

4.4.3 CN-1 実験に関するパルス照射後試験

平成 30 年 9 月 7 日に、高燃焼度 PWR-MOX 燃料を対象とした室温大気圧実験 CN-1 実験を実施し、パルス照射中の過渡記録及び一部の照射後試験（外観、X線、燃料棒寸法測定）の結果については既に報告した^(2,7,8)。本報告では、新たに取得した照射後試験の結果を示す。

(1)燃料棒ガンマ線スキヤニング

パルス照射実験後の軸方向 γ スキヤニングの結果を図 4.4.3-1 に示す。燃料棒破損開口部上端付近に γ 線のピークが観察された。これは、当該箇所において、燃料ペレット片のリロケーションによる局所的な燃料集積が起こったことによると考えられる。破損開口部及び特異部（膨れ部）におけるガンマ線計測の結果を図 4.4.3-2(1)(2)に示す。破損開口部について、白付着物が観察される面及びその裏面をそれぞれ Ge 検出器側に向けてガンマ線計測を実施し、ガンマ線スペクトルの差異を確認したが、ガンマ線スペクトルに大きな変化がなかった。次に、正味のピークカウントが最も高いつまり統計的なカウントエラーが最も小さい Cs-137 のみに着目し、ピークカウント差を評価したところ、白付着物観察面側の方が凡そ 5%~7%程度ピークカウントが高いことがわかった。また特異部（膨れ部）についても、同様に γ 線計測を実施したところ、白付着物観察面側の方が Cs-137 のピークカウントが高いことがわかった。他方、観測された全てのピークにおいて白付着物観察面側が高いカウントとなっている訳ではない。これらを総合すると、この Cs-137 のカウント増加は、燃料ペレット由来のガンマ線に起因するものではなく、白付着物に Cs が含まれている可能性を示唆するものと言える。その他元素等の分析については、次項に示す EPMA 分析により実施した。

(2) 燃料棒破損部周辺で観察された白付着物の SEM 観察及び元素分析

実験燃料棒の破損開口部周辺で観察された白付着物の SEM 観察及び元素分析を行うために、刷毛を用いて開口部周辺の被覆管表面を掃き、シャーレ上に白付着物の一部を回収したのち、回収物をカーボンテープに付着させ、SEM 観察及び EPMA 分析用試料を作製した。図 4.4.3(1)に EPMA 測定条件及び試料のセット状況を示す。同図上の番号 (No.1-No.14) は SEM 観察及び EPMA 分析を行った試料番号を示している。ただし、当該試料には刷毛で回収したもの全てが含まれているため、全て白付着物とは限らないことに注意が必要である。

図 4.4.3-3(2)~図 4.4.3 (30) に Blank 試料（真鍮製試料台及びカーボンテープ）の EPMA 分析、試料番号 No.1-No.14 各試料の SEM 観察及び EPMA 分析の結果を示す。ただし、試料番号 No.1 の SEM 観察については EPMA 分析目標位置にビーム照射されているか確認するため、ビーム照射後の観察結果を、その他試料についてはビーム照射前の観察結果を示す。図 4.4.3-3(2)に示す Blank 試料の EPMA 分析の結果、Cu、Zn、Si、Al、C のピークが観測された。図 4.4.3-3(3)~図 4.4.3(30)に示す試料の EPMA 分析の結果、元素ピークは、Blank 由来のピークを除くと大きく二パターンに分類されることがわかる。試料番号 No.1-No.6、No.12 においては、主に Fe、Ni のピークが、No.7-No.11、No.13-No.14 においては、Cs、Mo のピークが、それぞれ観測され

た。

前者の Fe、Ni は、PWR の通常運転時において燃料棒に付着する CRUD⁽⁴⁾とも共通する成分である。ただし、CN-1 燃料を切り出したセグメント燃料 AP-2-15 の金相観察⁽⁴⁾では、ごく一部薄く CRUD が付着していると思われる箇所がある他は、CRUD の付着を示す観察結果は得られていない。後者の Cs、Mo は、燃料破損開口部より放出された FP に由来すると考えられる。これら元素は、核分裂による生成量が多いこと、比較的揮発性が高く、燃料ペレット内を移動しやすい⁽⁹⁾ことから、燃料棒外へ比較的多くの量が放出され、開口部周辺に付着しやすかった可能性が高い。

図 4.4.3-3(3)に示す試料番号 No.1 の SEM 観察の結果、EPMA 分析の目標位置である写真中央部と概ね同等の位置に照射されていることがわかった。SEM 観察によると、Fe、Ni のピークが観察された試料については、試料サイズが比較的大きく、Cs、Mo のピークが観察された試料については、試料サイズが比較的小さいことがわかる。

(3) 燃料被覆管破面（破損開口部）の SEM 観察

SEM による破面観察用試料の採取位置を図 4.4.3-4 に示す。切出した試料の長さは約 3 mm である。破面の観察結果を図 4.4.3-5 から図 4.4.3-8 に示す。

破面観察領域のうち、top 側半分軸方向領域においては、被覆管外面から内面に向かって肉厚の 3～5 割程度までの肉厚部に比較的平滑な面とディンプルが、残りの肉厚部全体にディンプルが観察された。bottom 側半分の領域においては、その領域全体にディンプルが観察された。

(4) 燃料ペレット金相観察

燃料ペレット金相観察試料の採取位置を図 4.4.3-9 に示す。採取した試料のエッチング前後のペレット水平断面をそれぞれ図 4.4.3-10 及び図 4.4.3-11 に示す。図 4.4.3-10(1)より破損開口部周辺においてペレットの一部が欠落しているが、ペレットの大部分が被覆管内部にとどまっていることがわかる。ペレット最外周部付近では、AP-2-15 燃料レファレンス試料のペレット金相観察で見られなかった、最大 50 μm 程度のギャップが観察された。また、周方向の細かいクラックが、中心付近を除く全域で観察されており、特に最外周部や外周部においては、それが顕著である。加えて、外周部、中間部から中心部にわたり、ペレットエッチング前の段階から、結晶粒界が識別でき、粒界分離が進行していると考えられる。これらの観察結果は、ペレット内部からの過渡的な FP ガス放出が活発に生じたことを示唆している。なお、ペレットエッチング後観察では、エッチング前と比較して粒界がより鮮明に見える箇所が多少増えたものの、粒のサイズ等に大幅な違いはなかった。

図 4.4.3-10 (1)(2)(3)(4)(5): ペレットエッチング前

図 4.4.3-11 (1)(2)(3)(4)(5): ペレットエッチング後

(3) 被覆管金相観察

ペレット金相観察と同じ切断位置・観察面において、再研磨やエッチングを施した上で、被覆

管組織観察を実施した。破損開口部位置及び熱電対取付箇所と同様の周方向角度（180 度方向）位置を対象としたエッチング後の観察については、より高倍率で観察を実施した。組織観察用エッチング液は、コールドモックアップにより結晶組織が明瞭に観察された配合比（フッ化水素酸、硝酸、乳酸、水の配合比を調整。第 1 回目研磨後エッチング液）及び従来より高温加熱試験供試材の組織観察に使用している配合比（同様に配合比を調整。第 2 回目研磨後エッチング液）のものを使用した。図 4.4.3-12 より、外面側内面側とも径方向から斜めに傾いた方向に破損が進行していることがわかる。この結果は、被覆管破面 SEM 観察結果と整合する。組織観察の結果、破損開口部位置及び熱電対の取付箇所と同じ周方向角度(180 度方向)位置において、相変態により形成される組織が観察されず、これら箇所の到達温度を評価するための情報が得られなかった。今後、破損開口部位置等における被覆管硬度測定などにより、同情報の取得を試みる予定である。

図 4.4.3-12 (1)(2)(3)(4)(5): 被覆管エッチング前（第 1 回目研磨）

図 4.4.3-13 (1)(2)(3)(4): 被覆管エッチング後（第 1 回目研磨）

図 4.4.3-14 (1)(2)(3)(4)(5): 被覆管エッチング前（第 2 回目研磨）

図 4.4.3-15 (1)(2)(3)(4): 被覆管エッチング後（第 2 回目研磨）

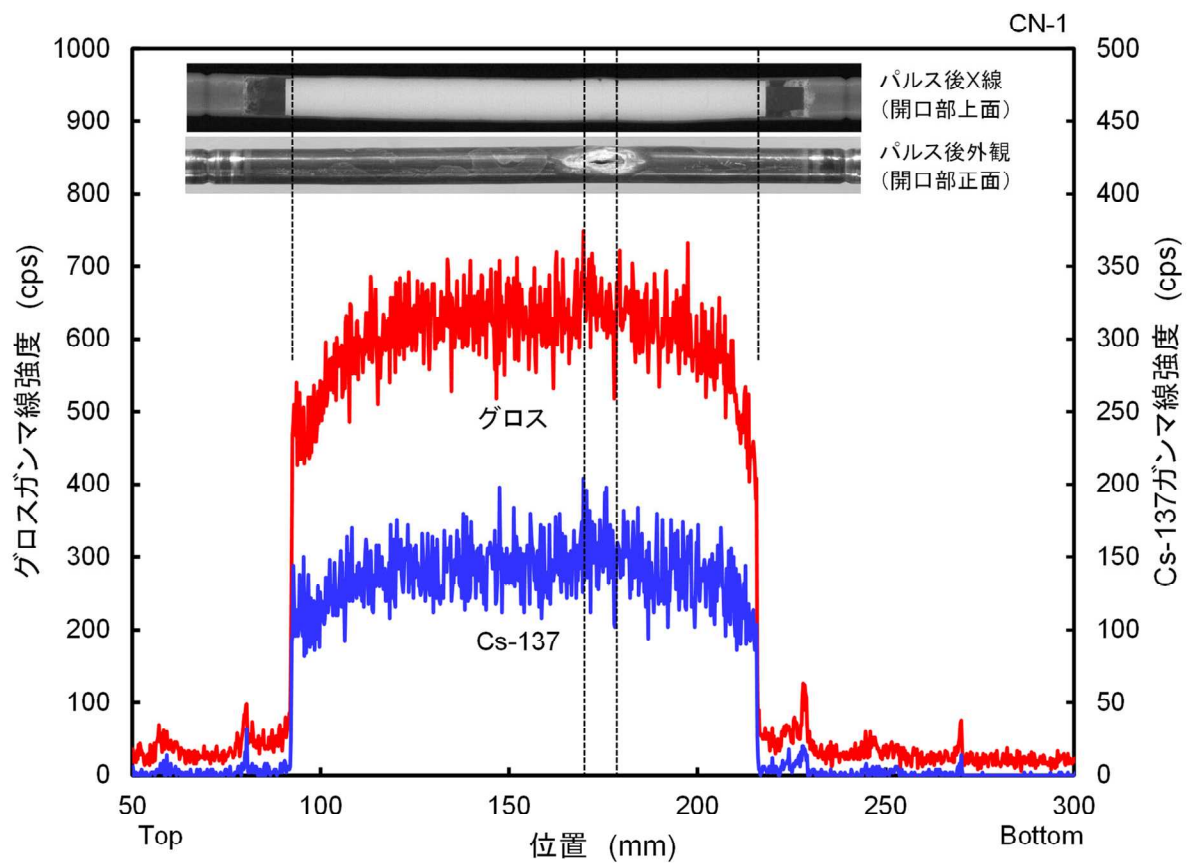
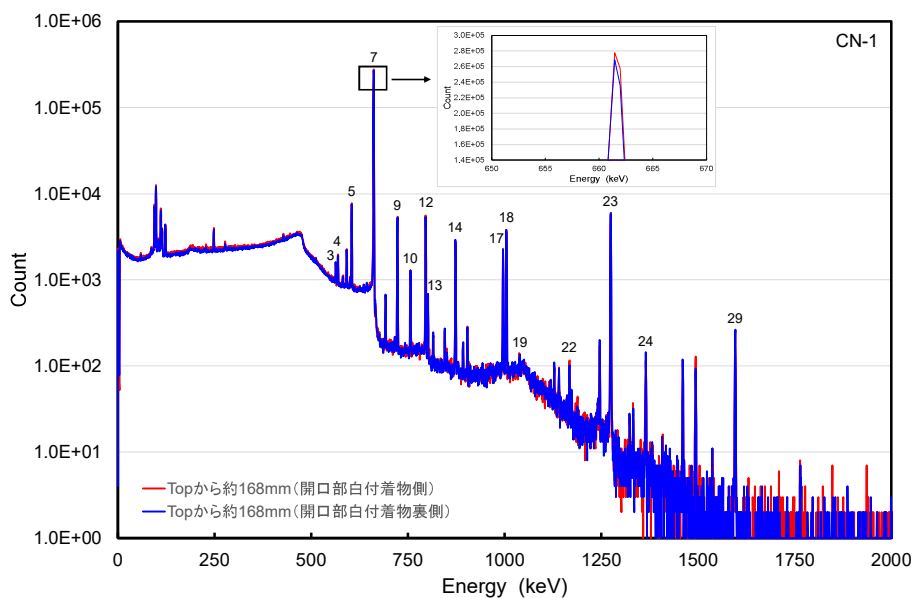
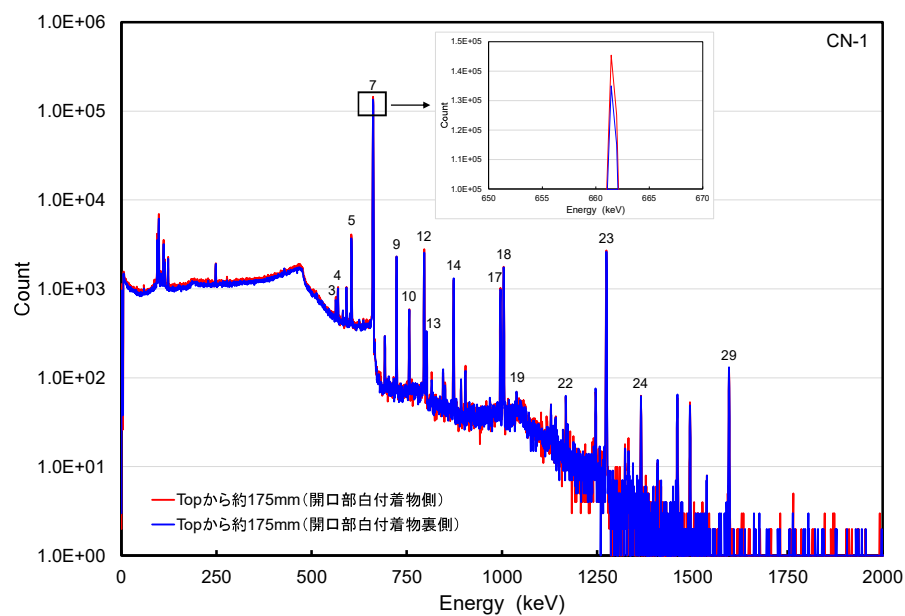


図 4.4.3-1 CN-1 パルス照射実験後の軸方向 γ 線強度分布 (破損開口部から周方向に概ね 90 度程度回転させた向きで測定)

1.Sb-125(427.1keV)	2.Ru-Rh-106(512.0keV)	3.Cs-134(563.3keV)	4.Cs-134(568.9keV)
5.Cs-134(604.5keV)	6.Ru-Rh-106(621.9keV)	7.Cs-Ba-137(661.7keV)	8.Ce-Pr-144(696.0keV)
9.Eu-154,Zr-Nb-95(723.8keV)	10.Eu-154,Zr-Nb-95(756.6keV)	11.Ag-110m,Zr-Nb-95(765.5keV)	12.Cs-134(795.9keV)
13.Cs-134(801.9keV)	14.Eu-154(873.1keV)	15.Ag-110m(884.7keV)	16.Ag-110m(937.5keV)
17.Eu-154(996.6keV)	18.Eu-154(1004.9keV)	19.Cs-134(1038.4keV)	20.Ru-Rh-106(1050.3keV)
21.Ru-Rh-106(1127.7keV)	22.Cs-134(1167.9keV)	23.Eu-154(1275.0keV)	24.Cs-134(1365.1keV)
25.Ag-110m(1384.3keV)	26.Ce-Pr-144(1489.1keV)	27.Ag-110m(1505.0keV)	28.Ru-Rh-106(1561.7keV)
29.Eu-154(1597.3keV)	30.Ce-Pr-144(1674.7keV)	31.Ru-Rh-106(1766.8keV)	



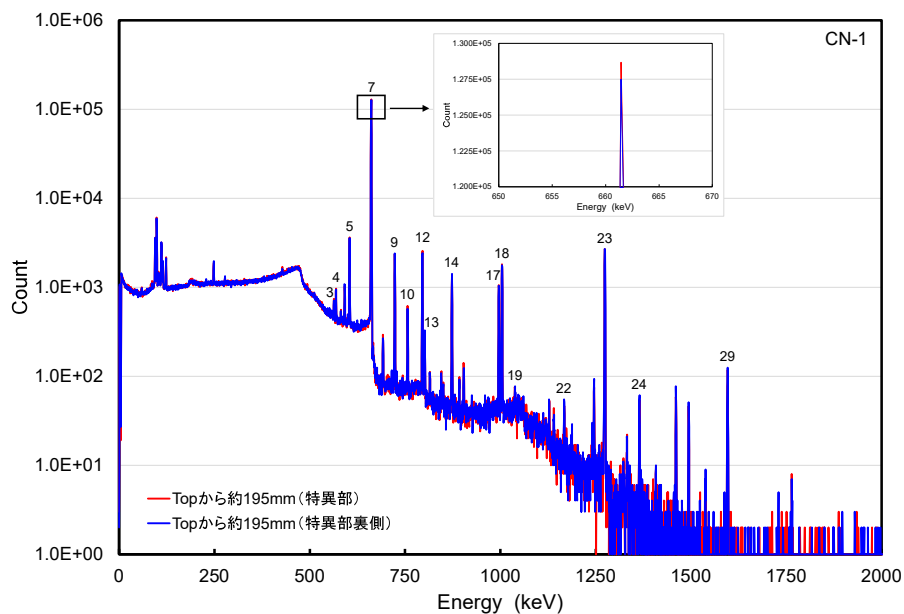
開口部白付着物(Topから約168mm)



開口部白付着物(Topから約175mm)

図 4.4.3-2(1) CN-1 パルス照射実験後の定点 γ 線強度分布

1.Sb-125(427.1keV)	2.Ru-Rh-106(512.0keV)	3.Cs-134(563.3keV)	4.Cs-134(568.9keV)
5.Cs-134(604.5keV)	6.Ru-Rh-106(621.9keV)	7.Cs-Ba-137(661.7keV)	8.Ce-Pr-144(696.0keV)
9.Eu-154,Zr-Nb-95(723.8keV)	10.Eu-154,Zr-Nb-95(756.6keV)	11.Ag-110m,Zr-Nb-95(765.5keV)	12.Cs-134(795.9keV)
13.Cs-134(801.9keV)	14.Eu-154(873.1keV)	15.Ag-110m(884.7keV)	16.Ag-110m(937.5keV)
17.Eu-154(996.6keV)	18.Eu-154(1004.9keV)	19.Cs-134(1038.4keV)	20.Ru-Rh-106(1050.3keV)
21.Ru-Rh-106(1127.7keV)	22.Cs-134(1167.9keV)	23.Eu-154(1275.0keV)	24.Cs-134(1365.1keV)
25.Ag-110m(1384.3keV)	26.Ce-Pr-144(1489.1keV)	27.Ag-110m(1505.0keV)	28.Ru-Rh-106(1561.7keV)
29.Eu-154(1597.3keV)	30.Ce-Pr-144(1674.7keV)	31.Ru-Rh-106(1766.8keV)	



特異部

図 4.4.3-2(2) CN-1 パルス照射実験後の定点 γ 線強度分布

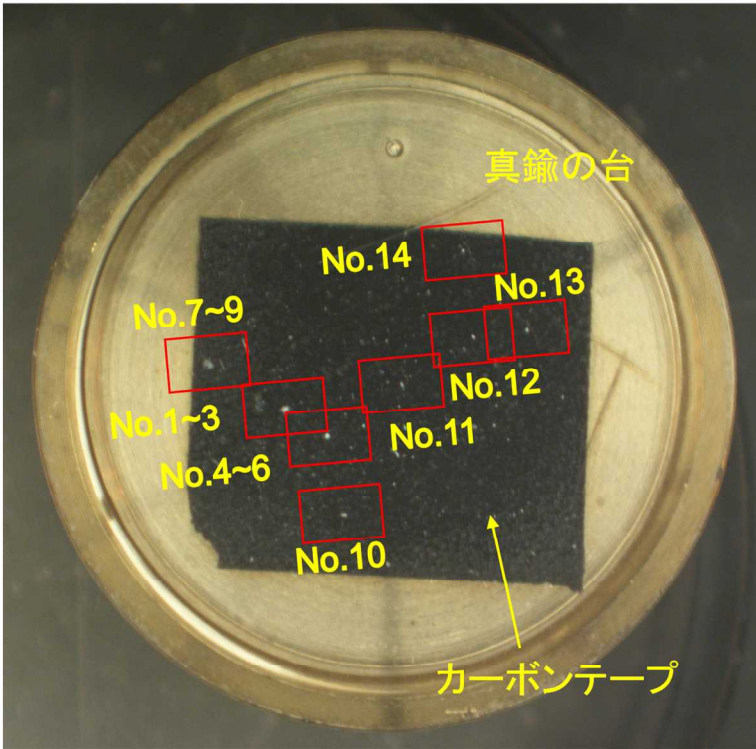
CN-1(白付着物) 点分析結果	
測定条件	
加速電圧	20 kV
照射電流	$5.0 \times 10^{-7} \text{ A}$
ビーム径	$\Phi 10 \mu\text{m}$
分析間隔	50 μm
分析時間	300 ms
観察位置	
	

図 4.4.3-3(1) SEM 観察及び EPMA 分析試料のセット状況

CN-1(白付着物) 真鍮+カーボンテープ(BLK) 点分析結果

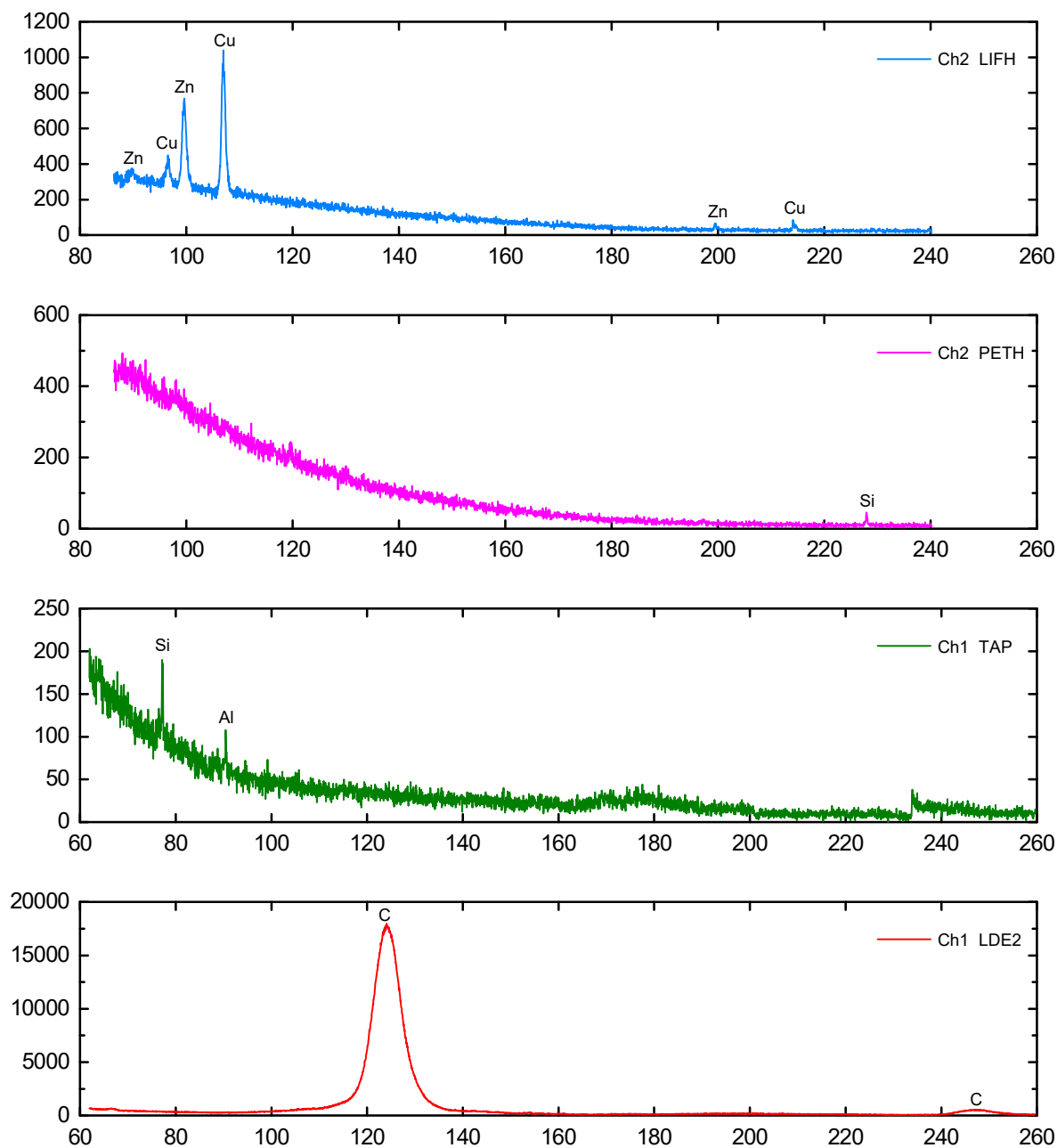


図 4.4.3-3(2)EPMA 分析結果 (Blank 試料)

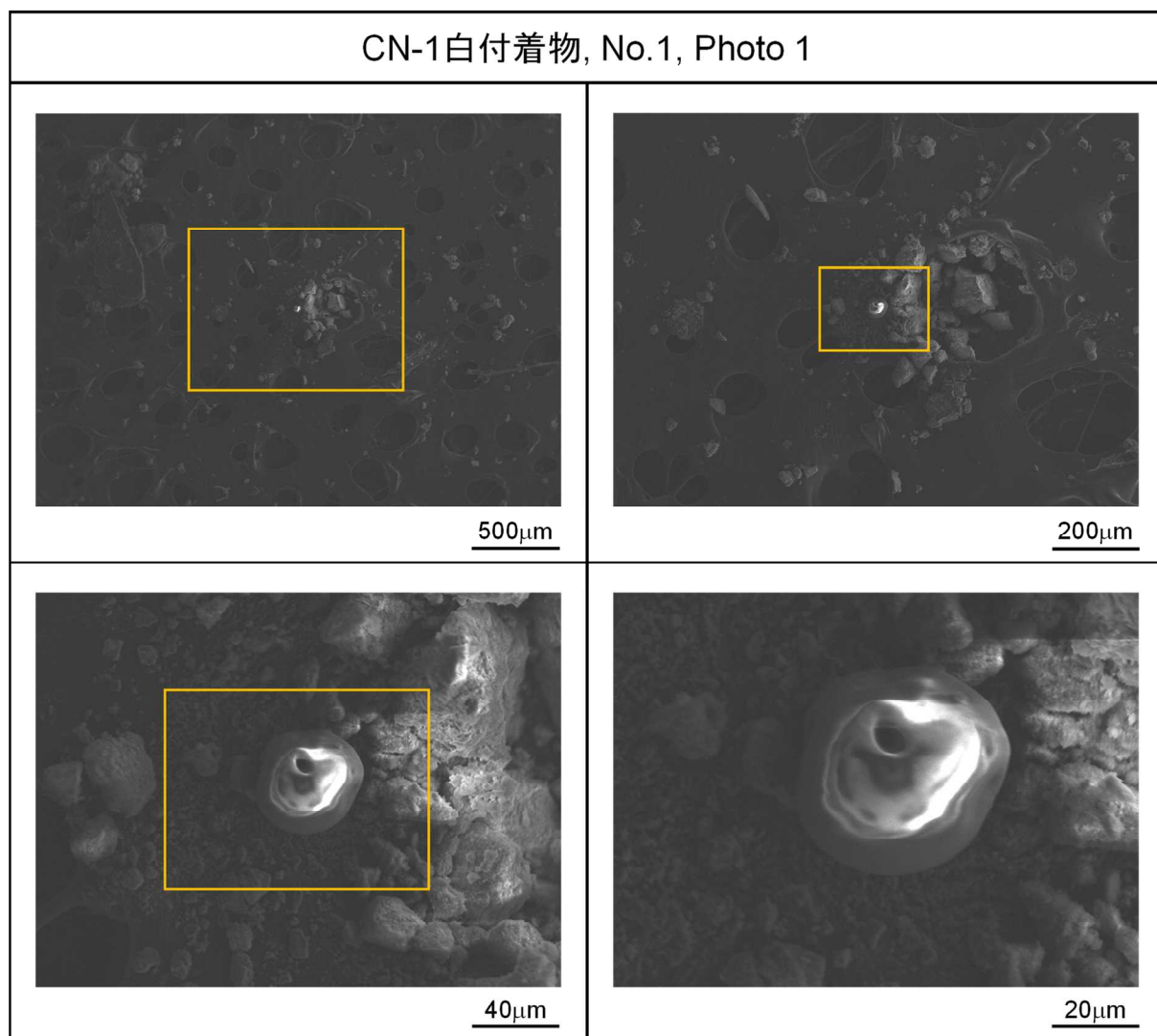


図 4.4.3-3(3) EPMA 分析後 SEM 観察写真 (試料番号 No.1)

CN-1(白付着物) No.1 点分析結果

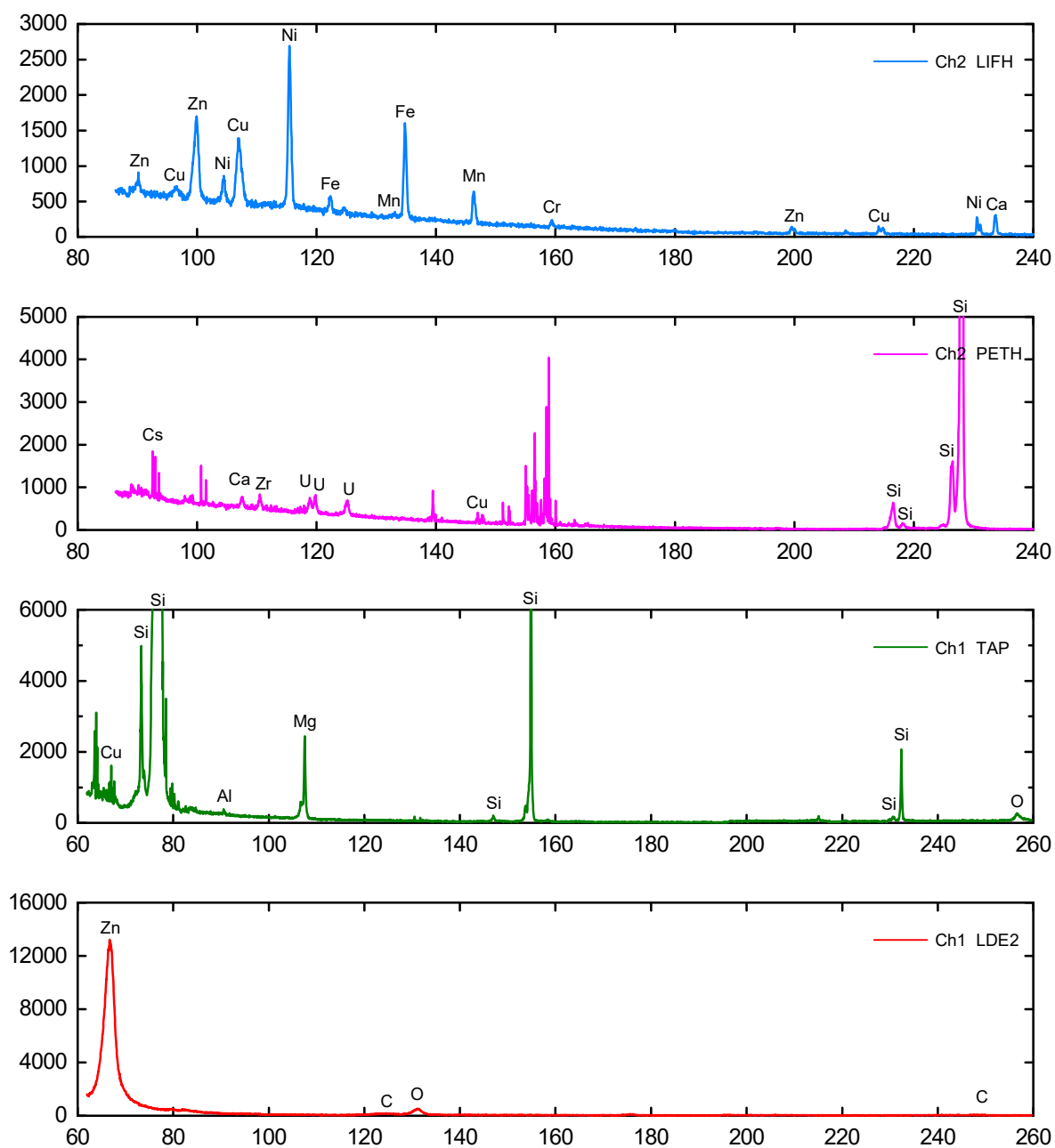


図 4.4.3-3(4) EPMA 分析結果 (No.1 試料)

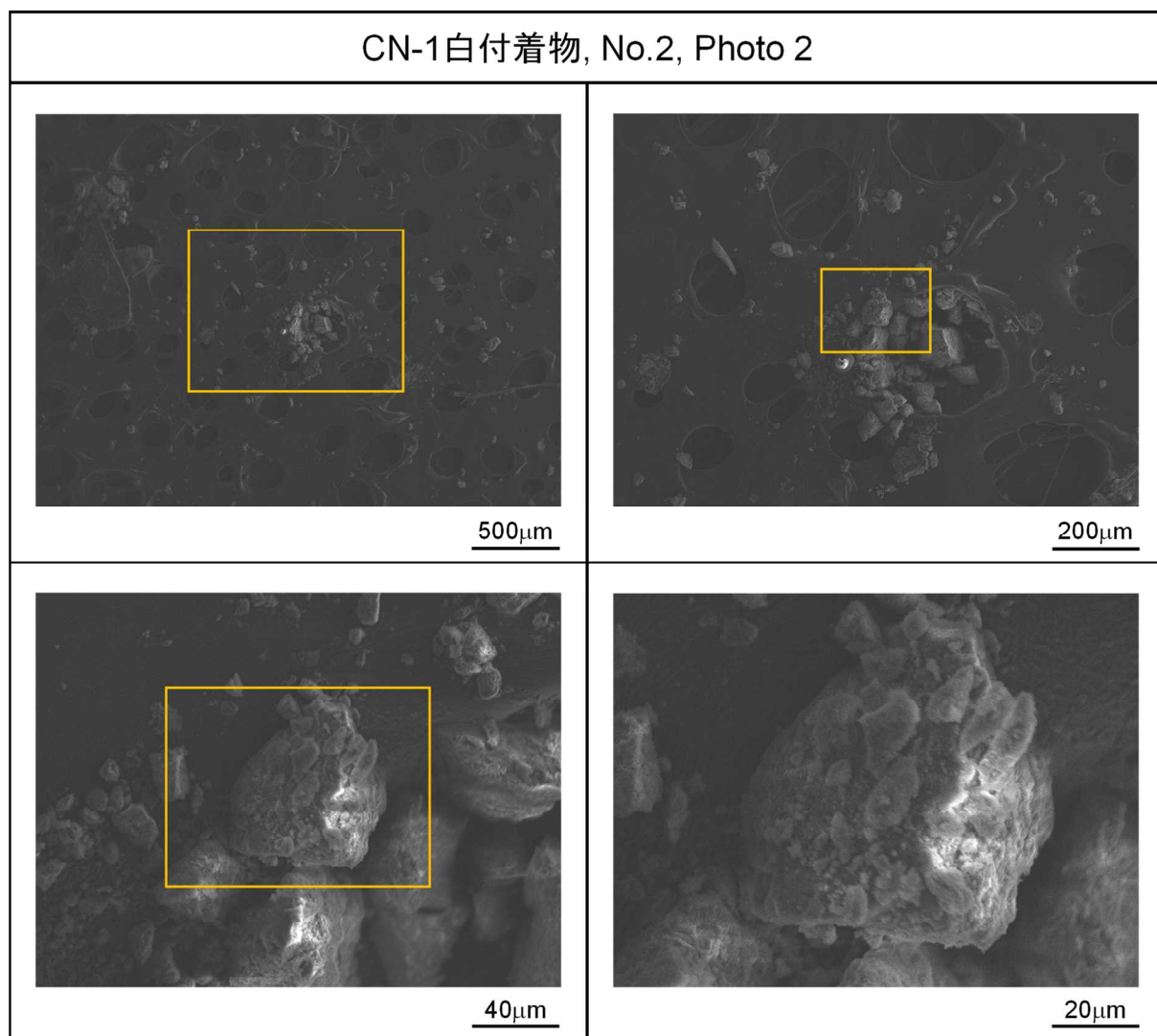


図 4.4.3-3(5) SEM 観察写真 (試料番号 No.2)

CN-1(白付着物) No.2 点分析結果

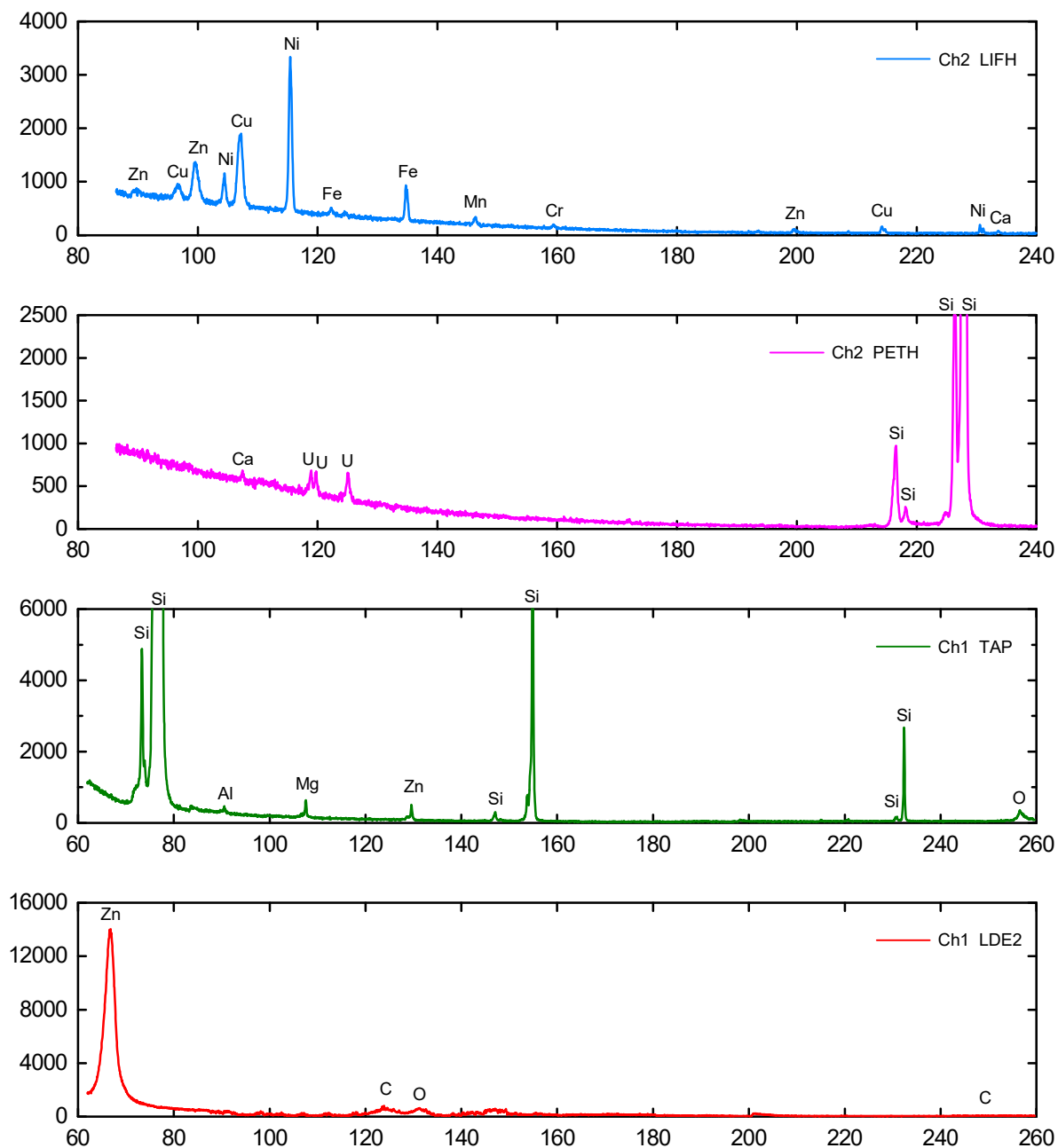


図 4.4.3-3(6) EPMA 分析結果 (No.2 試料)

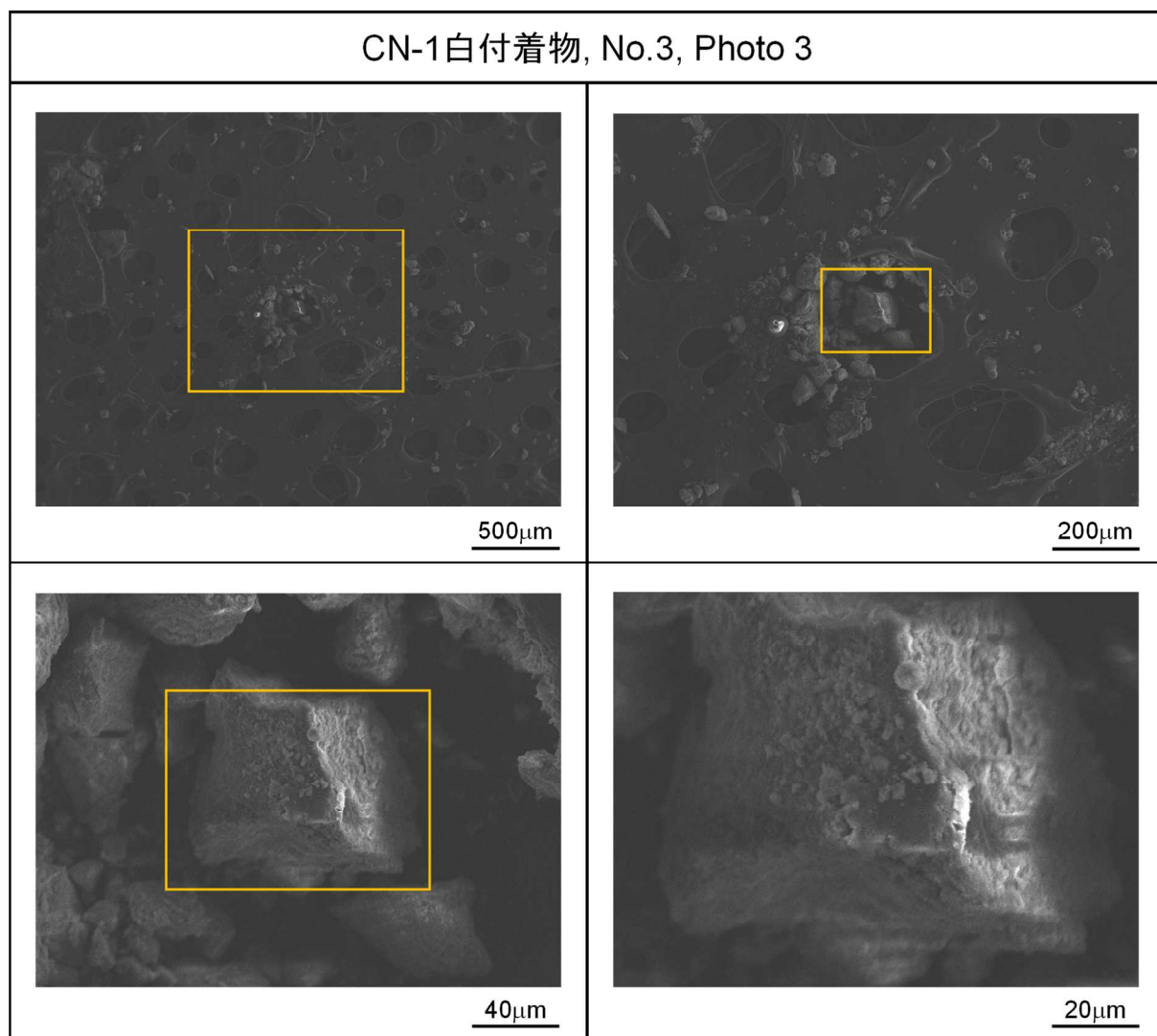


図 4.4.3-3(7) SEM 観察写真 (試料番号 No.3)

CN-1(白付着物) No.3 点分析結果

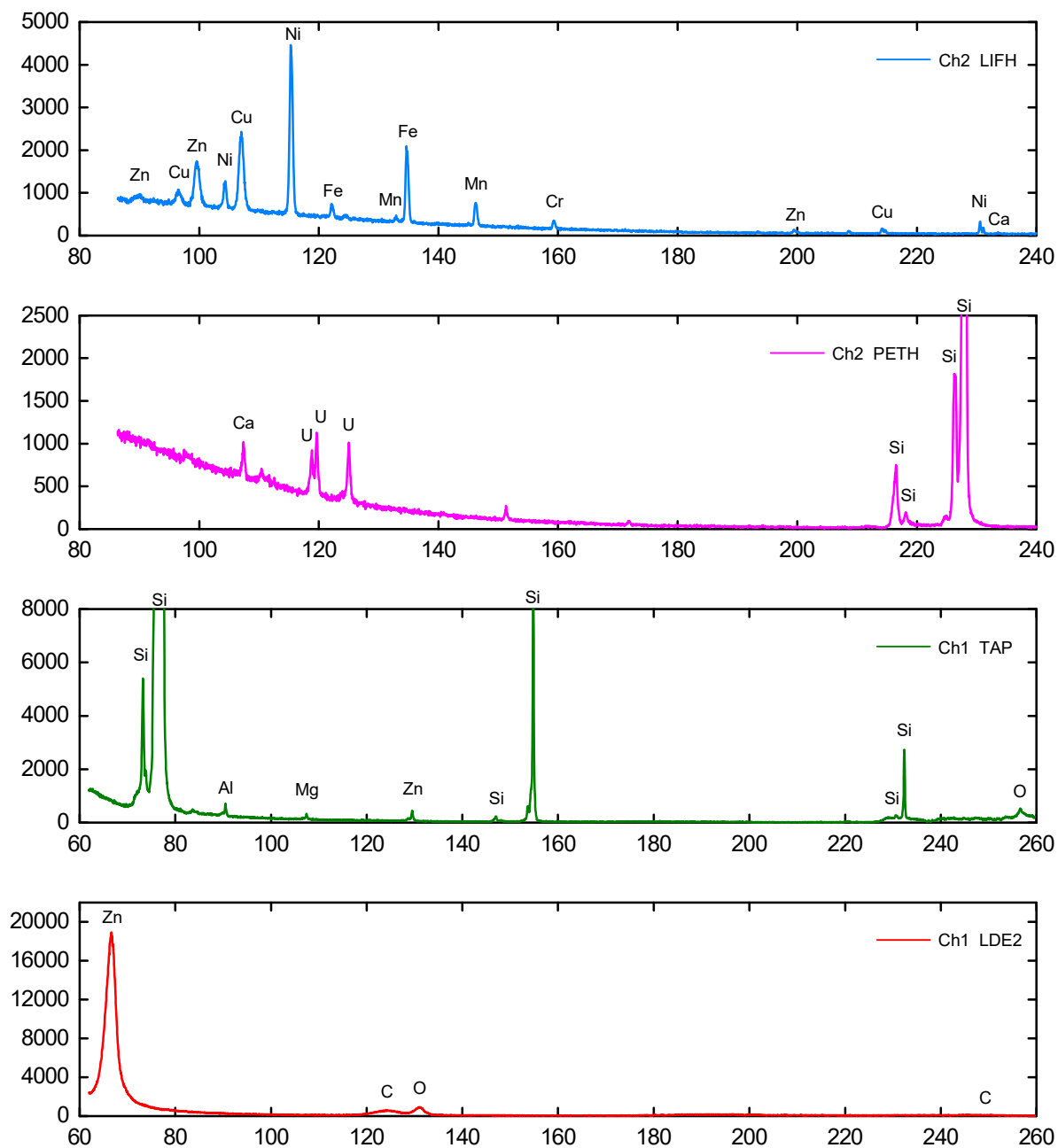


図 4.4.3-3(8) EPMA 分析結果 (No.3 試料)

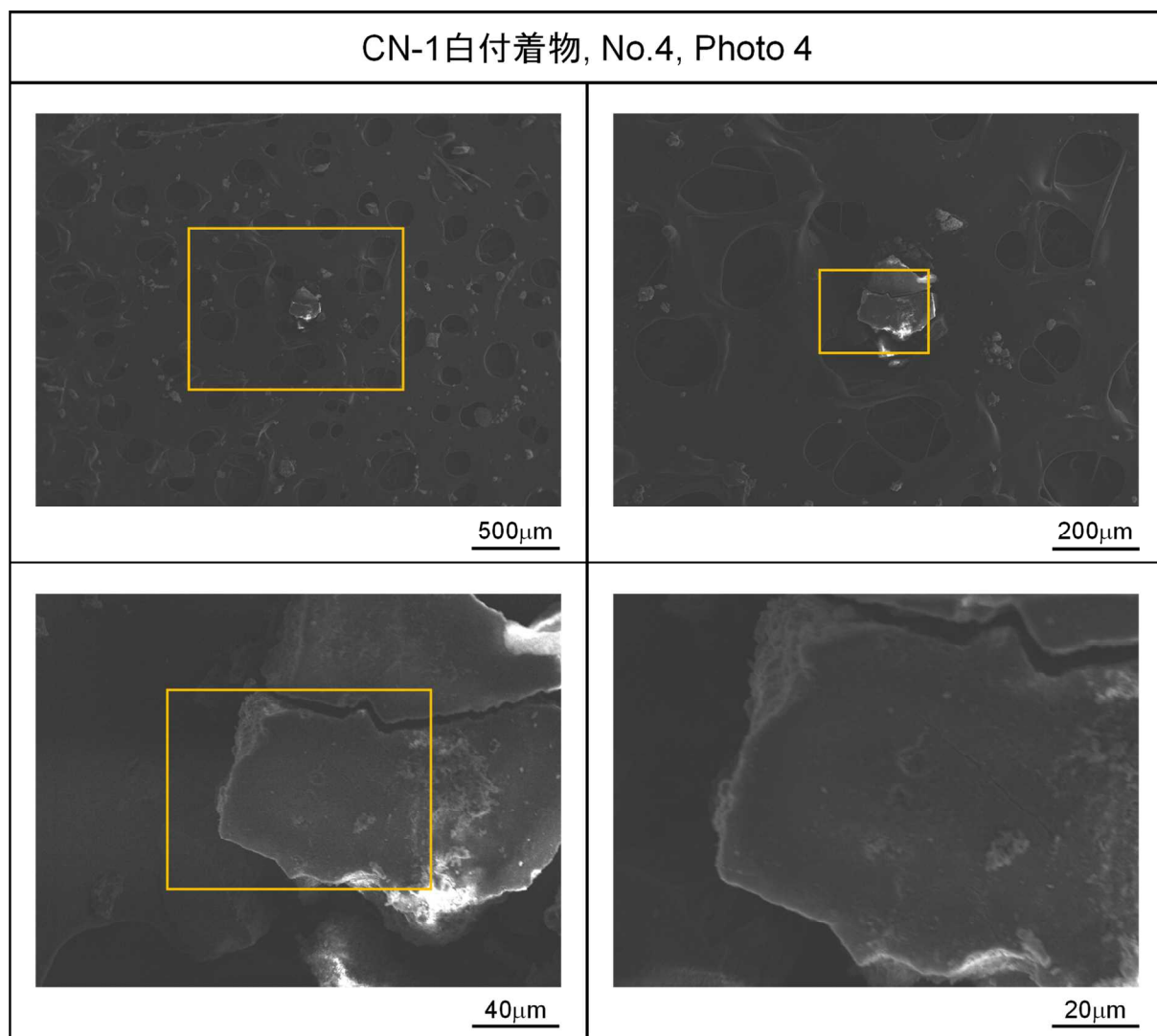


図 4.4.3-3(9) SEM 観察写真 (試料番号 No.4)

CN-1(白付着物) No.4 点分析結果

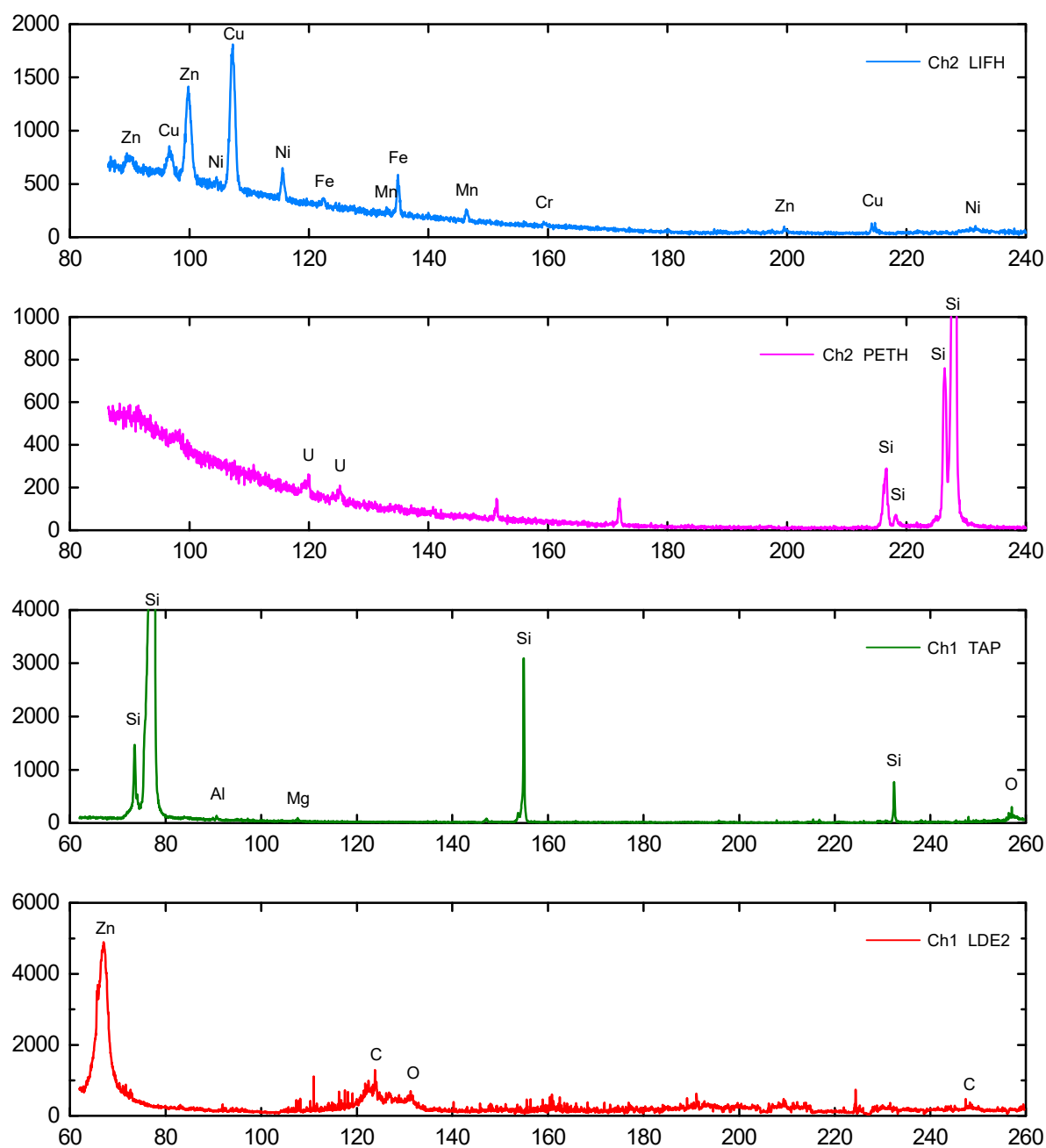


図 4.4.3-3(10) EPMA 分析結果 (No.4 試料)

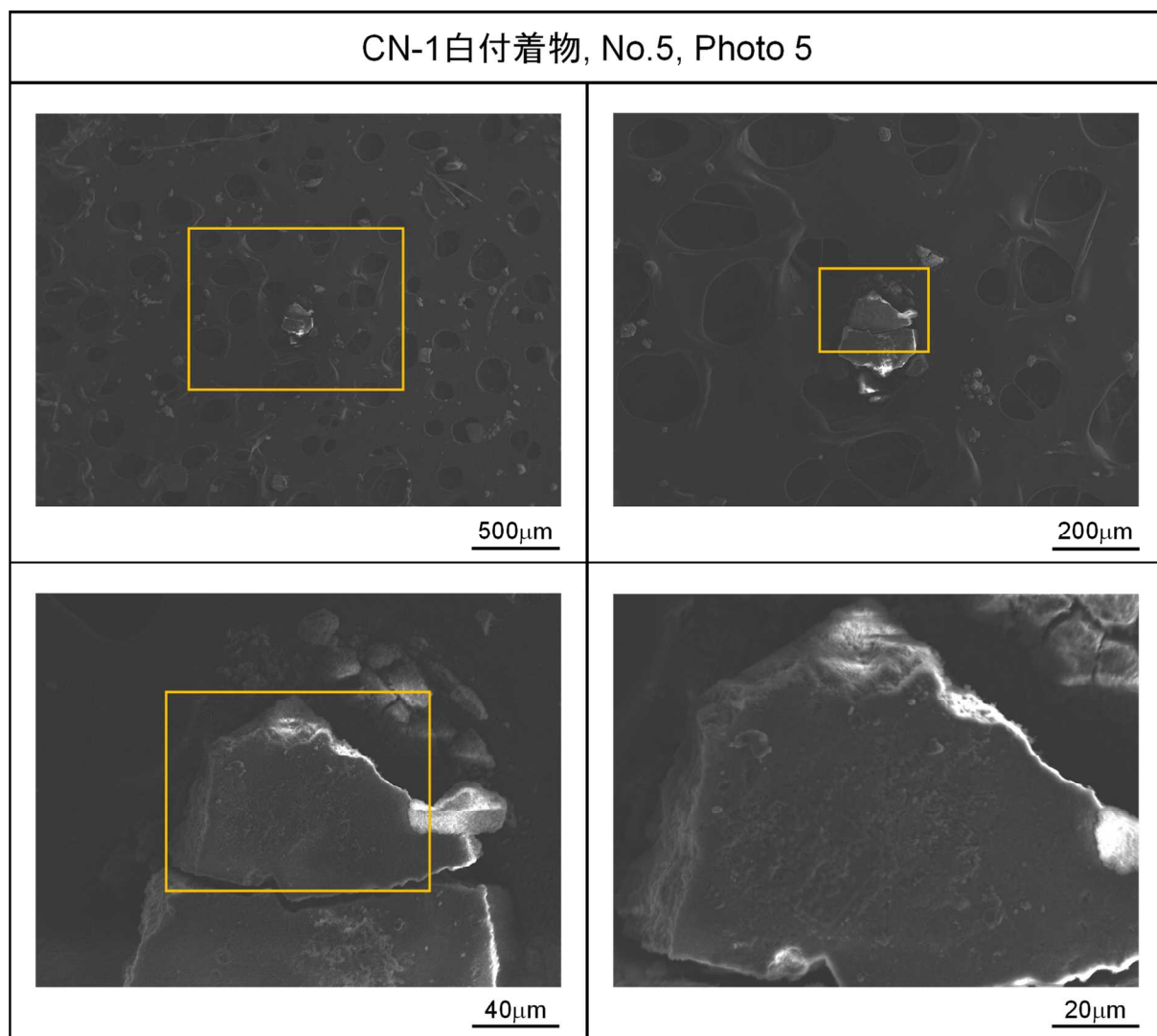


図 4.4.3-3(11) SEM 観察写真 (試料番号 No.5)

CN-1(白付着物) No.5 点分析結果

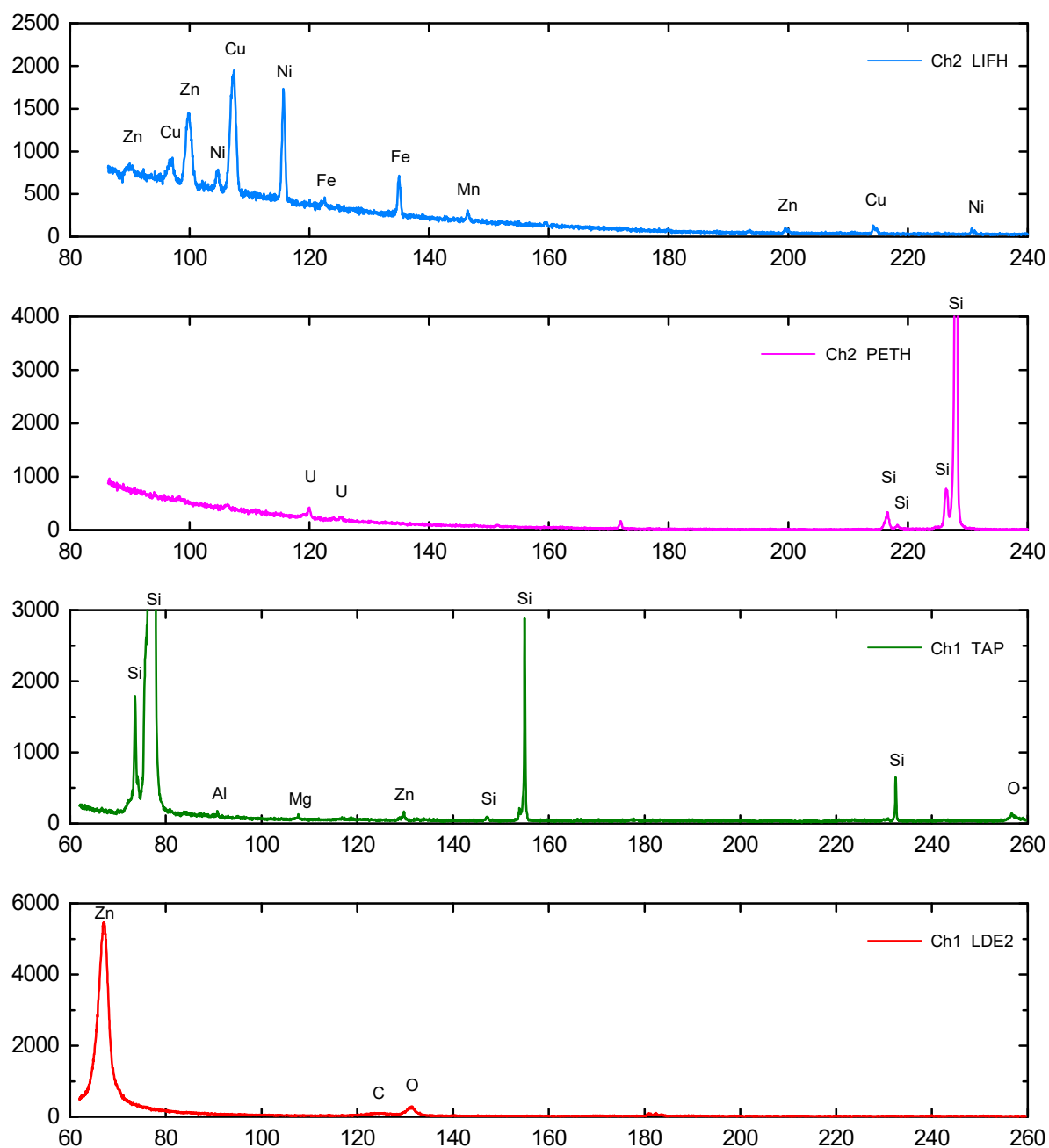


図 4.4.3-3(12) EPMA 分析結果 (No.5 試料)

