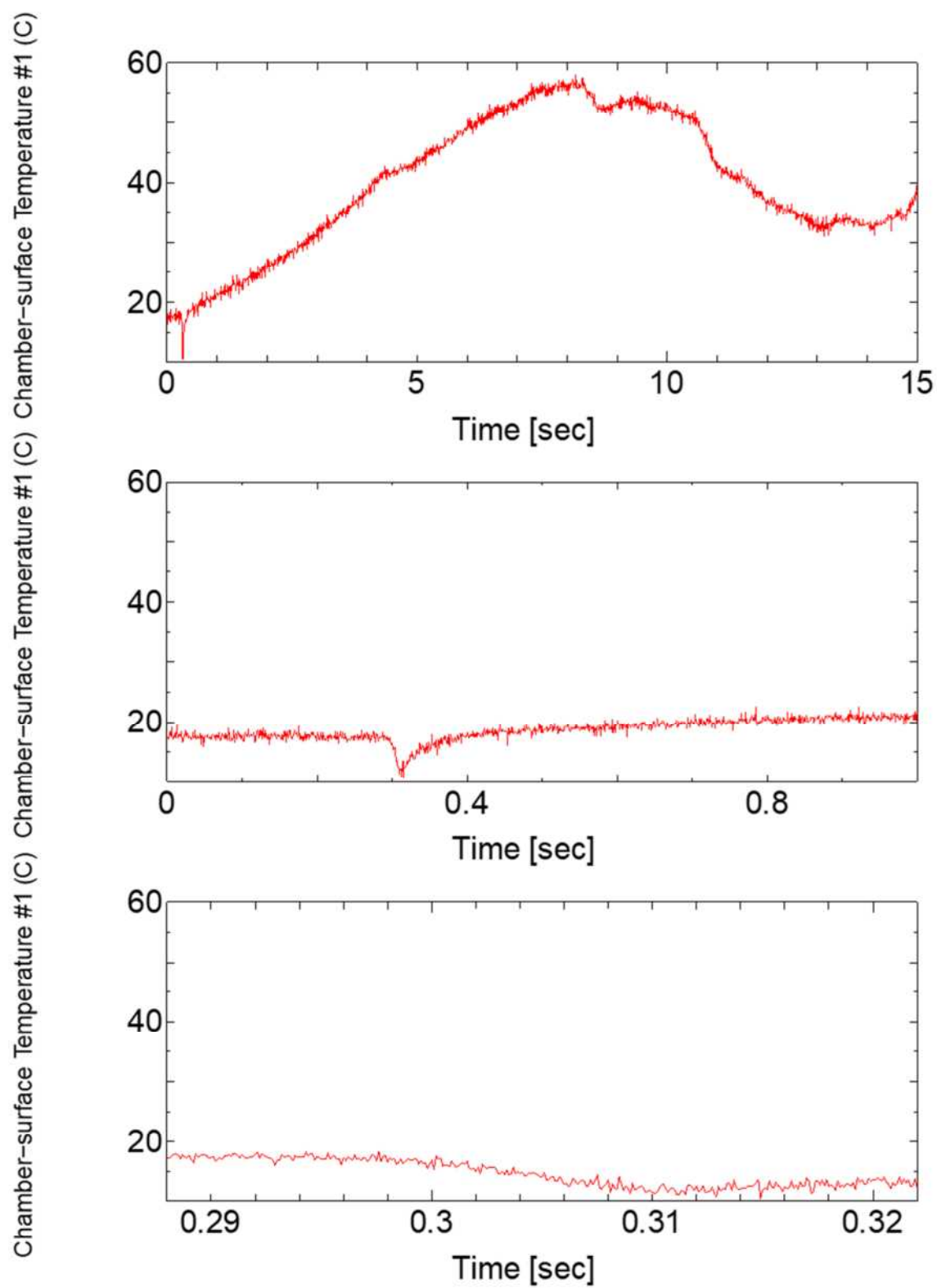


図 4.2.2.1-8 (8) CN-3 実験における FGD チャンバ表面温度（シース熱電対、#1）

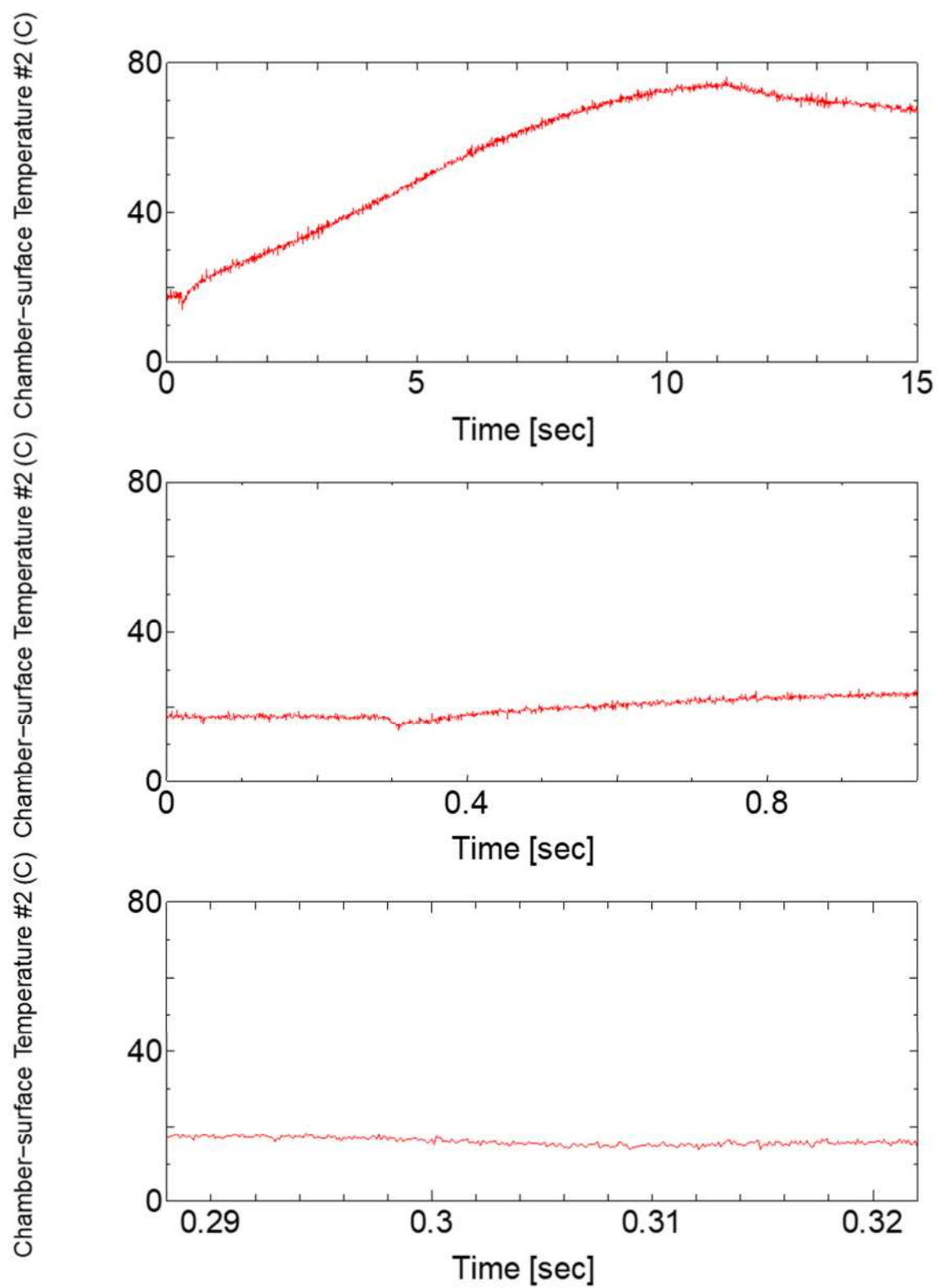


図 4.2.2.1-8 (9) CN-3 実験における FGD チャンバ表面温度（シース熱電対、#2）

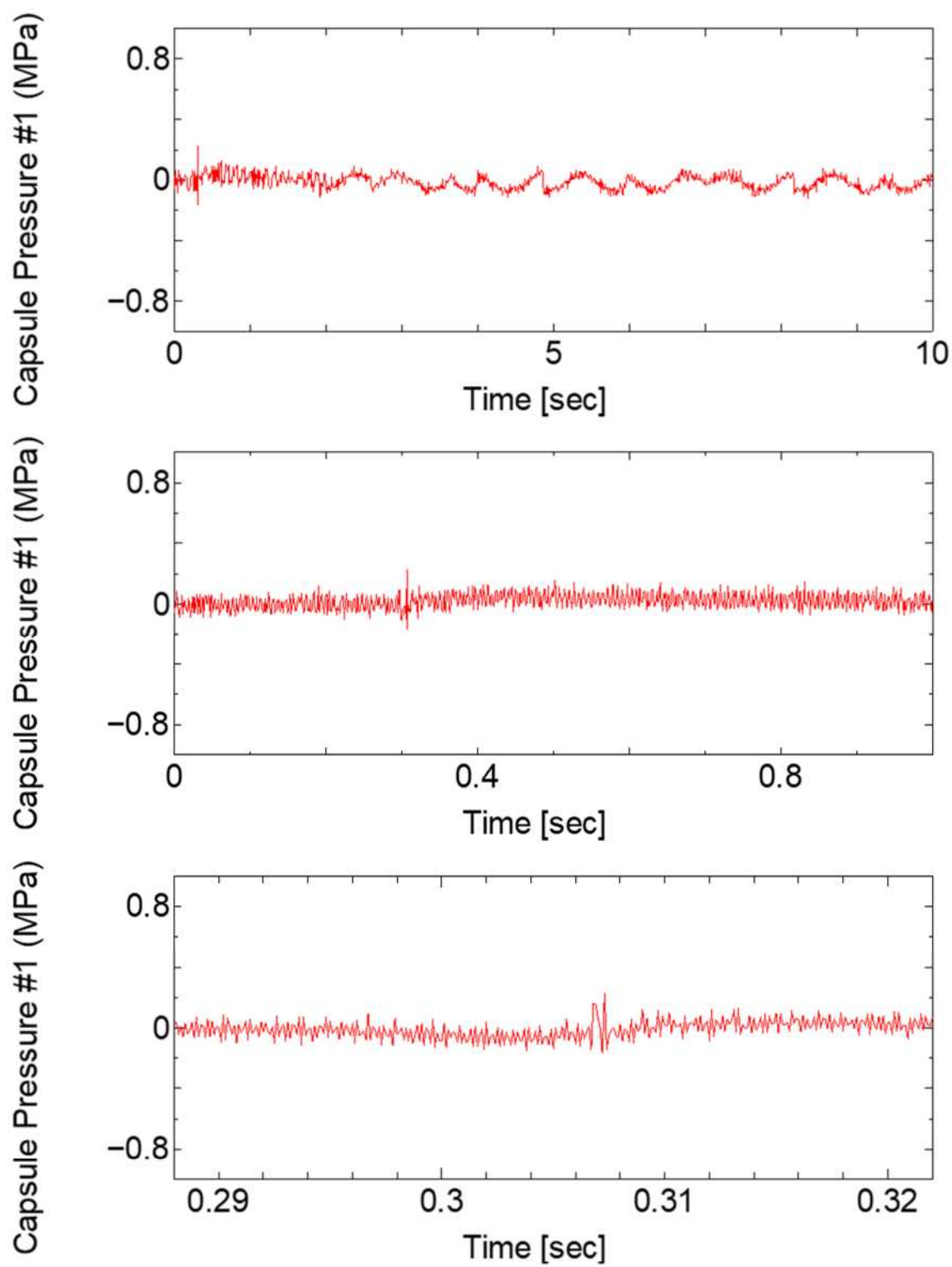


図 4.2.2.1-8 (10a) CN-3 実験におけるカプセル内液相圧力履歴
(10 kS/s)

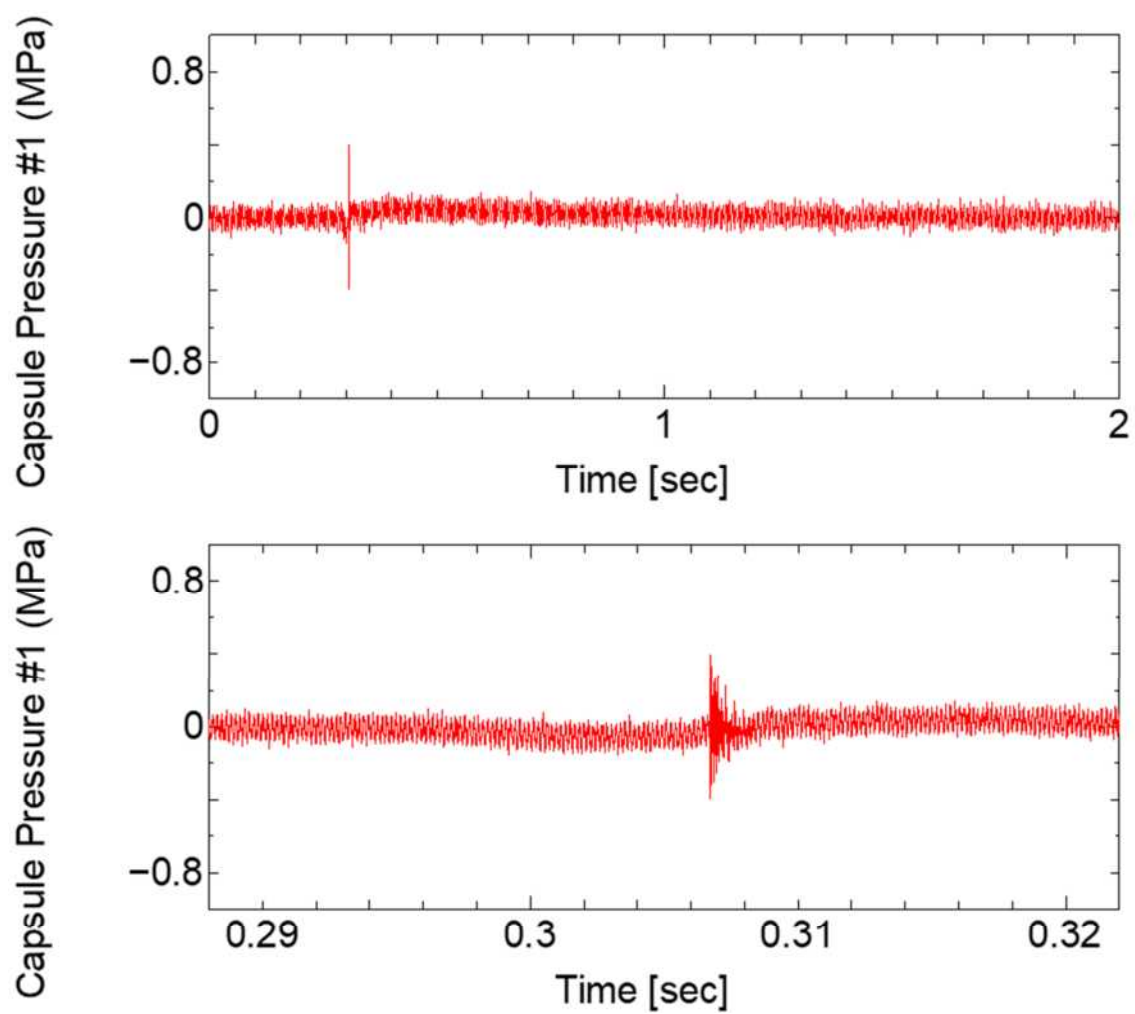


図 4.2.2.1-8 (10b) CN-3 実験におけるカプセル内液相圧力履歴
(200 kS/s)

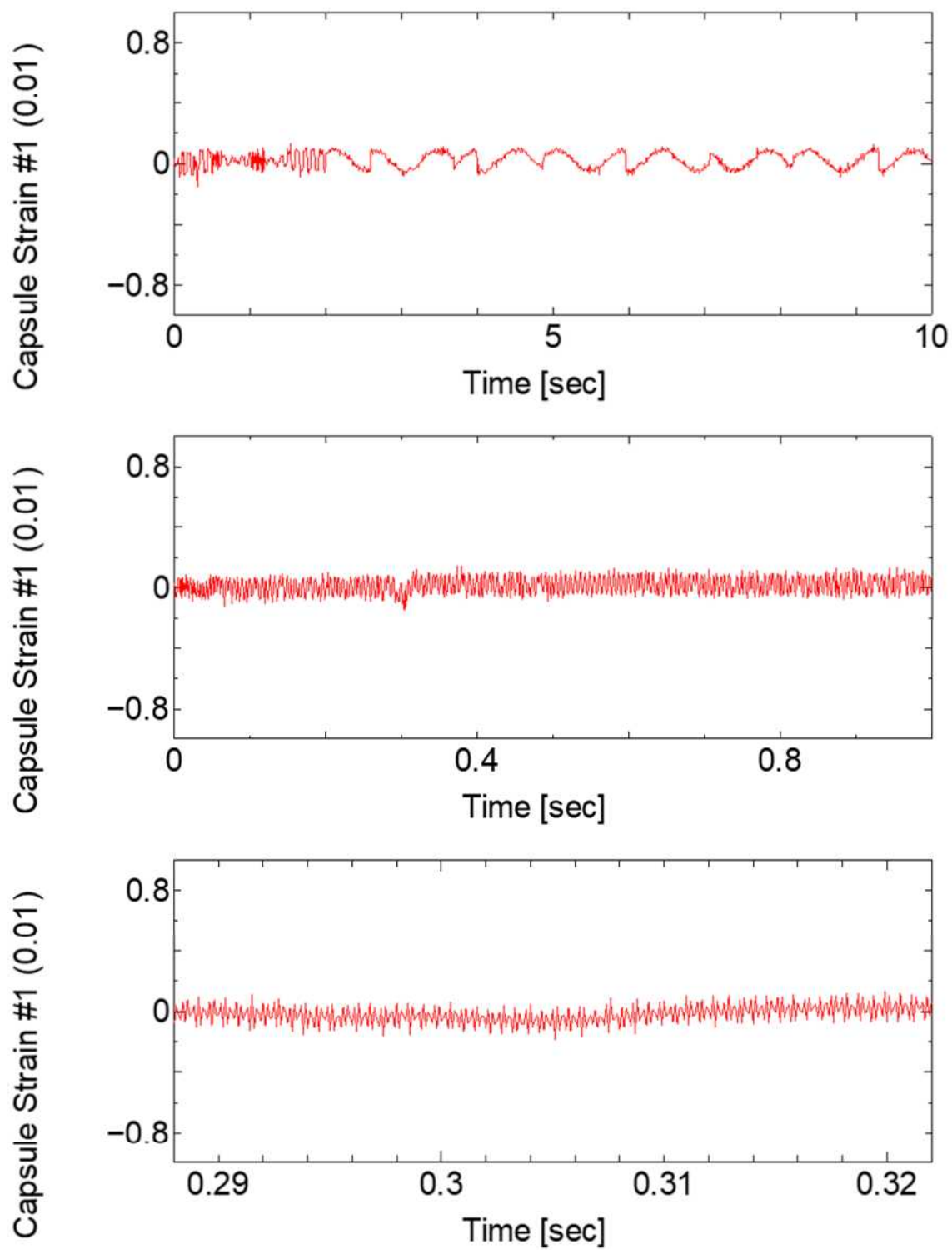


図 4.2.2.1-8 (11a) CN-3 実験におけるカプセル外面歪み履歴
(10 kS/s)

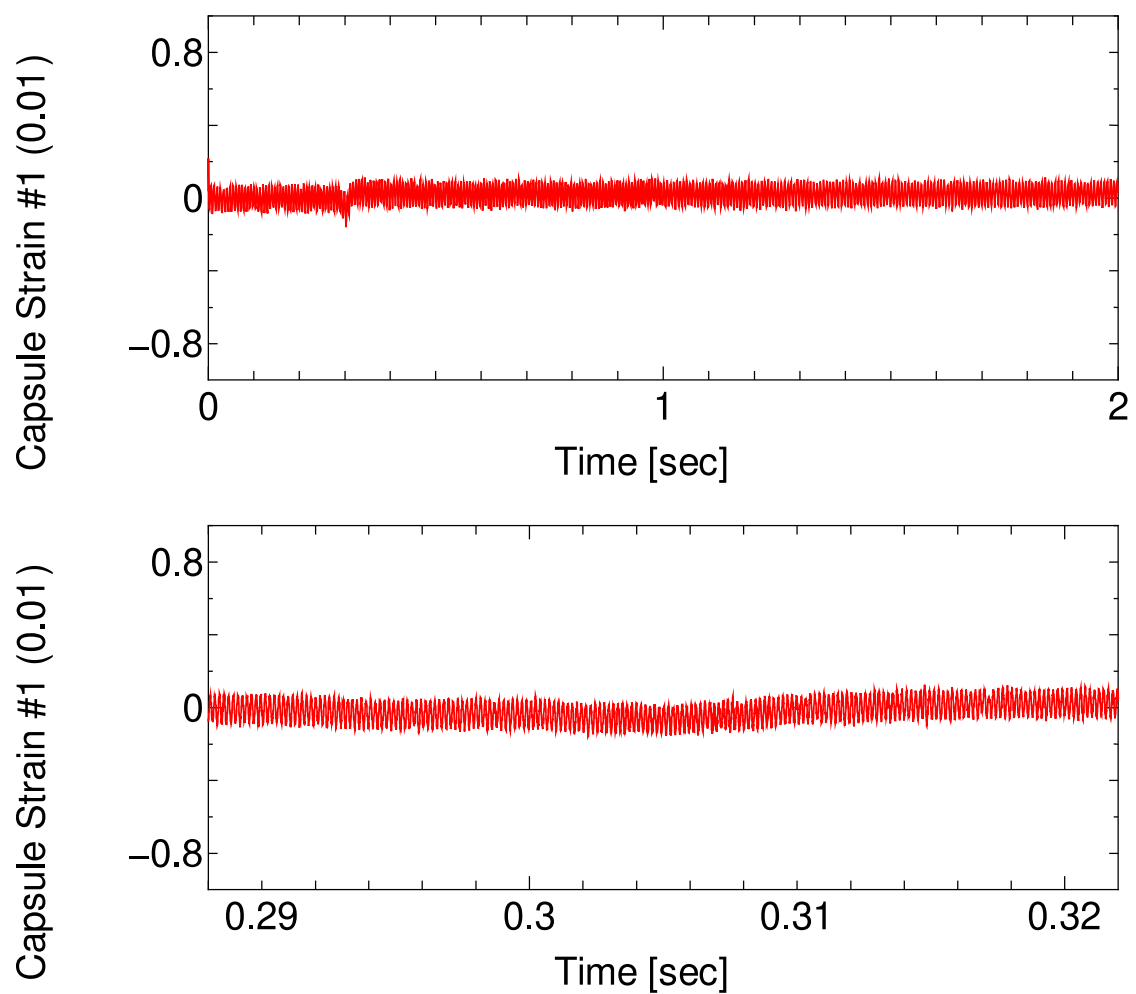


図 4.2.2.1-8 (11b) CN-3 実験におけるカプセル外面歪み履歴
(200 kS/s)

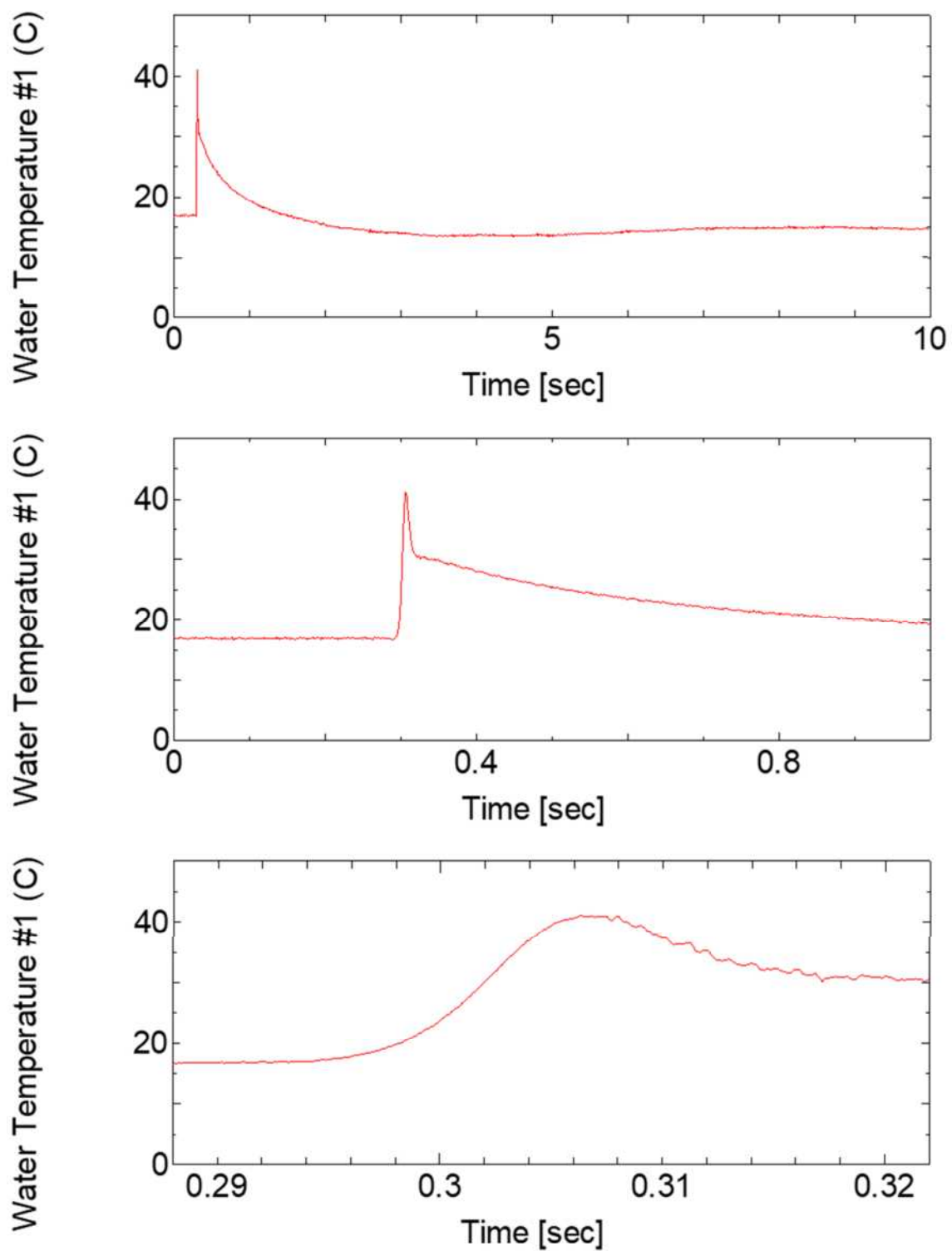


図 4.2.2.1-8 (12) CN-3 実験における冷却水温履歴 (#1)

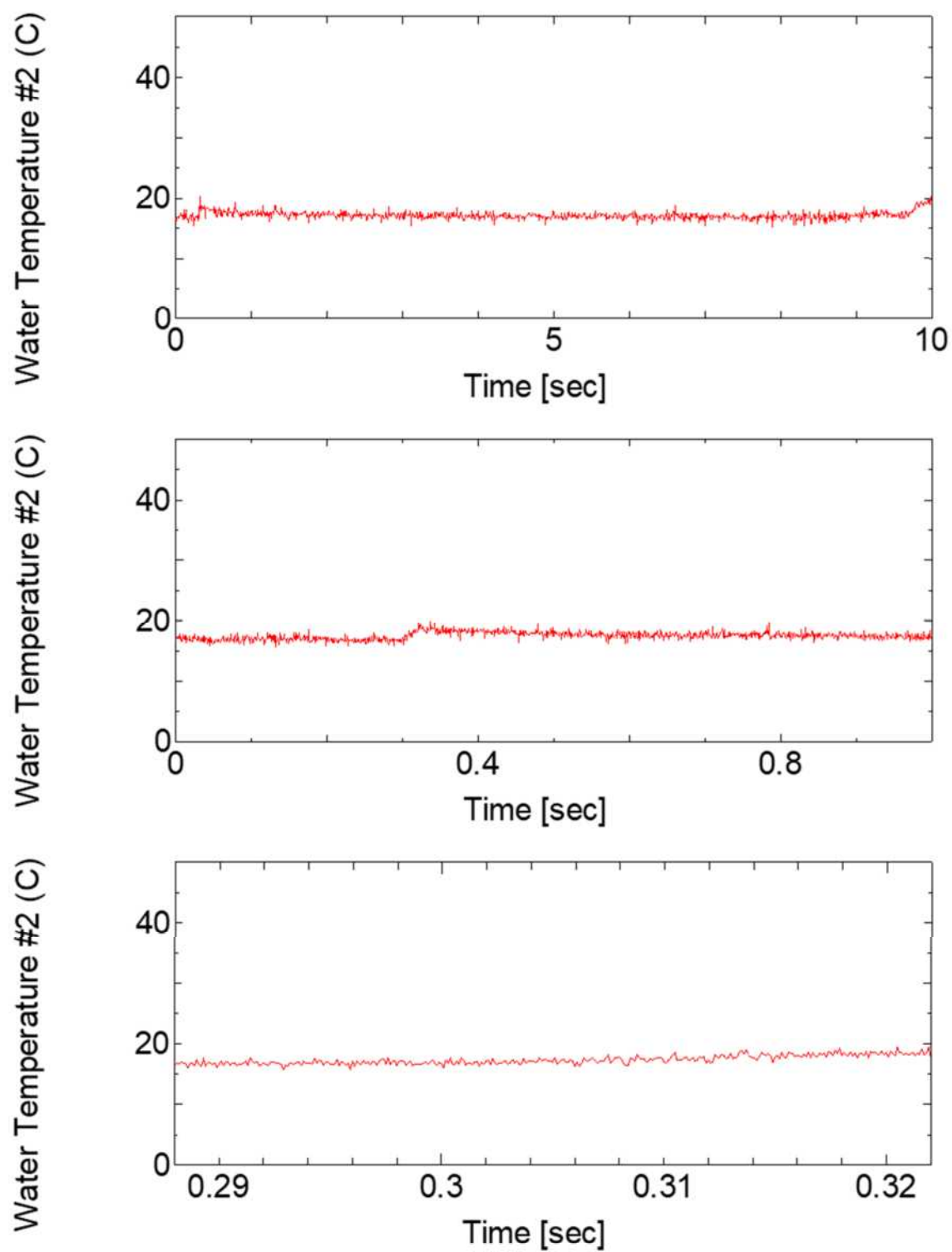


図 4.2.2.1-8 (13) CN-3 実験における冷却水温履歴 (#2)

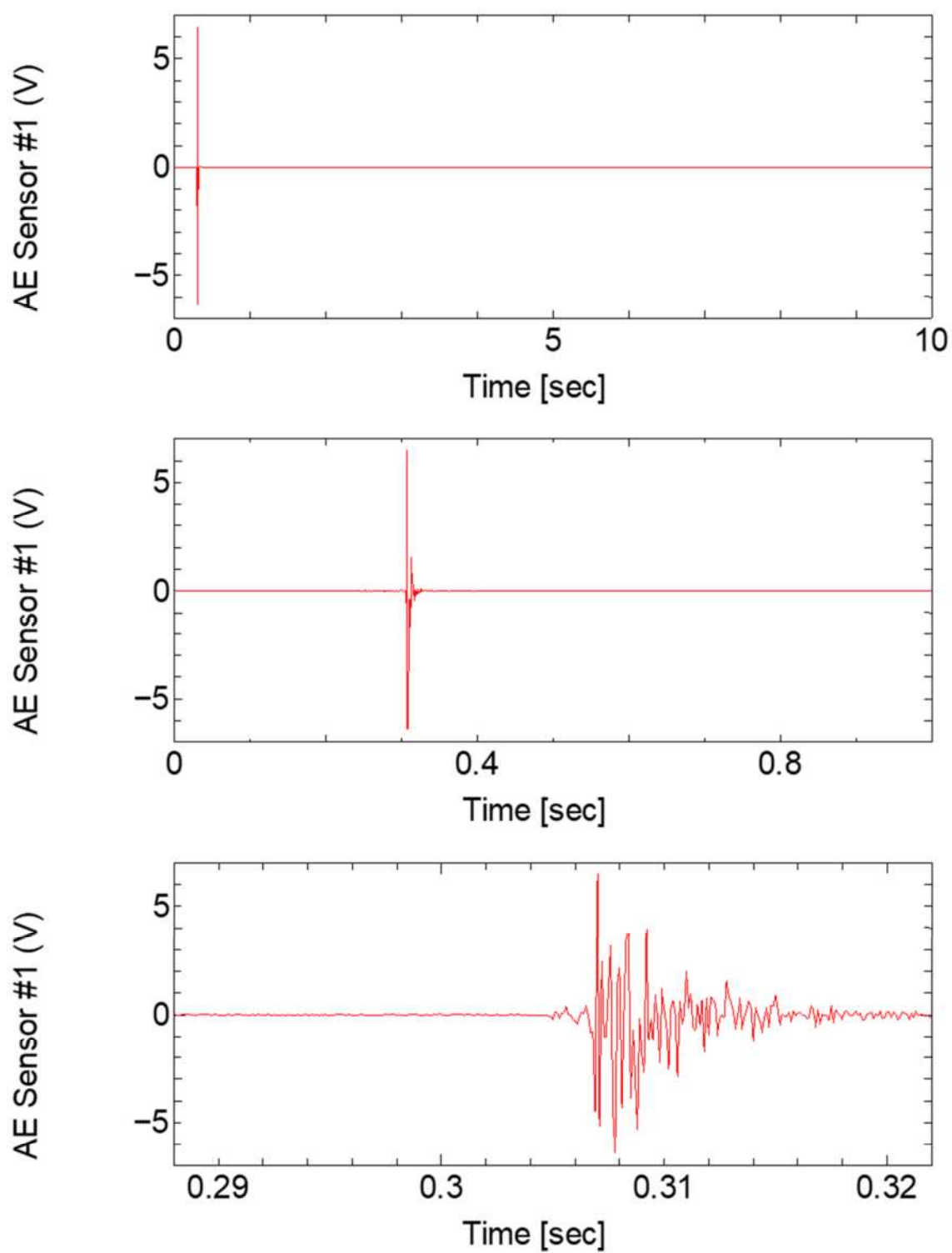


図 4.2.2.1-8 (14a) CN-3 実験における AE センサ出力履歴 (#1)
(10 kS/s)

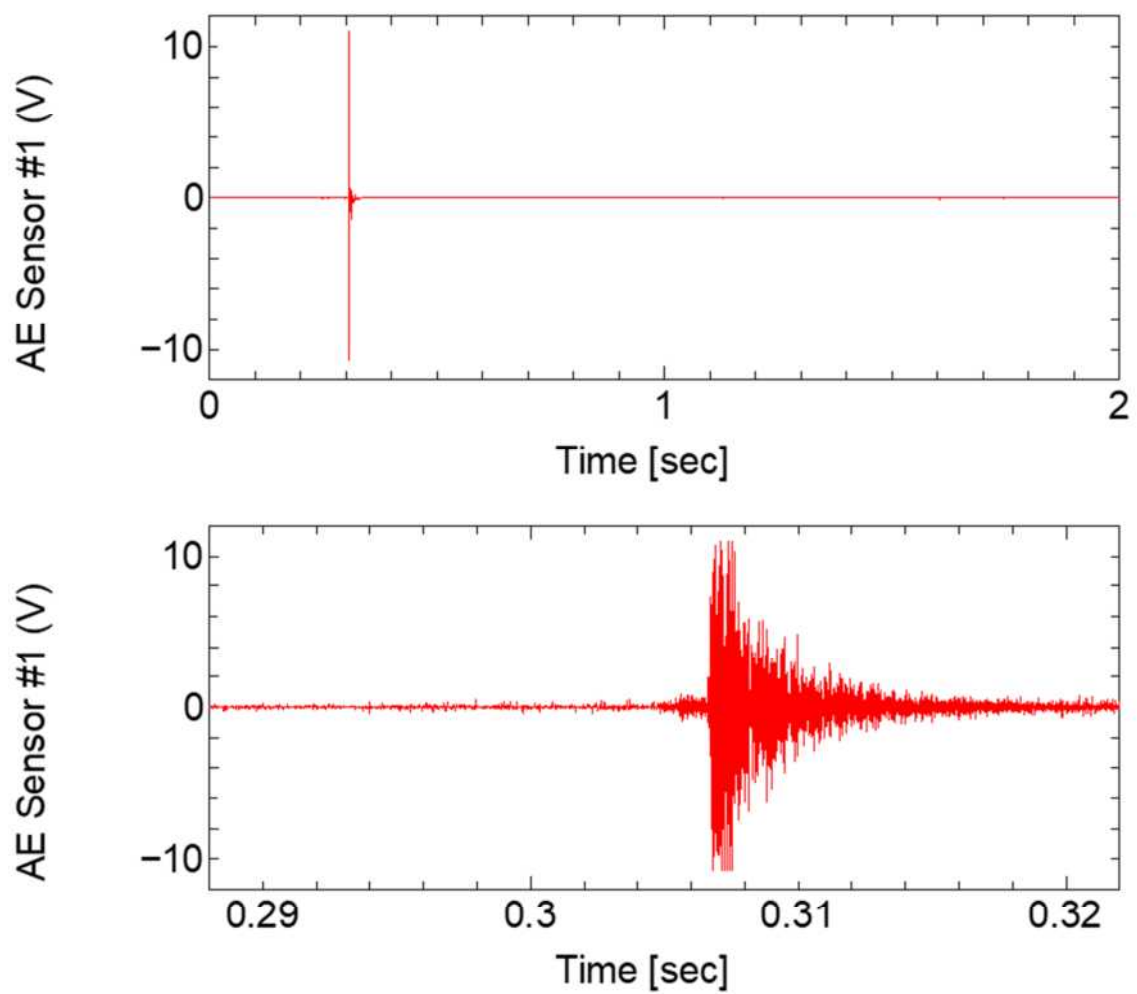


図 4.2.2.1-8 (14b) CN-3 実験における AE センサ出力履歴 (#1)
(200 kS/s)

