

4.4.4 被覆管機械特性試験

RIA 時に膨張したペレットから被覆管が受ける応力は周方向及び軸方向の二軸性を有しており、RIA 時の燃料破損挙動を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⁽⁴⁾。

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⁽⁵⁻¹¹⁾。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。昨年度は、Q 値変更被覆管 (CW 材) 及びその水素吸収材を対象とした試験を実施した。

本年度は、昨年度に引き続き RIA 時 PCMI 破損において軸方向亀裂が周方向に割り込む現象のメカニズムを調べるため、影響要因と考えられる被覆管水素量、水素化物析出形態及び軸/周方向歪み比が被覆管破損形態に及ぼす影響に着目し、炉外での二軸応力負荷試験を実施した。昨年度では Q 値 2 の CW 受入材中歪み比が 1 の場合破断した試料が観察された。Q 値 2 の CW 受入材を熱処理をかけて水素吸収させた試料では破損時歪みが受入材よりやや高い傾向が示された。この結果を受け、本年度は、まず、昨年度試験に供した Q 値変更・水素吸収処理 CW 材の試験後水素濃度測定、管水平断面 (R-θ 面) における水素化物観察、破面観察を実施した。並行して、水素吸収に使用した熱処理方法の影響を確認するため、Q 値変更被覆管 (CW 材) に水素吸収材製作時と同じ熱処理を経験させ、それを対象とした試験を実施した。

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

(1) 試験方法

二軸応力条件下での被覆管機械特性試験は、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⁽⁴⁾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、本年度は歪み比 (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 と 0.5 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 の条件で二軸応力負荷試験を実施した。試料リストを表 4.4.4-1 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、管水平断面 (R-θ面) 観察、破面観察を実施した。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4.4.4-1に示す。管水平断面観察は、破損した試料の軸方向中央部付近から1 mm厚さのリング状試料を切り出し、機械研磨 (#800、#1500、#4000研磨紙及びOPU) 及び電解研磨 (5%過塩素酸エタノール溶液、-20°C、25V、~10秒) で表面仕上げを行った後、SEM (TM3000) により水素化物の析出形態を観察した。破面観察は破損した試料の中央部から破面を含んだ試験片を切り出し、5分間のアセトン洗浄を行い、SEM (TM3000) により観察した。

(2) 試験結果

図 4.4.4-1 に本年度実施分試料の破損部外観写真を示す。破損形態は、全試料について破裂であった。

(2-1) 熱処理が試料変形・破損に及ぼす影響

表 4.4.4-1 に示したように、試料の破損時歪みについては、同様な試験条件下でバラツキが大きい。この尺度で見た熱処理の影響は有意ではない。図 4.4.4-2 に、試験条件が歪み比=0.5 時の受入材、熱処理材、水素吸収材の軸、周方向応力歪み曲線を示す。軸方向の応力-歪み曲線はある範囲内で様々な形状をとっているのに対し、周方向の応力-歪み曲線は明確に 2 組に分かれている。受入材の 4 試料はほぼ一致した曲線を示しており、また熱処理材や水素吸収材より若干高い降伏点を示している。熱処理材と水素吸収材のカーブは、弾性領域ではほぼ一致するが、加工硬化率は水素濃度が高くなるとともに増加した。これらより、CW 材では水素吸収時の熱処理が破損時歪みに与える影響は明確ではないが、変形挙動には影響があると思われる。

(2-2) 水素化物析出形態観察 (試料#14-20)

図 4.4.4-3 に各水素吸収材の軸方向中央付近、破損部周辺の R-θ 断面上で観察された水素化物析出形態を示す。水素化物は主に周方向に析出し、径方向水素化物は極めて少ない。これより、周方向の破損限界への影響は少ないものと考えられる。これは、300wppm 以下、1 %程度以下の歪み範囲では破損が見られなかった (図 4.4.4-2) 点と整合的である。

(2-3) 歪み比=1 の条件下における水素吸収 CW 材の二軸応力負荷試験 (試料#21)

昨年度実施した CW 受入材の試験に続き、本年度は、その水素吸収材を対象に、歪み比=1 条件の試験を実施した。この条件では試料の拘束条件が厳しく、多くの試料が拘束部で破損したが、治具等の改良を進め、非拘束部で (内圧負荷による破損まで) 試験を継続することに成功した (試験試料#21)。

試料#21 の水素濃度は約 179 wtppm、歪み比は 1 であり、周歪み及び軸歪みがともに 7.8%に達した時点で破裂した。昨年度の試験結果を踏まえると、歪み比=1 条件であった

本ケースでは破損形態が破断となることも予想されたが、観察された破損形態は破裂であった。この結果について、水素化物の析出形態に基づいて考察する。図 4.4.4-4 に、試料#21 の貫通亀裂付近で観察された微細組織を示す。貫通亀裂は周方向から約 45 度傾いている。亀裂周辺の水素化物の一部には多くの微小な亀裂が形成されている。特に周方向に向いている水素化物では径方向の微小な亀裂ができているのに対し、径方向に大きく傾いた水素化物はその傾いた方向に沿って比較的長い亀裂が形成されている点が着目される。図 4.4.4-5 に、貫通亀裂周辺及びその亀裂から少し離れた領域における水素化物析出形態の観察結果を示す。水素化物上に存在している微小な亀裂が観察されたが、貫通亀裂から 100 μm 程度離れるとかなり少なくなり、距離に応じ少なくなる傾向が見られた。以上の微細組織観察から考えられる、破損までの亀裂形成・進展のシナリオは次の通りである。1) 変形に伴い水素化物に亀裂が生成する。このとき、径方向に大きく傾いた水素化物では比較的長い亀裂が生成する。2) このような長い亀裂の先端周辺に応力が発生し、周囲の水素化物に比較的多くの亀裂が生成する。3) その後、亀裂同士が連結し合うことで被覆管肉厚長さまで伸び、破損に至る。

併せて、破断ではなく破裂になった原因について検討する。図 4.4.4-6 では、 $R-\theta$ 面と $R-Z$ 面上の水素化物析出形態を比較している。 $R-Z$ 面上では、 $R-\theta$ 面に比べて、径方向に大きく傾いた水素化物が極めて少ないことが分かる。表 4.4.4-2 に、 $R-\theta$ 面と $R-Z$ 面上水素化物長さの画像解析データの比較を示す。水素化物長さ、 $R-\theta$ 面上周方向投影長さと $R-Z$ 面上軸方向投影長さの間に顕著な差はないが、径方向投影長さは $R-\theta$ 面上では $R-Z$ 面上の 2 倍ほどあり、径方向に大きく傾いた水素化物の数(径方向との角度が 45 度以下の水素化物数)は $R-\theta$ 面上でかなり多い。これは水素化物による $R-Z$ 面と平行に近い、即ち「破裂に寄与し易い亀裂」が多く、一方 $R-\theta$ 面と平行に近い、即ち「破断に寄与し易い亀裂」は少ないことを示しており、破裂という破損形態になったことと整合的である。以上より、水素吸収を施した被覆管では、歪み比が 1 に近い条件であっても、相対的に破裂の破損形態となり易い傾向があるものと考えられる。