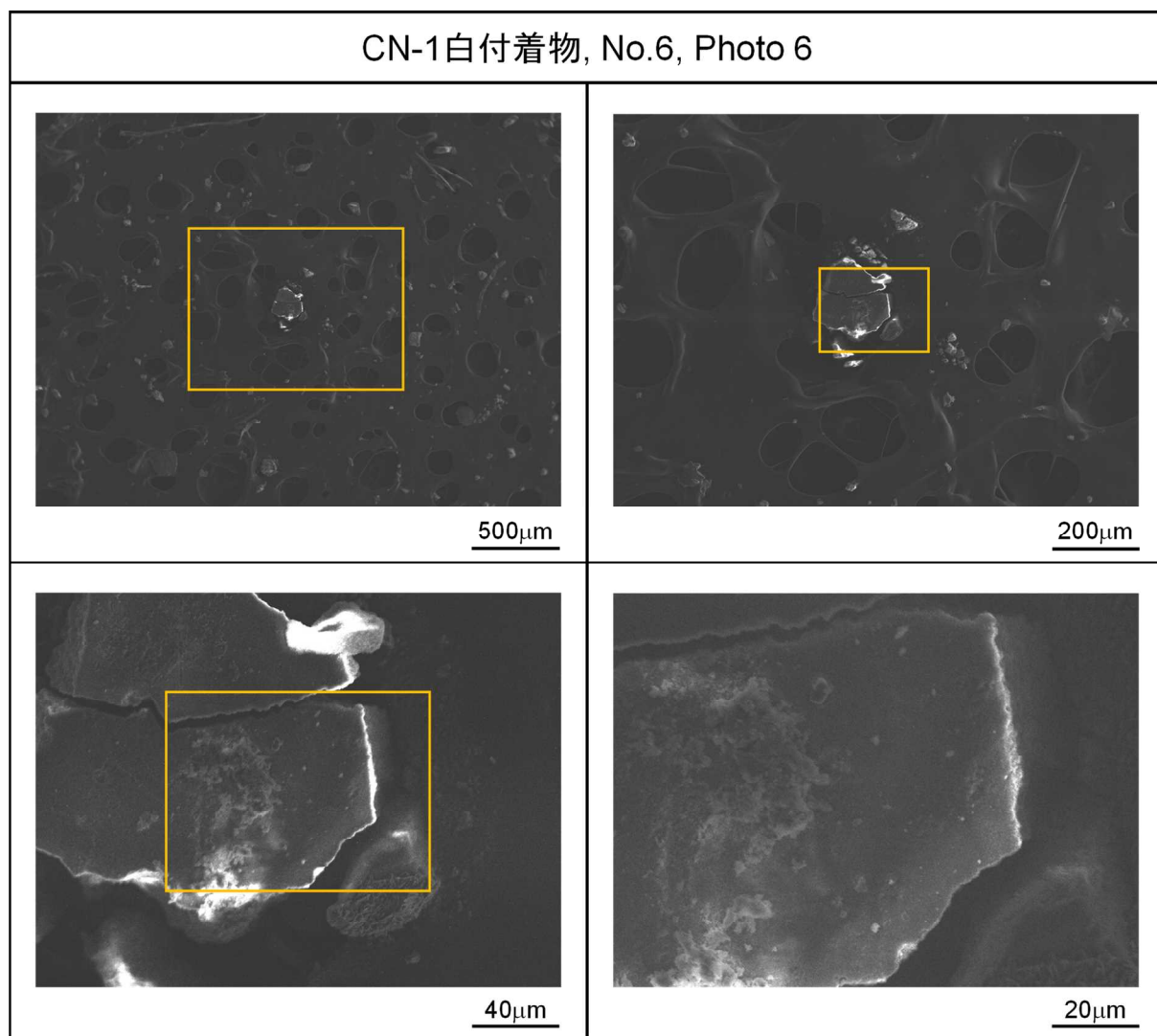


図 4.4.3-3(13) SEM 観察写真 (試料番号 No.6)

CN-1(白付着物) No.6 点分析結果

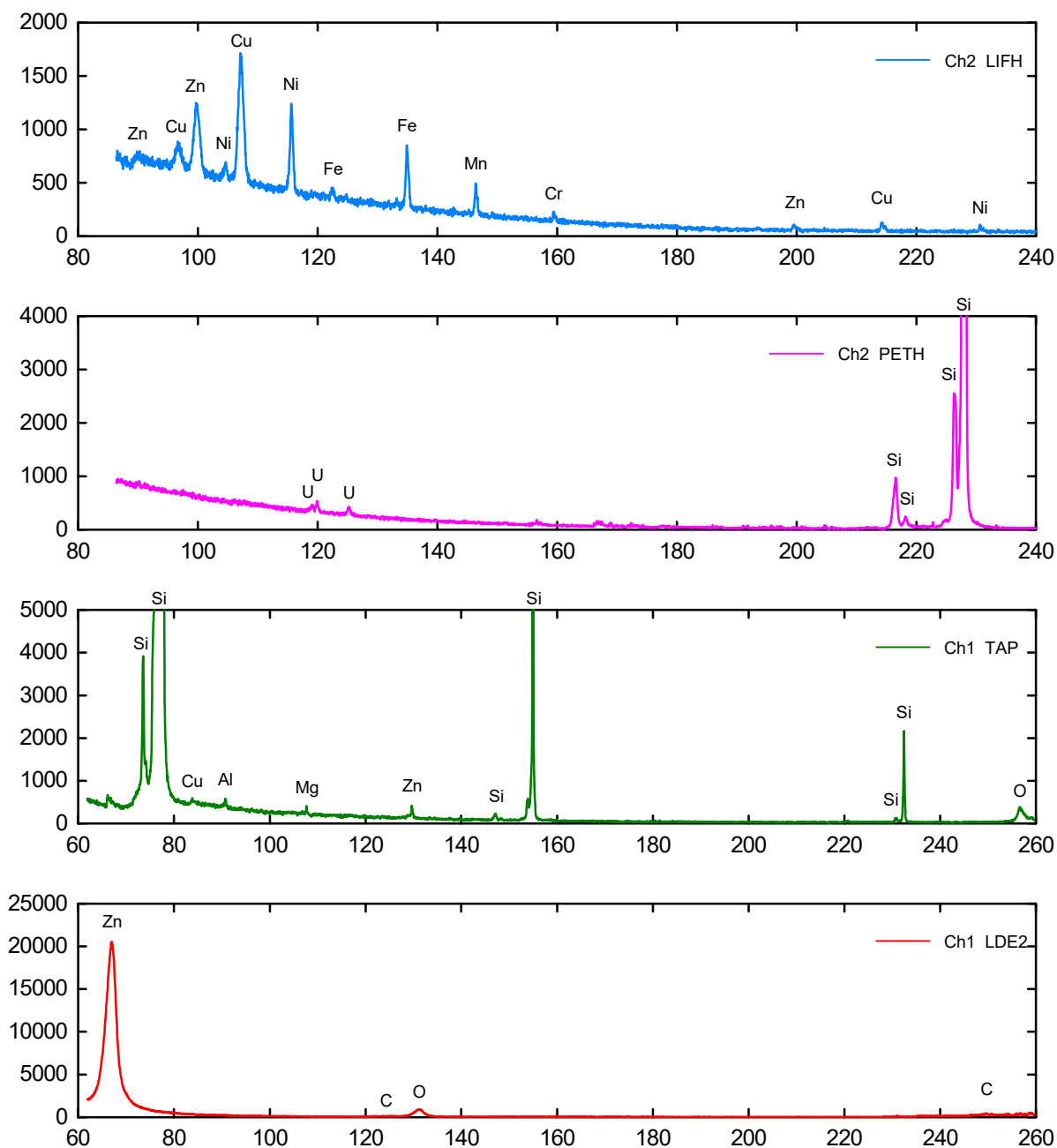


図 4.4.3-3(14) EPMA 分析結果 (No.6 試料)

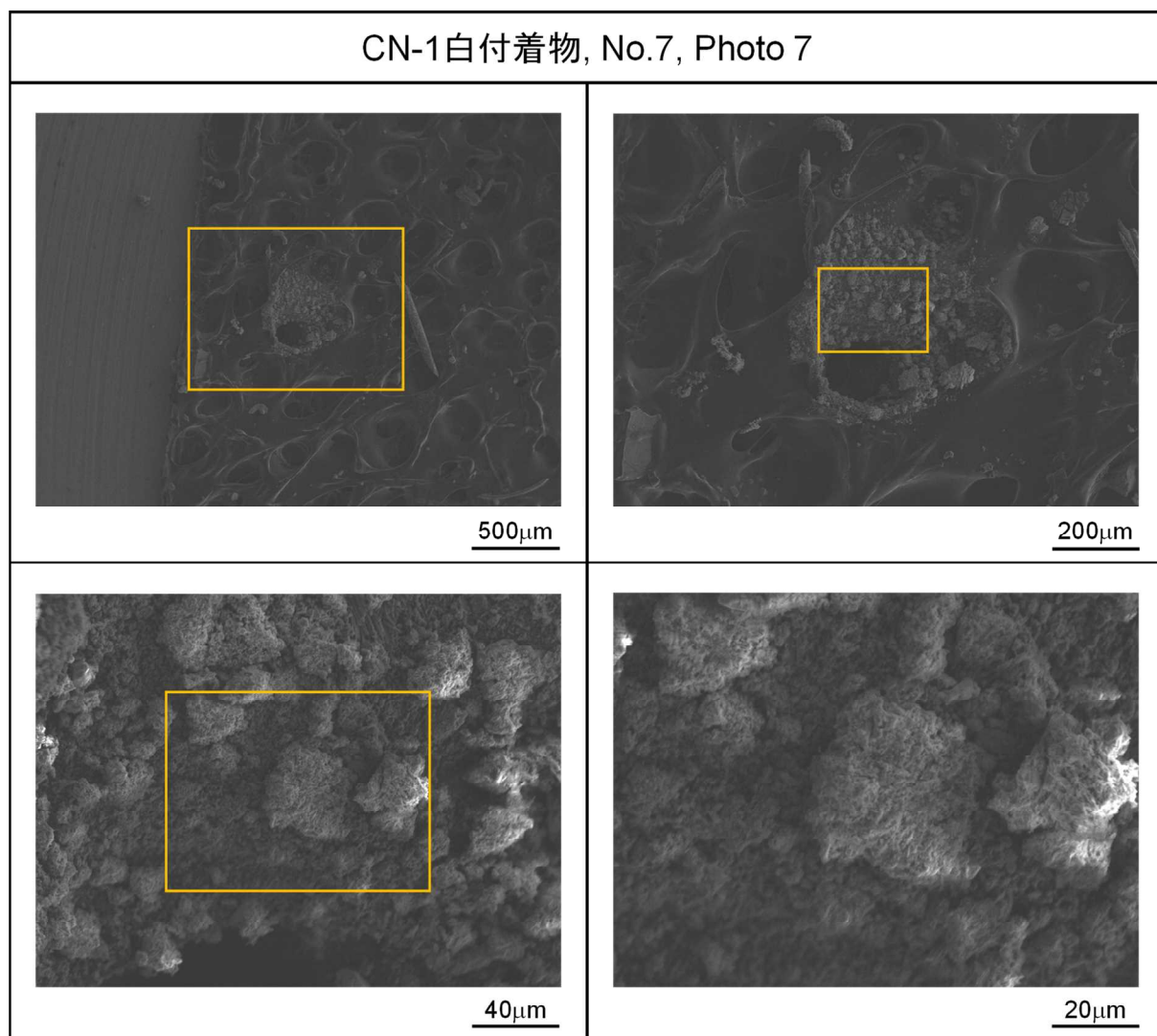


図 4.4.3-3(15) SEM 観察写真 (試料番号 No.7)

CN-1(白付着物) No.7 点分析結果

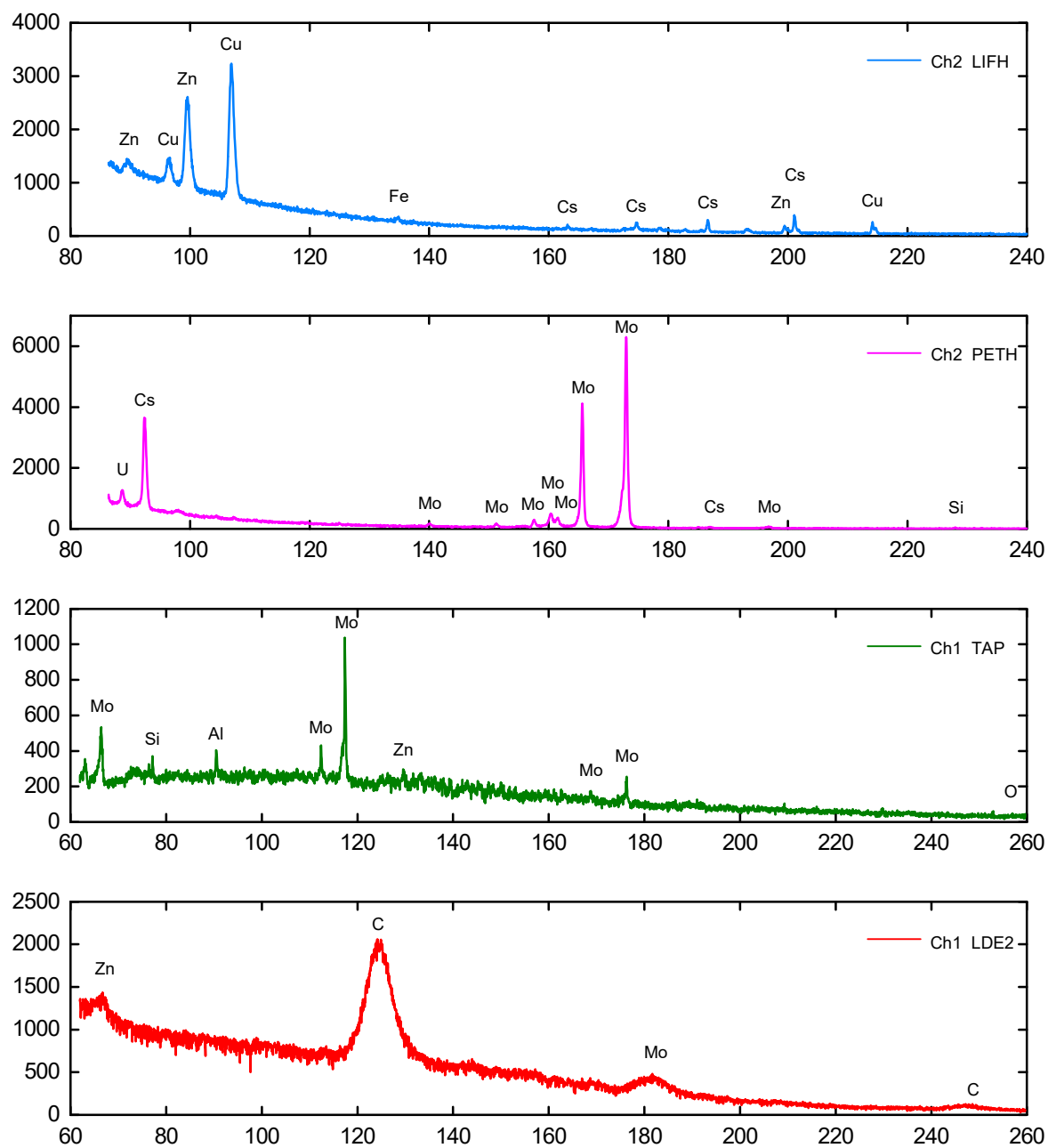


図 4.4.3-3(16) EPMA 分析結果 (No.7 試料)

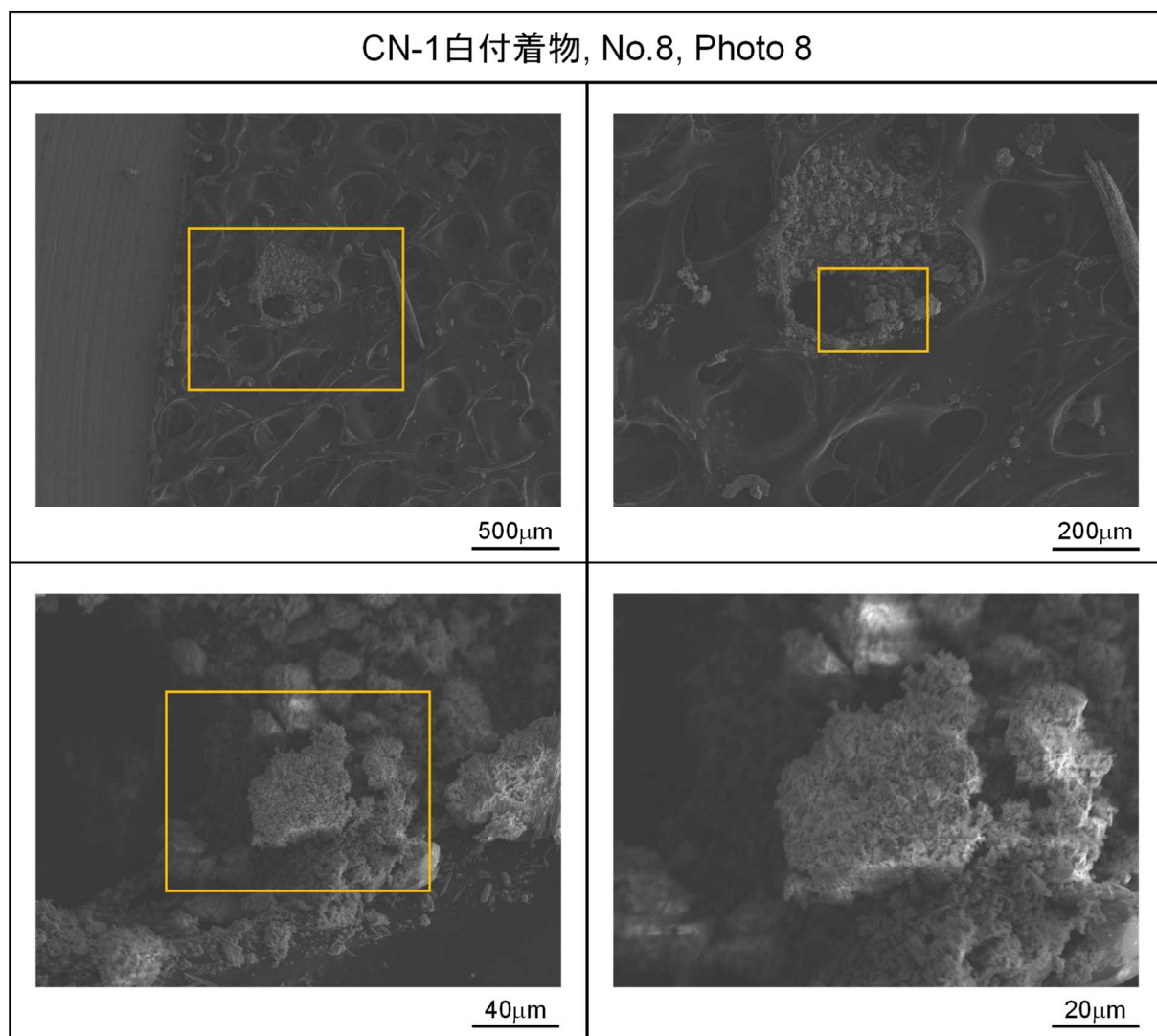


図 4.4.3-3(17) SEM 観察写真 (試料番号 No.8)

CN-1(白付着物) No.8 点分析結果

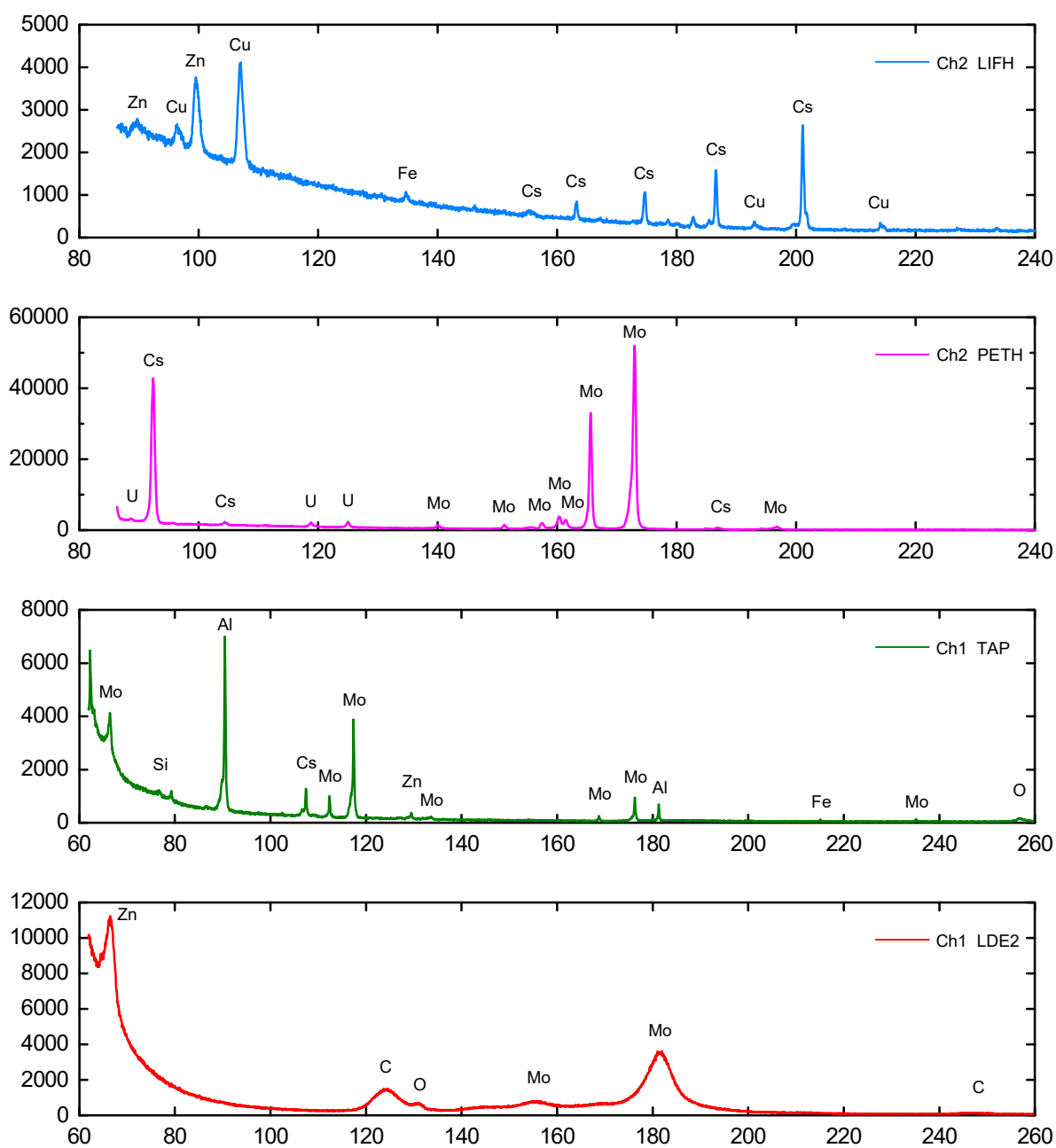


図 4.4.3-3(18) EPMA 分析結果 (No.8 試料)

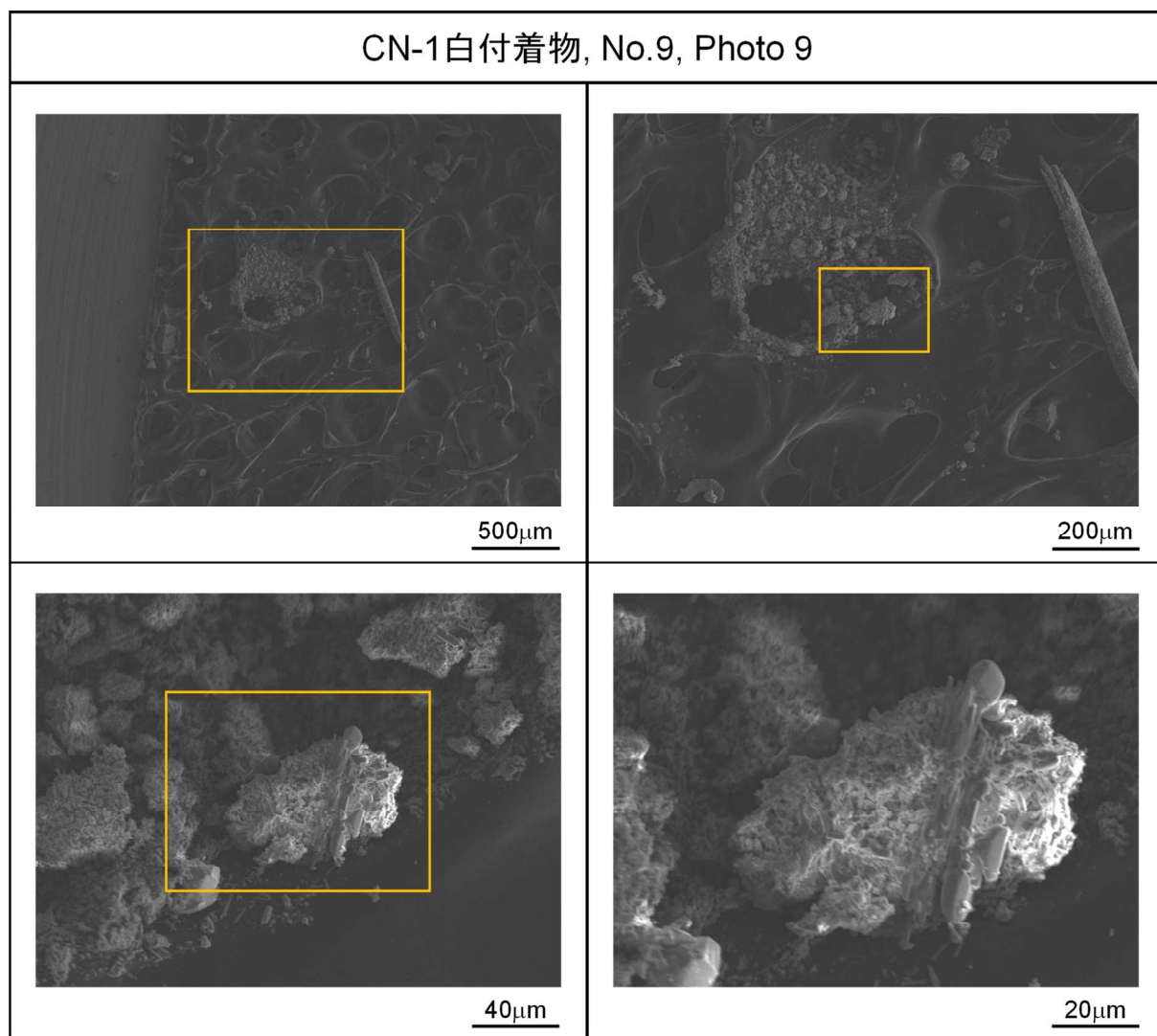


図 4.4.3-3(19) SEM 観察写真 (試料番号 No.9)

CN-1(白付着物) No.9 点分析結果

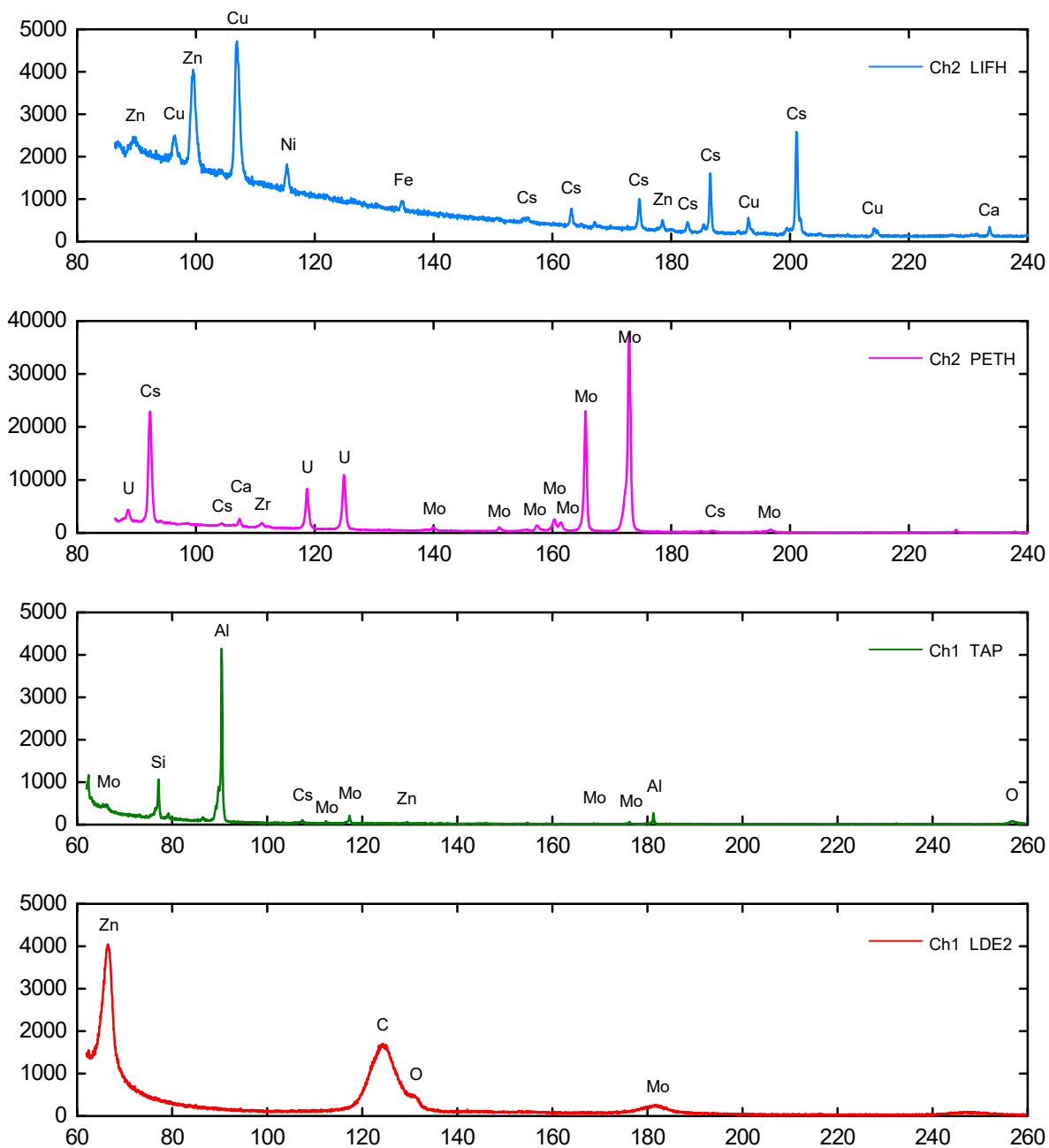


図 4.4.3-3(20) EPMA 分析結果 (No.9 試料)

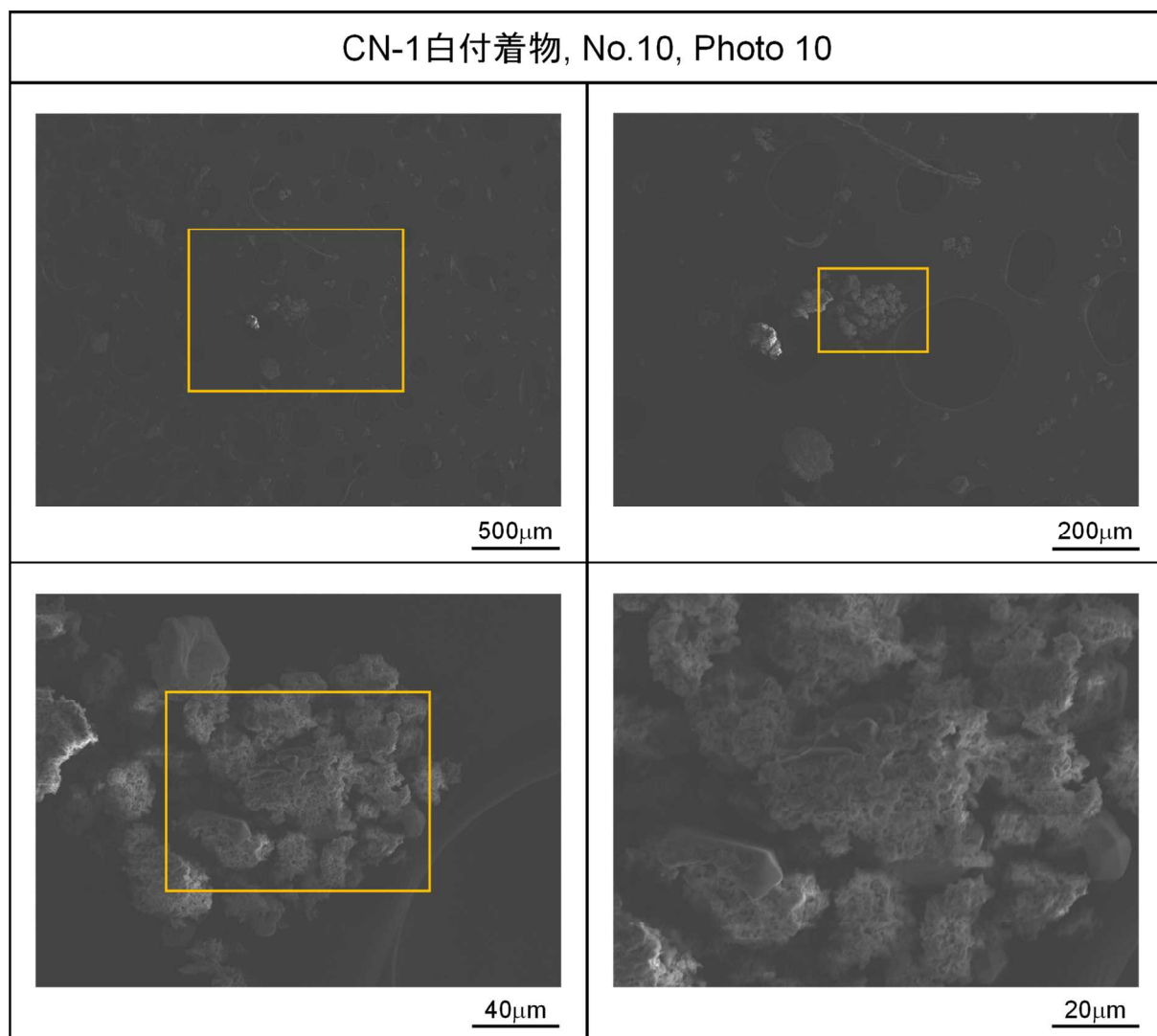


図 4.4.3-3(21) SEM 観察写真 (試料番号 No.10)

CN-1(白付着物) No.10 点分析結果

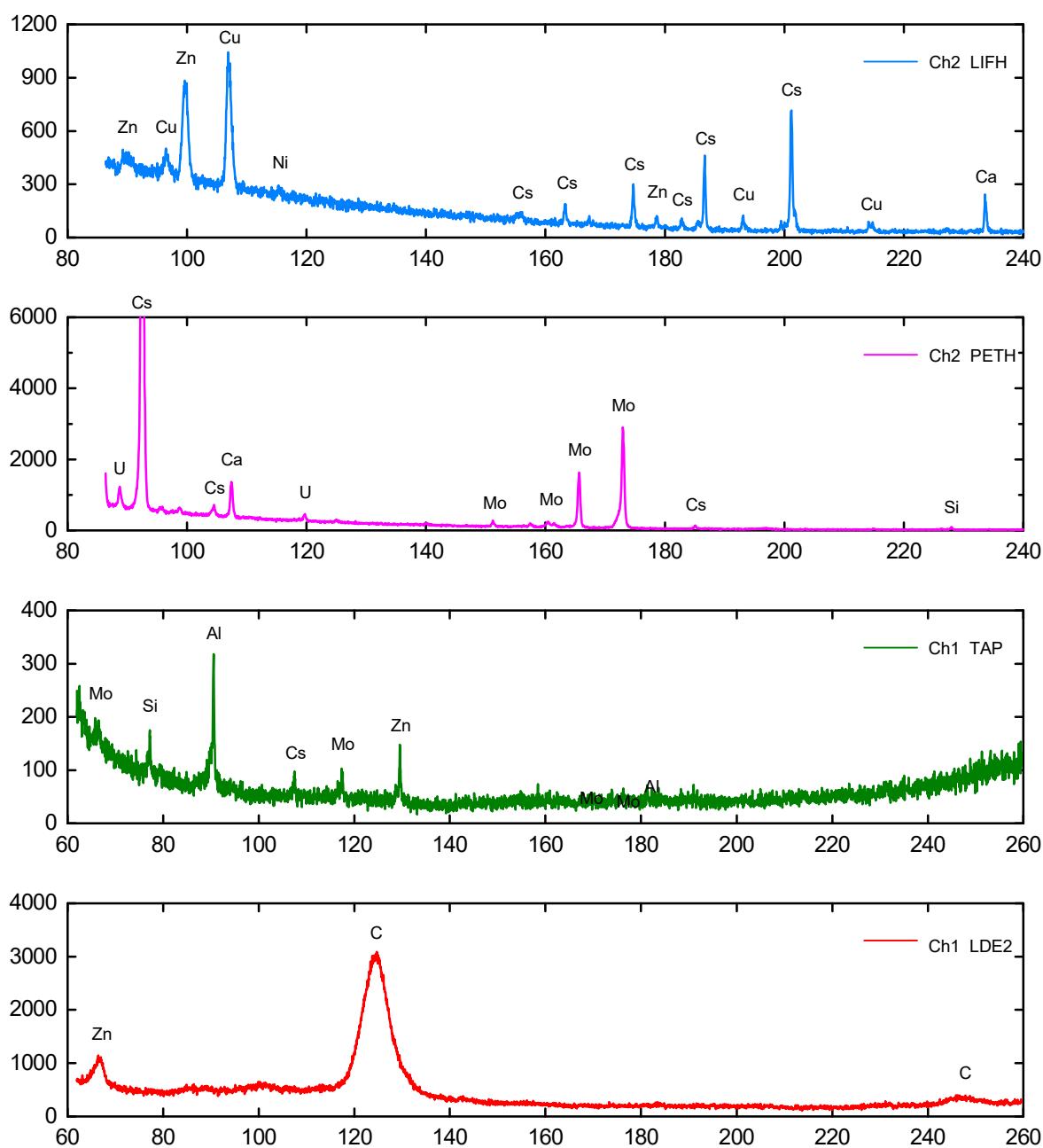


図 4.4.3-3(22) EPMA 分析結果 (No.10 試料)

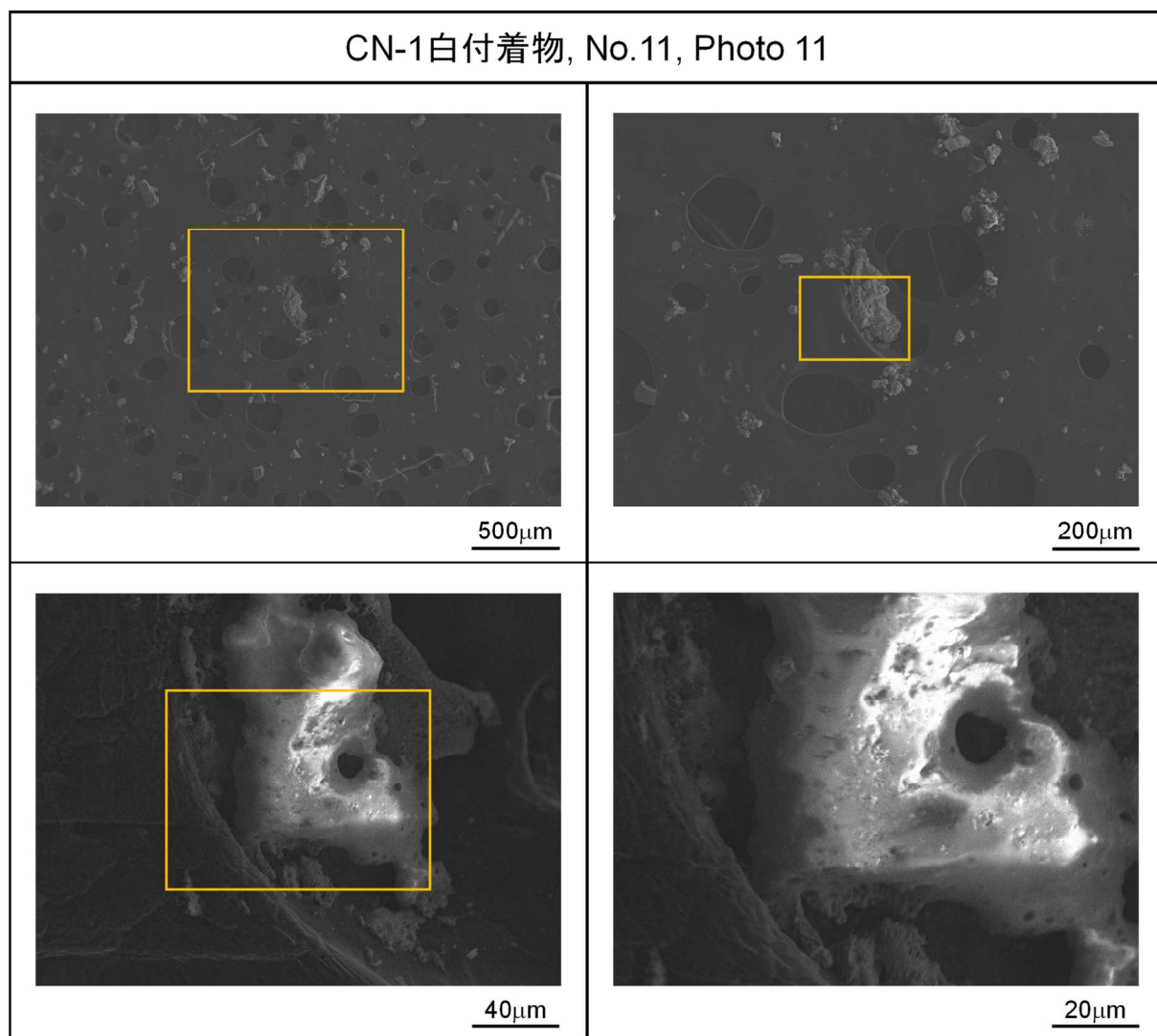


図 4.4.3-3(23) SEM 観察写真 (試料番号 No.11)

CN-1(白付着物) No.11 点分析結果

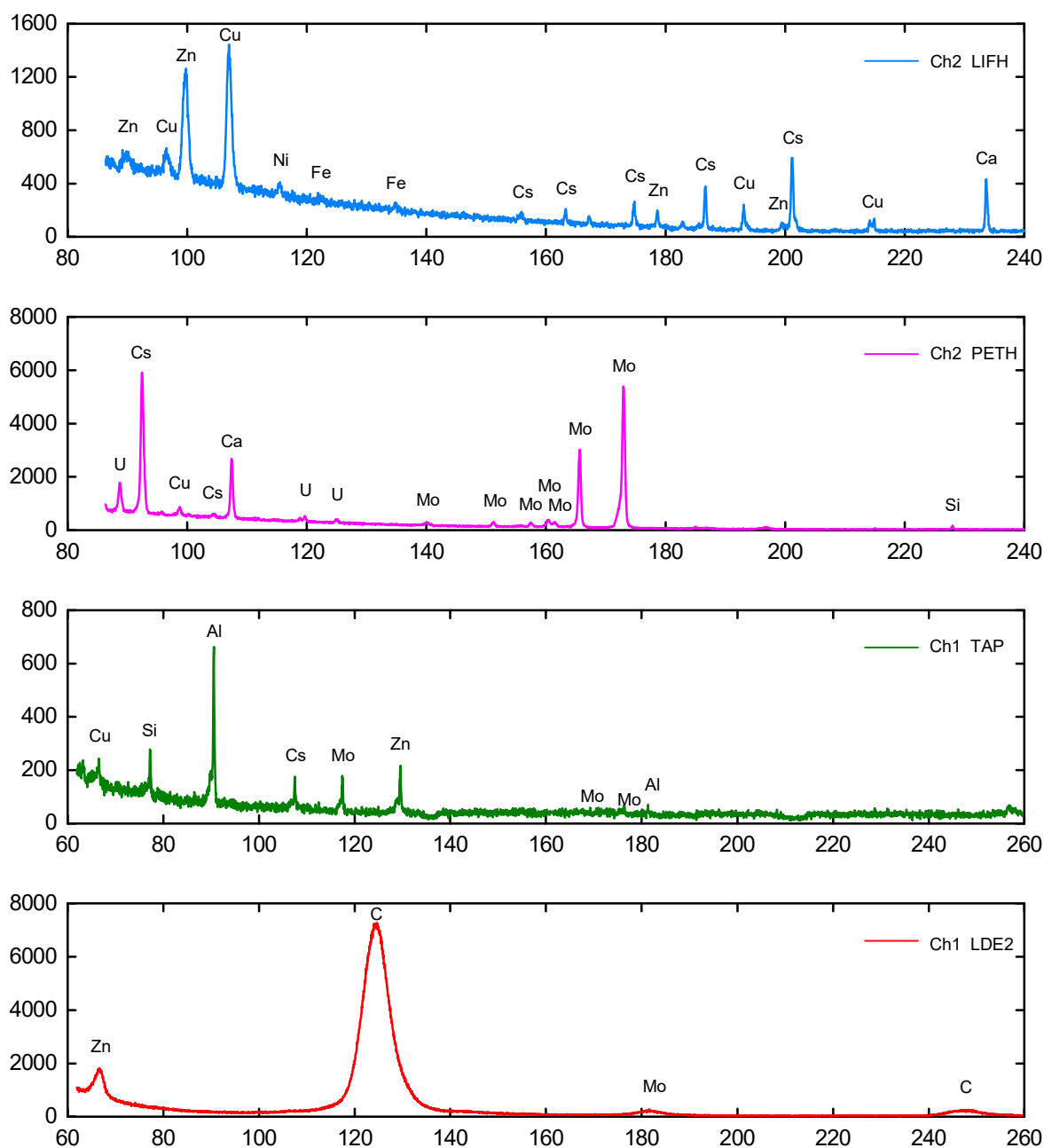


図 4.4.3-3(24) EPMA 分析結果 (No.11 試料)

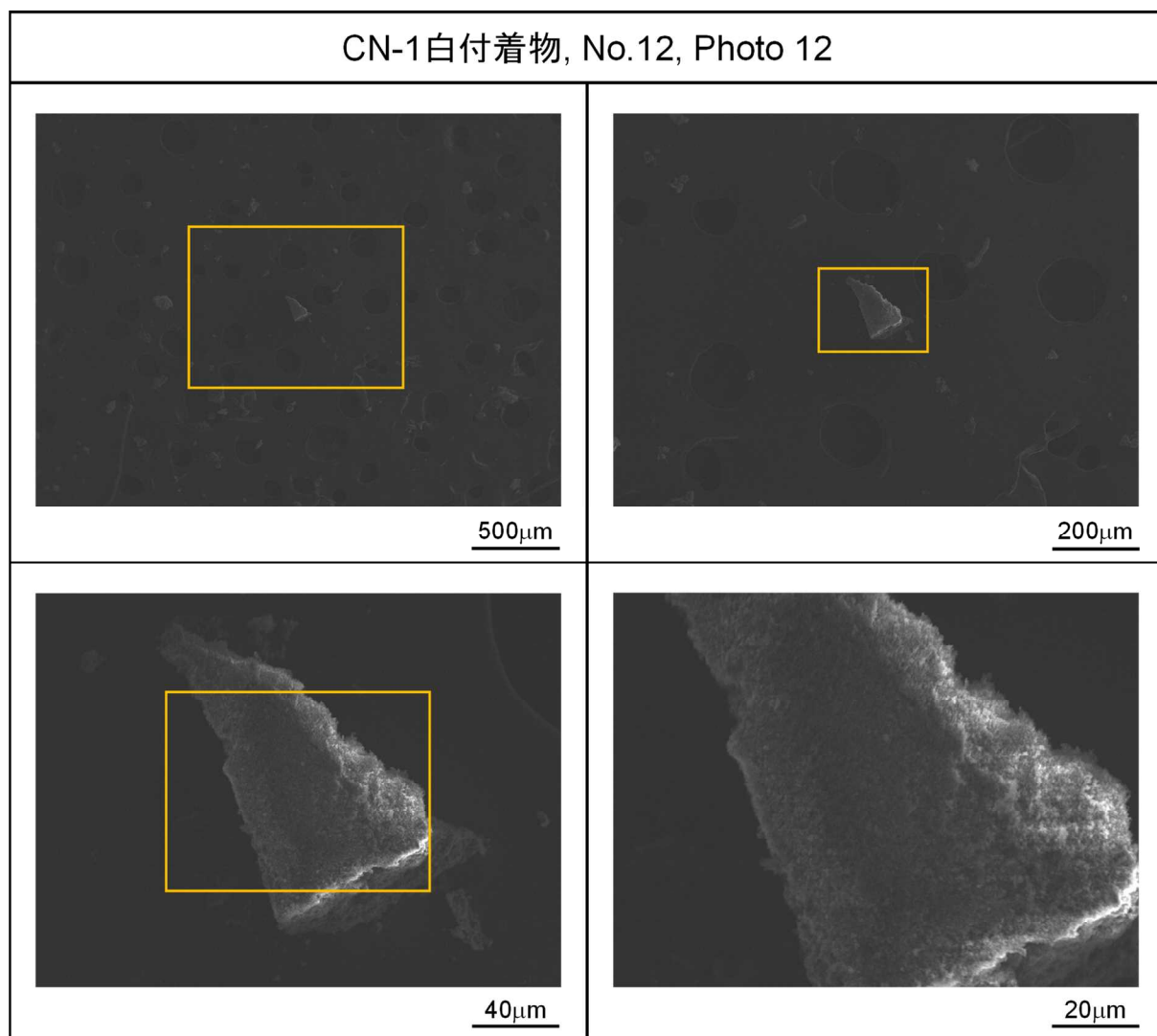


図 4.4.3-3(25) SEM 観察写真 (試料番号 No.12)

CN-1(白付着物) No.12 点分析結果

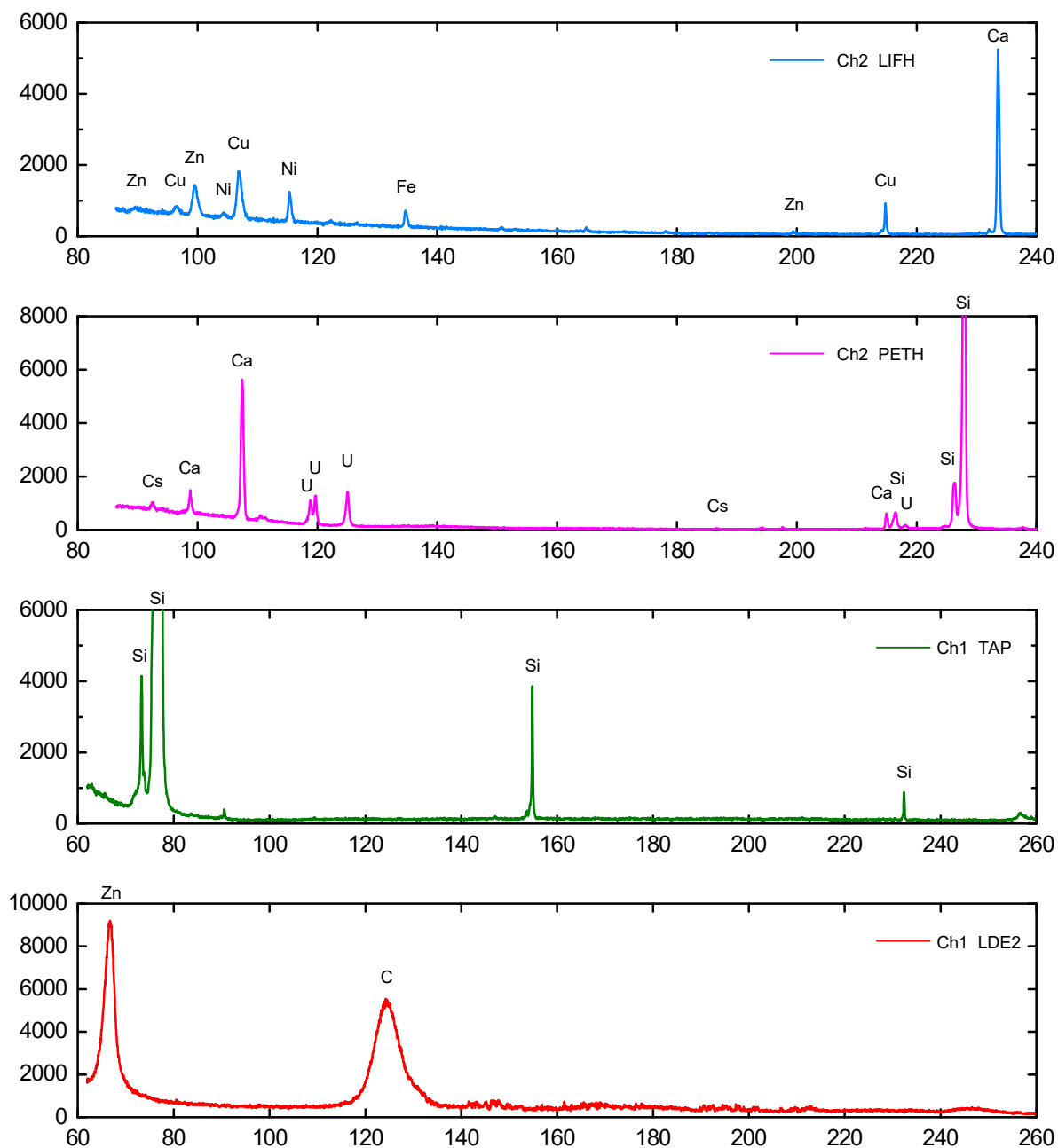


図 4.4.3-3(26) EPMA 分析結果 (No.12 試料)

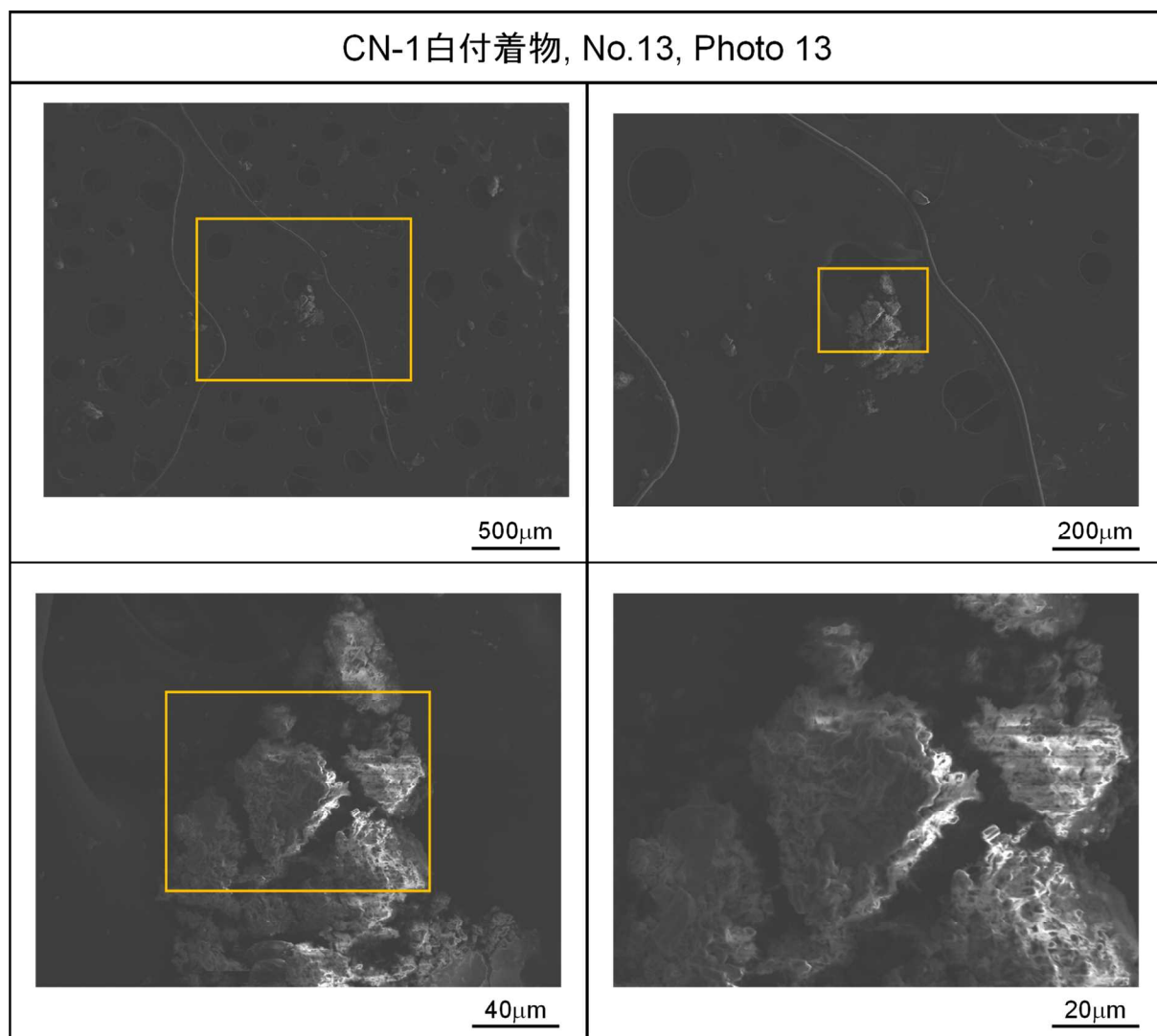


図 4.4.3-3(27) SEM 観察写真 (試料番号 No.13)

CN-1(白付着物) No.13 点分析結果

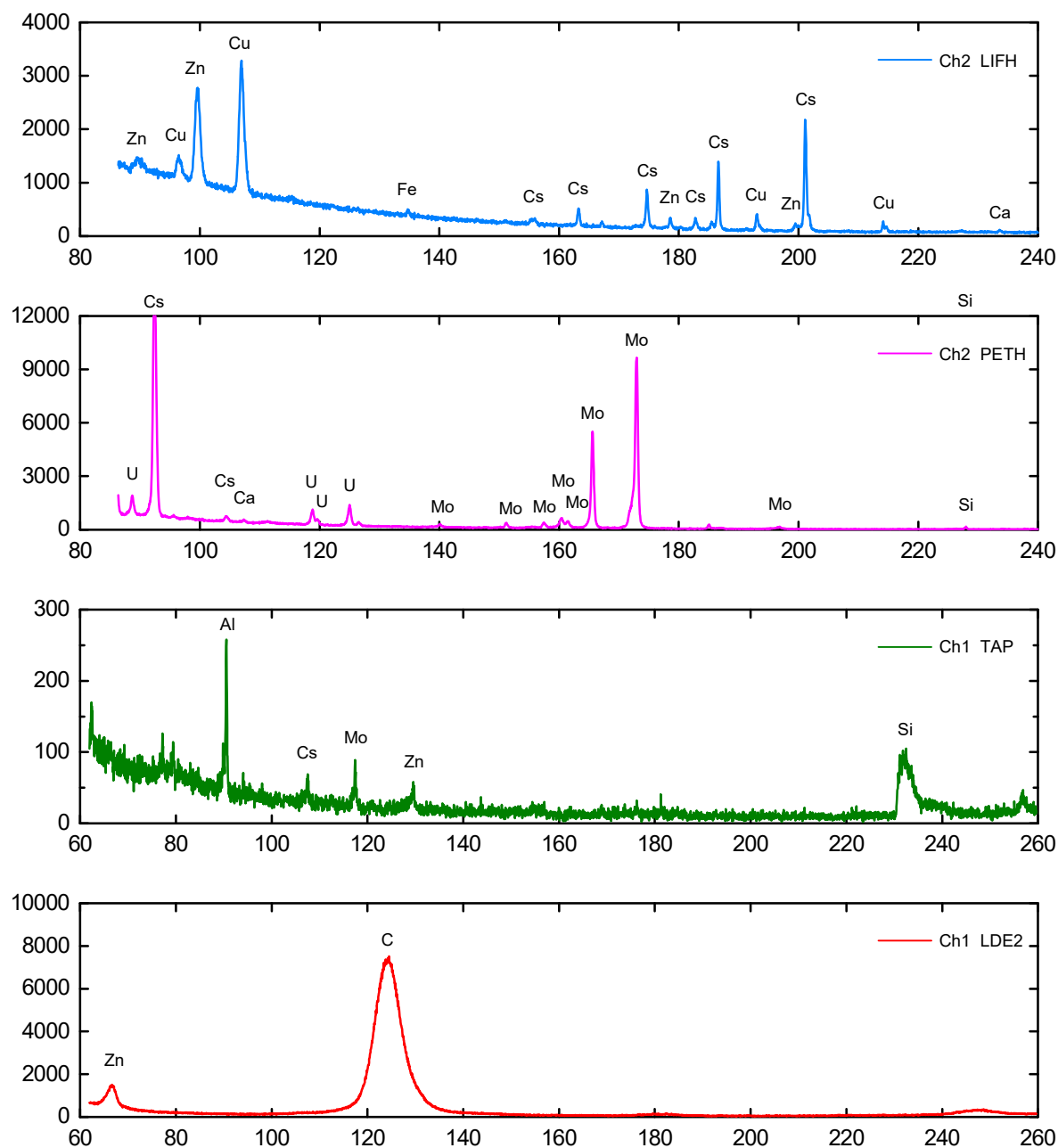


図 4.4.3-3(28) EPMA 分析結果 (No.13 試料)