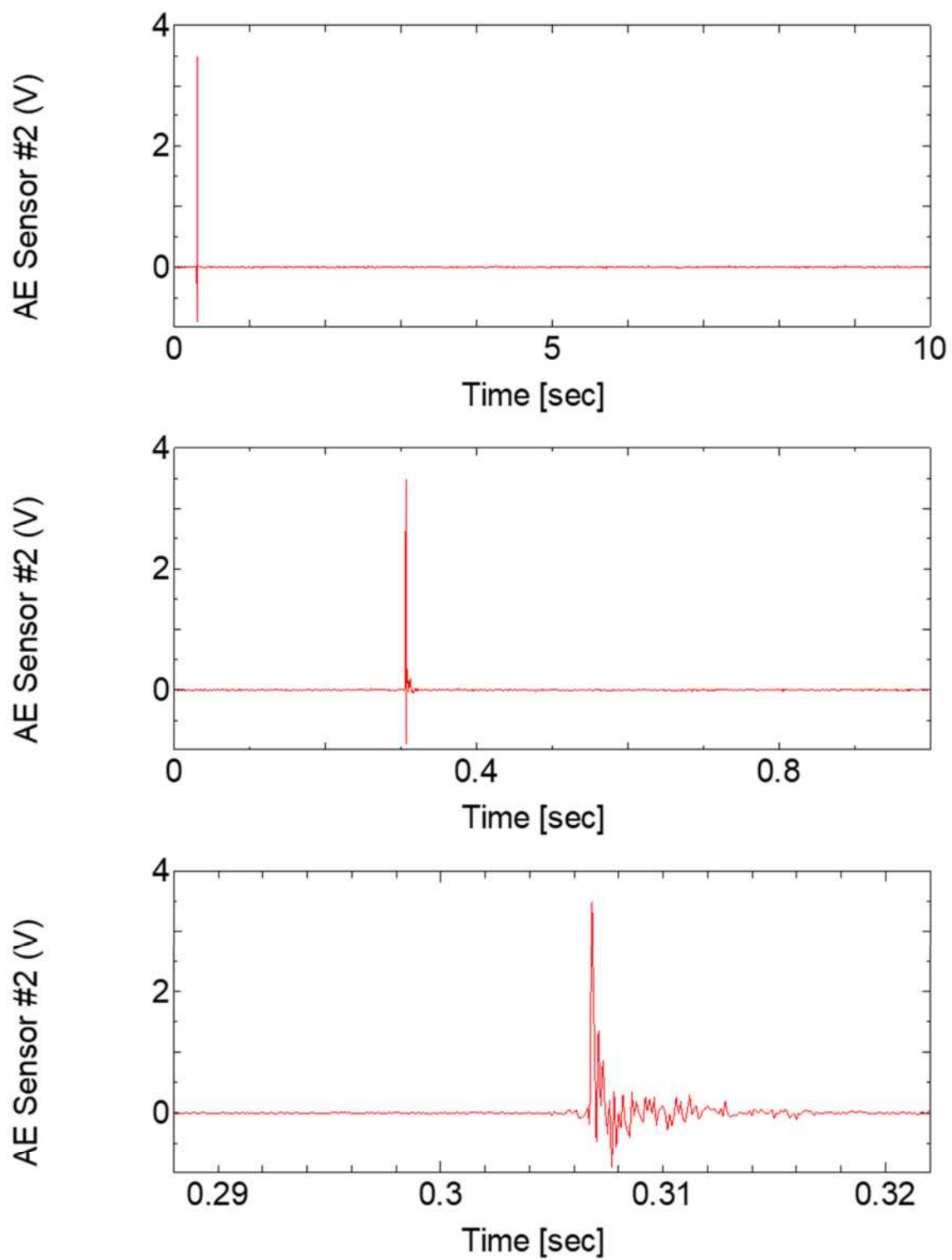


図 4.2.2.1-8 (15a) CN-3 実験における AE センサ出力履歴 (#2)
(10 kS/s)

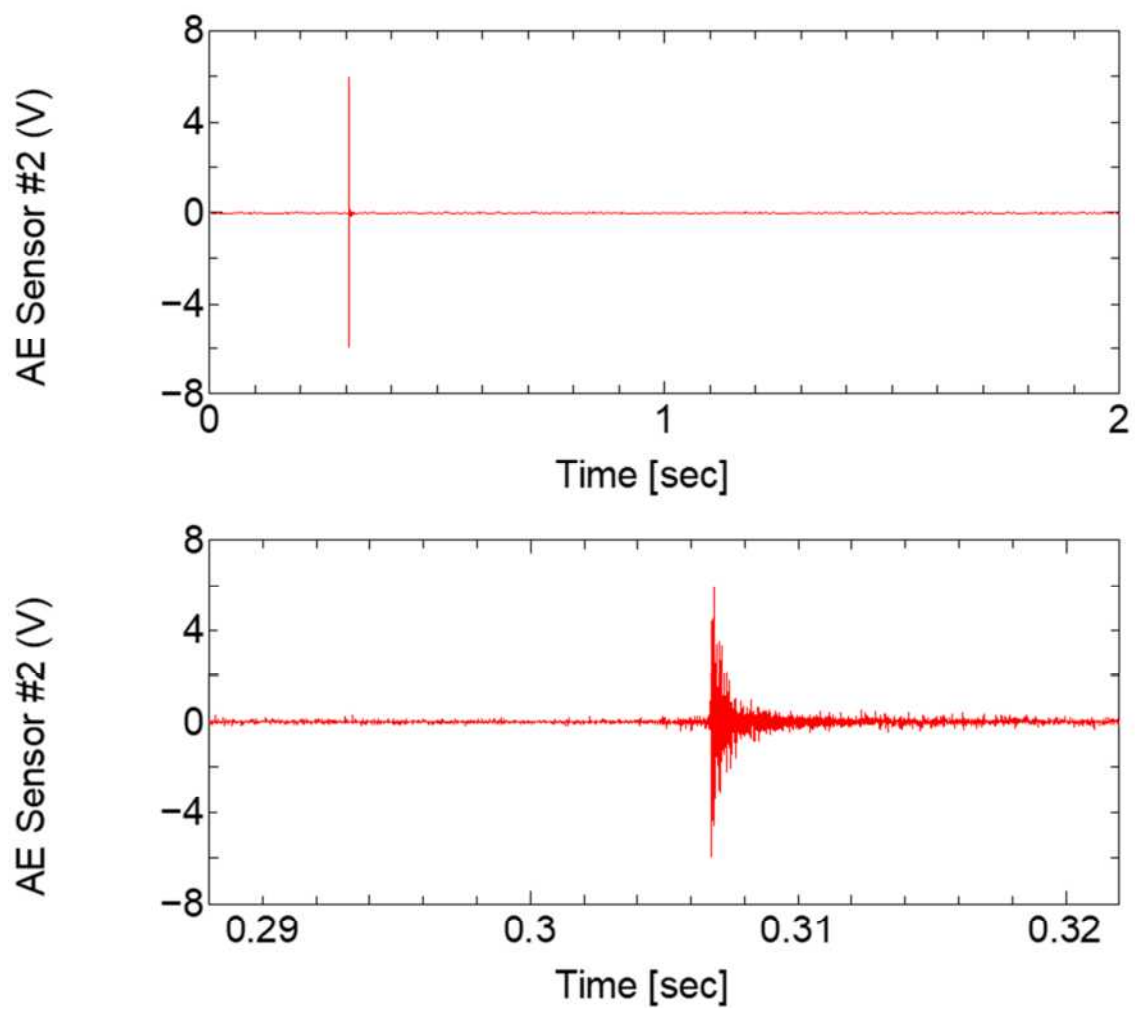
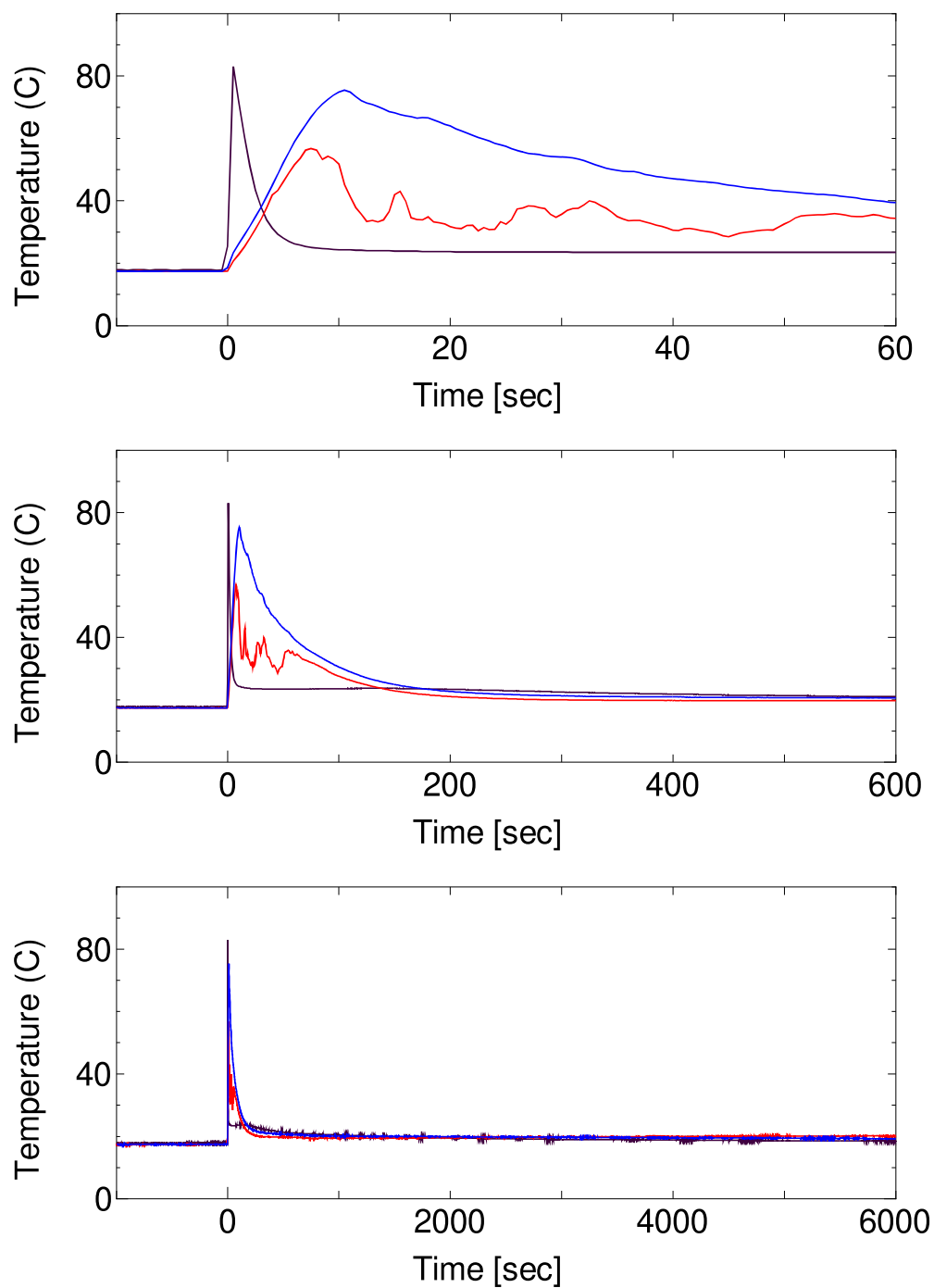


図 4.2.2.1-8 (15b) CN-3 実験における AE センサ出力履歴 (#2)
(200 kS/s)



— LVDT温度(°C) — チャンバー表面#1(°C) — チャンバー表面#2(°C)

図 4.2.2.1-9 (1) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧計 (LVDT 型) 検出部近傍温度
及び FGD チャンバ表面温度 (シース熱電対、#1 及び#2) の長時間収録履歴

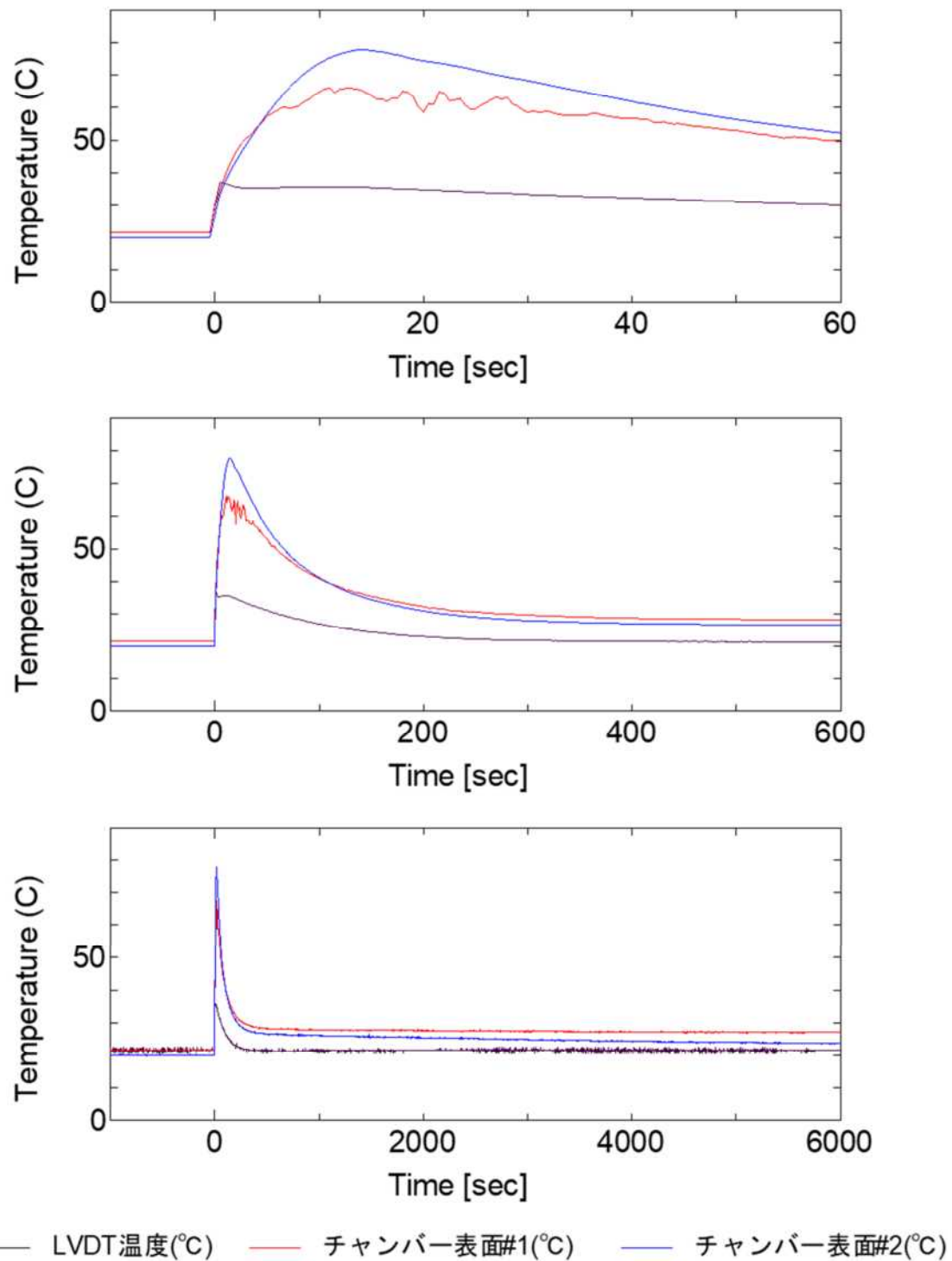


図 4.2.2.1-9 (2) OS-4 実験における FGD チャンバ内圧計 (LVDT 型) 検出部近傍温度及び FGD チャンバ表面温度 (シース熱電対,#1 及び#2) の長時間収録履歴

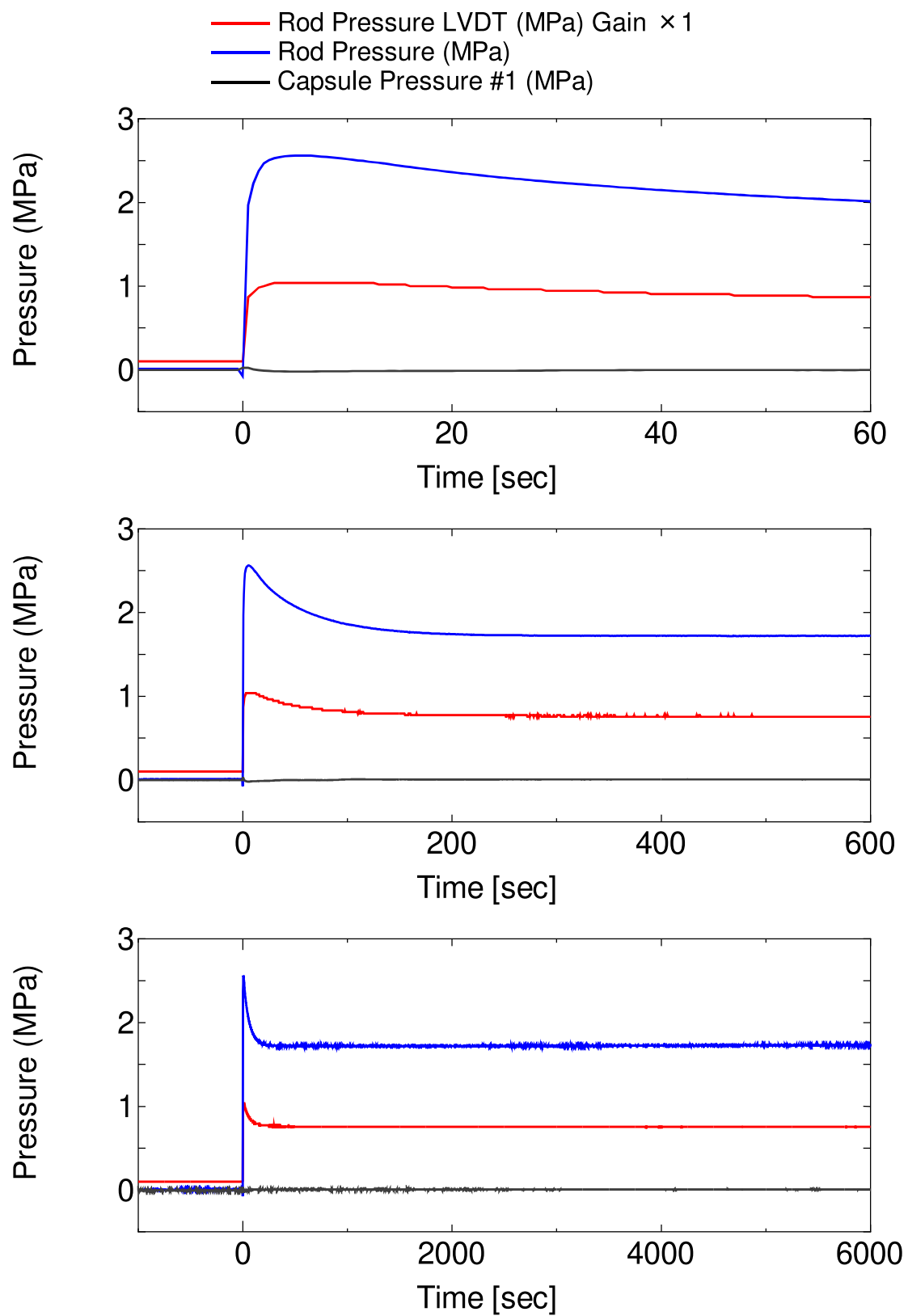


図 4.2.2.1-9 (3) CN-3 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型及び歪みゲージ型) 及びカプセル内液相圧力の長時間収録履歴

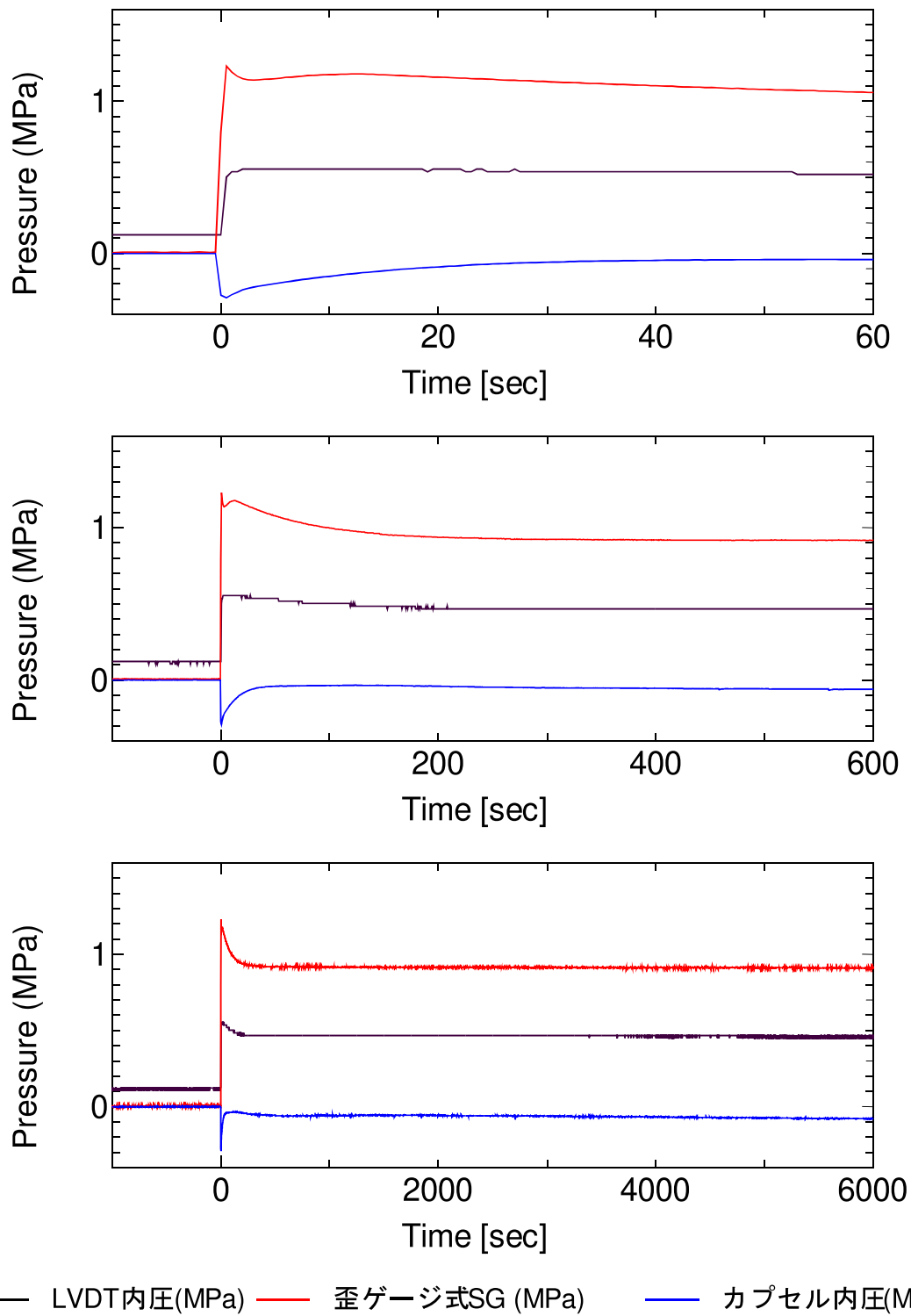


図 4.2.2.1-9 (4) OS-4 実験における FGD チャンバ内圧 (LVDT 型及び歪みゲージ型) 及びカプセル内液相圧力の長時間収録履歴

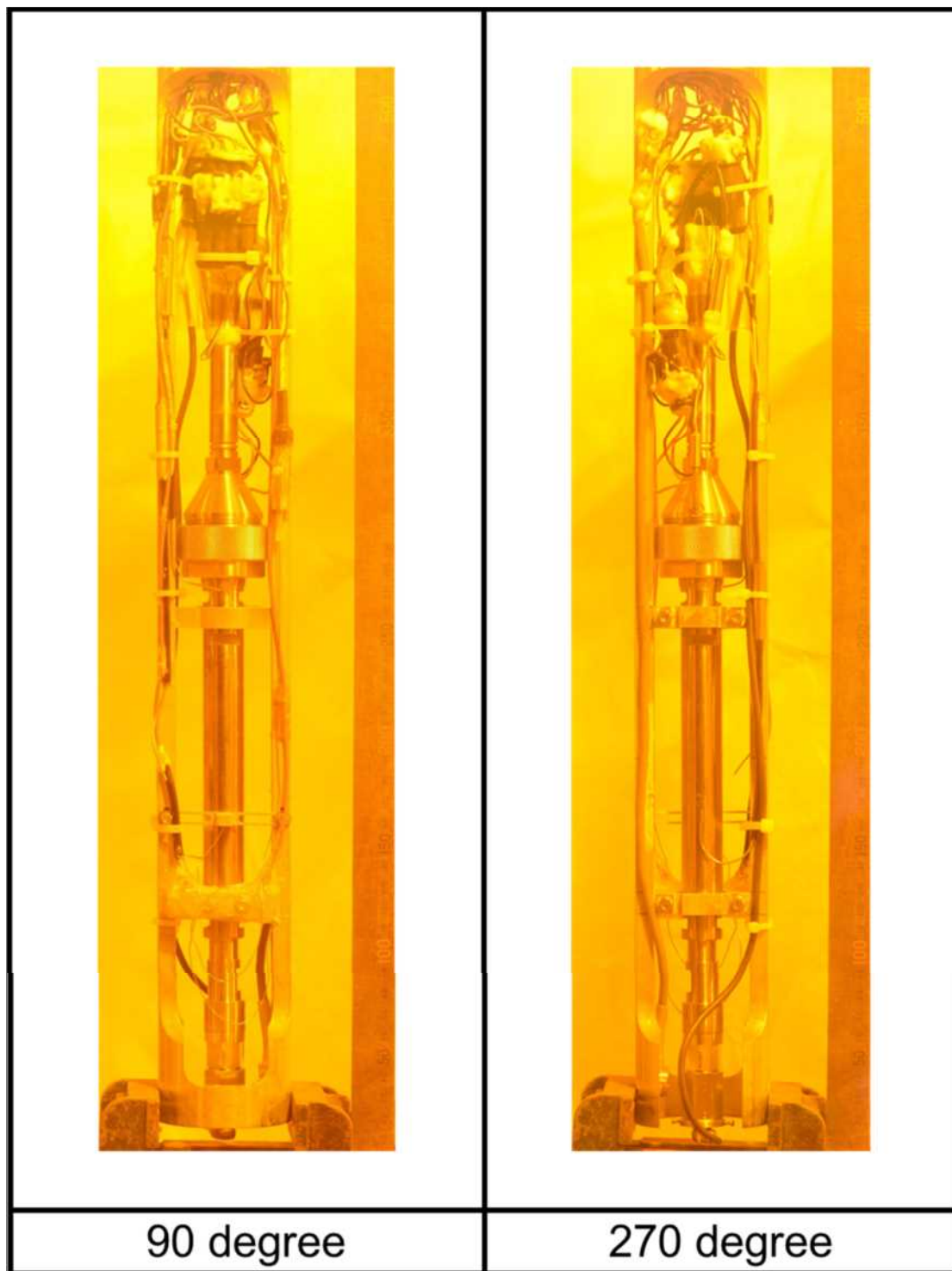


図 4.2.2.1-10(a) CN-3 試験チャンバのパルス照射後支持具付き外観写真（カラー）

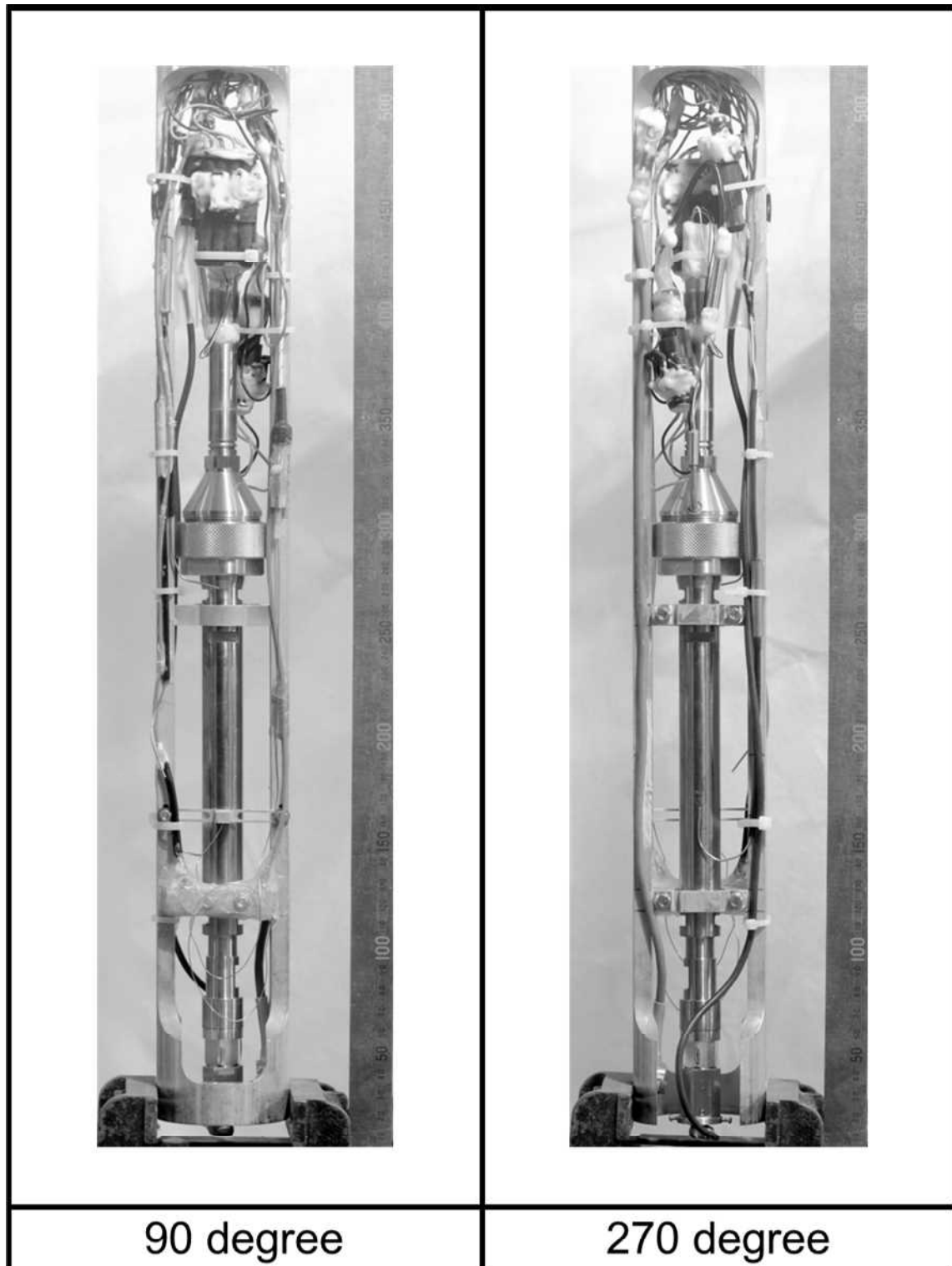


図 4.2.2.1-10(b) CN-3 試験チャンバのパルス照射後支持具付き外観写真（モノクロ）

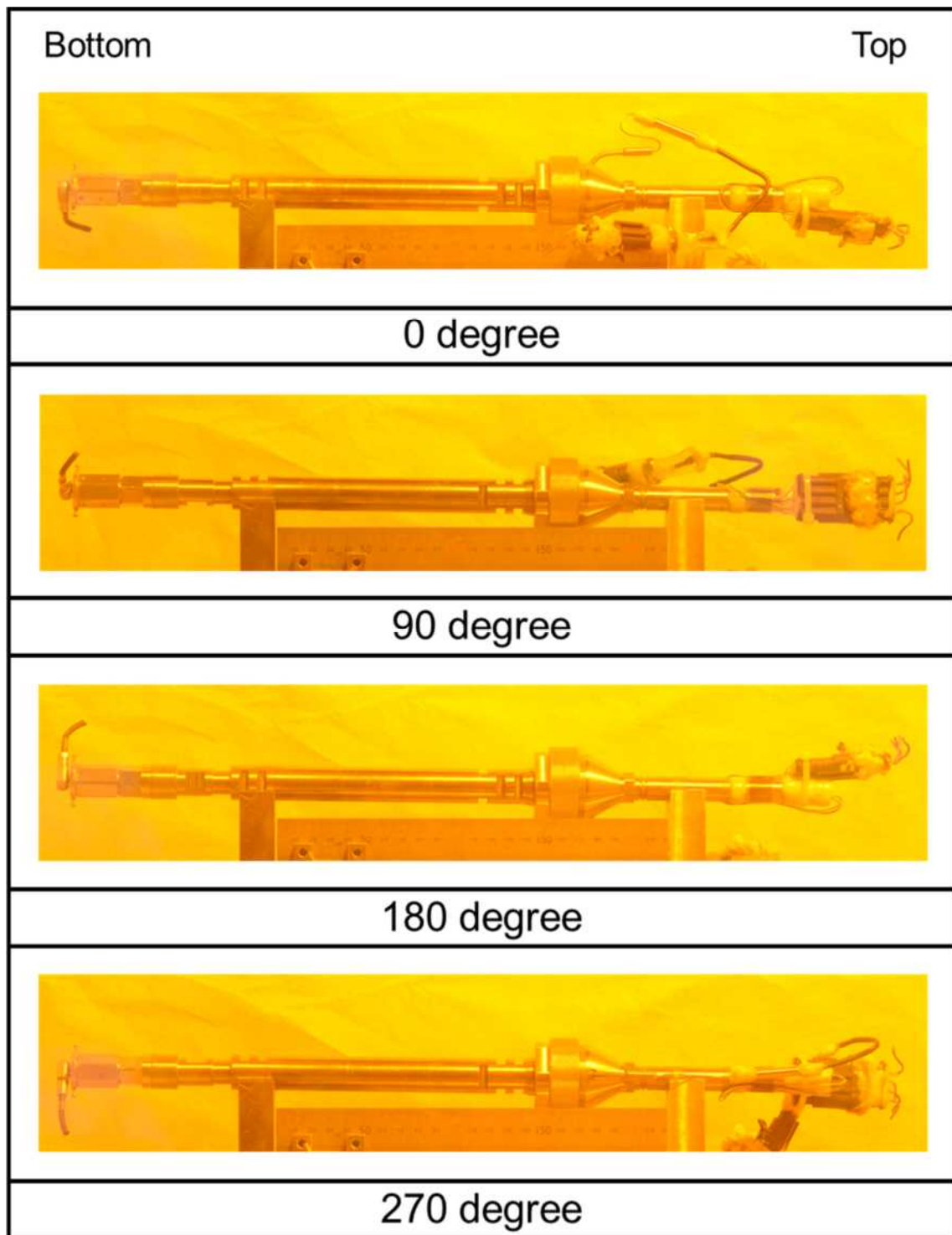


図 4.2.2.1-11(a) CN-3 試験チャンバのパルス照射後外観写真（カラー）

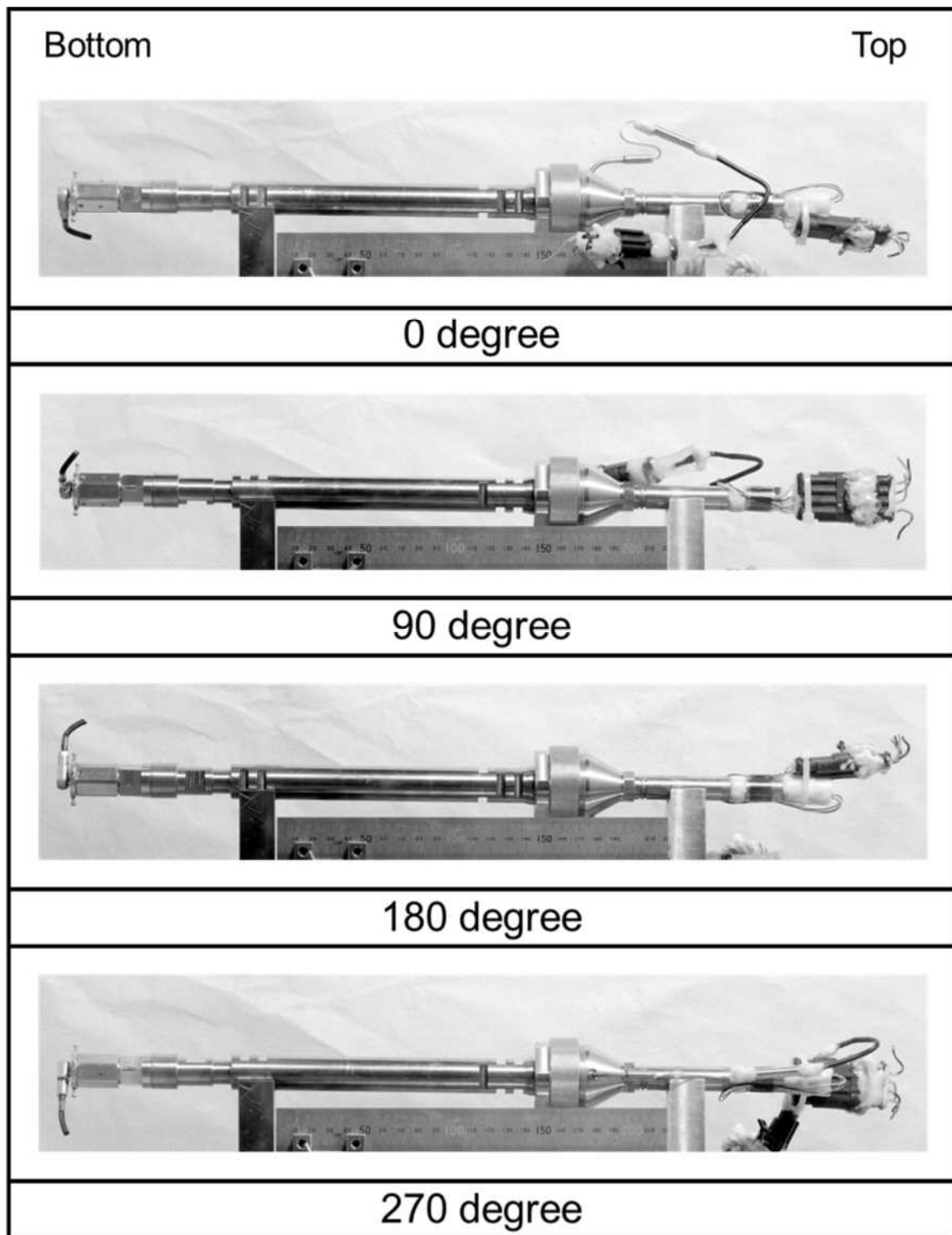


図 4.2.2.1-11(b) CN-3 試験チャンバのパルス照射後外観写真 (モノクロ)