(3)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の破損限界に明確な影響は確認されず、水素吸収により軸及び周方向の応力—歪み曲線中降伏点がやや上がることが分かった。歪み比 1 の条件で水素吸収 CW 材を対象とした二軸応力負荷試験に成功し、受入材の破損形態が破断であったのに対し、破裂の破損形態が確認された。微細観察の結果によれば、径方向へ配向した水素化物の割合が、 $R-Z$ 断面と $R-\theta$ 断面で異なることが、確認された破損形態変化の要因の一つと考えられる。

表 4.4.4-1 試料リスト

試料 番号	熱処理 状態	Q 値	歪み比	破損 外観	破損時 周歪み	破損時 軸歪み	水素量 /wppm	追加 熱処理
*1	CW	2	0	破裂	0.0410	0.0000	0	
*2	CW	2	0	破裂	0.0820	-0.0002	0	
3	CW	2	0	破裂	0.0378	0.0001	0	○
4	CW	2	0	破裂	0.0756	0.0000	0	○
*5	CW	2	0.5	破裂	0.0190	0.0095	0	
*6	CW	2	0.5	破裂	0.0251	0.0125	0	
7	CW	2	0.5	破裂	0.0502	0.0250	0	
8	CW	2	0.5	破裂	0.0317	0.0160	0	
9	CW	2	0.5	破裂	0.0728	0.0364	0	○
10	CW	2	0.5	破裂	0.0698	0.0350	0	○
*11	CW	2	1	破裂	0.0309	0.0308	0	
*12	CW	2	1	破断	0.0697	0.0698	0	
*13	CW	2	1	破断	0.0903	0.0905	0	
*14	CW	2	0	破裂	0.1311	0.0001	98	
*15	CW	2	0.25	破裂	0.0456	0.0114	90	
*16	CW	2	0.5	破裂	0.0654	0.0327	85	
*17	CW	2	0.75	破裂	0.1058	0.0793	91	
*18	CW	2	0	破裂	0.0594	0.0001	275	
*19	CW	2	0.25	破裂	0.0478	0.0119	299	
*20	CW	2	0.5	破裂	0.0374	0.0187	330	
21	CW	2	1	破裂	0.0780	0.0780	179	

* 二軸応力負荷試験は昨年度実施した

表 4.4.4-2 試料#21 の R- θ 面と R-Z 面上水素化物の画像解析データ比較

	R- θ 面	R-Z 面
水素化物長さ / μm^{-1}	0.0394	0.0432
周/軸方向水素化物投影長さ / μm^{-1}	0.0358	0.0419
径方向水素化物投影長さ / μm^{-1}	0.0091	0.0046
径方向との角度が 45 度以下の 水素化物数	23	1
水素化物調査数	522	349
調査面積 / μm^2	66584	60745



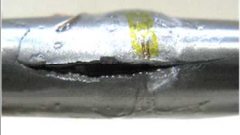



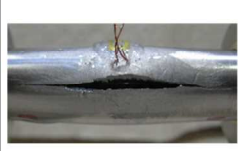
外観 写真				
番号	3	4	7	8
外観 写真				
番号	9	10	21	

図 4.4.4-1 本年度実施分試料の破損部外観写真

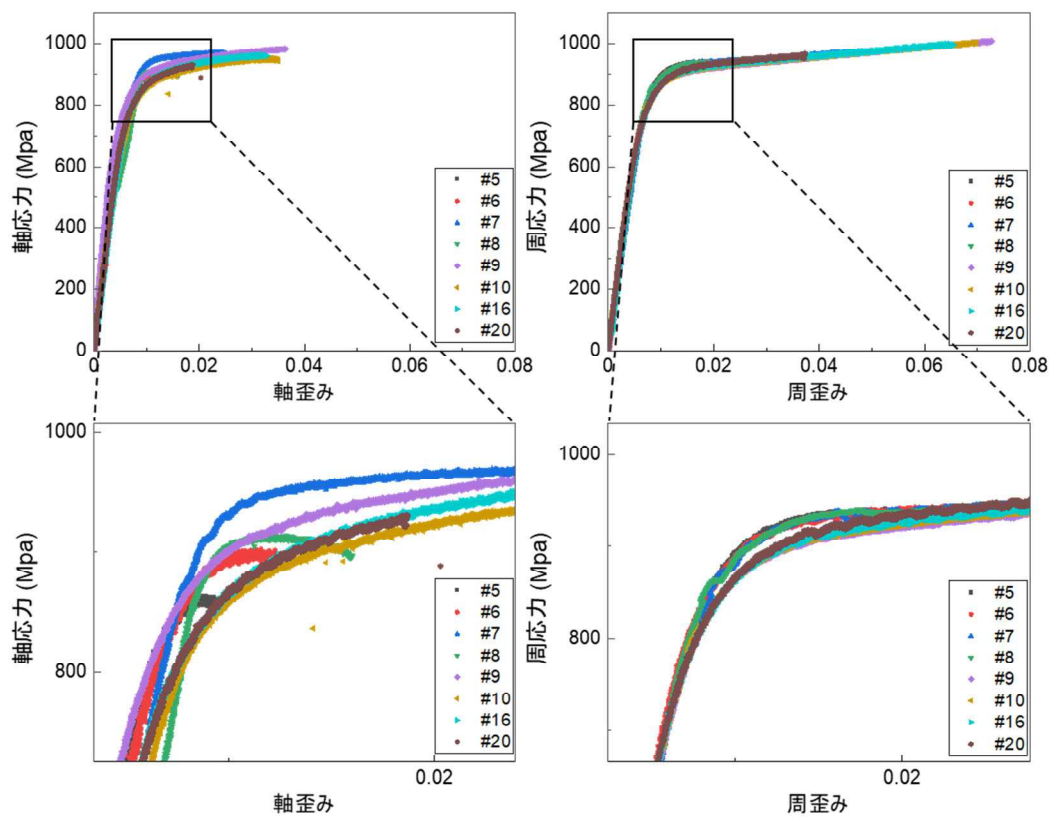
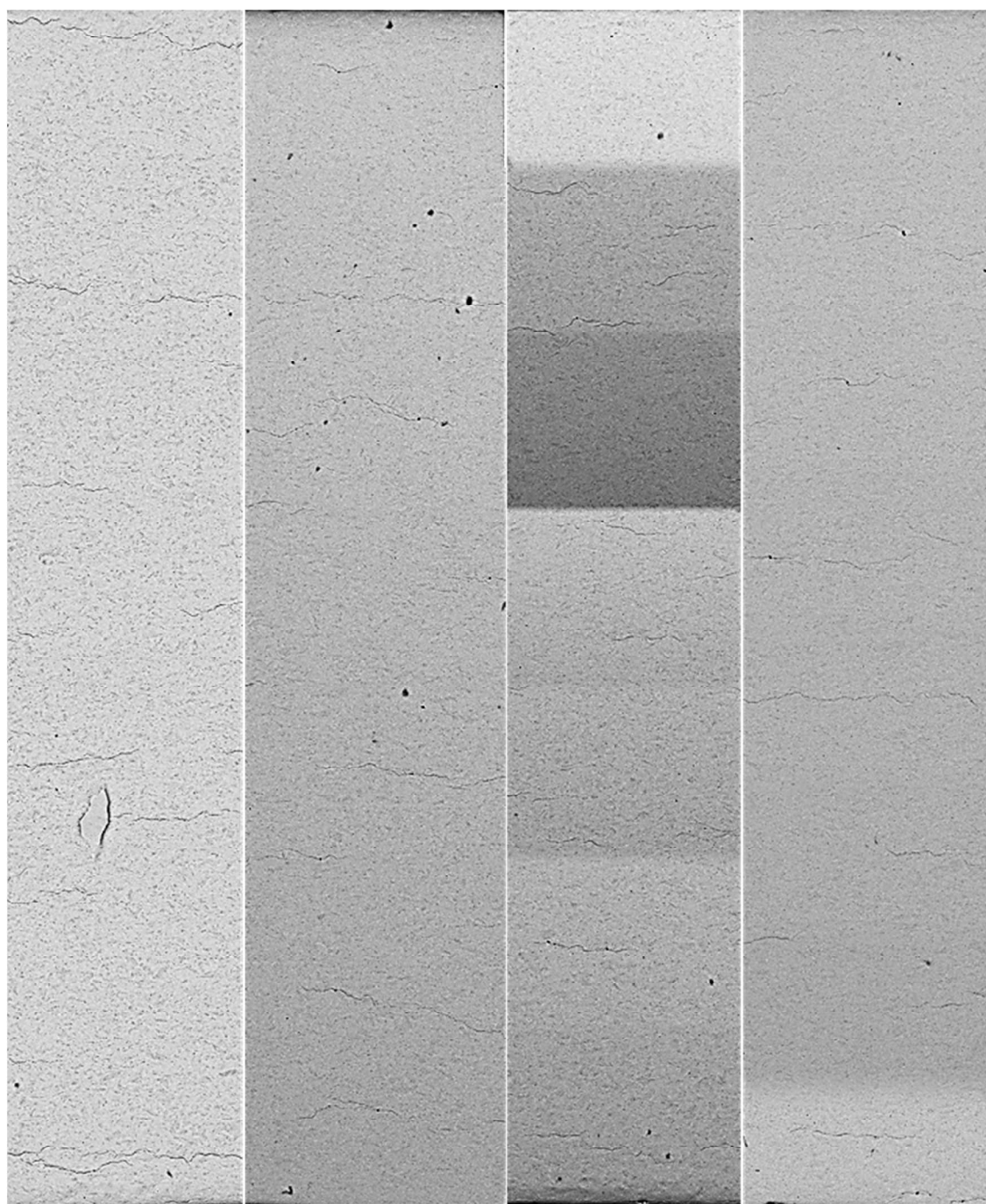