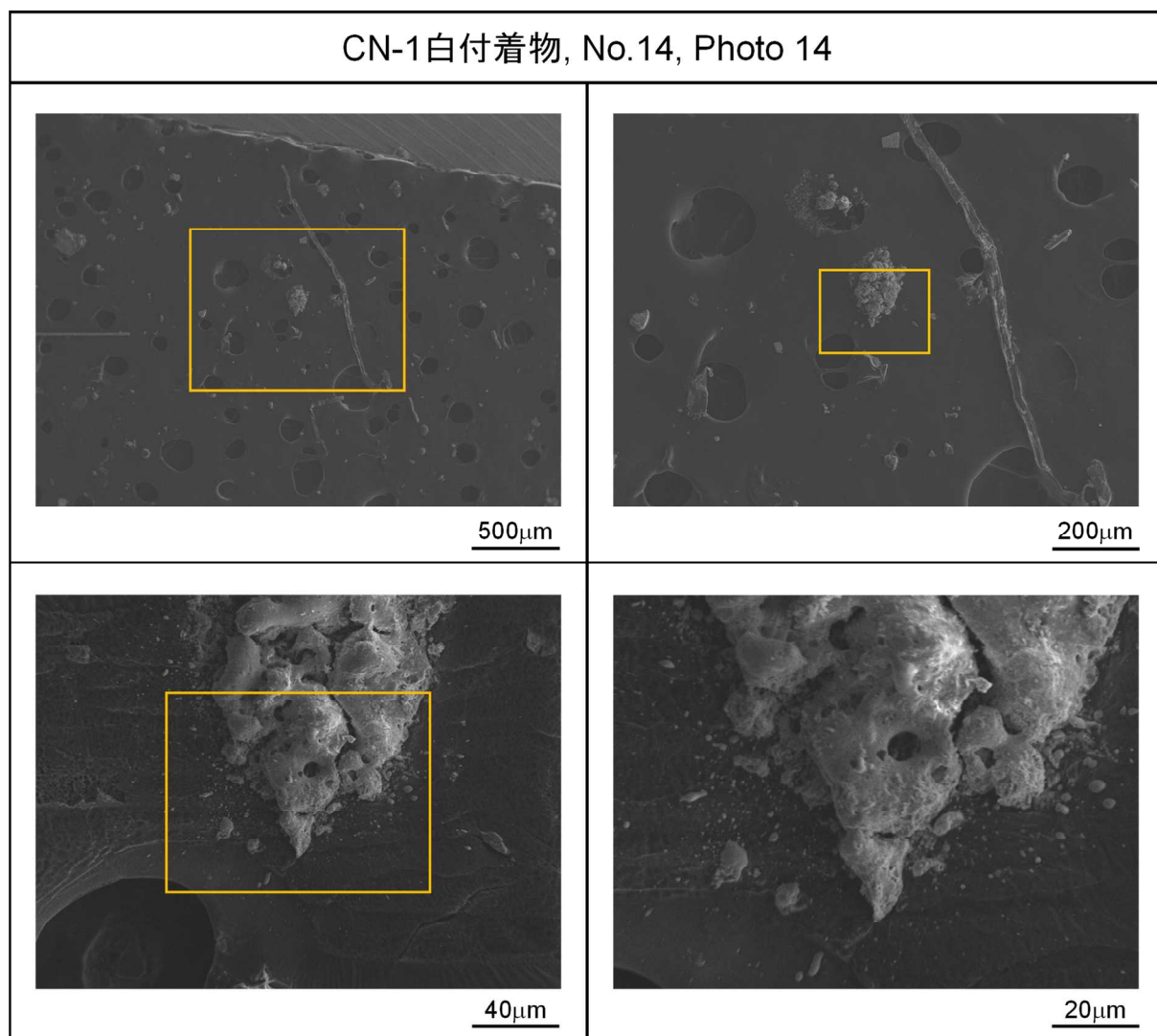


図 4.4.3-3(29) SEM 観察写真 (試料番号 No.14)

CN-1(白付着物) No.14 点分析結果

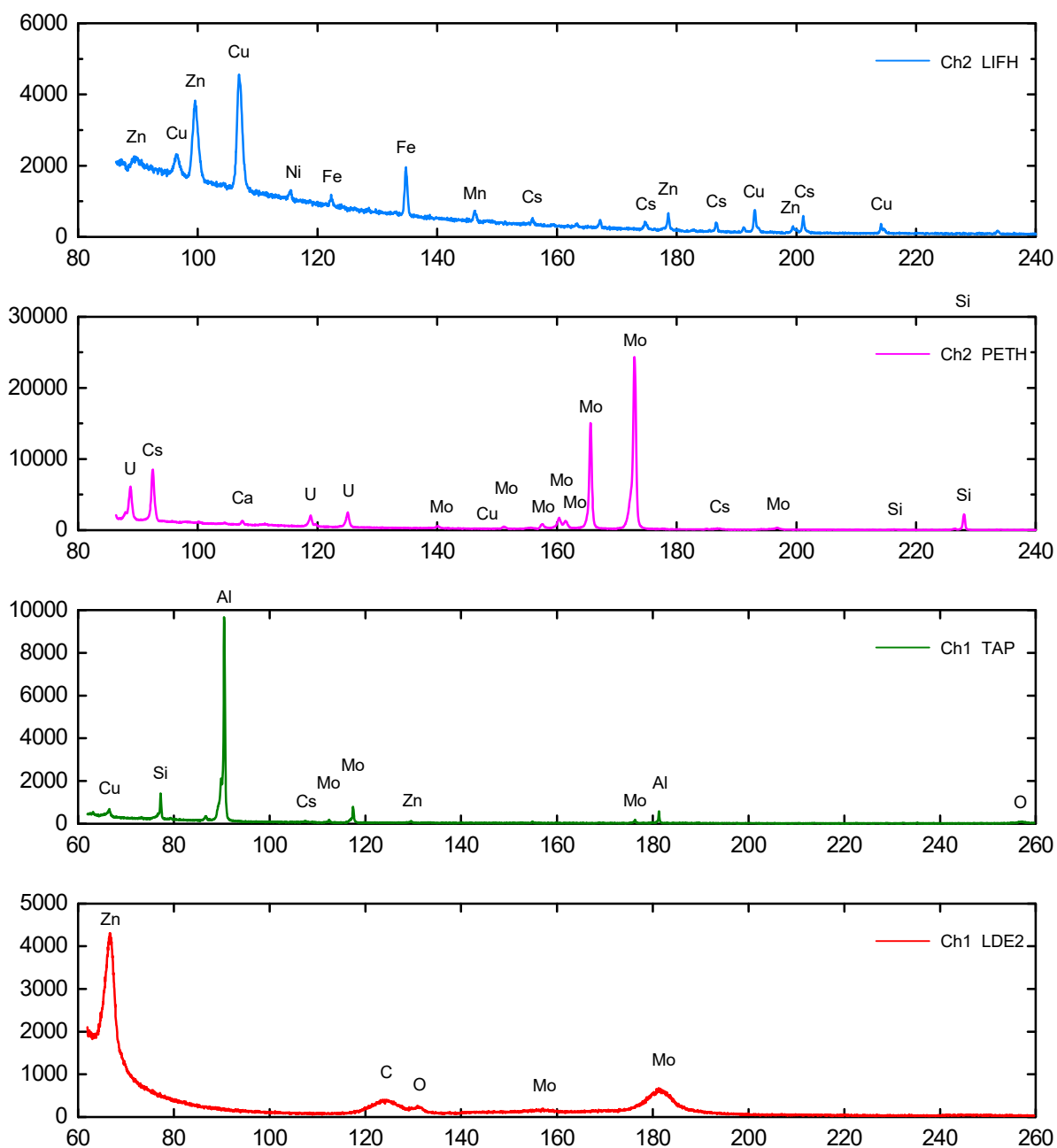


図 4.4.3-3(30) EPMA 分析結果 (No.14 試料)

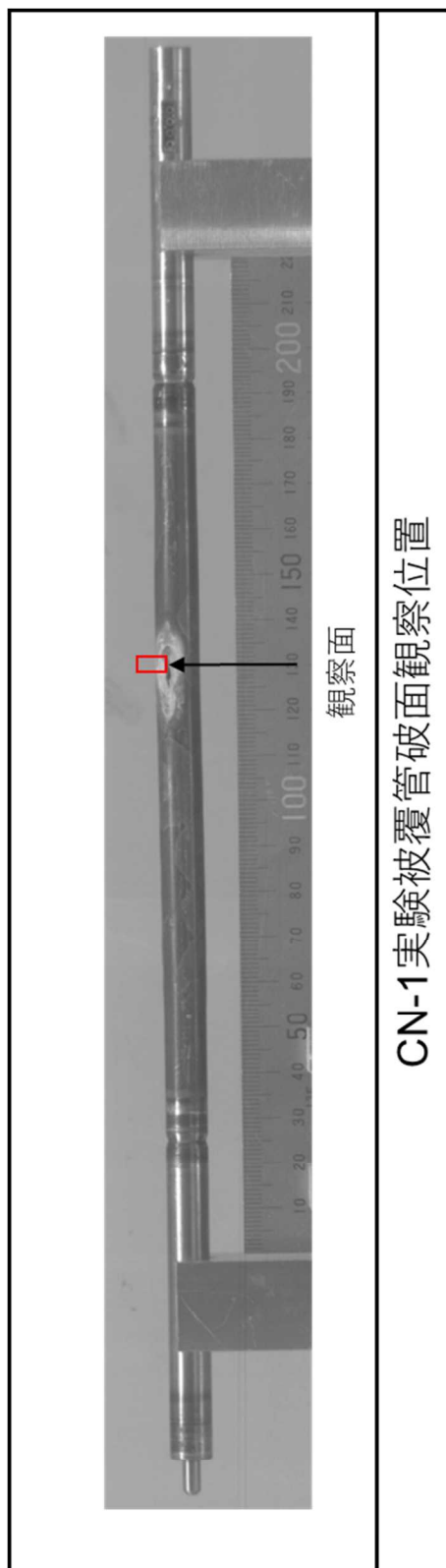


図 4.4.3-4 CN-1 実験後の被覆管破面観察位置

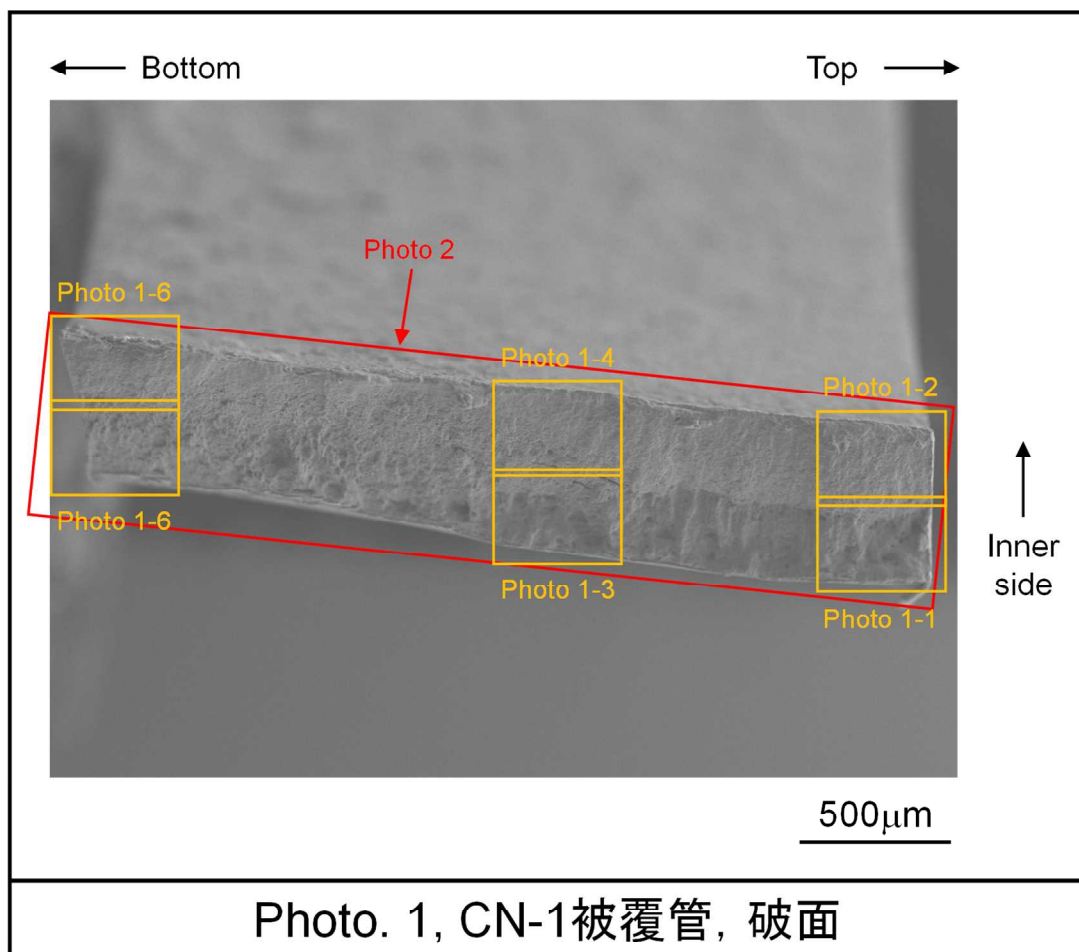


図 4.4.3-5 CN-1 実験燃料被覆管の破面 (破損開口部)

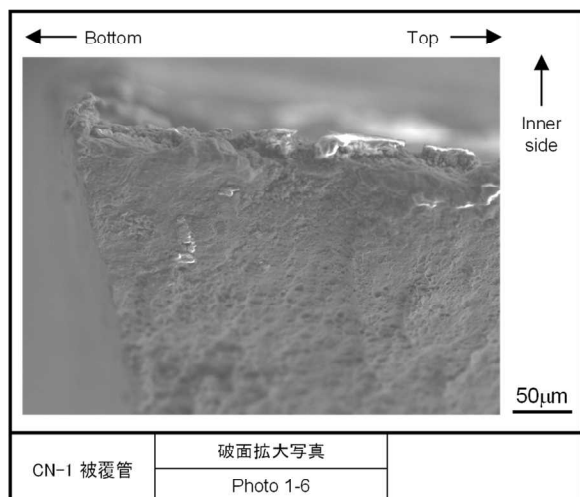
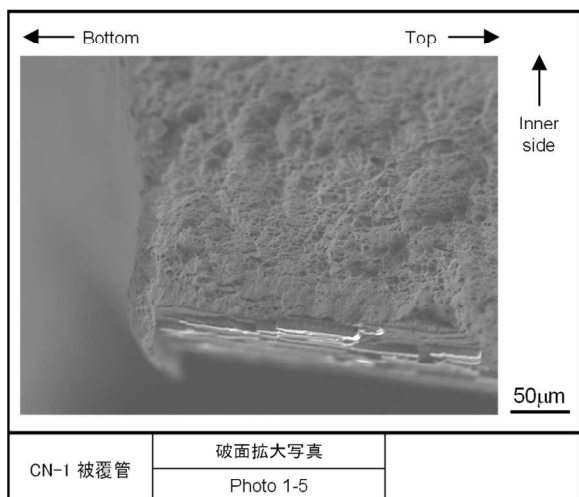
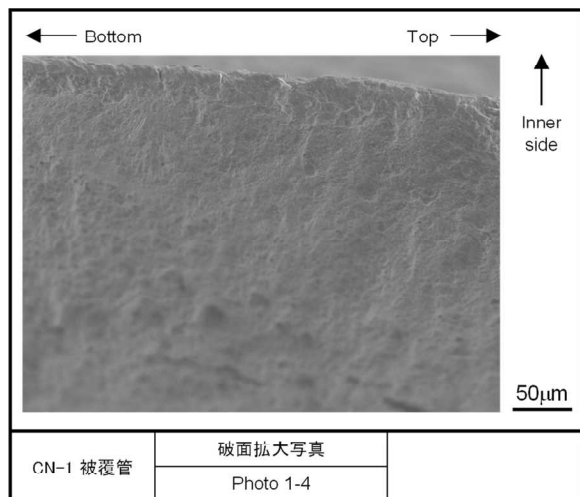
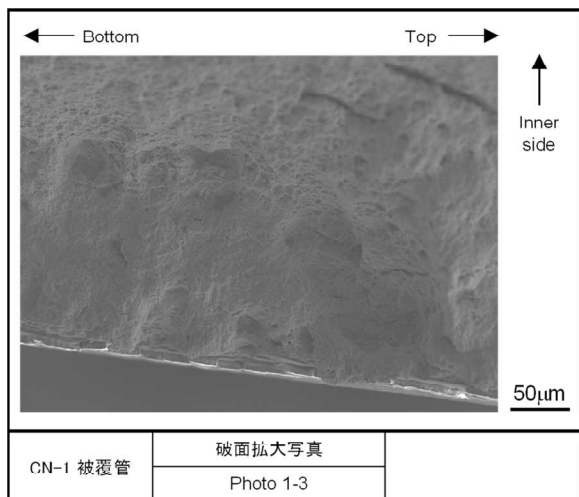
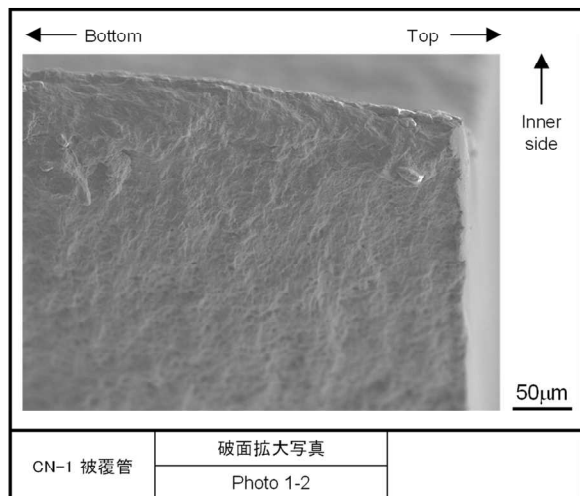
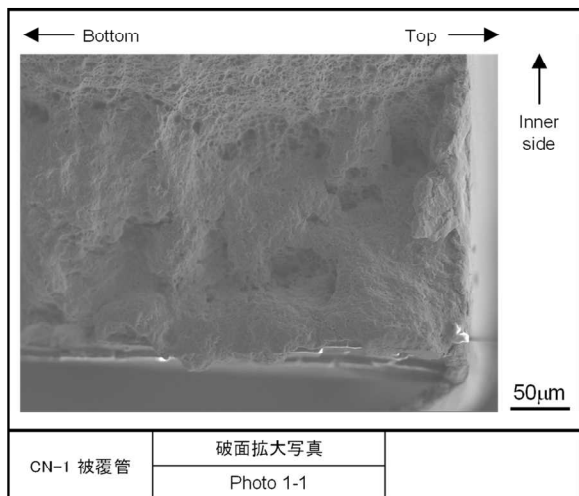


図 4.4.3-6 CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

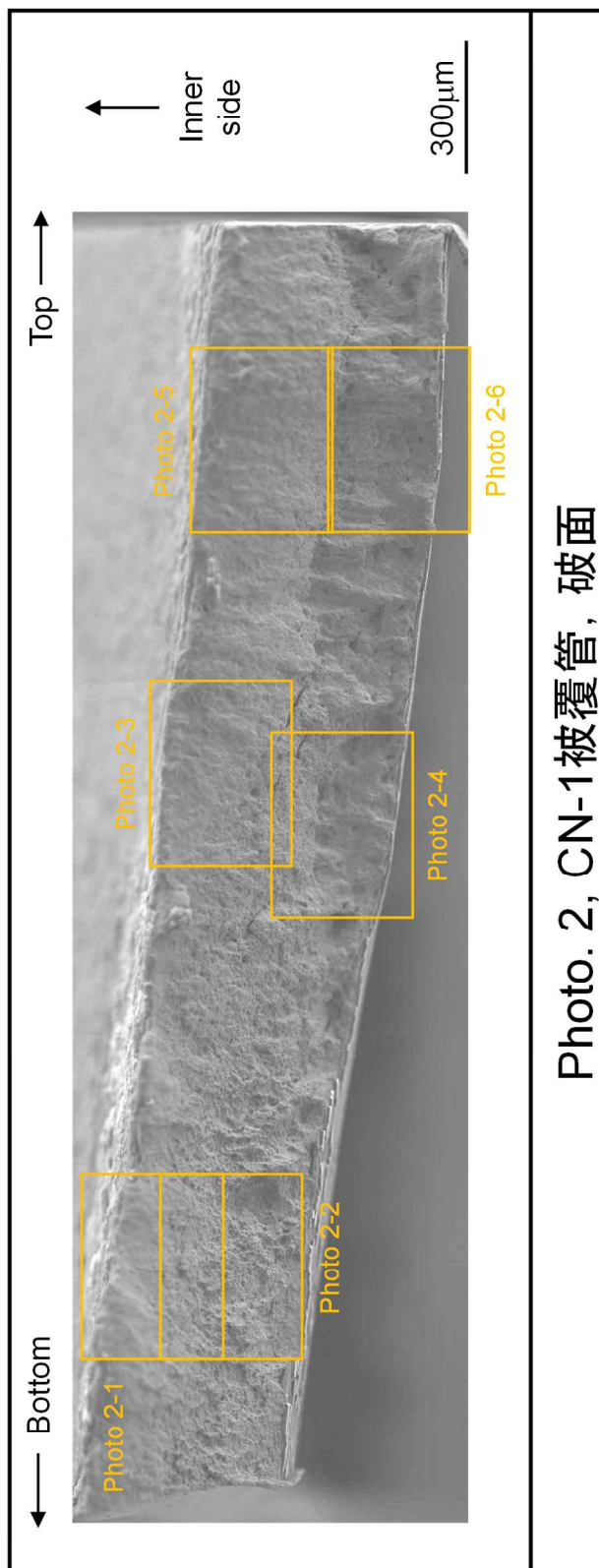


図 4.4.3-7 CN-1 実験燃料被覆管の破面の破面

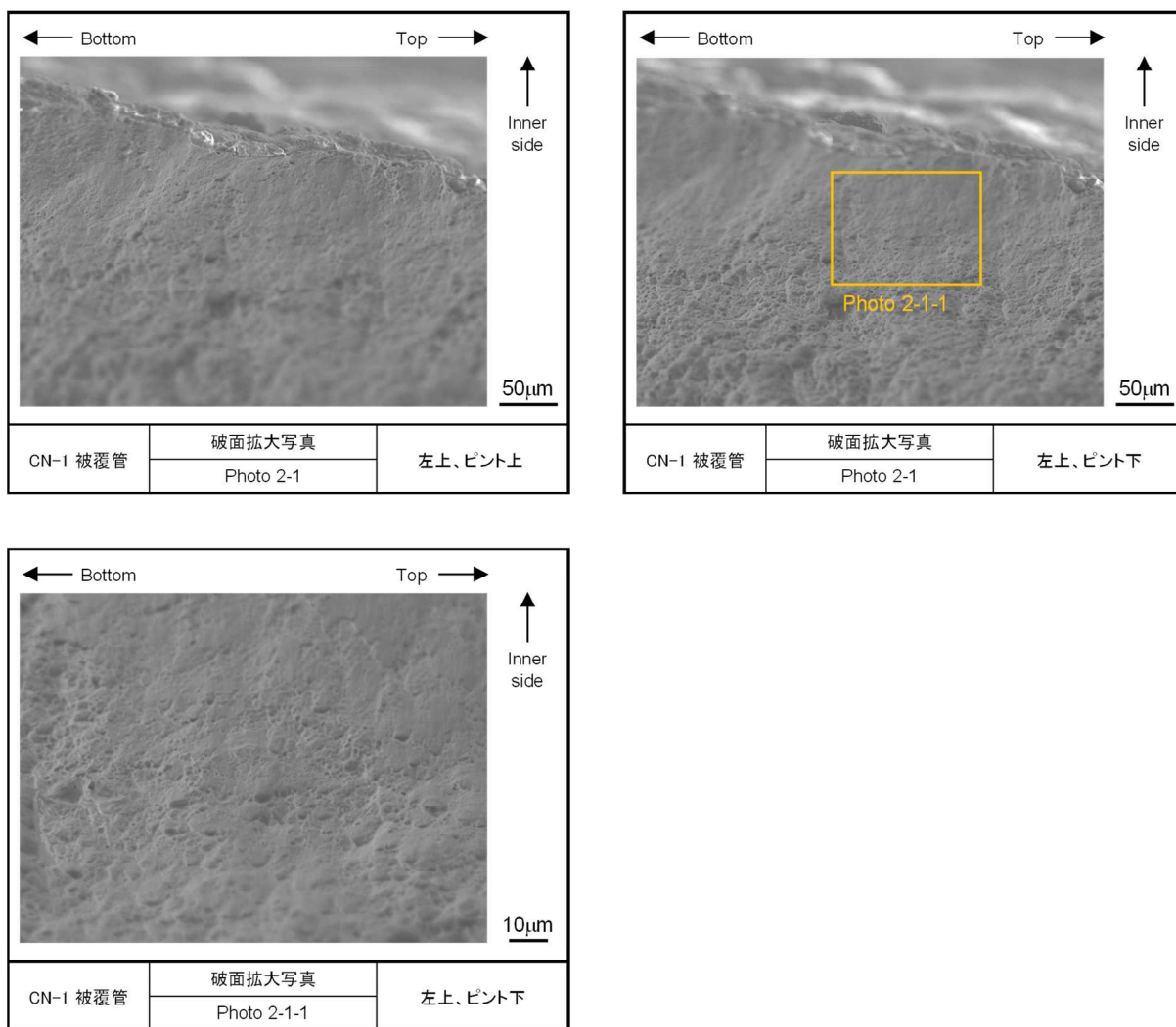


図 4.4.3-8(1) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

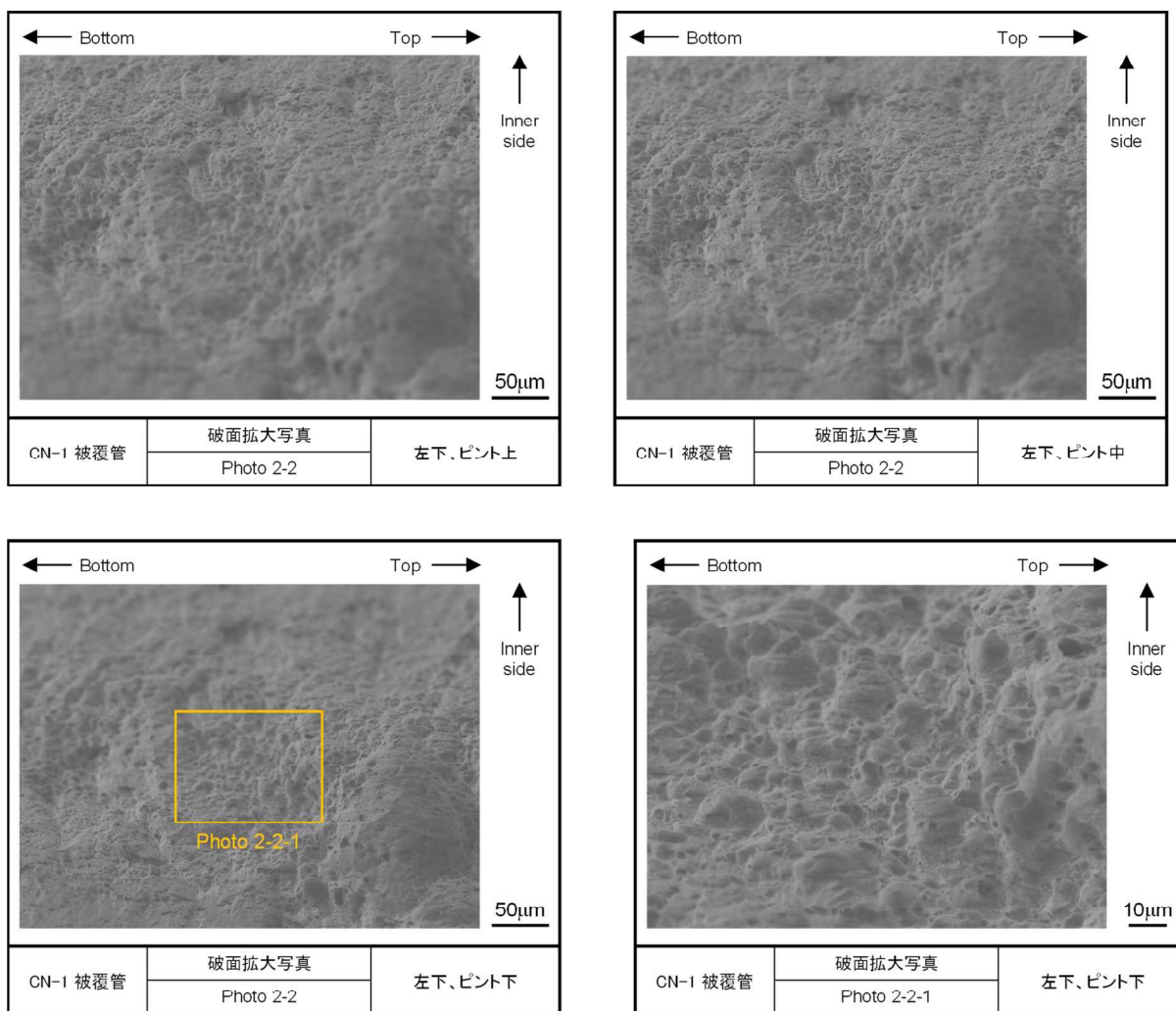


図 4.4.3-8(2) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

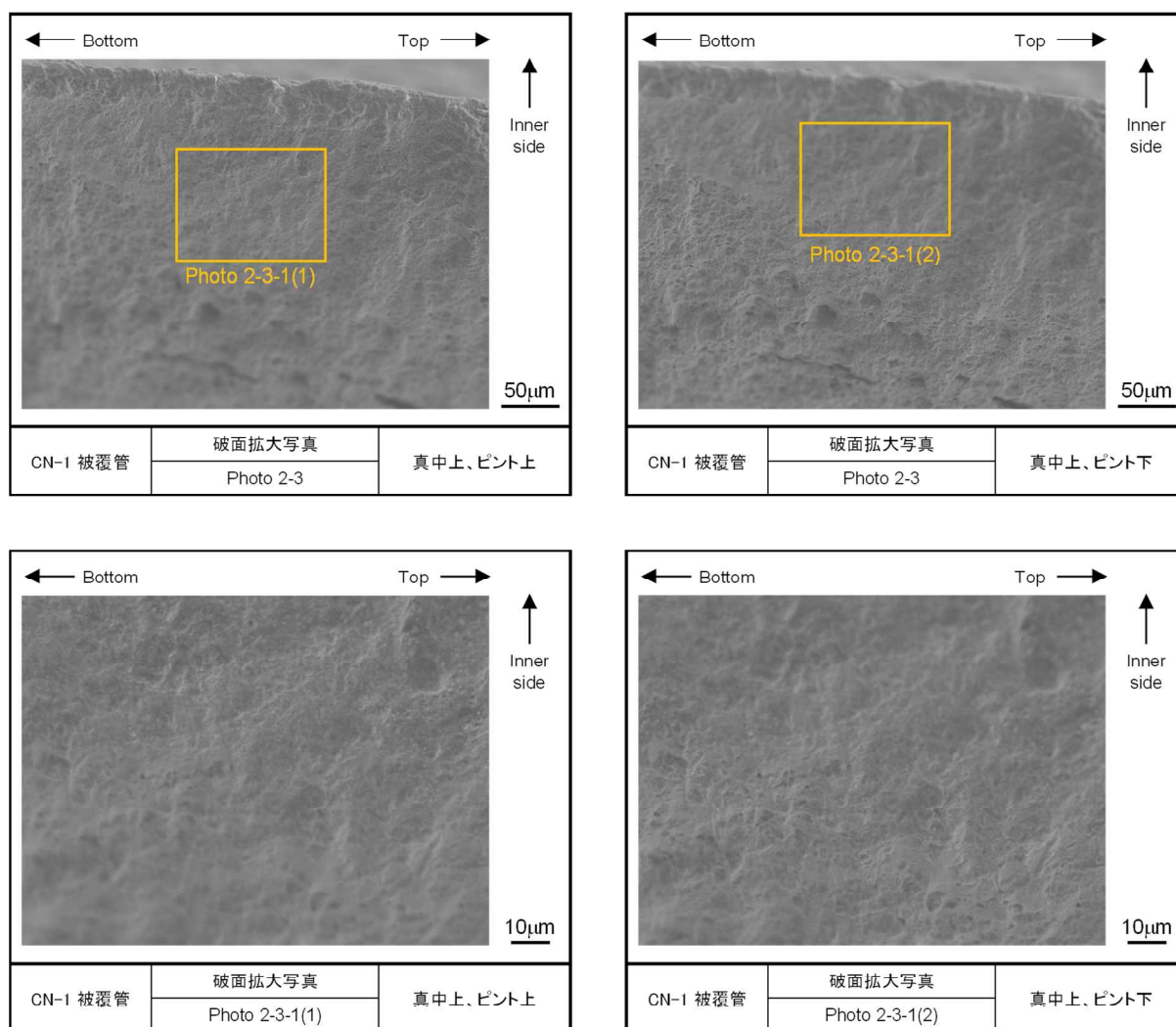


図 4.4.3-8(3) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

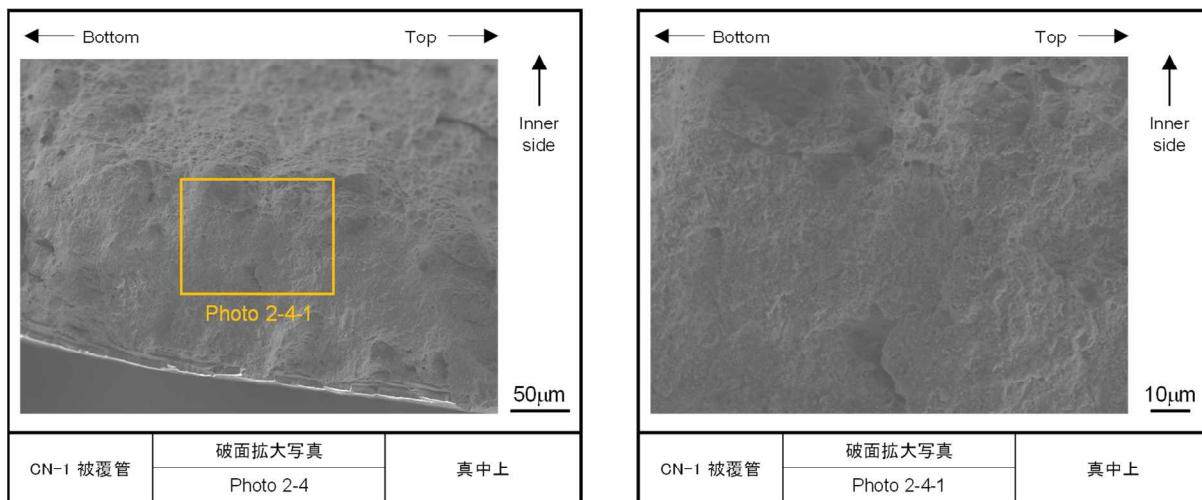


図 4.4.3-8(4) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

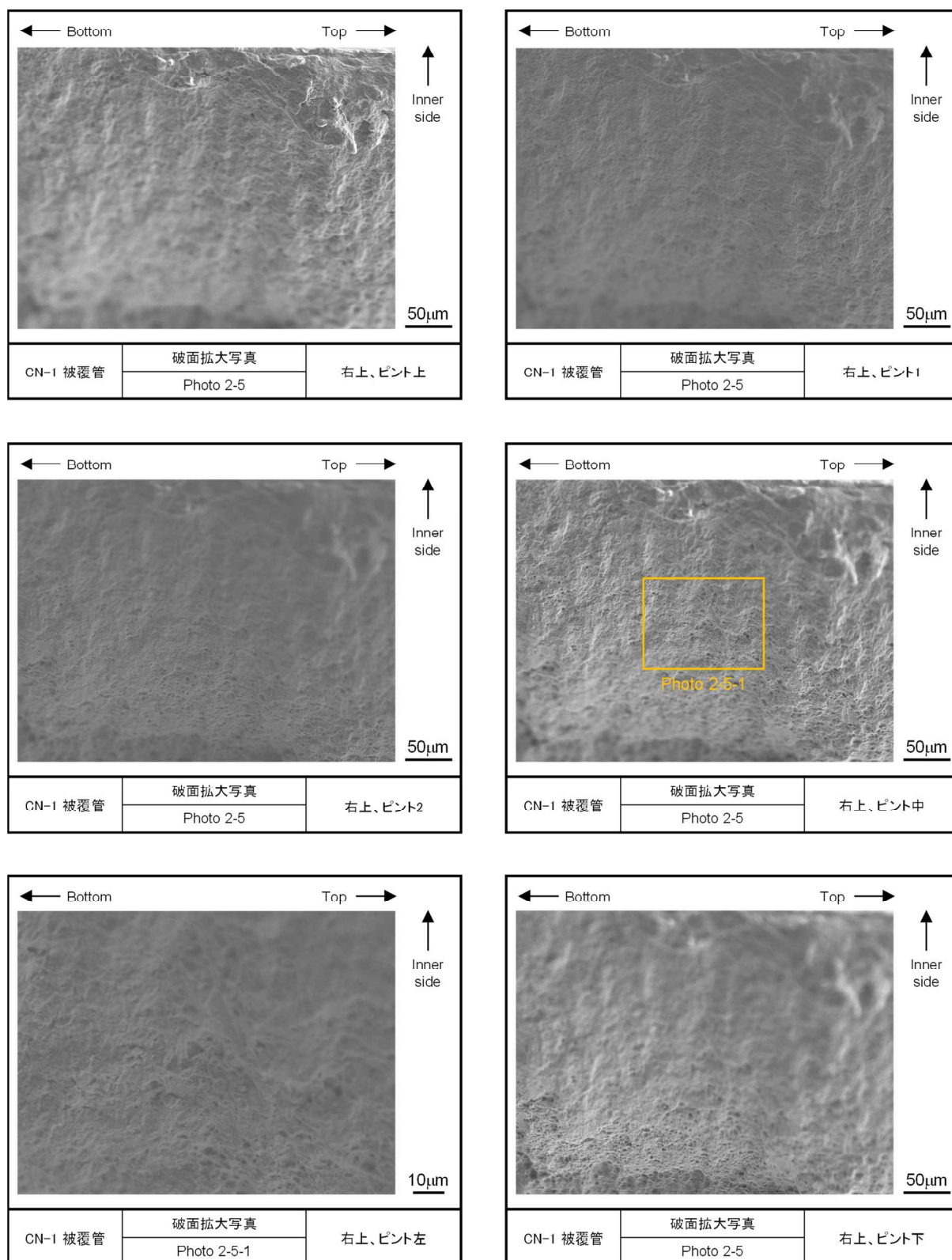


図 4.4.3-8(5) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真

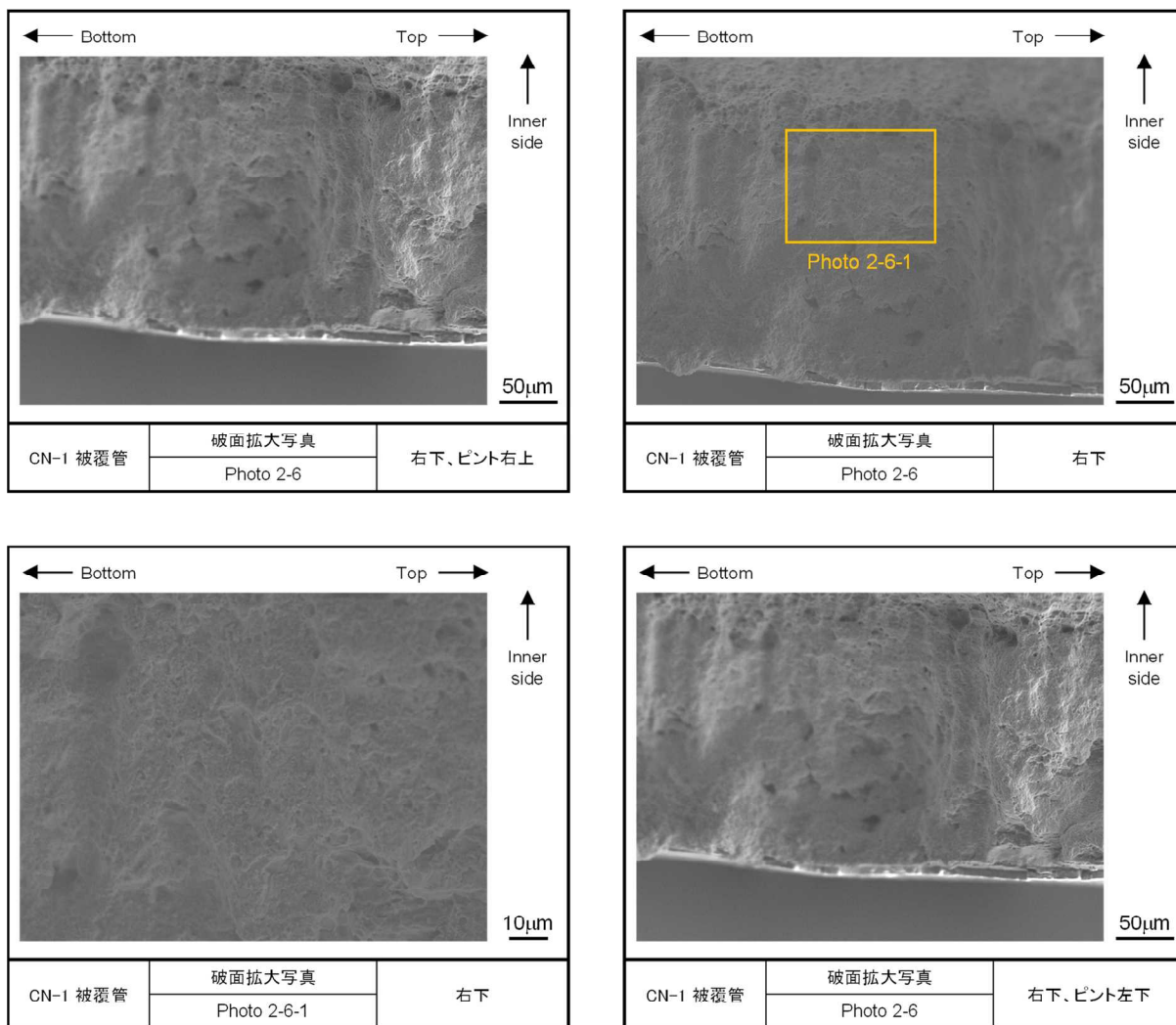
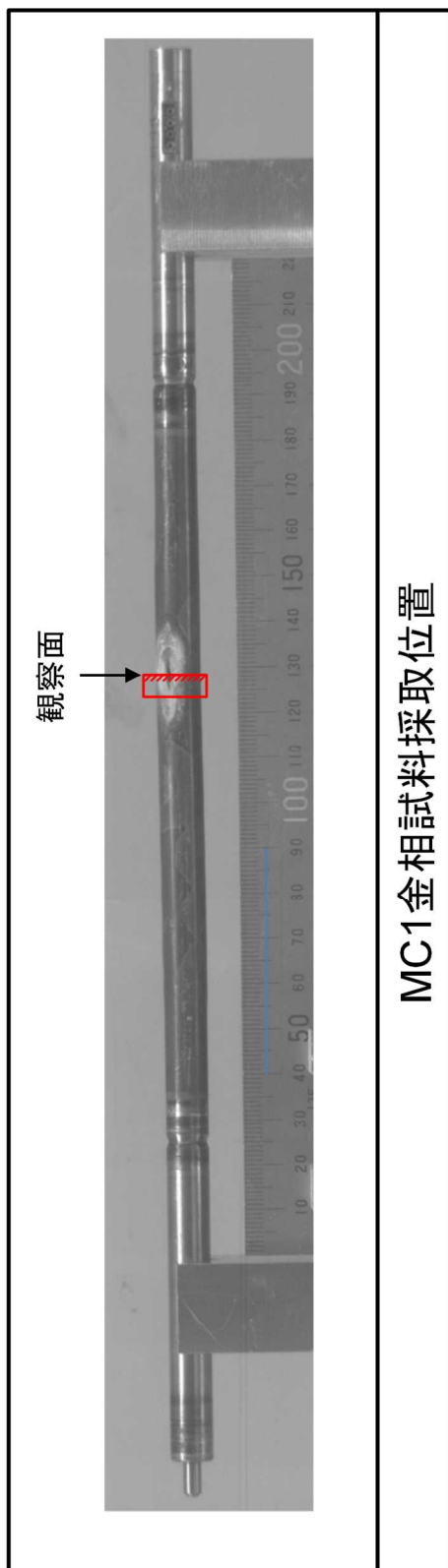


図 4.4.3-8(6) CN-1 実験燃料被覆管の破面拡大写真



MC1金相試料採取位置

図 4.4.3-9 CN-1 実験後の金相観察位置で破損した被覆管の破面

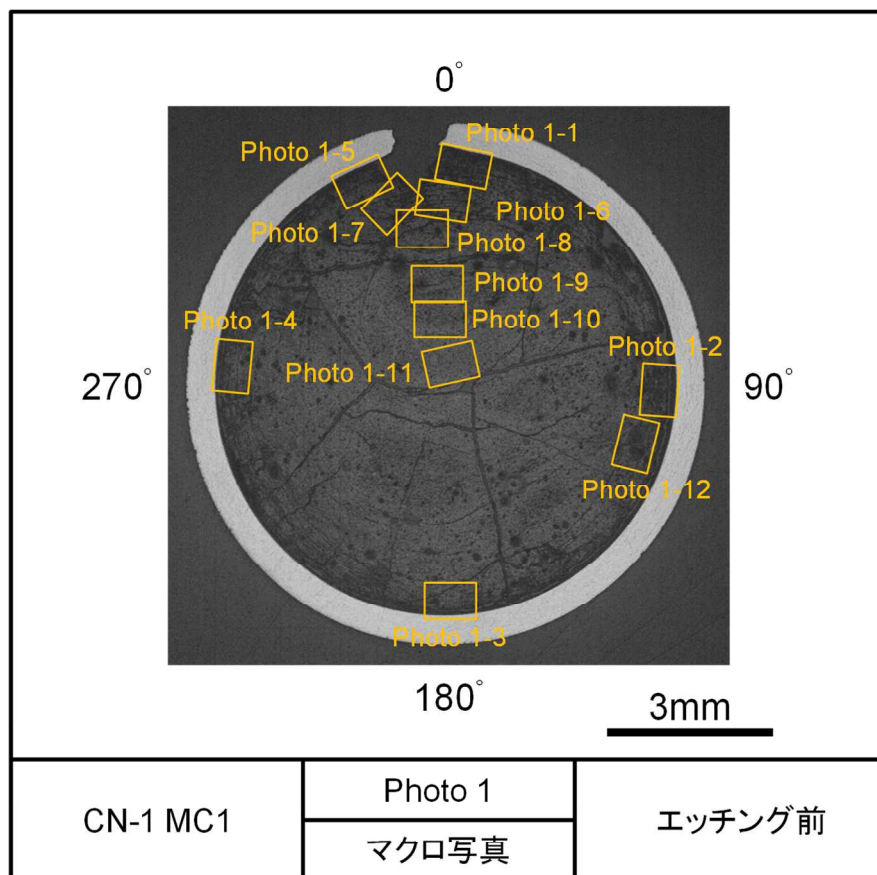


図 4.4.3-10(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング前）

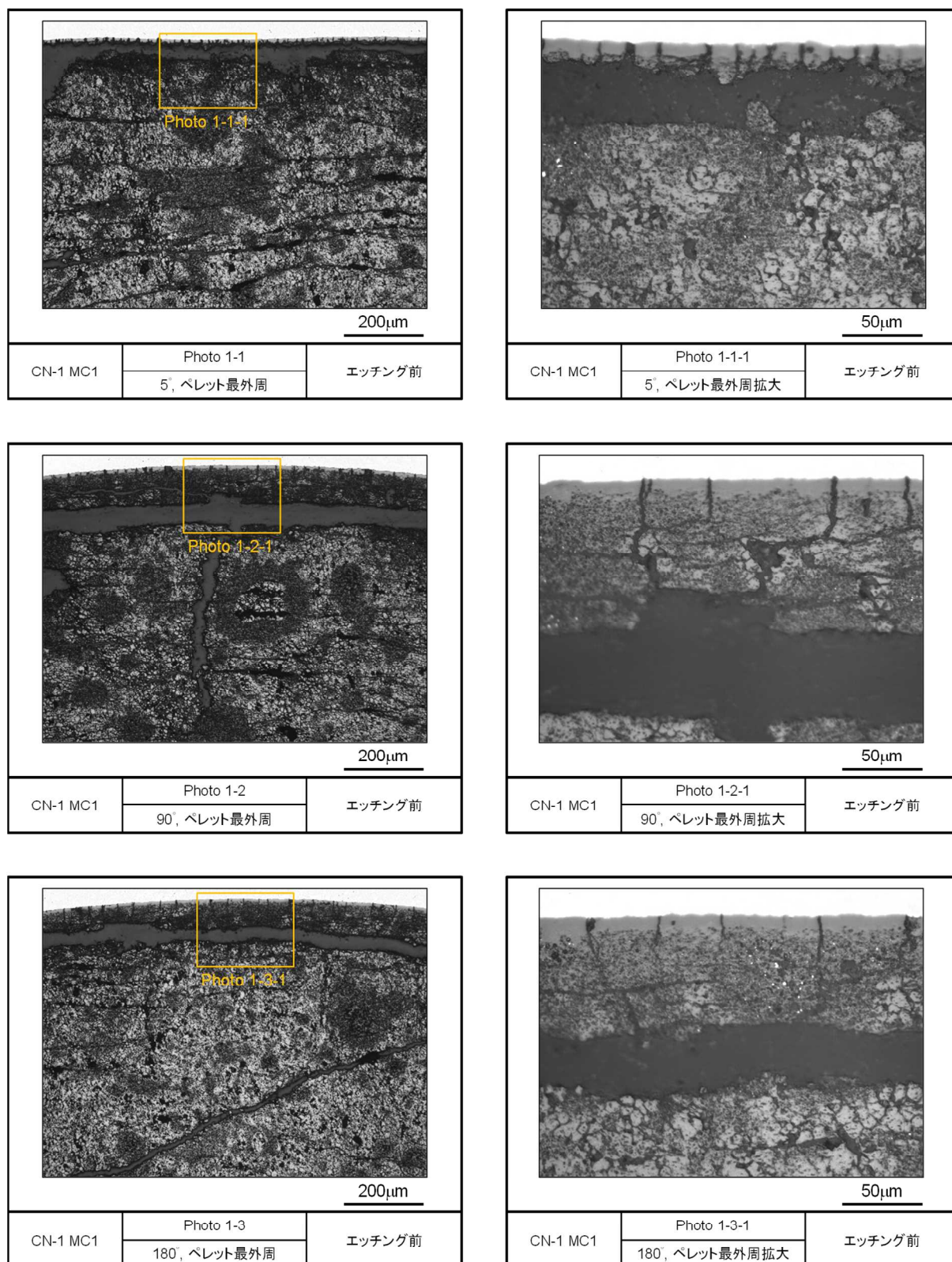


図 4.4.3-10(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング前）

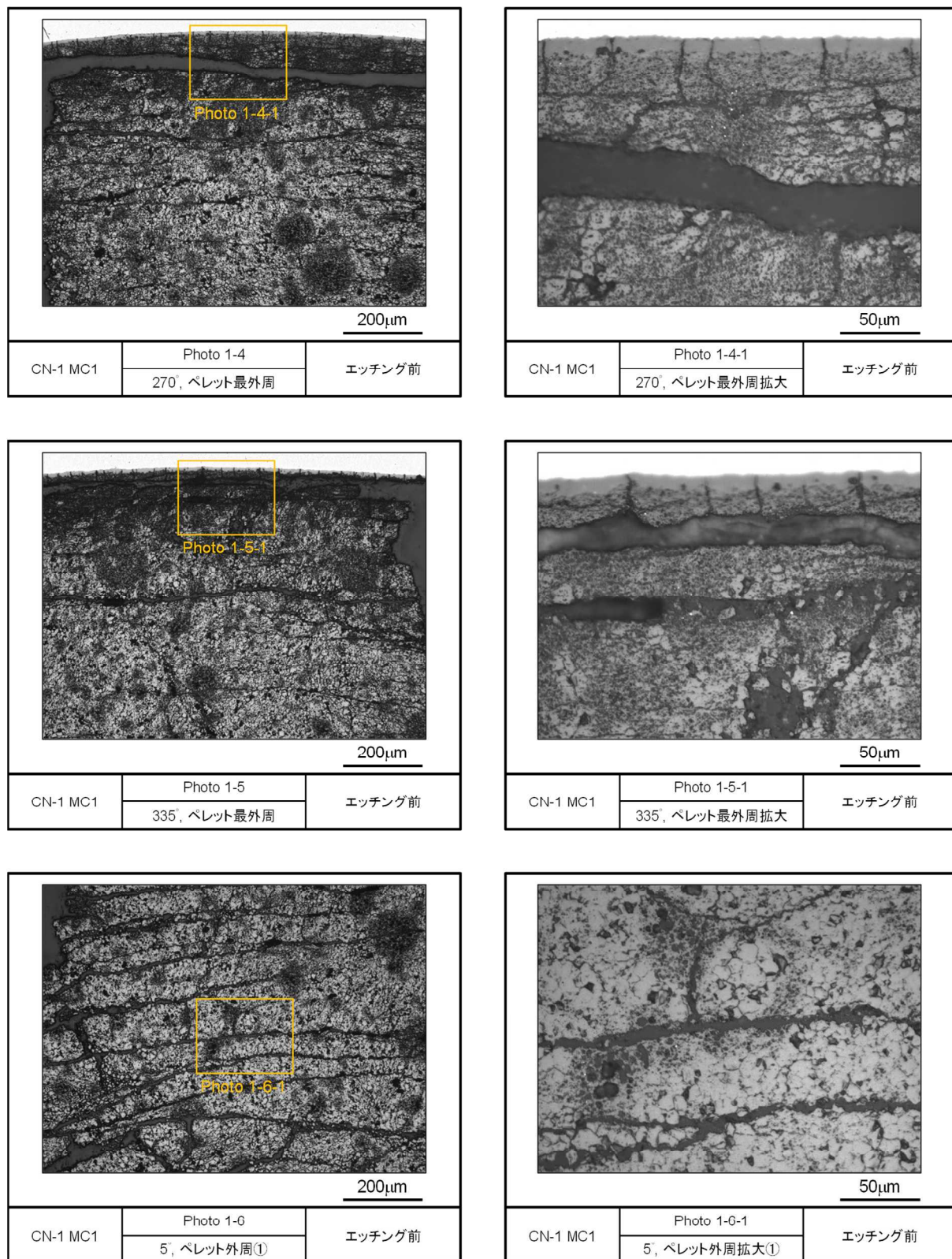


図 4.4.3-10(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング前）

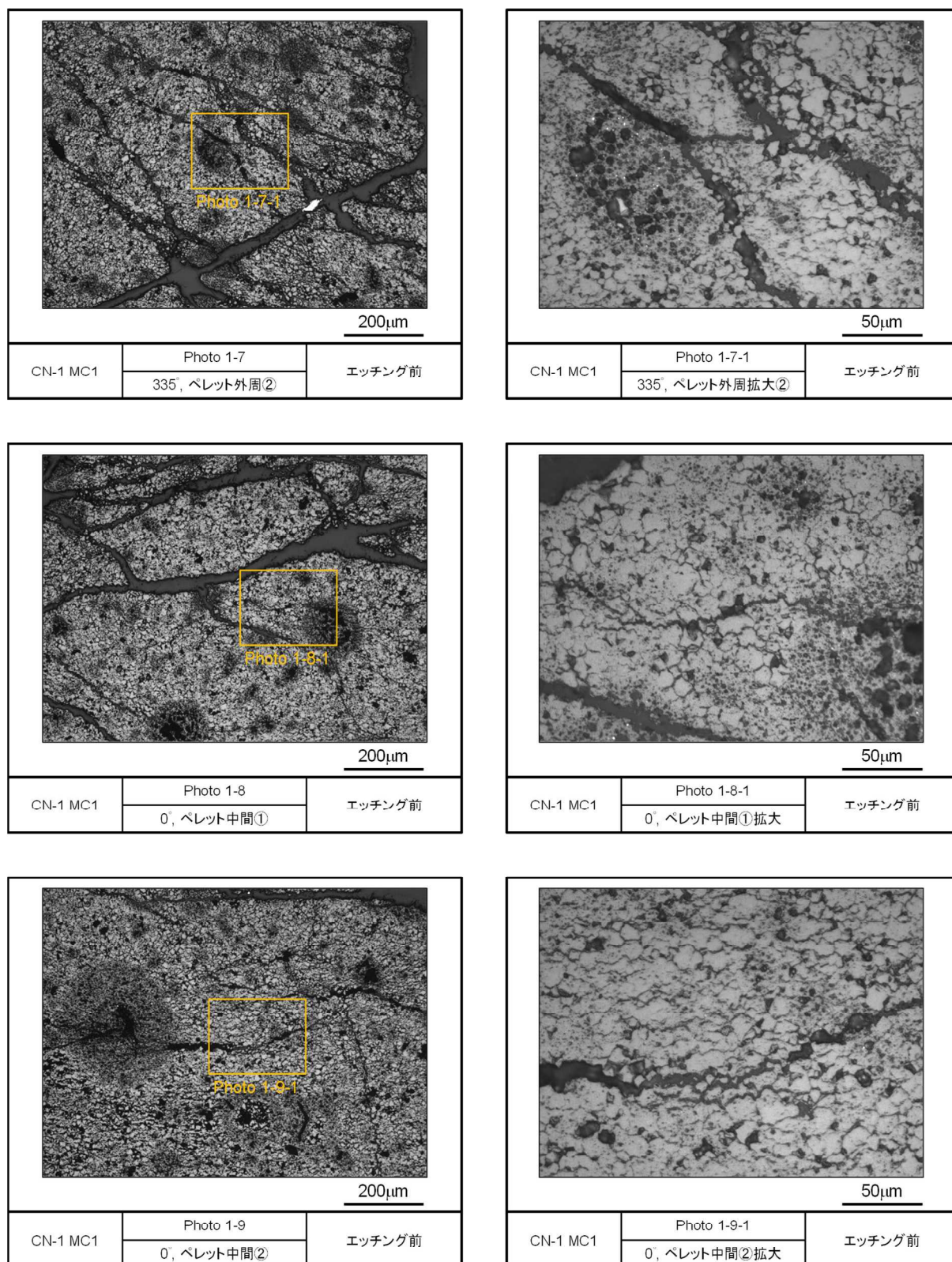


図 4.4.3-10(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング前）

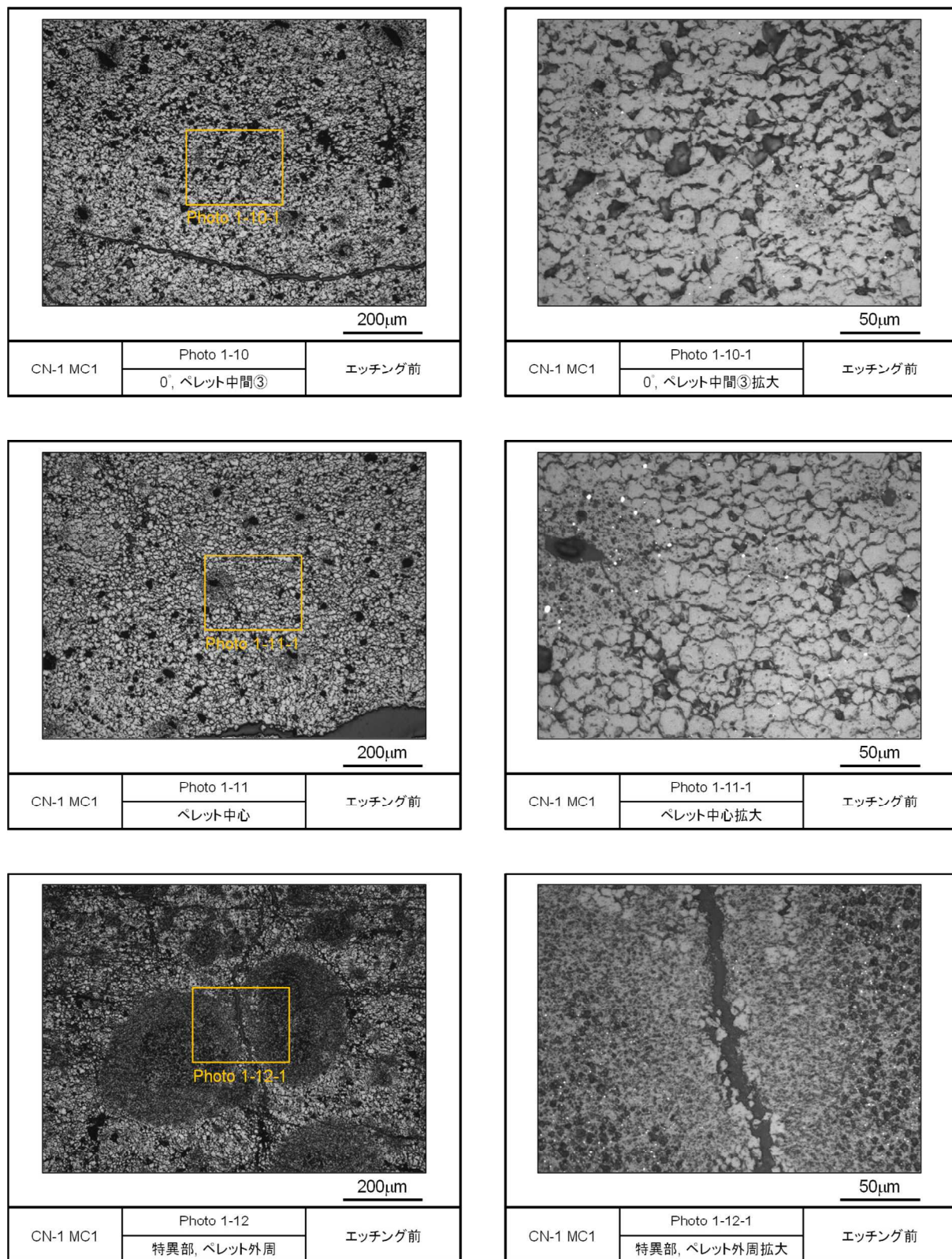


図 4.4.3-10(5) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真 (ペレットエッチング前)