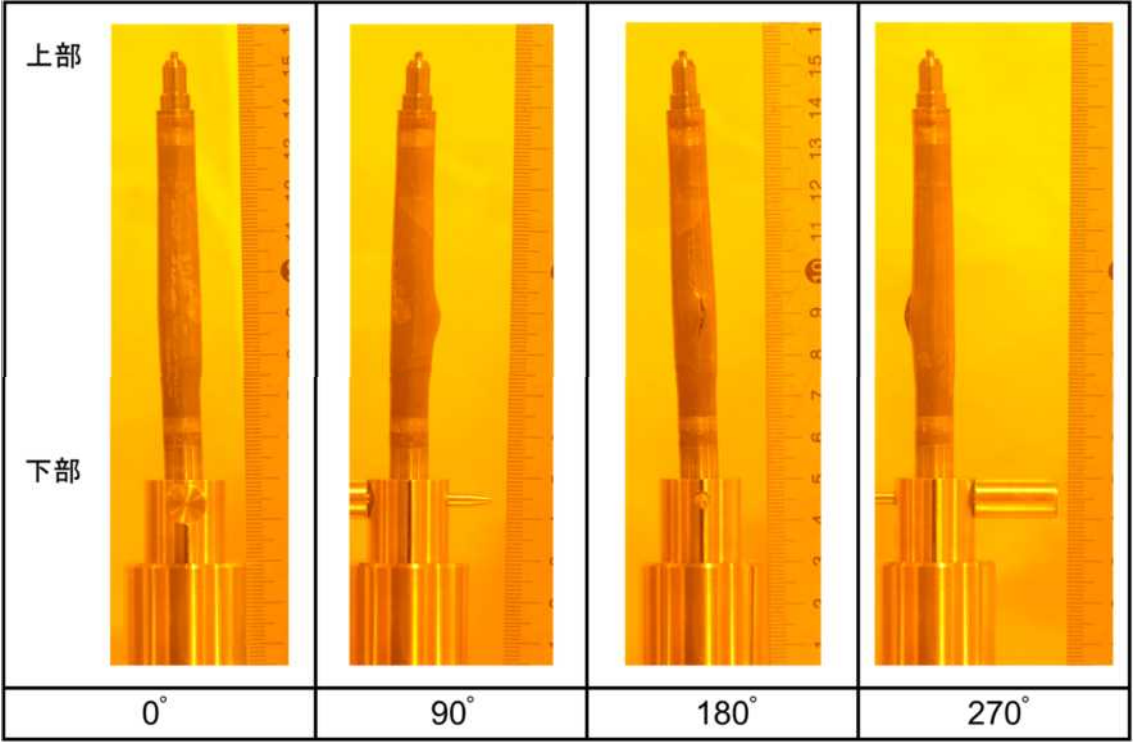


図 4.2.2.2-1 (1) パルス照射後の CN-2 燃料棒外観（治具取外し後）写真

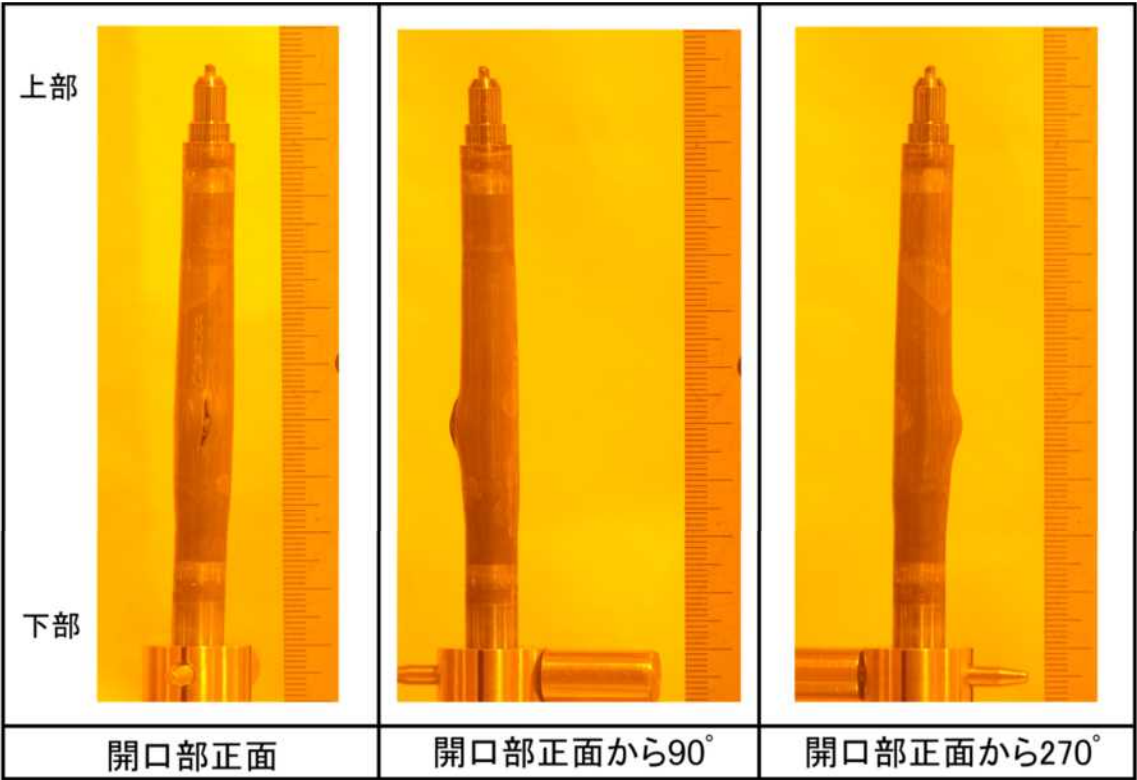


図 4.2.2.2-1 (2) パルス照射後の CN-2 燃料棒外観（治具取外し後）写真

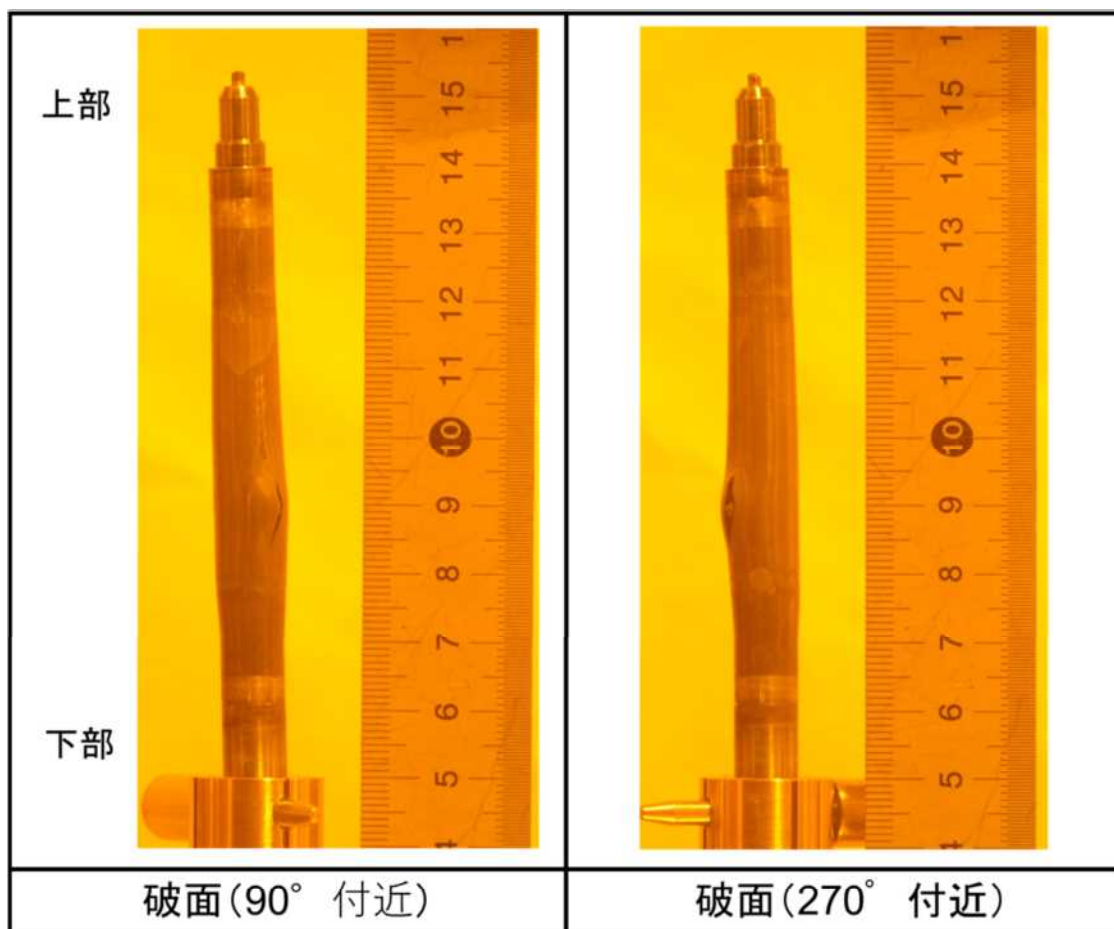


図 4.2.2-1 (3) パルス照射後の CN-2 燃料棒外観（治具取外し後）写真

4.2.2.3 OS-3 実験及び OS-4 実験に関するパルス照射後試験

室温実験 OS-3 及び OS-4 は、高燃焼度 BWR-UO₂ 燃料を対象として令和 4 年 12 月 15 日及び令和 5 年 10 月 26 日にそれぞれ実施した。OS-3 実験及び OS-4 実験の実験条件を以下に示す。

・ OS-3 実験条件

実験カプセル：	XII-I 型（室温・大気圧用）
パルス照射時冷却水条件：	21.6℃、0.1 MPa の静止水
投入反応度：	\$4.52
燃料エンタルピー増分ピーク値（暫定値）：	279 J/g（67 cal/g）

・ OS-4 実験条件

実験カプセル：	XII-I 型（室温・大気圧用）
パルス照射時冷却水条件：	24.6℃、0.1 MPa の静止水
投入反応度：	\$4.53
燃料エンタルピー増分ピーク値（暫定値）：	256 J/g（61 cal/g）

本節では、今年度実施した照射後試験の結果を示す。

(1) OS-3 実験後ペレット SEM/EPMA

OS-3 実験後燃料をチャンバごと切断することにより採取した金相試料 OS-3 MC に対して SEM/EPMA 分析を実施し、ペレットの組織変化及び FP 元素の分布状態を調べた。図 4.2.2.3-1 に SEM 観察面の金相画像を示す。約 0° 位置におけるペレットの最外周部、外周部、中間部及び中心部位置にて撮影した二次電子線像写真を図 4.2.2.3-2 に示す。ペレット外周部では、ペレット中心部及び中間部に比べて亀裂の形成が認められ、特にペレット端部の約 50μm 幅の領域には多数の周方向亀裂の形成が認められる。また、ペレット中心部及び中間部では粒界分離の発生が認められる。

図 4.2.2.3-3 に SEM 連続写真及び EPMA 分析位置を示した。ペレットの 0° から 180° 位置及び 315° から 135° 位置において、Nd、Xe、Cs、U 元素及び燃料ペレットの添加物元素である Al、Cr 元素について線分析した結果（平均強度で規格化した時の径方向分布）を図 4.2.2.3-4(1) 及び(2)にそれぞれ示す。図 4.2.2.3-5 に、Al、Cr、Cs、Nd、U、Xe 元素の面分析結果を半径方向の二次電子線像写真と共に示した。線分析結果より Nd はペレット内においてほぼ均一に分布し、外周部で増加する傾向を示した。同元素の分布はペレット内の燃焼度分布を示す指標となるものであることから、燃焼度はペレット外周部において増大し、ペレット端部ではペレット平均燃焼度に対し約 1.3 倍高い燃焼度に達していると推定された。Xe は、ペレットの中心部と外周部において存在量が少ない傾向を示し、Cs はペレット内においてほぼ均一に分布し、外周部で増加する傾向を示した。U、Cr はペレット内においてほぼ均一に分布したのに対し、Al は中心部が高い傾向を示した。面分析では、Al が濃化している様子が観察された。さらに分布状態を調べるために図 4.2.2.3-5 に示した微小領域で Al、Cr、Cs、Nd、O、U、Xe、Zr 元素についての面分析を実施した結果を図 4.2.2.3-6 に示す。Al の濃化が最外周部、外周部、中間部及び中心部位置にて確

認されており、ペレット全体で濃化しうることが分かった。また、その他の特徴的な領域において Al、Cr、Cs、Nd、O、U、Xe、Zr 元素について面分析した結果を図 4.2.2.3-7 に示す。Xe が粒全体で確認された。

(2) OS-3 ガス分析

FGD チャンバ内に放出された FP ガスを評価するため、採取したガスの分析を行った。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 4.2.2.3-1 から-2 に示す。なお導入ガス量が少なく装置の性能上必要なガス量（検出下限値 2kPa）に達しなかったため、Kr の同位体は検出できなかった。

(3) OS-4 ガスパンクチャ

パルス照射後の試験体にパンクチャ試験治具を使って穴をあけ、ボトルにガスを捕集した。その際の穿孔及びガス捕集ラインのバルブの開閉により体積を変化させ、その前後に圧力及び温度を測定し、その変化からチャンバ内の穿孔前ガス圧力及び体積を評価した。その圧力は、約 0.1009 ± 0.0051 MPa (@ 0°C) であり、その体積は 5.293 ± 0.334 cm³ であった。穿孔前圧力はカプセルからの取出し中に SG 圧力計付近から内部ガスが漏れた影響で大気圧程度の圧力に低下した。

(4) OS-4 ガス分析

FGD チャンバ内に放出された FP ガスを評価するため、採取したガスの分析を行った。ガス組成の結果を表 4.2.2.3-3 に示す。なお、捕集ガス量が少なかったため、ガス同位体比測定試験は実施しなかった。

表 4.2.2.3-1 OS-3 実験ガス組成分析結果

成分	組成比 (vol-%)
H ₂	10.9 ± 3.54
He	14.0 ± 9.21
Kr	6.06 ± 2.44
Xe	64.5 ± 21.2
その他 (N ₂ , O ₂ 等)	4.54 ± 23.5

表 4.2.2.3-2 OS-3 実験ガス Xe 同位体分析結果

核種	同位体比 (vol-%)
Xe-132	27.3
Xe-134	25.9
Xe-135	46.8

表 4.2.2.3-3 OS-4 実験ガス組成分析結果

成分	組成比 (vol-%)
H ₂	2.10 ± 1.15
He	3.07 ± 1.95
N ₂	60.7 ± 32.7
O ₂ +Ar	16.2 ± 8.27
Kr	1.11 ± 0.153
Xe	13.6 ± 3.87

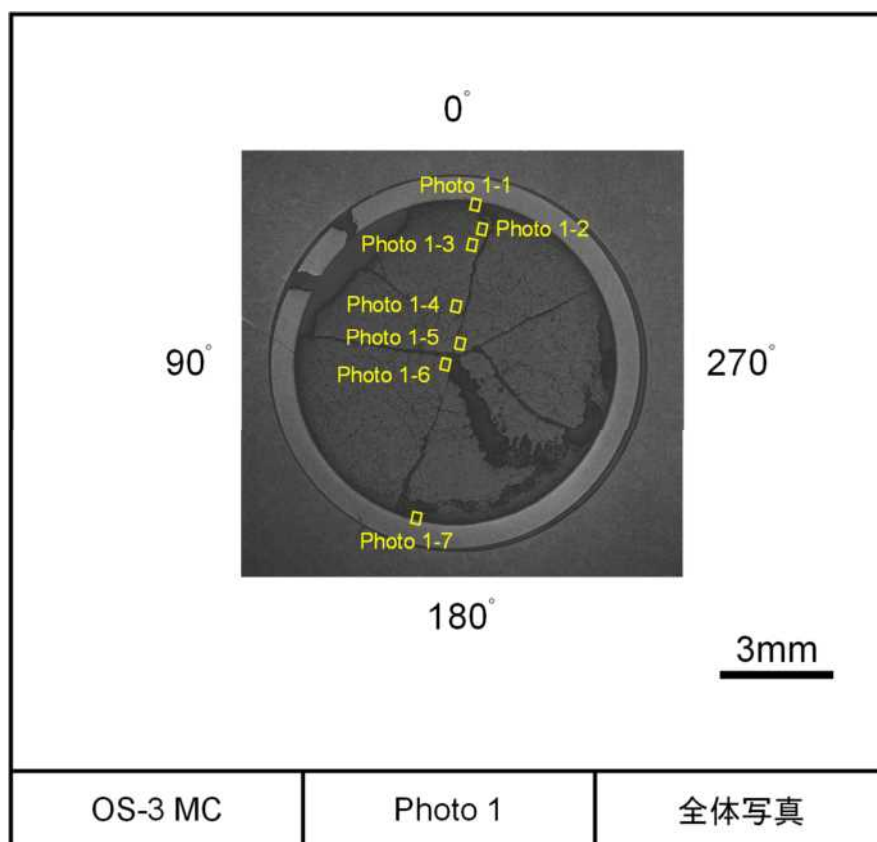


図 4.2.2.3-1 OS-3 燃料試料の SEM 観察位置

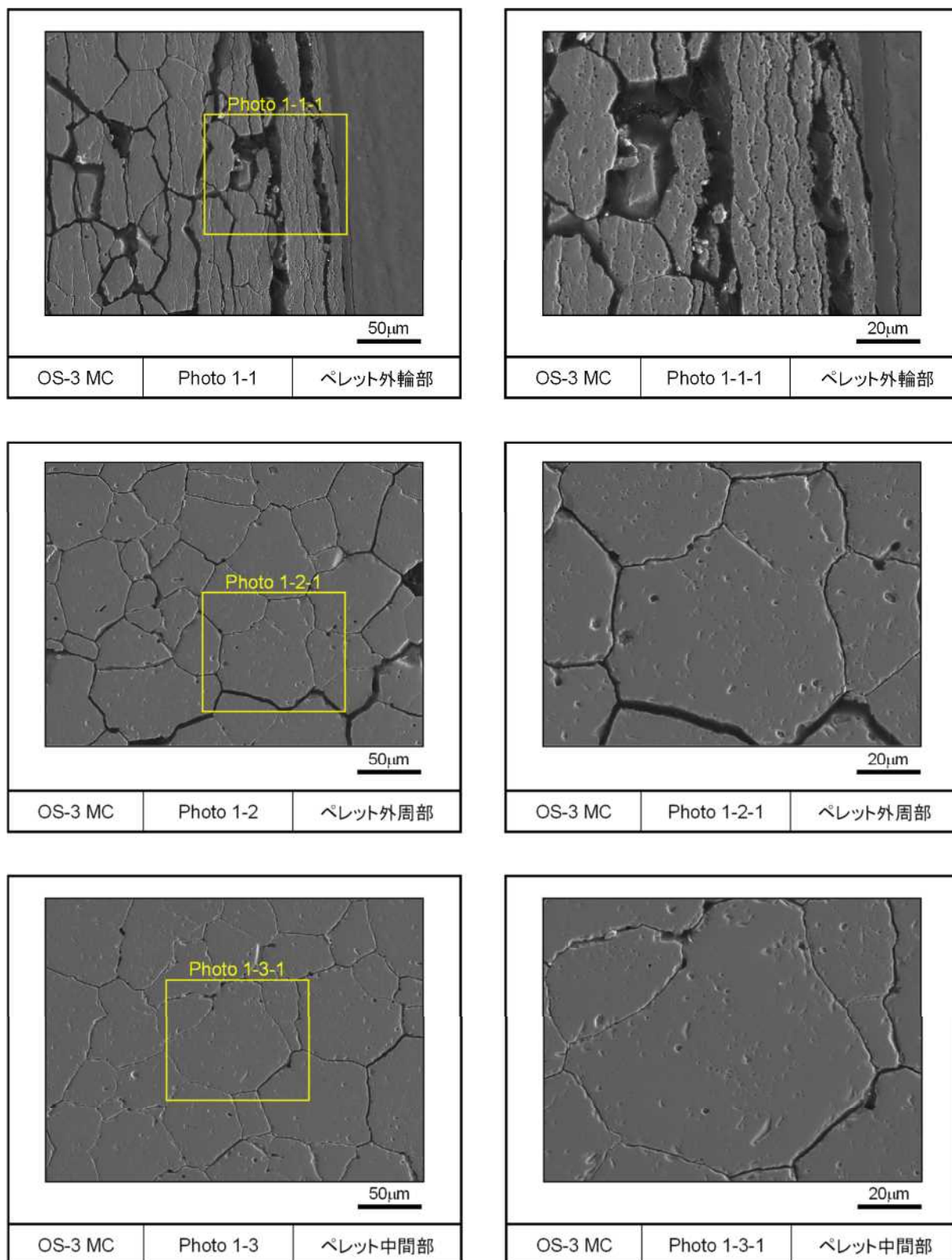


図 4.2.2.3-2(1) OS-3 燃料試料の SEM 観察結

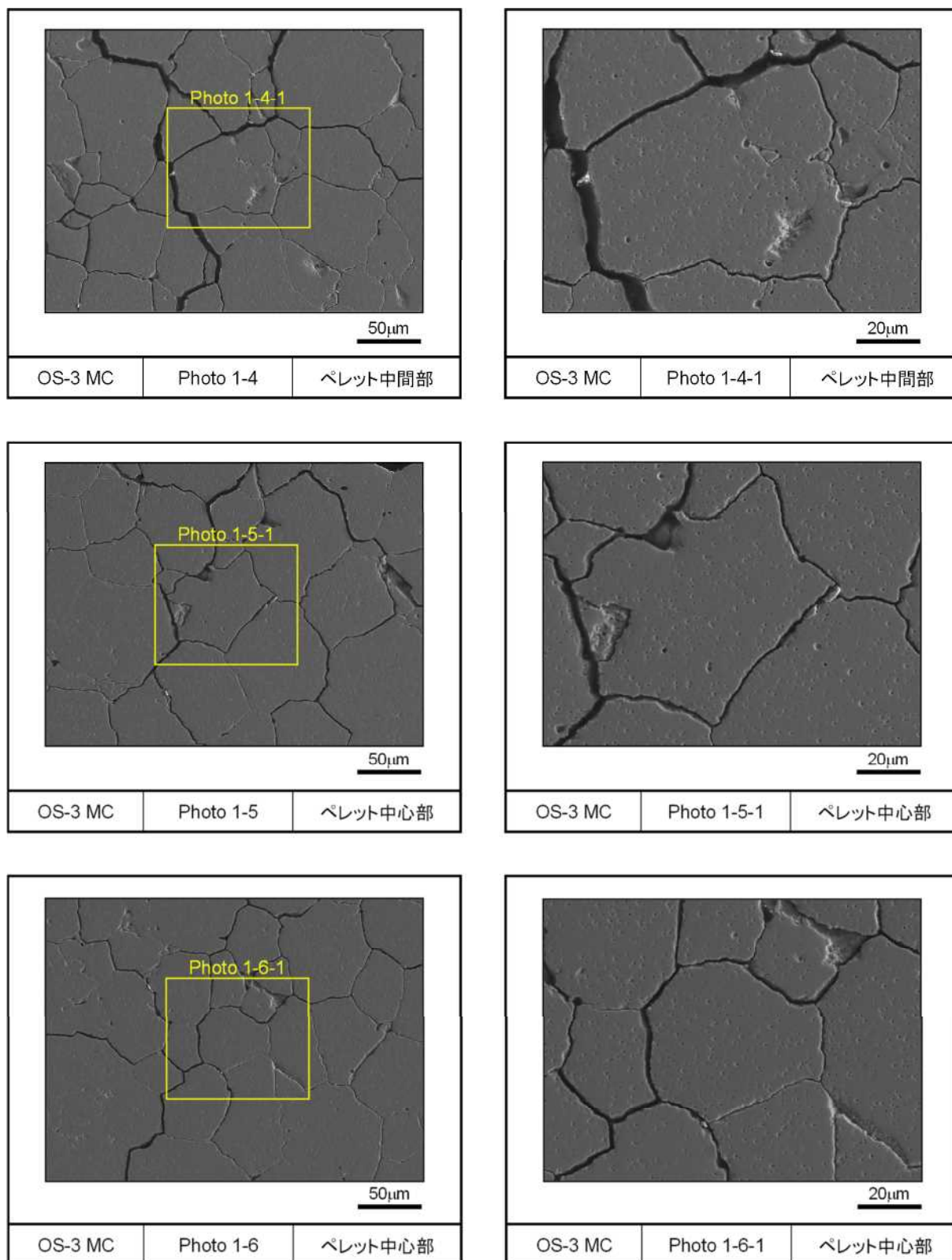


図 4.2.2.3-2(2) OS-3 燃料試料の SEM 観察結果

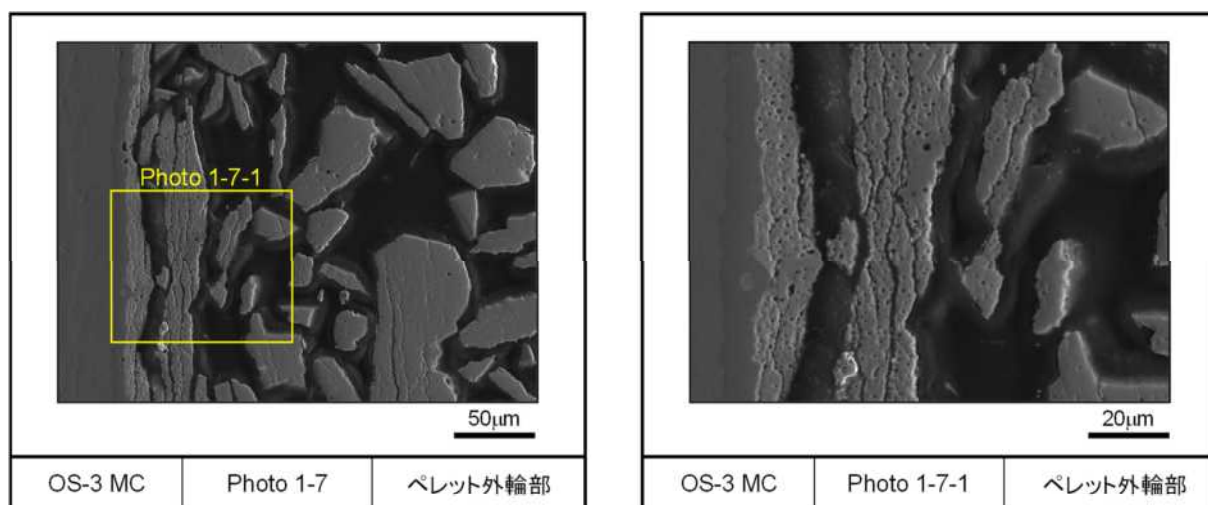


図 4.2.2.3-2(3) OS-3 燃料試料の SEM 観察結果

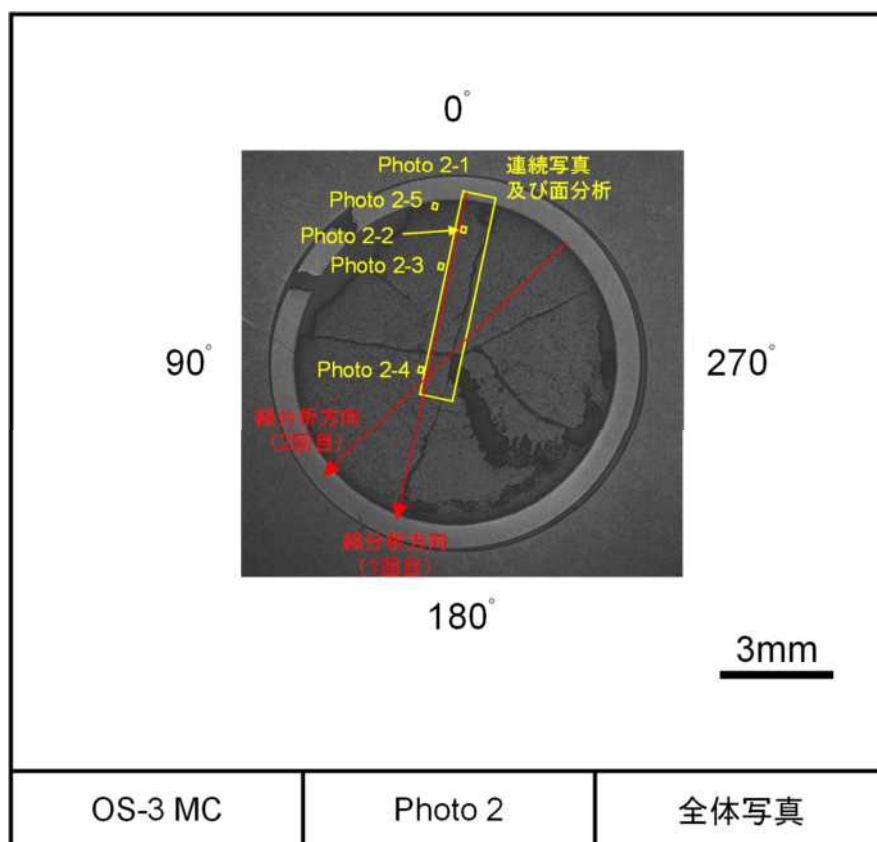


図 4.2.2.3-3 SEM/EPMA 観察位置 (OS-3 MC)

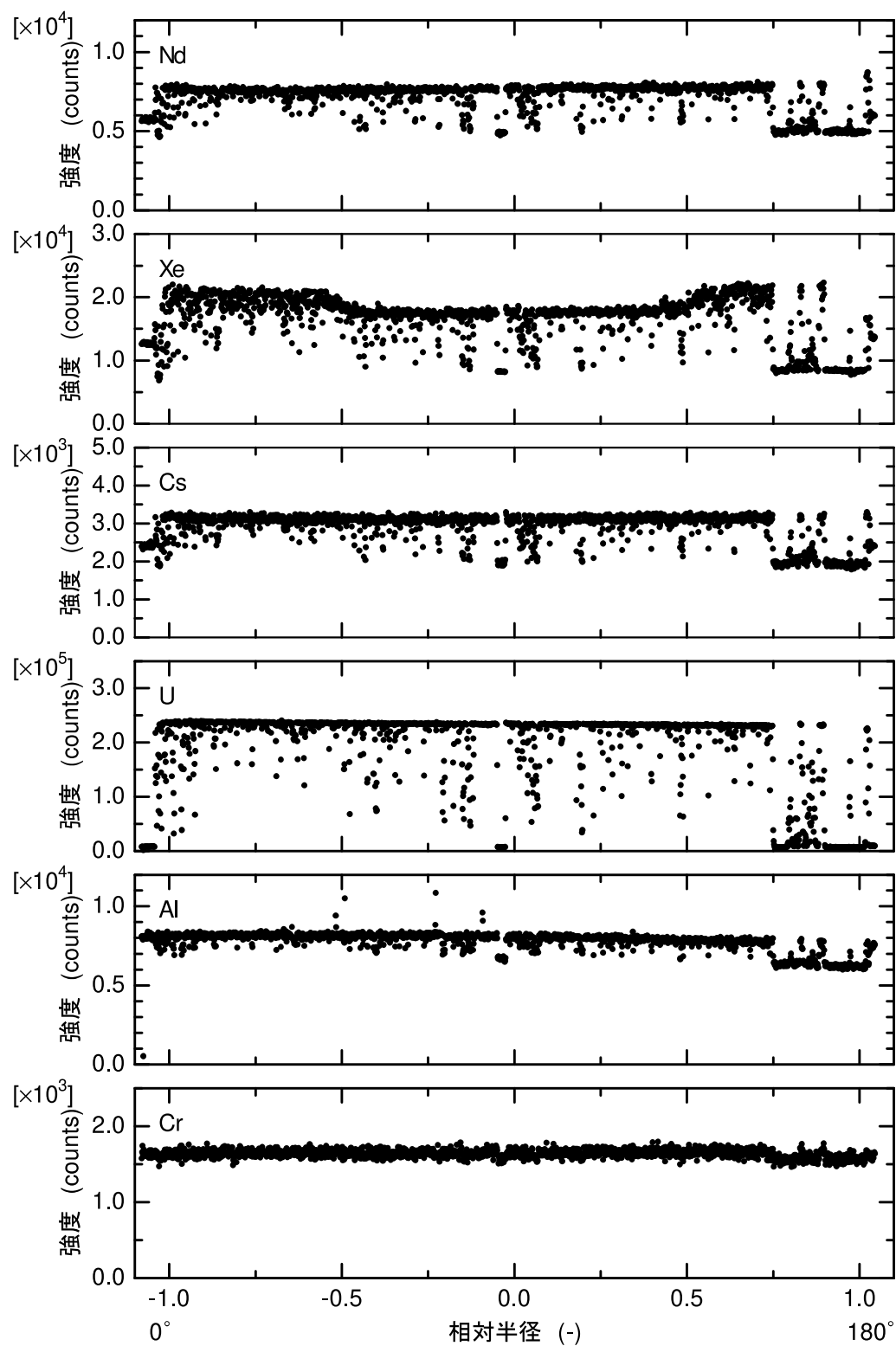


図 4.2.2.3-4(1) ペレット線分析の結果 (OS-3、0° から 180°)

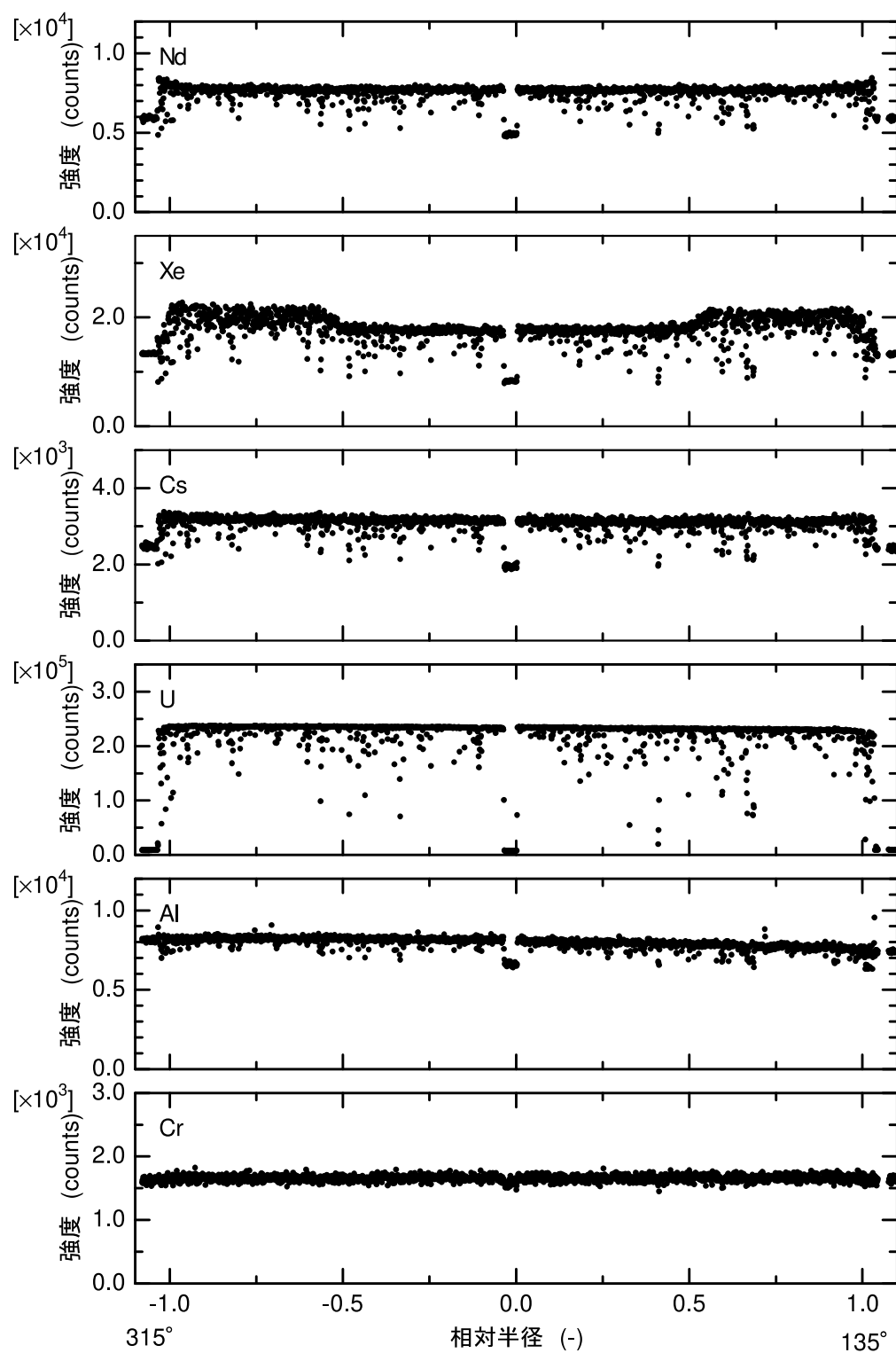


図 4.2.2.3-4(2) ペレット線分析の結果 (OS-3、315° から 135°)

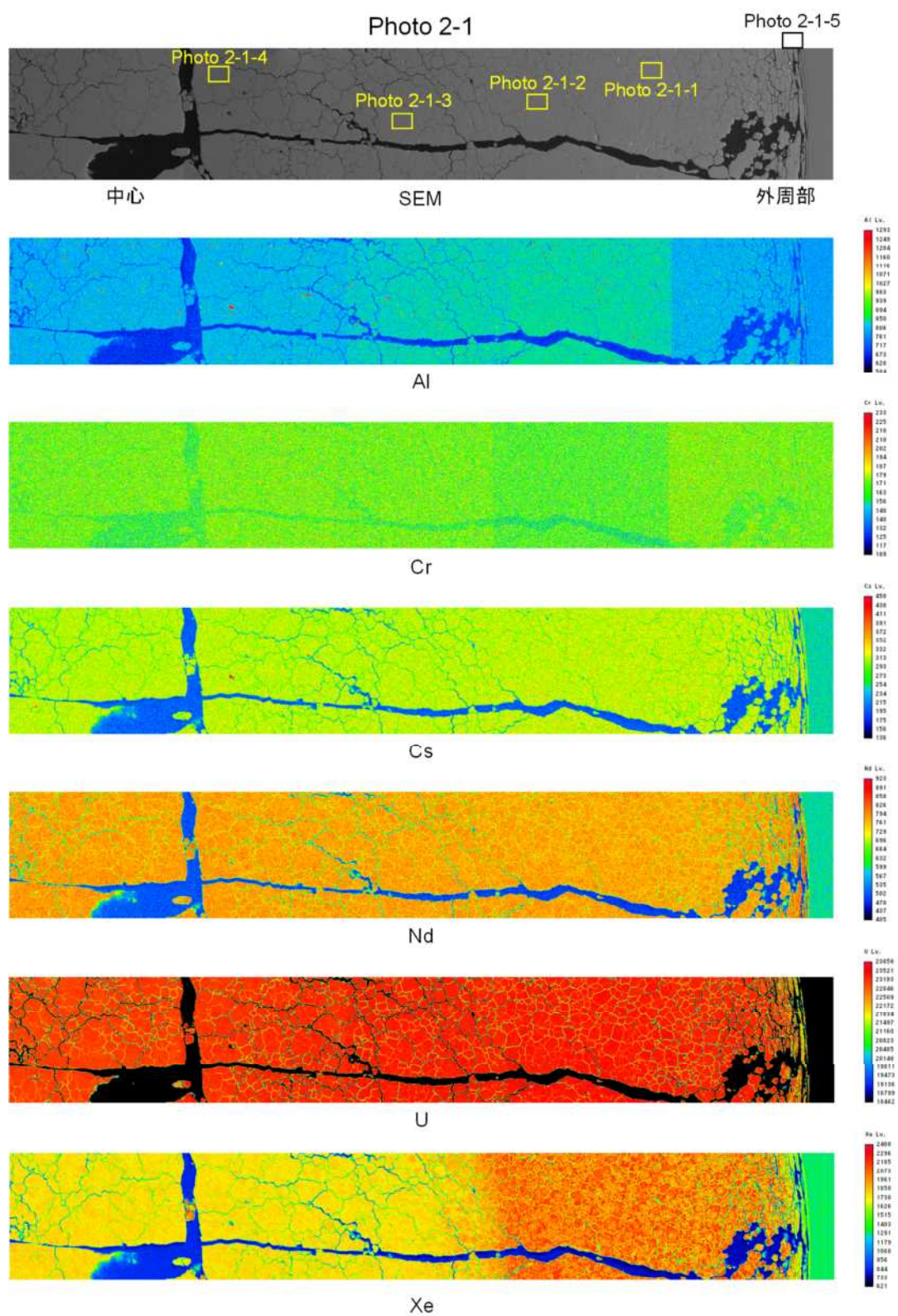


図 4.2.2.3-5 ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3 MC)