図 4.4.4-2 試験条件：歪み比=0.5 時、受入材、熱処理材、水素吸収材の応力歪み曲線



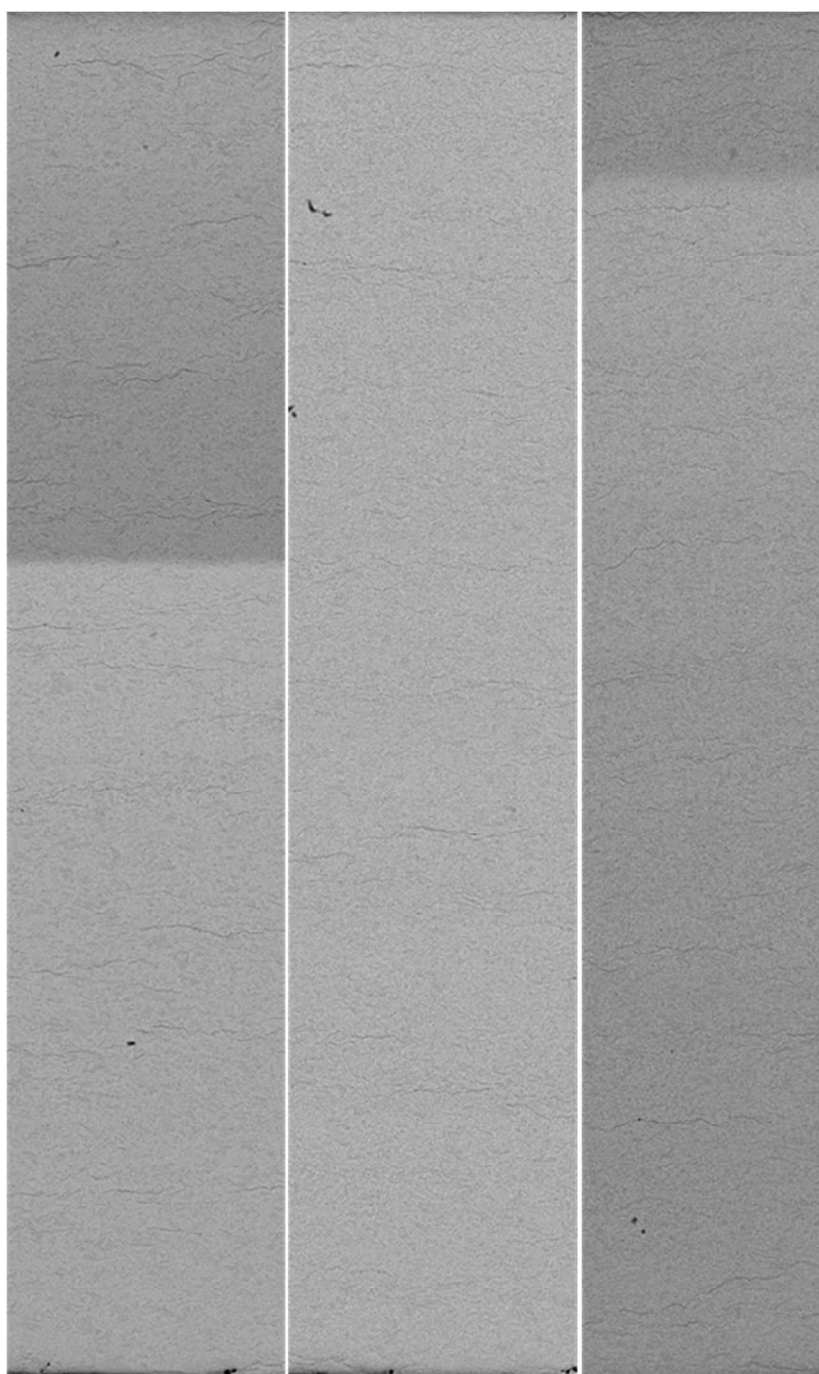
a) Sr=0,
98wppm

b) Sr=0.25,
90wppm

c) Sr=0.5,
85wppm

d) Sr=0.75,
91wppm

图 4.4.4-3 水素化物析出形態觀察結果



e) Sr=0,
275wppm

f) Sr=0.25,
299wppm

g) Sr=0.5,
330wppm

図 4.4.4-3 (続き) 水素化物析出形態観察結果

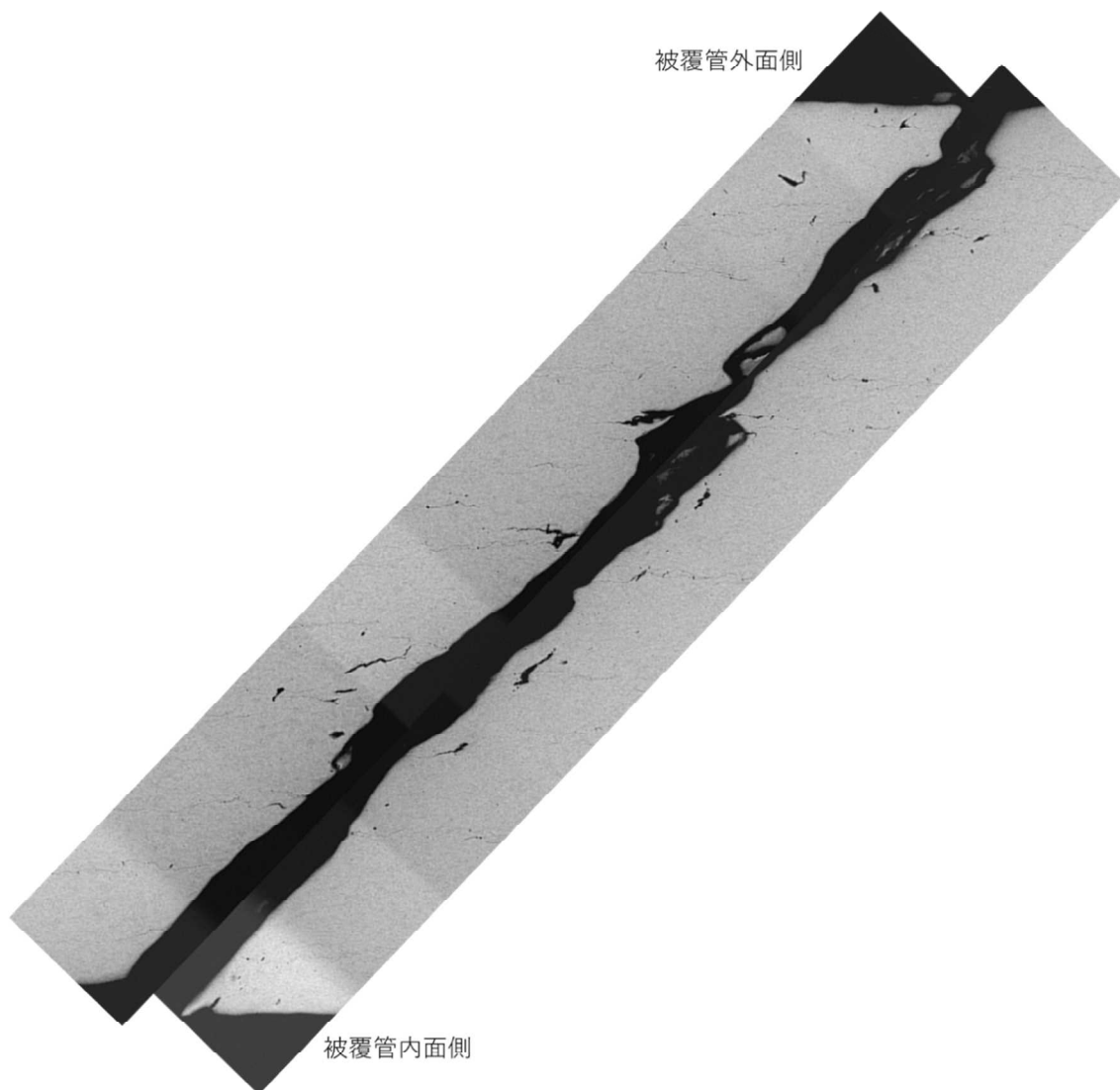


図 4.4.4-4 試料#21 の破損亀裂付近の微細組織

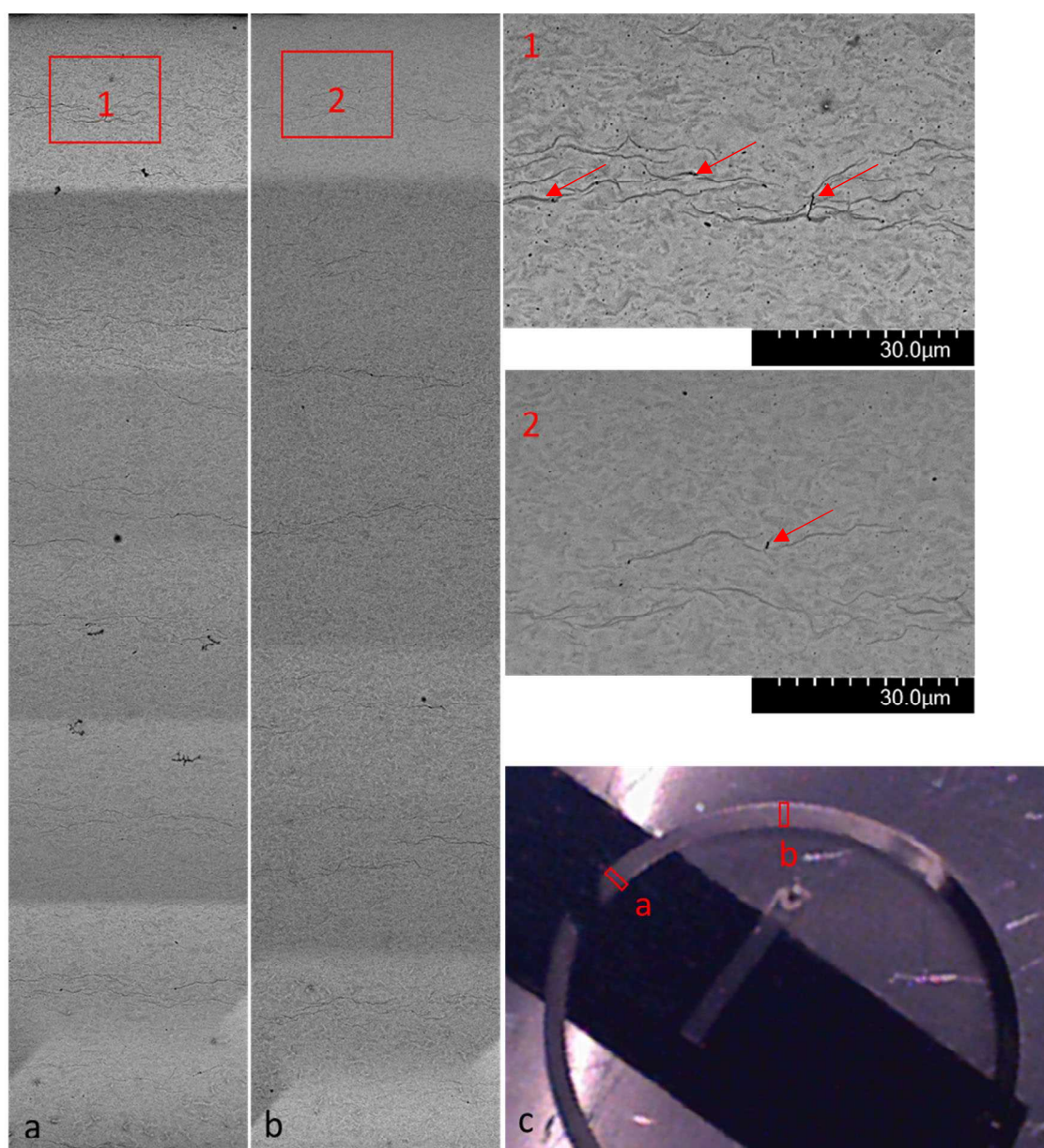


図 4.4.4-5 試料#21 の a) 破損亀裂付近、b) 破損亀裂と離れたところの水素化物析出形態、c) 写真 a)と b) を取得した場所の見取図

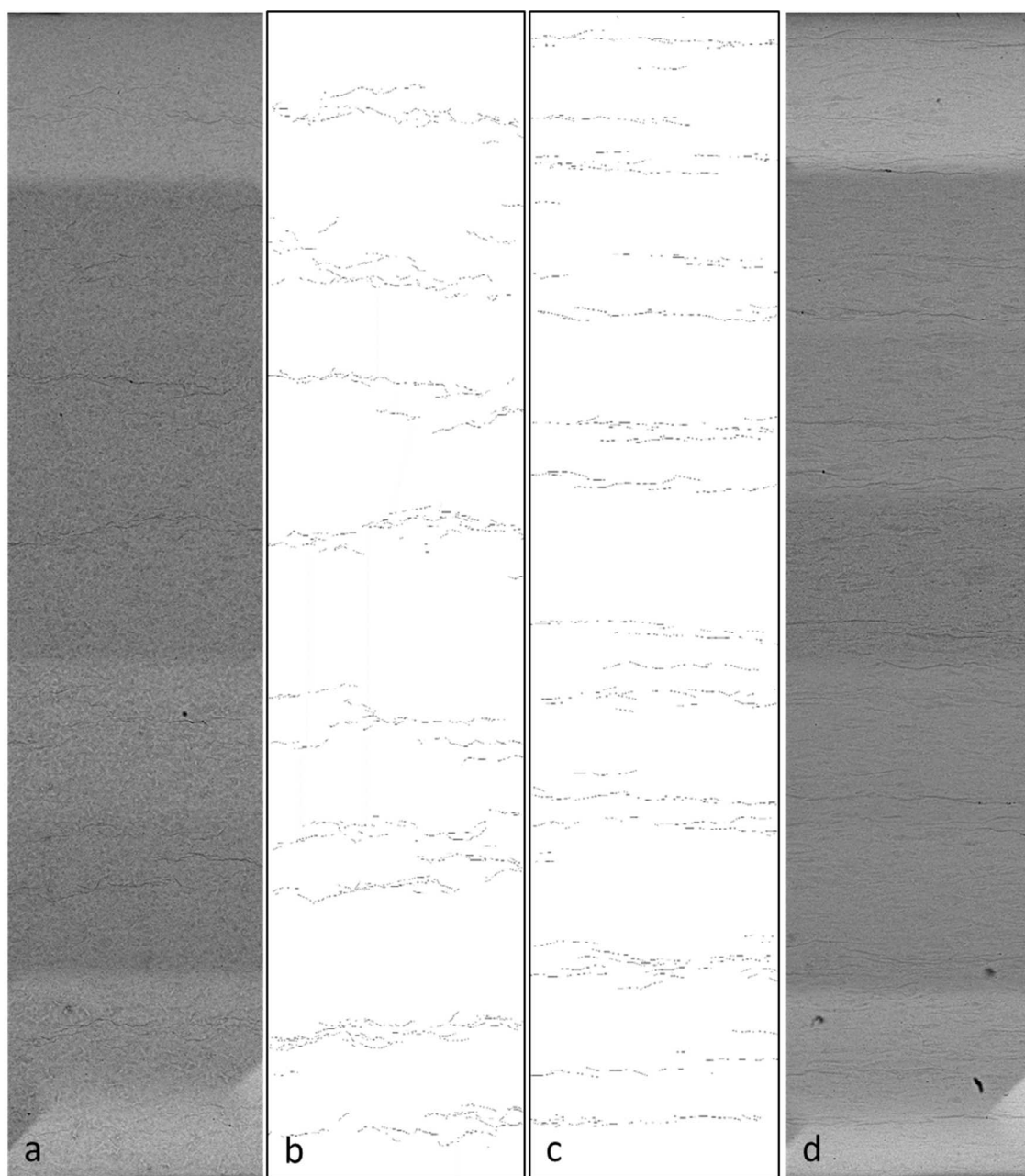


図 4.4.4-6 試料#21 の a) R- θ 面上水素化物析出形態、b) a)の水素化物を描いて抽出した図、c) d)の水素化物を描いて抽出した図、d) R-Z 面上水素化物析出形態

4.5 高温試験

4.5.1 高温条件下の燃料挙動に関する調査