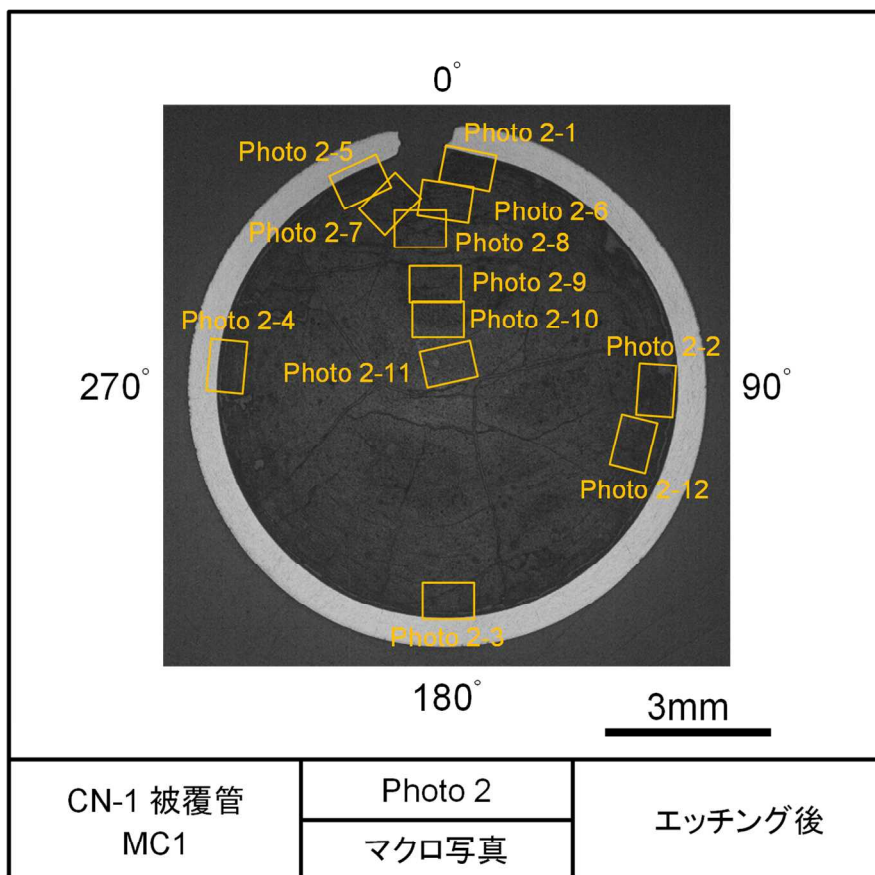


図 4.4.3-11(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング後）

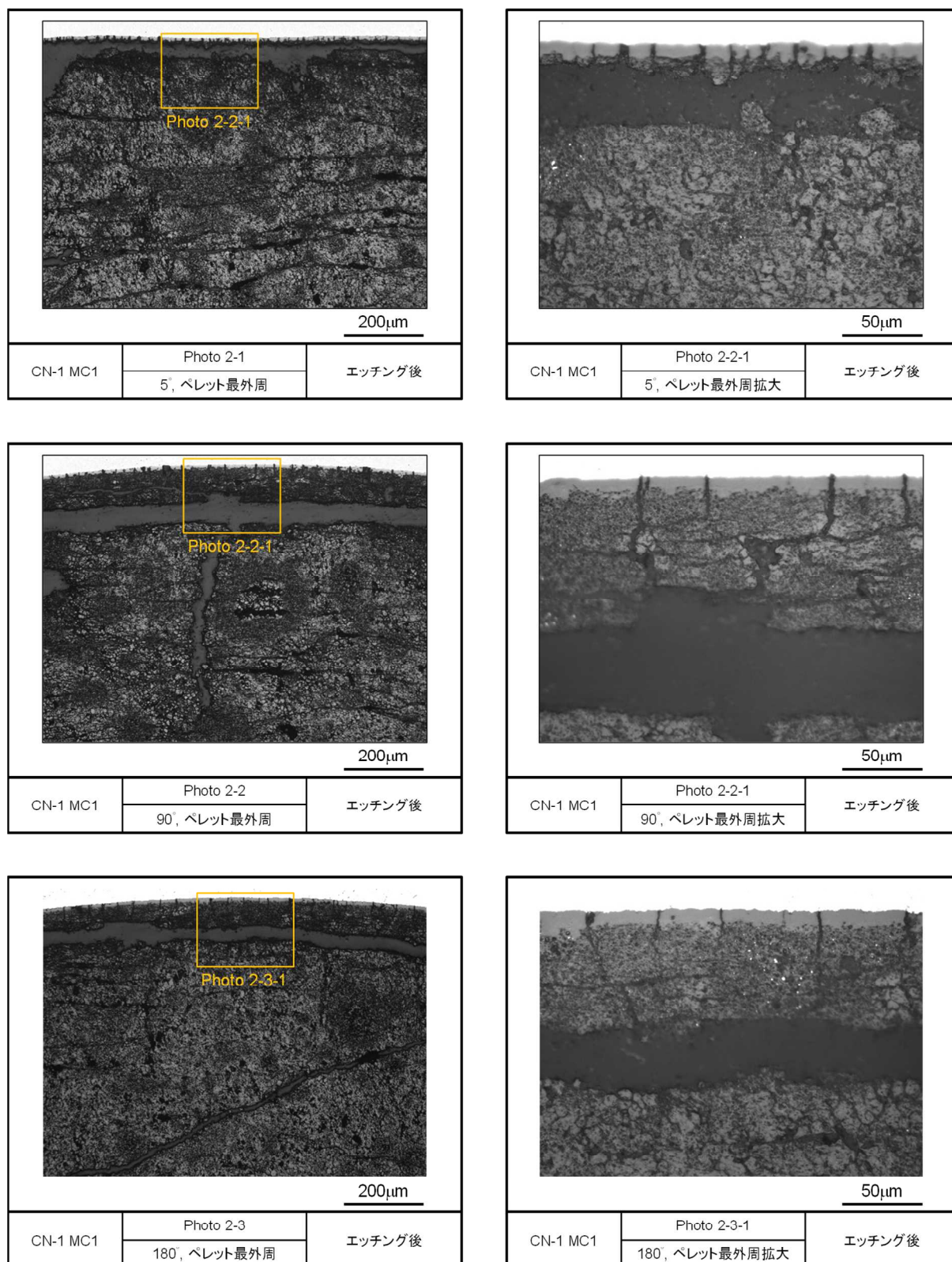


図 4.4.3-11(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング後）

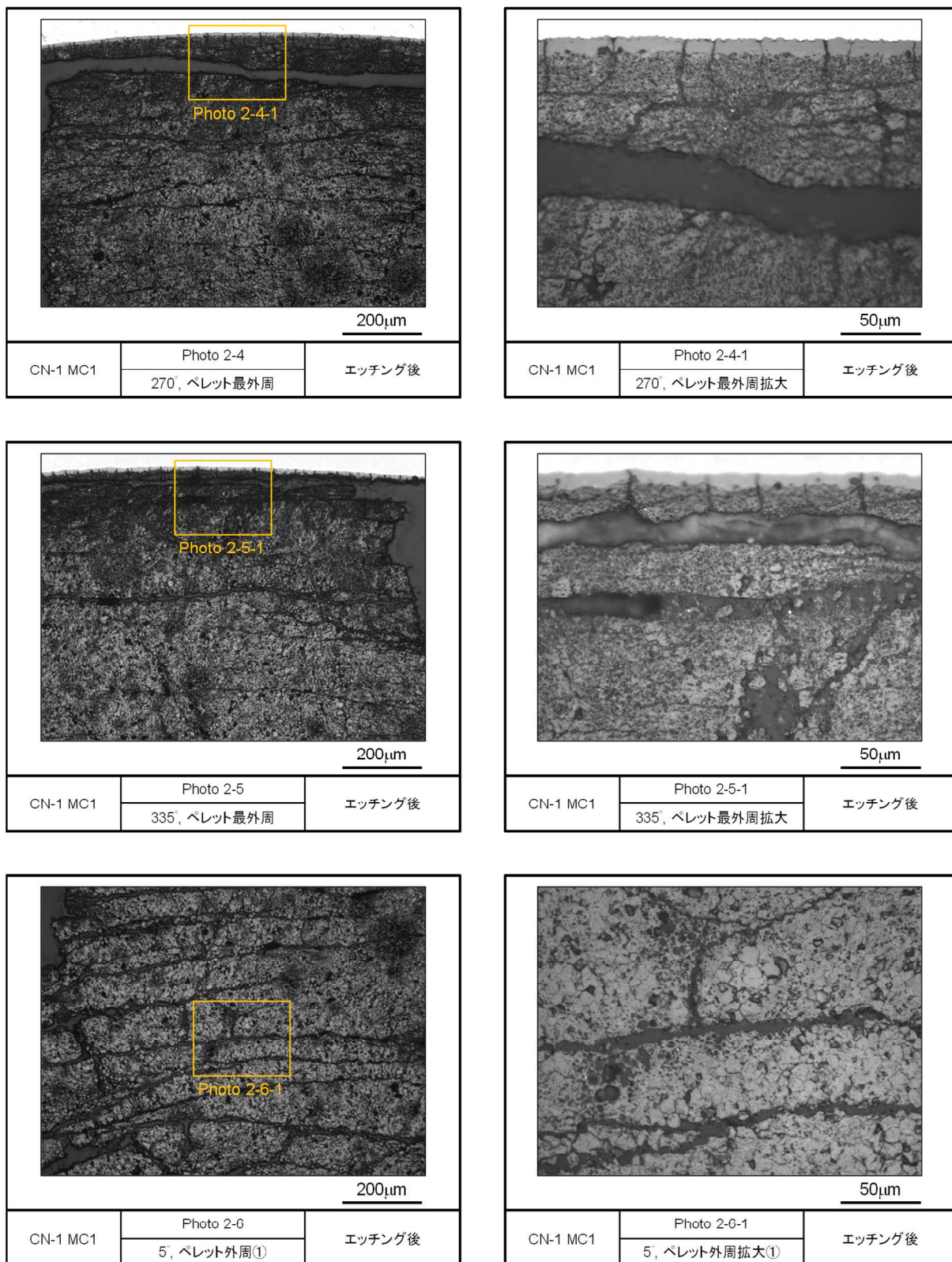


図 4.4.3-11(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング後）

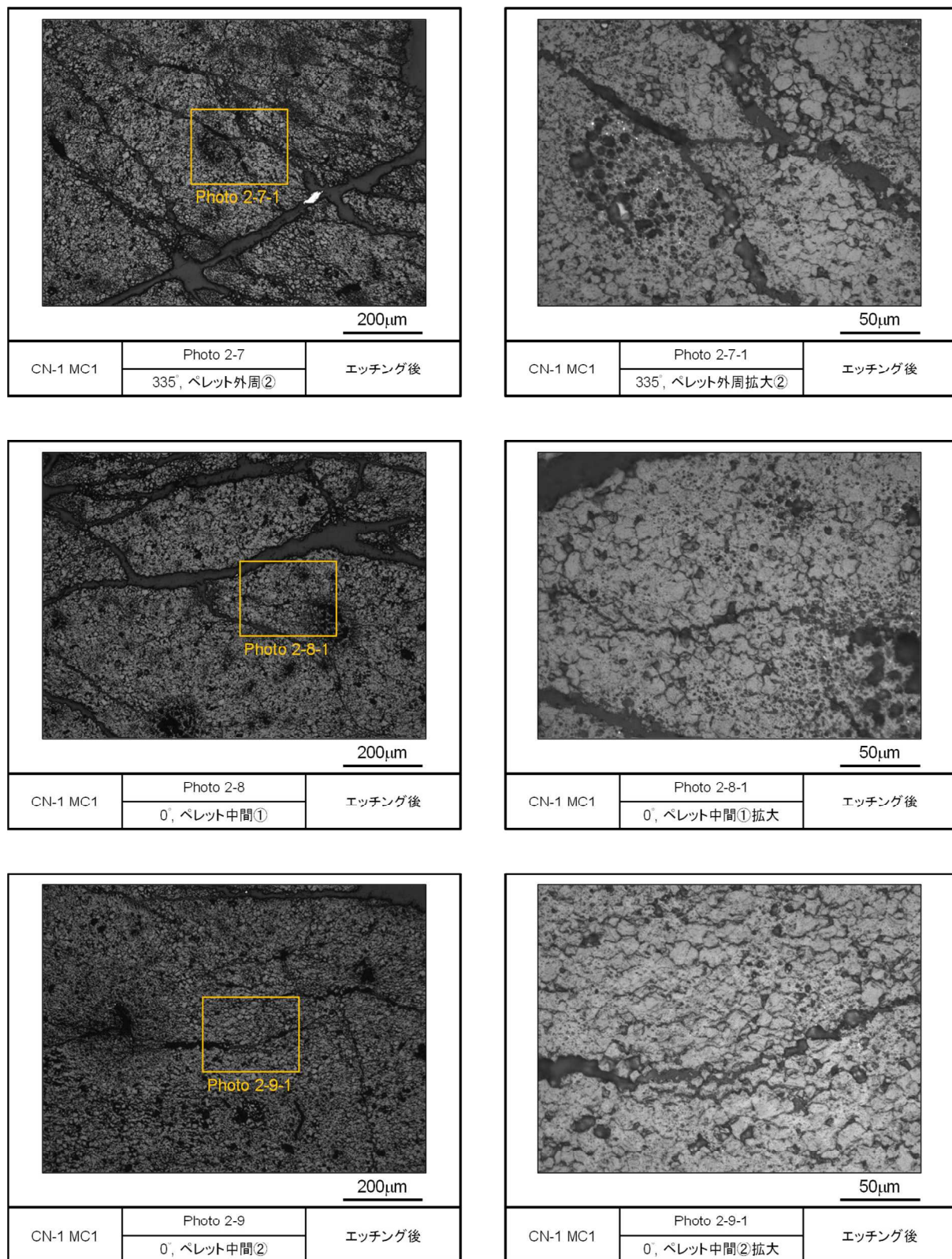


図 4.4.3-11(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング後）

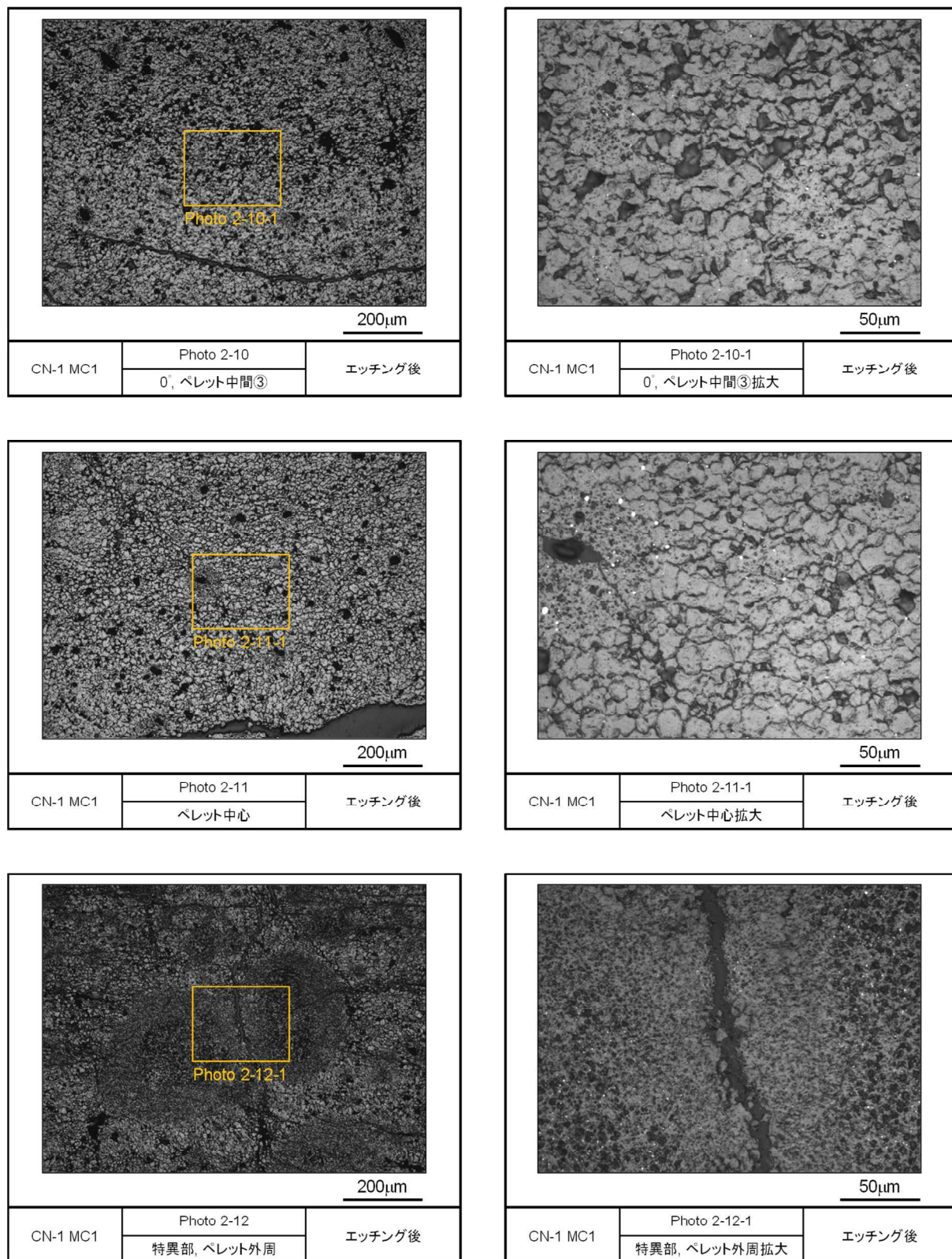


図 4.4.3-11(5) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（ペレットエッチング後）

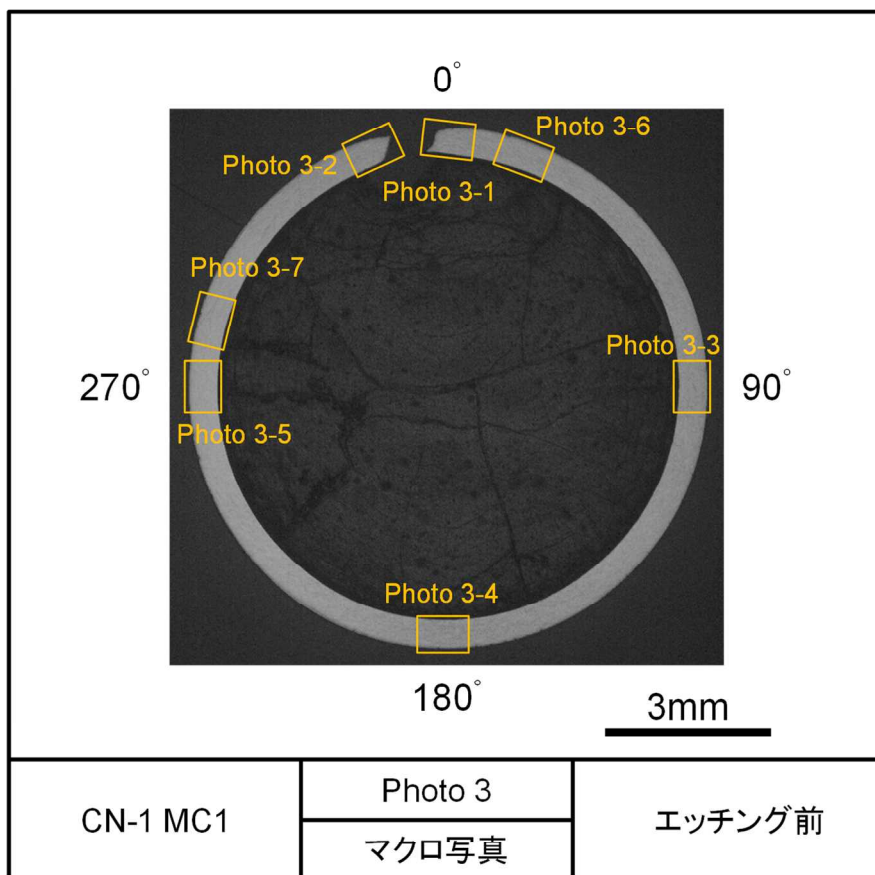


図 4.4.3-12(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 1 回目研磨）

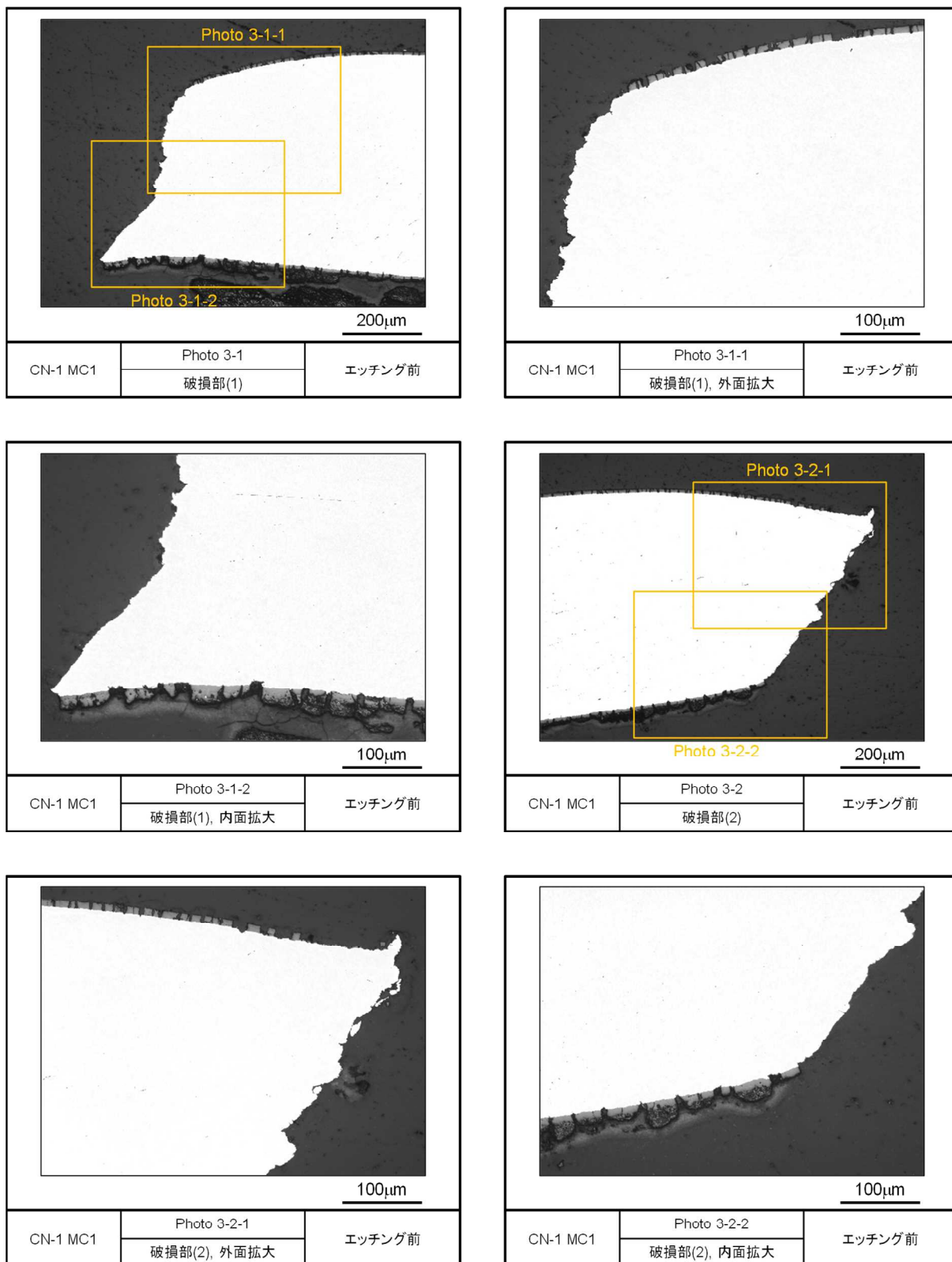


図 4.4.3-12(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 1 回目研磨）

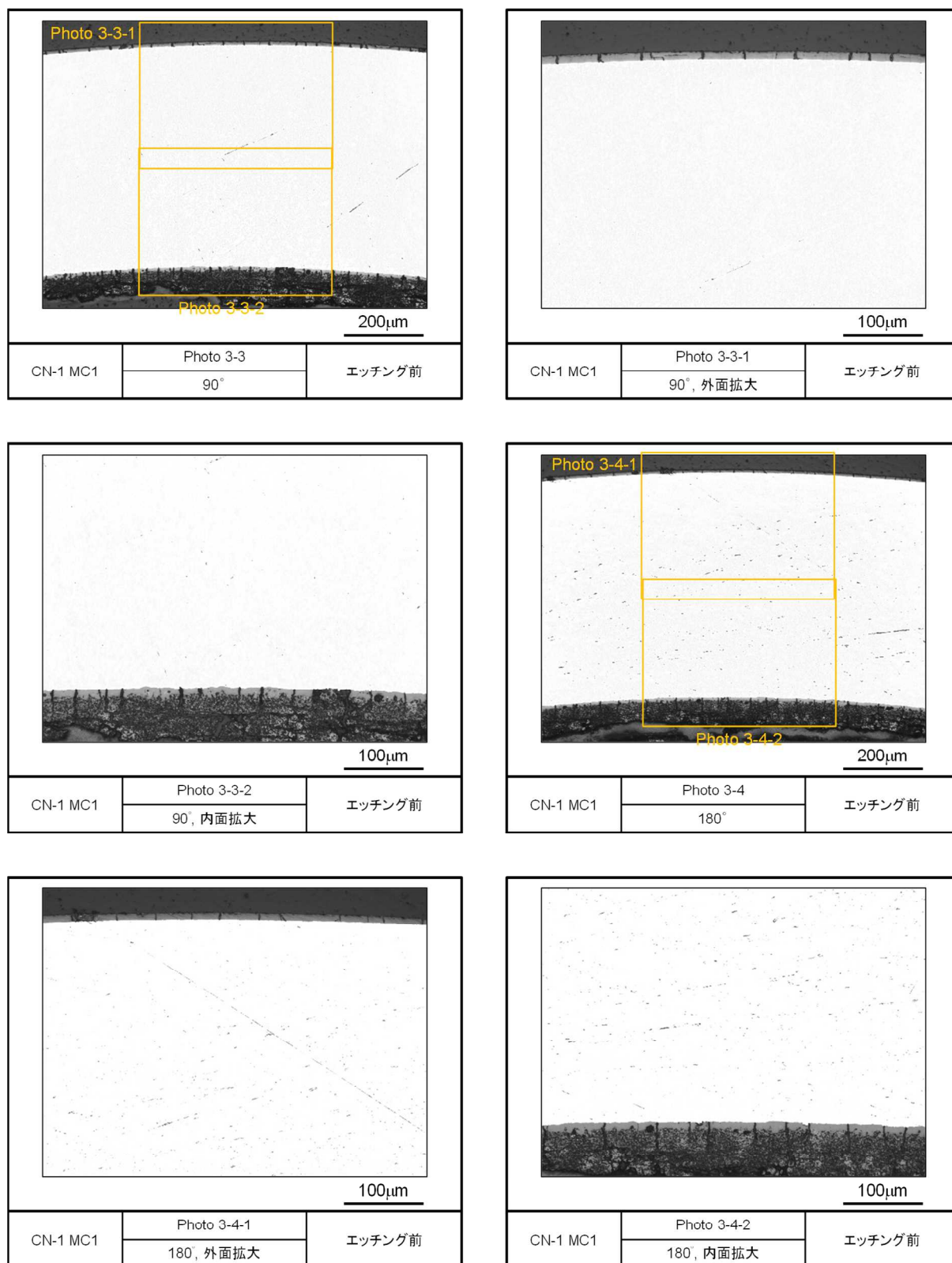


図 4.4.3-12(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 1 回目研磨）

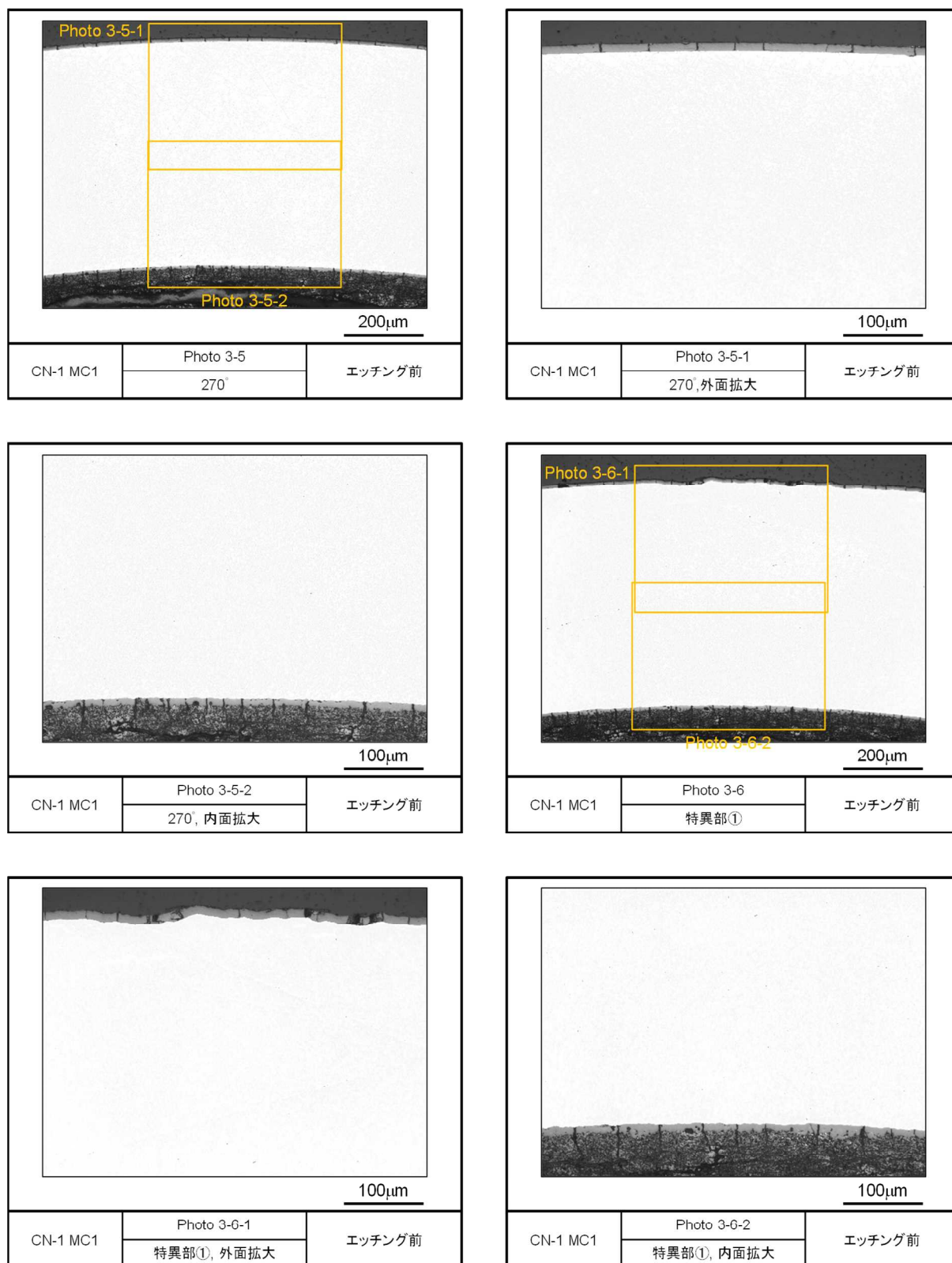


図 4.4.3-12(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 1 回目研磨）

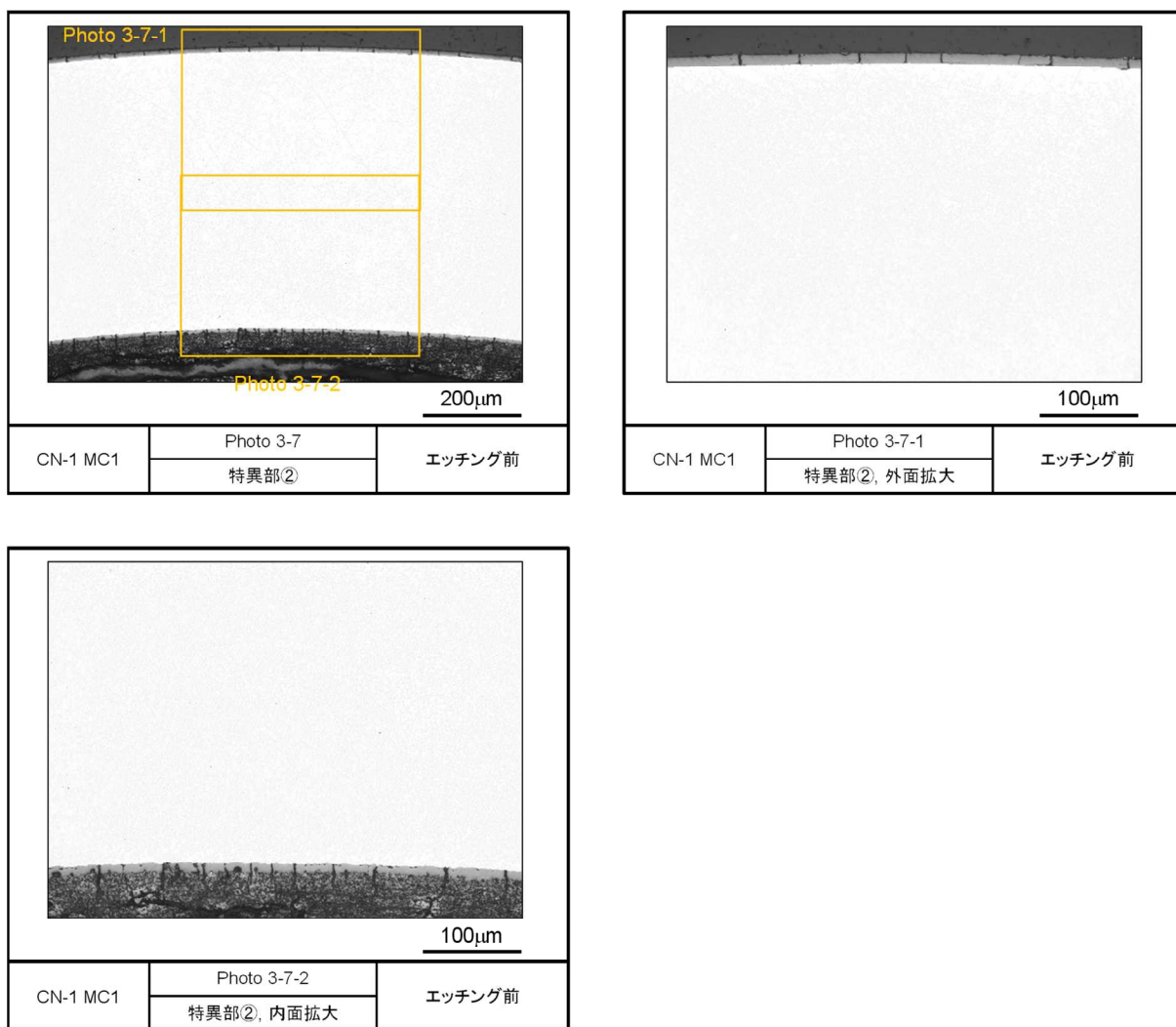


図 4.4.3-12(5) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 1 回目研磨）

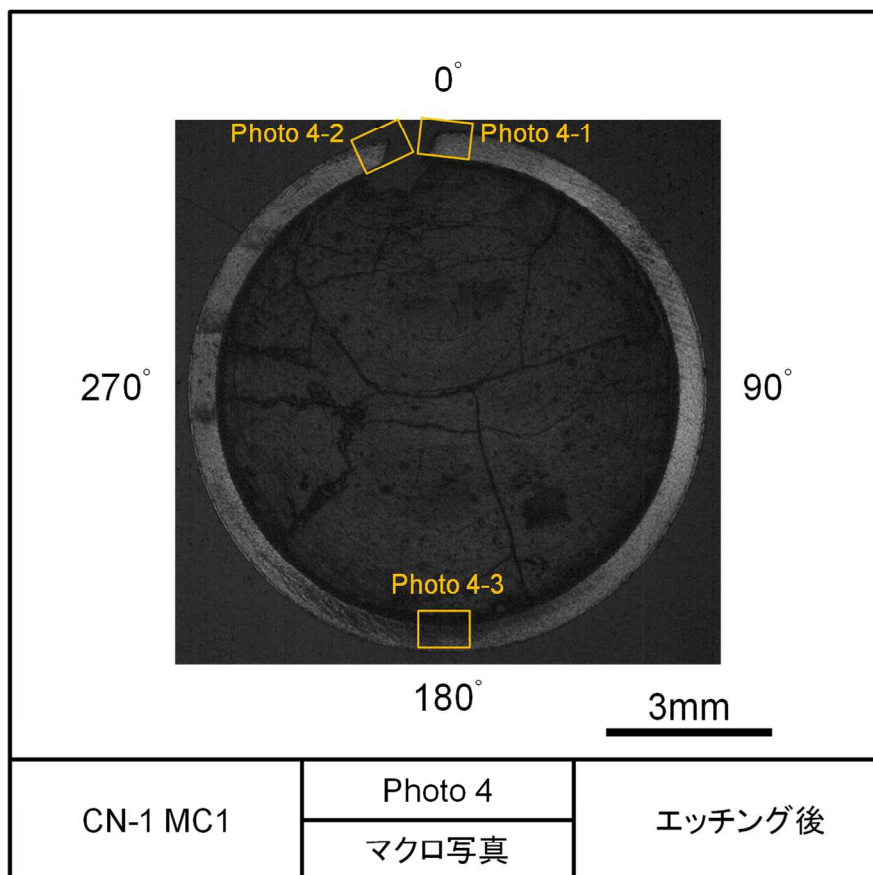


図 4.4.3-13(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 1 回目研磨）

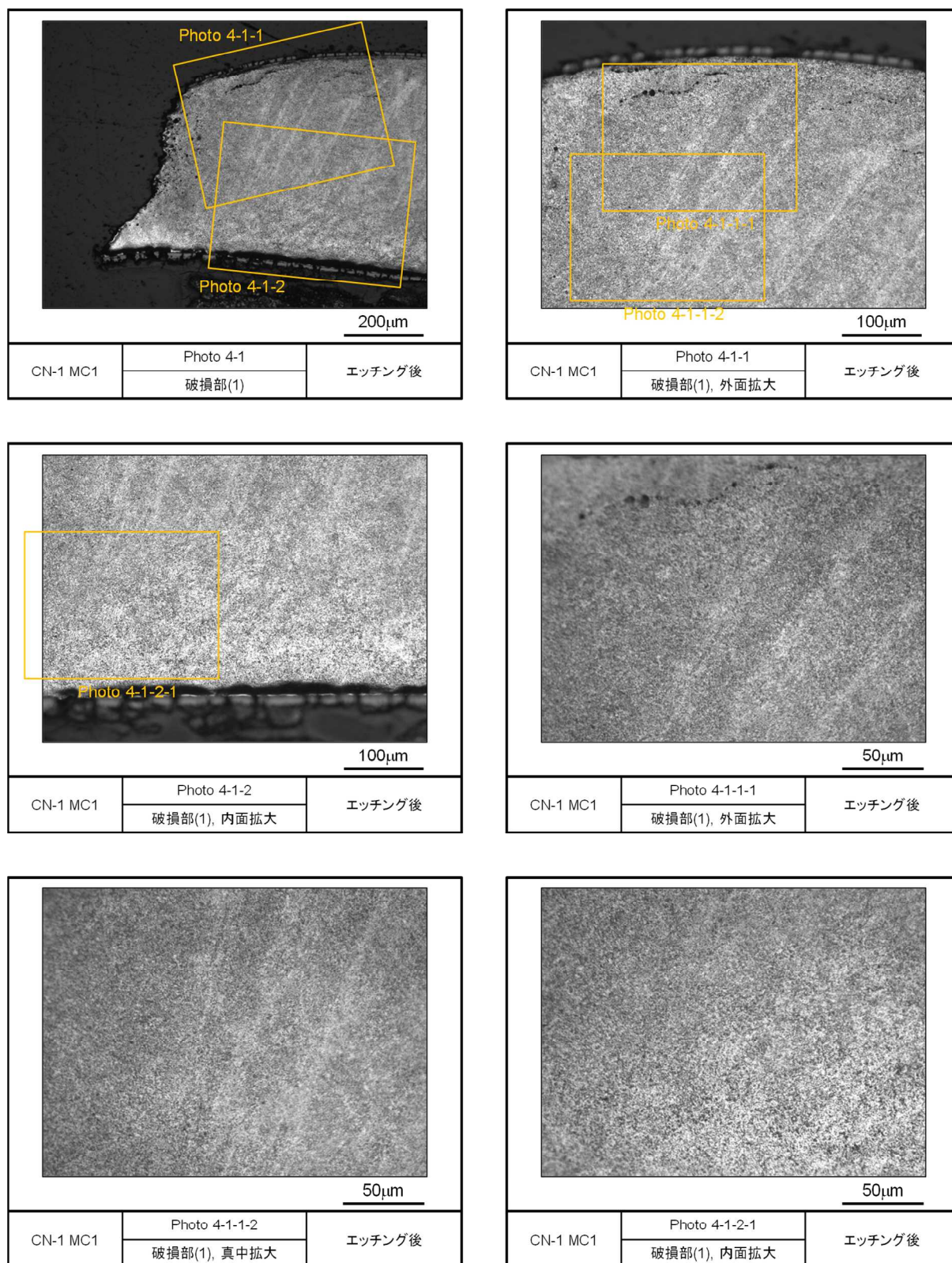


図 4.4.3-13(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 1 回目研磨）

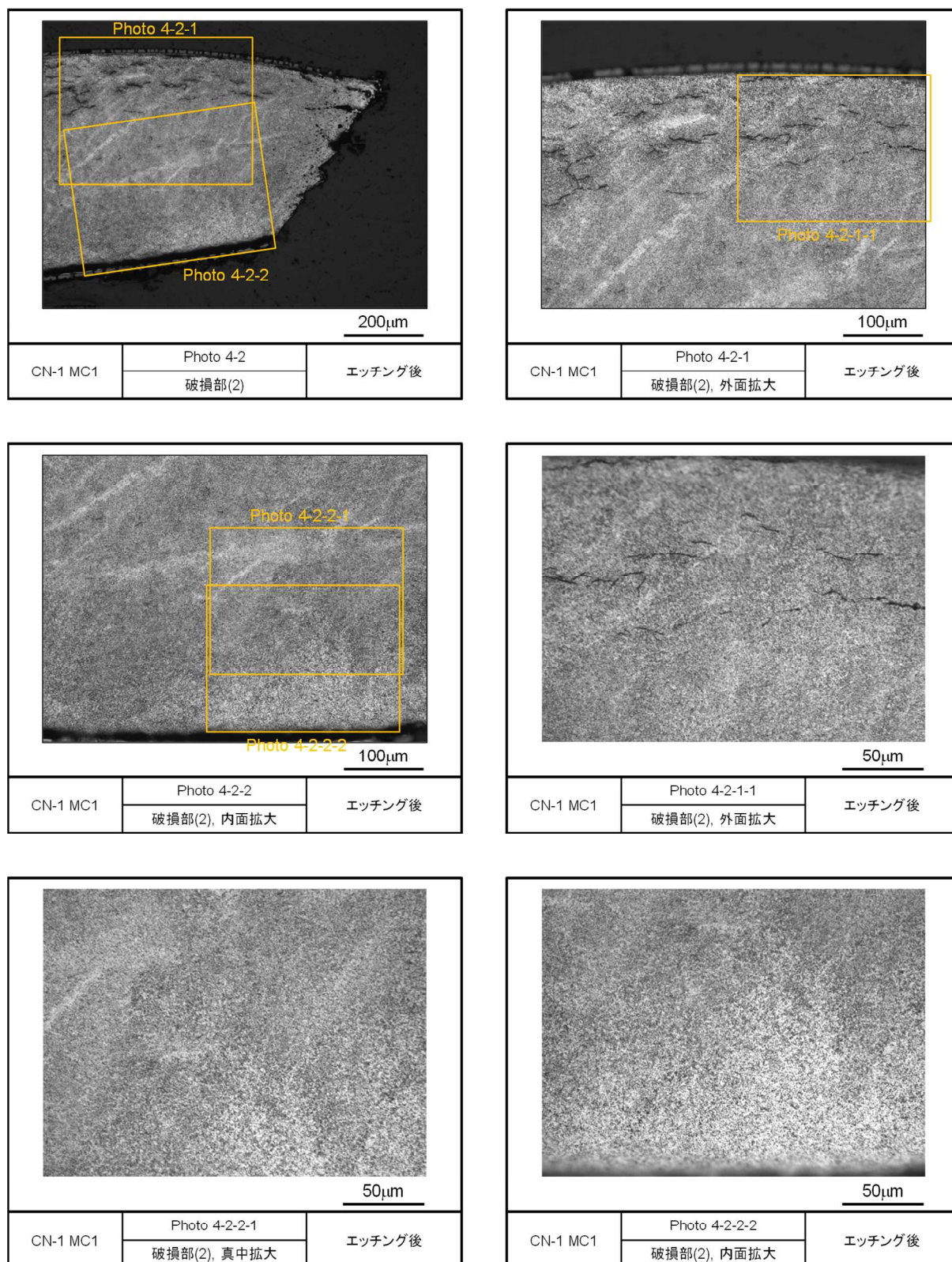


図 4.4.3-13(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 1 回目研磨）

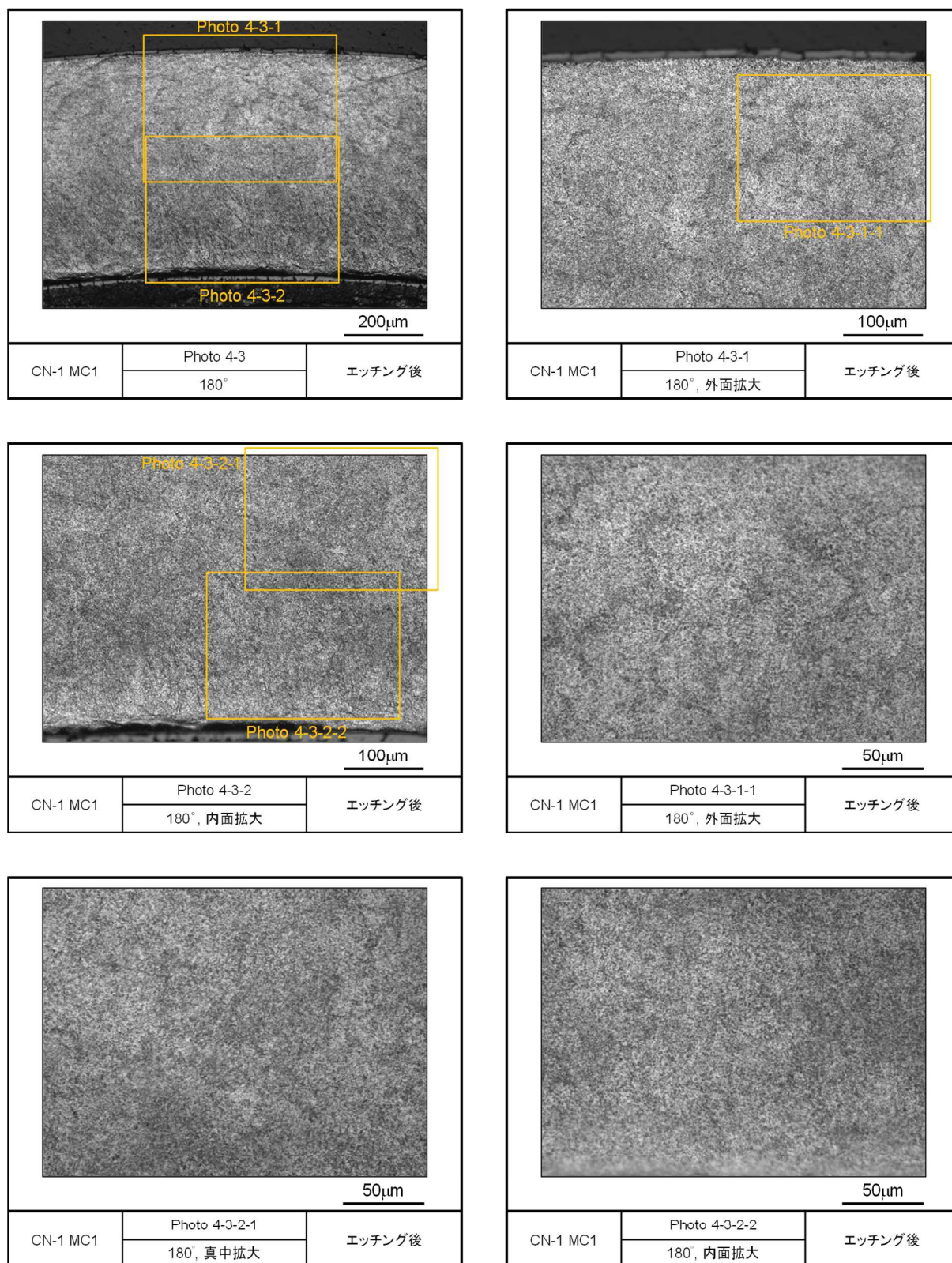


図 4.4.3-13(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 1 回目研磨）

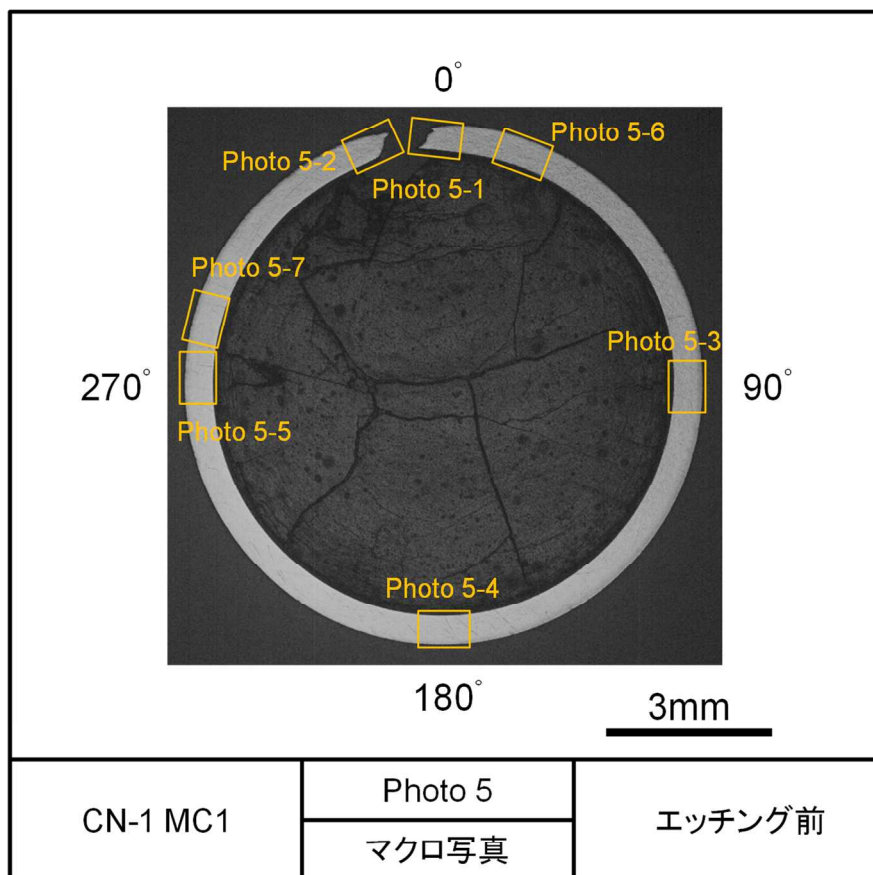


図 4.4.3-14(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 2 回目研磨）

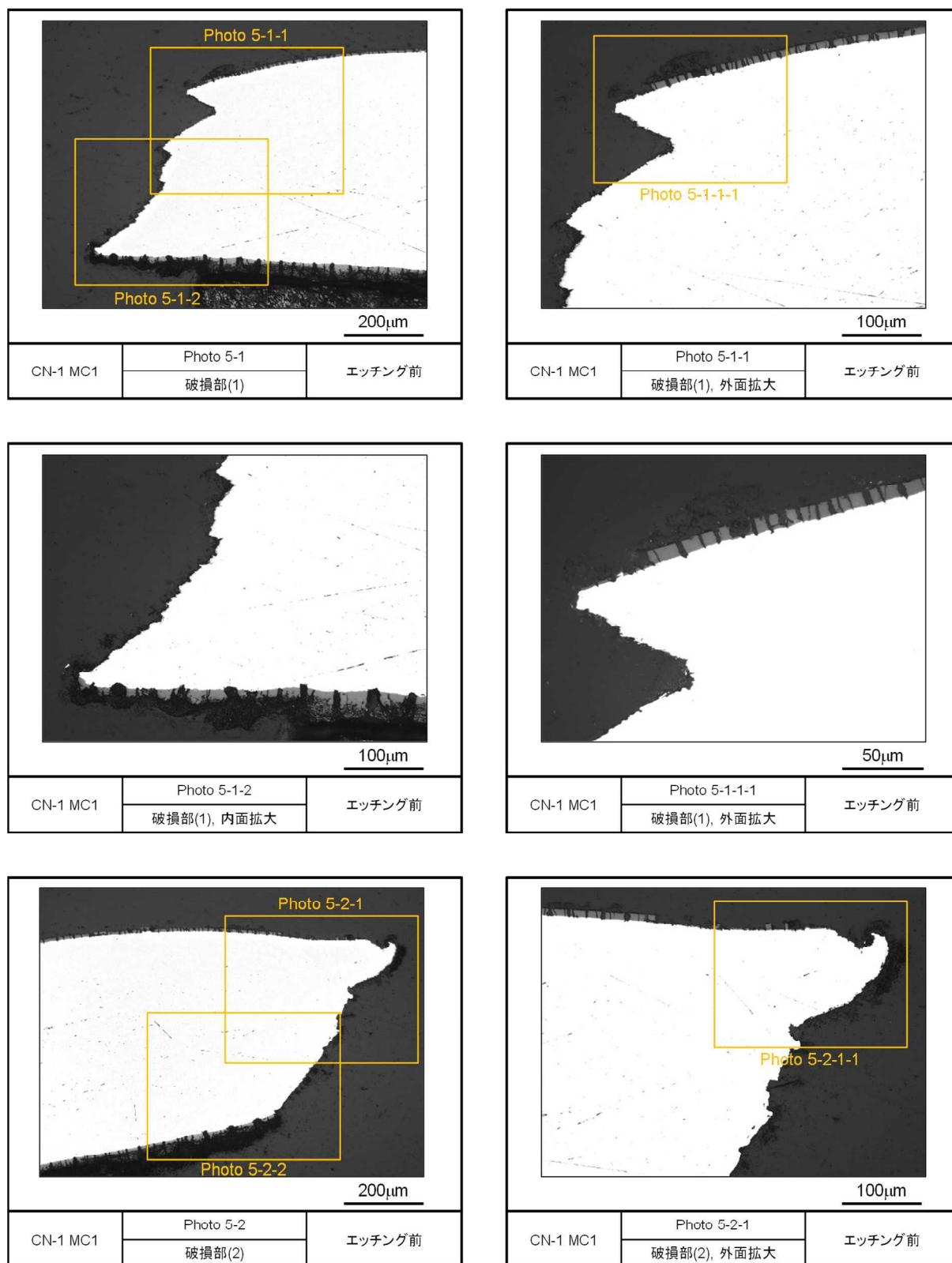


図 4.4.3-14(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 2 回目研磨）

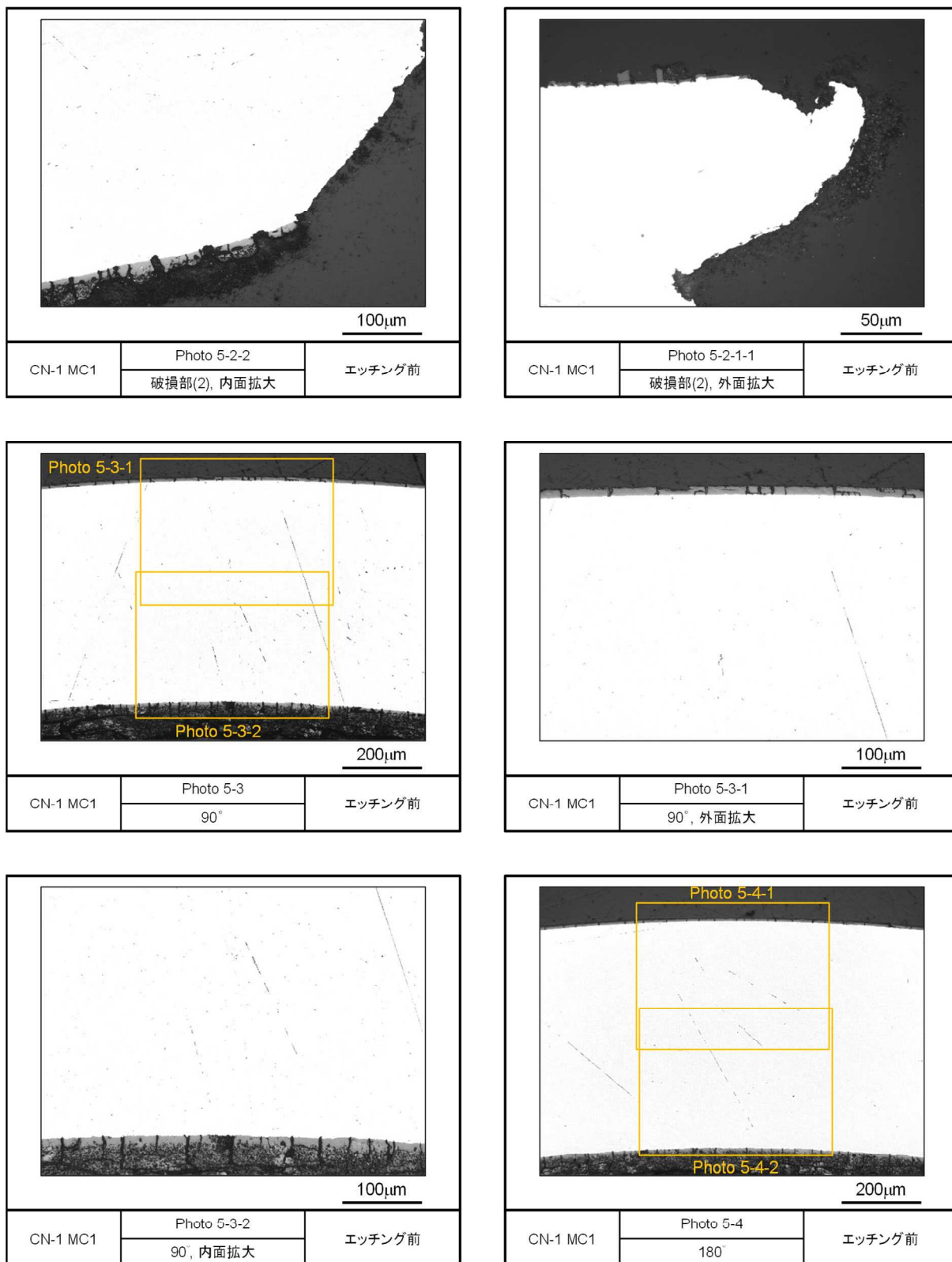


図 4.4.3-14(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 2 回目研磨）

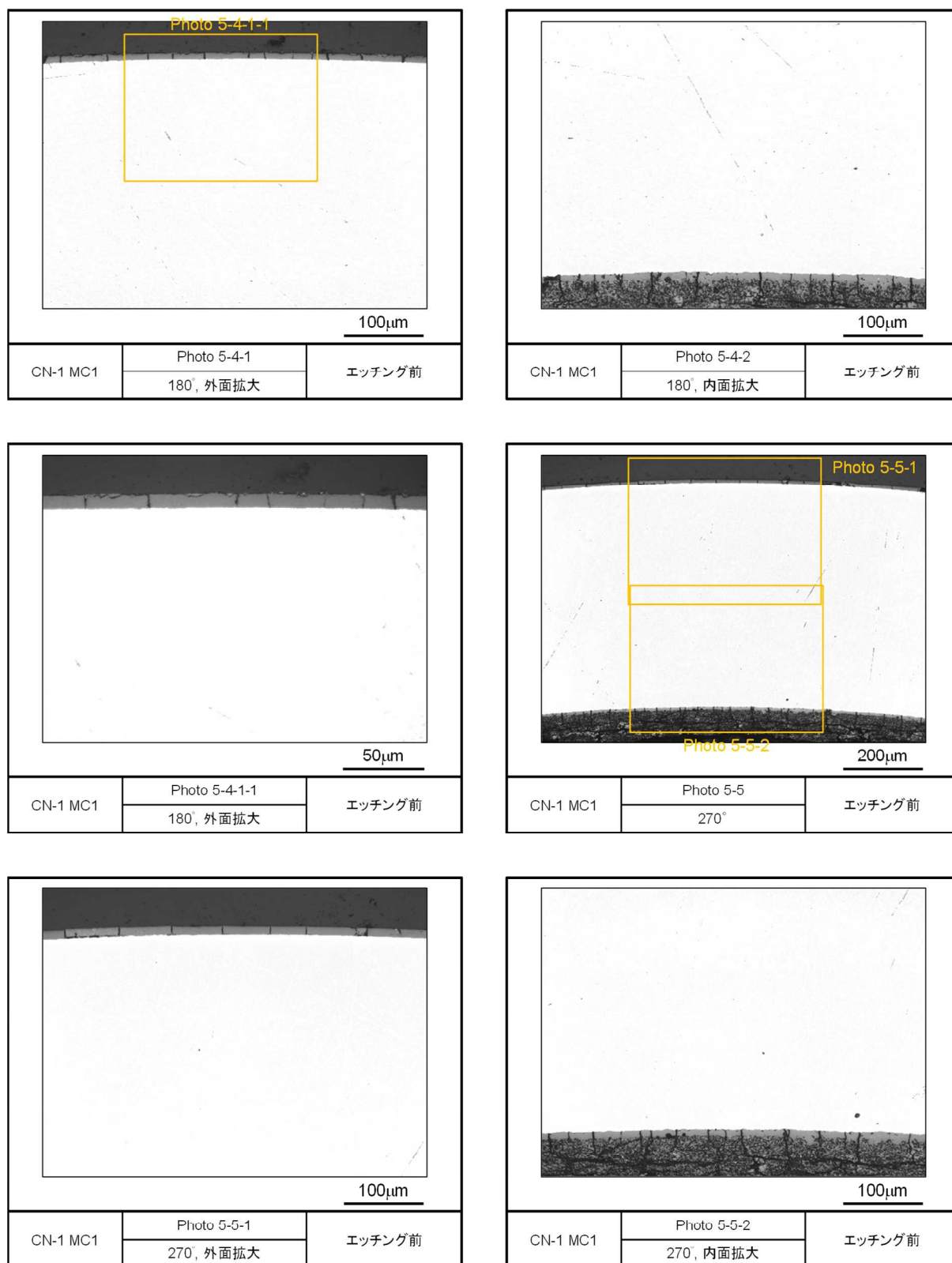


図 4.4.3-14(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 2 回目研磨）

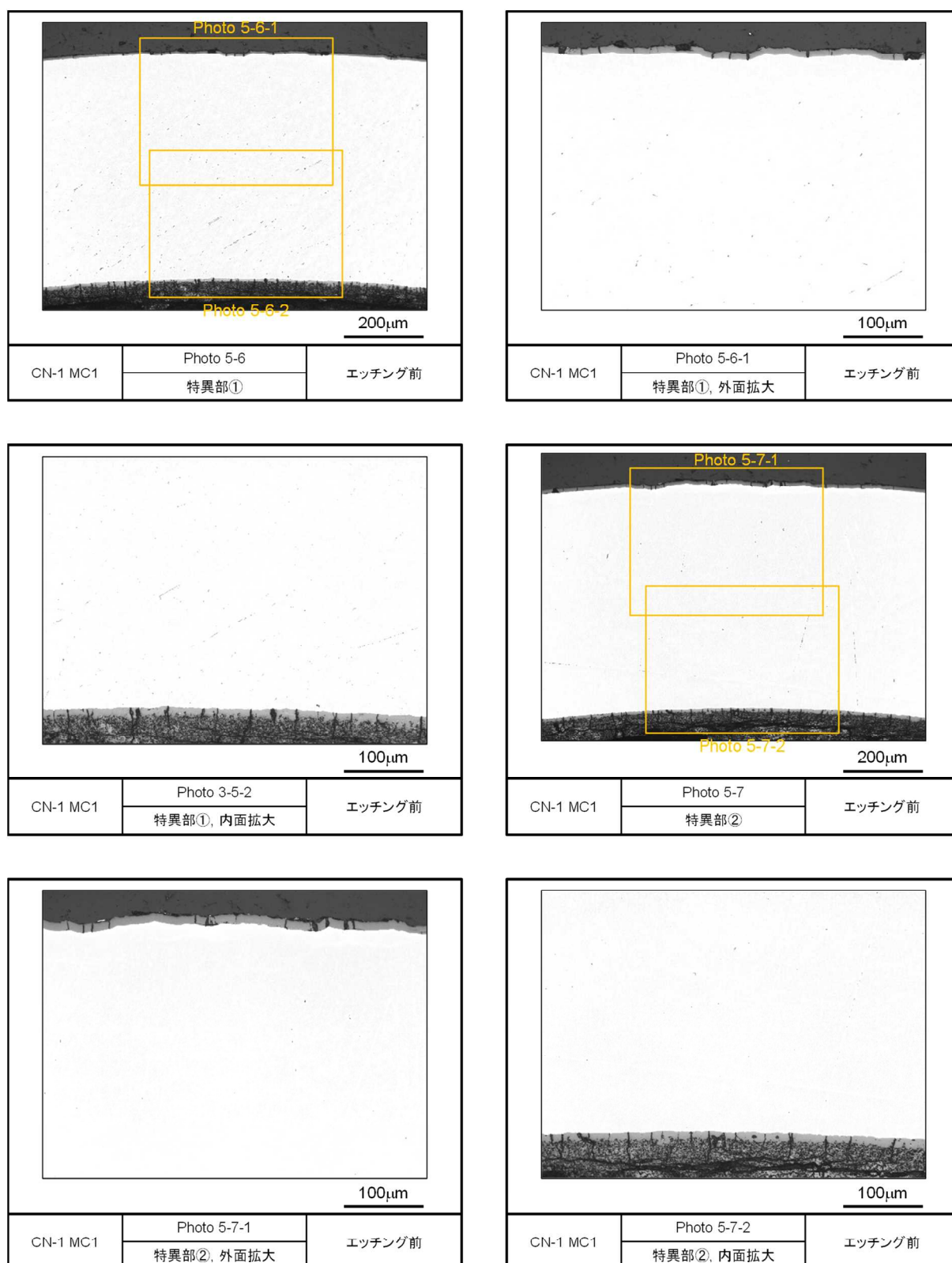


図 4.4.3-14(5) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング前、第 2 回目研磨）

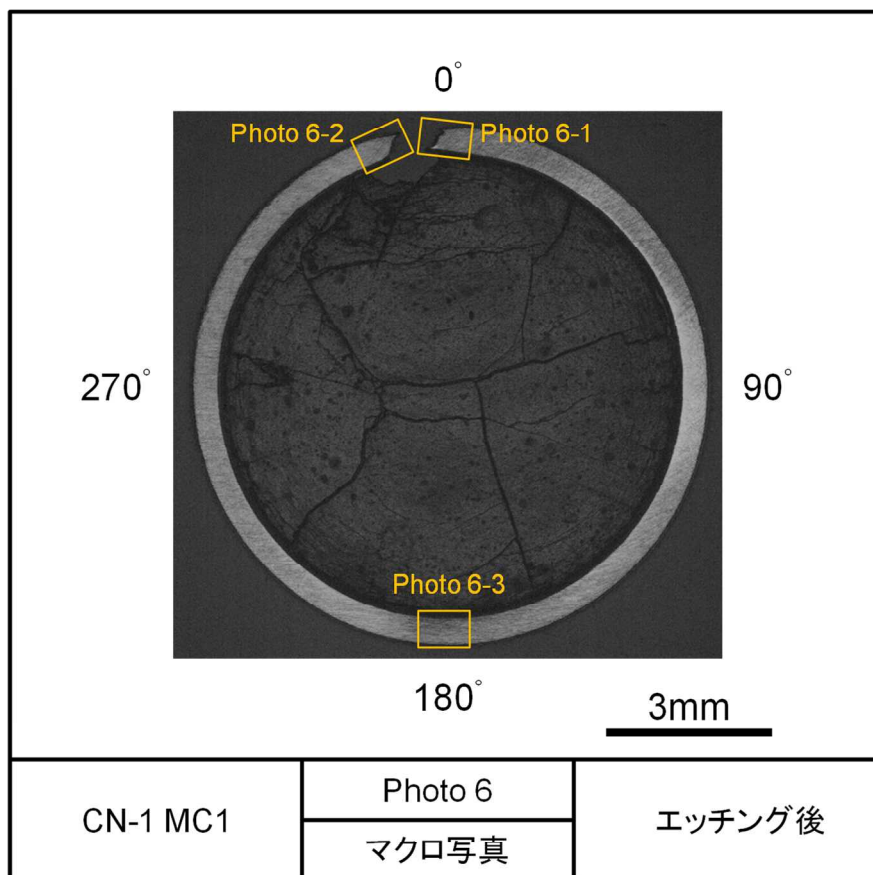


図 4.4.3-15(1) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 2 回目研磨）

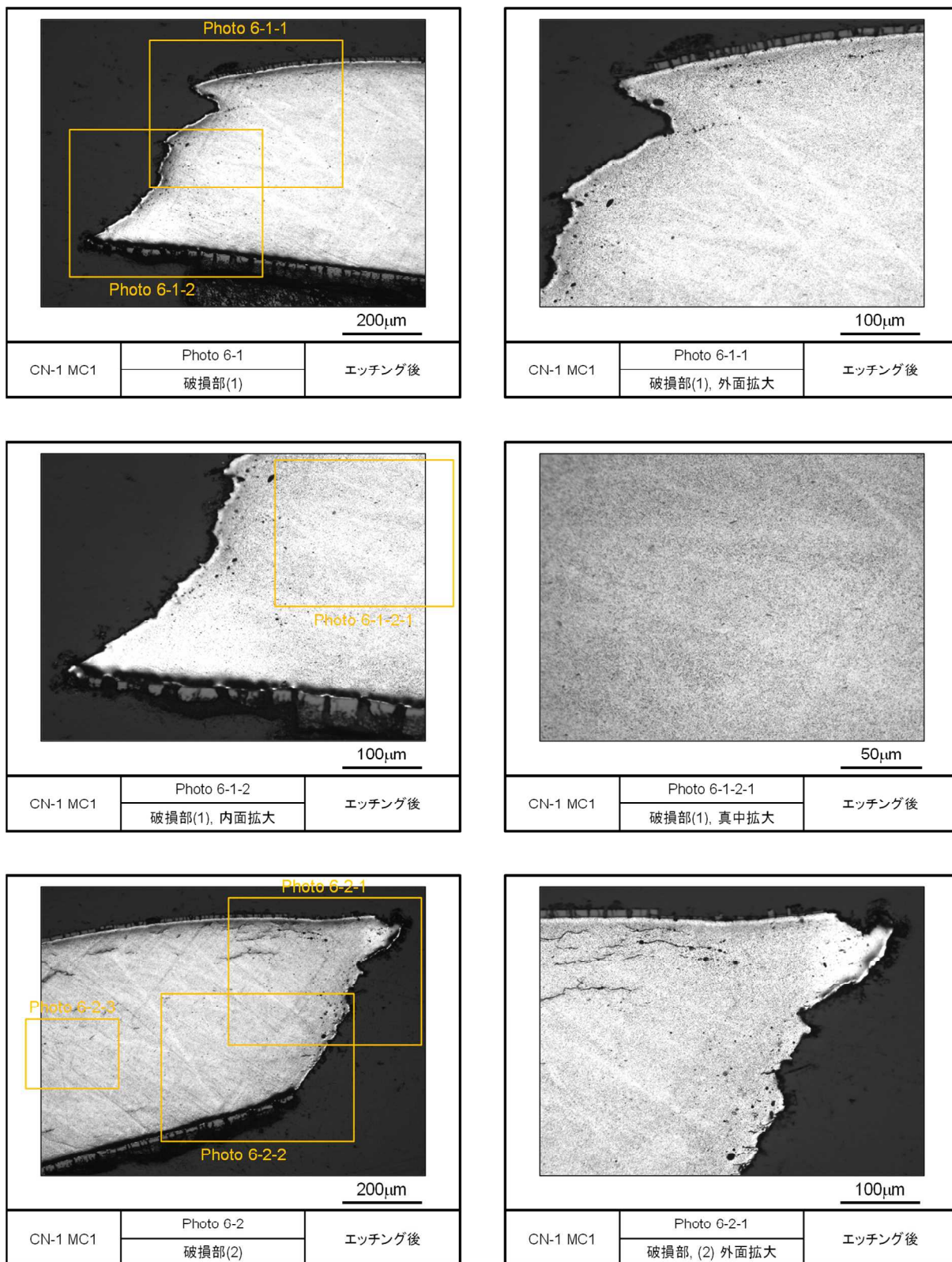


図 4.4.3-15(2) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真 (被覆管エッチング後、第 2 回目研磨)