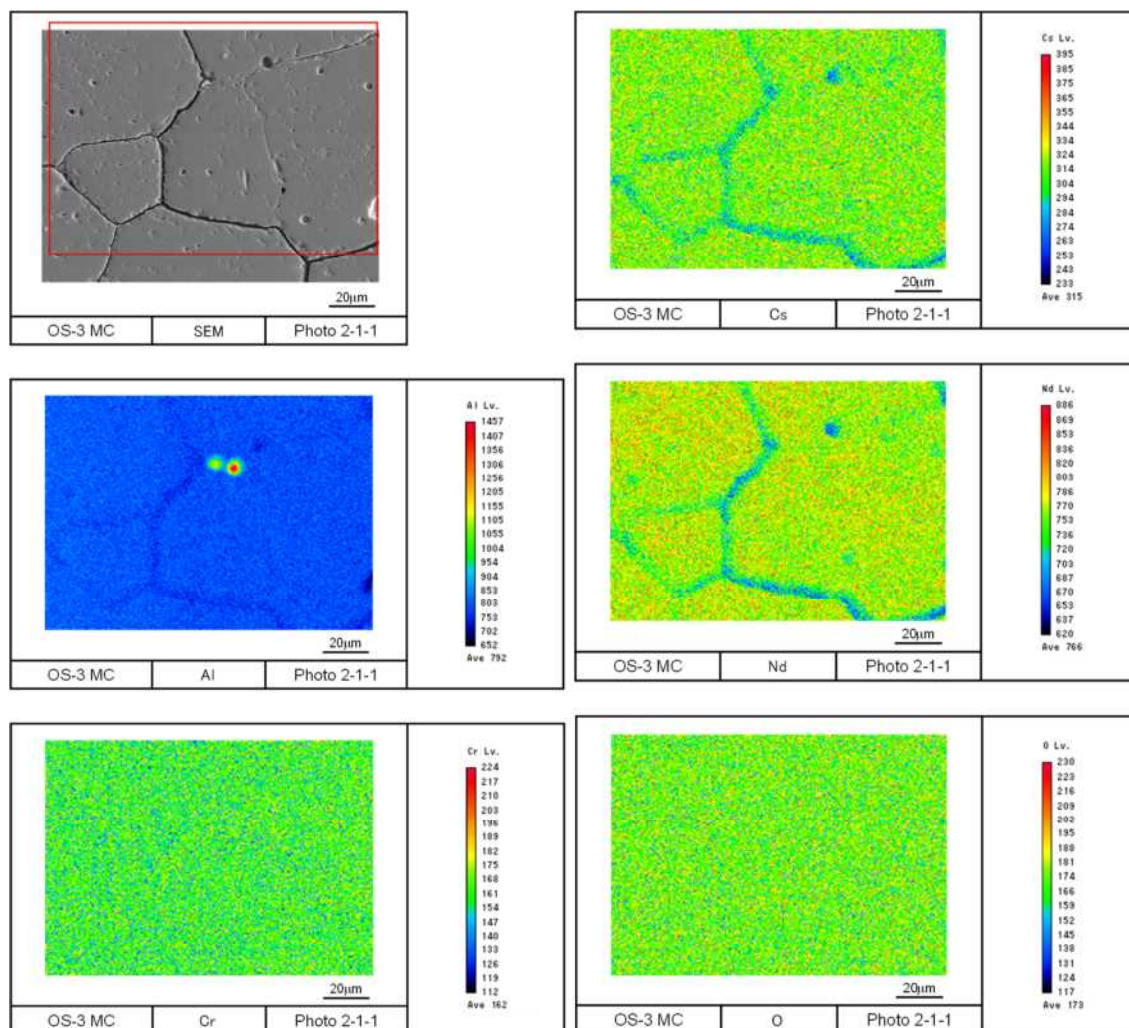


図 4.2.2.3-6(1) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

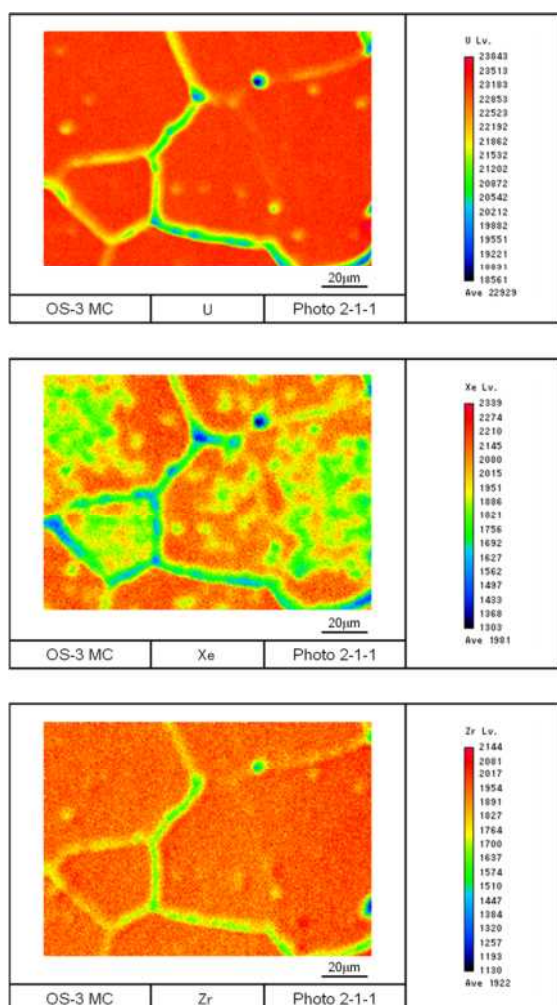


図 4.2.2.3-6(2) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

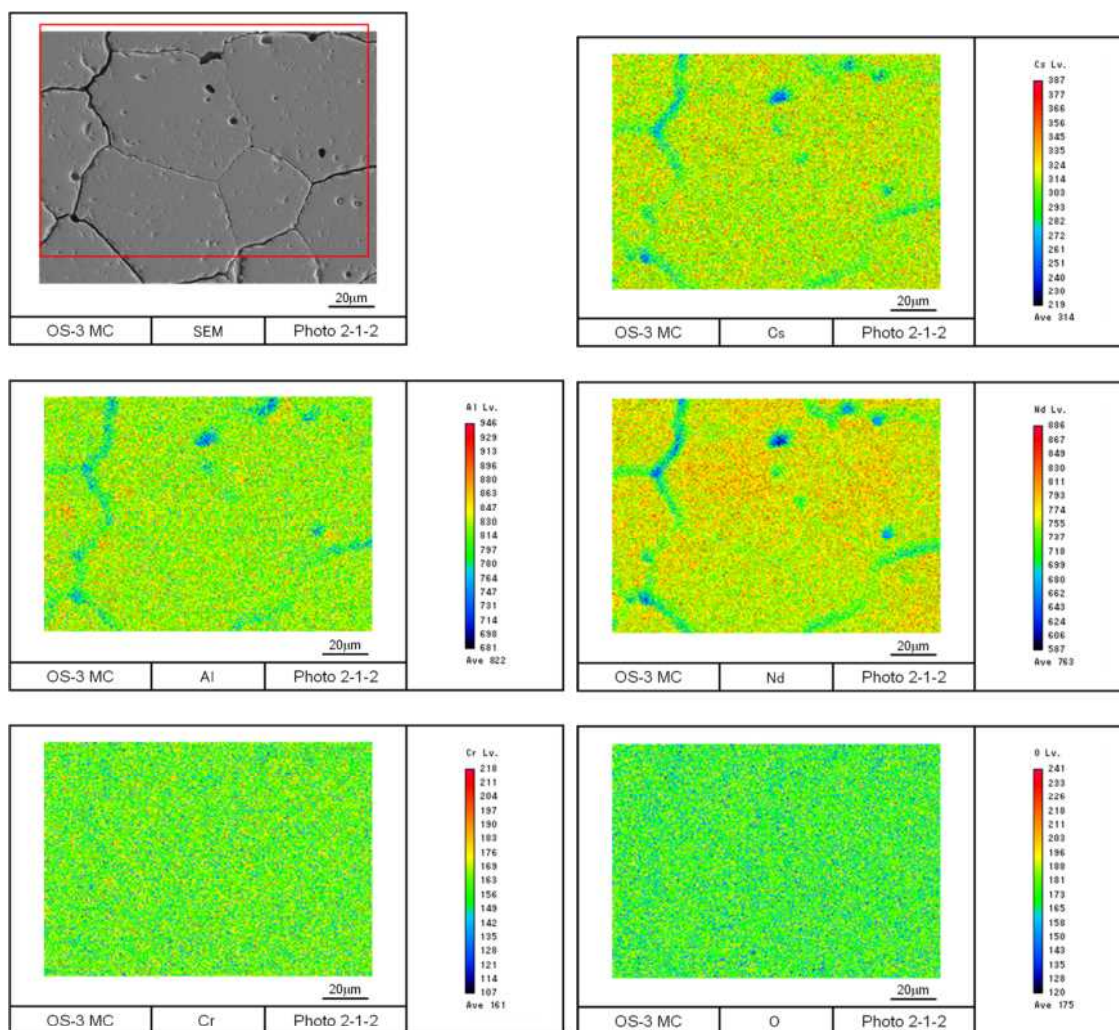


図 4.2.2.3-6(3) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

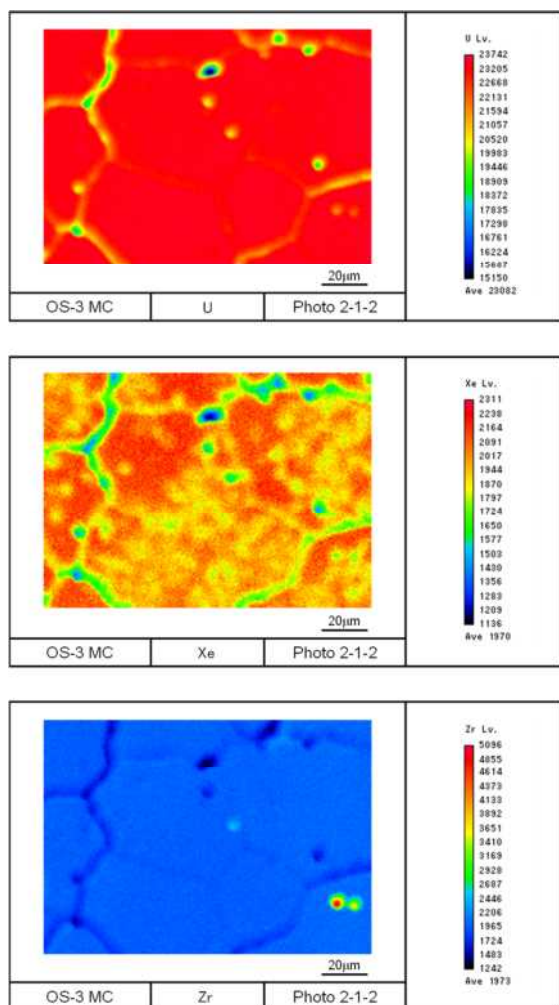


図 4.2.2.3-6(4) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

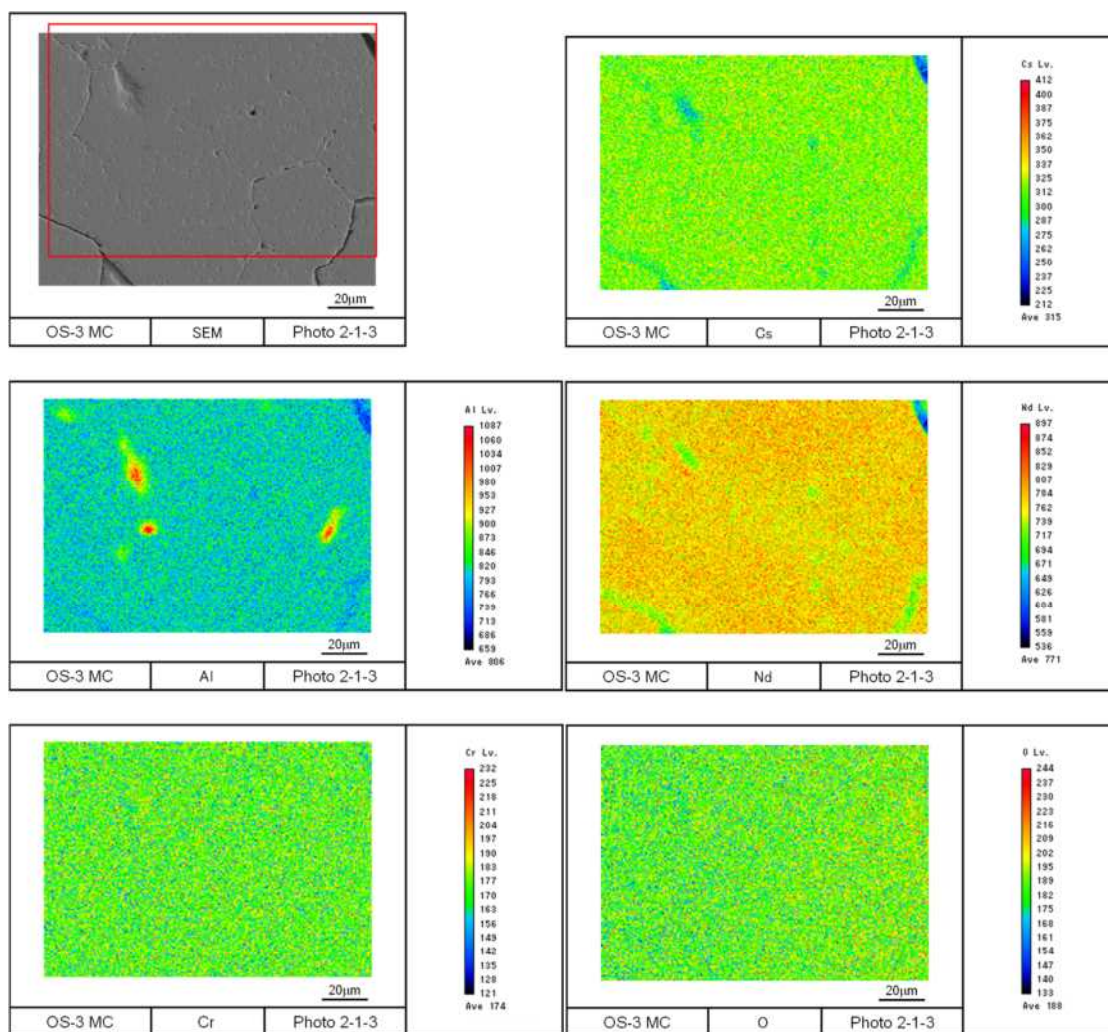


図 4.2.2.3-6(5) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

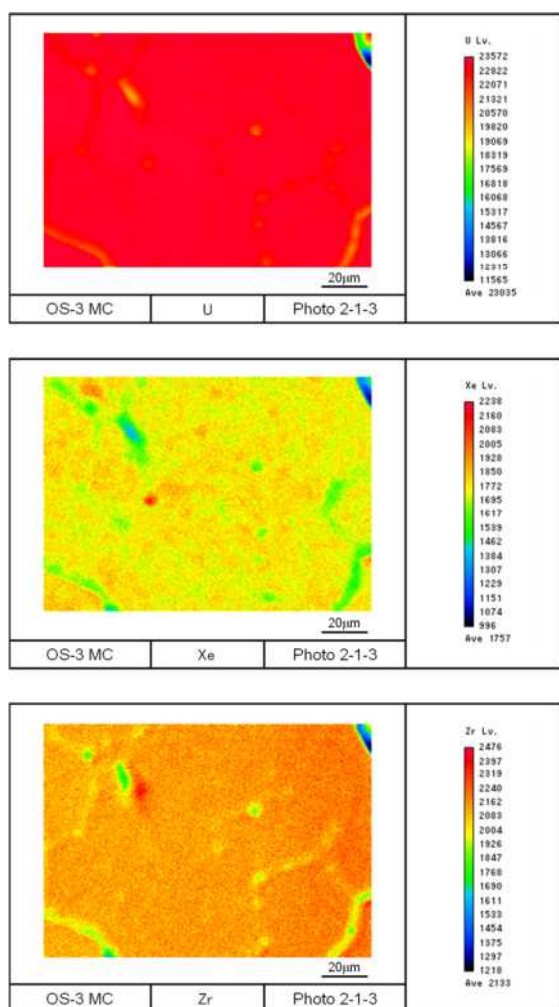


図 4.2.2.3-6(6) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

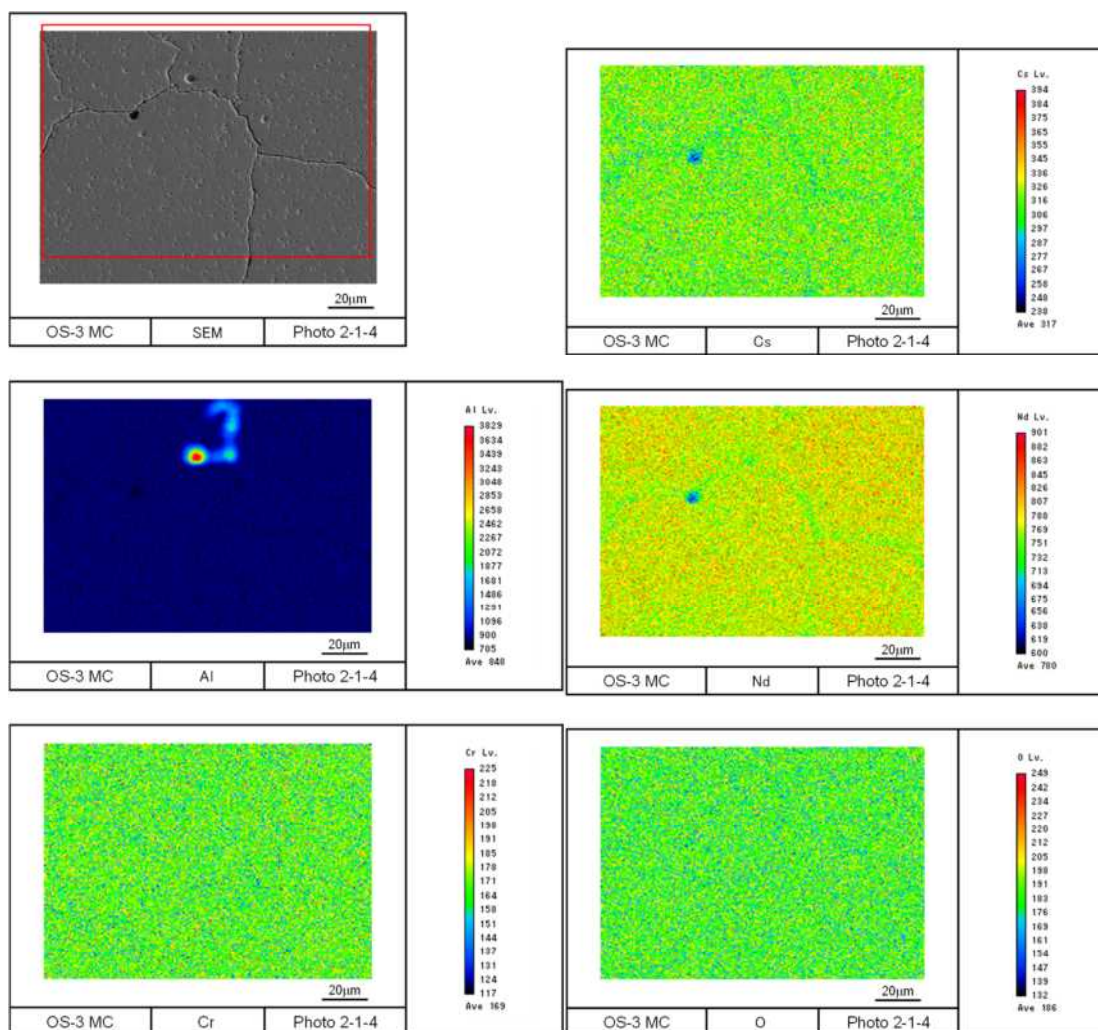


図 4.2.2.3-6(7) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

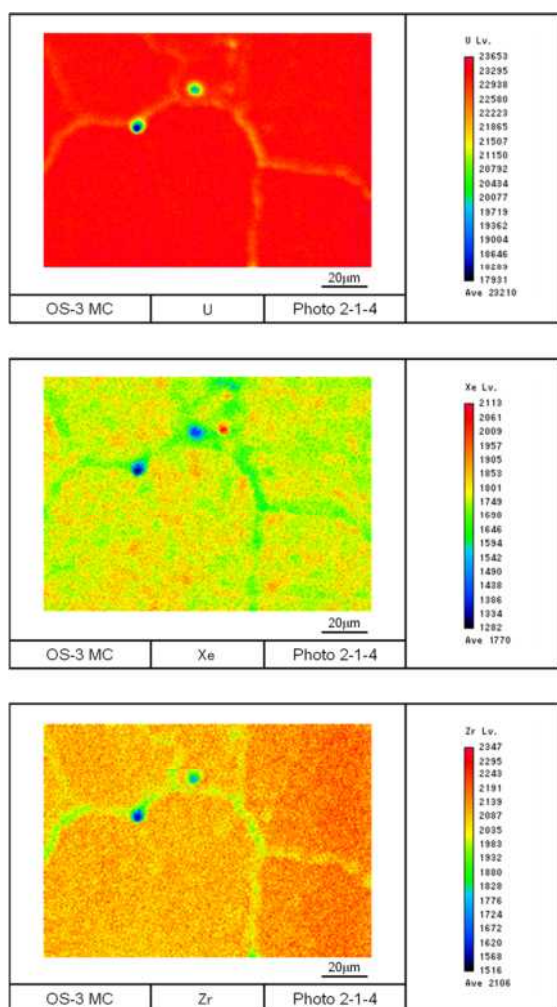


図 4.2.2.3-6(8) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

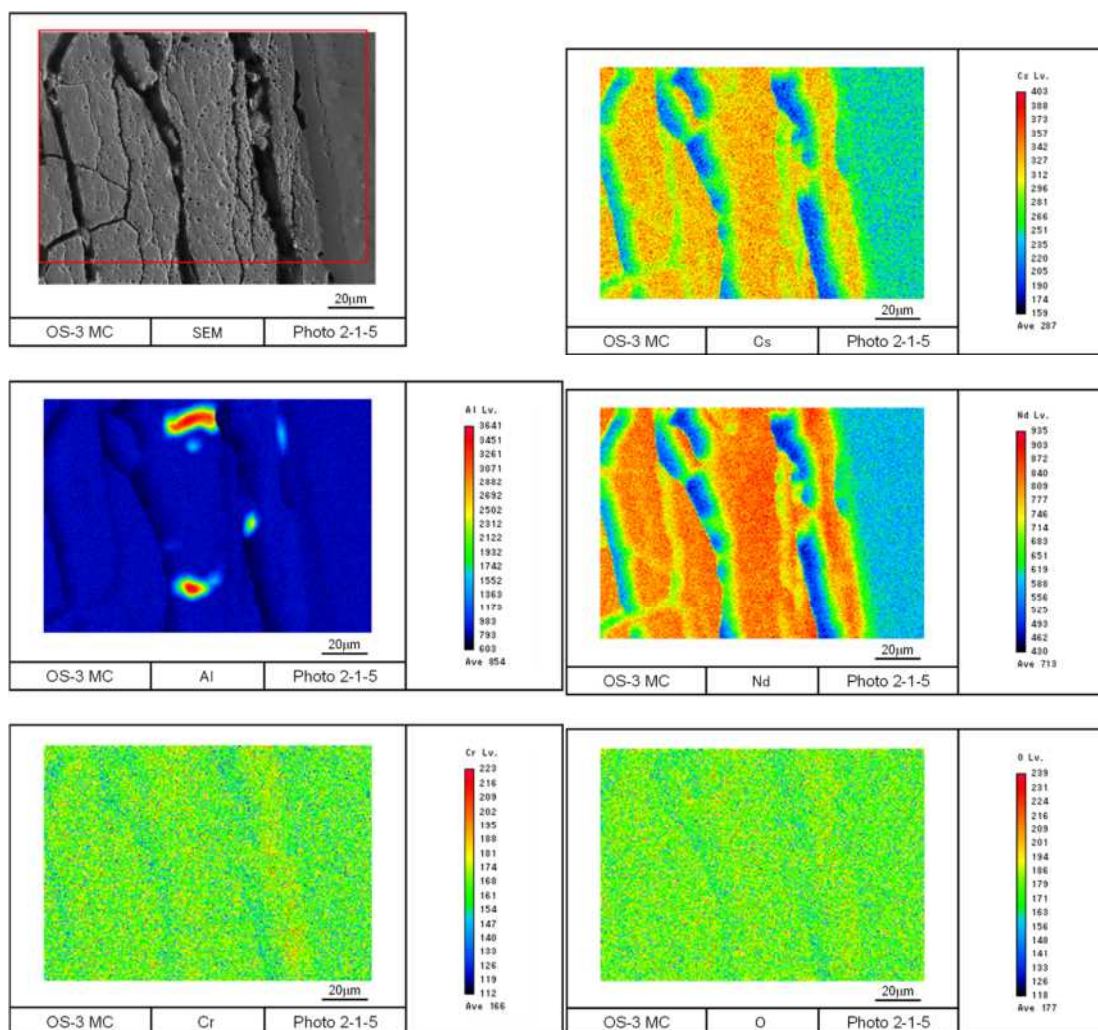


図 4.2.2.3-7(1) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

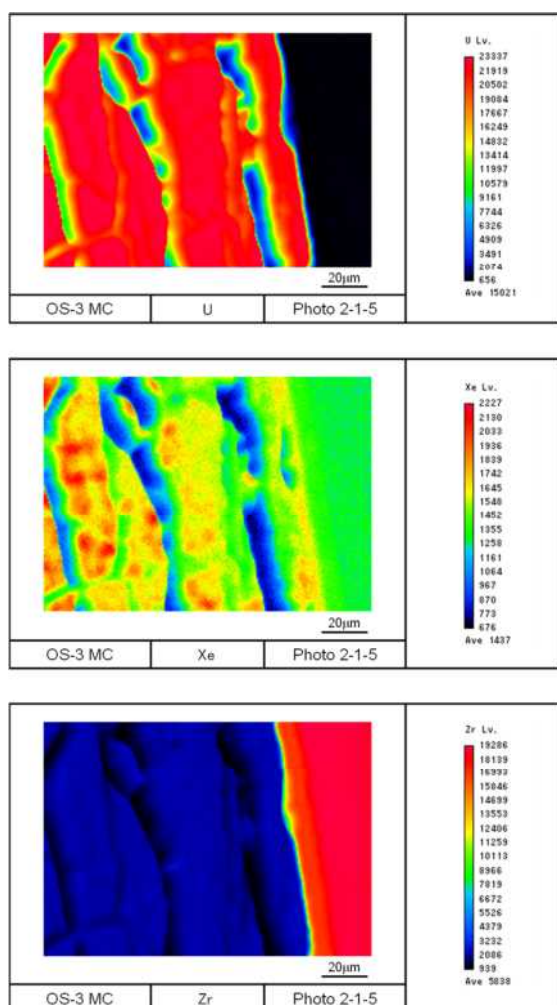


図 4.2.2.3-7(2) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

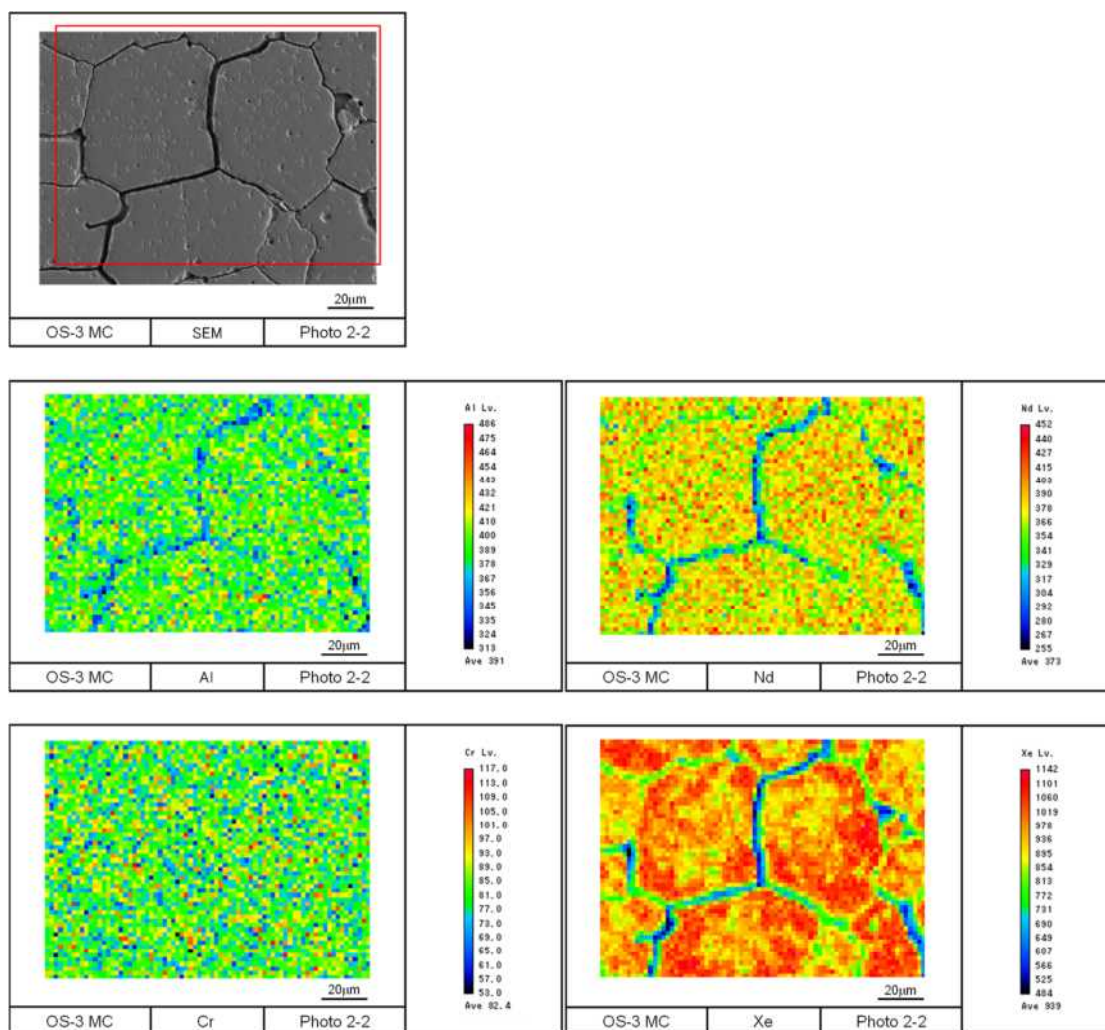


図 4.2.2.3-7(3) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

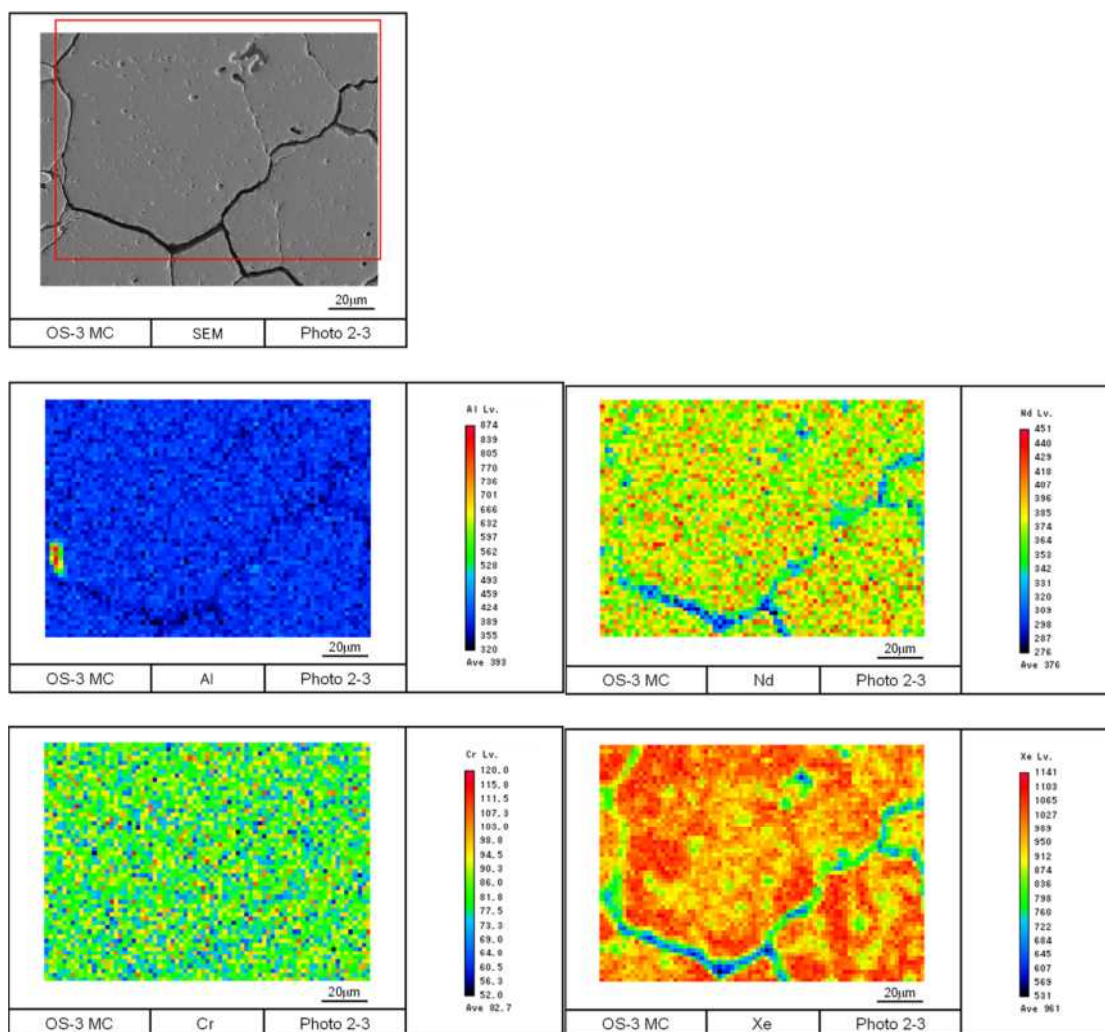


図 4.2.2.3-7(4) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

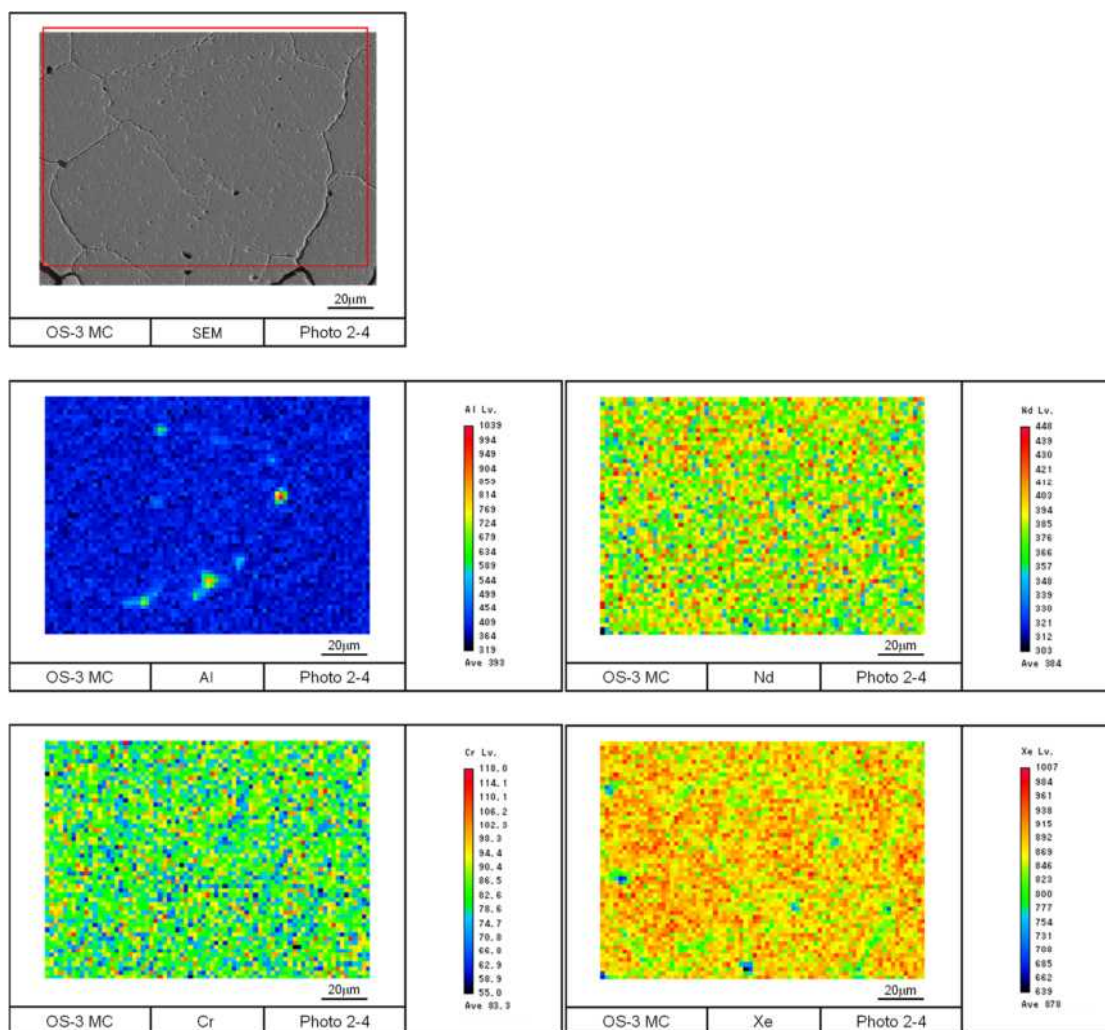


図 4.2.2.3-7(5) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

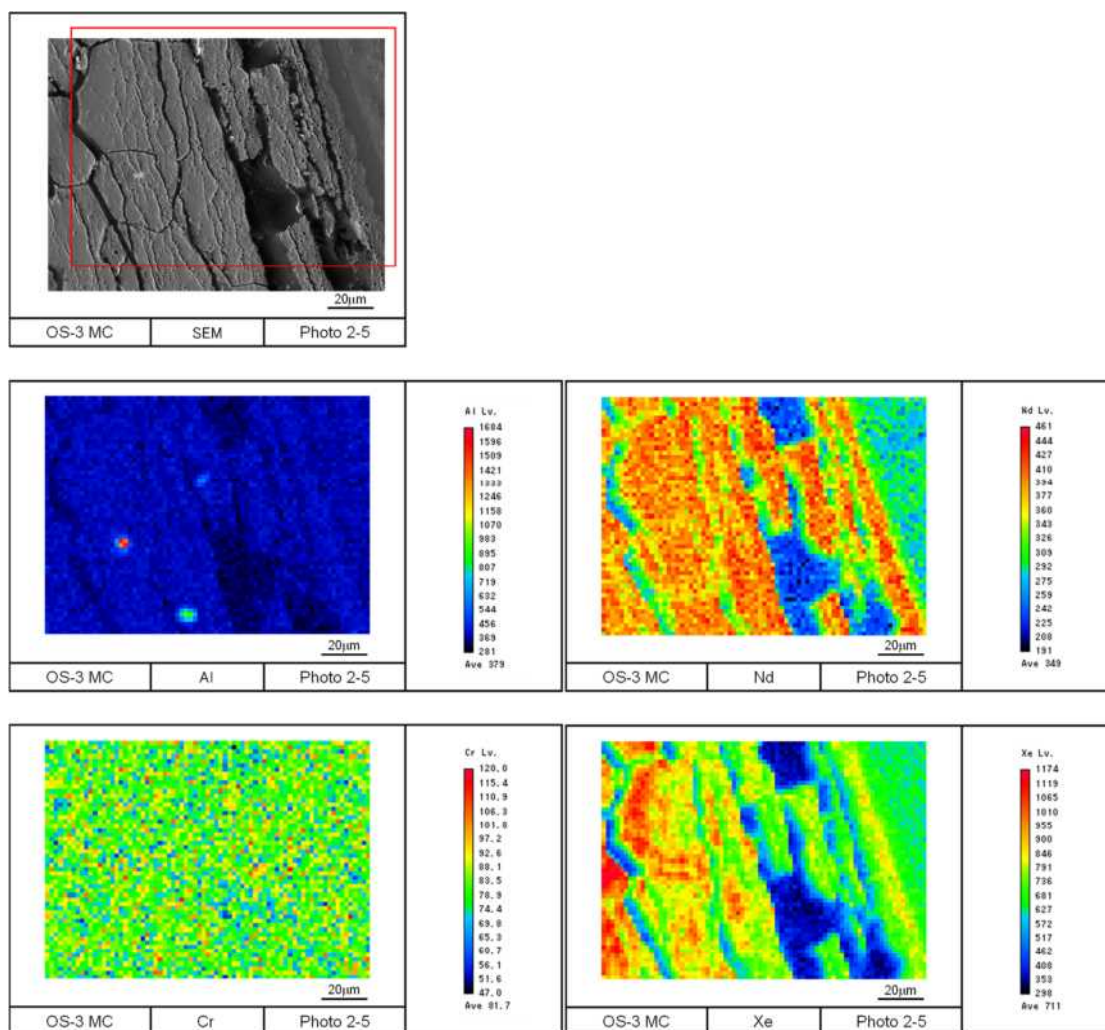


図 4.2.2.3-7(6) ペレット SEM 観察及び面分析の結果 (OS-3、微小領域)

4.2.2.4 RIA 条件下での高温酸化による燃料破損挙動評価

現在、RIA 時の未照射 UO_2 燃料の破損限界は、ピーク燃料エンタルピーで整理されており、各国で基準は異なるが、RIA 試験結果に基づき 205～270 cal/g の範囲とされている。((OECD-NEA、2022⁽⁵⁾) の表 11 を参照)。その破損限界については、未照射 UO_2 燃料を対象として NSRR にて過去に実施された RIA 試験の結果^(5,6)から、燃料棒の構成（特に被覆管肉厚等）により変化することが知られている。これらを踏まえると、新型燃料の一つである Cr コーティング被覆管燃料等の設計や構成の異なる燃料棒に対して破損限界を一般化することは難しいと考えられる。Cr コーティング被覆管は外面の Cr コーティング層の効果により耐酸化性能が向上する一方、これらの新型燃料（改良された Zr 基合金被覆管を含む。）に対する破損限界（とりわけ、脆化型の燃料破損限界）については、その設計や構成に由来する脆化メカニズムの相違に係るデータや知見を踏まえ、場合によってはその見直しを検討する必要がある。

令和 6 年度は、1970 年代及び 1980 年代に NSRR で行われた RIA 試験について文献調査を実施した（例：Reactivity Safety Laboratory, 1979⁽⁷⁾、Yanagihara and Shiozawa, 1987⁽⁸⁾）。事故時の燃料挙動解析コード RANNS^(9,10)を使用した破損挙動解析を行うため、脆化型の燃料破損限界に近い発熱量（260 cal/g（1088 J/g）（Ishikawa and Shiozawa, 1980⁽⁶⁾））を有する 3 つの試験ケースを選定し、その結果について表 4.2.2.4-1 に整理した。237 cal/g 及び 262 cal/g の発熱量が生じた燃料被覆管の中央部では非破損であったのに対し、271 cal/g の燃料は破損していた。その試料では試料中央部で Zr の酸化に伴い、被覆管が減肉し、それにより貫通亀裂が見られた。これらの試験結果の差異は、RIA 時の燃料被覆管の高温酸化等に起因すると考えられることから、RANNS による解析などを通じて、知見拡充を図ることとする。

表 4.2.2.4-1 文献調査結果のまとめ

Test ID		218-3	218-1	200-6
UO2 pellet	Diameter (mm)	9.29		
	Length (mm)	10		
	Density (%TD)	95		
	Enrichment (%)	10		
	Shape	Chamfered		
Cladding	Material	Full annealed ^{a)} Zircaloy-4	Full annealed Zircaloy-4	Zircaloy-4
	Outer Diameter (mm)	10.72		
	Wall thickness (mm)	0.62		
Nominal pellet-cladding gap (mm)		0.095		
Element	Overall Length (mm)	265		
	Fueled Length (mm)	135		
	Number of Pellets	14		
	Plenum Gas	Helium		
	Rod free volume (cm ³)	~3		
Energy deposition (cal/g) ^{b)}		237	262	271
Failure evaluation at the middle of test rod ^{c)}		No failure	No wall thinning and no failure	Wall thinning and through-wall cracks
^{a)} Heat treatment of the claddings did not affect the fuel failure threshold (Ishikawa and Shiozawa 1980 ⁽⁶⁾). ^{b)} Values retrieved from (Reactivity Safety Laboratory, 1979 ⁽⁷⁾) ^{c)} Preliminary evaluation of metallurgical observations along axial direction in some RIA tests during 70-80s revealed the similar oxide thickness within upper TC and lower TC, but anomalous increase of oxide layer below the lower TC near the bottom-end of test rod. This was thought due to the artificial end-peak effects. Thus, the failure evaluation is performed at the middle of test rod in this study.				