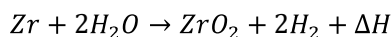
炉心の著しい損傷の開始として現行 LOCA 基準が適用されている。現行の炉心損傷温度 1473 K を超える、いわゆる **beyond design base accident(BDBA)** 又はシビアアクシデントの条件領域における燃料挙動に関して、これまでに分離効果試験や集合体を用いた溶融試験などがなされているが、それら研究の多くは燃料溶融後の事象やソースターム評価に着目したものであり、1473 K から溶融開始までの温度領域における燃料損傷挙動に関する研究は相対的に少なく、またその多くは燃料挙動の評価技術へ取り込まれていない。1473 K を超えて被覆管の融点に至る程度までの温度領域における燃料棒の損傷挙動評価手法を高度化することで、アクシデントマネジメントの有効性評価に反映でき、事故時の炉心損傷状態の把握にも繋がると考えられる。またそれらの知見は、炉心損傷の検出、判定における核分裂生成ガス測定データのより有効な活用に結びつく可能性もある。

本研究では、炉心の著しい損傷の開始と事故拡大防止策の有効性判断における現行 LOCA 基準適用の妥当性検討に向け、LOCA 基準を超える高温条件下での燃料損傷挙動などに係る知見を整理した。

4.5.2 炉心損傷判断基準の妥当性について

炉心損傷判断基準 1473 K の妥当性について炉心燃料の崩壊熱とジルカロイの酸化反応熱、被覆管とペレットの内面反応、燃料棒の崩落性の観点から検討した。