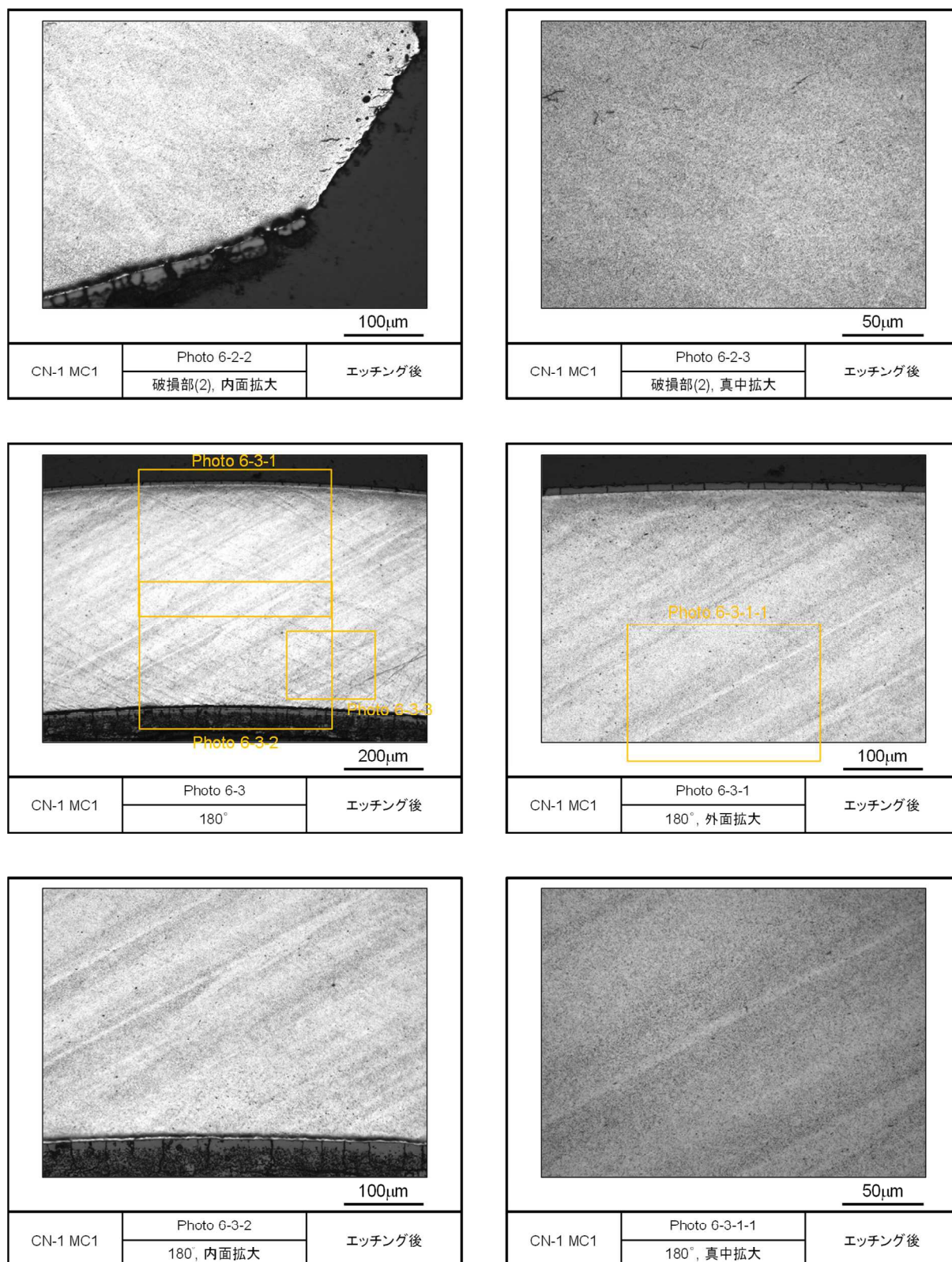


図 4.4.3-15(3) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 2 回目研磨）

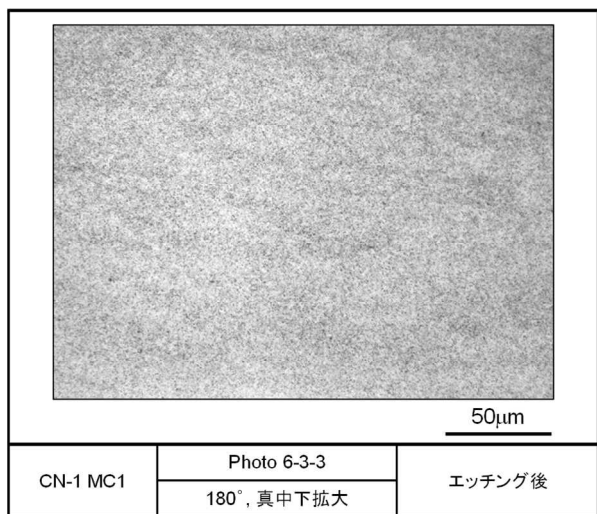


図 4.4.3-15(4) CN-1 実験後の燃料棒水平断面の拡大写真（被覆管エッチング後、第 2 回目研磨）

4.4.4 LS-5 実験に関するパルス照射後試験

LS-5 実験は、高燃焼度 BWR-UO₂ 燃料を対象とした室温実験として令和 3 年 1 月 19 日に実施した。パルス照射中の過渡記録⁽²⁾については既に報告した。本報告では、新たな照射後試験で得られた結果を示す。

(1) 燃料棒外観観察

実験カプセルから取り出した燃料棒の外観を観察した。燃料棒支持具付き外観写真を図 4.4.4-1 に、支持具なし外観写真を図 4.4.4-2 に示す。被覆管の約 100° 方向において軸方向割れが生じており、カプセルから取り出した時点で被覆管の内部には燃料ペレットがほとんど残っておらず、冷却材中に放出されていた。

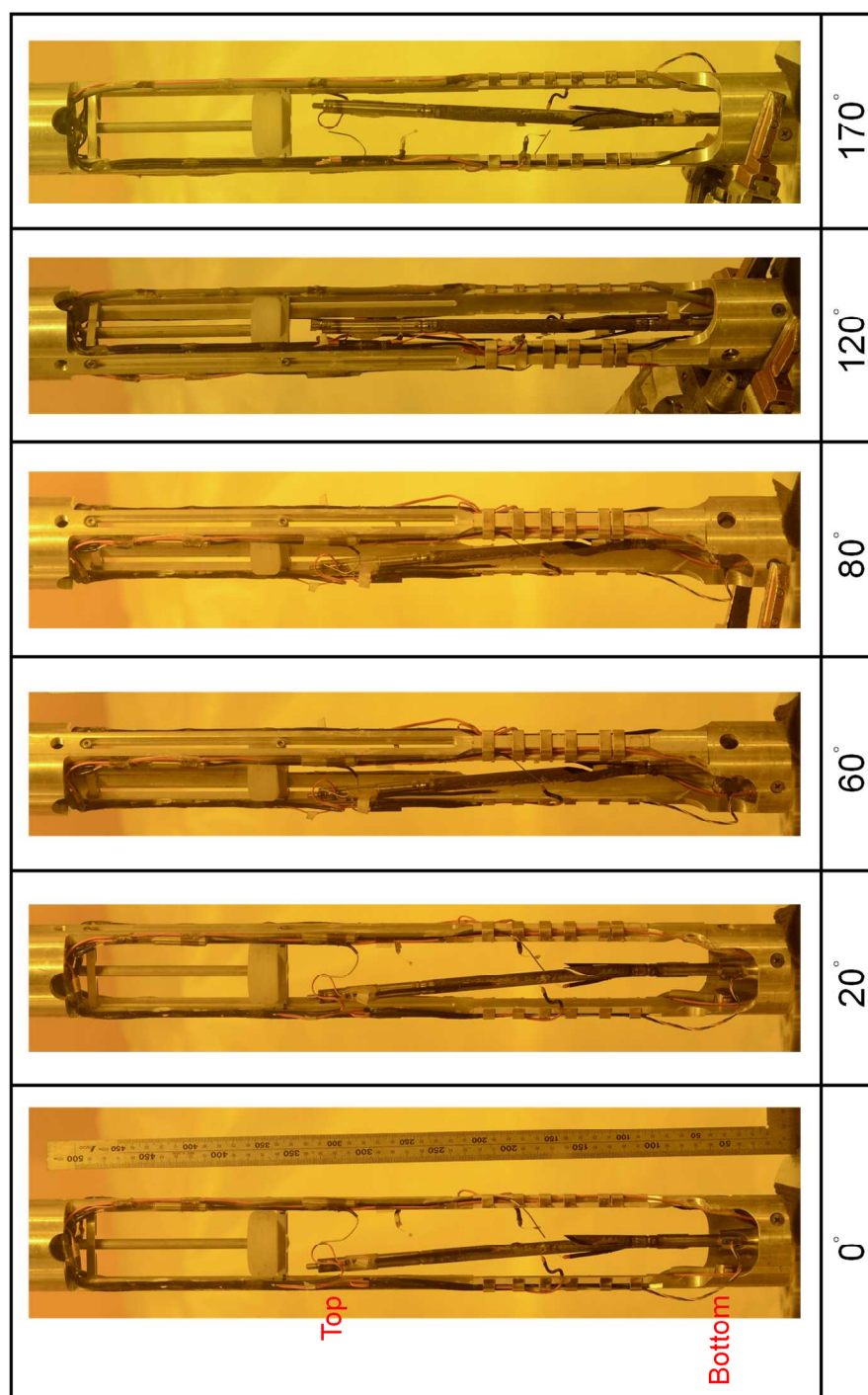


図 4.4.4-1(1) LS-5 試験燃料棒のパルス照射後支持具付き外観写真

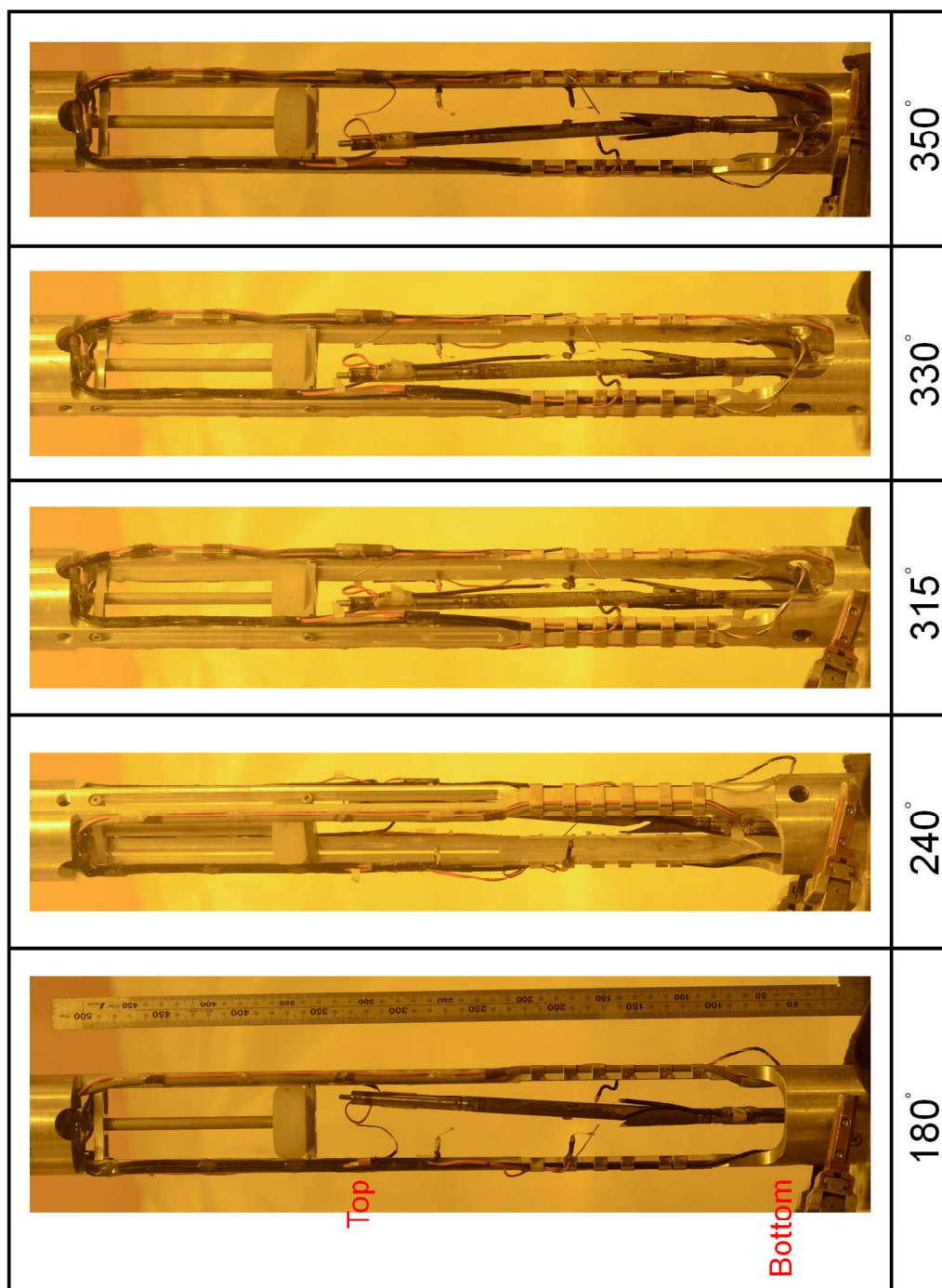


図 4.4.4-1(2) LS-5 試験燃料棒のパルス照射後支持具付き外観写真

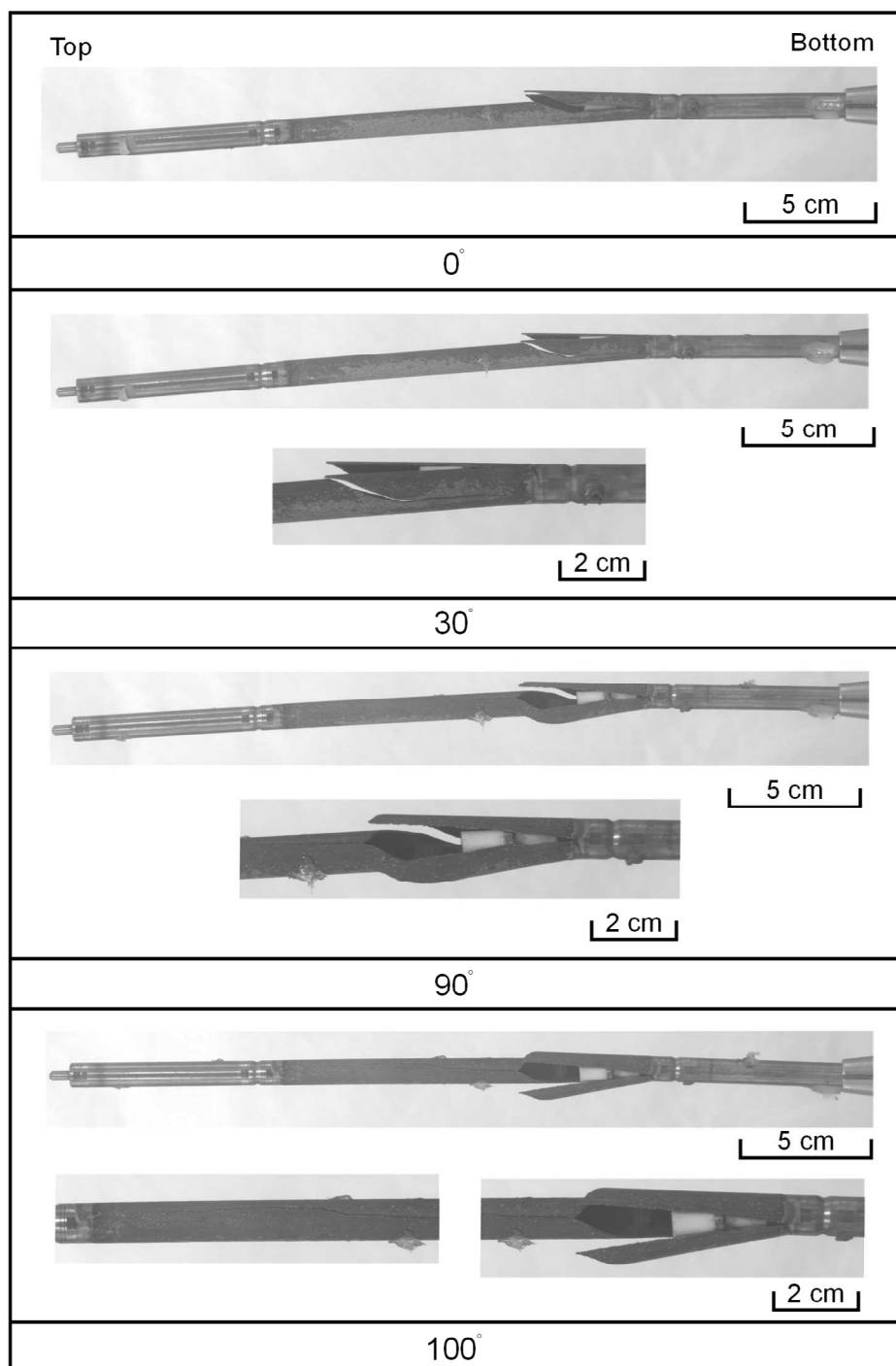


図 4.4.4-2(1) LS-5 試験燃料棒のパルス照射後外観写真

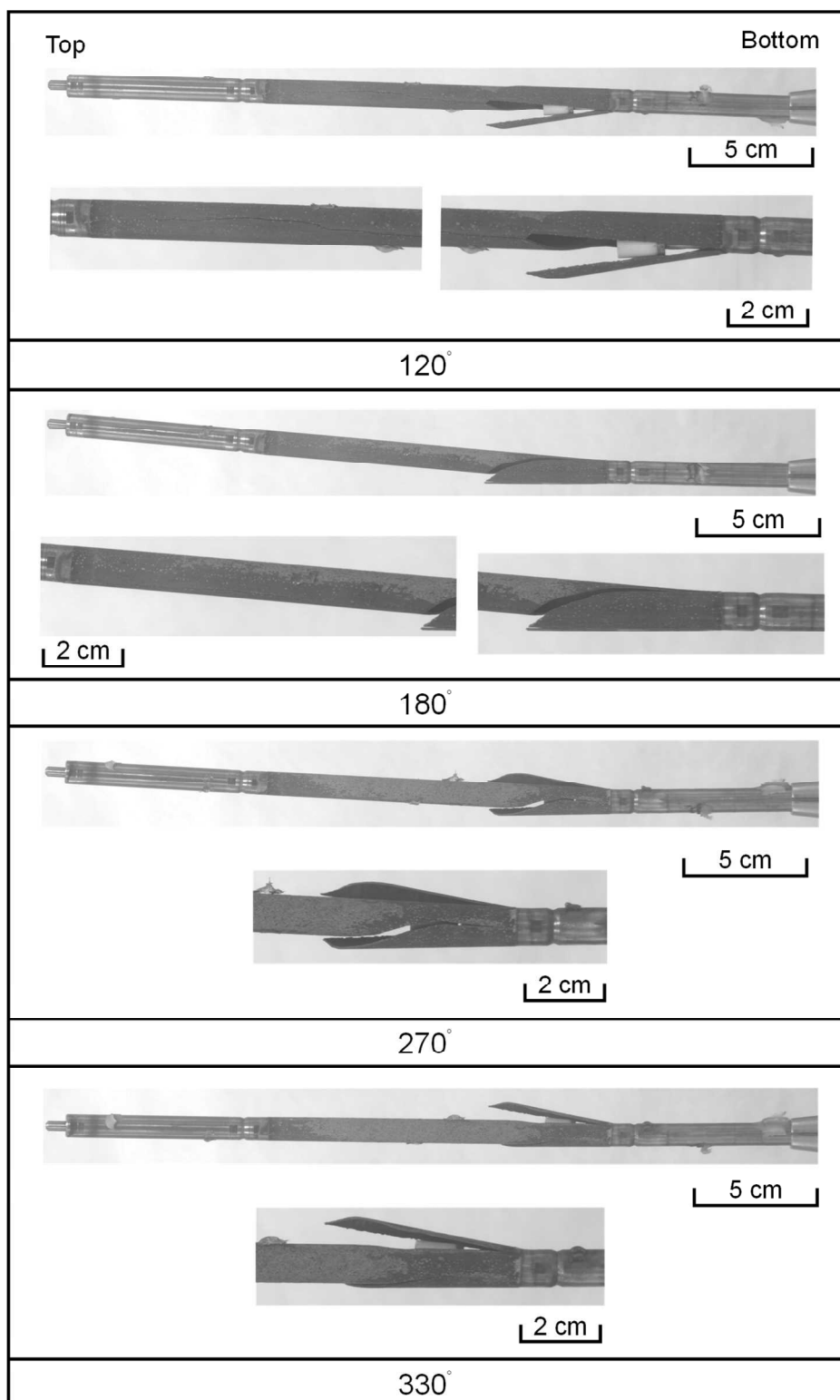


図 4.4.4-2(2) LS-5 試験燃料棒のパルス照射後外観写真

4.4.5 被覆管機械特性試験

RIA 時に膨張したペレットから被覆管が受ける応力は周方向及び軸方向の二軸性を有しており、RIA 時の燃料破損挙動を適切に解析及び評価するためには、この応力二軸性が被覆管の変形・破損挙動に及ぼす影響を把握する必要がある。この影響を調べるため、平成 22 年度事業において、二軸応力条件下での被覆管機械特性試験が可能な試験機を設計・製作した⁽¹⁰⁾。

上記の試験装置を用い、また Zry-4 被覆管の最終処理条件として応力除去焼鈍を施した材料 (SR 材*)、再結晶焼鈍を施した材料 (RX 材**) 及び冷間加工まま材料 (CW 材***) を準備し、これらを対象とした二軸負荷試験を平成 23 年度から実施している^(7,11-17)。平成 24、25 年度には製造時の加工度を変えた被覆管 (Q 値変更被覆管) の SR 材及び RX 材を対象とした試験、平成 26 年度には SR 材を対象に高温条件 (100℃、150℃及び 200℃) にて試験を実施した。平成 27 年度に水素吸収させた被覆管 (SR、RX 材及び CW 材) を対象とした試験を開始し、平成 28、29 及び 30 年度には水素吸収させた被覆管 (SR 材) に析出した水素化物の方位を再配向させた被覆管を作製し、これを対象とした試験を実施した。令和元年度からは、過去の RIA 模擬試験で観察された高燃焼度燃料被覆管の軸方向亀裂が周方向に回り込む現象^(18,19)のメカニズムを調べるため、炉外機械特性試験 (二軸応力負荷試験) により RIA 時高燃焼度燃料被覆管の特徴的要素 (主に水素化物、二軸応力条件) が被覆管破損形態に及ぼす個別効果を確かめることとした。令和元年度及び 2 年度は Q 値 2 の CW 材及びその水素吸収材、追加熱処理材を対象として試験を実施した。

本年度はまず、昨年度までの試験では明らかとなっていない、水素吸収処理時の熱処理方法の影響を確認するため追試験を実施した。また、RIA 模擬試験で観察された現象を再現しやすいと考えられる、高歪み比(1 付近)・高水素量の条件に着目し、引き続き Q 値 2 の CW 材を用いて二軸応力負荷試験を実施した。さらに、過去の二軸応力負荷試験データを再整理し、最終熱処理条件や Q 値の異なる試料について弾-塑性境界付近の変形量領域に注目したフィッティング・ポリシーに基づき、より RIA 時 PCMI 負荷下の力学挙動の解析に適した機械特性パラメータを導出した。

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

(1) 試験方法

二軸応力条件下での被覆管機械特性試験は、コンピューター数値制御 (CNC) サーボ型二軸応力負荷制御試験機⁽¹⁰⁾により実施した。この試験機の特徴は単位時間あたりの軸及び周方向の応力や歪みの増分を制御した負荷を試験片にかけられることであり、今年度は歪み比 (軸方向ひずみ/周方向歪み) を試験中に一定に制御する条件で実施した。試料は、外径 10.7 mm、肉厚 0.66 mm の Q 値変更被覆管 (Q=2) CW 材であり、同水素吸収材製作時と同じ熱処理を経験した試料を製作し、歪み比 0、0.25、及び 0.75 の条件で二軸応力負荷試験を実施した。また、水素-アルゴン混合ガス中で熱処理することで水素を吸収させた試料を

製作し、これを対象として歪み比1と1.25の条件で二軸応力負荷試験を実施した。試料リストを表4.4.5-1に示す。水素吸収方法の詳細は次の通りである。真空中で試料を400 °C/30 minで昇温させ、400 °Cで20分保持し、水素—アルゴン混合ガスを導入した後、炉の自然冷却により降温させた。

水素吸収材の試験後分析は水素濃度測定した。破損部の水素濃度は破損部中心から1 mm厚さのリング状試料切出し、LECO製RHEN602水素分析装置により測定した。その結果を表4.4.5-1に示す。

(2) 試験結果

表 4.4.5-1 に R1 年度から R3 年度まで行った二軸応力負荷試験結果を示す。

冷間加工まま材は歪み比が 0.25 や 0.5 の場合周歪みが 2%付近で破損したケースがある。しかし、周歪みが 3%以上で破損したケースもある。他の歪み比条件(0, 0.75, 1)では周歪みが 3%から 9%の範囲で破損した。歪み比が 1 の場合のみ破断の破損形態が観察された⁽⁸⁾。

水素吸収時温度条件の影響を確認するため、冷間加工材に追加熱処理を施した試料では、歪み比が 0.25 や 0.5 の条件で冷間加工まま材より高い破損時周歪みが観察された。他の歪み比条件では破損時周歪みに有意な差はみられなかった。破損形態はすべて破裂である。歪み比が 1 の条件ではひずみゲージ付近で破損したケースはなく、すべてチャック部で破損した。

水素吸収材では歪み比 0、0.25、0.5、0.75、1、1.25 で試験を行った。歪み比 0、0.25、0.5、水素量 330wppm 以下では破損形態はすべて破裂であった。歪み比 0.75 では水素量 91wppm のケースで破裂した。歪み比 1 では 179wppm のケースで破裂した。上記水素吸収材はすべて破損時周歪みが 3%以上であった。軸方向引張荷重の大きい歪み比 1 及び歪み比 1.25 の条件では、チャック部で破断するケースがほとんどである。図 4.4.5-1 にチャック部破断、破裂の外観の例を示す。RIA 模擬試験で観察される斜め周方向のき裂進展は高い歪み比の下で発生しやすくなる可能性があるが、現在の試験方法では高い歪み比条件について水素吸収材のデータを十分に蓄積することは難しい。また、平成 22 年から今までの二軸応力試験結果を振り返っても、RIA 時応力比/歪み比条件では軸方向亀裂のみ（破裂）か周方向（軸方向と垂直）亀裂のみ（破断）のどちらかであり、RIA 模擬試験で見られる周方向への亀裂の回り込み（破断）が安定に発生する特定の条件は見出せない。応力比制御の試験や低い歪み比での二軸応力負荷試験で達成される力学的条件の範囲では、破裂から破断への破損形態の変化は安定に生じないものと判断される。

燃料破損形態変化のメカニズム解明に向けた今後の試験研究については、2 通りのアプローチが考えられる。(1) 軸方向中央部付近に水素が集中するよう、水素吸収方法を改良する。チャック部での破損が生じる前に、軸方向中央部での破損が安定に生じる調整とすることで、結果として、現状蓄積が困難な高い歪み比でのデータ取得がより容易となる可能性がある。(2)過去の RIA 模擬試験後燃料棒の外観観察より、周方向への亀裂の回り込みは、軸方

向亀裂がある箇所では斜め左右二方向へ分岐することで生じるケースが多く、またこの結果形成される三つ (VA-1⁽¹⁸⁾図 4.4.5.2、VA-2⁽¹⁹⁾照射後外観写真、図 4.4.5.3) ないし四つ (LS-5 照射後外観写真 (R3 年度報告書 4.4.4 章図 4.4.4-2) の亀裂の交差点は、ペレット境界に対応していると見られる水平方向の痕跡と近い位置関係にある。これらケースの燃焼度は 78GWd/t 以上で、回り込みが生じた位置での被覆管水素量は比較的高い^(18,19,2)。さらに、AP-2-19 レファレンス⁽²⁾試料 (図 4.4.5.4) の断面金相において、水素化物が集中する領域も観察されている。これらの観察を総合すると、亀裂の分岐と周方向への回り込みは、進展する亀裂が、水素化物が局所的に多く析出する領域 (ペレット境界や水素化物ブリスタ) に差し掛かった際に生じている、または生じ易いとの仮説が成り立つ。そこで、軸方向の特定の箇所に、適宜欠陥を導入した試料を用いて、二軸応力負荷試験または RIA 試験を実施し、軸方向亀裂進展挙動への影響を調べることで、このような仮説を検証することが可能と考えられる。

(3) 二軸応力負荷試験データに基づく弾-塑性境界付近に注目した機械特性パラメータの導出

R1 年度では二軸応力負荷試験データに基づく被覆管物性値の計算方法について検討した。今年度はその方法を定式化し、過去の計算可能なデータ組が揃った受入材の二軸応力負荷試験データに適用した。計算に含まれるデータを表 4.4.5-2 に示す。

被覆管を直交異方性材料として考えた場合、二軸応力負荷試験の負荷条件では、弾性変形の領域を二次元の Hooke の法則により表現できる(式 4.4.5-1)。

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_z^e \\ \varepsilon_\theta^e \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_z} & -\frac{\nu_{\theta z}}{E_\theta} \\ -\frac{\nu_{z\theta}}{E_z} & \frac{1}{E_\theta} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_z \\ \sigma_\theta \end{pmatrix} \quad \text{式 4.4.5-1}$$

この ε は歪み、 σ は応力、 E はヤング率、 ν はポアソン比、下付きの z は軸方向、 θ は周方向、上付きの e は弾性を意味する。

ここで、 $-\frac{\nu_{z\theta}}{E_z} = -\frac{\nu_{\theta z}}{E_\theta}$ の制限があるので式 4.4.5-1 を変形すると式 4.4.5-2 になる。

$$\varepsilon_z - \frac{\sigma_\theta}{\sigma_z} \cdot \varepsilon_\theta = -\frac{\sigma_\theta^2}{\sigma_z} \cdot \frac{1}{E_\theta} + \sigma_z \cdot \frac{1}{E_z} \quad \text{式 4.4.5-2}$$

弾性域では全歪みと弾性歪みは同じであることから、線形回帰法で表 4.4.5-2 に示した各種被覆管の試験データ組中弾性域の応力歪みデータを連立して式 4.4.5-2 にフィッティングすることで式 4.4.5-1 の各方向のヤング率とポアソン比を計算した。その結果を表 4.4.5-3 に示す。

表 4.4.5-3 に示した弾性パラメータ、試験データである応力及び全歪みデータを式 4.4.5-3 に代入し真塑性歪みを計算した。

$$\begin{cases} \varepsilon_{\theta}^{TP} = \ln(1 + \varepsilon_{\theta}) - \ln\left(1 + \sigma_{\theta} \frac{1}{E_{\theta}} - \sigma_z \frac{\nu_{z\theta}}{E_z}\right) \\ \varepsilon_z^{TP} = \ln(1 + \varepsilon_z) - \ln\left(1 + \sigma_z \frac{1}{E_z} - \sigma_{\theta} \frac{\nu_{\theta z}}{E_{\theta}}\right) \end{cases} \quad \text{式 4.4.5-3}$$

上付きの TP は真塑性歪みを意味する。Hill^(20,21) の塑性仕事式(式 4.4.5-4)に式 4.4.5-3 で計算した真塑性歪みを代入し塑性仕事を計算した。

$$PW = \int \sigma_z d\varepsilon_z^p + \sigma_{\theta} d\varepsilon_{\theta}^p = \int \sigma_0 d\varepsilon_0^p \quad \text{式 4.4.5-4}$$

ここに PW は塑性仕事、 σ_0 は等価応力、 ε_0^p は等価塑性歪みである。各試験条件の同じ塑性仕事のデータ点を用いて Hill^(20,21) の異方性応力式(式 4.4.5-5)に代入すると塑性の異方性パラメータ F 、 G 、 H が計算できる。

$$\sigma_0^2 = F(\sigma_{\theta} - \sigma_z)^2 + G\sigma_z^2 + H\sigma_{\theta}^2 \quad \text{式 4.4.5-5}$$

ここで、軸方向単軸引張試験において $\sigma_0 = \sigma_z$ と仮定すると $F+G=1$ の関係が得られる。この関係を用いると、式 4.4.5-5 は式 4.4.5-6 に変形できる。

$$F(\sigma_{\theta}^2 - 2\sigma_{\theta}\sigma_z) + H\sigma_{\theta}^2 - \sigma_0^2 = -\sigma_z^2 \quad \text{式 4.4.5-6}$$

式 4.4.5-6 を利用し、線形回帰法で F 、 G 、 H を計算した。結果を式 4.4.4-5 に代入し、 σ_0 を計算した。更に σ_0 を式 4.4.5-4 に代入し ε_0^p を計算した。計算した σ_0 と ε_0^p を式 4.4.5-7 にフィッティングし塑性歪み—応力構成式を計算した。 F 、 G 、 H 及び構成式の結果を表 4.4.5-3 に示す。

$$\sigma_0 = K(a + \varepsilon_0^p)^n \quad \text{式 4.4.5-7}$$

図 4.4.5-5 に本年度計算した 6 種類の材料及び参考文献^(22,23) で提示された構成式から描いた応力歪み曲線を示す。図から熱処理条件によって応力—歪み曲線は大きく変わるが、 Q 値だけを変更した場合応力—歪み曲線には大きな影響が見られない。本計算では弾—塑性境界付近に着目してフィッティングを実施したため、 RIA 時の被覆管変形挙動をもっと正確に反映できると考える。この計算で得られるパラメータは、数値解析の材料物性値の入力データとして適用可能である。

(4) まとめ

Zry-4 被覆管 (14×14 型、 CW ($Q=2$) 材) の受入材、それに水素を吸収させた被覆管、及び水素吸収時の熱処理履歴を経験した被覆管を対象に、室温で歪み比を一定とした二軸応力負荷試験を実施した。試験結果から水素吸収時の熱処理を経験させた被覆管は歪み比が 0.25 や 0.5 の場合破損時周歪みが増大する傾向があり、他の歪み比条件では明確な影響が確認されなかった。 $R1$ 年度から $R3$ 年度までの試験結果から、低歪み比、低水素量条件では RIA 模擬試験で観察されたような割れ方は再現できないと判断する。今後は水素吸収方法の改良と共に引き続き高歪み比、高水素量条件での二軸応力負荷試験を実施することと、高燃焼度燃料被覆管の特徴的な部分を模擬した欠陥を入れた燃料被覆管での二軸応力負荷試験を実施する予定である。また、過去の二軸応力負荷試験データに基づいて弾—塑性境界付近に着目した被覆管物性値の導出方法を定式化し、6 種類の燃料被覆管の物性値を導

出した。

表 4.4.5-1 試料リスト (R1-R3 年度まとめ)

年度	試料種類	歪み比	水素量 (wppm)	破損時外観	破損時/最 大軸歪み	破損時/最 大周歪み	追加熱処 理
R3	CW10.7Q2	0.00	0	破裂	0.0000	0.1086	○
	CW10.7Q2	0.00	0	破裂	0.0000	0.0911	○
	CW10.7Q2	0.25	0	破裂	0.0226	0.0903	○
	CW10.7Q2	0.25	0	破裂	0.0158	0.0631	○
	CW10.7Q2	0.75	0	破裂	0.0637	0.0850	○
	CW10.7Q2	1.00	240	チャック部破断	0.0314	0.0314	×
	CW10.7Q2	1.00	430	チャック部破断	0.0151	0.0152	×
	CW10.7Q2	1.00	678	チャック部破断	0.0096	0.0097	×
	CW10.7Q2	1.25	358	チャック部破断	0.0165	0.0132	×
R2	CW10.7Q2	1.25	130	チャック部破断	0.0123	0.0098	×
	CW10.7Q2	0	0	破裂	0.0001	0.0378	○
	CW10.7Q2	0	0	破裂	0.0000	0.0756	○
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0250	0.0502	×
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0160	0.0317	×
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0364	0.0728	○
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0350	0.0698	○
CW10.7Q2	1	179	破裂	0.0780	0.0780	×	
R1	CW10.7Q2	0	0	破裂	0.0000	0.0410	×
	CW10.7Q2	0	0	破裂	-0.0002	0.0820	×
	CW10.7Q2	0.25	0	破裂	0.0054	0.0205	×
	CW10.7Q2	0.25	0	破裂	0.0104	0.0418	×
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0095	0.0190	×
	CW10.7Q2	0.5	0	破裂	0.0125	0.0251	×
	CW10.7Q2	0.75	0	破裂	0.0602	0.0804	×
	CW10.7Q2	0.75	0	破裂	0.0261	0.0349	×
	CW10.7Q2	1	0	破裂	0.0308	0.0309	×
	CW10.7Q2	1	0	破断	0.0698	0.0697	×
	CW10.7Q2	1	0	破断	0.0905	0.0903	×
	CW10.7Q2	0	98	破裂	0.0001	0.1311	×
	CW10.7Q2	0.25	90	破裂	0.0114	0.0456	×
	CW10.7Q2	0.5	85	破裂	0.0327	0.0654	×
	CW10.7Q2	0.75	91	破裂	0.0793	0.1058	×
	CW10.7Q2	0	275	破裂	0.0001	0.0594	×
CW10.7Q2	0.25	299	破裂	0.0119	0.0478	×	
CW10.7Q2	0.5	330	破裂	0.0187	0.0374	×	

表 4.4.5.2 物性値計算用データリスト

試験日	被覆管種類	応力比 σ_z / σ_θ	水素量 (wppm)	破損時軸歪み	破損時周歪み
20130920	CW9.5B	0.5	0	-0.0074	0.0898
20130927	CW9.5B	0.75	0	0.0052	0.0850
20130930	CW9.5B	1	0	0.0469	0.0850
20121210	CW9.5B	1.33	0	0.0408	0.0113
20130527	SR9.5B	0.5	0	-0.0108	0.0790
20160114	SR9.5B	0.75	0	0.0092	0.0780
20130610	SR9.5B	1	0	0.0507	0.0827
20130214	SR9.5B	1.33	0	0.0688	0.0095
20140228	RX9.5B	0.5	0	-0.0734	0.3475
20131024	RX9.5B	0.75	0	0.0057	0.3509
20170509	RX9.5B	1	0	0.1076	0.1290
20120821	RX9.5B	1.33	0	0.1327	0.0005
20130624	SR10.7Q2	0.5	0	-0.0113	0.1064
20130621	SR10.7Q2	0.75	0	0.0063	0.0370
20160609	SR10.7Q2	1	0	0.0398	0.1026
20120628	SR10.7Q2	1.33	0	0.0905	0.0079
20130625	SR10.7Q3	0.5	0	-0.0117	0.0691
20130627	SR10.7Q3	0.75	0	0.0064	0.0831
20160615	SR10.7Q3	1	0	0.0784	0.0946
20150422	SR10.7Q3	1.33	0	0.0784	0.0084
20130625	SR10.7Q4	0.5	0	-0.0123	0.0774
20130627	SR10.7Q4	0.75	0	0.0067	0.0252
20150507	SR10.7Q4	1	0	0.0528	0.0630
20150423	SR10.7Q4	1.33	0	0.0791	0.0095

表 4.4.5-3 弾性係数の計算結果

	E_{θ} (GPa)	E_z (GPa)	$\nu_{\theta z}$
CWB	94.1	90.9	0.354
SRB	97.4	88.6	0.368
RXB	102.8	93.5	0.250
SRQ2	100.2	92.3	0.350
SRQ3	101.6	91.6	0.354
SRQ4	101.7	91.2	0.350

表 4.4.5.4 各材料の応力—塑性歪み構成式、及び F、G、H 値。

	構成式	F	G	H
CWB	$\sigma_Y=1221(\epsilon_p+0.00006)^{0.070}$	0.738	0.262	0.805
SRB	$\sigma_Y=987(\epsilon_p+0.00011)^{0.075}$	0.723	0.277	0.484
RXB	$\sigma_Y=589(\epsilon_p+0.00007)^{0.102}$	0.767	0.233	0.179
SRQ2	$\sigma_Y=1017(\epsilon_p+0.00010)^{0.081}$	0.725	0.275	0.458
SRQ3	$\sigma_Y=1027(\epsilon_p+0.00005)^{0.077}$	0.722	0.278	0.488
SRQ4	$\sigma_Y=1019(\epsilon_p+0.00004)^{0.075}$	0.719	0.281	0.463
SRB*[22]	$\sigma_Y=950(\epsilon_p+0.025)^{0.07}$	0.696	0.304	0.531
RXB*[22]	$\sigma_Y=850(\epsilon_p+0.01)^{0.15}$	0.666	0.334	0.277
Le Saux [23] (Zircaloy-4)	$\sigma_Y=1011(\epsilon_p+0.00002)^{0.065}$	0.580	0.420	0.410

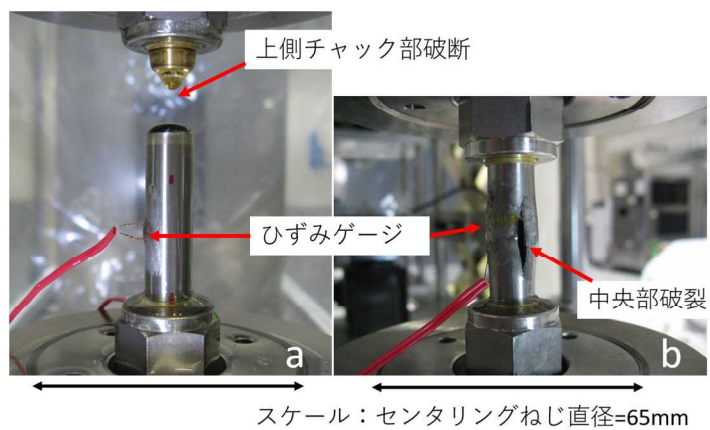


図 4.4.5.1 破損形態中 a)チャック部破断、b)破裂の例

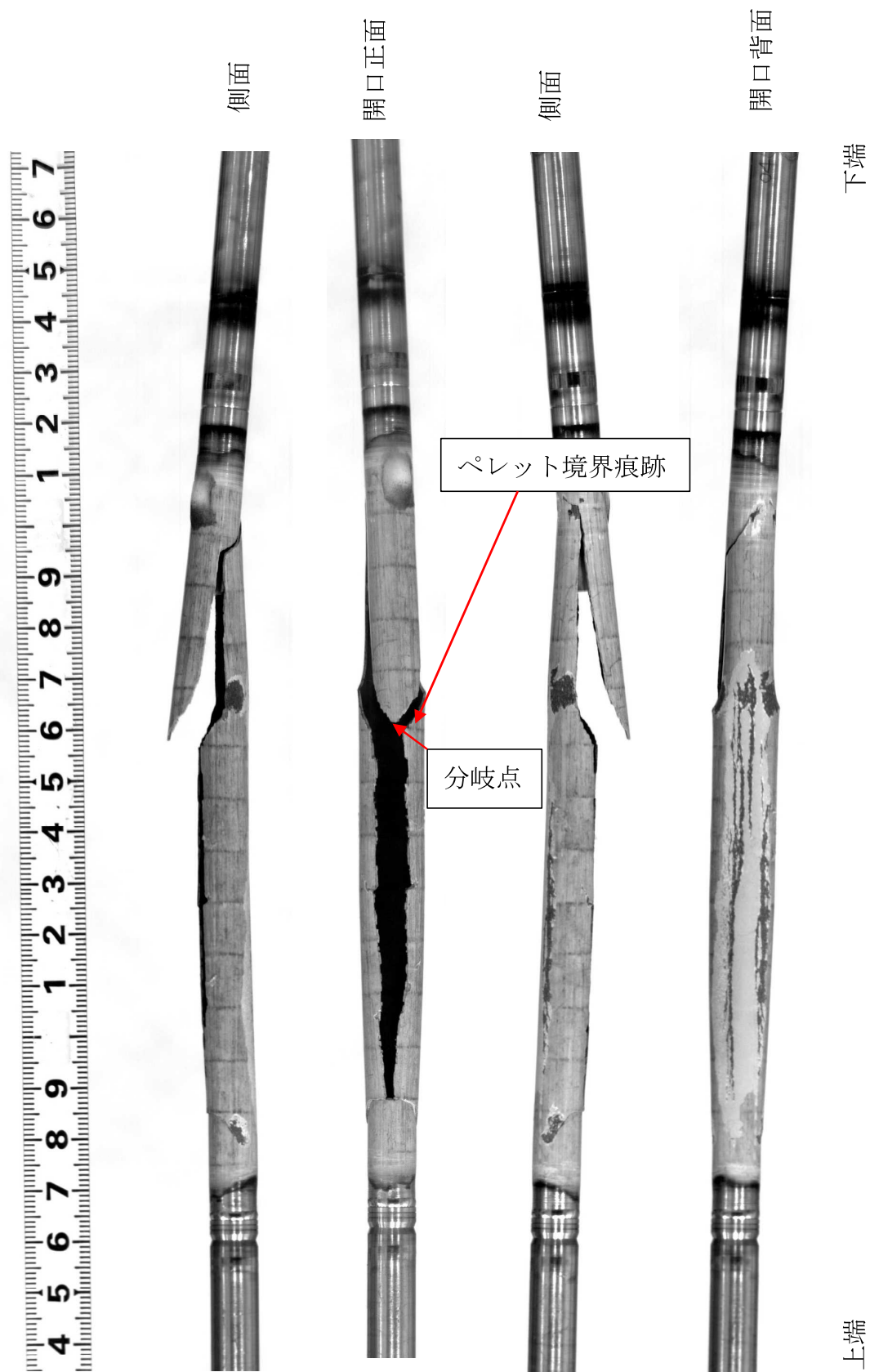


図 4.4.5-2 VA-1 燃料棒のパルス照射後外観 (燃料支持具なし) (18)

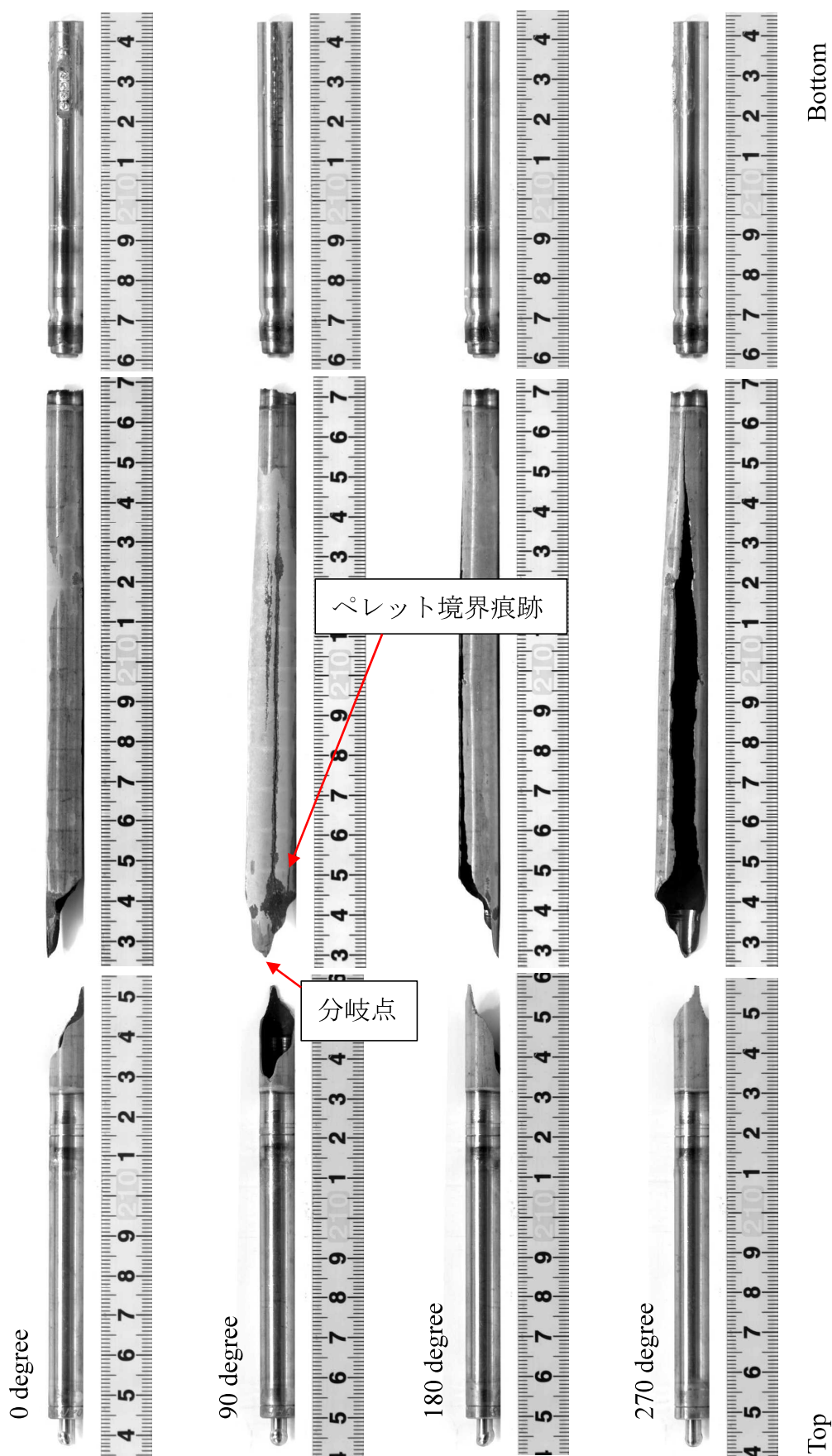


図 4.4.5-3 VA-2 燃料棒のパルス照射後外観写真⁽¹⁹⁾

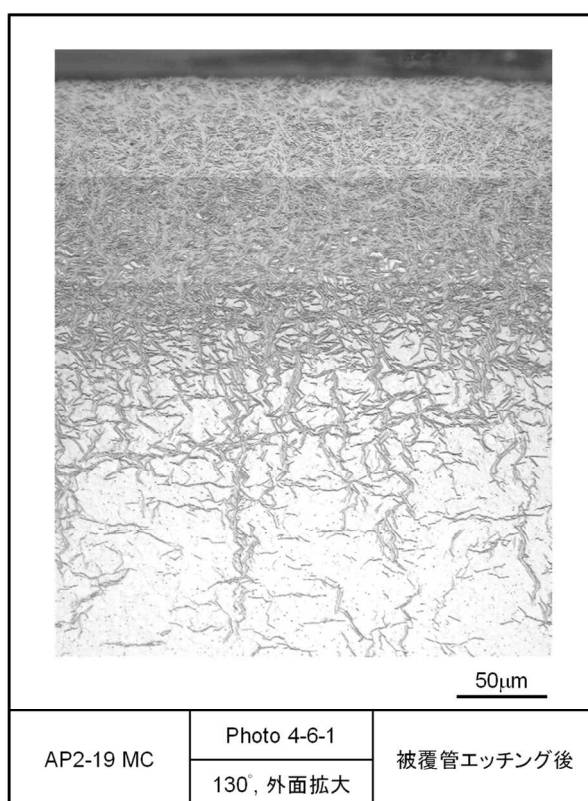
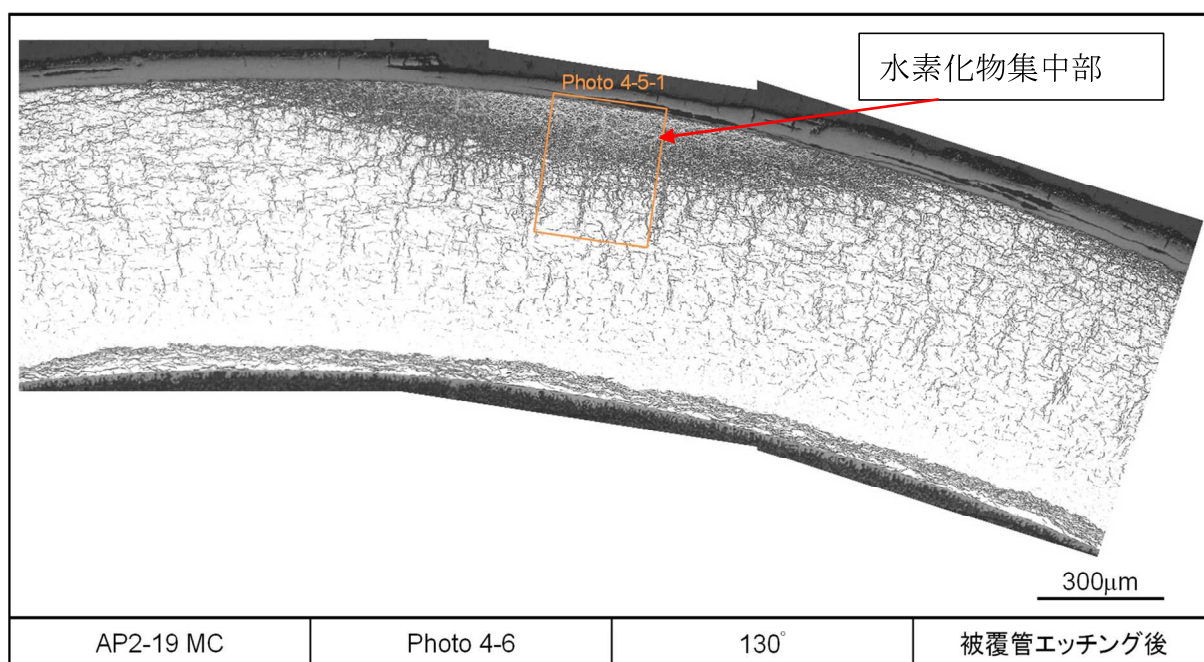