4.2.3 LOCA 後の地震荷重を模擬した四点曲げ試験

150 wppm 程度まで水素を添加した PWR 用 17×17 型非照射 Zry-4 被覆管を対象に、本年度は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、水素量が 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、水素を添加した PWR 用 17×17 型非照射 Zry-4 被覆管（水素添加 Zry-4 被覆管）を対象に LOCA 模擬急冷試験を実施した。水素添加量は試料中央付近で 50 から 150 wppm 程度とした。

水素添加は次の工程により実施した。

- 1) 試料を管状炉の中で真空中 673 K まで 30 分をかけて加熱
- 2) 管状炉の中に 3%の水素を含んだ水素－アルゴン混合ガスを 5 kPa、10 kPa、15 kPa、20 kPa に達するまで注入
- 3) 1 K/s の速度で 523 K まで降温し、その後室温まで自然炉冷

図 4.2.3-1 に上述の 4 条件で製作した水素添加試料の軸方向水素濃度分布例を示す。混合ガス注入量が 5 kPa の場合、水素濃度は試料中央で高い山型の分布になり、ガス圧の増加に伴い、試料中央で水素濃度が減少する釜状の分布に変化した。ただし、試料中央から±20 mm の範囲内では最大値と最小値の差は相対的に小さい。

LOCA 模擬急冷試験の試験方法は過年度までの事業⁽¹⁻⁴⁾と同様とした。図 4.2.3-2 に装置の概要、図 4.2.3-3 に試験時の燃料被覆管温度・荷重・内圧履歴の一例を示す。主要試験パラメータは以下の通りである。

- Baker-Just ECR 目標値^(5,6) : 15%
(破裂開口近傍、膨れによる薄肉化考慮)
- 等温酸化温度 : 1473 K
- 破裂に至るまでの昇温速度 : 3 K/s
- 破裂後 1473 K に至るまでの昇温速度 : 10 K/s
- 冷却方式 :
 - 1473 K から 973 K まで : 空冷（水蒸気）
 - 973 K から室温まで : 下部から冠水による急冷
- 被覆管内圧（室温充填時） : 5 MPa
- 充填したアルミナペレットの数 : 17 個
- 充填したアルミナペレットの寸法 :
 - 外径 : 8 mm
 - 高さ : 10 mm

- R-type 熱電対 (TC) の溶接箇所：
 - TC1： TC2 から 40 mm 上
 - TC2： 被覆管中央
(赤外線イメージ炉の制御用)
 - TC3： TC2 から 40 mm 下
 - 室温まで急冷した後に負荷する荷重： 524-534 N

表 4.2.3-1 に本年度実施した水素添加 Zry-4 被覆管試料のリストを示す。開口部中央から試料中央までの距離を開口部位置とし、負の値で示す場合は図 4.2.3-2 において試料下側に位置することを意味する。開口部位置と試料の長さで開口部端から試料中央までの最大距離を計算すると -20 mm から 20 mm の間である。つまり、すべての試料で開口部全体は試料中央から ±20 mm 範囲に収まっている。従って、開口部範囲の試料部分の LOCA 模擬急冷試験前の水素量勾配は考慮していない。

(2) 繰り返し荷重負荷四点曲げ試験

LOCA 模擬急冷試験後、繰り返し荷重負荷四点曲げ試験を実施した。図 4.2.3-4 に、試験装置に装荷した試験燃料棒の試験前外観を示す。

繰り返し荷重を負荷する四点曲げ試験装置について、試料をセットした状態の試験部外観を図 4.2.3-5 に示す。装置の荷重点間距離は 72 mm、支持点間距離は 130 mm とし、LOCA 模擬急冷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下向きになるように設置した。四点曲げ試験は、負荷点の間にある試料部分に対し均一な曲げモーメントを加えることが可能で、その範囲内の試料の最弱部で破断する特性がある⁽⁷⁾。図 4.2.3-6 に四点曲げ試験後の試料外観の一例を示す。いずれの試料も破裂開口中央位置において破損していることが分かる。

原子力機構が非照射の Zry-4 及び Zry-2 被覆管を対象として過去に実施した四点曲げ試験⁽⁸⁾は、LOCA 時の再冠水過程における冷却材の飽和温度⁽⁹⁾を模擬して約 410 K の温度条件で実施されたが、LOCA 後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、本事業においては室温下で四点曲げ試験を実施することとしている。

令和 3 年度と令和 5 年度に行われた水素添加材試験との整合性を考慮し^(2,4)、また 5.8 Nm、1000 回までの繰り返し負荷が施された令和 2 年度と令和 4 年度に行われた試験では、破断に至る最大曲げモーメントに有意な変化が認められなかったことを踏まえ^(1,3)、本年度の試験では（令和 3 年度、令和 5 年度と同様）1.84 Nm の 1 回繰り返し後四点曲げ破断試験のみを実施した。

最大曲げモーメントは次式により計算した。

$$M = P \times a \quad (\text{式 4.2.2-1})$$

ここで、 M (Nm)は最大曲げモーメント、 P (N)は片側負荷点の荷重の最大値、 a (m)は荷重点 - 支持点間距離を表す。

金相観察に基づく酸化量パラメータである $M\text{-}ECR$ は参考文献⁽⁶⁾の通り次式により計算した。

$$M\text{-}ECR = (1 - S_{\alpha+\beta}/S_0) \times 100\% \quad (\text{式 } 4.2.2\text{-}2)$$

ここで、 $S_{\alpha+\beta}$ は α 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。

最大曲げ応力 $\sigma_{\max}$ も、参考文献⁽⁶⁾に記載した方法で計算しており、最大曲げモーメントに到達した時点で破断面開口部付近の試料部分における Z 方向引張応力を表す。

$M\text{-}ECR$ は試料の実際の酸化具合、最大曲げ応力は材料強度にそれぞれ直結するため、過去のデータ（令和 2 年度・令和 5 年度）では両者の相関性が最も顕著に表れた。本年度取得した $M\text{-}ECR\text{-}\sigma_{\max}$ の関係について、令和 2 年度から令和 5 年度までの結果とあわせて図 4.2.3-7 に示す。令和 2 年度と令和 4 年度取得した受入材データは繰り返し荷重条件を区別せず 0 H 組、令和 3 年度と令和 5 年度取得した 200 wppm から 800 wppm のデータは high H 組、本年度取得した 200 wppm 以下のデータは low H 組と便宜的に区別して結果を示している。水素添加材は受入材に比べ最大曲げ応力の低下が有意であった。しかし、実験範囲内では水素量と最大曲げ応力の低下度合いとの間には系統的な依存性は見られていない。つまり、少量であっても水素添加は最大曲げ応力を低下させる効果があるが、水素量の増加による強度低下の影響はない結果となっている。

水素添加が被覆管の機械的特性に及ぼす影響を確認するため、破断面付近の断面に対しビッカース硬さを測定した。酸化量の影響を低減することに留意しつつ、上述の 3 組の十分な試料数を確保するため、 $M\text{-}ECR$ が 7%から 8.5%の間にある試料を選択した。表 4.2.3-2 にビッカース硬さ測定を実施した試料リストを示す。図 4.2.3-8 に測定位置を示す。開口部硬さは開口部先端から十分な間隔を置き、肉厚中央において 10 g の荷重条件で 10 箇所 の平均値を評価し、反対側の硬さは参考値として肉厚中央に 100 g の荷重条件で 1 箇所測定した。曲げ荷重による破断時は開口部先端で亀裂が生成し、速やかに反対側近辺まで進展することにより曲げ強度を失う。また、破断に至るまで開口部先端は引張荷重、反対側は圧縮荷重を受けるため、開口部先端の強度が試料曲げ強度の決定要素であると思われる。

図 4.2.3-9 に最大曲げ応力と開口部先端、反対側のビッカース硬さとの関係を示す。最大曲げ応力と開口部先端の硬さは概ね負の相関関係にあるとみられる一方、反対側のビッカース硬さとの相関関係は無いように見える。また、水素添加材の開口部先端ビッカース硬さは概ね受入材より高いことが確認できる。

以上の実験現象により、水素添加は少量であっても LOCA 時破裂開口部近辺を有意に脆化させ、曲げ強度の低下に寄与していることが分かった。従って、現行基準改定検討時には保守性確保の観点から水素添加による LOCA 後被覆管曲げ強度の低下も考慮する必要があると考えられる。今年度及び過年度取得した 15% BJ- ECR まで酸化した水素添加材の最大曲げ応力は受入材を対象とした参考文献値⁽⁶⁾の 116 MPa を下回る 87.8 MPa で最小値と

なった。この値は JNES 地震動試験¹⁰⁾を模擬した有限要素解析の参考文献値¹¹⁾の 68 MPa を上回っている一方、軸方向保持力を考慮して解析したとされる参考文献値¹²⁾と比較した場合、保持力 15 N 時の 78.2 MPa と 35 N 時の 99.8 MPa の間にあり、総じて想定される力学的負荷と近接している関係にあると言える。水素添加による強度低下のメカニズムについては今後より慎重な分析を要すると考えられる。

(3) 四点曲げ疲労試験装置の整備及び試運転

地震時は地盤の揺れによって燃料被覆管に曲げ負荷がかかる。LOCA が収束し長期冷却段階にある燃料被覆管は破裂開口を有する可能性があり、その開口部は脆化しているため地震によって破損し、その程度によっては燃料ペレットの大規模な放出など、炉心冷却性に影響が及ぶ可能性がある。これまでは高荷重・低繰り返し回数条件のデータ取得が中心で、低荷重・高繰り返し回数（疲労）のデータは極めて限られている。大きな地震は多数の余震が伴うので、LOCA を経た燃料被覆管の疲労特性に関する知見は LOCA 後長期冷却性評価に重要な情報である。

今年度 12 月までに整備した四点曲げ疲労試験装置の写真を図 4.2.3-10 に示す。試験時試料の向きは図 4.2.3-5 と同様に破裂開口部を下向きにしている。負荷荷重は下部のロードセルにより測定し、上部治具の上下移動により試料に負荷がかかる。疲労試験は 0 N を原点にした正弦波方式で実施した。試験中、疲労亀裂の進展が始まると試料の載荷能力は徐々に低下し、やがて繰り返し荷重の最大値（一つの周期内を見た場合）が疲労荷重の設定値に至らなくなる。そこで試験の停止条件として、周期内最大荷重が疲労荷重設定値の半分以下になること、として設定した。

図 4.2.3-11 に、16.0% BJ-ECR まで酸化した Zry-4 燃料被覆管（試料①）の四点曲げ疲労試験破損前後の様子を示す。規定荷重半分以下を自動停止閾値と設定した場合、試料は二つに破断されることなく、全周の 3/4 程度まで亀裂が進展した。

図 4.2.3-12(a) に試料①のサイクル数と最大荷重・最大曲げモーメントの関係を示す。最大荷重・最大曲げモーメントは試験開始時から数十サイクルをかけて徐々に規定値まで上昇し安定した。その後、15,000 サイクル以上の繰り返し荷重が負荷され、破損時は急激に低下した。図 4.2.3-12(b) に試料①の破損直前荷重の時間変化を示す。破損直前の十数サイクルから亀裂が徐々に進展し、開口部に対し引張方向から規定荷重まで到達せずに、十数サイクルで規定荷重の半分以下となり、装置が停止した。図 4.2.3-12(c) に破損時サイクル数と最大荷重、最大曲げモーメントの関係（試料①と試料②）を示す。試料①は±300 N の荷重を 20 Hz で負荷した結果、サイクル数が 17421 回を超えたところ、疲労亀裂が進展し、試験片強度が低下したため装置は自動停止した。試料②（15.6%BJ-ECR）は±200 N の荷重を 40 Hz で負荷した結果 30 万サイクルまで破損しなかった。

来年度以降は Zry-4 等の燃料被覆管を用いて、同様に LOCA 模擬急冷試験後の四点曲げ疲労試験を実施し、データを拡充していく予定である。具体的には、試運転の結果を受け

(200 N では非破損、300 N では相対的に少ない繰り返し回数での破損が見られた)、15%BJ-ECR 条件に絞って 200 N から 300 N の疲労荷重下 (20 N おき程度) の破損時繰り返し回数について調査する予定である。

表 4.2.3-1 試料リスト

番号	BJ- ECR %	開口部 中央位 置	開口 部長 さ	開口部端から 試料中央まで の最大距離	試験後 水素量	M	M・ECR	$\sigma_{\max}$
		mm	mm	mm	wppm	Nm	%	MPa
1	15.2	-1.2	8.9	5.7	85	6.0	7.5	120.7
2	15.7	-2.5	8.3	6.6	93	4.6	9.1	91.7
3	14.0	9.5	7.9	13.5	83	10.1	6.9	215.4
4	15.0	5.7	7.7	9.5	69	5.1	8.8	109.0
5	14.7	-5.5	8.4	9.7	86	6.4	8.1	141.6
6	14.7	7.7	9.2	12.3	128	7.3	7.7	152.5
7	16.2	-7.8	8.0	11.8	129	5.2	9.5	102.9
8	15.5	10.4	8.8	14.8	117	4.2	9.4	88.9
9	15.9	-7.5	8.8	11.9	85	8.9	6.2	181.1
10	14.3	-7.5	8.2	11.6	102	7.4	7.4	160.4
11	14.6	1.5	8.6	5.8	127	6.9	7.5	149.2
12	14.1	-4.9	8.2	9.0	132	10.0	6.9	224.2
13	16.2	0.0	11.4	5.7	154	6.1	9.2	122.3
14	15.9	3.3	9.6	8.1	129	8.1	8.2	162.3
15	14.4	-0.8	7.3	4.5	134	6.6	6.6	142.5
16	14.8	8.4	8.0	12.4	137	8.4	5.7	178.2
17	14.2	-0.5	8.3	4.7	146	4.0	9.3	87.8

表 4.2.3-2 ビッカース硬さ測定実施リスト

組別	ID	BJ-ECR %	M-ECR %	膨れ量 %	水素量 wppm	HV-開口部 -	HV-反対側 -	$\sigma_{\max}$ MPa
high H	H-1	14.9	8.3	29	452	772	382	158
	H-2	10.3	7.0	29	1013	713	413	141
	H-3	14.8	7.4	49	220	806	326	167
	H-4	15.4	8.1	28	633	756	378	158
low H	L-1	15.2	7.5	42	85	850	286	121
	L-2	14.7	8.1	38	86	1066	289	142
	L-3	14.7	7.7	37	128	870	366	152
	L-4	14.3	7.4	35	102	963	306	160
	L-5	14.6	7.5	35	127	861	303	149
	L-6	15.9	8.2	50	129	968	401	162
0 H	0-1	11.1	8.5	73	53	507	290	245
	0-2	10.9	7.5	69	28	472	272	242
	0-3	11.0	7.9	59	30	799	281	229
	0-4	11.2	7.5	59	147	567	437	233
	0-5	11.6	7.8	53	33	783	298	246