炉心燃料の崩壊熱は、原子炉スクラム後から約 1 時間後で定格出力の約 1% 程度の水準まで減少する。例えば、典型的な BWR-4 型式を仮定すると、約 1 時間後の崩壊熱は概ね 20-30 MW となる。これに対してジルカロイの酸化反応熱は、下記式のようになり、酸化速度が放物線側に従うため酸化膜厚さに依存する。



$$\frac{dx}{dt} = \frac{K(T)}{x}$$

$$\frac{dw^2}{dt} = K(T)$$

$$K(T) = 29.6 \exp\left(\frac{-16820.0}{T}\right)$$

$$RR = \frac{1}{2} \frac{K(T)}{w_0}$$

$$Q = RR \times \Delta H$$

ΔH : Zr の酸化反応熱

x : 酸化膜厚さ

w : Zr 重量増加

w_0 : 酸化膜厚さに相当する Zr 重量

T : 酸化反応温度

$K(T)$: 酸化反応速度定数

RR : ある温度、酸化膜厚さにおける酸化反応速度

Q : ある温度、酸化膜厚さにおける酸化反応熱

上記の酸化反応速度及び酸化反応熱に基づき、初期酸化膜厚さパラメーター (1~50 μm) とした場合の炉心燃料の酸化反応熱と温度との関係を図 4.5.2-1 に示す。炉心燃料の前提条件を下記に示す。ジルカロイの酸化反応熱は、MERCOR マニュアルに記載している値⁽¹⁾を用いた。