図 4.4.5-4 レファレンス試料の金相写真（被覆管エッチング後，AP2-19 MC）⁽²⁾

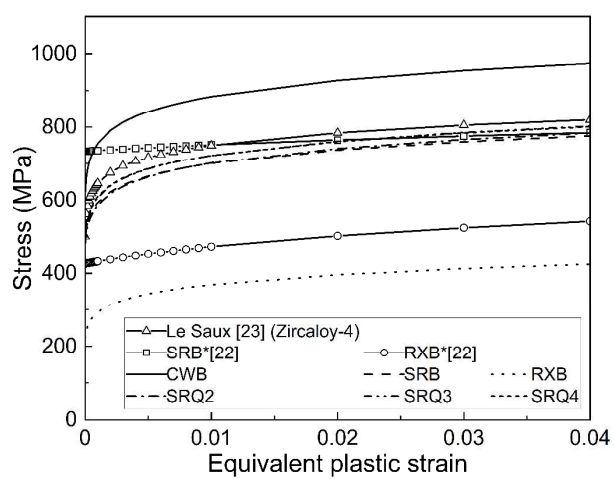


図 4.4.5-5 各材料の応力-塑性歪み曲線

4.5 事故時の燃料損傷挙動

現行 LOCA 基準を超える条件での燃料損傷挙動に関する知見拡充の一環として、事故耐性燃料として早期実用化を目指している Cr コーティング被覆管の研究開発状況についてまとめた。

4.5.1 事故耐性燃料の開発動向

2011 年の東京電力福島原子力発電所の事故以降、事故時の安全性向上を目的とした事故耐性燃料 (ATF) の研究開発が各国で進められている。特に早期実用化を目指した被覆材として Cr コーティング被覆管の開発が各国で精力的に進められており、米国においては既に下記プラントで先行照射試験が進行中である⁽¹⁾。

Plant	Licensee	Fuel Vendor	Date Inserted
Hatch	Southern Nuclear	GNF	Spring 2018
Byron	Exelon	Westinghouse	Spring 2019
Vogtle	Southern Nuclear	Framatome	Spring 2019
ANO	Entergy	Framatome	Fall 2019

フラマトム⁽²⁻⁴⁾は、2016 年にスイスの Gösgen 炉でクーポン試験片照射を中心とした IMAGO プログラムを立ち上げ、2018 年には先進試験炉 (ATR) の PWR ループを用いて Cr コーティング M5 被覆管の燃料棒照射、2019 年には Gösgen 炉に Cr コーティング M5 被覆管を用いた 20 本の燃料棒を装荷した先行照射試験 (GOCHROM プログラム) を実施している。並行して、52 本の Cr コーティング M5 燃料棒が米国商業炉 2 基 (Vogle、ANO) で照射中である。Cr コーティング処理は、PVD 法 (Physical Vapor Deposition) にて厚さ数ミクロン程度で実施している。これまでに得られている知見として、IMAGO プログラムの Gösgen 炉で 3 年間照射した結果、コーティングの安定性が良好で、照射下での腐食速度も非常に小さいことが示された。ATR での照射では、15GWd/MTU 照射後の Cr コーティング被覆管についても剥離の兆候はなく、また燃料棒の局所的な直径増大も見られず、優れたコーティング密着性が示された。Gösgen で照射されている先行照射用の燃料棒 (20 本) に関して、1 サイクル照射後のプールサイド検査では良好な外観観察結果が得られ、今後 4 サイクルまでの照射を計画している。Vogtle 2 号機の照射の結果も同様に Cr コーティング被覆管の優れた性能を裏付けている。

ウエスチングハウス⁽⁵⁻⁶⁾の Cr コーティング被覆管開発に関して、Byron 2 号機での先行照射試験試験 (LTR) が 2019 年春に開始された。Cr コーティング処理は、コールドスプレイ法を用いて Opt-Zirlo 被覆管外面に厚さ 25 μ m で実施した。試験燃料棒として、標準ペレット UO₂ または ADOPT ペレットを使用した Cr コーティング opt-ZIRLO 燃料棒 16 本と、革新燃料のウランシリサイド (U₃Si₂) ペレットを使用したセグメント燃料棒 4 本の合計 20 本が装荷された。2020 年 11 月に、1 サイクル照射後のプールサイド検査を実施し、

燃料集合体の外観検査及びグリッド支持部の摩耗影響を評価するためのファイバースコープ観察を実施した。その結果、1 サイクル照射後では Cr コーティングの良好な耐食性、コーティングの密着性が確認され、また寸法測定では、Cr コーティング厚さは燃料棒全長に対して一様であった。ファイバースコープ観察では、グリッドスプリングやディンプル位置において Cr コーティングによる過度な摩耗の兆候は観察されなかった。クラッドの付着状況に関して、Cr コーティング燃料棒は、隣接棒（非コーティング）と比較して、ルーズに付着している様子が観察され、燃料棒のブラッシング時に容易にクラッドが除去された。標準 UO₂ ペレットを封入した Cr コーティング被覆燃料棒の照射成長は 0.1% 以下となり、非コーティング材よりも小さい傾向に対して、ADOPT ペレットを封入した Cr コーティング被覆燃料棒の照射成長は約 0.24% であった。また、標準 UO₂ ペレットを封入した Cr コーティング被覆燃料棒のクリープダウンは無視できるような量であったのに対して、ADOPT ペレットを封入した Cr コーティング被覆燃料棒では、有意なクリープダウンが観察された。これについては、現状データが乏しく、系統的な傾向であるかの判断には今後更にデータの蓄積が必要である。

別の LTR プログラムとして、ベルギーの Doel 炉での照射試験を実施中であり、2021 年秋に 1 サイクル照射が完了する予定である。

4.5.2 燃料損傷挙動

本節では、Cr コーティング被覆管の事故時挙動に係る最近の知見として、LOCA 模擬高温酸化試験およびシビアアクシデント解析、現行 LOCA 基準を超える条件における損傷挙動について記載する。

(1) LOCA 模擬した高温酸化試験

KIT⁽⁷⁻⁸⁾では、Cr コーティングしたジルコニウム合金の高温酸化挙動に関する系統的な研究が進行中で、1300°C 以下の温度では、水蒸気中の酸化速度が顕著に低下し、DBA-LOCA 条件下では酸化と水素放出に関して優れた挙動が期待されるとしている。酸化速度が低下することで放出される反応熱が減少し、事故進展を遅らせる効果がある。一方、1350°C 以上では、Cr コーティング被覆管の酸化反応速度が加速することが分かった。

Kashkarova ら⁽⁹⁾は、ジルコニウム合金に 4.5-9.0 μm の厚さの Cr 皮膜を蒸着し、水蒸気雰囲気下で 900~1200°C、10~30 分の等温酸化試験を行った。その結果、酸化速度は、Cr コーティングの微細構造及び厚さに依存すること、柱状組織で厚さ 9 μm の Cr コーティングは、1200°C、10 分間の条件においてコーティング厚さの薄い試料と比較して、より優れた保護性能を持つことが示された。

Steinbrück ら⁽¹⁰⁾は、Cr コーティング opt-ZIRLO 被覆管を対象に、1100°C 及び 1200°C 下で被覆管がほぼ完全に酸化されるまで高温酸化試験を実施し、コーティングが維持され

ている限り、水素放出量が 1 桁以上低くなることを確認した。

Tnag ら⁽¹¹⁾は、Cr コーティングしたジルカロイ-4 管に対して高温酸化、クエンチ試験を実施し、Cr-Zr 共晶反応温度（～1330℃）までの温度領域において事故耐性が大幅に向上することを確認した。しかし、1100℃で曲げの発生が観察され、この影響としてコーティング製造時における残留応力の不均一性、それによる高温クリープが考えられた。曲げにより保護膜が喪失し、基材のジルカロイ-4 では急速な酸化が発生し、曲げの引張側（凸側）にてコーティング層のクラックや剥がれが発生した。1100℃以上の高温になると、残留応力が緩和され、曲げが発生しない。Cr-Zr 共晶温度（1330℃）以上になると相互拡散と液相の形成により、コーティング層は劣化し、酸化速度はコーティングされていないものに比べて大きく、最適なコーティングの厚さを検討する必要があると報告している。

Steinbrück ら⁽¹⁰⁾は、Cr コーティング被覆管の課題として、高温でコーティング保護効果が失われると、コーティング破壊後の Zr 金属の残存量が多いことから、同等の時間と温度において、非コーティング被覆管と比較して、より激しい温度暴走を引き起こす可能性がある点、バンドル試験での検証の必要性を指摘している。また、コーティング厚さは、コーティングの保護効果に最も大きな影響を与え、Zr の Cr コーティングへの粒界拡散も保護効果喪失に関して考慮すべき要因であると考えられた。

(2) シビアアクシデント解析

Guo ら⁽¹²⁾は、Cr コーティングに対応したモデルを適用したシビアアクシデント解析を実施し、コーティング厚さをより厚くすることが効果的であり、水素発生量をほぼ 1/3 に減少させ、事故進展を 30 分ほど遅らせる効果が期待できることを確認した。ただし、Cr-Zr 共晶を考慮した場合、水素発生量の低減効果、コーティングの厚さ効果も低下すると報告している。

Wang ら⁽¹³⁾は、MELCOR を用いて PWR での SBO 条件下における Cr コーティング被覆管の性能を解析した。この解析では、コーティング層の機能が保持する温度を 1900 K と 2700 K と仮定した。解析の結果、コーティング材は、水素発生時期を遅らせ、初期の水素発生速度を大幅に低下させることができることを確認した。一方、全体的な水素発生量は同程度であり、事故進行中のステンレス鋼製部品の酸化との競合が関係していると分析された。

Feng ら⁽¹⁴⁾は、MELCOR コードによるシビアアクシデント解析を実施し、Cr コーティング被覆管は母材の急速な酸化と水素の発生を 3600 秒から 7200 秒遅らせ、それに伴って被覆管温度の急速な上昇も遅らせること、この追加時間はアクシデントマネジメントの観点からも有効であることを指摘している。一方、ホットレッグのクリープ破断のタイミングに対しての影響は高々 10 分程度であり、この破損は主に炉心崩壊熱によって支配されるためと考えられた。さらに、コーティングは水素発生を遅らせる上では効果があるが、水素の総発生量を著しく変化させない。回帰分析によると、高温でのジルコニウム酸化速度曲線の傾

きが、選択したほとんどの入力パラメータに大きな影響を与え、他方コーティング破損温度が与える影響は小さいことを確認した。

(3) 現行 LOCA 基準を超える条件における損傷挙動

Cr コーティング被覆管の高温酸化特性に関して、前節に記載したように各機関で高温酸化試験が実施されており、Cr-Zr 共晶温度 (1332°C) 以下の温度領域では、ジルカロイと比較して優れた耐食性を示すと理解されている。ジルカロイ被覆燃料で構成される炉心の炉心損傷温度として用いられる 1200°C の妥当性については、酸化反応熱の観点から R2 年度報告書⁽¹⁵⁾に記載している。ここでは Cr コーティング被覆管の酸化反応熱についてジルカロイと比較検討した。酸化反応速度定数、反応熱は下記を用いた。

	酸化反応速度定数	反応熱
ジルカロイ ⁽¹⁵⁾	$K(T) = 29.6 \exp\left(\frac{-16820.0}{T}\right)$ (kg ² /m ⁴ ·sec)	5797 (J/g)
Cr コーティング ⁽¹⁴⁾	$K(T) = 0.233 \exp\left(\frac{-20962}{T}\right)$ (kg ² /m ⁴ ·sec)	2442 (J/g)

図 4.5-1 に酸化反応速度定数のアレニウスプロットを示す。Cr コーティング被覆管の酸化反応速度定数は、ジルカロイと比較して概ね 3 桁ほど小さい傾向である。図 4.5-2 は、炉心燃料の酸化反応熱を比較したものである。炉心燃料の前提条件を下記に示す。

平均線出力	: 155 W/cm
燃料有効長	: 3.88 m
燃料集合体数	: 548 体
被覆管外径	: 11 mm
集合体内の燃料棒本数	: 72 本

ジルカロイの酸化反応熱は、腐食抑制の保護膜として機能する初期酸化膜厚さに依存し、初期酸化膜厚さが厚い 50 μm の場合、1200°C 程度より崩壊熱 (30 MW) を超える酸化反応熱となり、初期酸化膜厚さが薄い 5 μm の場合、崩壊熱の 10 倍 (300 MW) を超える酸化反応熱に達する。これに対して、Cr コーティング被覆管の酸化反応熱は、1300°C までの温度領域においてジルカロイと比較して小さく、1200°C 超の耐性が向上することが期待される。しかしながら、前述したように、Cr-Zr 共晶温度 (1332°C) を超えると、局所的な溶融、それに伴うコーティング層の劣化、コーティング層の機能喪失による基材ジルカロイの酸化加速等により酸化プロセスは複雑となり、今後、引き続き知見を蓄積する必要がある。

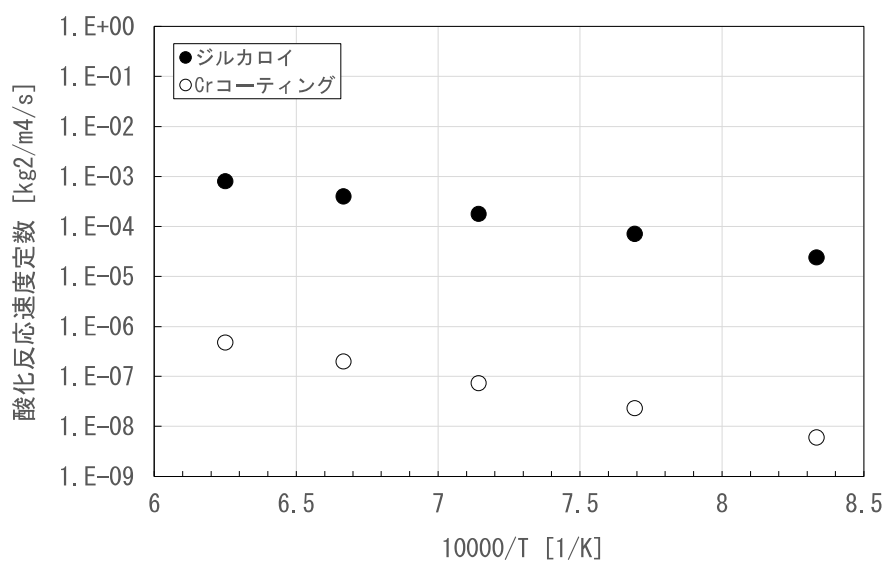


図 4.5-1 酸化反応速度定数について

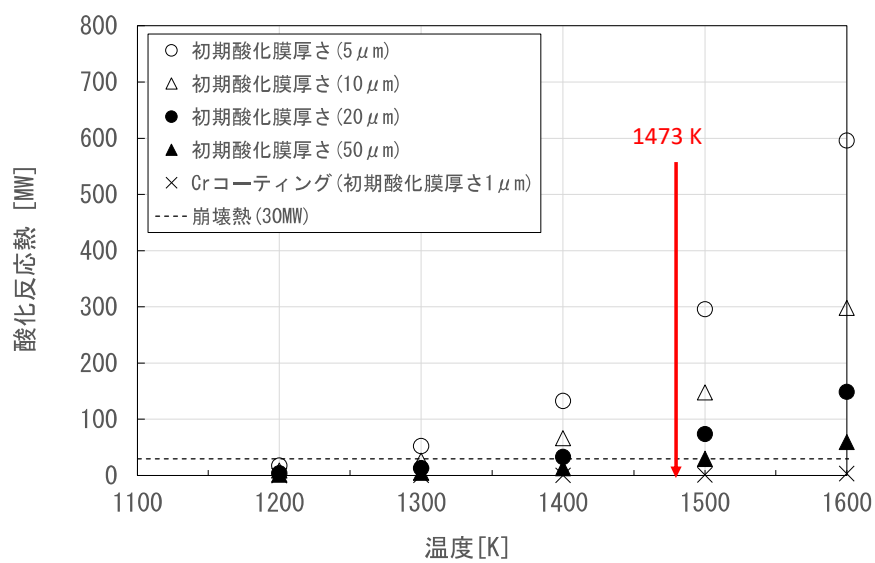


図 4.5-2 酸化反応熱について

4.6 解析評価

4.6.1 概要

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

4.6.2 実機 BWR の出力パルス幅を考慮した OS-1 燃料の破損挙動解析

OS-1 実験では、従来の傾向に比して低い PCMI 破損限界が得られたが、これは実機 BWR 条件に比べ大幅に狭い出力パルス幅である NSRR 実験条件下で得られた実験結果である点にも留意する必要がある。狭い出力パルス幅の下では、最終的に到達する燃料エンタルピが同じであっても、燃料ペレットがある水準のエンタルピに達した時点での被覆管温度上昇が相対的に小さく、従って一般には被覆管がより脆性的にふるまう温度条件下で力学的な負荷に晒される。このため、実機 BWR で想定されるより広い出力パルス幅のケースに比べて、破損限界は低くなると定性的には理解されている。そこで、事故時燃料挙動解析コード RANNS を用いて、NSRR と実機 BWR の条件をそれぞれ想定した出力パルス幅を適用して破損挙動を解析し、同コードが備えるいくつかの PCMI 破損予測モデルに基づき、出力パルス幅と破損限界の関係を評価した。

RANNS コード⁽¹⁾は、平成 14 年に最初のバージョンが開発され、NSRR 実験の解析に用いられている。同コードにおいては、ペレットスタック及び被覆管に対して円筒座標系で一次元の熱解析（伝熱及び内圧変化計算）を行い、得られた温度分布を用いて、有限要素法による一次元及び二次元の力学解析、すなわち PCMI（Pellet-Cladding Mechanical Interaction）や被覆管の高温クリープ変形などの解析を行うことが可能である。但し、これらの解析は全て、燃料棒が棒状の試験前形状を維持することを前提としており、燃料破損が生じて初期形状が大きく損なわれた後の燃料挙動については取り扱っていない。

(1) FEMAXI-8/RANNS 解析モデル

表 4.6.2-1 に解析対象実験燃料の主要な条件を、また図 4.6.2-1 に本解析で用いた FEMAXI-8/RANNS の燃料棒一次元円筒体系モデルを示す。ペレットスタックは熱計算では 9 等体積リング要素、力学計算では 3 等体積リング要素によりモデル化している。また被覆管のジルコニウム合金金属層は 2 等厚みリング要素、外面酸化膜層は 1 リング要素によりモデル化し、内面酸化膜は考慮していない。被覆管内側ライナ層は、2 リング要素によりモデル化される。

FEMAXI-8 によるベース照射解析では、RIA 試験燃料棒相当部を含むマザーロッド全体を対象とし、照射中の軸方向出力分布を考慮して適宜軸方向ノードを分割した。RIA 試験燃料棒長さ分に相当する軸方向範囲内において、軸方向出力分布はベース照射時、RIA 試験時を通じほぼ平坦とみなせることから、RIA 試験解析時に更に軸方向セグメント分割す

ることはしていない。即ち 1 本の試験燃料棒を軸方向 1 要素のみの一次元円筒モデルにより取り扱った。燃料仕様や照射条件等今回の解析対象に特有の条件を除くレファレンスケースの解析条件については、FEMAXI-8 のモデルパラメータセット 00029wnZuhG⁽²⁾を適用した。

(2) 解析手順

まず、燃料棒の初期仕様及びベース照射が行われた原子炉における照射履歴等を入力として、FEMAXI-8⁽³⁾による解析を行った。この解析により、照射によって燃料の各要素に生じる変化（被覆管、燃料ペレットの寸法変化、FP ガスの移行、被覆管水側酸化など）が得られる。これらベース照射後の燃料状態に関する情報をファイル化し、RANNS コードへ入力の一部として与えることにより、RIA 試験解析の燃料棒初期状態を決定した。RANNS による RIA 試験解析では、ベース照射解析の結果に加えて試験燃料棒仕様、NSRR のパルス出力（線出力）履歴、冷却材初期条件（温度、圧力）、燃料スタックの半径方向発熱密度分布を入力として与え、パルス照射による燃料温度上昇、熱膨張、それに伴う PCMI 接触圧、被覆管の温度とひずみ、PCMI 破損の有無、FP ガス放出等の挙動を計算した。FEMAXI-8/RANNS の入力として必要となるペレット半径方向発熱密度分布については、RODBURN コード⁽⁴⁾（FEMAXI 解析で使用）、SWAT コード⁽⁵⁾（RANNS 解析で使用）を用いて計算した。

PCMI 破損予測には、RANNS コードに組み込まれた 3 通りのモデルを適宜修正して用いた。第一のモデル（以下、modelA）では、Jernkvist らにより炉外機械特性試験データに基づき提案⁽⁶⁾された破損時周方向塑性ひずみ（肉厚中央部）の相関式を、塑性ひずみではなく全ひずみの式とみなした上で、OS-1 燃料の破損限界を再現するようスケーリングした。第二のモデル（以下、modelB）では、米 Fraptran1.5 コード等で採用されている破損時周方向塑性ひずみ（肉厚中央部）の相関式⁽⁷⁾について、modelA と同様の修正を施した。

上記二種のモデルについては、原文献で塑性ひずみベースで定義された相関式を全ひずみベースに置き換えており、その上で更にスケーリングを行っており、原文献のモデルそのものからは既に大きく乖離した予測を与える、即ち大幅に低い破損限界を予測することが明らかである。ここでは、パルス幅の影響を考慮する上で最も重要となる破損限界の温度依存性の要素に着目し、モデル毎特性の内この要素のみを比較することを企図した。これまでの実験解析によれば、PCMI フェーズでの被覆管の変形駆動力が燃料ペレットの熱膨張に支配されると仮定する限り、OS-1 燃料被覆管は弾性変形範囲内で破損を生じており、原文献のモデルの定式化ではスケーリングによらず非破損と予測される。そこで検討を進めるため、各モデルをまず弾性変形範囲内でも破損する形で取り扱う必要があった。

第三のモデル（以下、modelC）として、SR 被覆管向けに整備した J 積分ベースの破損予測モデル⁽⁸⁾について、予亀裂深さを 250 μm と仮定した上で、やはり OS-1 燃料の破損限界を再現するよう破損限界（Jc 値）をスケーリングした。SR 被覆管ではベース照射中に外

面酸化膜内側に生じる水素化物リムの厚さを予亀裂とみなし、また水素化物リム厚さは水素吸収量から予測が可能であるが、RX 被覆管ではこのようなモデル化・算定が成立しないため、J 積分が破損限界に達しやすい設定として上述の予亀裂深さを選択している。

OS-1 燃料の破損限界データに基づく調整を施した三種のモデルのそれぞれについて、同実験条件 (caseNSRR) の 4.4 ms よりも大幅に広く、また実機 BWR 条件により近いと考えられる出力半値幅 45 ms での解析 (caseBWR) を実施し、両ケースの変形、破損挙動を比較した。

(3) 解析結果

caseNSRR と caseBWR における燃料棒線出力と燃料エンタルピの履歴を図 4.6.2-2(a)及び(b)にそれぞれ示す。caseBWR では、相対的に広いパルス幅の下で燃料エンタルピ到達値が caseNSRR と同水準となるよう、線出力絶対値を調整 (下方修正) している。図 4.6.2-4(a)及び(b)では、被覆管肉厚中央部の周方向全ひずみ増分を、それぞれ被覆管肉厚中央部の温度及び被覆管金属層/酸化膜界面温度に対してプロットし、これらひずみ/温度の相関を caseNSRR と caseBWR 間で比較している。定性的に予想される通り、あるひずみ水準における被覆管温度は実機 BWR 条件で有意に高い。また RIA 条件下の急峻な伝熱挙動を反映して、被覆管内部には強い温度勾配 (内面高、外面低) が存在し、これに対応して、被覆管外面側に近い被覆管金属層/酸化膜界面では相対的に両ケース間の温度差が小さい。OS-1 実験で観測された破損時刻と解析結果を照合すると同燃料の破損時ひずみは 0.3%前後と推定され、このひずみ水準においては、肉厚中央で約 150 K、酸化膜界面で約 100 K 程度の温度差が、caseNSRR と caseBWR 間に生じている。

前節に定義した破損予測モデルは、いずれも被覆管温度をパラメータに取る。この内 modelA と modelB は、均一な温度分布の下で実施された被覆管破壊試験の結果に基づいており、適用に当たって通常はひずみと同様に被覆管肉厚中央部の温度が参照されるが、RIA 条件下の強い温度勾配において何れの位置の温度を参照するのが適切かについて実際の所は定かでない。本検討では、肉厚中央部に加え、caseNSRR と caseBWR 間でより温度差が生じ辛い酸化膜界面の温度を参照した場合についても併せて評価の対象とした。modelC については、亀裂先端の温度参照位置として定められている。

図 4.6.2-5(a)～(e)に、上記三種のモデルに基づく破損挙動解析の結果を示す。(a)(b) modelA では、参照温度によらず、caseBWR では被覆管周ひずみ増分 (全ひずみ) が大きい値と交錯せず、非破損の判定となった。(c)(d) modelB は、参照温度によらず、caseBWR でも破損の判定であった。(e) modelC では caseBWR で非破損の判定となった。

以上の様に、三種の破損予測モデルの実機 BWR 条件への外挿結果は、モデル間で大きくばらついた。この内最も保守側の外挿結果を与えた modelB では、破損時エンタルピ増分に換算すると、caseBWR の caseNSRR からの変動幅は 20 J/g 未満と小さい水準に留まった。初期条件である 300 K 付近から 100 K 程度の温度増分に対応する破損ひずみ増は、modelA、

modelB と同様に大きくない（高々0.1%）が、modelA では別途ひずみ速度を説明変数に取っている結果、modelB よりも出力パルス幅の効果が強く表れ、caseBWR で非破損と判定されている。即ち、modelA では、パルス幅が短い、従ってひずみ速度の大きい caseNSRR では破損限界がより低く、他方 caseBWR ではより高く算定される効果が、modelB と大きく異なる外挿結果を与えた要因となっている。modelB 原文献によれば、このひずみ速度依存項は、塑性ひずみ>1%水準以上の破損限界データセットに対するフィッティングに基づいて決定されており、OS-1 燃料の弾性限界範囲内での破損限界水準における適用性は不明である。なお保守側の結果を与えた modelB についても、原文献の定式化が塑性ひずみベースで行われている点からも明らかな様に、根拠となっている破損限界データベースが OS-1 燃料の破損限界よりも高い水準で占められている。

実機 BWR 条件において、NSRR との出力パルス幅の違いに起因する有意な温度上昇は解析結果から見込めるものの、これに対応した破損限界の上昇を十分な信頼性を以て期待することは、現在の知見/モデルからは困難と考えられる。このような外挿をより高い信頼性を以て行う上では、OS-1 燃料並みの低い水準の破損限界を示す試料について 300-400K 温度域でのデータを拡充し、破損限界の温度依存性を正確に把握することが望ましい。

表 4.6.2-1 解析対象実験

照射炉型	試験 No.	試験部 燃焼度 GWd/t	被覆管及び ペレット材料	実験の条件及び位置付け
BWR	OS-1	64	UO ₂ 燃料 オスカーシャム3炉照射 10×10type Zry-2 with liner	室温大気圧条件、 ペレットの FP ガス放出挙 動、被覆管伝熱、変形挙動、 PCMI 破損挙動に関する知見 の取得

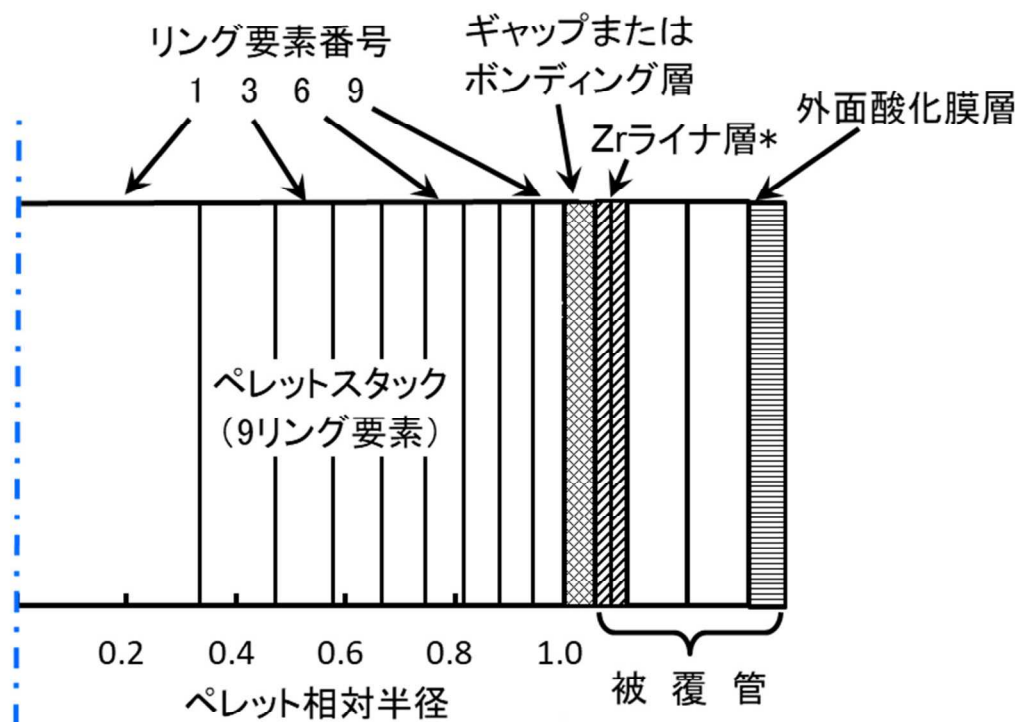
表 4.6.2-4 ベース照射解析の主要な計算条件（概略値）

項 目	単 位	OS-1
試験部燃焼度	(MWd/tU)	64000
燃料棒		
燃料有効長	(cm)	375.0
上部プレナム容積	(cm ³)	8.96
下部プレナム容積	(cm ³)	0.0
初期内圧	(MPa)	0.8
初期ガス組成	—	He
冷却材		
入口温度	(°C)	277
圧力	(MPa)	7.0
流速	(m/s)	3.0
流路断面積	(cm ²)	1.220
燃焼後冷却期間		
冷却期間	(day)	4191※

※2020/3/24 付、※※2020/9/1 付

表 4.6.2-5 解析に反映した RIA 試験条件

項 目	単 位	OS-1
燃料棒		
プレナム容積	(cc)	3.80
初期内圧	(MPa)	0.1
初期ガス組成	—	He 100%
冷却材		
入口温度	(°C)	20
圧力	(MPa)	0.1
流速	(m/s)	0.01
流路断面積	(cm ²)	112.0



被覆管領域の要素番号の対応

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

図 4.6.2-1 FEMAXI/RANNS 1.5 次元モデルにおけるペレット/被覆管等要素の配置

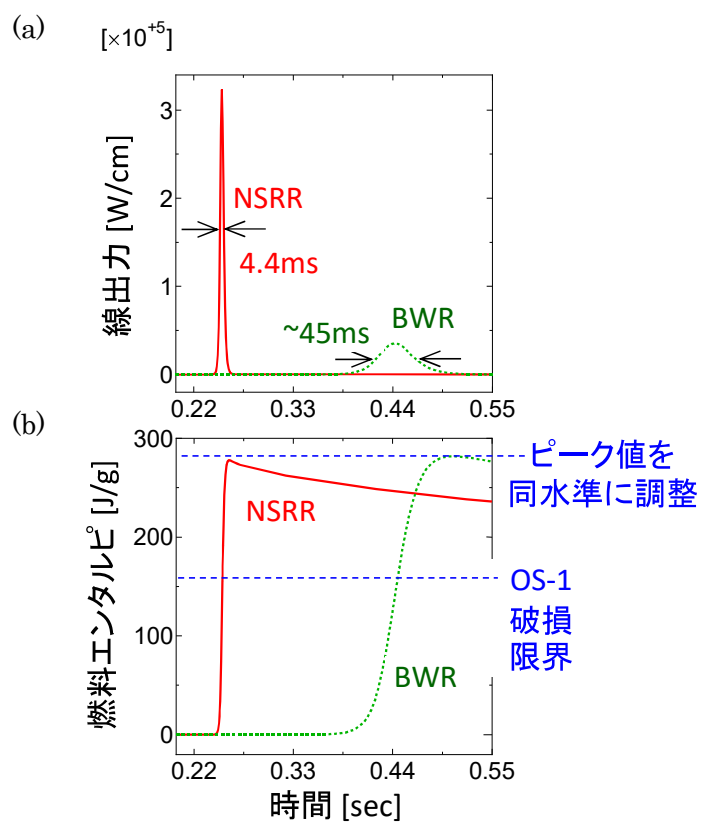


図 4.6.2-2 caseNSRR と caseBWR の (a) 燃料棒線出力 (b) 燃料エンタルピ履歴

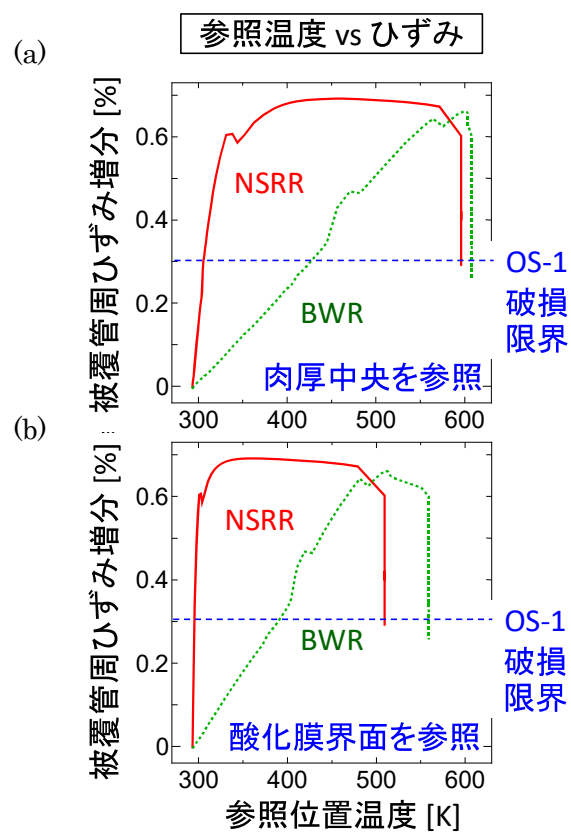


図 4.6.2-3 caseNSRR と caseBWR の被覆管肉厚中央部周方向全ひずみ増分と (a) 肉厚中央部温度 (b) 金属層/酸化膜界面温度 の関係

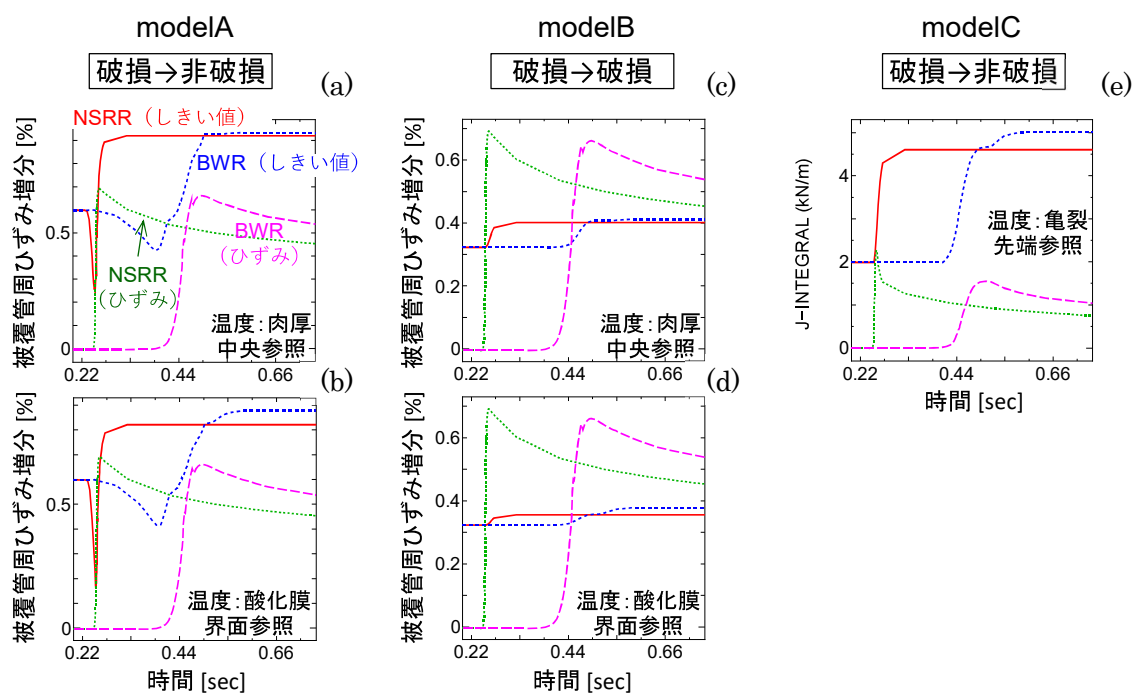


図 4.6.2-4 caseNSRR と caseBWR の破損挙動解析結果 : (a) modelA+肉厚中央部温度参照 (b) modelA+金属層/酸化膜界面温度参照 (c) modelB+肉厚中央部温度参照 (d) modelB+金属層/酸化膜界面温度参照 (e) modelC

4.6.3 熱水力コード及び燃料コードによるハルデン LOCA 試験 IFA-650.9 の実験解析

我が国における FFRD 時リロケーションの PCT に対する影響評価の取り組みとして、熱流動解析コード TRACE と燃料挙動解析コード FRAPCON/FRAPTRAN のカップリングによる解析評価が H31 年度までに原子力規制庁において実施され、FFRD 影響評価ツールとしての同システムの整備と改良が続けられている⁽⁸⁾。本事業において R2 年度より開始した実燃料入り条件での LOCA 模擬実験は、このような PCT 影響評価の支配パラメータとなる被覆管バースト部の変形量、燃料の細片化挙動、バースト部充填率（ポロシティ）の評価に係るモデル検証に不可欠なデータ、及び、モデリング改良、不確かさ低減に資する知見及をそれぞれ提供するものである。また本事業の総合評価の一環として、LOCA 模擬実験で得られたデータ、知見を考慮し、これらを反映した形で FFRD 時リロケーションの PCT 影響評価を改めて実施する。

令和 2 年度はこのような解析評価の準備として、ハルデン炉において FFRD 挙動の解明を目的として実施された LOCA 模擬実験の内、顕著な FFRD とこれに伴う PCT 上昇効果が確認された代表的な実験ケースである IFA-650.9 について、TRACE コード¹⁾による解析を実施した⁽⁹⁾。同実験ケースでは、被覆管の高温破裂に伴い形成した膨れ部への燃料ペレット片の顕著なリロケーションと燃料ペレット片堆積部での有意な被覆管温度上昇が確認されている。令和 2 年度の解析⁽¹⁰⁾は、原子力規制庁において整備された TRACE/FRAPTRAN コードシステムにより実施、報告された解析⁽¹¹⁾の、TRACE コード単独での再解析に相当した。これにより、同実験ケースにおける燃料棒の熱的な挙動を燃料挙動解析コードにより解析する際必要となる線出力、冷却材条件、被覆管表面の熱伝達係数等を、各部の時系列データとして把握し、また TRACE/FRAPTRAN コードシステム外でも利用可能な形で整理した。本年度は、整理した IFA-650.9 の時系列データを、後述する FFRD 時リロケーションモデルの整備を施した事故時燃料挙動解析コード RANNS コードの入力/熱的境界条件として適用し、同モデルの動作検証に利用する。

表 4.6.3-1 に IFA-650.9 に供された試験燃料棒仕様を、表 4.6.3-2 及び図 4.6.3-1 に同実験の解析に適用された⁽⁹⁾TRACE コードでの入力条件を示す。燃料スタックの軸方向ノード分割については、試験リグ内の熱水力挙動に対する感度を確認するため、図 4.6.3-2(a)に示す 2 通りのノード分割（8 分割及び 25 分割）についてそれぞれ解析を実施した。図 4.6.3-2(b)～(d)は実験中試験リグ内での発熱及び冷却要素に相当する、燃料棒出力、ヒーター出力、スプレイ水投入量の時間履歴である。図 4.6.3-3 及び 4.6.3-4 に 8 ノード分割及び 25 ノード分割ケースの解析結果をそれぞれ示す。図 4.6.3-5 の燃料棒表面温度実測値との比較から、TRACE による解析は、ノード分割条件に依らず、燃料ペレット片のリロケーションが生じたと考えられる 520 s 以前の燃料棒表面伝熱挙動をよく再現出来ていることが確認された。

¹⁾本事業における解析評価実施のため、原子力規制庁より原子力機構へ貸与された。

RANNS コードによる解析では、まず図 4.6.3-3 に示した 8 ノード分割ケースについて、TRACE コードにより出力された各ノードの線出力、冷却材条件、被覆管表面の熱伝達係数等をファイル出力し、これを RANNS コードの熱的境界条件として読み込んだ。次に、被覆管温度が 720℃に達した時点でバースト（高温破裂）させ、所定の変形量を作用させた²。ここでは解析例(8.11)のある 2 通りの変形量条件に近くなるよう、被覆管肉厚中央部で解析開始時点から概ね 3.5%及び 17%の周方向歪みを適用している。その上で、下記 4 通りのモデルにより被覆管表面温度の推移を評価した。いずれも細片化ペレットの充填率は 99%としている。

- ① FFRD に伴う燃料ペレットのリロケーションは発生しない。
- ② FFRD に伴う燃料ペレットのリロケーションによりバースト部が細片化した燃料ペレットにより満たされると想定し、この効果を考慮するため、バーストにより生じた変形量（被覆管内容積増）に対応して生じる燃料ペレットの体積増（外径増）の最大値に相当する出力密度増が生じるとする。燃料ペレットの密度変化や体積増そのものは熱計算に反映しない。
- ③ ②と概ね同様であるが、これに加え、体積増に相当する密度増が起こると仮定する。一方体積増そのものは熱計算に反映しない。
- ④ 出力密度増を熱計算に作用させる②③に対し、④では出力密度は作用させず、また燃料ペレットの密度変化もおこらないものとし、単に当該ノードで生じた体積増そのものを熱計算に反映する。即ち、このモデルでは、熱計算メッシュが径方向に広がる結果として、出力密度が変わらない一方、線出力は増大する。

上記モデルの内、①は FFRD の熱的な影響を無視していることに相当する。②では、燃料ペレットの集積による局所的な線出力増を、疑似的に出力密度の増で近似している。現実には出力密度ではなく発熱体である燃料ペレットの局所的な体積増の結果として線出力増が起こるのであり、このモデルではジオメトリの変化の他、当該ノードでの熱容量も無視していることに相当する。③では、燃料ペレット重量密度増の形で、②で無視している熱容量の効果を近似的に考慮に加えている。④は、現実には生じる熱的挙動への影響を①-④中では最も忠実に近似する取り扱いと考えられる。

上述のモデルを適用した一連の解析（表 4.6.3-3）により得られたバースト発生ノードの被覆管表面温度を図 4.6.3-6 に示す。対応するノードでの被覆管内外面酸化膜厚の推移を図 4.6.3-7 及び図 4.6.3-8 に示す。酸化速度は温度レベルの高低に対応した大小関係を示している。CaseH では実験開始時点で外面側に付着している酸化膜から金属層への酸素の溶出を含めモデル上扱っているため、酸化反応が顕著となる 600 s より前の時間帯では、僅かに酸化膜厚が減少する挙動が見られた。すべてのケースで、バーストは 8 ノードの内下端か

² RANNS では、解析オプション IFRST の指定により、バースト発生ノードに対して、任意の変形量をバーストの瞬間に作用させることができる。

ら数えて 3 番目のノードで生じた（このノードが最も早く、約 490 s 時点で、バースト温度に到達したことによる）。解析時、燃料棒内内圧はバーストが発生により速やかに低下するため、他のノードでバースト発生が判定されることはない。CaseA と CaseE は熱計算が FFRD による影響を受けないため、FFRD が生じなかった条件のシミュレーションに相当し、局所的な線出力増の効果が表れないため、到達温度は最も低い。FFRD の影響及びバースト時歪み 3.5%を想定した CaseB から D の到達温度は大差なく、いずれも 1050°C弱であった。これは TRACE/FRAPTRAN コードシステムによる解析例^(8,11)にも概ね一致している。一方、被覆管変形によるバーストノードの内容積増従って局所線出力増の割合が大きい CaseF から H では、採用するモデルによる到達温度（PCT）の差も最大で約 200°Cと大きくなった。この原因については以下の様に分析される。まず CaseF では本来線出力増とほぼ 1 対 1 の関係で生じるはずである当該ノードでの燃料重量増従って熱容量増を無視しているため、温度上昇効果を過大評価していると考えられる。仮想的な密度増によりこの効果を補正した CaseG では温度上昇が鈍いこと、逆に 700 s 以降の温度下降局面では最終的に CaseF の温度が低くなることから、熱容量の影響が確認できる。3 ケースの内最も温度が低くなった CaseH では、発熱項や熱容量の面では他 2 ケースと同等であるが、FFRD により生じたペレット外径増とバーストによって生じた被覆管外径増の両方、従って被覆管表面積の増も含めて熱計算に影響が反映されているため、被覆管表面からの熱の逃げが大きく、大幅に到達温度が低くなったと考えられる。これを確認するため、CaseH において被覆管表面の熱伝達計算にのみ変形前の被覆管外径情報を適用する（物理的には解析全体として整合性の無い解析となる）感度解析を行ったところ、同分析から予想される通り、CaseG の到達温度に漸近した。

以上のように、TRACE/RANNS で構成する解析システムが、FFRD の内細片化ペレットのリロケーションに関する影響を熱計算上取り扱えること、採用する FFRD 時リロケーションモデルの違いによって解析結果に表れた被覆管到達温度の差は、物理的に説明でき、定性的に妥当であることを確認することができた。本解析結果にも表れているように、FFRD による PCT 上昇効果の度合いはバースト時の被覆管変形量により強く影響を受けるが、その変形量は実験データとしてもばらつきが非常に大きく、またそもそもバースト発生自体確率的な要素を伴う現象であることが、FFRD 影響の定量的かつ合理的な評価を難しいものになっている一因である。この解消に向け、本事業では並行して被覆管 LOCA 時高温バーストの確率論モデル開発を進めており、最終的には本節に示した FFRD 時リロケーションの熱的影響評価モデルと結合することで、FFRD 影響のより合理的な評価を可能とする一体の解析システムとして整備する予定である。

表 4.6.3-1 IFA-650.9 の試験燃料棒仕様⁽¹⁾

項 目	実験前燃料データ
スタック長(mm)	480
ペレット外径(mm)	9.13
ペレット長(mm)	8
ディッシュ	あり
チャンファ	なし
ペレット理論密度比(%)	95.2
UO ₂ 濃縮度(wt%)	3.5
被覆管内径(mm)	9.30
被覆管外径(mm)	10.75
被覆管材質	Zry-4(duplex cladding)
ギャップ圧(MPa)	4
ギャップ組成比	Ar0.95+He0.5
燃焼度(GWd/t)	90

表 4.6.3-2 TRACE コードによる IFA650.9 解析時の燃料棒関連入力条件*

項 目	燃料スタック軸方向分割数	
	25	8
スタック長(mm)	500	
ノード長(mm)	20	62.5
ペレット外径(mm)	9.3	
ペレット理論密度比(%)	95.0	
被覆管内径(mm)	10.026	
被覆管外径(mm)	10.75	
被覆管材質	Zircaloy	
ギャップ圧(MPa)	7.0(温度 280℃)	
ギャップ組成比	Ar 1.0	
燃焼度(GWd/t)	0	
径方向出力分布	平坦	

*: 貸与された TARCE 入力データに基づく³。

³本事業における解析評価実施のため、原子力規制庁より原子力機構へ貸与された。

表 4.6.3-3 RANNS コードによる IFA650.9 解析時の FFRD 時リロケーション関連モデル
設定条件

ケース名	リロケーション影響を取り 扱う熱計算モデルのタイプ	バースト時に被覆管に生じ る周方向歪み増分
CaseA	①	3.5%
CaseB	②	3.5%
CaseC	③	3.5%
CaseD	④	3.5%
CaseE	①	17%
CaseF	②	17%
CaseG	③	17%
CaseH	④	17%

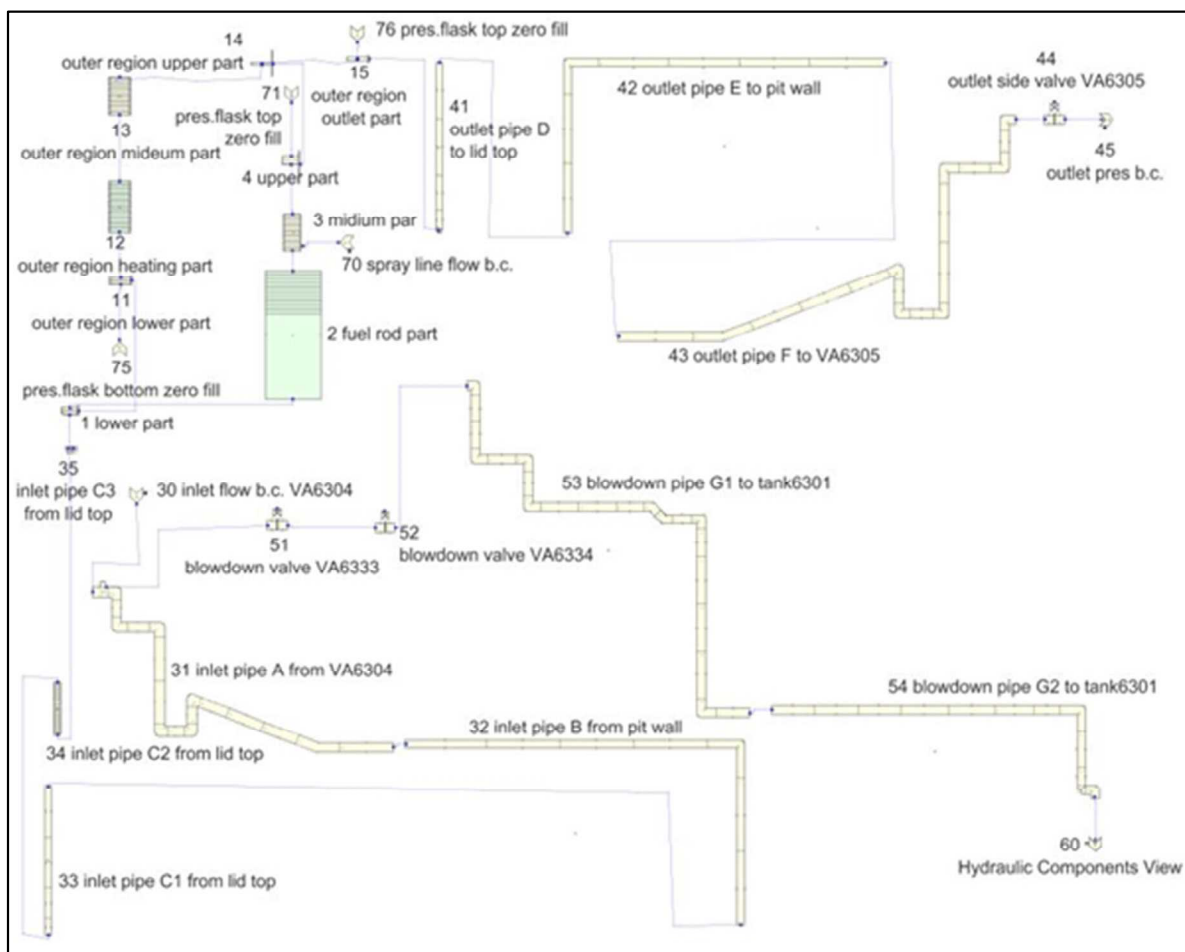
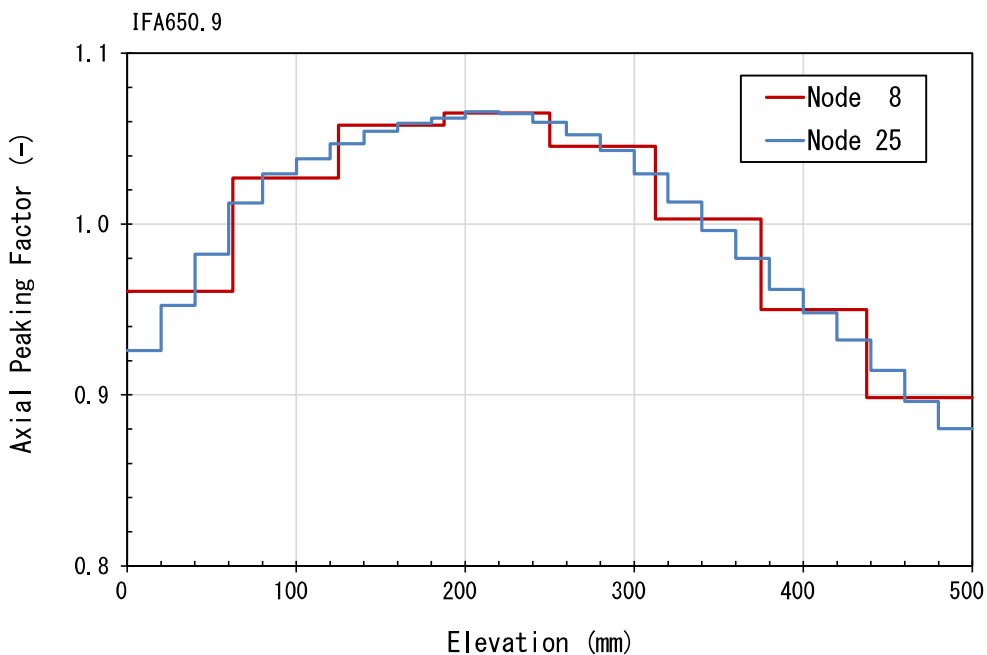
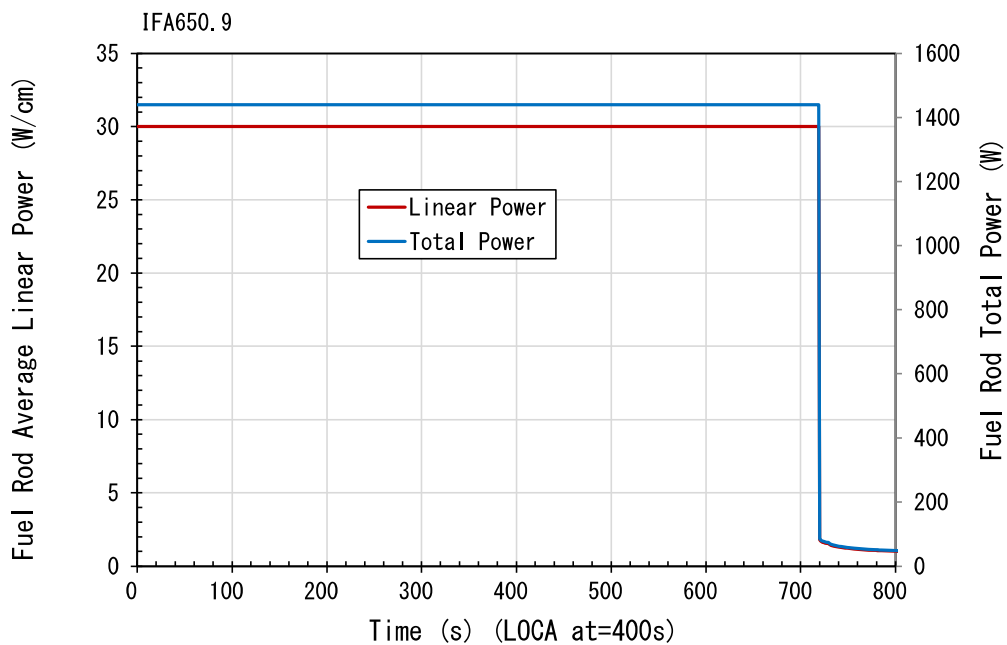


図 4.6.3-1 IFA-650.9 実験体系を構成するループの TRACE モデル。貸与された TRACE 入力データを Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP)⁽¹²⁾により処理することで可視化したもの。



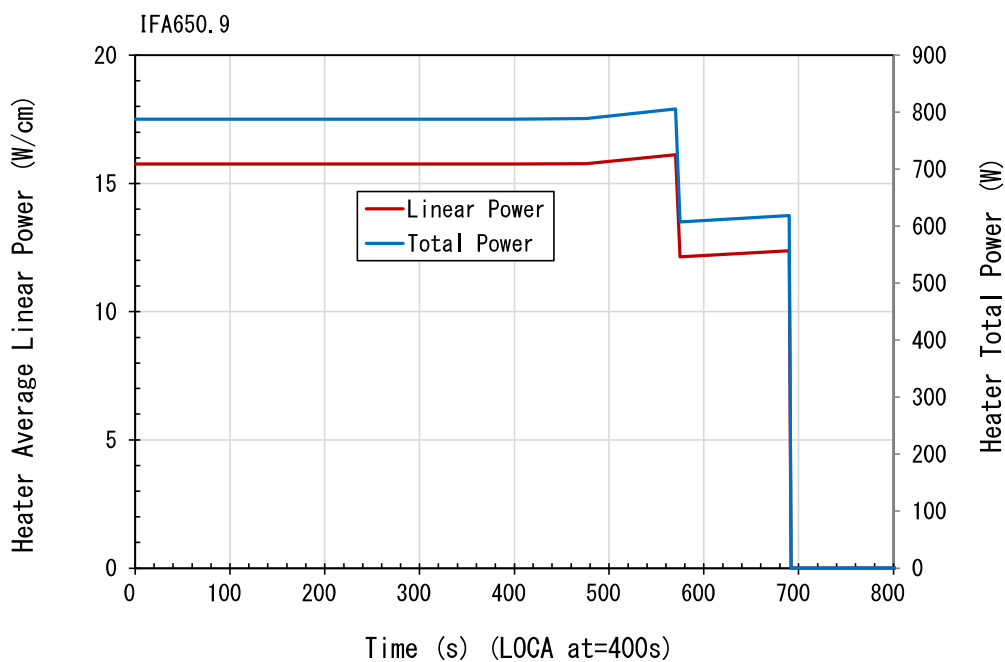
(a) 軸方向出力ピーキング係数



燃料ロッド長全出力(W) = 燃料ロッド長平均線出力(W/cm) × 燃料ロッド長(48cm)

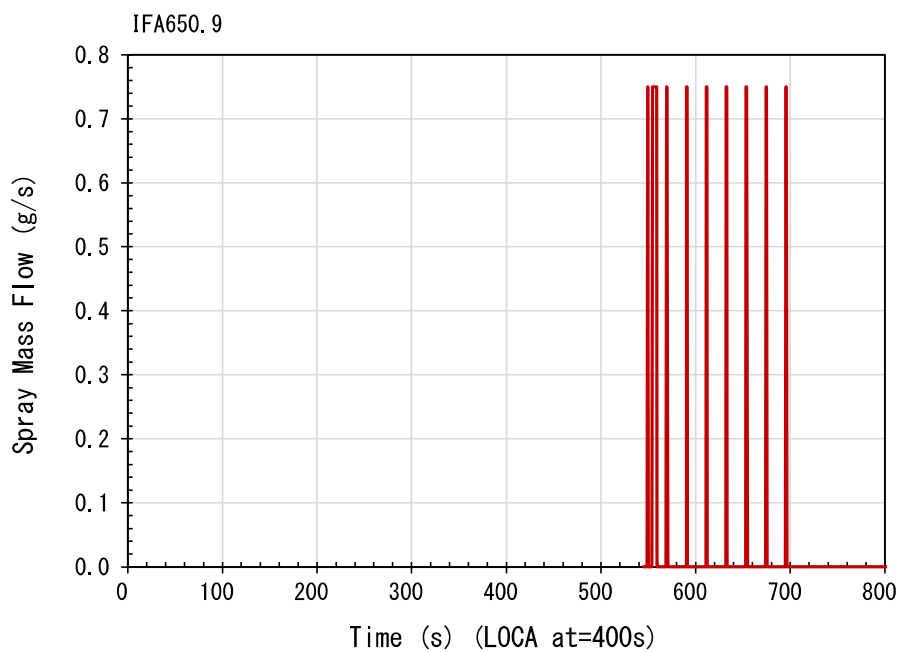
(b) 燃料ロッド出力履歴

図 4.6.3-2 時間履歴データ



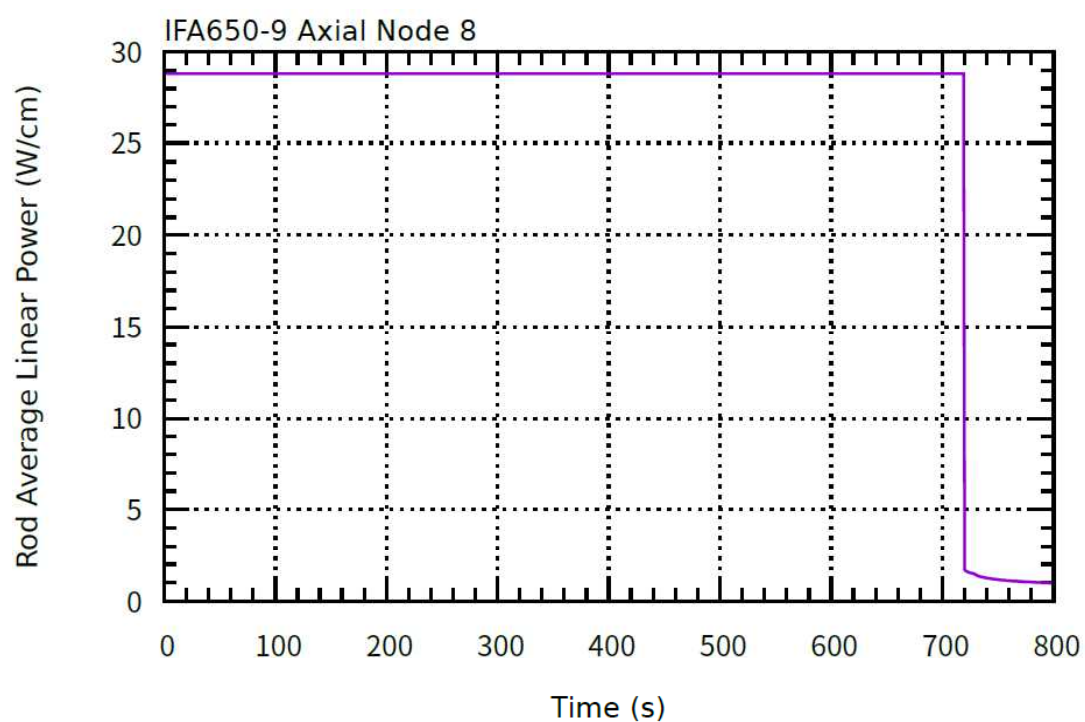
ヒーター全出力(W)=ヒーター平均線出力(W/cm)×ヒーター長(50cm)