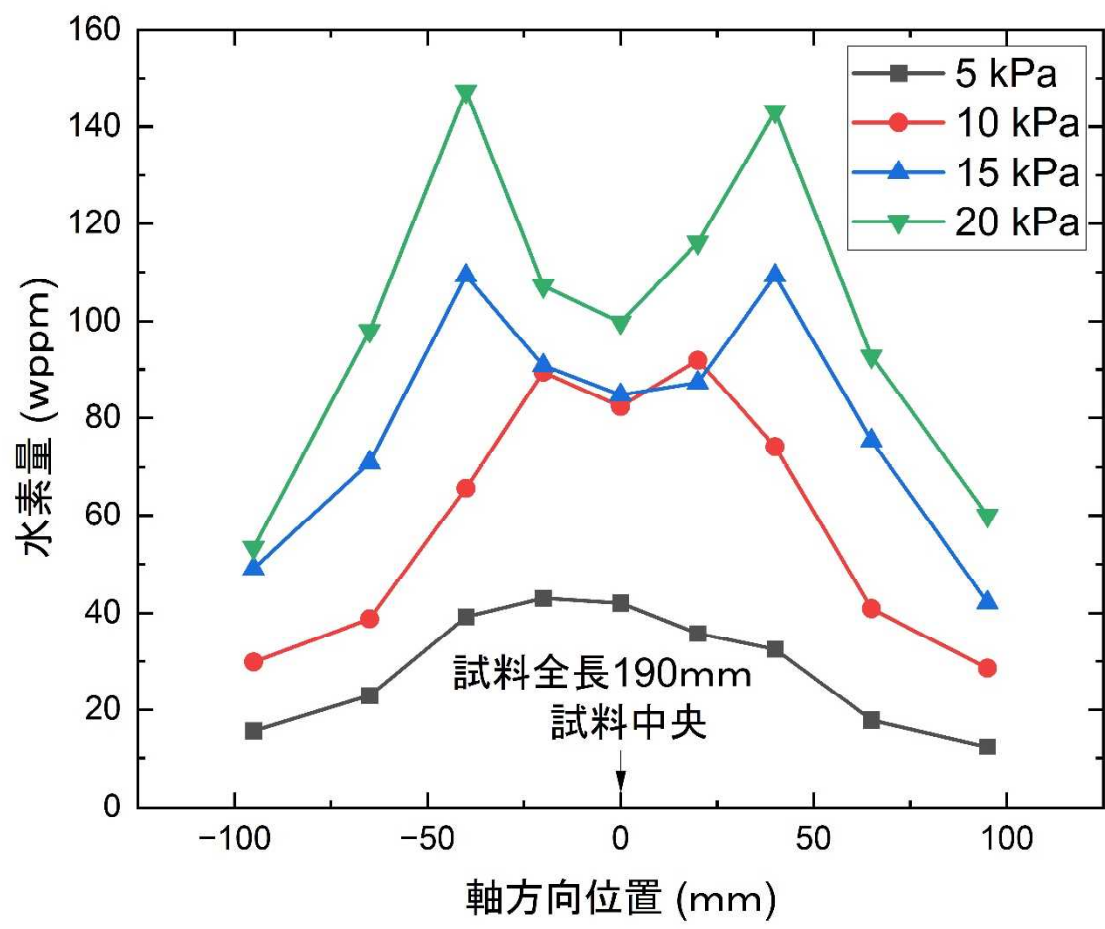


図 4.2.3-1 軸方向水素量分布例。

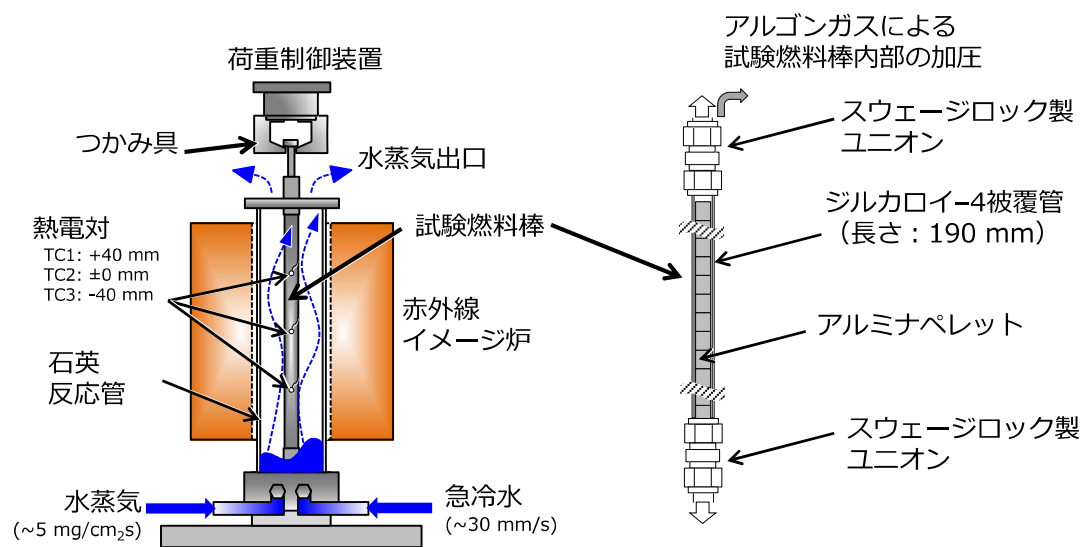


図 4.2.3-2 LOCA 模擬試験装置の概要

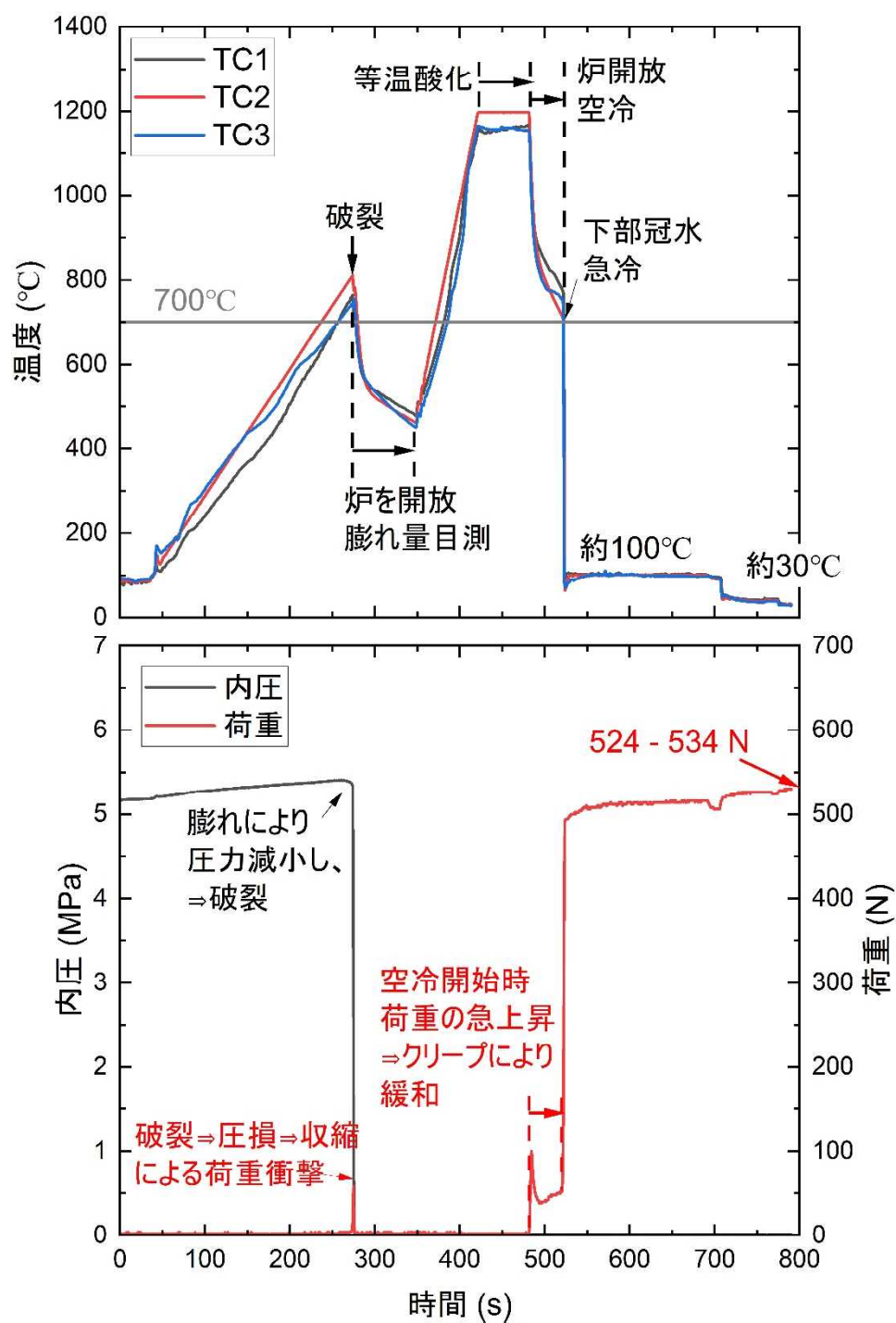


図 4.2.3-3 LOCA 模擬急冷試験時の燃料被覆管温度・荷重・内圧履歴の例

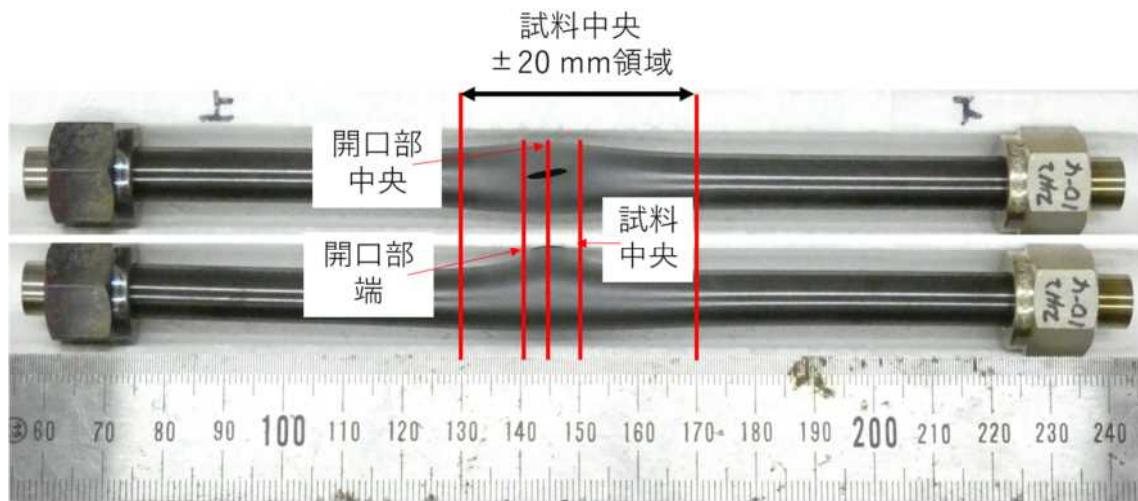


図 4.2.3-4 LOCA 模擬急冷試験後、繰り返し荷重負荷四点曲げ試験前の試料外観の例

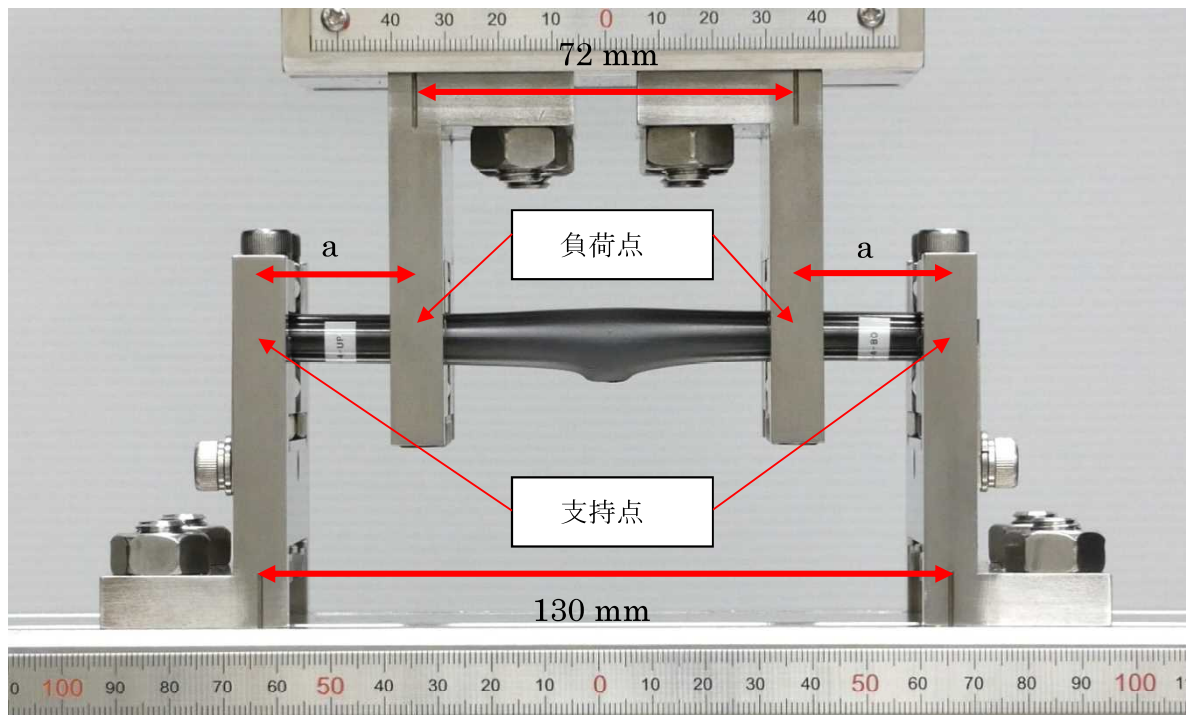


図 4.2.3-5 試料セット時繰り返し荷重を負荷する四点曲げ試験装置の試験部外観



図 4.2.3-6 繰り返し荷重負荷四点曲げ試験後の試料外観一例

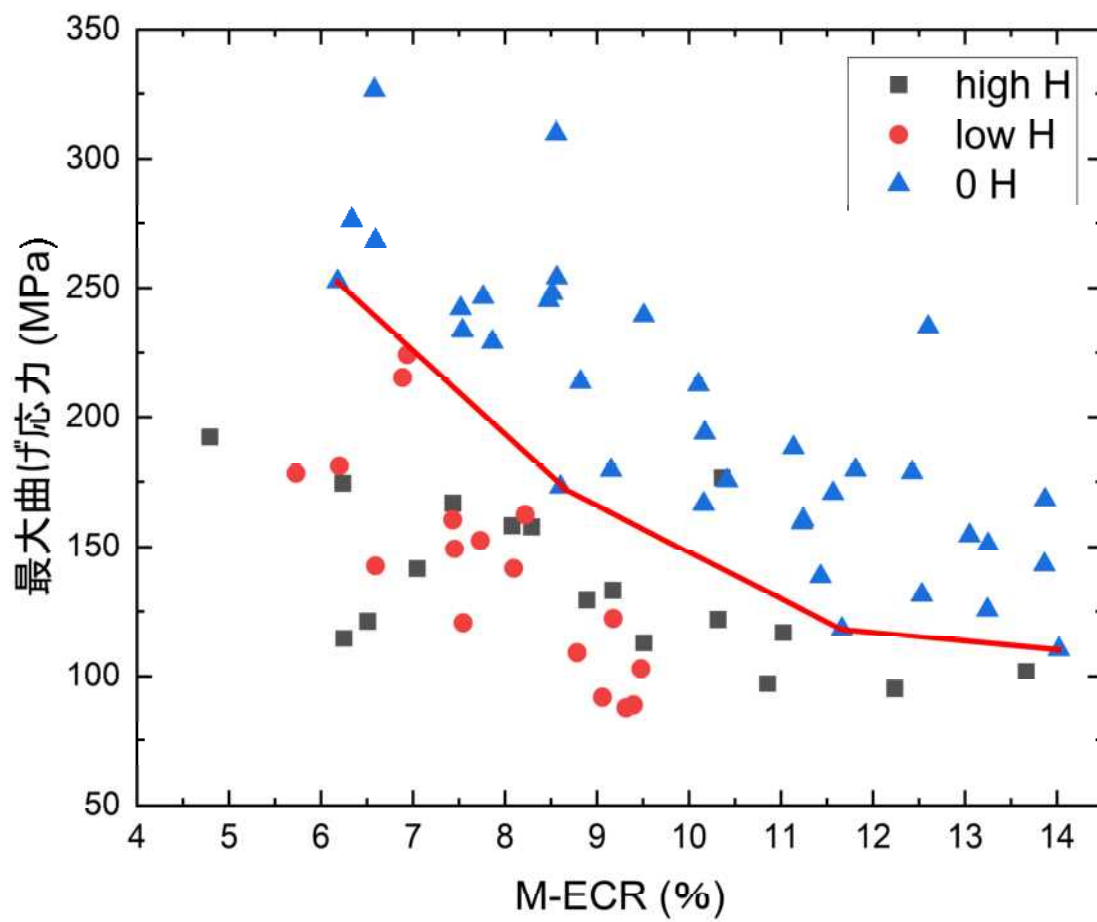


図 4.2.3-7 最大曲げ応力と M-ECR との関係

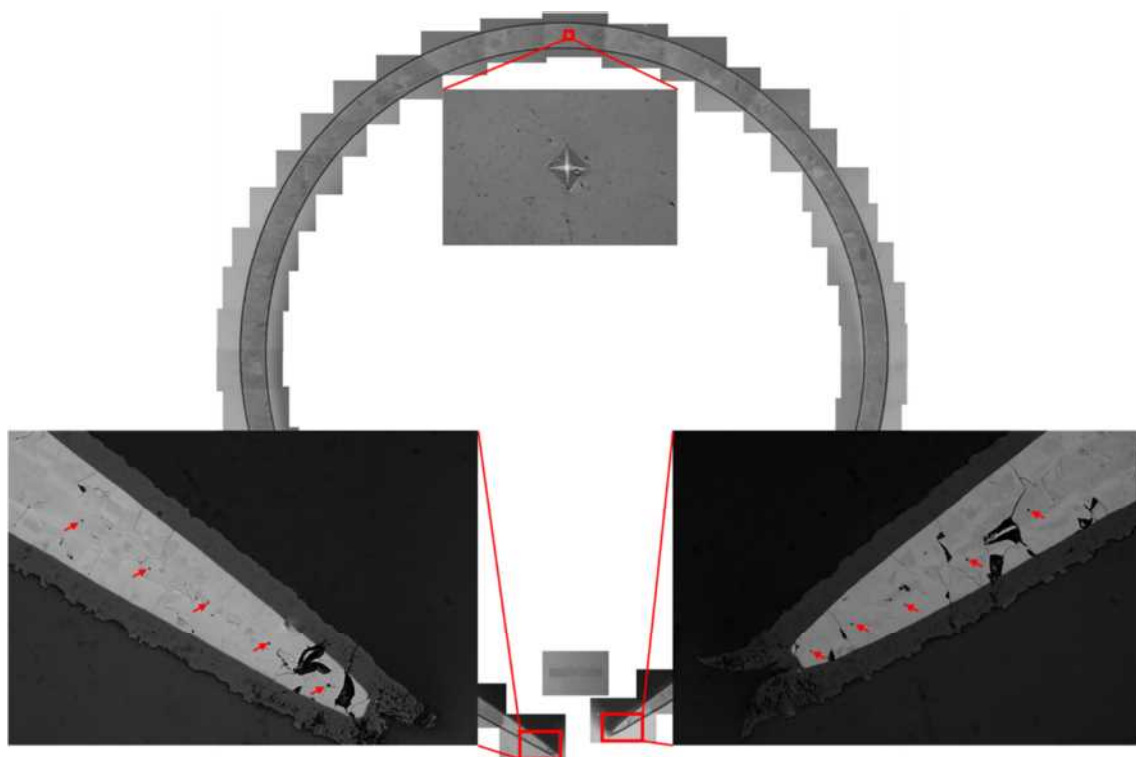


図 4.2.3-8 ビッカース硬さ測定位置分布例

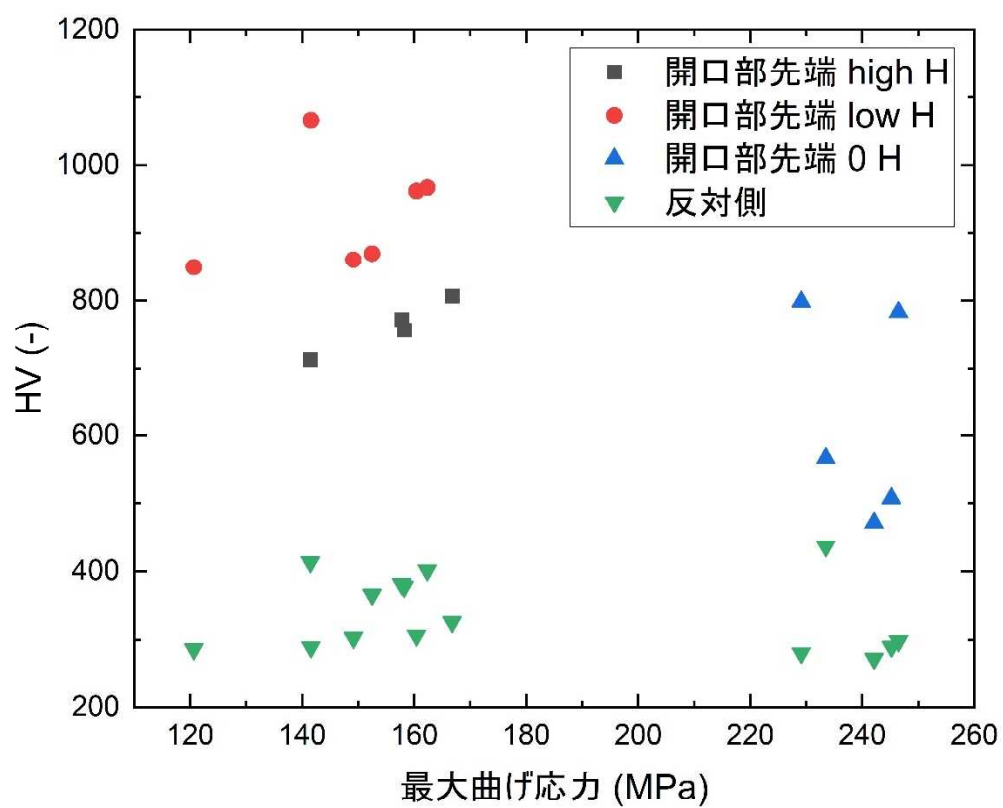


図 4.2.3-9 (a)最大曲げ応力と開口部先端、反対側のビッカース硬さとの関係

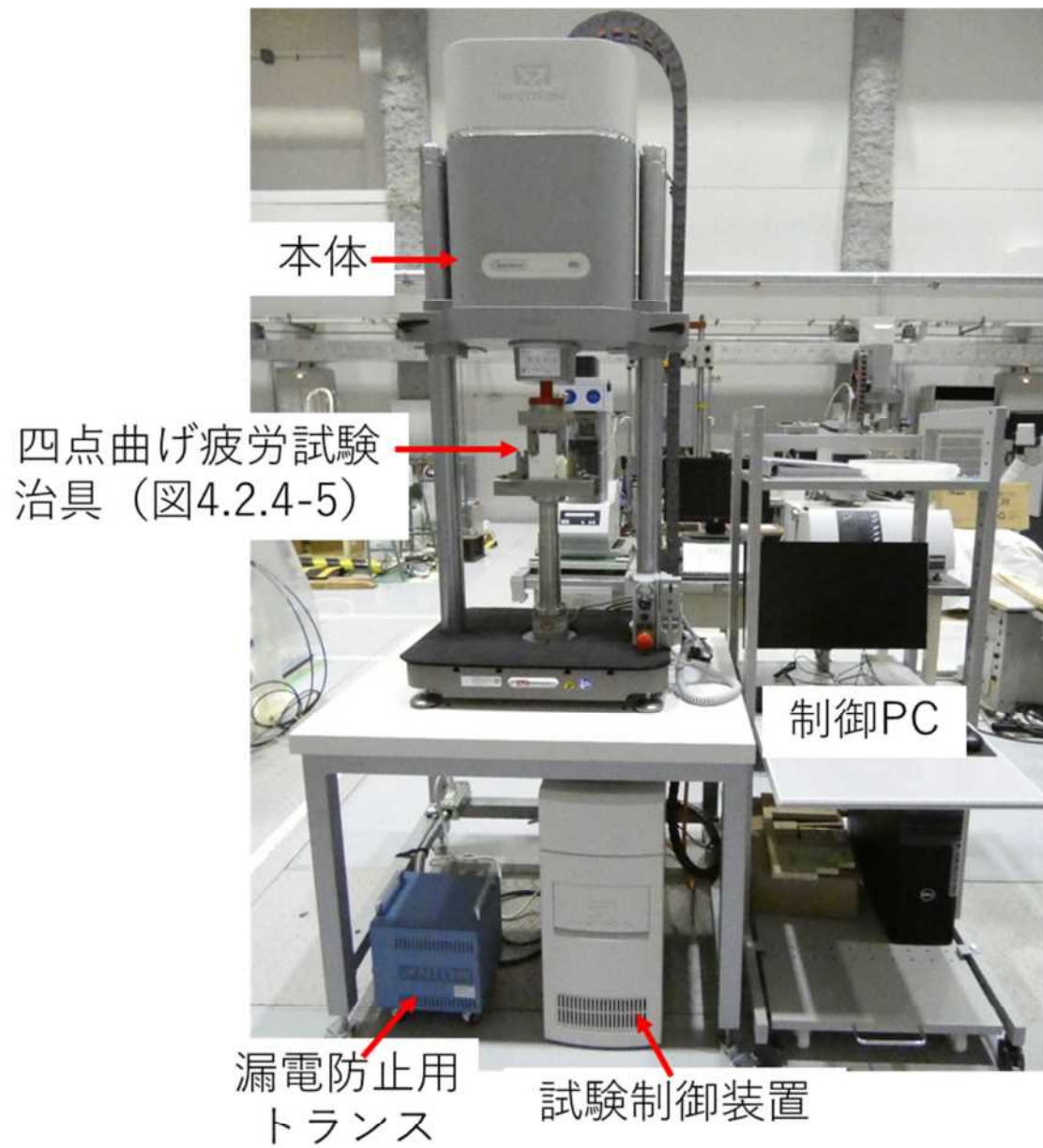


図 4.2.3-10 四点曲げ疲労試験装置の写真



図 4.2.3-11 四点曲げ疲労試験前後試料①の疲労亀裂の様子

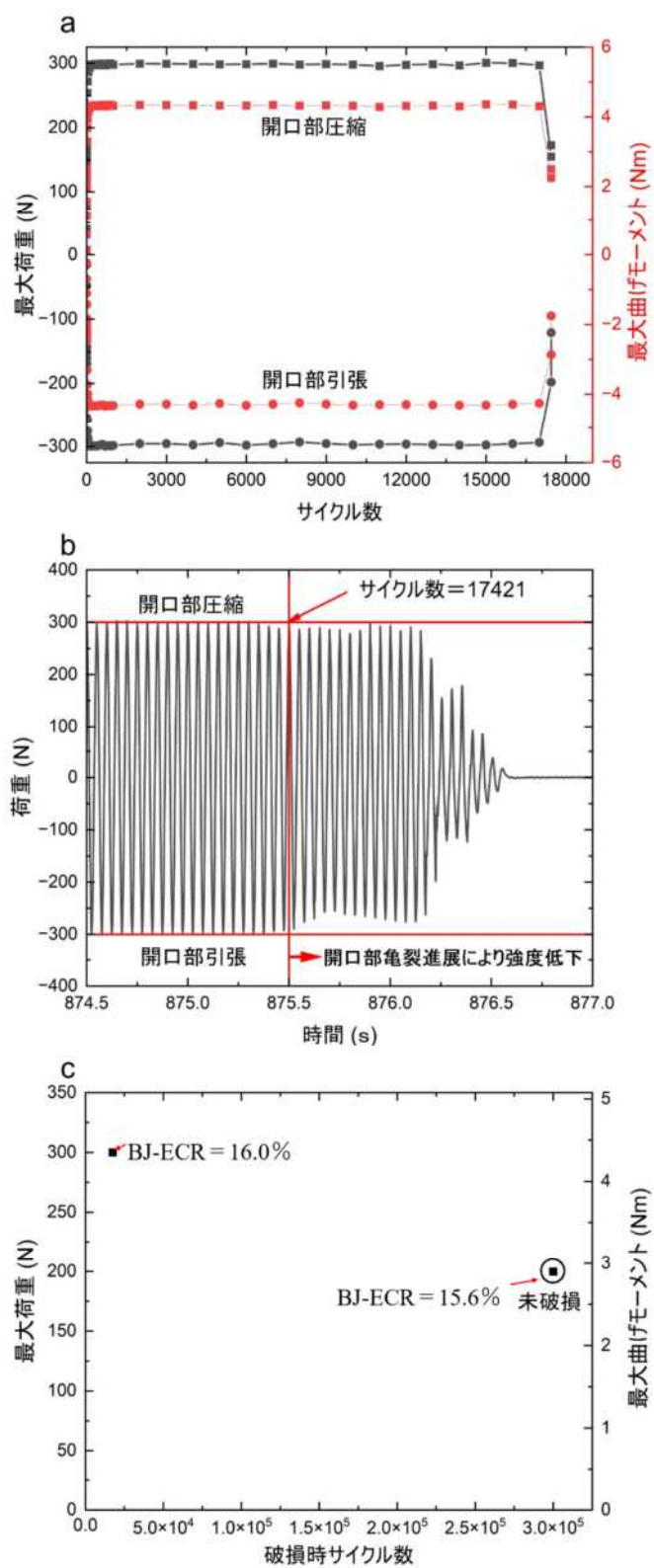


図 4.2.3-12 (a) サイクル数と最大荷重・最大曲げモーメントの関係一例、(b) 破損直前荷重の時間変化一例、(c) 破損時サイクル数と最大荷重、最大曲げモーメントの関係

4.2.4 FFRD の炉心冷却性影響評価

(1) 背景

FFRD による細片化燃料の放出は、炉心下部への堆積によるドライアウトリスク等を介して炉心冷却性に影響を及ぼし得る現象であることから、その放出量を見積もり、想定される影響の程度を検証することが重要である。そこで、令和 5 年度までに実施された NRA からの委託事業^①では、燃料挙動解析コード FEMAXI/RANNS 及び熱水力安全解析コード RELAP、炉心解析コード CASMO5/SIMULATE-3、そしてベイズ推定計算を組み合わせた LOCA 時燃料放出量評価システム「炉心スケール評価システム」が整備され、それを用いて炉心全体の燃料放出質量と個々の燃料棒での放出割合を統計的に評価できることが確認された^①。令和 6 年度から開始した本事業では、同評価システムの主に RELAP 計算部分の解析条件に修正を加えることで、より確度の高い予測を行うこととした。

(2) 解析条件

<RELAP>

炉心スケール評価システムでは PWR に存在する 193 体の燃料集合体それぞれを 1 対 1 で RELAP 熱構造体 (HTSTR) によって模擬している。各 HTSTR は軸方向 9 ノード、径方向 8 ノードのメッシュポイントを有し、材料別の径方向領域数は二酸化ウラン (燃料ペレット) 4 セル、希ガス (ギャップ) 1 セル、ジルカロイ-4 (被覆管) 2 セルである。

令和 6 年度における RELAP 及び FEMAXI を用いた解析の実施内容 (改善点等) は以下のとおりである。

- ・ RELAP に実装されていた Reflood calculation 機能の有効化
- ・ 燃料ペレット熱物性値への FEMAXI 計算結果の適用
- ・ 定常解析の実行

① Reflood calculation 機能の有効化

HTSTR には再冠水時に計算セルを細分化し、モデル下部から注入される冷却水が満たされていく挙動を考慮することにより、より妥当な結果を導くオプションが存在する^②。従来の計算ではこれが無効になっていたため、過渡開始時に有効化されるよう設定を見直して計算を行った。

② 燃料ペレット熱物性値への FEMAXI 計算結果の適用

RELAP において集合体ごとの熱物性の差異をより適切に反映した計算を可能にするため、FEMAXI による計算結果から EOC の燃料棒温度、ペレット熱伝導率、ペレット熱容量を取得し、RELAP 計算モデルの集合体 HTSTR の初期温度及び物性値として適用した。

燃料棒温度はペレット中心温度、ペレット表面温度、被覆管内側温度、被覆管外側温度

それぞれについて軸方向全 9 ノードの FEMAXI 計算結果を RELAP 初期温度として入力ファイルに転記するよう BESACC サブプログラムを改良した。

ペレット熱伝導率、ペレット熱容量については必要な温度領域における棒平均値（体積平均）を出力するよう FEMAXI を改良し、温度対物性値テーブルとして RELAP 入力ファイルに記載した。こちらも初期温度と同様、必要な処理は BESACC サブプログラムによって自動で行った。

今回適用されたペレット熱伝導率、ペレット熱容量を図 4.2.4-1、図 4.2.4-2 に示す。

① 定常解析の実行

従来の RELAP 計算モデルは定常解析を経ずに過渡解析を実行する形に最適化されていたが、②の変更によりペレット熱物性が変化したことから、あらためて定常解析を行い、その後過渡事象が開始されるよう設定を変更した。定常解析の長さは系が定常に達するよう解析上の時間を十分長く取り、一次系圧力、主蒸気流量など各種パラメータから定常を達成したことを確認した。

<FEMAXI/RANNS>

FEMAXI/RANNS は基本的なモデルセットとして 00036QtmvmQ を使用し、以下の変更を適用した。

ETHC_option = 2 ,	※熱伝達データを外部ファイルから読み込み
IFUB = 1 ,	※LOCA 計算オプションを指定
TIM_REFL = 10000000.0 ,	※LOCA 開始時からの再冠水開始時までの経過時間 (sec)、実際の被覆管表面熱伝達は外部ファイルから与えられるので便宜上の設定
NRCOX2 = 1 ,	※被覆管内面酸化膜メッシュ数
TLIM = 180000.0 ,	※CPU 計算時間 (sec) 上限
ICLK = 10*0 ,	※異常値が検出されても計算を続行するオプション
NL_clfail(3) = 1,	※ギロチン破断を有効化
NL_Mlv0TS_RwETHC_s = 1.0e-1,	※ETHC における RANNS Lv-0 計算最小タイムステップ幅 (sec)
EFCOEF = 0.2,	※クリープの安定化解析のためのタイムステップ幅制御因子
IFIRST = 19,	※破裂判定オプション
NL_UQ_mode = 3,	※外部ファイルから乱数列を取得

NL_i_FFRD(2) = 3,	※放出量評価を有効化
IST = 2,	※ギャップガスの流動を計算
NL_FFRD(1) = 0.7,	※FFR 充填率を 0.5→0.7 に変更
NL_FFRD(2) = 1.13,	※集合体内水平方向のピーキングを包含する意図から 放出量評価で燃焼度を 1.13 倍として計算
NL_FRST(5) = 2.98,	※破裂時に与えるひずみ量倍数
NL_f_scl_FGR = 0.5,	※内圧が大きくなりすぎることから核分裂ガス放出係 数を引き下げ
PisNCforRD = F,	※燃料再配置と放出のために細片化を必要とするか
IREST = 6,	※リスタートオプション

<確率論的破裂判定・放出量評価モデル>

破裂判定・破裂時燃料放出量評価のためのベイジアンモデルには令和 5 年度⁽¹⁾と同様のものを用いた。

<炉心スケール計算>

繰り返し計算回数は 700 回とし、結果を Wilk の方法⁽⁴⁾により統計的に評価した。

(3) 解析結果

① RELAP 定常解析

RELAP 定常解析は図 4.2.4-3～4.2.5-10 のような結果となった。

一次系圧力は上部プレナム (UpPln)、下部プレナム (LwPln)、加圧器 (PLZ) それぞれについて初期の変動の後 20000 秒以降定常に達したことを確認した (図 4.2.4-3)。11000 秒付近からの上昇は、直前までの低下によって加圧器圧力が同ヒーターの作動閾値を下回ったことによるものであり、以後は同ヒーター出力 (RELAP 入力データにおいて Variable と表記) も一定値を維持した (図 4.2.4-4)。炉心入口・出口温度、蒸気発生器入口・出口温度も同様に一定値となり (図 4.2.4-5、4.2.5-6)、一点近似計算により制御されている各炉心出力 (それぞれ全出力: total、核分裂出力: fission、崩壊熱出力: decay) もまた系の圧力・温度の安定に伴い、定常に達したことを確認した (図 4.2.4-7)。

二次側では蒸気発生器頂部で取得した二次系圧力も同様に 2 万秒以降一定値となり (図 4.2.4-8)、主蒸気流量、主給水流量 (MFW)、補助給水流量 (AFW) も 2 万秒以降安定した (図 4.2.4-9、4.2.5-10)。

これにより 2 万秒時点で定常に達したことを確認した。

② RELAP 過渡解析

過渡開始後、燃料集合体 1～193 の被覆管最高温度 (PCT) は図 4.2.4-11 のようになった。また各集合体の被覆管表面温度は図 4.2.4-12～4.2.5-20 のようになり、不自然な挙動が生じていないことを確認した。

③ 炉心スケール評価

②の RELAP 解析を用いた炉心スケール計算の結果、炉心燃料放出量および燃料棒ごとの燃料放出割合は図 4.2.4-21～4.2.5-23 のようになった。破裂が検出された集合体数の中央値は 9 体であり、炉心全体の燃料放出総量と燃料棒ごとの燃料放出割合の炉最大値の 95 パーセンタイルの 95%信頼水準は 127.3kg、16.9%であった。

これに対して令和 5 年度委託事業における炉心スケール評価結果 (モデル A) は破裂が検出された集合体数の中央値が 14 体、炉心全体の燃料放出総量と燃料棒ごとの燃料放出割合の炉最大値の 95 パーセンタイルの 95%信頼水準はモデル A でそれぞれ 32.0kg、4.20%となっており (図 4.2.4-24～4.2.5-26) ⁽¹⁾、破裂本数 (集合体数) の減少にも関わらず燃料棒当たりの放出量が増大した結果、炉全体での燃料放出量が増大したものと考えられる (表 4.2.4-1)。

図 4.2.4-27～4.2.5-32 に FFR 充填率変更の影響を示す。集合体番号 47 (ASM47) のデータを使用して NL_FFRD(1)=0.5 (デフォルト)、0.7、0.99 の感度解析を行ったところ、図 4.2.4-27 に示すような結果が得られ、PCT 及び RANNS 計算で使用される線出力係数 f_{crct} の増大が確認できる。ただし f_{crct} は過渡計算を通した最大値である。図 4.2.4-28～図 4.2.4-32 では同じ感度解析結果を参考データとしてハルデン IFA650-9 の解析結果と比較しており、妥当な結果が得られていることが分かる。

(3) 令和 7 年度以降の計画

現在の放出量モデルでは被覆管歪み量は内圧や流速を決定するために間接的に利用されるのみとなっているが、実際は放出量を決定する主要な変数であると考えられる⁽³⁾。そこで次年度以降はこれをモデルに組み込むことにより予測の高精度化を目指す。

表 4.2.4-1 炉心スケール計算の統計評価結果

年度	中央値	95 パーセンタイルの 95%信頼水準	
	破裂が検出された 集合体数（体）	炉全燃料放 出量（kg）	燃料棒あたり燃料放出割合 の炉最大値（%）
本年度事業	9	127.3	16.9
令和 5 年度委託事 業（モデル A）	14	32	4.2

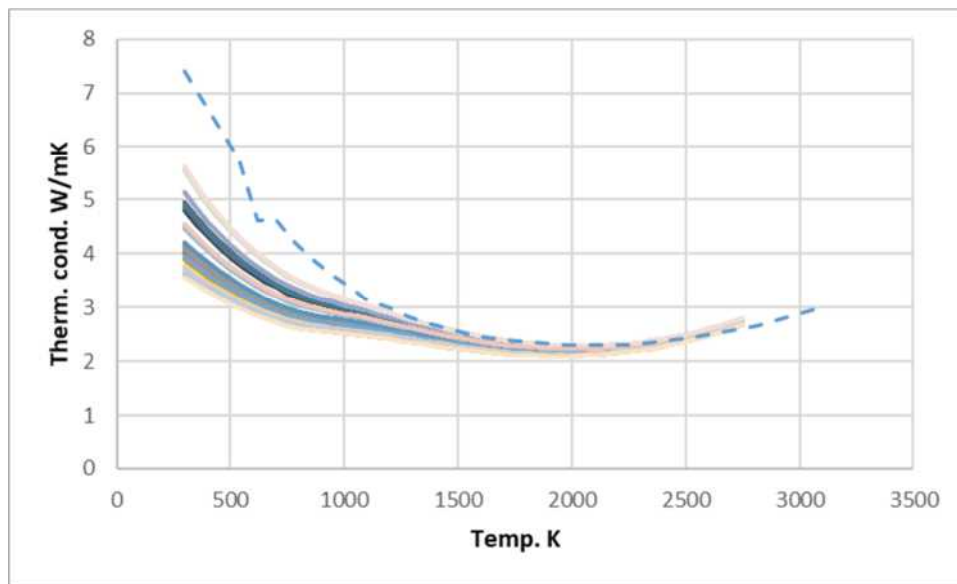


図 4.2.4-1 RELAP ペレット熱伝導率 (点線は従来設定値)

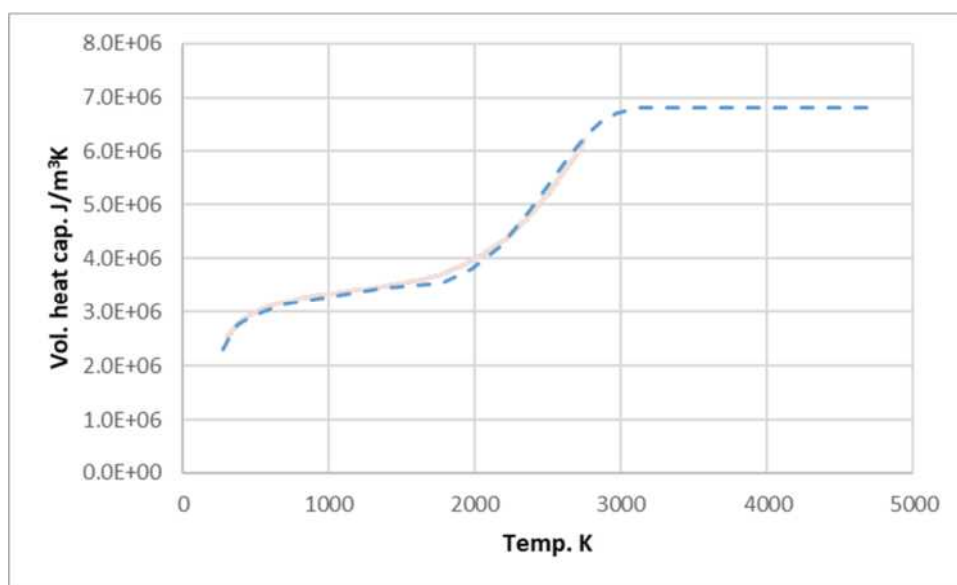


図 4.2.4-2 RELAP ペレット熱容量 (点線は従来設定値)

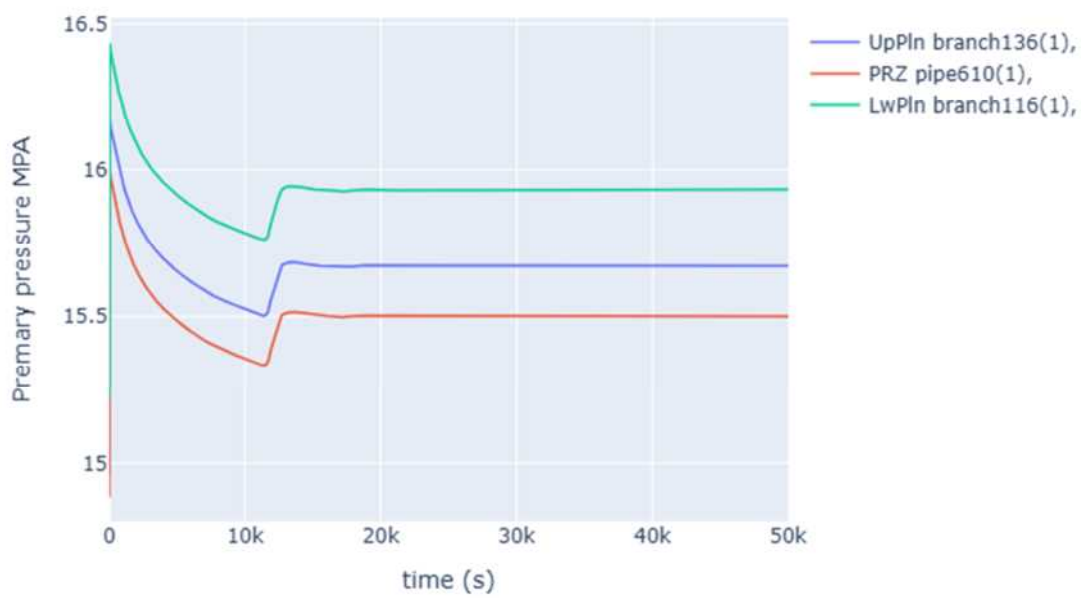


图 4.2.4-3 RELAP 定常解析 一次系压力

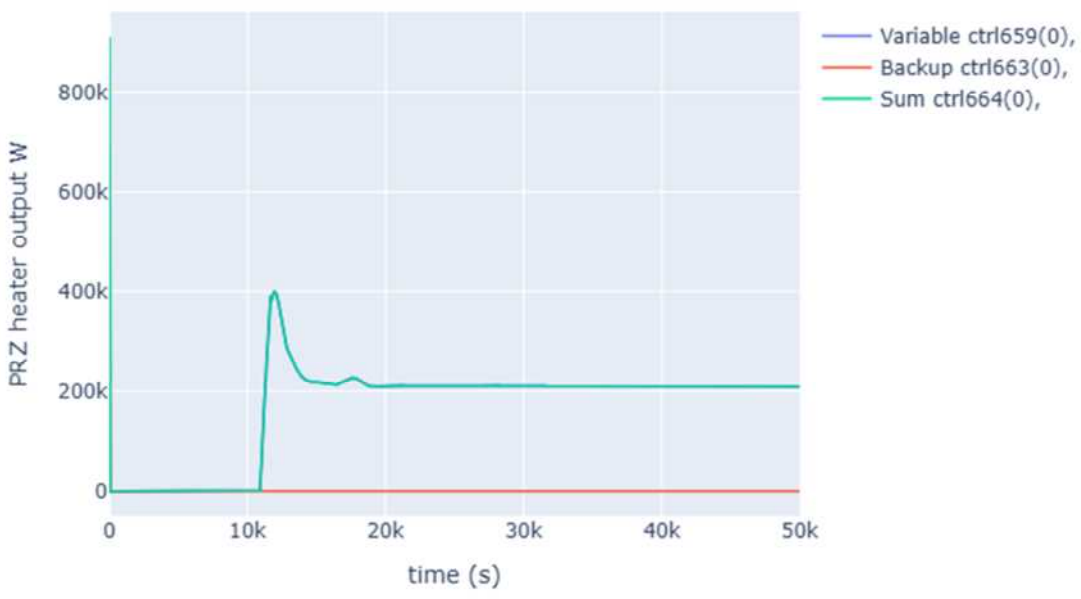


图 4.2.4-4 RELAP 定常解析 加压器出力

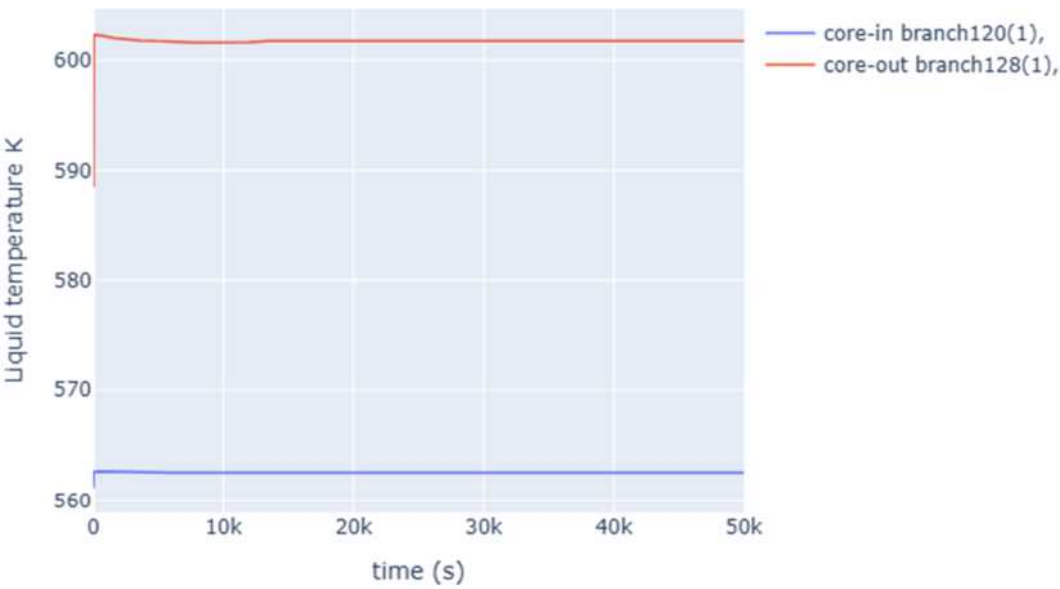


图 4.2.4-5 RELAP 定常解析 炉心入口・出口温度

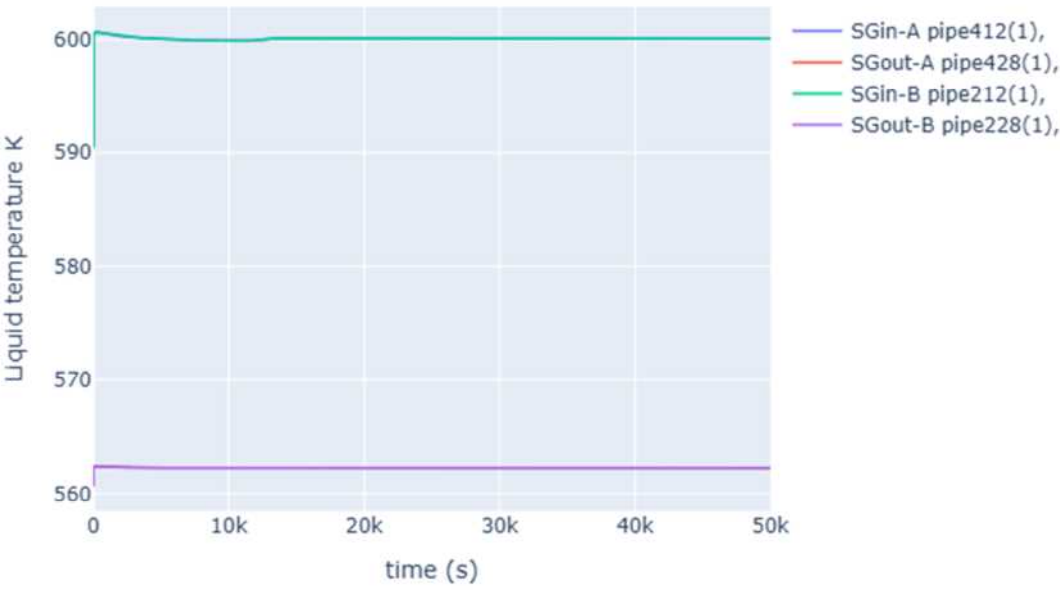


图 4.2.4-6 RELAP 定常解析 蒸汽发生器入口・出口温度

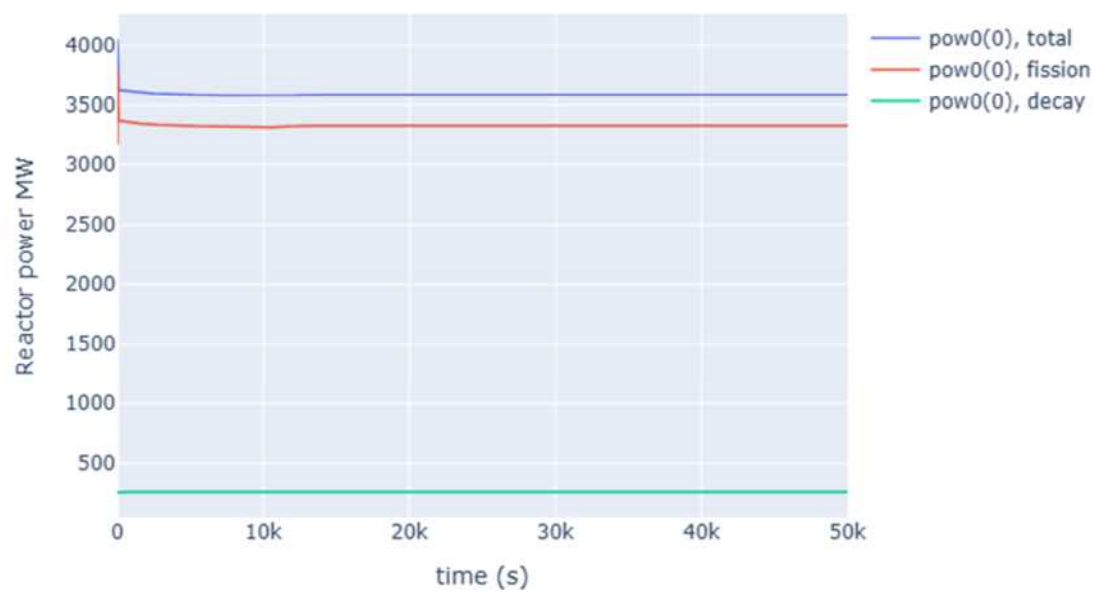


图 4.2.4-7 RELAP 定常解析 炉心全出力・核分裂出力・崩壊熱

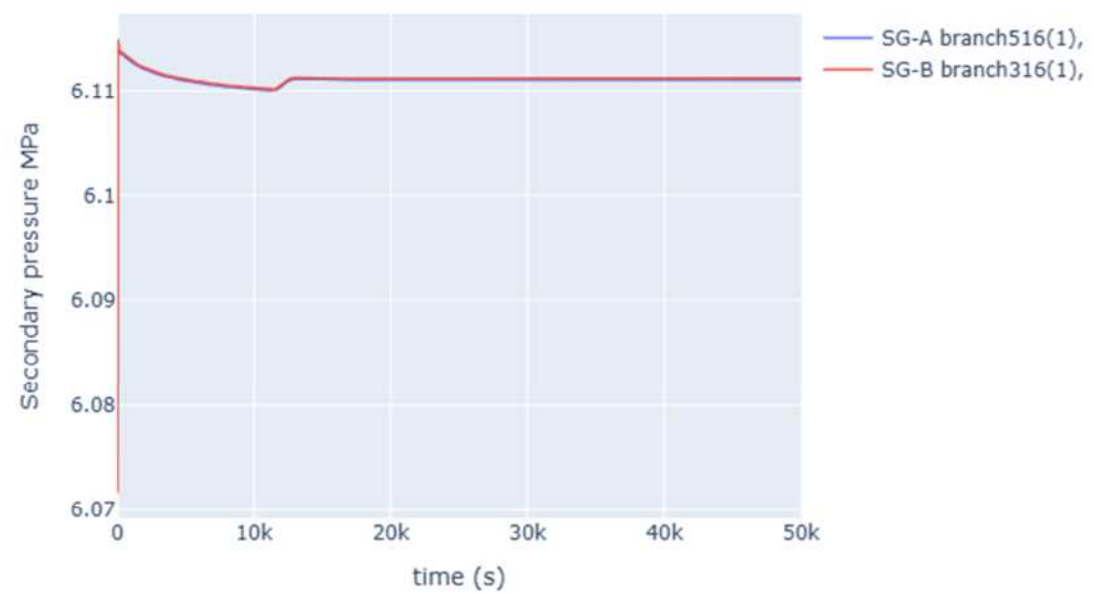


图 4.2.4-8 RELAP 定常解析 二次側圧力

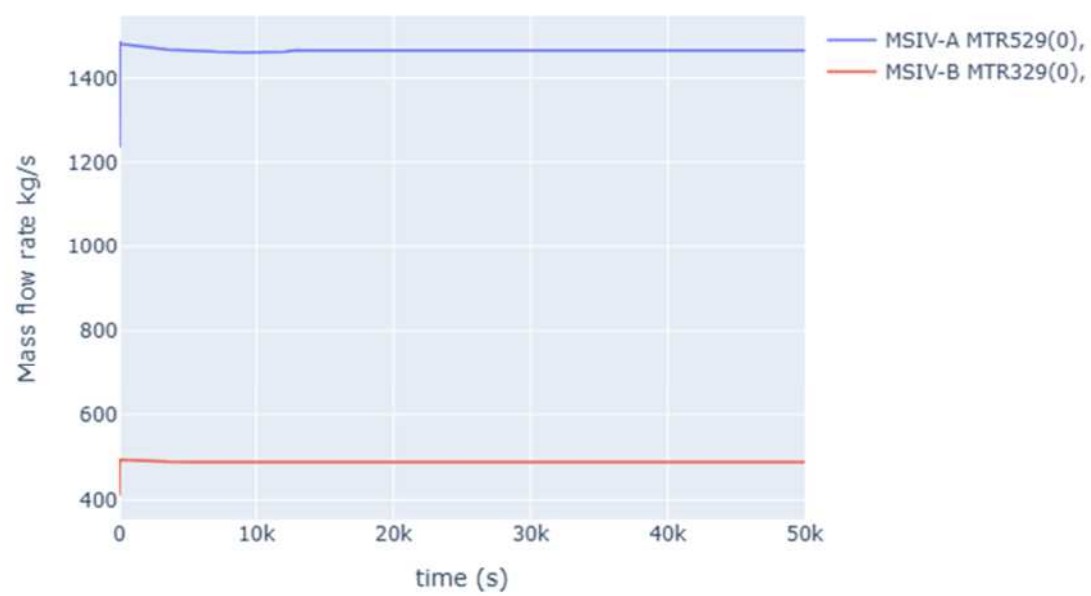


图 4.2.4-9 RELAP 定常解析 主蒸汽流量

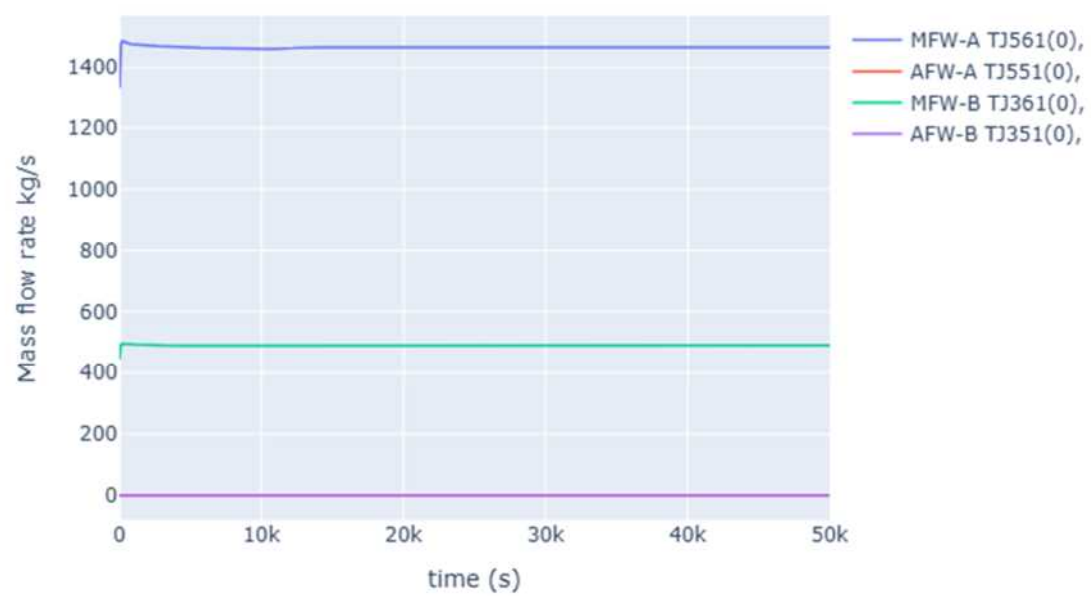


图 4.2.4-10 RELAP 定常解析 二次侧给水流量

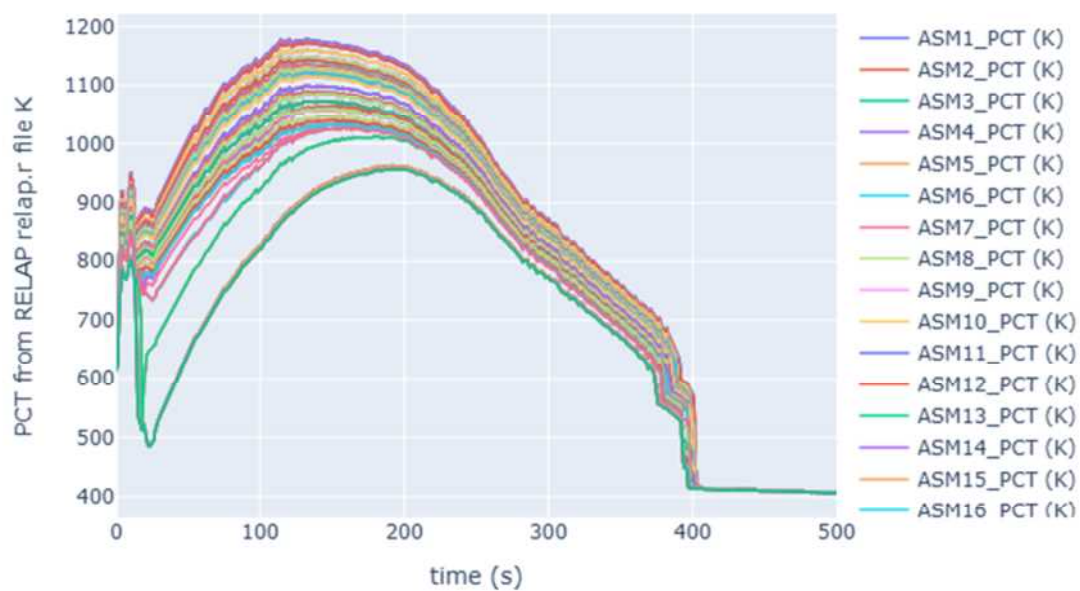


図 4.2.4-11 RELAP 過渡解析 PCT

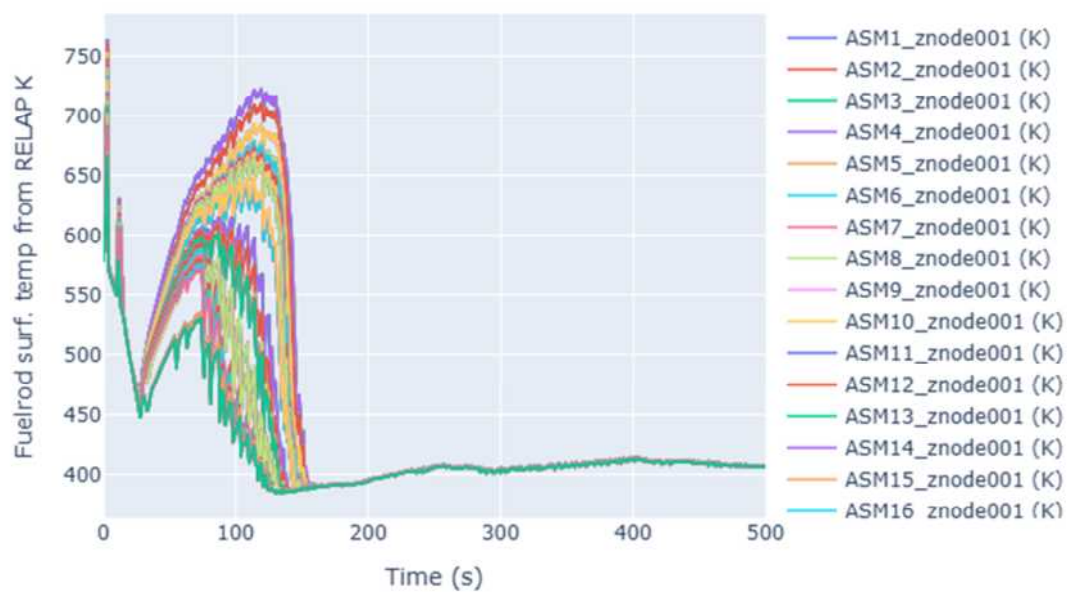


図 4.2.4-12 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 1=最下部)