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
Zr の酸化反応熱	: 5797 J/g ⁽¹⁾

同図には原子炉スクラム後から約 1 時間後における定格出力の約 1%水準の崩壊熱 (30 MW) も併せて示す。酸化反応熱は、腐食抑制に機能する初期酸化膜厚さに依存し、初期酸化膜厚さ 5 μm で 1400~1500 K 付近より崩壊熱 30 MW を超え、初期酸化膜厚さ 20 μm と仮定すると約 1700 K で反応熱は 300 MW を超える。この反応熱 (300 MW) は崩壊熱と比較して約 1 桁以上の発熱であり、発熱が徐熱速度を大きく上回ることによって、燃料温度の急速な上昇をきたすと考えられる。また、図 4.5.2-2 は酸化反応に寄与する被覆管厚さに換算したものである。1600 K では 1 $\mu\text{m}/\text{sec}$ 以下であるが、それ以降の温度領域では酸化発熱量と同様に加速的に増加する。

シビアアクシデントコードを用いた BWR-5 における全電源喪失シナリオ (Short-term Station Blackout scenario : 実施発生条件下で全交流、全直流電源が喪失し、全ての安全系統が機能喪失するシナリオ) の MELCOR 解析⁽²⁾が報告されており、被覆管温度が約 1500 K を超える付近から、酸化による反応熱は約 30 MW を超えて被覆管温度は急上昇 (エスカレーション) し、炉心損傷の開始に至っている。また、Phebus プログラム⁽³⁾の燃料集合体を用いた熔融実験においても、凡そこの被覆管温度範囲において被覆管温度のエスカレーションが発生している。

次に被覆管とペレットの内面反応に着目する。Hofmann は、短尺燃料棒を用いて、1273~1973 K の温度範囲かつ外圧負荷環境で UO_2 とジルカロイの反応について詳細に調べている

(4)。この中で、 UO_2 はその融点よりも 1273 K 程度低い温度で容易に液化することが確認されており、被覆管内側に形成される反応層は、 $\alpha\text{-Zr(O)}+(\text{U}, \text{Zr})$ や (U, Zr) など、反応速度は放物線測に従い、その活性化エネルギーは、ジルカロイ-水蒸気反応と同程度と報告している。Hofmann⁽⁴⁾ は、1273~1973 K の温度領域において UO_2 とジルカロイの反応試験より延性/脆性マップを作成しており、図 4.5.2-3 に示す。ここでの脆性の定義は、冷却時や試験後のハンドリング時に破損したものである。これより、1200°C では非破損であるのに対して、1400°C、1500°C、1600°C での破損しきい値保持時間は、それぞれ約 40 分、20 分、10 分であった。ただし、この試験は UO_2 とジルカロイの反応試験、つまり被覆管内面反応のみを想定しており、被覆管外面の酸化反応を考慮すると、しきい値における保持時間は 1/4 になると考えられる。図 4.5.2-4 に被覆管外面の酸化反応及び内面の被覆管ペレット反応を考慮した酸化反応層の厚さと酸化条件の関係を示す。図 4.5.2-3 の結果を踏まえると、図 4.5.2-4 における酸化条件（温度領域：1200°C~1600°C）の範囲内において延性となる。Hofmann ら⁽⁵⁾ は、別の研究において被覆管の融点を超える更なる高温環境下における燃料棒の崩落性に関する評価を検討しており、被覆管が溶融する温度領域では、溶融した被覆管を保持する最外周の酸化膜厚さ（るつぼ状態）が重要となり、昇温速度が遅いほど酸化膜厚さが厚くなり、燃料棒が崩落するしきい温度も増加すると報告している。ジルカロイ酸化膜が破損する酸化膜厚さと温度の関係を図 4.5.2-5 に示す。昇温速度が 3 K/s 以下では被覆管が完全に酸化し、2100°C においても破損しない。酸化膜厚さ約 400 μm の破損温度は約 2100°C、酸化膜厚さ約 100 μm の破損温度は約 1900°C となる。

また、反応度事故を模擬した条件下ではあるが、NSRR においても未照射燃料を対象として多くの実験が過去に実施され、高温時の破損挙動データが取得されている⁽⁶⁾。燃料ペレット到達温度の上昇に伴い被覆材は酸化、変形、クラック、分断に至る。被覆材の内面溶融により、被覆材の薄肉化が促進され、局所的に最終肉厚に対する酸化膜厚の割合が 20% 以上の部分が観察されている。また、被覆管が溶融していない場合では、酸化量、肉厚減少は少なく、脆性破壊には至らない。破損を生じさせる重要な因子は被覆材の内面溶融、脆化であり、加えてペレットと被覆管の反応と結論付けており、これらは燃料が比較的急速に加熱される条件において有効な知見と考えられる。

以上の知見を踏まえると、1473 K を超えて被覆管融点までの温度領域において、被覆管が直ちに脆化して崩落するものではなく、ジルカロイ被覆管の酸化膜厚さによっては、酸化膜自体の保持機能により被覆管融点を超える温度領域においても崩落しない可能性もある。しかしながら、ジルカロイの酸化反応熱の観点から、条件によっては 1473 K 以上の温度領域で被覆管温度の急上昇が発生する可能性もあり、現行の炉心損傷温度 1473 K に関して、多くの溶融試験で模擬されている様な単調な温度増と安定的な水蒸気雰囲気といった典型的なシビアアクシデント条件を想定する限りにおいて、ジルカロイの酸化反応熱の観点から、その設定は妥当と考えられた。