(c) ヒーター出力履歴

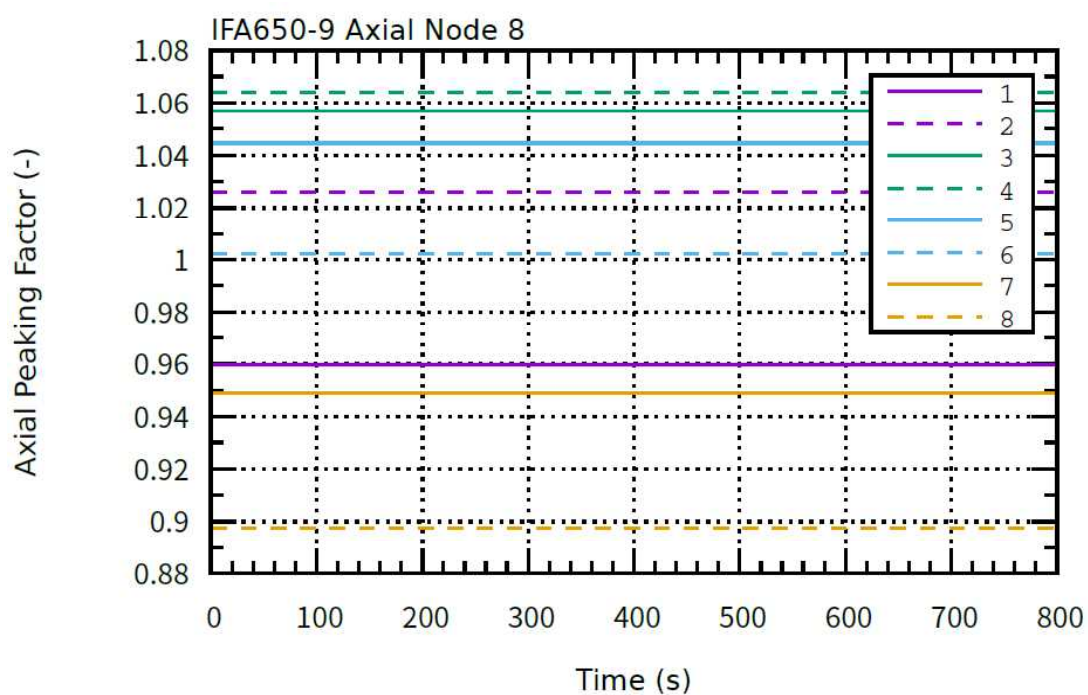


(d) 水スプレイ時間履歴

図 4.6.3-2(続き) 時間履歴データ

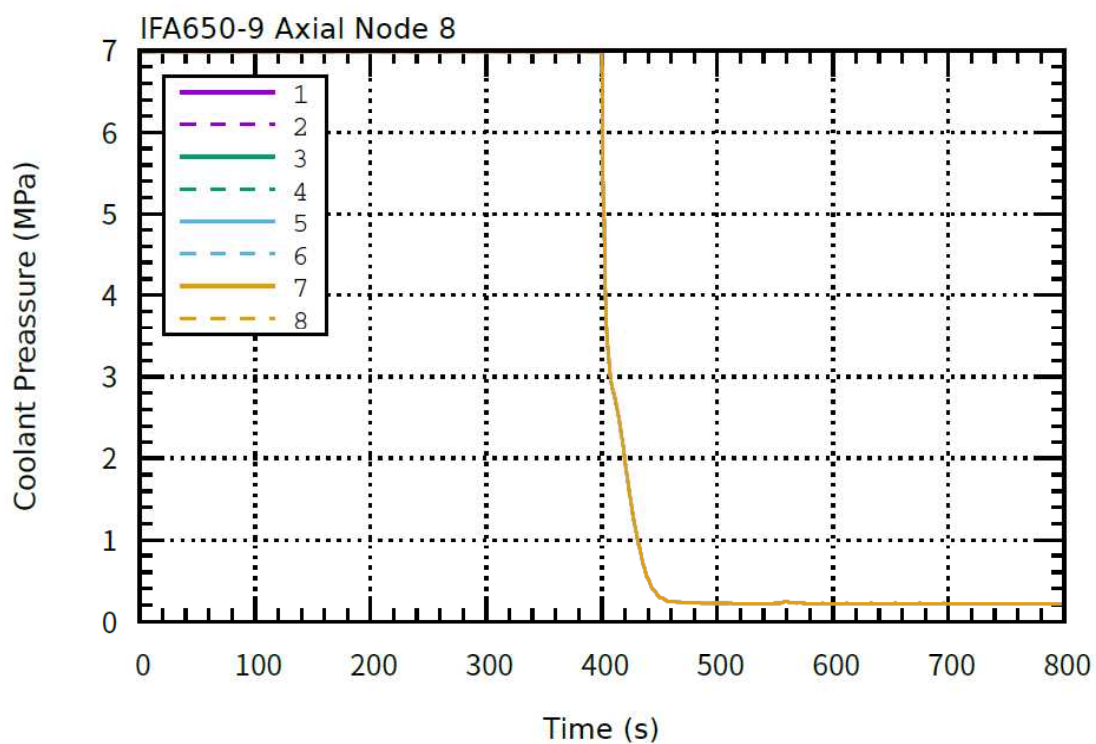


(a) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの線出力時間履歴

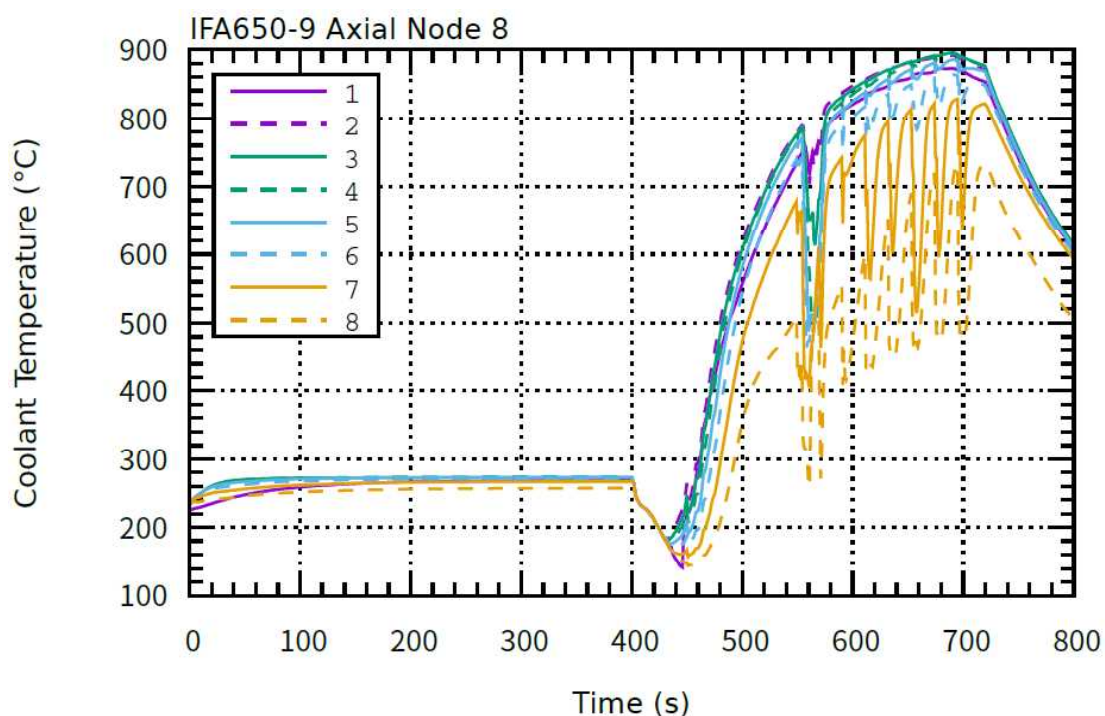


(b) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの軸方向出力ピーキング係数時間履歴

図 4.6.3-3 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

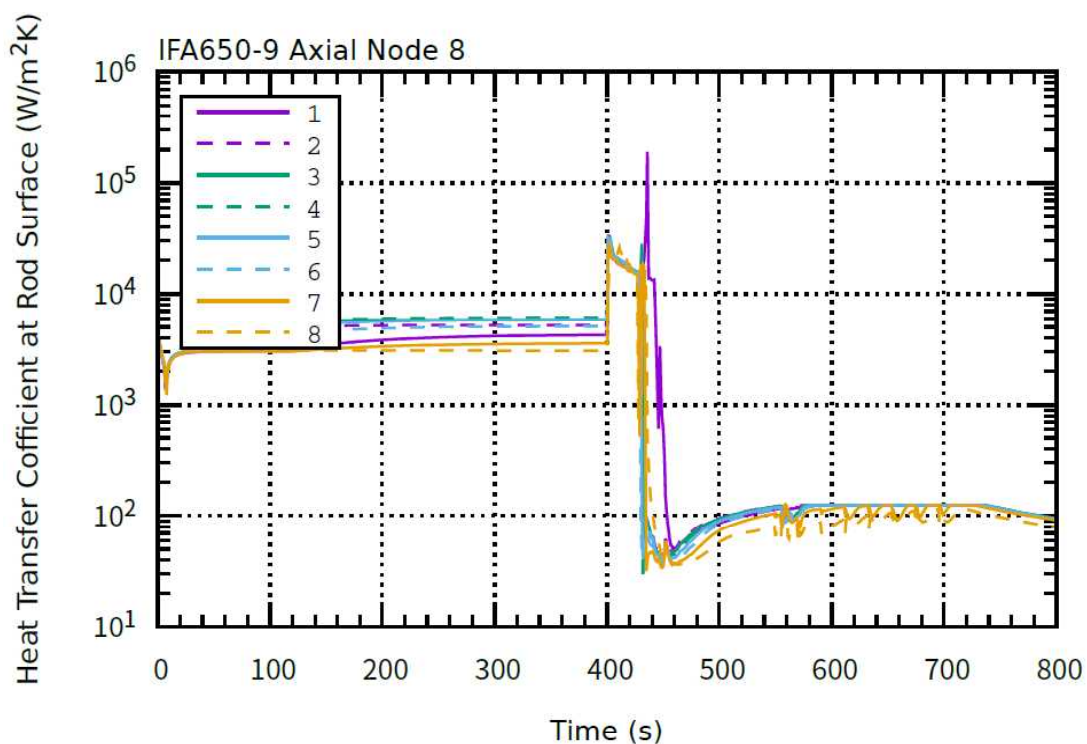


(c) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材圧力時間履歴

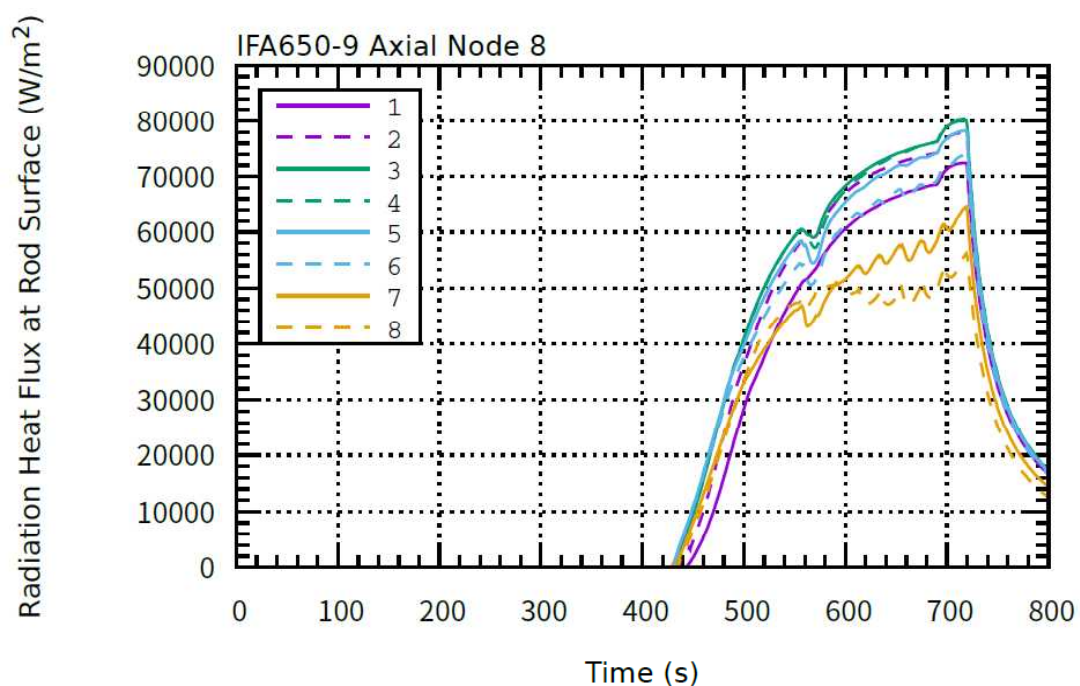


(d) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材温度時間履歴

図 4.6.3-3(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

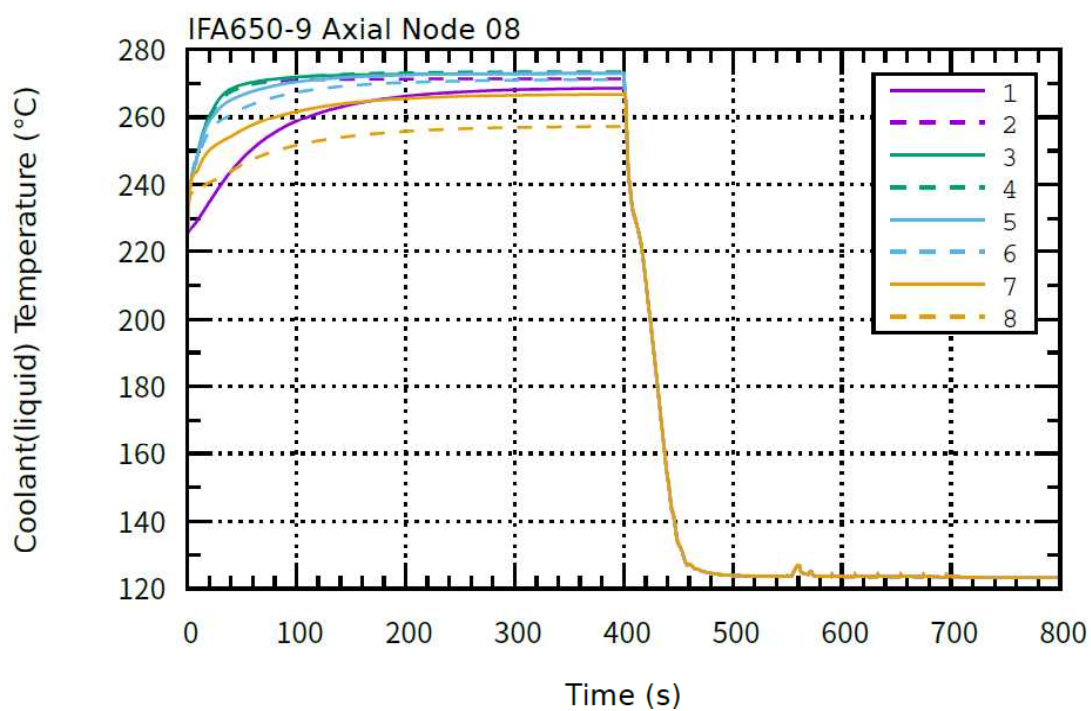


(e) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの燃料ロッド表面熱伝達係数時間履歴

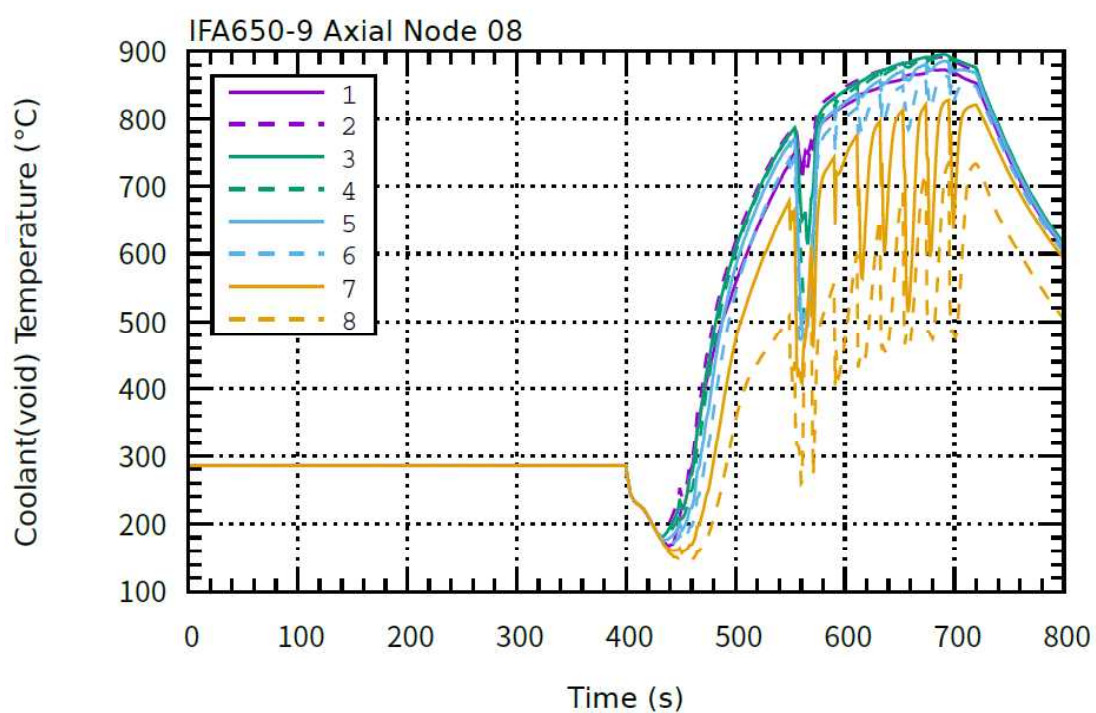


(f) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの燃料ロッド表面輻射熱流束時間履歴。ロッド表面とヒーター内側表面間の輻射熱流束寄与に対応する。また符号が+ケースはロッド表面からヒーター内側表面への熱移動に対応する。

図 4.6.3-3(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

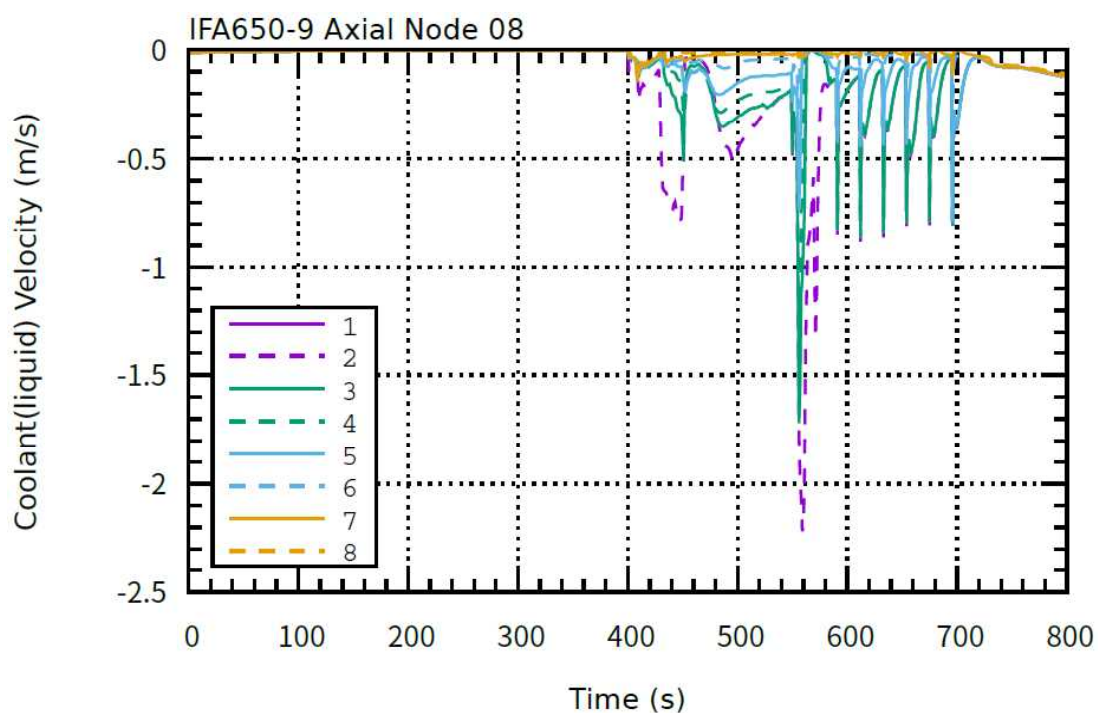


(g) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(液相)温度時間履歴

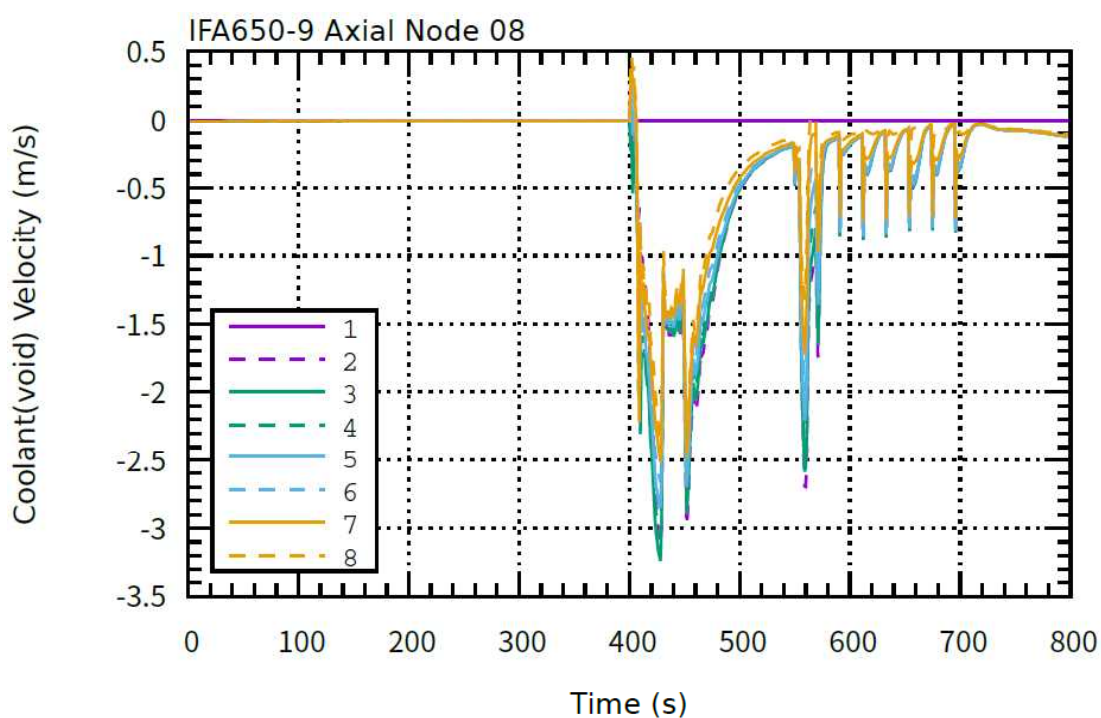


(h) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(気相)温度時間履歴

図 4.6.3-3(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

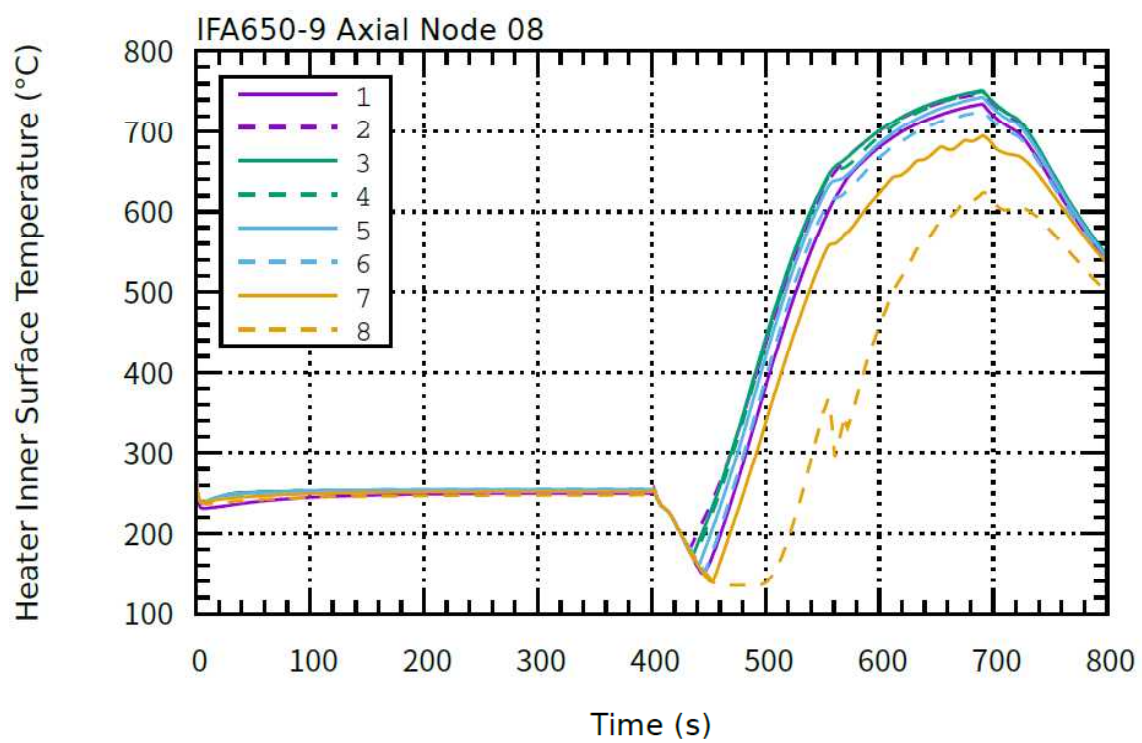


(i) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(液相)流速時間履歴



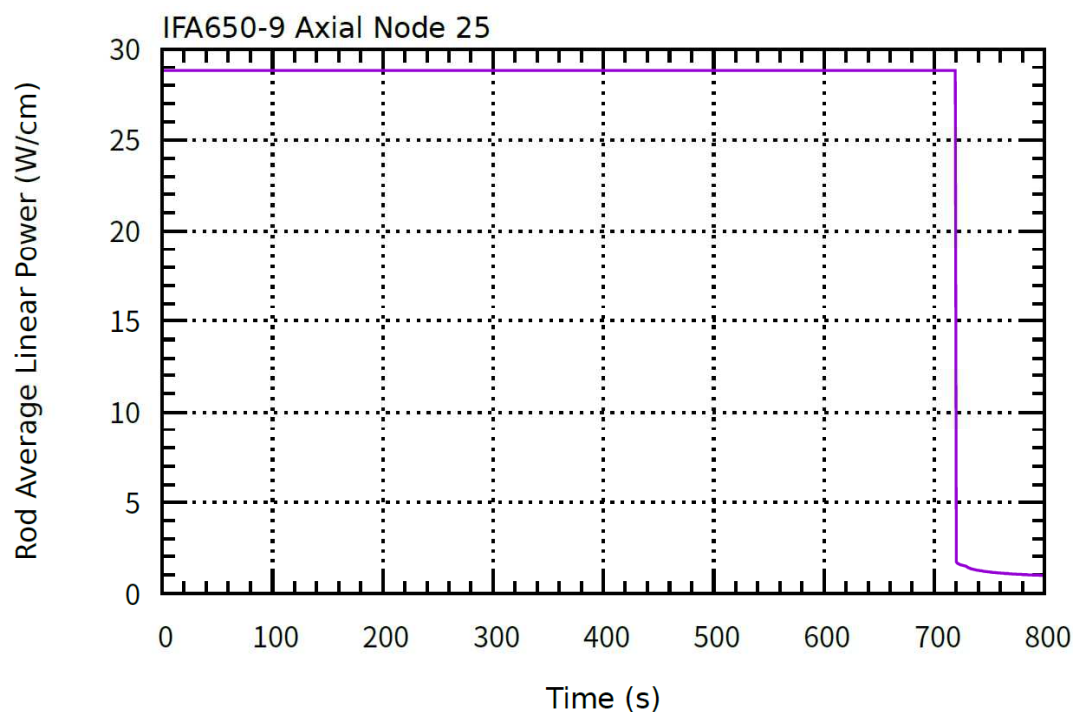
(j) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(気相)流速時間履歴

図 4.6.3-3(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

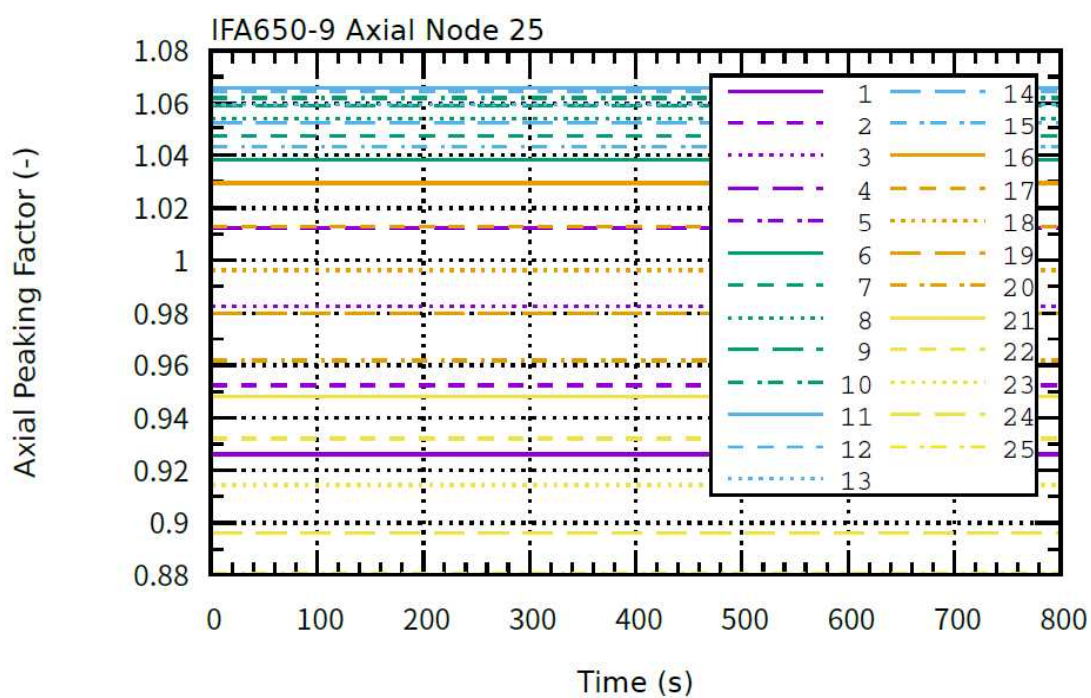


(k) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースのヒーター内側表面温度時間履歴

図 4.6.3-3(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 8 分割ケースへの接続データ

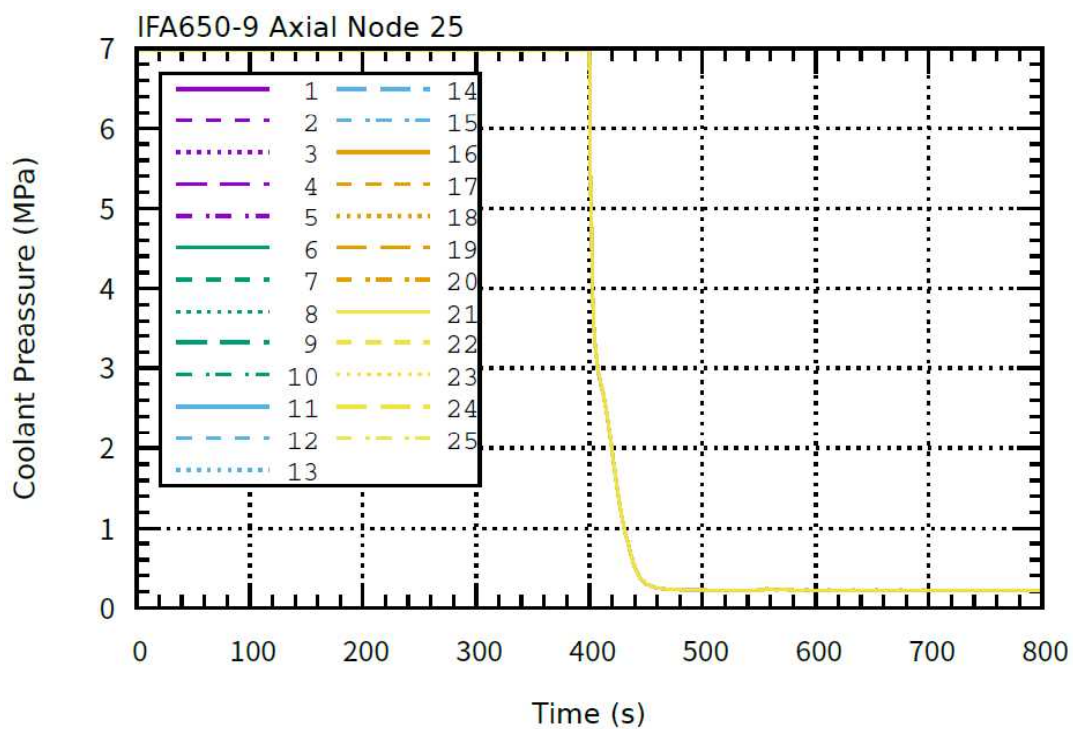


(a) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの線出力時間履歴

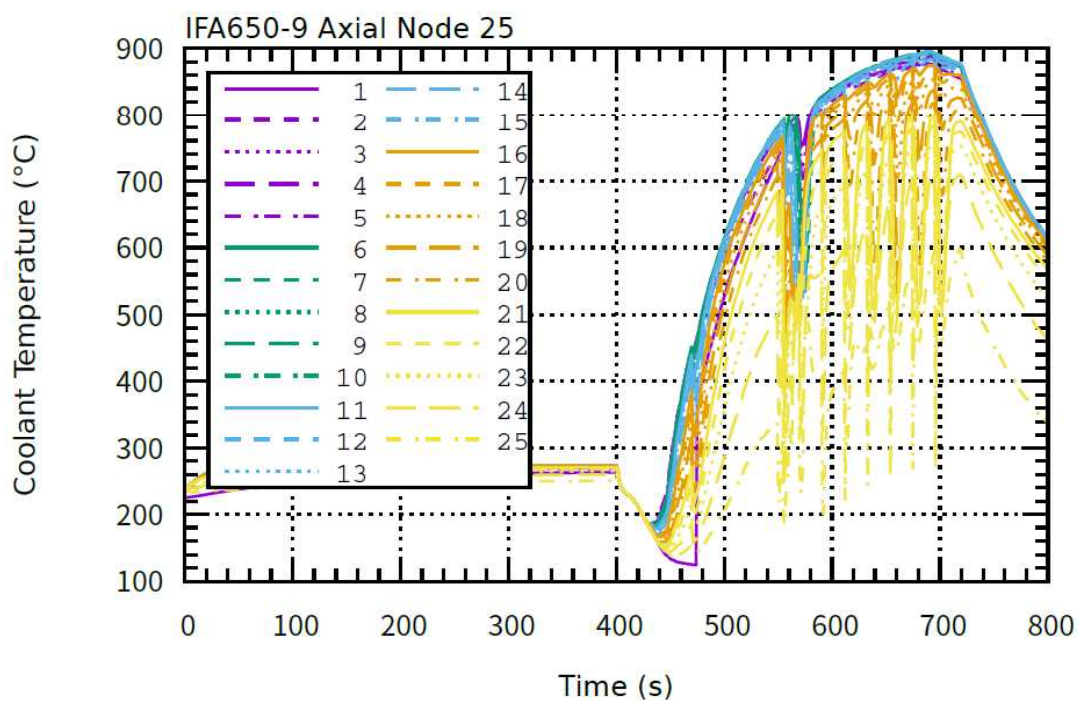


(b) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの軸方向出力ピーキング係数時間履歴

図 4.6.3-4 燃料計算コード燃料スタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ

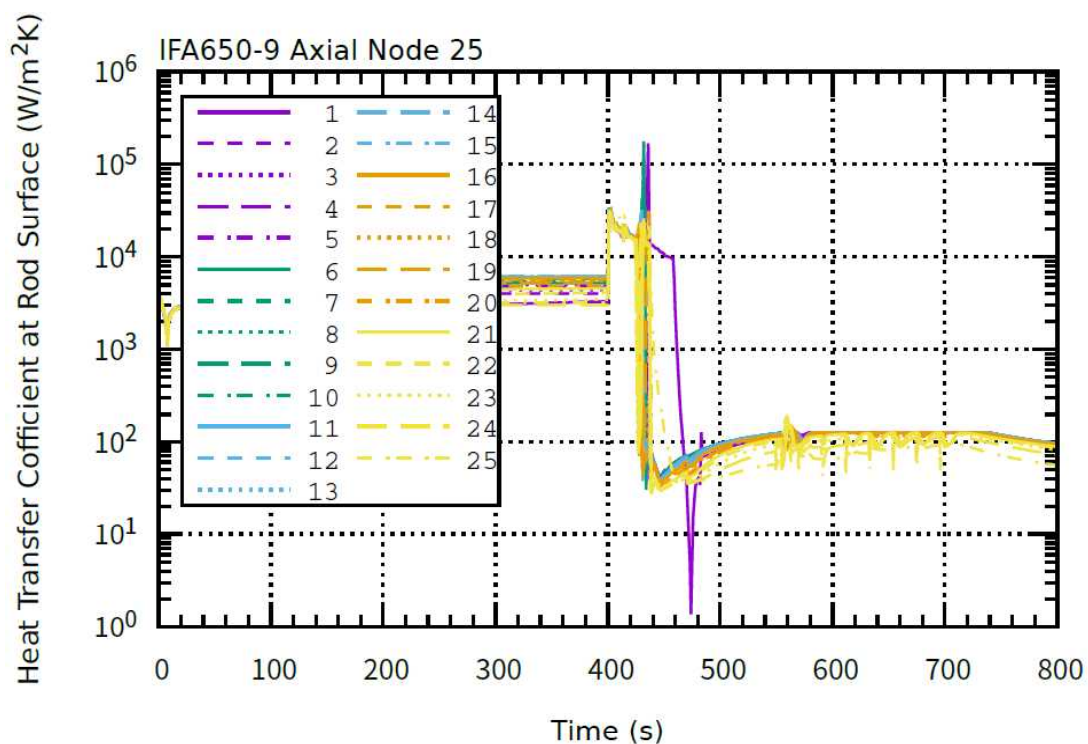


(c) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材圧力時間履歴

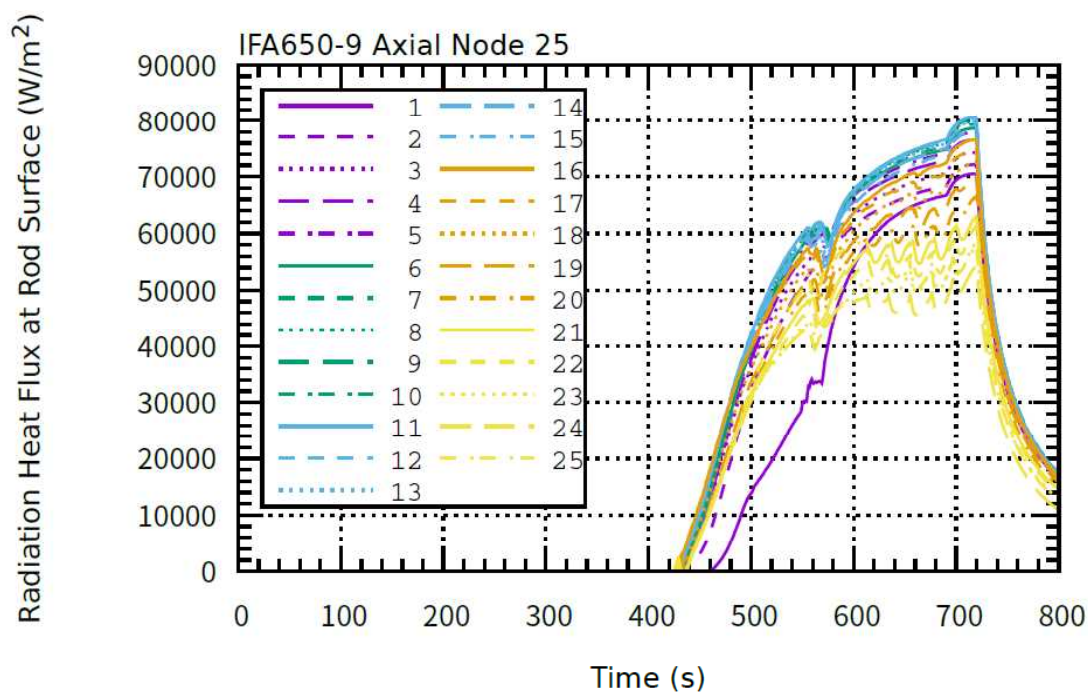


(d) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材温度時間履歴

図 4.6.3-4(続き) 燃料計算コードスタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ

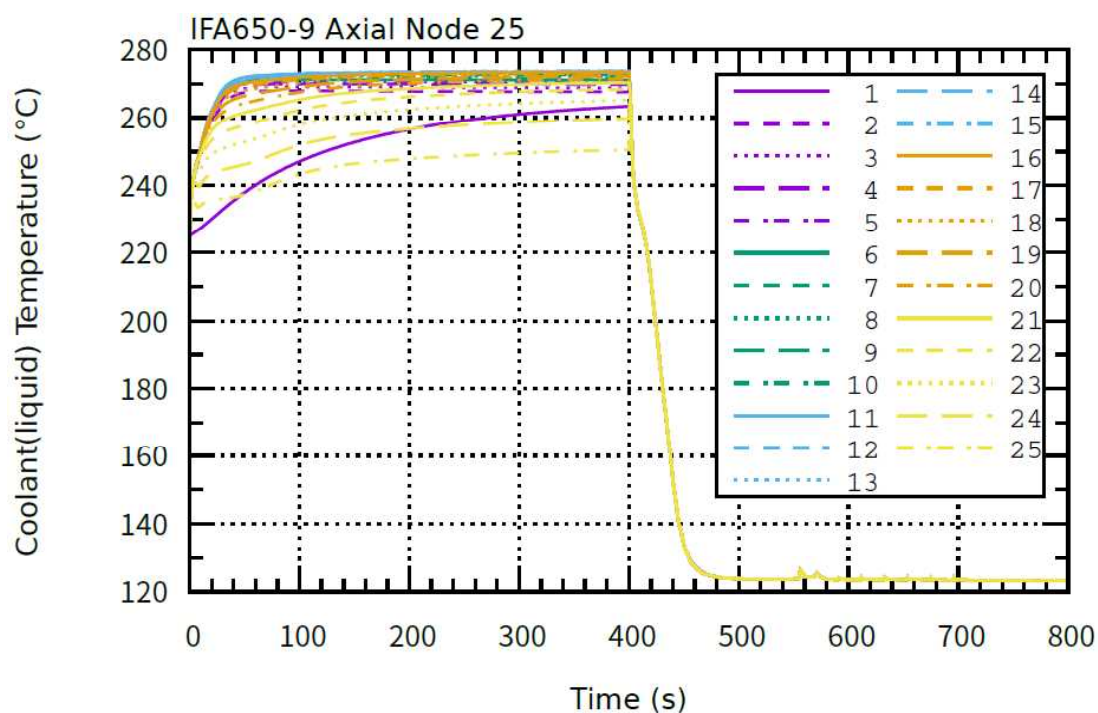


(e) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの燃料ロッド表面熱伝達係数時間履歴

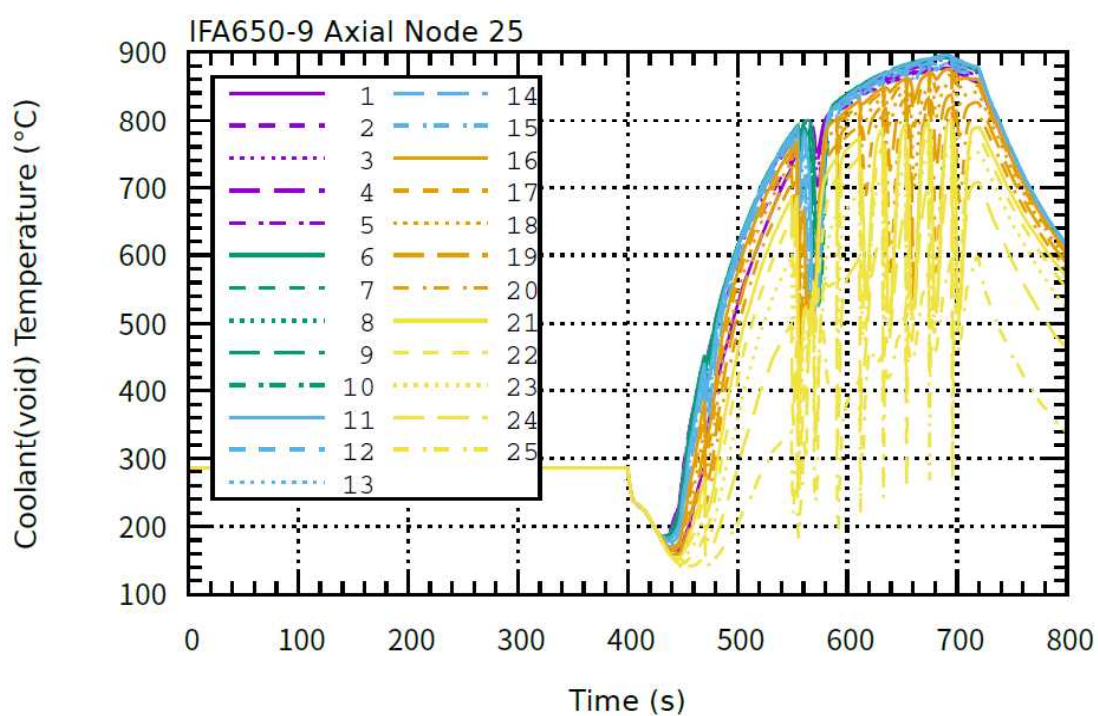


(f) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの燃料ロッド表面輻射熱流束時間履歴。ロッド表面とヒーター内側表面間の輻射熱流束寄与に対応する。また符号が+ケースはロッド表面からヒーター内側表面への熱移動に対応する。

図 4.6.3-4(続き) 燃料計算コードスタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ

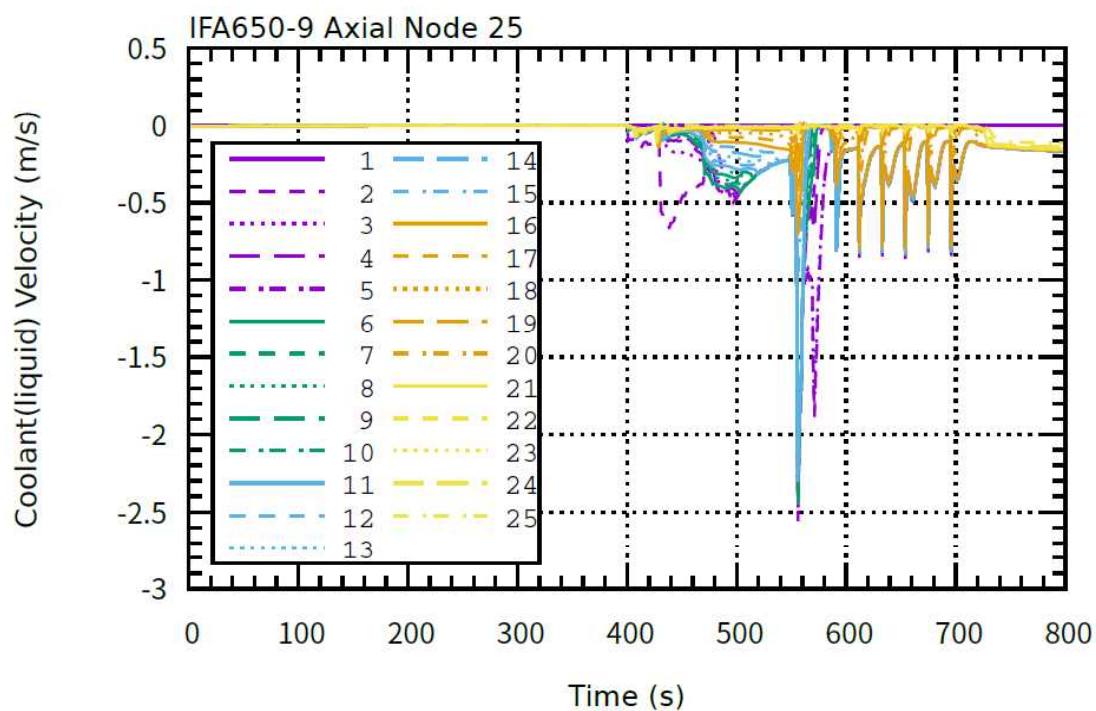


(g) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(液相)温度時間履歴

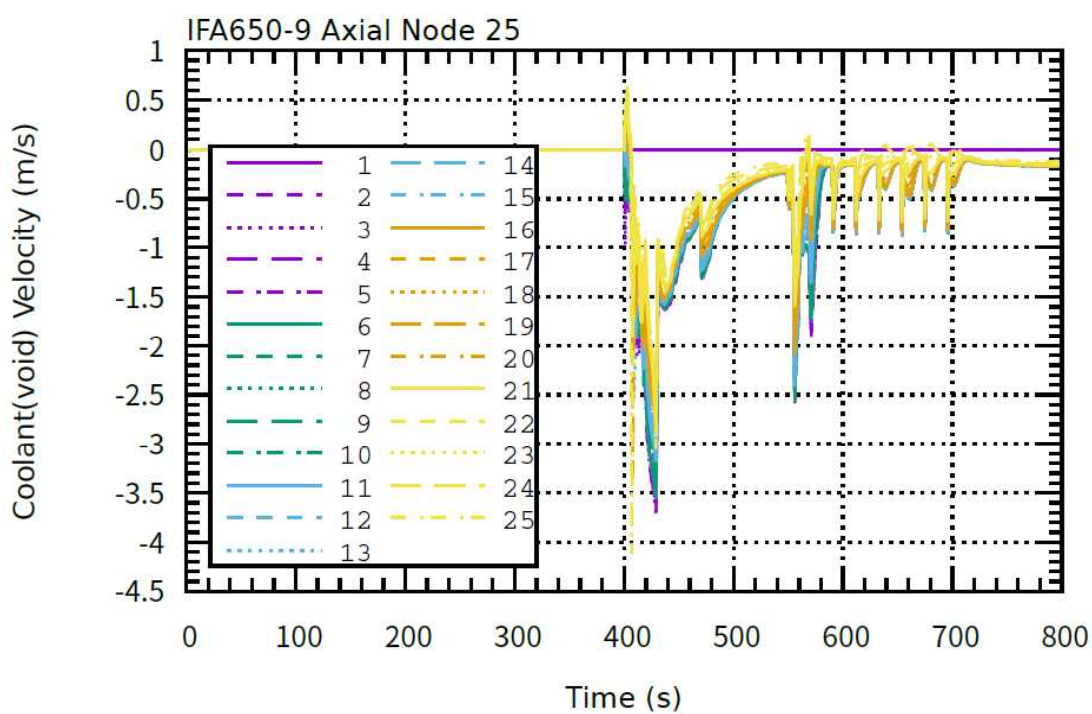


(h) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(気相)温度時間履歴

図 4.6.3-4(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ

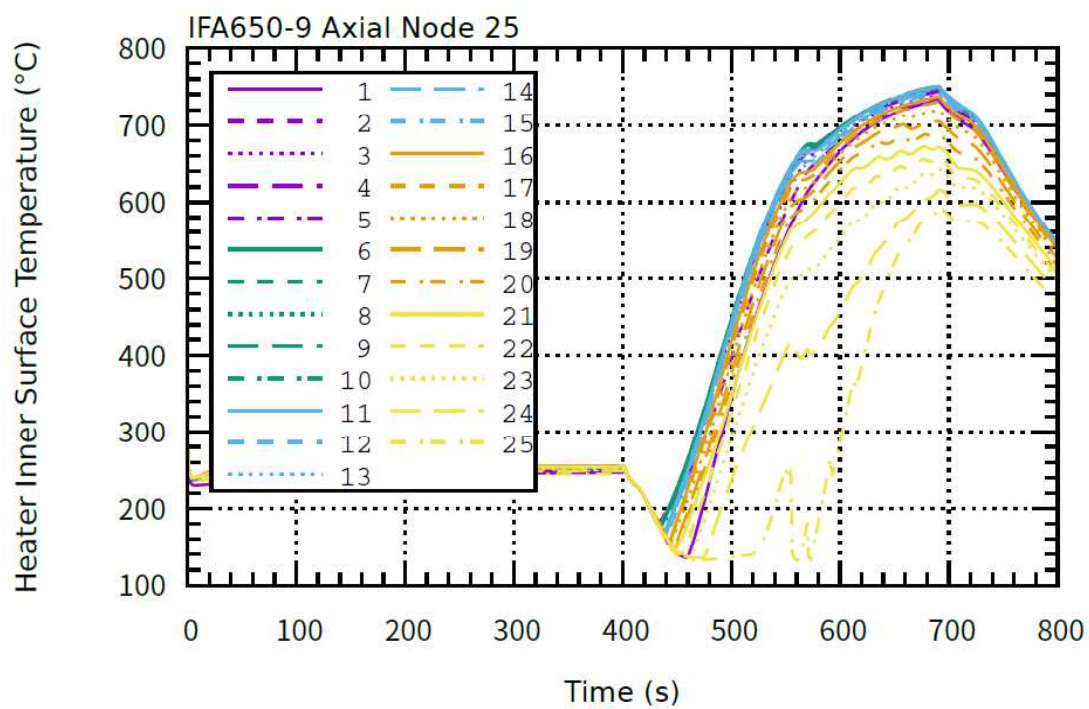


(i) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(液相)流速時間履歴



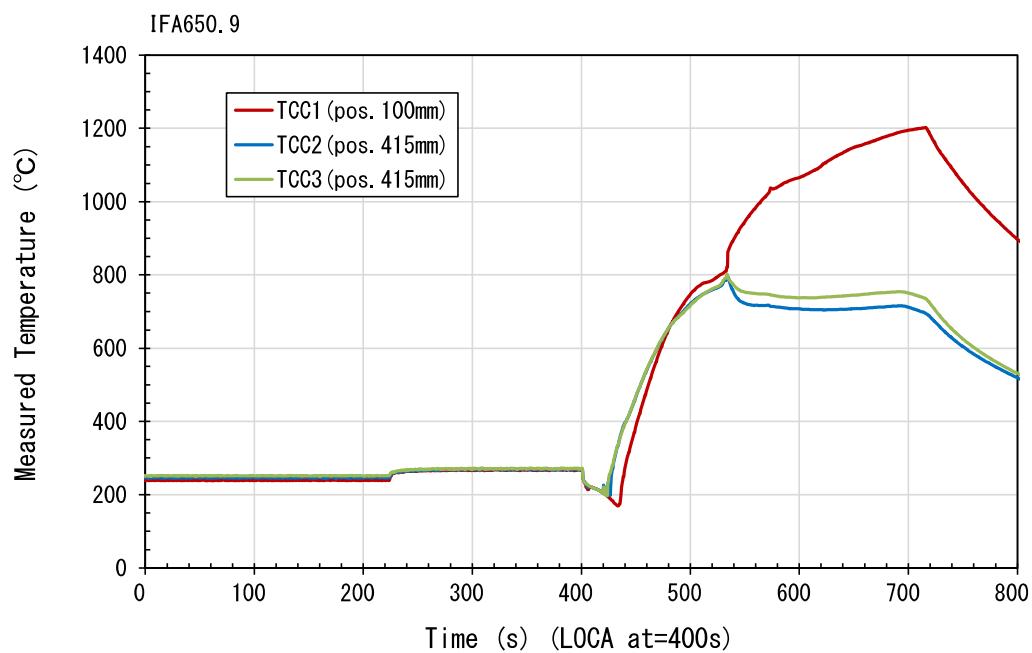
(j) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(気相)流速時間履歴

図 4.6.3-4(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ

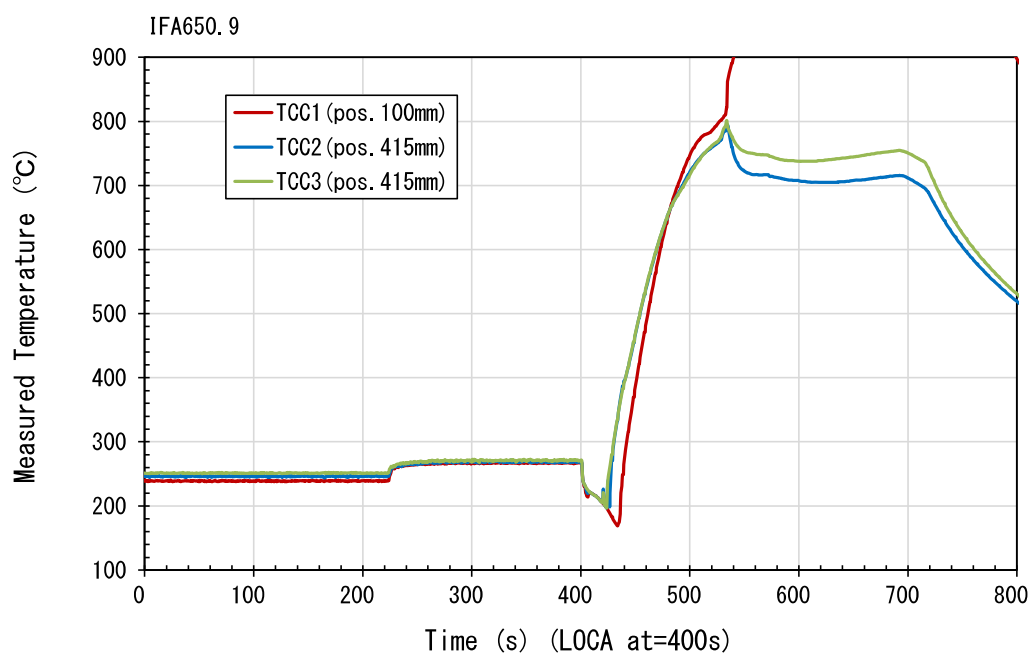


(k) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースのヒーター内側表面温度時間履歴

図 4.6.3-4(続き) 燃料計算コード燃料スタック軸方向 25 分割ケースへの接続データ



(a)燃料ロッド表面測定温度



(b)温度 100°Cから 900°C範囲の燃料ロッド表面測定温度

図 4.6.3-5 IFA650.9 の燃料ロッド表面測定温度

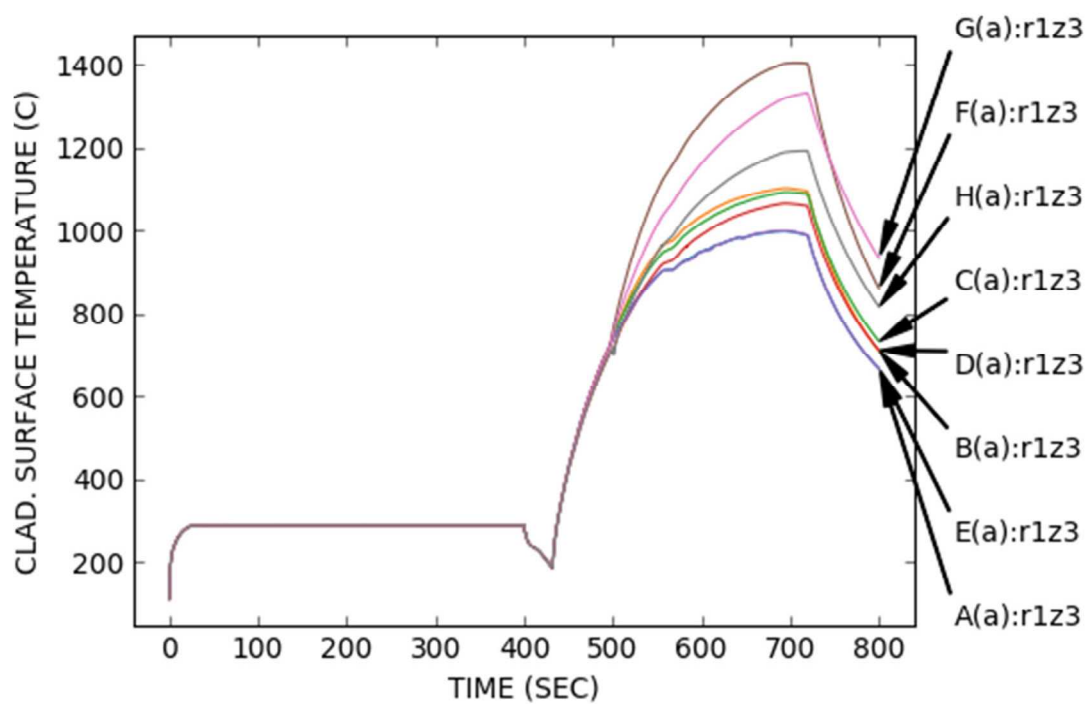


図 4.6.3-6 被覆管表面温度解析結果 (RANNS コードの FFRD 時リロケーションモデルによる)

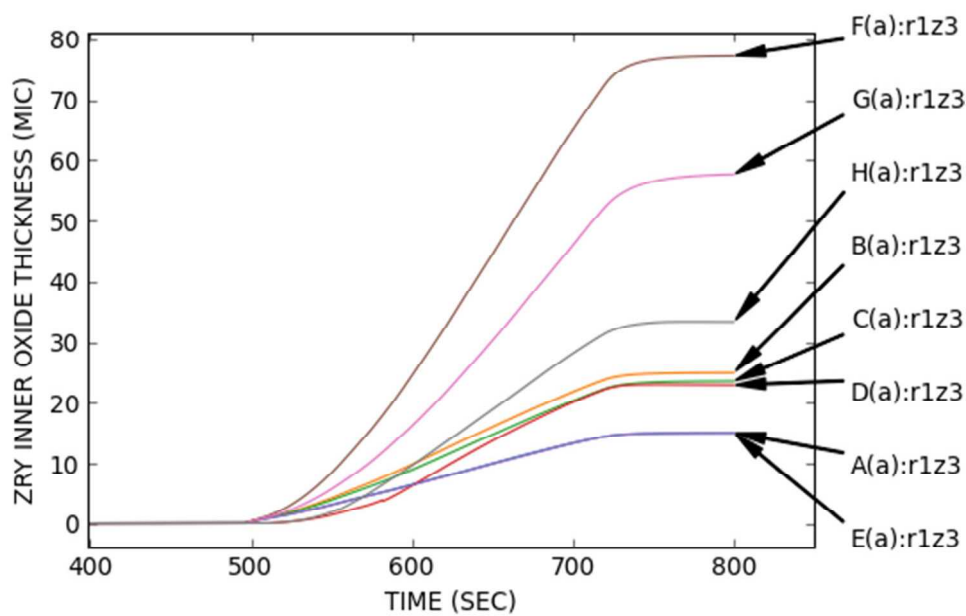


図 4.6.3-7 被覆管内面酸化膜厚

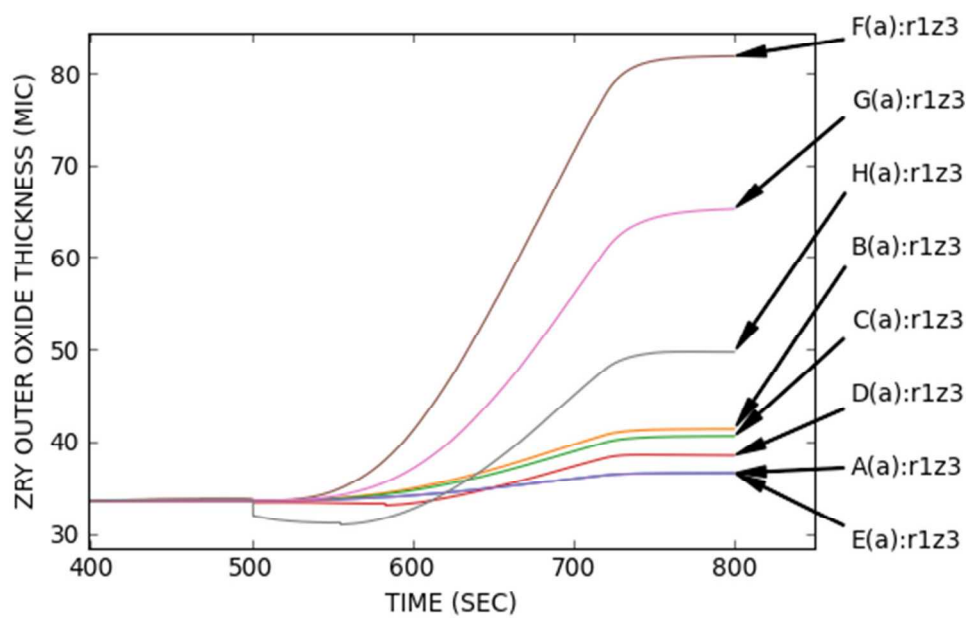


图 4.6.3-8 被覆管外面酸化膜厚

4.6.4 炉心スケールでの LOCA 時燃料被覆管膨れ破裂評価

(1) 背景

FFRD が LOCA 時の炉心冷却性に及ぼす経路として主に以下の 2 つが考えられる：① LOCA 時に膨れ破裂した燃料被覆管の膨れ部における細片化した燃料ペレットの燃料棒内軸方向リロケーションに伴う集積による燃料棒出力の局所的な上昇と、それに伴う燃料被覆管の温度上昇及び酸化量の増大、② LOCA 時に膨れ破裂した燃料被覆管の破裂開口からの細片化した燃料ペレットの燃料棒外放出。