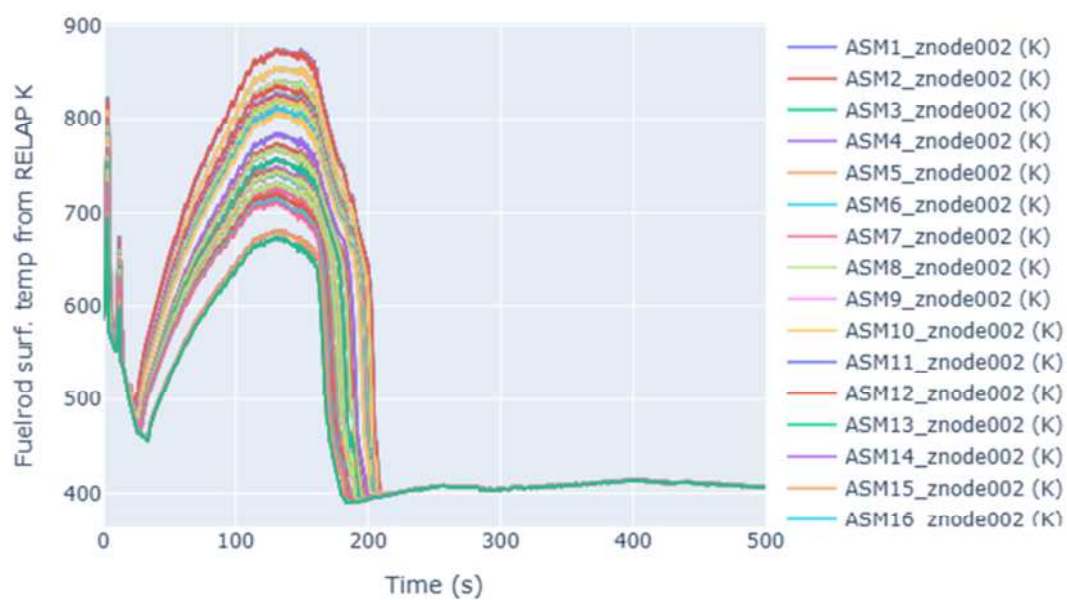


図 4.2.4-13 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 2)

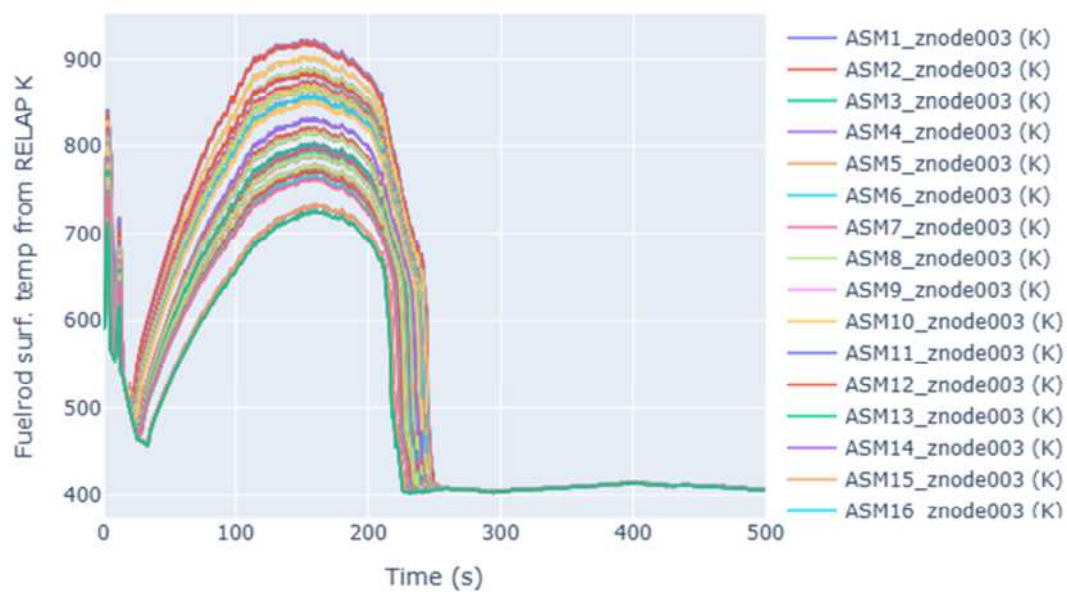


図 4.2.4-14 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 3)

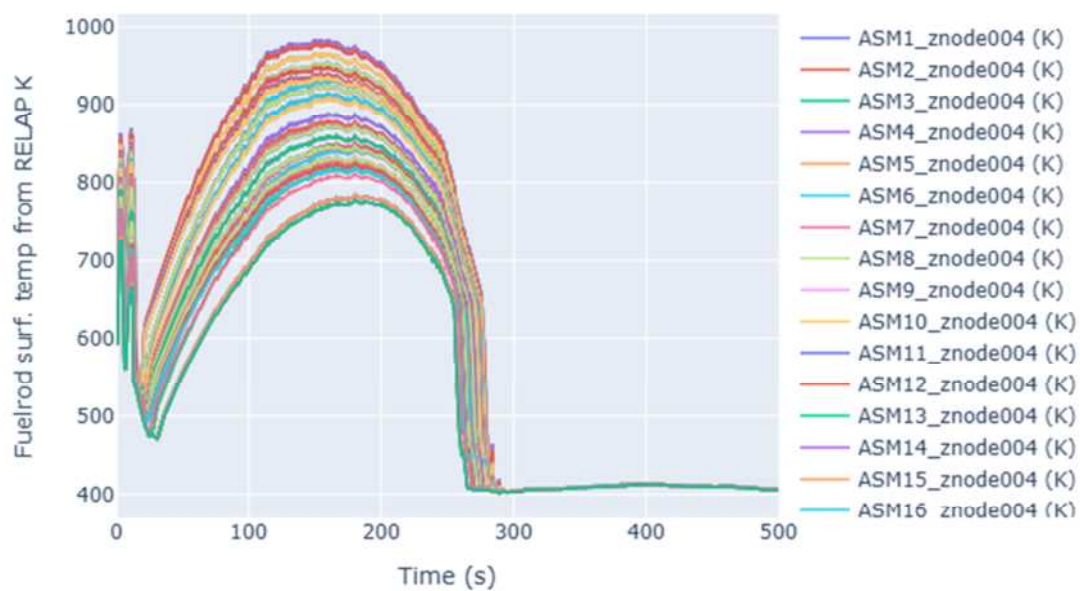


図 4.2.4-15 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 4)

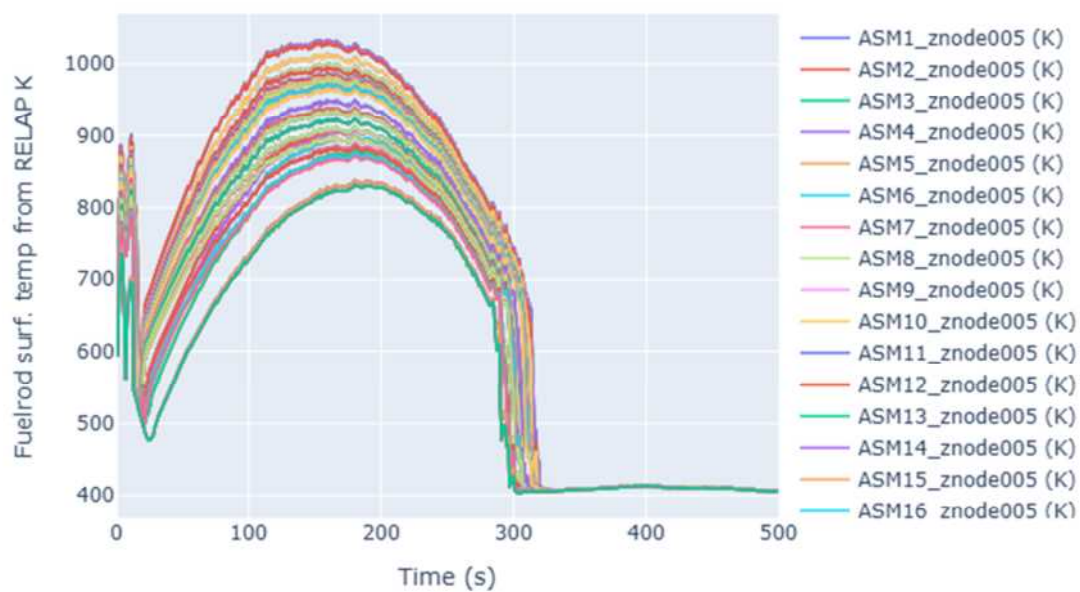


図 4.2.4-16 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 5)

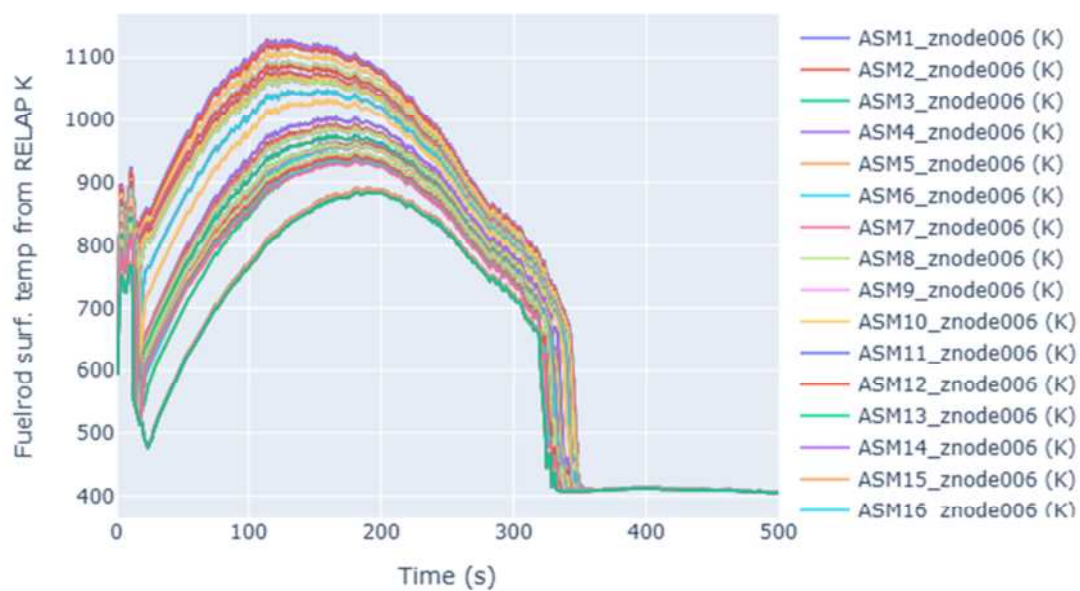


図 4.2.4-17 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 6)

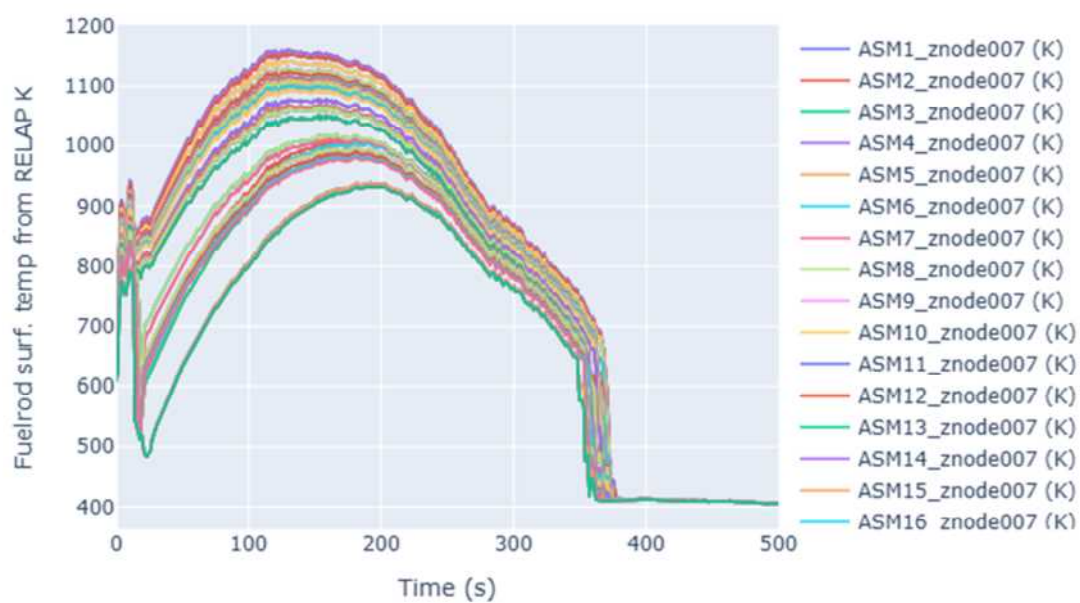


図 4.2.4-18 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 7)

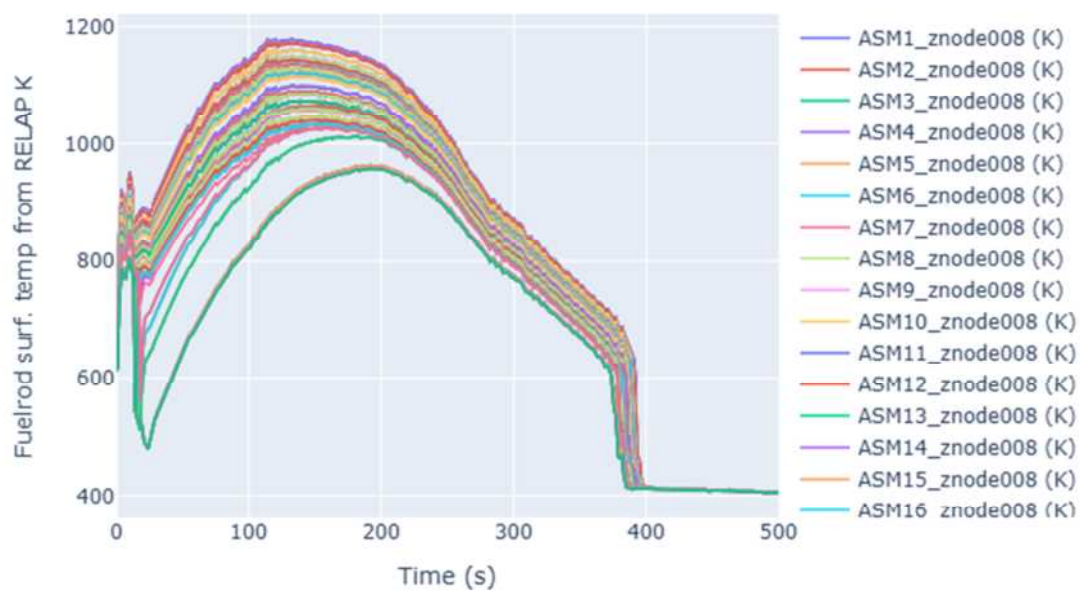


図 4.2.4-19 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 8)

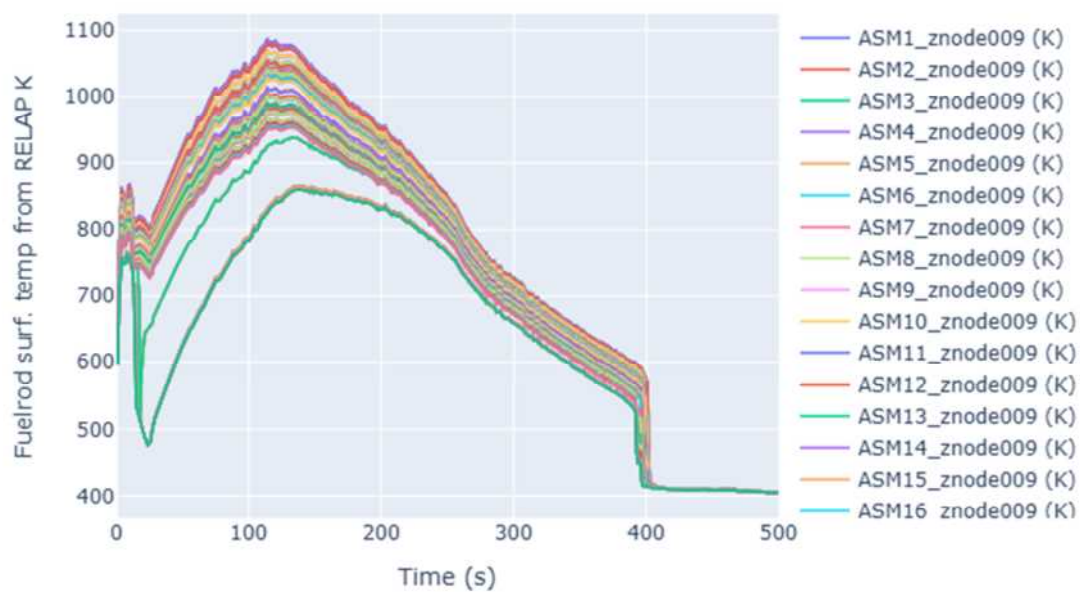


図 4.2.4-20 RELAP 過渡解析 被覆管表面温度 (z ノード 9=最上部)

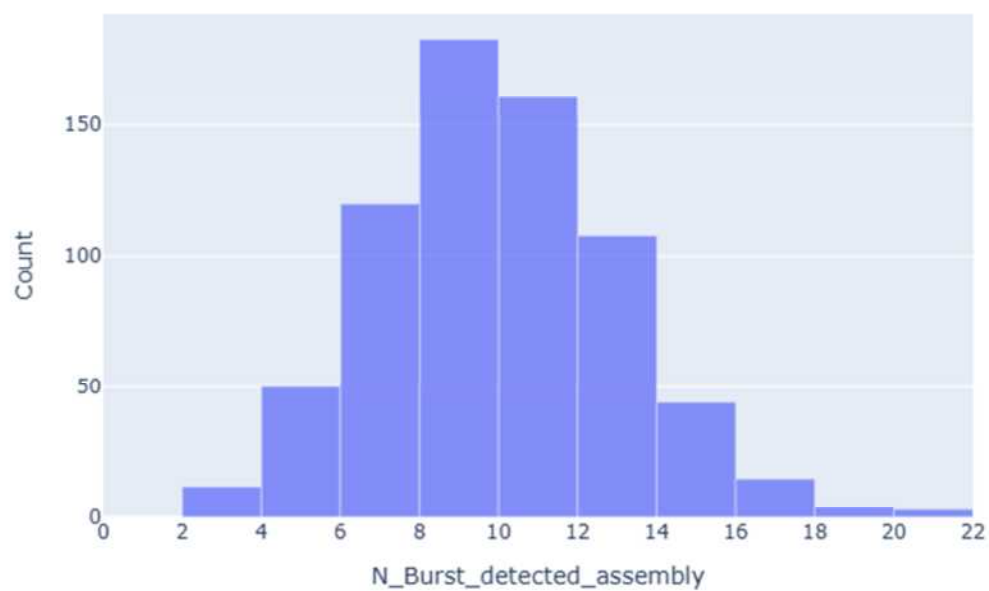


図 4.2.4-21 炉心スケール解析 破裂が検出された集合体数（体）

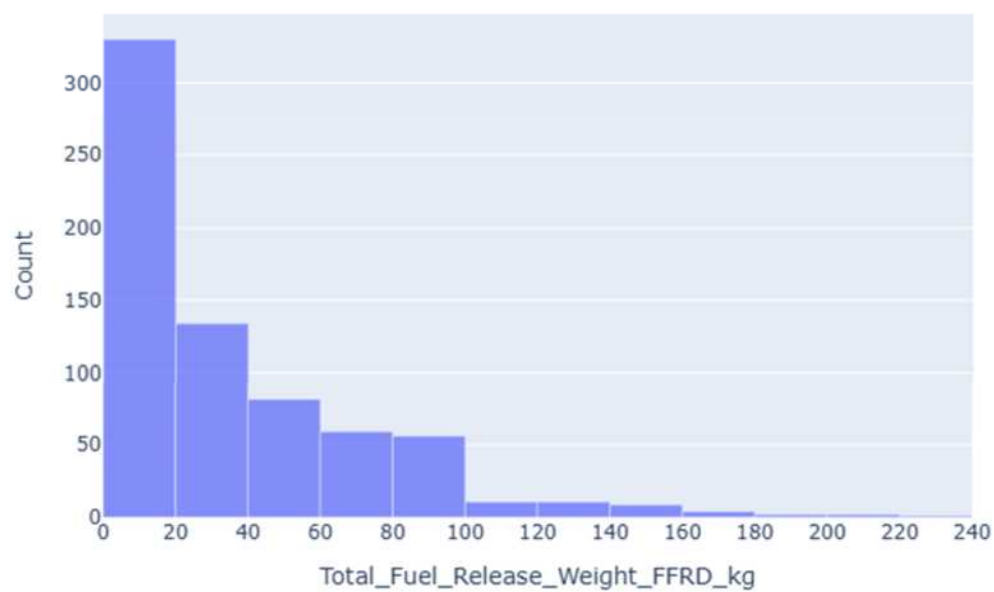


図 4.2.4-22 炉心スケール解析 炉心全燃料放出量（kg）

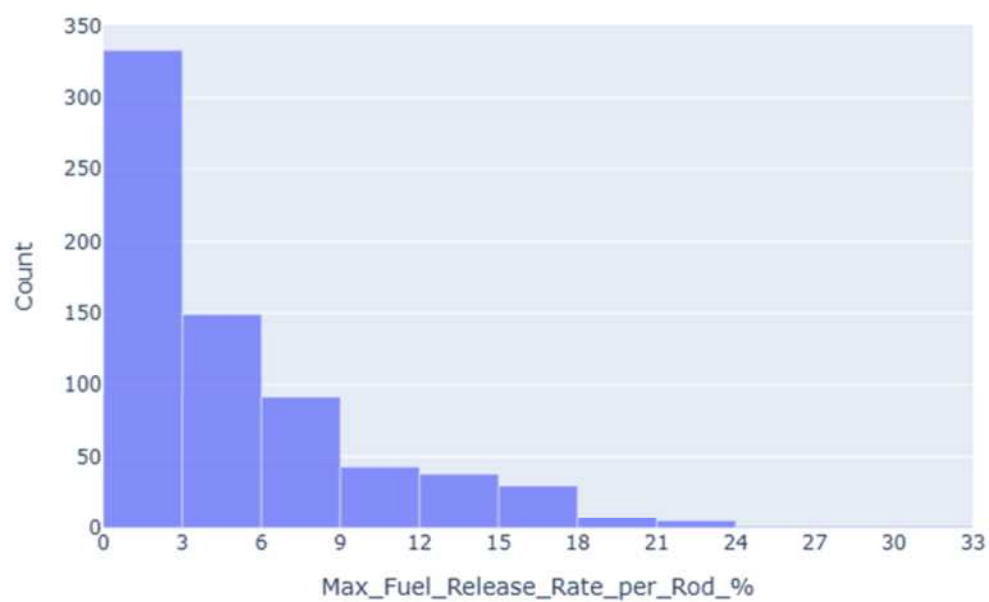


図 4.2.4-23 炉心スケール解析 燃料棒あたりの燃料放出割合（％）の炉最大値

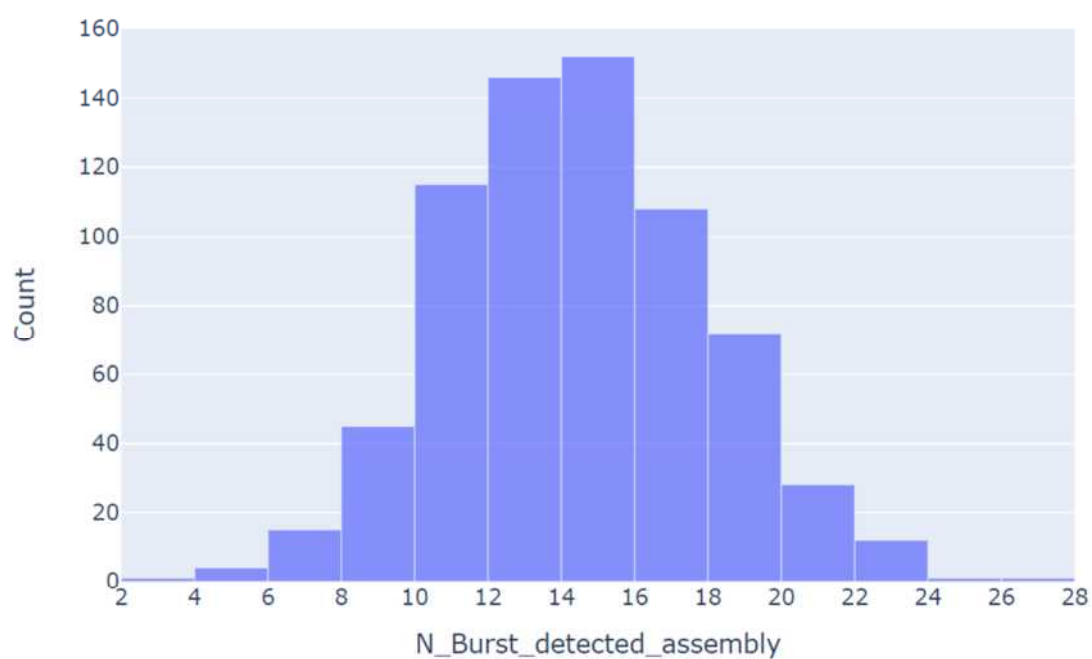


図 4.2.4-24 炉心スケール解析 破裂が検出された集合体数（体）
（令和 5 年度受託報告書よりモデル A）

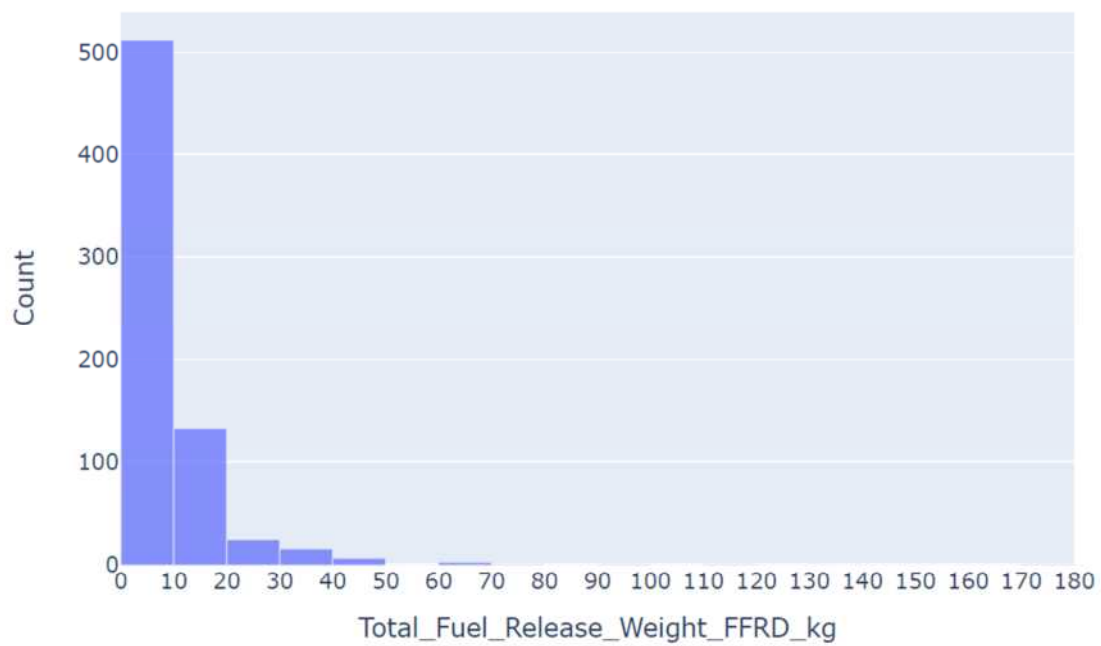


図 4.2.4-25 炉心スケール解析 炉心全燃料放出量 (kg)
(令和 5 年度受託報告書よりモデル A)

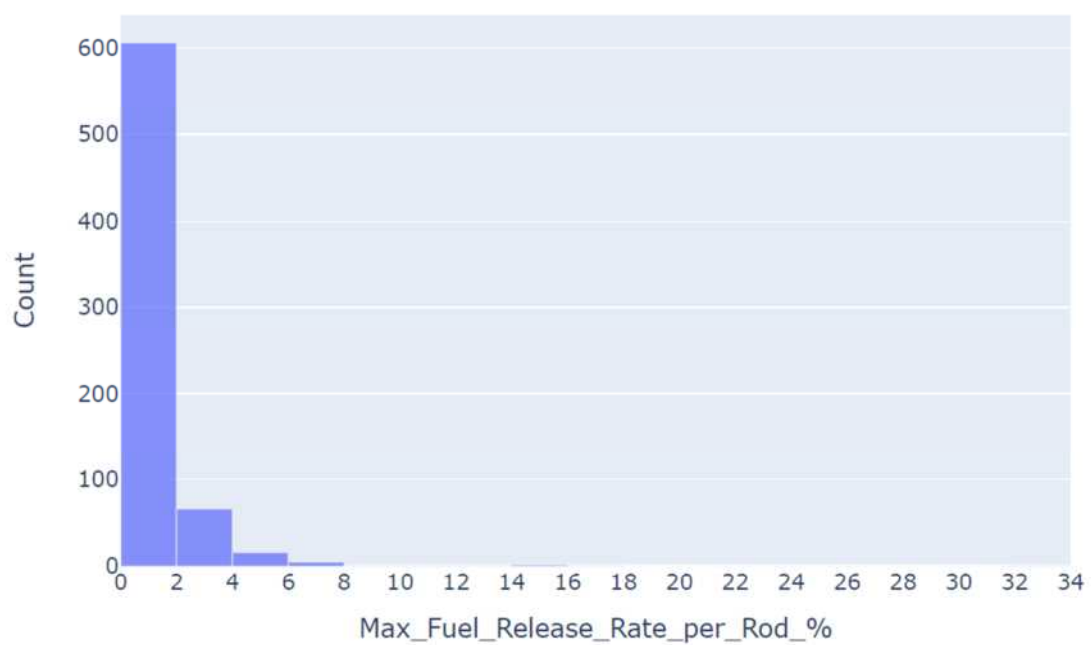


図 4.2.4-26 炉心スケール解析 燃料棒あたりの燃料放出割合 (%) の炉最大値
(令和 5 年度受託報告書よりモデル A)

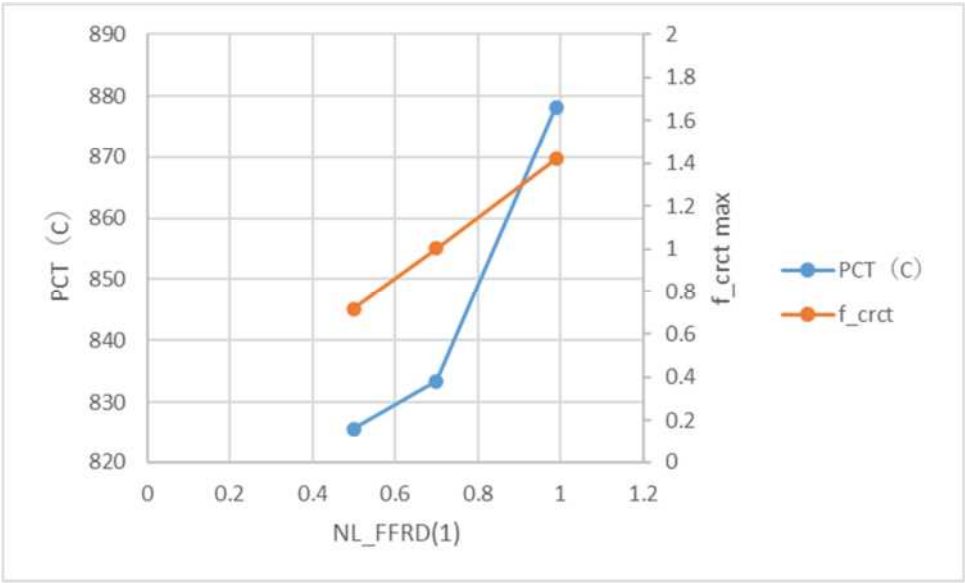


図 4.2.4-27 FFR 充填率に対する線出力係数・PCT 感度解析結果 (ASM47)

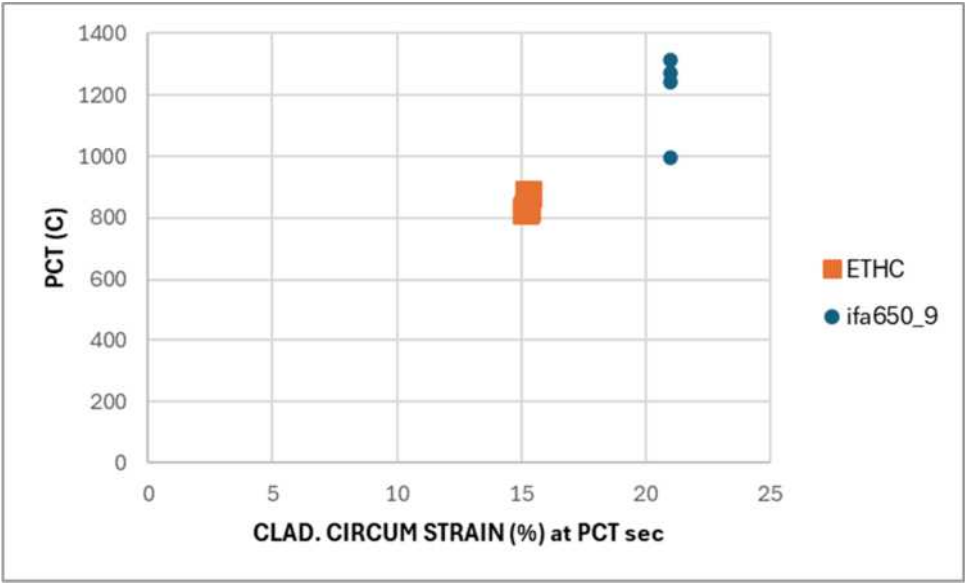


図 4.2.4-28 PCT の時刻における周方向歪みに対する PCT (ASM47)