4.5.3 高温試験条件の検討

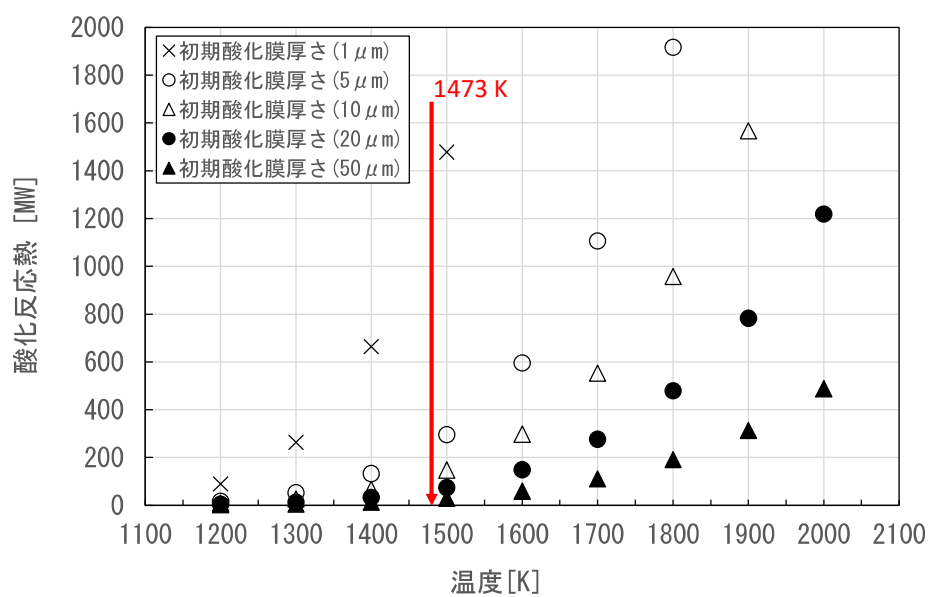
上記で検討したようにジルカロイ被覆管を用いた場合の炉心損傷温度 1473 K の設定は妥当と考えられ、1200℃超の温度領域についても分離効果試験や集合体模擬試験等の知見があり、それらのデータを通して燃料棒ふるまい、つまり燃料棒の冷却可能形状の維持に係る挙動は概ね理解できると考える。一方、今後の実用化が期待されている事故耐性燃料の一つであるコーティング被覆管では、コーティング材により被覆管外面の高温酸化反応は抑制されると考えられ、燃料棒の冷却可能形状が維持される限界条件といった事故耐性の性能を評価する上においても被覆管内面反応の影響を適切に評価することが重要となる。H31 年度受託報告書⁽⁷⁾に記載の通り、高温条件では、被覆管と燃料ペレットの反応に伴う溶融（液化）が重要となる。溶融進展挙動は、ジルカロイの融点に到達するまでのより低い温度領域における酸化、結晶組織の変態に強く影響されることが知られており、この条件領域での燃料挙動評価の信頼性向上に資する知見、データの拡充が、想定される様々な高温条件下に対し燃料損傷挙動を把握する上で必要条件となる。被覆管融点以下の温度においても Zr による UO_2 還元反応で形成される局所的な液相 U や液相 U-Zr-O 三元系⁽⁸⁾については、液化した領域から内部に保持されていた FP ガスが急速に放出される可能性があることを考慮すると、燃料棒からの不連続な FP ガス放出と密接に関係する燃料損傷挙動及び条件を特定することが出来れば、炉心損傷検出、判定の観点から、核分裂生成ガス測定データのより有効な活用に結びつく可能性もある。

以上を踏まえれば、現行 LOCA 基準を超える条件において、将来の実用化が期待される事故耐性燃料に対する燃料棒損傷挙動評価に有効なデータ取得に向けて、NSRR 実験のアプローチが考えられる。

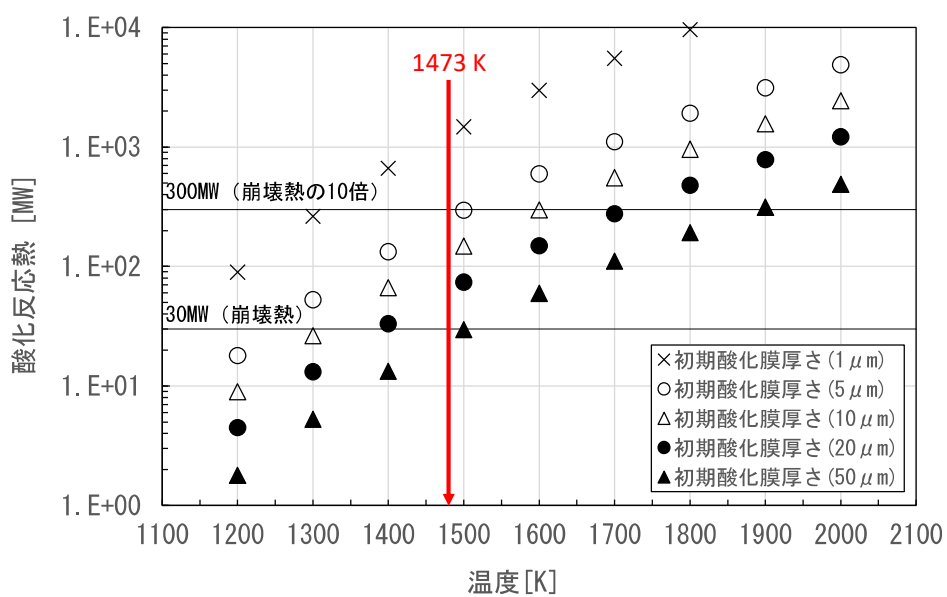
- ・ 未照射燃料棒を用いた NSRR 実験により、燃料ペレットや被覆管が試験時に経験した温度と燃料棒の状態の関係から、著しい損傷が開始する被覆管及び燃料ペレットの温度条件を明らかにする。比較的緩やかな温度上昇速度の下で高温状態を達成、維持できる NSRR の台形パルス運転を利用した高温試験を想定する。
- ・ NSRR では核熱反応により 1473 K 以上のペレット加熱環境を容易に達成でき、燃料棒の設計によりペレットと被覆管に拘束力を発生させることも可能である。単一の燃料棒について、検証された核計算コードによる発熱量評価の他、燃料棒中心熱電対、複数の被覆管表面熱電対からオンライン計測データが得られるため、高温条件下の燃料挙動を解析する上で最も重要な温度境界条件について、信頼性の高いデータを取得することが出来る。またペレット自身の発熱により現象が進行し、ペレット中心部を頂点に温度勾配が形成する点においては、炉外試験に比べ、実炉での事故時に経験すると想定される条件に対して代表性の高い条件になるものと考えられる。
- ・ 被覆管－燃料ペレット境界部（接触部）の状態変化と燃料棒状態の関係から、局所的に著しい損傷が開始する条件及び機構（被覆管内面における反応状態など）を明らかにする。先行研究の知見によれば、被覆管－燃料ペレット境界部（接触部）での反応

は両材料の接触状態の影響を受けるとされており、燃料ペレットの加熱が先行する結果、実機で想定されるような被覆管－燃料ペレット間の接触状態が照射中に期待できる NSRR 実験は、実機でのペレット被覆管反応発生の有無を評価する上で適している。

- さらに、照射済燃料を対象とした NSRR 実験を行い、実験後のカプセル中 FP ガスに対する定量分析と試験後の燃料組織の微細観察結果に基づき、高温条件下の FP ガス挙動と燃料損傷挙動の相関についても評価することができれば、炉心損傷の検出、判定の指標としての核分裂生成ガス測定データのより有効な活用に結びつくと期待される。
- コーティング被覆管等の事故耐性燃料に関して、先行照射試験が海外で開始されており、炉内、炉外試験を通してデータが蓄積されつつある状況であり、今後、それらの知見も試験条件に取り込む必要がある。



(縦軸：リニア表示)



(縦軸：対数表示)