これらの経路にはいずれも燃料ペレットと燃料被覆管とが相互に関係している。燃料ペレットの細片化及び燃料棒内軸方向リロケーションの発生には燃料燃焼度に加え燃料被覆管の周方向歪が、燃料ペレットの燃料棒外への放出には燃料被覆管の破裂開口サイズが影響する⁽¹³⁻¹⁵⁾。従って、FFRD が炉心の冷却性に及ぼす影響を評価する際には、燃料ペレットの挙動だけでなく、燃料被覆管の膨れ破裂挙動の評価が不可欠である。また、FFRD が上述した二つの経路で実際に LOCA 時の炉心冷却性に影響を及ぼすか否かを判断するためには、燃料棒外に放出される燃料ペレットの総量や局所的な出力上昇が見込まれる燃料棒の本数を把握する必要があり、このためには FFRD に係わる燃料ペレット挙動及び燃料被覆管の膨れ破裂挙動を炉心全域に渡り、すなわち、炉心スケールで評価する必要がある。

燃料被覆管の膨れ破裂挙動については、今日までに数多くの研究^(16,17)が報告されているが、FFRD が問題となる高燃焼度域での燃料被覆管の膨れ破裂挙動については、その評価手法が十分に確立されていない。また、FFRD は様々な要因が複雑に関連して発生する現象であるため、その評価には不確かさを伴うことから、評価に際しては不確かさを含めて最適評価のアプローチをとることが不可欠だが、燃料被覆管の膨れ破裂挙動の不確かさは定量的に評価されていない。さらに、FFRD が LOCA 時の炉心冷却性に及ぼす影響を炉心スケールで評価した例は極限られている^(13,14)。

そこで、本事業では FFRD が LOCA 時の炉心冷却性に及ぼす影響評価に向けて、LOCA 時燃料被覆管膨れ破裂挙動を炉心スケールでかつ不確かさの定量化を含めて評価する手法を開発する。具体的にはシステム解析と燃料挙動解析とをカップリングさせ、これらの解析における燃料被覆管の破裂本数、膨れ量、破裂開口サイズの各評価において各種パラメータをベイズ統計手法に基づき確率分布として扱い、多数回の不確かさを考慮した最適評価 (BEPU) 解析する手法を開発する。本年度は炉心スケールでの LOCA 時燃料被覆管破裂本数の不確かさ評価の準備として、令和 2 年度に整備した LOCA 時燃料被覆管膨れ破裂判定モデルと、システム解析コード RELAP⁽¹⁸⁾ 及び燃料挙動解析コード FEMAXI/RANNS⁽¹⁹⁾ とをカップリングさせ、炉心スケールでの LOCA 時燃料被覆管破裂本数の不確かさ評価の試解析を行った。

(2) 炉心スケール解析の概要

炉心スケール解析のイメージを図 4.6.4-1 に示す。

まず熱水力計算コード RELAP により原子炉全体の LOCA 解析を行い、燃料棒表面温度等の出力を得る。それを入力として、原理的には炉心に含まれる燃料棒 1 本 1 本に対して燃料挙動解析コード FEMAXI/RANNS による被覆管の応力や温度の計算および確率論的破裂判定を行う。ただし計算資源、時間の制約および、今回は試解析レベルであることから、実際には燃料棒全本数より少ない数百本程度をサンプル抽出して計算した後、ブートストラップ法によりデータを実際の本数まで増幅して代替することとする。これによって炉心全体での被覆管破裂本数を得る。

以上の計算を 1 回の炉心スケール解析とし、さらに同様の計算を多数回繰り返すことで、被覆管破裂本数の分布を得る。最後に同分布に対してベイズ推定に基づく統計的評価を行い、95% 確信区間を算出する。

本研究は最終的には RELAP、FEMAXI/RANNS いずれについても物理パラメータ等の変更を伴う不確かさ解析を行うことを目指している。その際は、同じ計算コードの中でも炉心スケール解析 1 回ごとに変更する不確かさパラメータ（炉心ごとの違い）と、1 回の炉心スケール解析の中で燃料棒ごとに変更する不確かさパラメータ（同じ炉心内の燃料棒の個体差）を区別する必要がある。しかしながら今回はあくまで個々の計算コードやスクリプトの機能と手順の確認が目的であるため、簡単のために RELAP の計算は 1 種類（不確かさ計算を行わない）のみ、FEMAXI/RANNS は熱・応力計算自体は炉心スケール解析 1 回ごとに試験的に 2 種類のパラメータに限って確率的に値を変更して実行する一方、膨れ破裂判定モデルについてのみ燃料棒ごとにパラメータを変更して判定を行った（表 4.6.4-1）。

(4) 解析準備

① FEMAXI/RANNS

FEMAXI/RANNS には従来から破裂判定を行える機能が提供されており、IFRST 変数によって単一応力閾値、単一温度閾値、FRAPTRAN 破裂判定基準などを使い分けることができる。IFRST=11 ではベイジアン破裂判定モジュールをサポートしており、外部から与えた確率論的膨れ破裂判定モデルファイルを読み込ませることで、確率論的な破裂判定が可能になる。今回、この IFRST=11 を指定して燃料挙動解析を行えるよう、令和 2 年度に開発した膨れ破裂判定モデルを FEMAXI/RANNS 向けフォーマットに書き換えた。またその際、確率パラメータは燃料棒ごとにランダムに変更される一方、同じ燃料棒では計算を通じて固定されることに留意した。

試解析に使用した破裂判定モデルは以下のとおりである。

$$\sigma_{mu} = C_1(H - H_{min})^{0.5} + C_2(T - T_{min})^{0.5} + C_3(T - T_{min}) + I \quad (1)$$

$$\sigma \sim N(\sigma_{mu}, s) \quad (2)$$

ここで σ は破裂時公称フープ応力、 H は昇温速度、 T は破裂温度である。 $C_1 \sim C_3$ および I は確率パラメータであり、確率的プログラミング言語 Stan⁽²⁰⁾ を使用したベイズ推定により 8000 通りのサンプルが得られている。

σ_{mu} は破裂時公称フープの中央値であり、 s は標準偏差である。 σ_{mu} は式(1)により計算され、それを中央値とする正規分布によって破裂時公称フープ応力が推定される。 s もまた $C_1 \sim C_3$ 、 I と同様に確率パラメータとして推定され、8000 通りのサンプルが得られている。

以上のモデルにより、例えば $H=28.0^\circ\text{C/s}$ と固定した場合、図 4.6.4-2 のような破裂時公称フープ応力（破裂判定計算で使用する閾値）が得られる。

② RELAP 出力ファイルからの結果抽出および成形スクリプト

今回、FEMAXI/RANNS は被覆管外部表面温度や冷却材圧力を外部から与える入力モードで実行することから、そのデータを RELAP 計算結果から抽出するシェルスクリプトを作成した。

RELAP 出力ファイルから抽出された計算結果の例を図 4.6.4-3、4.6.4-4 に示す。これらのデータがスクリプトにより入力ファイルとして成形され、FEMAXI/RANNS に与えられる。FEMAXI/RANNS の実行も同スクリプトより行う。

③ 不確かさ解析結果の統計的評価スクリプト

炉心スケール解析から得られた被覆管破裂本数を集計し、Stan により確率分布をベイズ推定するスクリプトを作成した。コーディングは Python により行い、Stan の Python 用ラッパーライブラリである PyStan⁽²¹⁾ を用いて Stan を実行するようにした。積分計算にはマルコフ連鎖モンテカルロ法の一つである NUTS (No-U-Turn Sampler) 法⁽²²⁾ を用いた。

(5) 試解析

① 解析モデル

・RELAP

RELAP 用入力モデルとして一般的な 4 ループ PWR 炉データを使用した。そのノーディング図を図 4.6.4-5 に示す。

ここで系全体は炉心圧力容器、一次冷却系、加圧器、蒸気発生器、二次冷却系から構成されており、圧力容器のノーディング図は図 4.6.4-6 のとおりである。炉心 P124 には熱出力別に Hi、Middle、Low の 3 本の熱構造体 124-1、2、3 が設定されており、それぞれが包含する燃料棒のロッド本数は 18197、9099、23656 本である。

一次冷却系にはコールドレグに大破断 LOCA を模擬するためのバルブ TRP249、941、951 が設定されており、LOCA 開始時刻 $t=0$ に TRP249 が閉鎖、TRP941 および 951 が解

放されてクロスオーバーレグ側および炉心側双方からの冷却材の流出が始まる。同時に高圧／低圧注水系 T_J721、751、761、771 からの注水が開始される。t=3 秒には原子炉のスクラムが開始されるが、炉心から冷却材が失われたことで熱構造体温度は急速に上昇する。その後、次第に炉内水位が回復するにつれて温度は低下していく。

・ FEMAXI/RANNS

FEMAXI/RANNS 入力モデルとして上記 4 ループ PWR 炉の燃料棒を模擬した。被覆管管内径は 0.836cm、外径は 0.95cm とした。燃料ペレットは 9 スタックを設定し、いずれも全長 40.667cm、1 ペレット当たりの長さは 1.15cm、ペレット直径は 0.819cm で中心孔は 0 とした。そして以上のような幾何形状の系に RELAP により計算された被覆管表面温度等の時系列データを入力として与え、被覆管に生じる応力等を計算した。

FEMAXI/RANNS による燃料計算に用いた不確かさパラメータと想定する確率分布は表 4.6.4-2 のとおりである。ここで NL_f_scl_FGR は燃料ペレットからのガス放出係数、NL_SF_clad_thermal_conductivity は燃料棒被覆管の熱伝達係数であり、いずれも本来の値にここに設定した係数を乗ずる形で使用される。不確かさパラメータは両方とも FEMAXI による定常計算の時点から反映させ、RANNS による過渡計算まで継続して用いた。両パラメータに関する実験データの収集と分析が完了していないため、ここでの確率分布はあくまで試解析のための仮の値として設定した。

・ 統計的評価

炉心スケール解析の繰り返し回数は 50 回とした。RELAP 入力モデルで 3 熱構造体の模擬する燃料棒本数はそれぞれ 18197、9099、23656 本であるが、計算時間の短縮のため、今回はそれらの中から 200 本ずつ抽出して合計 600 回の FEMAXI/RANNS 計算を行った後、ブートストラップ法により本来の本数まで増幅する手法を取った。これにより炉心全体で 50952(=18197+9099+23656)本の燃料棒のうちの破裂本数のデータを 50 通り得た。

次に破裂本数のヒストグラムを作成し、確率分布を推定した。分布は正規分布を仮定し、破裂判定式のパラメータ推定と同様に、ベイズ統計に基づいて Stan を使用して推定した。NUTS のサンプリング数は 8000 回とした。これにより 8000 通りの正規分布の推定値を得た。その例を図 4.6.4-7 に示す。n_Burst は被覆管破裂本数である。また正規分布の推定と同時に、その正規分布から生成される破裂本数の推定も行い、やはり 8000 通りのサンプルを得た。そのサンプルから片側 95%確信区間を算出した。また参考のために 8000 通りの正規分布の確率密度の平均も算出した。その片側 95%確信区間は上述のサンプルの片側 95%確信区間と一致している。

② 解析結果

結果は図 4.6.4-8 のようになった。ここで data は不確かさ解析によって得られた被覆管

破裂本数のヒストグラムである。被覆管破裂本数の片側 95 パーセント確信区間は ≤ 18767 本であった。それを $n_Burst=18767$ の赤点線で示す。PDF_mean は 8000 通りの正規分布の確率密度の平均値である。

(6) 今後

RELAP、FEMAXI/RANNS および確率論的膨れ破裂判定モデルを組み合わせた多数回の炉心スケール不確かさ解析により、被覆管破裂本数の確率分布を評価できることを確認できた。今後は被覆管破裂本数だけでなく、被覆管の膨れ量や破裂開口サイズを目的変数とする確率モデルを新たに作成して炉心スケール解析に実装し、これと別途実施する LOCA 模擬試験で得られる燃料ペレットの放出量等のデータとから、FFRD に係る炉心スケールでの影響評価システムの開発を行う予定である。このシステム開発においては、RELAP、FEMAXI/RANNS の不確かさパラメータの実験値、文献データを収集し、その確率分布のベイズ推定を行うことも検討する。

表 4.6.4-1 炉心スケール解析の各ステージにおける
不確かさパラメータの有無と適用基準

計算コード・モデル	不確かさパラメータ	適用基準
RELAP	無	-
FEMAXI/RANNS	有	炉心ごと
膨れ破裂判定モデル	有	燃料棒ごと

表 4.6.4-2 FEMAXI/RANNS 不確かさパラメータと確率分布

パラメータ	分布
NL_f_scl_FGR(ガス放出)	0.8~1.2 の一様分布
NL_SF_clad_thermal_conductivity (熱伝達率)	中央値 1、標準偏差 0.1 の正規分布

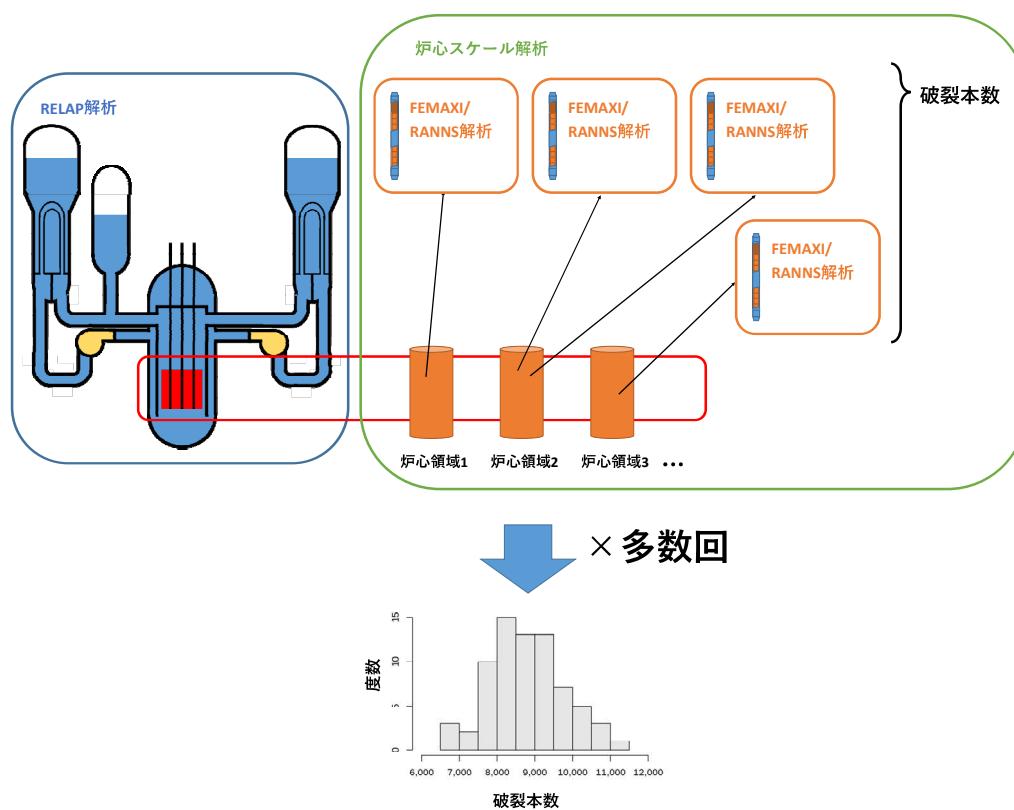


図 4.6.4-1 炉心スケール解析のイメージ図
 (今回の解析では炉心領域は 1 領域であり、熱構造体のみ出力別に 3 体配置している)

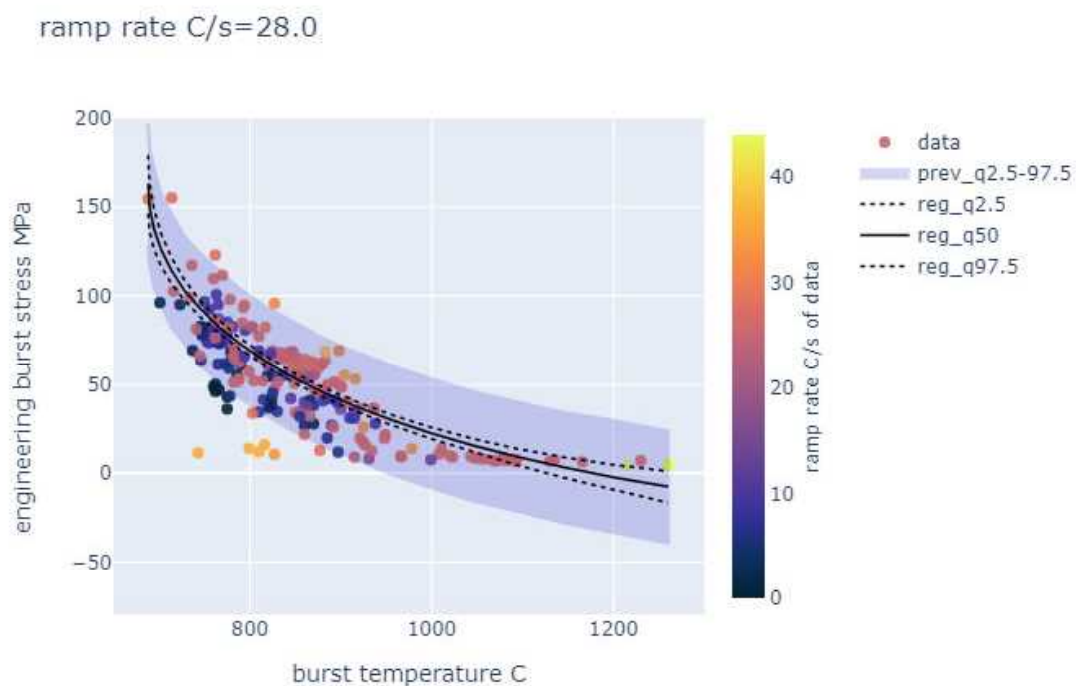


図 4.6.4-2 破裂時公称フープ応力の計算結果の一例

(data : 実験データ、prev_q2.5-97.5 : 昇温速度 = 28.0°C/s での破裂時公称フープ応力予測値の 95% 確信区間 (ある破裂温度における同予測値の 2.5 パーセントイルと 97.5 パーセントイルの間の領域)、reg_q2.5、q50、q97.5 : 昇温速度 = 28.0°C/s での破裂判定式回帰式 (式 (1)) の 2.5、50、97.5 パーセントイル)

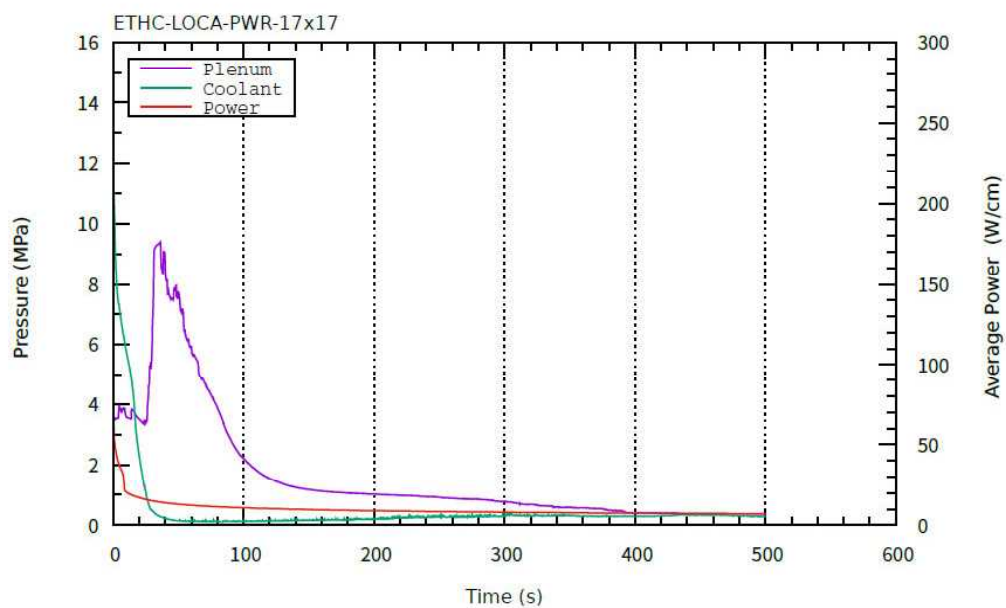


図 4.6.4-3 RELAP からの計算結果の抽出 (圧力)

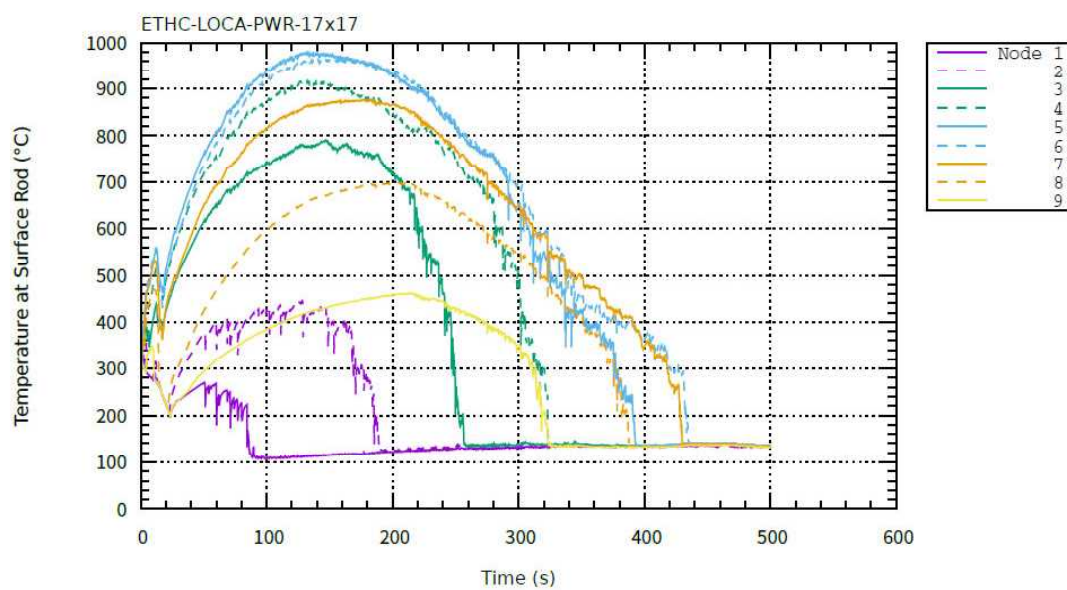


図 4.6.4-4 RELAP からの計算結果の抽出 (ロッド表面温度)

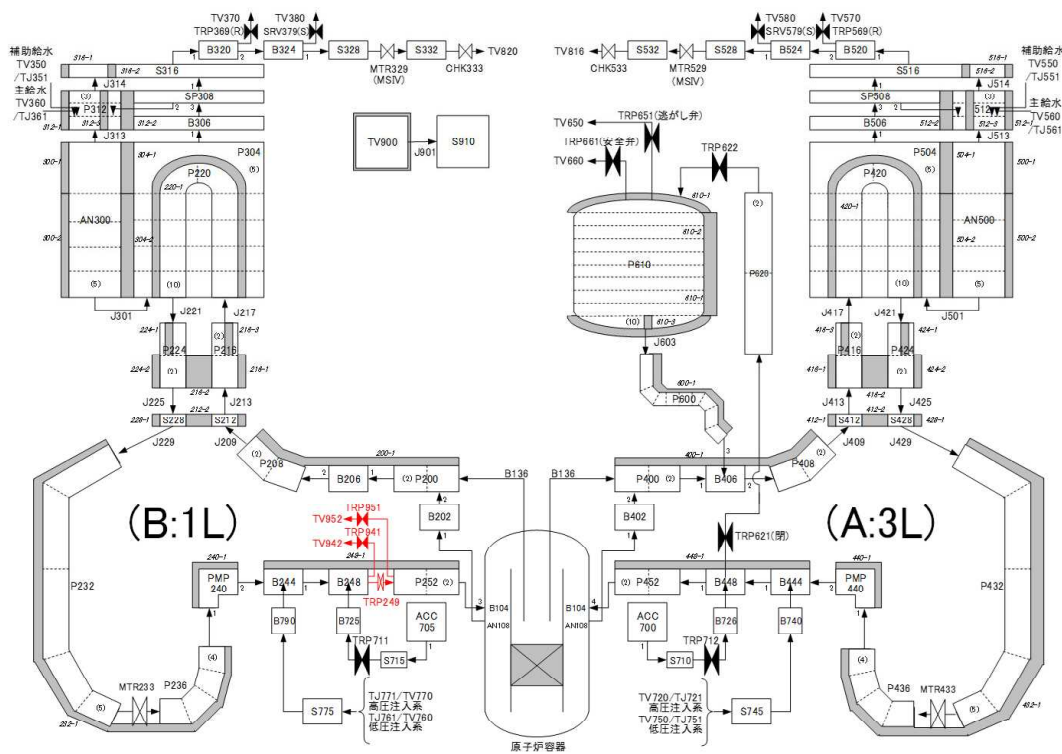


図 4.6.4-5 RELAP 入力ファイルのノーディング図 (全体)

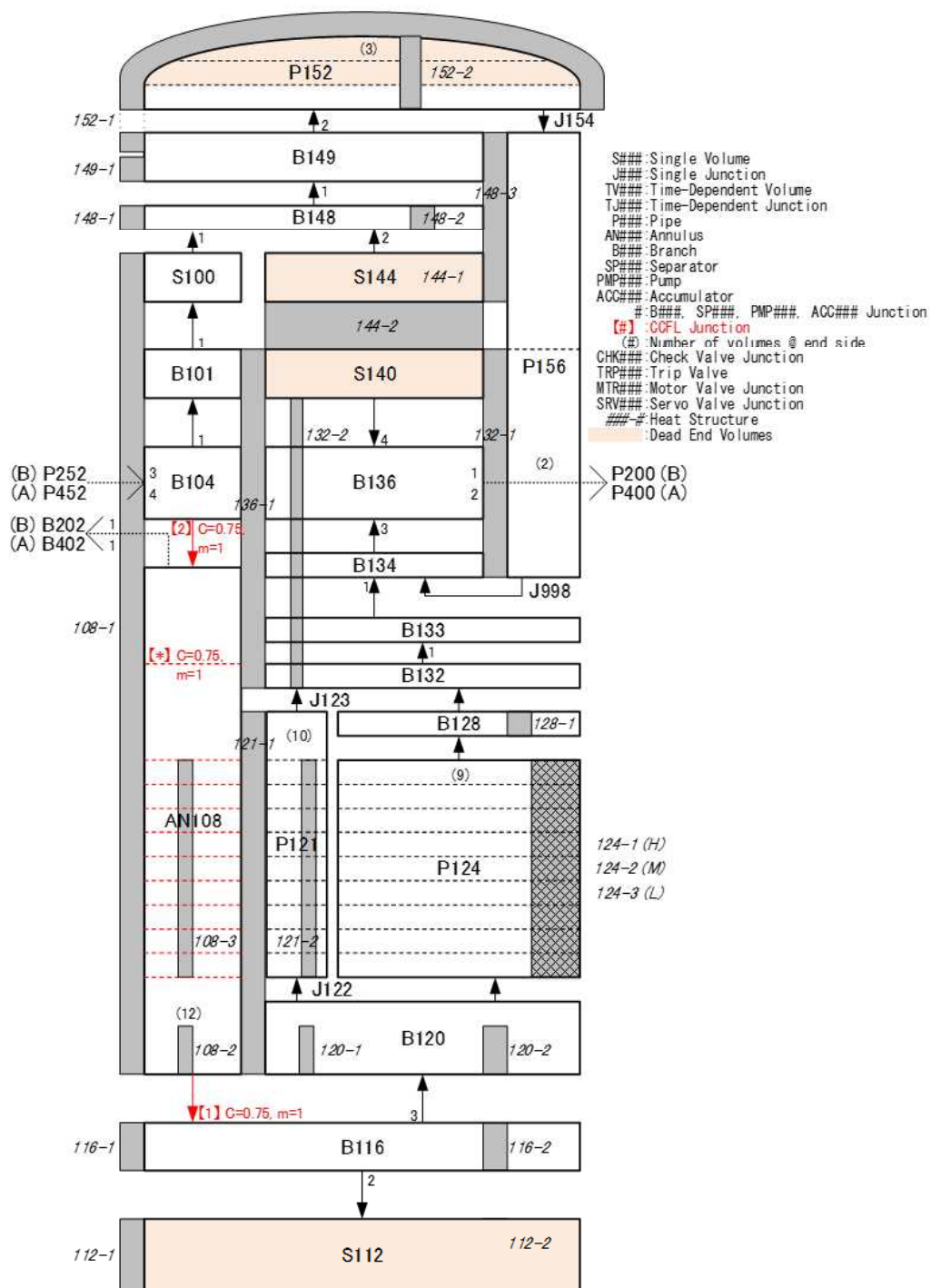


図 4.6.4-6 RELAP 入力ファイルのノーディング図 (炉心)

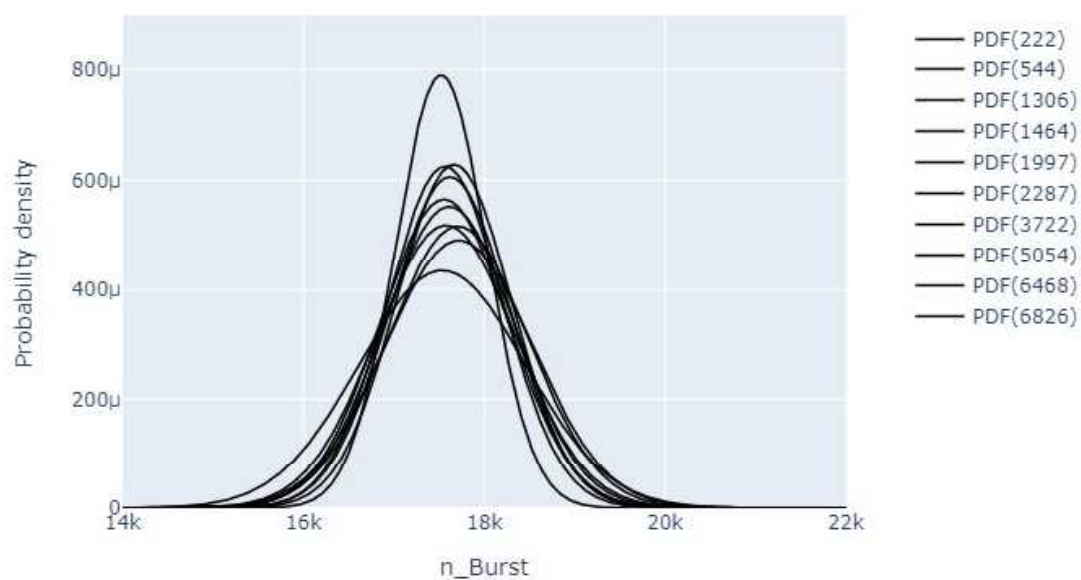


図 4.6.4-7 炉心スケール解析 被覆管破裂本数の確率分布 (PDF(0)~PDF(7999)) の例

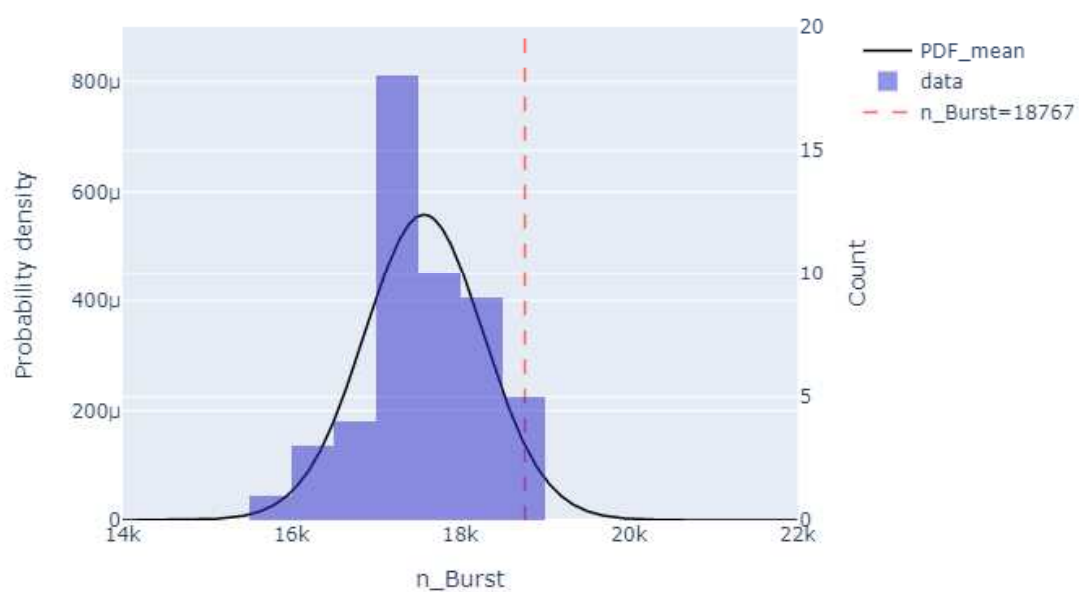


図 4.6.4-8 炉心スケール解析 被覆管破裂本数の確率分布とヒストグラム

4.7 廃棄物処分

本事業における照射後試験の実施に伴い発生した放射性廃棄物は、性状（固体廃棄物及び液体廃棄物）及び表面線量率により区分し、機構内の放射性廃棄物処理場へ引き渡し、処理又は保管廃棄を行った。発生した放射性廃棄物の量については、RIA 試験に付随する照射後試験関連では固体廃棄物約 2.9m³ 及び液体廃棄物約 3.2m³、LOCA 試験関連では固体廃棄物約 2.3m³ 及び液体廃棄物約 2.6m³ であった。

4.8 専門部会の開催

事業で得られた成果の内容を精緻化するための専門部会を、令和 4 年 3 月 9 日（水）に開催した。

本専門部会では、事業の全体概要、LOCA 試験、RIA 試験、解析評価について、令和 3 年度に得られた成果が原子力機構担当者からそれぞれ報告され、出席した専門部会委員との質疑応答を通じ、成果の明確化及び精緻化を行った。

4.9 事業の進捗管理

事業計画内容を漏れの無いように遂行するための原子力規制庁担当官との打合せを令和2年6月21日、11月12日に実施した。

各打合せにおいては、その時点での事業の進捗状況等を報告した。

5 章 結言

令和 3 年度事業において得られた成果を以下にまとめる。

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

令和 3 年度は実燃料入り燃料ペレットを除去しない状態の高燃焼度軽水炉燃料棒を対象とした LOCA 模擬試験後の試験後分析を実施し、燃料被覆管の外径プロファイルに係るデータを取得した。

高燃焼度燃料ペレット単体を用いた LOCA 時温度変化模擬加熱試験後の燃料ペレット粒子に対するマイクロ組織観察等を実施し、1073-1173 K の比較的低い温度で観察された高燃焼度 UO_2 燃料の細片化はいずれもダークゾーンないし高燃焼度組織における細片化であり、FP ガス気泡が高密度に集積したダークゾーンないし高燃焼度組織はより低い温度で細片化を生じることを示唆する結果が得られた。

LOCA 後の炉心冷却性の評価に関して、LOCA 時の温度履歴を経験した水素添加被覆管に対し、地震時に燃料棒に加わる荷重を適切に模擬した繰り返し荷重負荷四点曲げ試験を実施し、燃料被覆管の LOCA 後の曲げ強度に及ぼす繰り返し荷重負荷の影響評価に係るデータを取得した。

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

- (2) 反応度事故（RIA）に対する安全評価においては、原子炉出力の急上昇によって破損に至る燃料棒の本数を評価し、破損本数に応じて、破損に伴い圧力容器内で発生する機械的エネルギーや冷却材中に放出される放射性物質量の評価を行う。したがって、燃料が破損に至ると判断するための基準（破損しきい値）が適切に定められていることが重

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

令和 3 年度は、OS-1 燃料の破損における被覆管水素化物の径方向配向の影響を検証する取り組みの一環として、被覆管の熱処理により水素化物を径方向に配向させた試験燃料棒を対象とし、室温条件で RIA 模擬実験 358-7 を実施した。燃料エンタルピー増分が 527 J/g (126 cal/g) に達した時点で軸方向亀裂を伴い燃料棒が破損した。併せて、被覆管の破損限界に及ぼす水素化物配向の影響評価に必要な、水素化物析出状態や被覆管表面歪みデータを取得した。OS-1 実験の比較試験として昨年度に実施した LS-5 実験に関して、破損した燃料棒の外観観察により PCMI 破損と見られる破損形態が確認されており、これは、添加物ペレットによる寄与がなくとも水素化物の径方向への配向・成長により破損限界が低下するというこれまでの解釈を支持する結果である。OS-1 実験で見られた低破損限界に関しては、被覆管中の水素化物の径方向への配向・成長が主要因と考えられるものの、ペレット中の FP ガスの分布状態や移行挙動が PCMI 荷重等 RIA 時挙動に影響した可能性については明らかでない。添加物燃料と無添加燃料の FP 挙動を比較可能な条件で試験を実施し、それぞれの詳細な分析に基づき更に検討を進める必要がある。

また、NSRR パルス照射時の発熱量評価について、低濃縮度条件での評価精度検証の一環として、低濃縮度未照射燃料 (濃縮度 1.51%UO₂) を対象に RIA 模擬実験 224-2 を実施した。同実験の照射後試験データに基づき評価された発熱量は、解析評価に対し従来評価されていた不確かさの範囲内であり、これにより、5%未満の低濃縮度条件範囲における解析評価値の信頼性を確認した。

CN-1 燃料で観察された内圧破裂型破損の発生原因を調査する取り組みの一環として、CN-1 実験後の照射後試験を進め、以下の知見を得た。破損開口部周辺の被覆管表面で観察された白付着物の元素分析によると、白付着物の主成分は燃料破損開口部により放出された FP に由来する可能性が高く、実験中の DNB 発生に伴う酸化に由来するものではない。被覆管破面の SEM 観察によると、外表面側の一部では、比較的平滑な面とディンプルが混在する領域が観察されたが、他の多くの領域ではディンプルに覆われた

延性的な破面が確認された。破損開口部のペレット水平断面金相観察によると、周方向の細かい亀裂が中心付近を除く全域で観察されており、加えて、外周部、中間部から中心部にわたり粒界分離の進行が見られ、過渡的な FP ガス放出が活発に生じたことが示唆された。以上の照射後試験結果は、CN-1 実験で観察された破損が、主として過渡的な FP ガス放出に伴う燃料棒内圧上昇による被覆管の破裂であったとの解釈を支持している。

RIA 時の燃料の破損形態に及ぼす被覆管状態及び応力条件の影響を評価する観点から、Zry-4 被覆管 (17×17 型、冷間加工材) を対象に、軸/周歪み比 1 の二軸応力条件下での破壊試験を室温条件で実施した。受入まま冷間加工被覆管の低歪み比、低水素量条件では、RIA 模擬試験で観察されたような破損形態は再現されなかった。今後検討すべきアプローチとしては、より高歪み比、高水素量条件での二軸応力負荷試験や、亀裂進展への影響が可能性として考えられる貫通口以外の欠陥を施した被覆管を供しての二軸応力負荷試験あるいは RIA 模擬試験が考えられる。

- (3) 燃料ペレット及び被覆管内部における温度や応力の分布といった直接計測できない状態量を評価して試験結果の解釈に資すること、また、試験装置の制約を超えた条件下での燃料挙動を予測することで、試験から得られる知見を補完し、安全評価手法の整備に資することを目的として、各種解析評価を行う。本年度は、燃料挙動解析コードを用いた RIA 試験解析、著しい FFRD が観察されたハルデン炉の LOCA 試験 IFA650.9 の解析、さらに炉心スケールでの LOCA 時燃料被覆管膨れ破裂評価手法の検討を行い、以下の成果を得た。

- 従来の傾向に比して低い PCMI 破損限界データが得られた OS-1 実験は、実機 BWR 条件に比べ大幅に狭い出力パルス幅の下で実施された点、狭い出力パルス幅の下では、最終的に到達する燃料エンタルピが同じであっても、燃料ペレットがある水準のエンタルピに達した時点での被覆管温度上昇が相対的に小さく、従って一般には被覆管がより脆性的にふるまう温度条件下で力学的な負荷に晒される点を考慮し、事故時燃料挙動解析コード RANNS を用いて、NSRR と実機 BWR の条件をそれぞれ想定した出力パルス幅を適用して破損挙動を解析し、同コードが備えるいくつかの PCMI 破損予測モデルに基づき、出力パルス幅と破損限界の関係を評価した。三種の破損予測モデルの実機 BWR 条件への外挿結果は、モデル間で大きくばらついた。BWR 条件では初期条件である 300 K 付近から 100 K 程度の温度上昇が期待されるものの、最も保守側の外挿結果を与えたケースでは、BWR 条件の NSRR 条件からの破損限界変動幅は 20 J/g 未満と小さい水準に留まった。実機条件での破損限界の上昇を十分な信頼性を以て期待することは、現在の知見/モデルからは困難で、このような外挿をより高い信頼性を以て行う上では、OS-1 燃料並みの低い水準の

破損限界を示す試料について 300-400K 温度域でのデータを拡充し、破損限界の温度依存性を正確に把握することが有効である。

- 本事業の総合評価の一環として、LOCA 模擬実験で得られたデータ、知見を考慮し、これらを反映した形で FFRD 時リロケーションの PCT 影響評価を実施予定である。令和 2 年度には、このような解析評価の準備として、ハルデン炉において FFRD 挙動の解明を目的に実施された LOCA 模擬実験 IFA-650.9 について、TRACE コードによる解析を実施し、燃料ペレット片のリロケーションが生じたと考えられる 520 s 以前の燃料棒表面伝熱挙動をよく再現出来ていることを確認した。本年度は、整理した IFA-650.9 の時系列データを、FFRD モデルの整備を施した事故時燃料挙動解析コード RANNS コードの入力/熱的境界条件として適用し、同 FFRD モデルの動作検証を実施した。この結果、TRACE/RANNS で構成する解析システムが、FFRD の内細片化ペレットのリロケーションに関する影響を熱計算上取り扱えること、採用する FFRD モデルの違いによって解析結果に表れた被覆管到達温度の差は、物理的に説明でき、定性的に妥当であること、また FFRD による PCT 上昇効果の度合いはバースト時の被覆管変形量により強く影響を受けることが確認された。そのバースト時の被覆管変形量は実験データとしてもばらつきが非常に大きく、またそもそもバースト発生自体確率的な要素を伴う現象であることが、FFRD 影響の定量的かつ合理的な評価を難しいものにしてしている一因である。この解消に向け、本事業では並行して被覆管 LOCA 時高温バーストの確率論モデル開発を進めており、最終的に本節に示した FFRD 熱的影響評価モデルと結合することで、FFRD 影響のより合理的な評価を可能とする一体の解析システムとして整備する予定である。
- システム解析コード RELAP を用いて、標準的な 4 ループ PWR 炉条件での LOCA 解析を行い、ここから燃料被覆管の表面温度等の各種結果を読み込んだ FEMAXI/RANNS による燃料挙動計算を、不確かさパラメータを変更しながら多数回行い、確率論的 LOCA 時燃料被覆管膨れ破裂判定モデルによる破裂判定を行うことで、炉心スケールでの燃料被覆管破裂本数を不確かさを含め評価する手順が成立することを確認できた。今後はこれらの解析を一貫して行う解析評価システムとして整備する。また破裂に伴う被覆管開口サイズや膨れ量の確率論的評価モデルも開発し、燃料コードを介して同システムに組み込むことで、FFRD 影響の確率論的評価に必要な手法及びシステムを確立する予定である。

- (4) 現行 LOCA 基準を超える条件での燃料損傷挙動に関する知見を拡充するために事故耐性燃料として早期実用化を目指している Cr コーティング被覆管の開発状況についてまとめた。Cr コーティング被覆管の酸化反応熱は、1300℃までの温度領域においてジルカロイと比較して小さく、1200℃超の耐性が向上することが期待される。しかしながら、Cr-Zr 共晶温度 (1332℃) を超えると、局所的な溶融、それに伴うコーティング層の劣

化、コーティング層の機能喪失による基材ジルカロイの酸化加速等により酸化プロセスは複雑となり、今後、引き続き知見を蓄積する必要がある。

(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.

2 章

- (1) P. Raynaud, "Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal During the Loss-of-Coolant Accident," Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2121 (2012).

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

- Commission. (Report no. NUREG/CR-7219, ANL-16/09) (2016).
- (13) M. Yamato, F. Nagase, M. Amaya, "Evaluation of fracture resistance of ruptured, oxidized, and quenched Zircaloy cladding by four-point-bend tests," *J. Nucl. Sci. Technol.* 51:1125—1132 (2014).
- (14) T. Narukawa and M. Amaya, "Four-point-bend tests on high-burnup advanced fuel cladding tubes after exposure to simulated LOCA conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 57, No. 7, pp. 782-791 (2020).
- (15) F. Nagase and T. Fuketa, "Effect of Pre-Hydridding on Thermal Shock Resistance of Zircaloy-4 Cladding under Simulated Loss-of-Coolant Accident Conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 41, No. 7, pp. 723–730 (2004).
- (16) F. Nagase and T. Fuketa, "Behavior of Pre-hydrided Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 42, No. 2, pp. 209–218 (2005).
- (17) F. Nagase and T. Fuketa, "Fracture Behavior of Irradiated Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 43, No. 9, pp. 1114–1119 (2006).
- (18) F. Nagase, T. Chuto, and T. Fuketa, "Behavior of High Burn-up Fuel Cladding under LOCA Conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 46, No. 7, pp. 763–769 (2009).
- (19) T. Narukawa, M. Amaya, "Oxidation behavior of high-burnup advanced fuel cladding tubes in high-temperature steam," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 56, No. 7, pp. 650–660 (2019).
- (20) T. Narukawa, M. Amaya, "Fracture limit of high-burnup advanced fuel cladding tubes under loss-of-coolant accident conditions," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 57, No. 1, pp. 68–78 (2020).
- (21) VV. Rondinella, Thierry Wiss, "The high burn-up structure in nuclear fuel," *Materials Today*, Vol. 13, Issue 12, pp. 24–32 (2010).
- (22) D. Baron, M. Kinoshita, P. Thevenin, L. Rodrigue, "Discussion about hbs transformation in high burn up fuels," *Nucl. Eng. Technol.*, Vol. 41, Issue 2, pp. 199–214 (2009).

4 章

4.3 LOCA 試験

- (1) 令和 2 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 4 年 3 月。
- (2) "Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal," NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).

- (3) S. Watanabe et al., “Performance of M-MDA™, Reliable Cladding Material for Advanced Fuel,” Proc. TopFuel 2015, Zurich, Switzerland, Sep. 13–17, 2015, paper no. TopFuel2015-A0214 (2015).
- (4) 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（事故時燃料冷却性評価に関する研究）事業に関する報告書、(国研) 日本原子力研究開発機構安全研究センター、平成 29 年 3 月.
- (5) 畠山、須藤、金澤、照射済燃料ペレット内 FP ガス分析技術の開発、JAERI-Tech 2004-033、日本原子力研究所（2004）.
- (6) ME. Nissley, C. Frepoli, and K. Ohkawa, “Realistic assessment of fuel rod behavior under large-break LOCA conditions,” Proc. of the Nuclear Fuels Sessions of the 2004 Nuclear Safety Research Conference (NUREG/CP-0192). Proceedings; 2004 Oct 22–27; Washington (DC): Marriott Hotel at Metro Center; 2005.
- (7) HM. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 37, pp. 327–362 (2005).
- (8) VV. Rondinella, Thierry Wiss, “The high burn-up structure in nuclear fuel,” Materials Today, Vol. 13, Issue 12, pp. 24–32 (2010).
- (9) D. Baron and J. Spino, “Does Rim Microstructure Formation Degrade the Fuel Rod Performance?”, Proc. of IAEA Technical Committee Meeting on Technical and Economic Limits to Fuel Burnup Extension, San Carlos de Bariloche, Argentina, 15–19 November 1999 (1999).
- (10) 木村、画像解析装置の進歩と粒子形状・粒度分布測定、エアロゾル研究、Vol. 4、 pp. 192–197 (1989).
- (11) K. H. Yueh, N. Snis, D. Mitchell, and C. Munoz-Reja, “Fuel Fragmentation Data Review and Separate Effects Testing,” Proc. WRFPM 2014, Sendai, Japan, September 14-17, 2014, paper no. 100117 (2014).
- (12) T. Narukawa et al., “Experimental and statistical study on fracture boundary of non-irradiated Zircaloy-4 cladding tube under LOCA conditions,” Journal of Nuclear Materials, Vol. 499, pp. 528–538 (2018).
- (13) F. Nagase and T. Fuketa, “Behavior of Pre-hydrated Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 42, No. 2, pp. 209–218 (2005).
- (14) 原子力安全委員会、軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針、昭和 56 年 7 月 20 日、1981.
- (15) L. Baker and L. C. Just, “Studies of Metal-Water Reaction at High Temperatures; III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction,” ANL-6548, Argonne National Laboratory (1962).
- (16) F. Nagase and T. Fuketa, “Effect of Pre-Hydrating on Thermal Shock Resistance of

- Zircaloy-4 Cladding under Simulated Loss-of-Coolant Accident Conditions,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 41, No. 7, pp. 723–730 (2004).
- (17) Y. Udagawa et al., “Effect of Cooling History on Cladding Ductility under LOCA Conditions,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 43, No. 8, pp. 844–850 (2006).
- (18) K. Honma et al., “Thermal shock behavior of PWR high-burnup fuel cladding under simulated LOCA conditions,” Proc. ANS Annual Meeting, Jun 17–21; Milwaukee (U.S.A.), 2001, pp. 253–255.
- (19) T. Murata et al., “LOCA simulation test of the cladding for high-burnup fuel,” Proc. ANS Annual Meeting, Jun 17–21; Milwaukee (U.S.A.) (2001) 252–253.
- (20) N. Yamato et al., “Evaluation of fracture resistance of ruptured, oxidized, and quenched Zircaloy cladding by four-point-bend tests,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 51, No. 9, pp. 1125–1132 (2014).
- (21) 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。

4.4 RIA 試験

- (1) Y. Udagawa, T. Sugiyama, M. Amaya, “Reevaluation of Fuel Enthalpy in NSRR Test for High Burnup Fuels”, Proceedings of WRFPM 2014, Sendai, Japan, Sep. 14-17, 2014.
- (2) 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。
- (3) Noguchi M, et al. “Correction Methods of γ -Ray Self-absorption in Bulk Sample. “Correction Methods of γ -Ray Self-absorption in Bulk Sample”
- (4) JENDL-4.0 核分裂収率サブライブラリ :
https://www.ndc.jaea.go.jp/jendl/j40/J40_J.html.
- (5) 中村武彦, 笹島栄夫, 更田豊志, 鈴木敏夫, 高橋正人, 細山田龍二, 石島清見, “NSRR 照射済燃料実験での発熱量評価 (JMTR 照射燃料)”, JAERI-Research 98-052, (1998).
- (6) R. E. Alcouffe, F. W. Brinkley, D. R. Marr, R. D. O’Dell, “User’s Guide for TWODANT: A Code Package Two-Dimensional, Diffusion Accelerated, Neutral Particle Transport”, LA-10049-M, Los Alamos National Laboratory (1990).
- (7) 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。
- (8) 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。
- (9) A. L. Smith, J. Vlieland, M.-C. Pignié, M. Abbink, G. Mikaelian, P. Benignic, “New insights into the Cs-Mo-O system: Experimental studies of the Cs₂MoO₄-MoO₃ pseudo-binary system”, *Thermochimica Acta*, Volume 696, February 2021, 178825.
- (10) 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。
- (11) 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。
- (12) 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。
- (13) 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。
- (14) 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。
- (15) 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。
- (16) 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。
- (17) 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。
- (18) 平成 16 年度高度化軽水炉燃料安全技術調査に関する報告書、日本原子力研究所、平成 17 年 3 月。
- (19) 平成 17 年度高度化軽水炉燃料安全技術調査に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 18 年 3 月。
- (20) R. Hill, S.S. Hecker, M.G. Stout. “An investigation of plastic flow and differential work hardening in orthotropic brass tubes under fluid pressure and axial load”, *Int. J. Solids Structures*, Vol. 31, No. 21, pp. 2999–3021, 1994.
- (21) R. Hill, “A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals”, *Proc. Roy. Soc. London*, 193:281–297, 1948.
- (22) Mihara T, Udagawa Y, Amaya M., “Deformation behavior of recrystallized and stress-relieved Zircaloy-4 fuel cladding under biaxial stress conditions”, *J. Nucl. Sci. Technol.*, 2018; Vol. 55, No. 2:151–159.
- (23) Le Saux M, Besson J, Carassou S, et al. “A model to describe the anisotropic

viscoplastic mechanical behavior of fresh and irradiated Zircaloy-4 fuel claddings under RIA loading conditions”, Journal of Nuclear Materials. 2008;378:60–69.

4.5 事故時の燃料損傷挙動

- (1) NRC ホームページ : <https://www.nrc.gov/reactors/atf/lead-test.html>
- (2) V. REBEYROLLE et al., “PROtect Fuel: The Leading E-ATF Solution Delivered by Framatome” Top Fuel 2019, Seattle, WA, September 22-27, 2019.
- (3) L. DUQUESNE et al., “Framatome’s evolutionary ATF solution: Feedback from the irradiation programs on PROtect’s Cr-coated M5 Framatome cladding”, TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (4) N. VIOUJARD et al., “THE E-ATF SOLUTION BY FRAMATOME – RECENT CHIEVEMENTS AND NEXT STEPS”, TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (5) J.L. WALTERS et al., “POOLSIDE INSPECTION OF ENCORE® FUEL LEAD TEST RODS AT EXELON BYRON UNIT 2”, TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (6) Z. E. KAROUTAS et al., “INVESTIGATION OF CRITICAL HEAT FLUX ON CHROMIUMCOATED ACCIDENT TOLERANT FUEL MATERIALS”, TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (7) C. Tang et al., “DEVELOPMENT OF CR-C-AL BASED COATINGS FOR ENHANCED ACCIDENT TOLERANT FUEL (ATF) CLADDING” TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (8) M. K. Grosse et al.,” HIGH-TEMPERATURE BEHAVIOUR OF CHROMIUM COATED ZIRCONIUM BASED FUEL CLADDING MATERIALS”, TopFuel 2021, Santander, Spain, 24 – 28 October 2021.
- (9) E.B. Kashkarov et al., “Oxidation kinetics of Cr-coated zirconium alloy: Effect of coating thickness and microstructure”, Corrosion Science 175 (2020) 108883.
- (10) M. Steinbrück et al.,” High-temperature oxidation and quenching of chromium-coated zirconium alloy ATF cladding tubes with and w/o pre-damage” Journal of Nuclear Materials 559 (2022) 153470.
- (11) C. Tang et al., “OXIDATION AND QUENCH BEHAVIOR OF COLD SPRAYING Cr-COATING ZIRCONIUM FUEL CLADDING UNDER SEVERE ACCIDENT SCENARIOS” Top Fuel 2019, Seattle, WA, September 22-27, 2019.
- (12) Zehua Guo et al.,”Effect of ATF Cr-coated-Zircaloy on BWR In-vessel Accident Progression during a Station Blackout”, Nuclear Engineering and Design 372, 110979, 2021.

- (13) J. Wang et al., “Effectiveness of Cr-Coated Zr-Alloy Clad in Delaying Fuel Degradation for a PWR During a Station Blackout Event”, NUCLEAR TECHNOLOGY VOLUME 206 467–477 MARCH 2020.
- (14) T. Feng et al., “Quantification of the effect of Cr-coated-Zircaloy cladding during a short term station black out”, Nuclear Engineering and Design 363 (2020) 110678.
- (15) 令和 2 年度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

4.6 解析評価

- (1) 宇田川豊，鈴木元衛，天谷政樹，“軽水炉燃料の事故時挙動解析コード RANNS の反応度事故解析モデル開発”，JAEA-Data/Code 2014-025，(2015).
- (2) 宇田川豊，田崎 雄大，“燃料挙動解析コード FEMAXI-8 の燃料結晶粒内ガス移行モデル改良”，JAEA-Data/Code 2021-007，(2021).
- (3) 宇田川豊，山内紹裕，北野剛司，天谷政樹，“燃料挙動解析コード FEMAXI-8 の開発—軽水炉燃料挙動モデルの改良と総合性能の検証—”，JAEA-Data/Code 2018-016，(2019).
- (4) 内田正明，斎藤裕明，“燃料棒内出力分布計算コード: RODBURN”，JAERI-M 93-108 (1993) .
- (5) 須山賢也，清住武秀，望月弘樹，“統合化燃焼計算コードシステム SWAT 改訂版”，JAERI-Data/Code 2000-027，(2000).
- (6) L.O. Jernkvist et al., “A Strain-based Clad Failure Criterion for Reactivity Initiated Accidents in Light Water Reactors”, SKI Report 2004:32, 2004.
- (7) K. J. Geelhood et al., “FRAPTRAN-1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rod”, NUREG/CR-7023, Vol. 1, Rev. 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2014.
- (8) 江口裕，上原宏明，酒井友宏，柴茂樹，藤田達也，岩橋大希，江畑茂男，笠原文雄，小西秀雄，藤岡一治，増原康博，山本徹，“安全研究成果報告 詳細解析手法の導入に向けた熱流動・核特性安全解析手法の整備（Phase-2）”，RREP-2019-1002，原子力規制庁長官官房技術基盤グループ システム安全研究部門，平成 31 年 3 月.
- (9) F. Bole du chomont, “LOCA Testing at Halden, the Ninth Experiment IFA-650.9”, HWR-917, OECD HALDEN REACTOR PROJECT, (2009).
- (10) 令和 2 年度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.
- (11) 【規制庁からの貸与資料】 "平成 27 年度ハルデン炉等の LOCA 実験解析 報告書", 株式会社先端力学シミュレーション研究所，平成 28 年 3 月 25 日.

- (12) “Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP) User's Manual Version 2.6.3 September 06 2018”, Applied Programming Technology, Inc, (2018).
- (13) “Raynaud P. “Fuel fragmentation, relocation, and dispersal during the loss-of-coolant accident,” Washington (DC): The U.S. Nuclear Regulatory Commission; 2012. (Report no. NUREG-2121).
- (14) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal,” NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
- (15) “Interpretation of Research on Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal at High Burnup,” RIL 2021-13, USNRC (2021).
- (16) “軽水炉の冷却材喪失事故時燃料被覆のふるまい—燃料安全研究委員会, LOCA 時ジルカロイのふるまい専門部会報告—,” 燃料安全研究委員会 LOCA 時ジルカロイのふるまい専門部会, 日本原子力研究所, JAERI-M 7247 (1977).
- (17) 永瀬文久、成川隆文、天谷正樹、“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).
- (18) The RELAP5 Development Team, RELAP5/MOD3 Code Manual User's Guide and Input Requirements, NUREG/CR-5535, 1995 Jun.
- (19) 鈴木元衛, 斎藤裕明, 宇田川豊, 軽水炉燃料解析コード FEMAXI-7 のモデルと構造, JAEA-Data/Code 2010-035, 2011 Mar.
- (20) Stan Development Team, Stan Modeling Language User's Guide and Reference Manual, Version 2.14.0, 2016 Dec.
- (21) <https://pystan.readthedocs.io/en/latest/#>
- (22) M.D. Hoffman, A. Gelman, “The No-U-turn sampler: adaptively setting path lengths in Hamiltonian Monte Carlo,” J. Mach. Learn. Res. 15 (2014 Apr) 1593–1623.

(用語の解説)

(ア行)

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

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

異常過渡 :

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

一次元円筒体系 :

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

E110、E635 :

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

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

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

FP : Fission Product, 核分裂生成物

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

FGR : Fission Gas Release, FP ガス放出率

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

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

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

M5 :

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

M5をさらに改良した材料（Q12等）の開発も進められている。

M-MDA :

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

（カ行）

機械的エネルギー :

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

金相試験 :

金属等の断面のマイクロ組織観察を行う試験のこと。

高温待機時 :

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

降伏 (Yielding) :

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

界を降伏という。

(サ行)

再冠水：

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

ZIRLO™：

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

J合金：J-Alloy

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

Zry：Zircaloy ジルカロイ

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

照射成長：

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

照射試験リグ：

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

Assembly: IFA) と呼ばれる。

水撃力：

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

スペーサーグリッド（スペーサ）：

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

制御棒案内管：

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

脆化：

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

設計基準事象：

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

(夕行)

多軸応力条件：

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

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

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

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

低温時 :

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

等体積円筒リング要素 :

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

(ナ行)

二次元解析 :

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

燃料スタック :

燃料棒に装填された燃料ペレット全体のこと。

燃料セグメント :

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

(ハ行)

パルス照射試験 :

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

ハルデン炉：

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

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

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

プルサーマル：

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

Baker-Just 式：

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

(マ行)

MIMAS 法 : Micronized MASTer 法

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

MOX 燃料 : Mixed OXide fuel, 混合酸化物燃料

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

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

(ラ行)

RIA : Reactivity Initiated Accident, 反応度事故

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

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

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