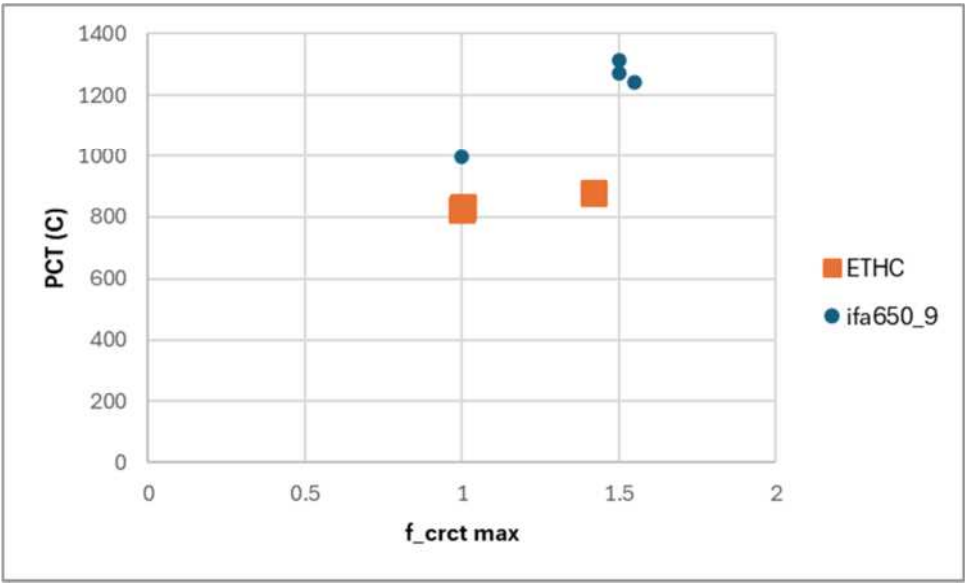


図 4.2.4-29 線出力係数に対する PCT (ASM47)

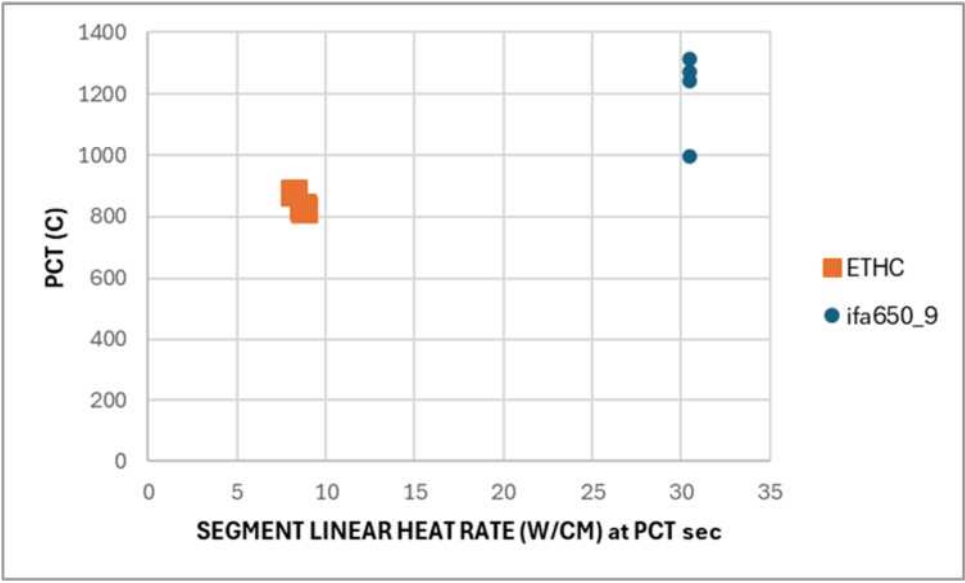


図 4.2.4-30 PCT の時刻における線出力に対する PCT (ASM47)

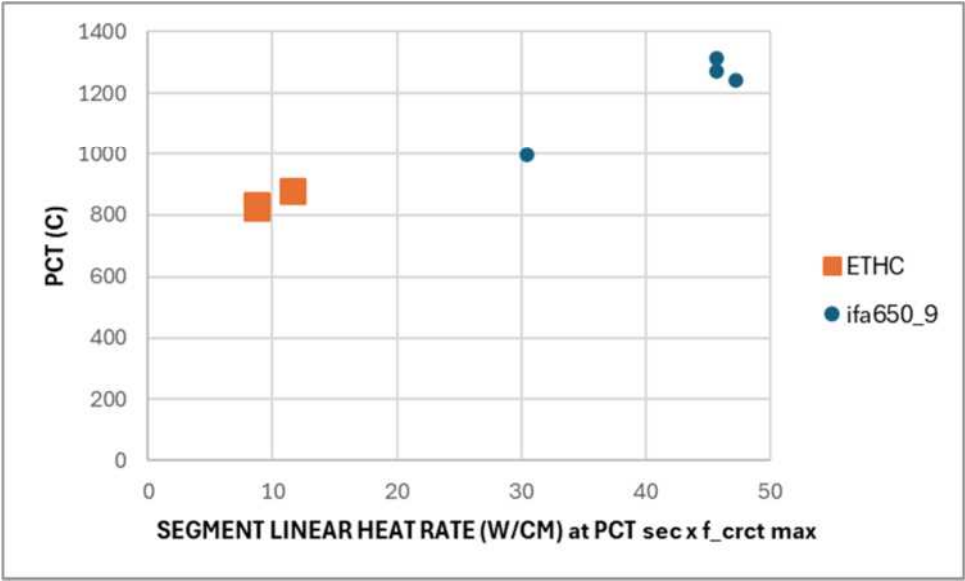


図 4.2.4-31 PCT の時刻における線出力×線出力係数に対する PCT (ASM47)

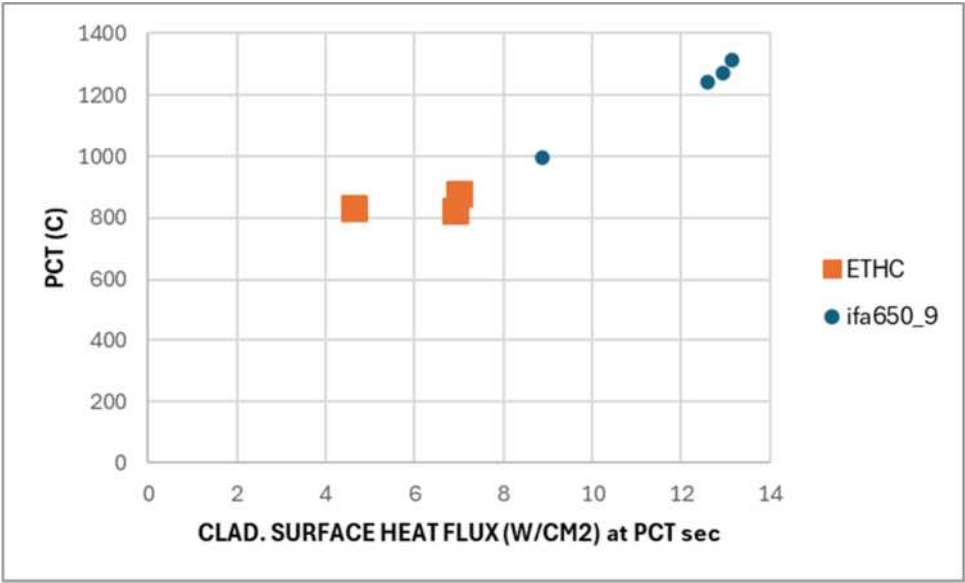


図 4.2.4-32 PCT の時刻における被覆管表面熱流束に対する PCT (ASM47)

4.3 廃棄物処分

本事業における照射後試験の実施に伴い発生した放射性廃棄物は、性状（固体廃棄物及び液体廃棄物）及び表面線量率により区分し、機構内の放射性廃棄物処理場へ引き渡し、処理又は保管廃棄を行った。発生した放射性廃棄物の量については、RIA 試験に付随する照射後試験関連では固体廃棄物約 4.0 m³ 及び液体廃棄物約 4.4 m³、LOCA 試験関連では固体廃棄物約 2.0 m³ 及び液体廃棄物約 2.2 m³ であった。

4.4 研究委員会の開催

本事業の研究計画及び本年度得られた成果の内容を精緻化するための研究委員会を、令和 7 年 3 月 6 日（木）に開催した。

本研究委員会では、事業の全体計画、ATF 等の燃料損傷挙動等に関する研究、現行基準で考慮されていない事故時燃料損傷挙動に関する研究等について、研究計画及び令和 6 年度に得られた成果が原子力機構担当者から報告され、出席した研究委員会委員及びオブザーバーとの質疑応答を通じ、成果の明確化及び精緻化を行った。

4.5 事業の進捗管理

事業計画内容を漏れの無いように遂行するための原子力規制庁担当官との打合せを令和 6 年 4 月 11 日、6 月 28 日、9 月 5 日、10 月 18 日、12 月 23 日に実施した。各打合せにおいては、その時点での事業の進捗状況等を報告した。

5 章 結言

本事業では、設計基準事故時やその後の炉心の冷却性等の安全性維持に関して、ATF について、従来型燃料とは異なる材料や設計が燃料挙動や破損メカニズム等に及ぼす影響を明らかにし、基準適合性の判断根拠に資する知見を取得するとともに、現行指針類策定当時には観察されていなかった燃料破損挙動が原子炉安全性・炉心冷却性等に与える影響を評価するために必要な技術知見を拡充し、より確かな規制に資するため、以下の知見、データを取得した。

(1) ATF 等の燃料損傷挙動等に関する研究

本事業全般に係る実験計画を策定し、以下の事項を実施した。ATF のうち近い将来導入が見込まれている Cr コーティング Zr 基合金被覆管及びそのレファレンスとなる Zr 基合金被覆管 (Cr コーティング無し) を調達した。これら被覆管を対象とした実験計画を立案し、今年度の実施することとした LOCA 時に想定される温度履歴を模擬した実験を計画通り進めた。DEC-A 時に想定される温度条件下の荷重負荷試験装置について設計及び一部製作を行った。

(2) 現行基準で考慮されていない事故時燃料損傷挙動に関する研究

(a) LOCA 時 FFRD 挙動研究

現行の LOCA 基準で考慮されていない FFRD 挙動に関して、FFRD の発生条件を把握することを目的として、過年度までに海外商用炉で照射された燃料棒 (MMDA3 / MMDA4 / LZRT5) を用いて実施された LOCA 模擬バースト試験を踏まえ、今年度は LOCA 後分析試験として非破壊試験及び破壊試験を実施した。

過年度までに得られた知見として、MMDA3 のバースト試験において、燃料棒外へのペレット放出は観察されず、破裂部付近の金相観察によりペレット外周部領域の高燃焼度組織においてペレット細片化、軸方向のリロケーションが観察されている。一方、高燃焼度組織以外ではペレットは比較的形狀を維持していた。また、分離効果試験として実施したペレット加熱試験において FP ガス放出とペレット細片化の相関が得られ、これらの結果を踏まえると、ペレット細片化の要因としてペレット外周の高燃焼度組織からの FP ガス放出が考えられた。プレナム体積を増加させた MMDA4 の LOCA 模擬バースト試験では、MMDA3 と比較して破裂温度は同等であったものの、破裂開口部の面積が増加し、燃料棒外へのペレット放出が若干量観察されている。

本年度実施した試験により得られた結果を以下にまとめて記す。MMDA4 の X 線撮影、ガンマスキャンの非破壊試験において膨れ部にペレットの集積が観察され、さらに、金相観察の破壊試験の結果、破裂開口部付近において、高燃焼度組織だけでなく、ダークゾーンにおいても顕著なペレット細片化が認められた。その他の特徴として、X 線撮影よりペレットスタック下端部が上部側に約 5 mm 移動が観察され、この要因として、膨れによりペレッ

トと被覆管のボンディングが外れ、プレナム領域のガス状態が破裂時にペレットに対して力学的作用を及ぼし、FFRD に影響していると推測された。

今後、FFRD のしきい燃焼度付近の国内商用炉で照射された UO_2 燃料（燃料棒平均燃焼度 56 GWd/t）を用いた LOCA 模擬試験、ペレット加熱試験を実施し、FFRD 発生条件へのモデル反映検討、炉心冷却性に与える影響を評価するとともに、MOX 燃料に対してデータを拡張する予定である。

(b) 反応度模擬試験（RIA 試験）

前事業で実施された RIA 模擬実験の一つである CN-1 実験（高燃焼度 M5TM 被覆 MOX 燃料、冷却材室温大気圧条件）で観察された高温破裂の発生条件及びメカニズムを調査するために、CN-1-燃料（燃焼度 64 GWd/t）と同様の燃料仕様・照射条件である AP2-16 セグメント燃料から切出した試料を対象に、NSRR を用いて MOX 燃料の FP ガスの放出挙動に着目した FGD 実験（CN-3 実験）を実施した。同実験時に過渡計測データを取得するとともに、試験後試験により FP ガス放出に関するデータを得た。また、AP2-16 セグメント燃料については、レファレンス試験を実施し、受入時の状態に関するデータを得た。

(c) LOCA 後の地震荷重を模擬した四点曲げ試験

LOCA 後の炉心冷却性の評価に関して、地震時に燃料棒に加わる繰り返し荷重により、疲労破壊が問題となるようなより大きな繰り返し数下での破損挙動については知見が乏しく、LOCA 後長期冷却性の維持評価に資するため、一層のデータ拡充が重要である。今年度は、低水素添加量 Zry-4 燃料被覆管の LOCA 模擬試験後の四点曲げ試験データを拡充し、その結果、少量の水素量において LOCA 後開口部先端は硬化し、破損時の最大曲げ応力が低下することを示した。四点曲げ疲労試験装置を導入し、試運転を実施した。今後、LOCA 模擬急冷試験後の被覆管を用いた四点曲げ疲労試験を実施する予定である。

(参考文献)

1 章

- (1) 平成 20 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 21 年 11 月.
- (2) 平成 21 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 22 年 3 月.
- (3) 平成 22 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 23 年 9 月.
- (4) 平成 23 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 25 年 3 月.
- (5) 平成 24 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 26 年 3 月.
- (6) 平成 25 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 26 年 3 月.
- (7) 平成 26 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書, (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 27 年 3 月.
- (8) 平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費 (燃料等安全高度化対策) 事業に関する報告書, (国研) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 28 年 3 月.
- (9) 平成 28 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料等安全高度化対策) 事業 (平成 28 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 30 年 1 月.
- (10) 平成 29 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料等安全高度化対策) 事業 (平成 29 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 31 年 3 月.
- (11) 平成 30 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料設計審査分野の規制研究) 事業 (平成 30 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 31 年 3 月.
- (12) 平成 31 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料破損に関する規制高度化研究) 事業 (平成 31 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 令和 2 年 11 月.
- (13) 令和 2 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料破損に関する規制高度化研究) 事業 (令和 2 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 令和 4 年 3 月.
- (14) 令和 3 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料破損に関する規制高度化研究) 事業 (令和 3 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究

開発機構 安全研究センター，令和 4 年 3 月．

- (15) 令和 4 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 4 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 5 年 3 月．
- (16) 令和 5 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 5 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 6 年 3 月．

4 章

4.1 ATF 等の燃料損傷挙動等に関する研究

4.1.1 試験計画

- (1) “IAEA Safety Standards Safety of Nuclear Power Plants: design”, No. SSR-2/1 (Rev. 1), (2016).
- (2) “実用発電用原子炉に係る新規規制基準について 一概要一”，原子力規制庁，2016 年 02 月 17 日更新．
- (3) 杉山智之．“TSO としての事故耐性燃料研究”，事故耐性燃料開発に関するワークショップ，2022 年 3 月．
- (4) “事故耐性燃料（ATF）導入に向けた対応”，原子力エネルギー協議会，2022 年 12 月．
- (5) 山下真一郎，“原子力の安全性向上に資する技術開発事業での事故耐性燃料の開発”，事故耐性燃料開発に関するワークショップ，2022 年 3 月．
- (6) KG Geelhood, WG Luscher, “Degradation and Failure Phenomena of Accident Tolerant Fuel Concepts Chromium Coated Zirconium Alloy Cladding”, PNNL-28437 Revision1, (2019).
- (7) Mohsen Khatib-Rahbar, “Phenomena Identification Ranking Tables for Accident Tolerant Fuel Designs Applicable to Severe Accident Conditions”, NUREG/CR-7283, ERI/NRC 21-204, (2021).
- (8) “事故耐性燃料開発に関するワークショップ資料”，国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 原子力基礎工学研究センター，東京大学，2023 年及び 2024 年，
(<https://nsec.jaea.go.jp/ATFWS/index.html>)
- (9) 宇田川豊，山内紹裕，北野剛司，天谷政樹，“燃料挙動解析コード FEMAXI-8 の開発—軽水炉燃料挙動モデルの改良と総合性能の検証—”，JAEA-Data/Code 2018-016, (2019).
- (10) 宇田川豊，鈴木元衛，天谷政樹，“軽水炉燃料の事故時挙動解析コード RANNS の反応度事故解析モデル開発”，JAEA-Data/Code 2014-025, (2015).
- (11) 谷口良徳，宇田川豊，“事故時燃料挙動解析コード RANNS の開発；Cr コーティング事故耐性燃料被覆管の高温酸化挙動評価への対応”，日本原子力学会 2023 年秋の大会，2023.

- (12) “軽水炉燃料の高度化に対する取組み－M-ReXTM及び事故耐性燃料被覆管の開発－”, 三菱重工技報, Vol.57 No.4, (2020).
- (13) T. Narukawa, M. Amaya, “The effect of azimuthal temperature distribution on the ballooning and rupture behavior of Zircaloy-4 cladding tube under transient heating conditions”, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 53, No. 11, pp. 1758-1765, (2016).
- (14) K. Furumoto, Y. Udagawa, “Effects of azimuthal temperature distribution and rod internal gas energy on ballooning deformation and rupture opening formation of a 17 × 17 type PWR fuel cladding tube under LOCA-simulated burst conditions”, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 60, No. 5, pp.500-511, (2023).
- (15) J.C. Brachet et al., “Effect of Chromium Content on the On-Cooling Phase Transformations and Induced Prior- δ Zr Mechanical Hardening and Failure Mode (in Relation to Enhanced Accident-Tolerant Fuel Chromium-Coated Zirconium-Based Cladding Behavior upon and after High-Temperature Transients)”, ASTM Selected Technical Papers, Zirconium in the Nuclear Industry: 20th International Symposium, (2023).
- (16) M. Negyesi and M. Amaya, “High Temperature Oxidation of Zry-4 in Oxygen-Nitrogen Atmospheres”, International Conference on Nuclear Engineering 2017, 2-6 July in Shanghai, China.
- (17) Martin Steinbrück, Steffi Schaffer, “High-Temperature Oxidation of Zircaloy-4 in Oxygen–Nitrogen Mixtures”, Oxidation of Metals, Volume 85, pages 245–262, (2016).
- (18) J.C. Brachet et al., “High temperature steam oxidation of chromium-coated zirconium-based alloys: Kinetics and process”, Corrosion Science 167 (2020) 108537.
- (19) 原子力安全委員会, “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.
- (20) 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, 1983.
- (21) F. Nagase, “An experimental study related to axial constraint of fuel rod under LOCA”, ANE 171, 109052, 2022.
- (22) M.C. Billone et al., “Cladding Behavior during Postulated Loss-of-Coolant Accidents”, NUREG/CR-7219, ANL-16/09, 2016.
- (23) “Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-coolant Accident (LOCA) conditions” State-of-the-art Report, OECD/NEA No.6846,2009.
- (24) 垣内ら, “軽水炉燃料の事故時挙動に関する研究”, 令和 5 年度合同研究成果報告会ポスター発表, 2023.
https://www.jaea.go.jp/04/anzen/seika/houkoku/r05/gaiyo_02.pdf

- (25) J. Liu et al., “Transient experiments on oxidation and degradation of Cr-coated Zircaloy in steam up to 1600 °C”, *Journal of Corrosion Science* vol. 192, 109805, 2021.
- (26) Y. Okada, D. Sato, Y. Shimizu, N. Murakami, Y. Shinohara, K. Ogata, K. Nagamine and S. Yamashita, “Development of chromium coated cladding in Japan for the commercial PWR”, *Topfuel2024*, 29 September - 3 October 2024 in Grenoble, France.

4.1.2 高温酸化後の冷却履歴の違いが被覆管の延性に及ぼす影響

- (1) H. M. Chung and T. F. Kassner, “Embrittlement criteria for Zircaloy fuel cladding applicable to accident situations in light-water reactors. Summary report”, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-1344, ANL-79-48, (1980).
- (2) Y. Udagawa, F. Nagase, T. Fuketa, “Effect of cooling history on cladding ductility under LOCA conditions,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, vol. 43, no. 8, pp. 844–850, (2006).
- (3) J. C. Brachet et al., “Effect of Chromium Content on the On-Cooling Phase Transformations and Induced Prior- δ Zr Mechanical Hardening and Failure Mode (in Relation to Enhanced Accident-Tolerant Fuel Chromium-Coated Zirconium-Based Cladding Behavior upon and after High-Temperatur,” *Zircon. Nucl. Ind.* 20th Int. Symp., vol. STP1645, pp. 433–458, (2023).
- (4) M. C. Billone, Y. Yan, T. A. Burtseva, R. Daum, “Cladding embrittlement during postulated loss-of-coolant accidents,” U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-6967, ANL-07/04, (2008).
- (5) H. Uetsuka, T. Furuta, S. Kawasaki, “Failure-bearing capability of oxidized zircaloy-4 cladding under simulated loss-of-coolant condition,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, vol. 20, no. 11, pp. 941–950, (1983).
- (6) J. H. Kim, M. H. Lee, B. K. Choi, Y. H. Jeong, “Failure behavior of Zircaloy-4 cladding after oxidation and water quench,” *J. Nucl. Mater.*, vol. 362, no. 1, pp. 36–45, (2007).
- (7) J. C. Brachet et al., “Hydrogen content, preoxidation, and cooling scenario effects on post-quench microstructure and mechanical properties of zircaloy-4 and M5® alloys in LOCA conditions,” *J. ASTM Int.*, Vol. 5, No. 5, pp. 1–28, (2008).
- (8) C. Lemaignan, “2.07 - Zirconium Alloys: Properties and Characteristics”, *Comprehensive Nuclear Materials*, vol. 2, pp.217-232, (2012)

4.1.5 ペレットの加熱時挙動の調査

- (1) Une K, Kashibe S, Takagi A., "Fission gas release behavior from high burnup UO₂

- fuels under rapid heating conditions", J Nucl Sci Technol. 2006;43(9):1161–1171.
- (2) Capps N, Aagesen L, Andersson D, et al., "Empirical and mechanistic transient fission gas release model for high-burnup LOCA conditions", J Nucl Mater. 2023;584:154557.
 - (3) Une K, Kashibe S., "Fission Gas Release during Post Irradiation Annealing of BWR Fuels", J Nucl Sci Technol. 1990;27(11):1002–1016.
 - (4) Kashibe S, Une K., "Fission gas release from externally restrained uranium dioxide fuel", J Nucl Sci Technol. 2000;37(6):530–535.
 - (5) Colle J-Y, Hiernaut J-P, Wiss T, et al., "Fission product release and microstructure changes of irradiated MOX fuel at high temperatures", J Nucl Mater. 2013;442(1–3):330–340.
 - (6) Kashibe S, Une K., "Densification and swelling in UO₂ pellets under hydrostatic pressure condition", J Nucl Sci Technol. 1998;35(11):796–800.
 - (7) Turnbull JA, Tucker MO., "Swelling in UO₂ under conditions of gas release", Philos Mag. 1974;30(1):47–63.
 - (8) Turnbull JA., "The effect of grain size on the swelling and gas release properties of uo₂ during irradiation", J Nucl Mater. 1974;50(1):62–68.
 - (9) Une K., "Simulated bubble swelling in UO₂ pellets", J Nucl Mater. 1988;158:188–201.
 - (10) Une K, Nogita K, Kashibe S, et al., "Microstructural change and its influence on fission gas release in high burnup UO₂ fuel", J Nucl Mater. 1992;188:65–72.
 - (11) Kashibe S, Une K, Nogita K., "Formation and growth of intragranular fission gas bubbles in UO₂ fuels with burnup of 6–83 GWd/t", J Nucl Mater. 1993;206(1):22–34.
 - (12) Une K, Kashibe S, Hayashi K., "Fission Gas Release Behavior in High Burnup UO₂ Fuels with Developed Rim Structure", J Nucl Sci Technol. 2002;39(sup3):668–674.
 - (13) Baker C., "The fission gas bubble distribution in uranium dioxide from high temperature irradiated sghwr fuel pins", J Nucl Mater. 1977;66(3):283–291.
 - (14) Kashibe S, Une K., "Effects of Temperature Cycling and Heating Rate on Fission Gas Release of BWR Fuels", J Nucl Sci Technol. 1991;28(12):1090–1099.
 - (15) Une K, Kashibe S., "Fission gas release during postirradiation annealing of UO₂-2 wt% Gd₂O₃ fuels", J Nucl Mater. 1992;189(2):210–216.
 - (16) Une K, Kashibe S, Ito K., "Fission Gas Behavior during Postirradiation Annealing of Large Grained UO₂ Fuels Irradiated to 23 GWd/t", J Nucl Sci Technol. 1993;30(3):221–231.

- (17) Kashibe S, Une K, "Effect of external restraint on bubble swelling in UO₂ fuels", J Nucl Mater. 1997;247:138–146.
- (18) Zacharie I, Lansart S, Combette P, et al., "Microstructural analysis and modelling of intergranular swelling of an irradiated UO₂ fuel treated at high temperature", J Nucl Mater. 1998;255(2–3):92–104.
- (19) Pontillon Y, Ferroud-Plattet MP, Parrat D, et al., "Experimental and Theoretical Investigation of Fission Gas Release from UO₂ up to 70 GWd/t under Simulated LOCA Type Conditions: The GASPARD Program", Proc TopFuel2004. 2004.
- (20) Marcet M, Pontillon Y, Desgranges L, et al., "CONTRIBUTION OF HIGH BURN - UP STRUCTURE TO FISSION GAS RELEASE UNDER TRANSIENT CONDITIONS", Proc TopFuel2009. 2009.
- (21) Noirot J, Pontillon Y, Yagnik S, et al., "Fission gas release behaviour of a 103GWd/tHM fuel disc during a 1200°C annealing test", J Nucl Mater. 2014; 446(1): 163–171.
- (22) Hiernaut J-P, Wiss T, Colle J-Y, et al., "Fission product release and microstructure changes during laboratory annealing of a very high burn-up fuel specimen", J Nucl Mater. 2008;377(2):313–324.
- (23) Yueh KH, Snis N, Mitchell D, et al., "Fuel Fragmentation Data Review and Separate Effects Testing", Proc TopFuel2014. 2014.
- (24) Ken Yueh, Kyle D. Johnson, Joakim Karlsson, Brenden Mervin, Dave Mitchell, Cristina MUÑOZ-REJA RUIZ, Guirong Pan, Anders Puranen, and David Schrire, "Fuel Fragmentation and Mechanistic Understanding", Proc TopFuel2024. 2024.
- (25) J.M. HARP, Y. YAN, R.N. MORRIS, C.A. BALDWIN, M.M. JONES, N.A. CAPPS, "DEVELOPMENT OF TRANSIENT FISSION GAS RELEASE CAPABILITIES TO STUDY HIGH BURNUP COMMERCIAL FUEL PERFORMANCE UNDER LOSS OF COOLANT ACCIDENT CONDITIONS", Proc TopFuel2024. 2024.
- (26) 柳澤和章, 金澤浩之, 宇野久男, 笹島栄夫, "照射済軽水炉燃料の炉外焼鈍時の挙動に関する研究", 1988. Report No.: JAERI-M 88-223.
- (27) 平成 30 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料設計審査分野の規制研究）事業（平成 30 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，平成 31 年 3 月．
- (28) 平成 31 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（平成 31 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 2 年 11 月．
- (29) 令和 2 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 2 年度分）、国立研究開発法人日本原子力研究

開発機構 安全研究センター，令和 4 年 3 月．

- (30) 令和 3 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 3 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 4 年 3 月．
- (31) 令和 4 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 4 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 5 年 3 月．

4.2 現行基準で考慮されていない事故時燃料損傷挙動に関する研究

4.2.1 LOCA 時 FFRD 挙動研究

- (1) 永瀬他、「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針の技術的根拠と高燃焼度燃料への適用性」JAEA-Review 2020-076, (2021).
- (2) Wiesenack W., “Summary and Comparison of LOCA Tests with BWR Fuel in the Halden Reactor Project Test Series IFA-650”, HPR-383, (2015).
- (3) 令和 5 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 5 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 6 年 3 月．
- (4) Bales M., Chung A., Corson J., Kyriazidis L., “Interpretation of Research on Fuel Fragmentation, Relocation, and Disposal at High Burnup”, RIL 2021-13, U.S.NRC, (2021).
- (5) Vesselin Palazov et al., “Phenomena Identification and Ranking Tables on High Burnup Fuel Fragmentation, Relocation, Dispersal, and Its Consequences for Design-Basis Accidents in Pressurized- and Boiling-Water Reactors”, Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission. (Report no. NUREG/CR-7307) (2024).
- (6) James Corson, Alice Chung, Lucas Kyriazidis, Michelle Bales "NRC's Research Information Letter on Fuel Fragmentation, Relocation and Dispersal", Topfuel2022, October 9–13, Raleigh, NC, 2022
- (7) R. Ratnayake, "Technical Expert Panel Assessment of Existing Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal Data (2022)", EPRI, 3002025542, White Paper, September 2022.
- (8) K. MUFTUOGLU, V. I. ARIMESCU, “BEST-ESTIMATE INTERPRETATION OF RESEARCH DATA ON HIGH BURNUP FUEL FRAGMENTATION, RELOCATION, AND DISPERSAL, Topfuel2024, 29 September - 3 October 2024 in Grenoble, France.
- (9) Ken Yueh, Kyle D. Johnson, Joakim Karlsson, Brenden Mervin, Dave Mitchell,

Cristina MUÑOZ-REJA RUIZ, Guirong Pan, Anders Puranen, David Schrire,
“Fuel Fragmentation and Mechanistic Understanding”, Topfuel2024, 29 September
- 3 October 2024 in Grenoble, France.

- (10) Mackenzie Ridley, Samuel Bell, Ben Garrison, M. Nedim Cinbiz, Nathan Capps,
“RUPTURE PROPERTIES OF HYDRIDED FUEL CLADDING DURING
SIMULATED LOCA CONDITIONS”, Topfuel2024, 29 September - 3 October 2024
in Grenoble, France.
- (11) Y. YAN, J.M. HARP, K.D. LINTON, N. BROWN, “POST-TEST EXAMINATIONS
OF A LOCA SAMPLE FROM AN IRRADIATED HIGH-BURNUP PWR M5 FUEL
ROD”, Topfuel2024, 29 September - 3 October 2024 in Grenoble, France
- (12) K.J. GEELHOOD, T.J. ZIPPERER, “ENHANCEMENTS TO FAST FOR
MODELING FUEL FRAGMENTATION, RELOCATION, AND DISPERSAL
DURING LOCA”, Topfuel2024, 29 September - 3 October 2024 in Grenoble, France.
- (13) B. Baurens, C. Esnoul, N. Waeckel, R. Largenton, F. Rossillon, E. Pouillier, J.J.
Vermoyal, “Fuel Fragmentation during LOCA simulated transients: investigation
of irradiated MOX vs UO₂ fuel”, Topfuel2019, 22 September - 26 September 2019,
in Seattle, US.
- (14) 富安他, “改良被覆管を備えた高燃焼度 PWR 燃料の反応度事故模擬実験 (第 3 報)”,
日本原子力学会 2005 年秋の年会, 2005.

4.2.2 RIA 試験

- (1) 原子力安全委員会, “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.
- (2) 令和 5 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料破損に関する規制高度化研究) 事業 (令和 5 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 令和 6 年 3 月.
- (3) 令和 2 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (燃料破損に関する規制高度化研究) 事業 (令和 2 年度分), 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 令和 4 年 3 月.
- (4) L. Yegorova, O. Nechaeva et al., “Experimental Study of Narrow Pulse Effects on the Behavior of High Burnup Fuel Rods with Zr-1%Nb Cladding and UO₂ Fuel (VVER Type) under Reactivity-Initiated Accident Conditions”, NUREG/IA-0213, Vol.2, (2006).
- (5) “State-of-the-art Report on Nuclear Fuel Behaviour Under Reactivity-initiated Accident Conditions”, OECD NEA, No. 7575, (2022).
- (6) Ishikawa, M., & Shiozawa, S., “A study of fuel behavior under reactivity initiated

- accident conditions — review”, *Journal of Nuclear Materials*, **95**, (1980).
- (7) “Semiannual Progress Report on the NSRR Experiments(7) (in Japanese)”, JAERI-M 8259, (1979).
 - (8) Yanagihara, S., & Shiozawa, S., “Cladding Embrittlement and Fuel Rod Failure Threshold Under Reactivity Initiated Accident Condition”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, **24**(11), 897–905, (1987).
 - (9) 宇田川豊, 鈴木元衛, 天谷政樹, “軽水炉燃料の事故時挙動解析コード RANNS の反応度事故解析モデル開発”, *JAEA-Data/Code* 2014-025, (2015).
 - (10) 谷口良徳, 宇田川豊, “事故時燃料挙動解析コード RANNS の開発; Cr コーティング事故耐性燃料被覆管の高温酸化挙動評価への対応”, 日本原子力学会 2023 年秋の大会, 2023.

4.2.3 LOCA 後の地震荷重を模擬した四点曲げ試験

- (1) 令和 2 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 2 年度分）、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 4 年 3 月．
- (2) 令和 3 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 3 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 4 年 3 月．
- (3) 令和 4 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 4 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 5 年 3 月．
- (4) 令和 5 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業（令和 5 年度分），国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター，令和 6 年 3 月．
- (5) 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).
- (6) Feng Li, Takafumi Narukawa, Yutaka Udagawa, “The effect of a cyclic bending load on the bending resistance of ballooned, ruptured, and oxidized Zircaloy-4 cladding”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 61, No. 8, pp. 1036–1047, (2024).
- (7) MC. Billone, “Assessment of current test methods for post-LOCA cladding behavior”, Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission. (Report no. NUREG/CR-7139, ANL-11/52) (2012).
- (8) M. Yamato, F. Nagase, M. Amaya, “Evaluation of fracture resistance of ruptured,

- oxidized, and quenched Zircaloy cladding by four-point-bend tests”, J. Nucl. Sci. Technol. 51:1125–1132, (2014).
- (9) H.M. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations”, Nucl. Eng. Technol., Vol. 37, pp. 327–362, (2005).
 - (10) “平成 17 年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その 2 (PWR 制御棒挿入性) に係る報告書”, 独立行政法人原子力安全基盤機構, 平成 18 年 8 月.
 - (11) Kitano K., Ozawa M., ”Analysis of stress applied to a ruptured cladding tube under horizontal vibration”, J Nucl Sci Technol., Vol.57, No.9, pp.1051–1061, (2020).
 - (12) Kitano, K., Ozawa, M., “The effect of spacer grids on the stress applied to a post-LOCA cladding tube under horizontal vibrations”, J Nucl Sci Technol., Vol.61, No.4, pp.498–508, (2024).

4.2.4 FFRD の炉心冷却性影響評価

- (1) 令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（燃料破損に関する規制高度化研究）事業に関する報告書、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、令和 6 年 3 月.
- (2) “RELAP5/MOD3.3 CODE MANUAL VOLUME II: APPENDIX A INPUT REQUIREMENTS”, Information Systems Laboratories, Inc., (2001).
- (3) Bales M., Chung A., Corson J., Kyriazidis L., ”Interpretation of Research on Fuel Fragmentation, Relocation, and Disposal at High Burnup”, RIL 2021-13, U.S.NRC, (2021).
- (4) "Reactivity-initiated Accident Fuel-rod-code Benchmark Phase II: Uncertainty and Sensitivity Analyses", NEA/CSNI/R(2017)1, (2017).

(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。

ATF : Accident Tolerant Fuel, 事故耐性燃料

燃料被覆管酸化による発熱と水素発生を抑制しすることで、シビアアクシデントの進展を抑制し事故耐性を向上させた燃料。

E110、E635 :

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

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

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

FP : Fission Product, 核分裂生成物

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

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

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

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

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

FFRD : Fuel Fragmentation, Relocation and Dispersal,

燃料ペレットの細片化，移動及び放出

非常に高い燃焼度に到達した燃料において、被覆管の膨れ・破裂に伴うペレットの細片化（Fragmentation）、軸方向の再配置（Relocation）及び破裂開口部からのペレット細片の放出（Dispersal）が生じること。

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（Mitsubishi Developed Alloy, 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）

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。

（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。

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。

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 (Design Basis Accident、DBA)」がある。また、設計基準事故を超える事故を「Beyond DBA, BDBA」という。

(タ行)

DEC : Design Extension Conditions (設計拡張状態)

設計基準事故として考慮されていない事象に対し、工学的判断や決定論的・確率論的評価、最適評価を用いて設計プロセスで考慮すること。

DEC-A は重大な燃料破損に至らない状態を、DEC-B は炉心溶融を伴う状態をいう。

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。

(ナ行)

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。

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)

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。

(付録)

本報告書の添付データとして、下記のデータを収録した電子メディアを別途提出する。

(1) OS-1実験に関する取得データ集

Structure of Data Folder

```
OS-1
├── Document
├── FuelExamination
│   ├── 3_pre-test
│   │   ├── Diameter
│   │   ├── GammaScan
│   │   ├── VisualObservation
│   │   └── X-ray
│   ├── 4_post-testt
│   │   ├── Ceramo_Metallograph
│   │   │   └── cladding
│   │   ├── Fracture
│   │   └── VisualObservation
└── TransientData
```

(2) OS-2実験に関する取得データ集

Structure of Data Folder

```
OS-2
|
├── Document
├── FuelExamination
│   ├── 3_Pre-test
│   │   ├── VisualApperarnce
│   │   ├── X-ray
│   │   └── Diameter
└── Transient
```

(3) OS-3, OS-4実験に関する取得データ集

Structure of Data Folder

OS-3 and -4

```
|
|—Document
|—FuelExamination
|   |—4-Post-test(OS-3)
|   |   |—Gas puncture
|   |   |—SEM-EMPA
|   |   |   |—EPMA1
|   |   |   |—EMPA2
|   |   |—SEM
|   |—4-Post-test(OS-4)
|       |—Gas puncture
```

(4) CN-3実験に関する取得データ集

Structure of Data Folder

CN-3

```
|
|—Document
|—FuelExamination
|   |—1_Mother Segment_AP2-16
|   |   |—VisualAppearance
|   |   |—X-ray
|   |   |—Diameter
|   |   |—GammaScanning
|   |—2_Pre-test
|   |   |—VisualAppearance
|   |—3_Post-test
|       |—VisualAppearance
|—Transient
```