図 4.5.2-1 初期酸化膜厚さをパラメーターとした場合の炉心燃料の酸化反応熱と温度の関係

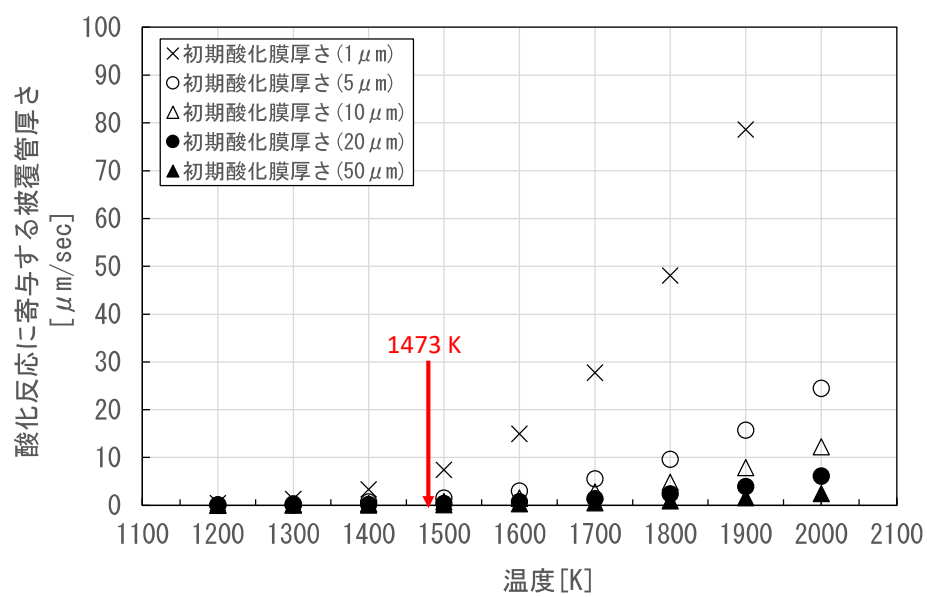


図 4.5.2-2 初期酸化膜厚さをパラメーターとした場合の酸化反応に寄与する被覆管厚さと温度の関係

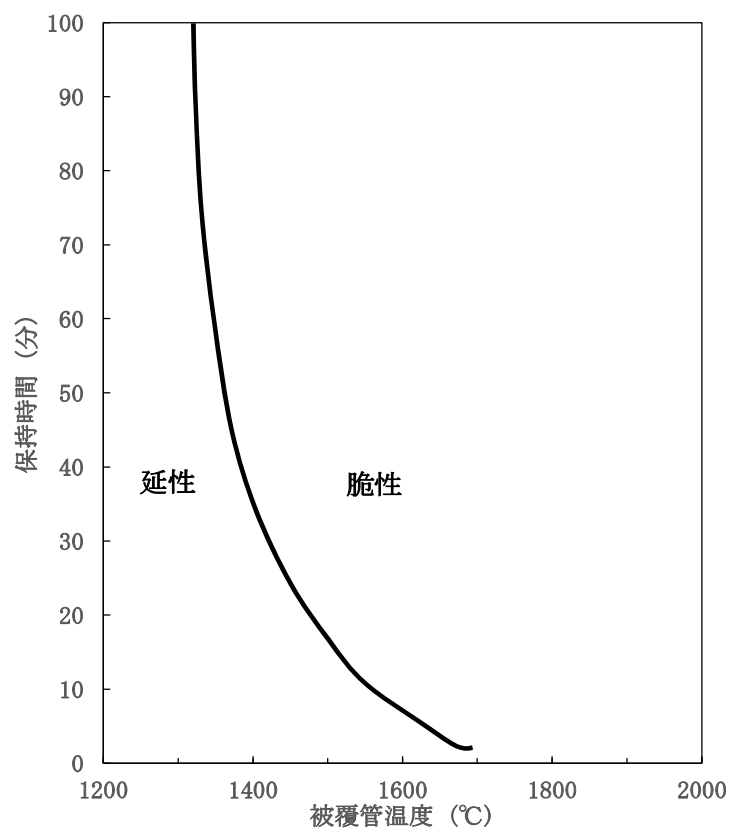


図 4.5.2-3 Hoffmann の $\text{UO}_2/\text{Zry-4}$ 反応試験より得られた被覆管の破損マップ⁽⁴⁾
(脆性は冷却時や試験後のハンドリング時に破損したものを示す)

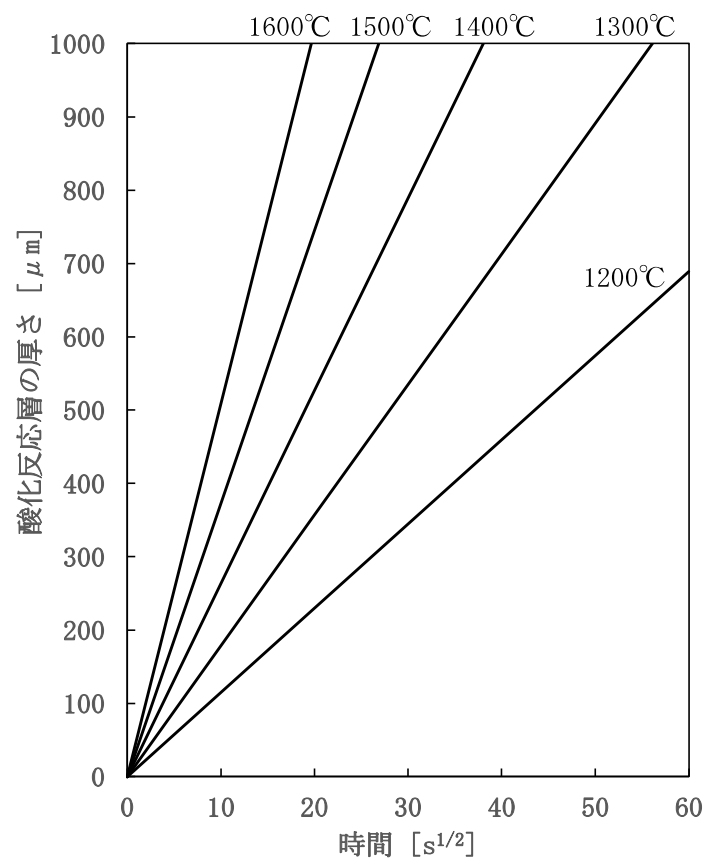
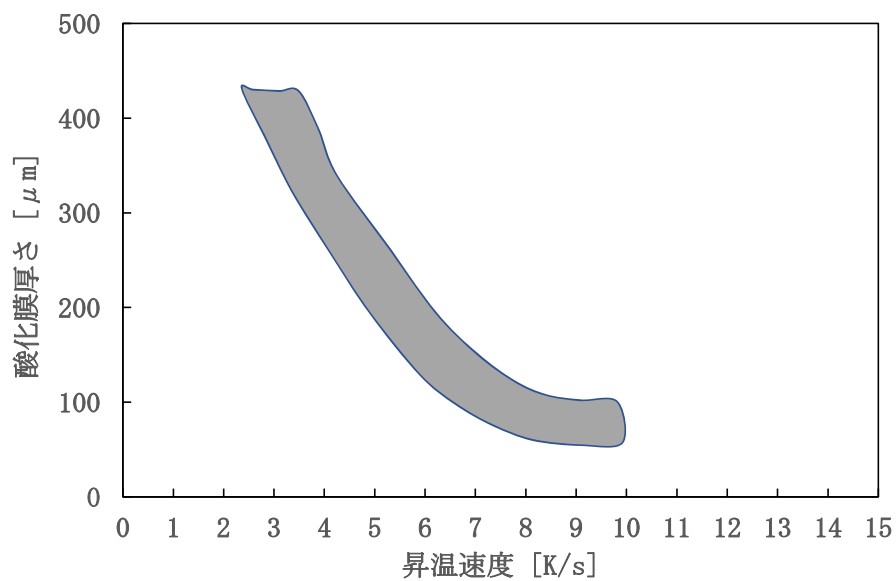
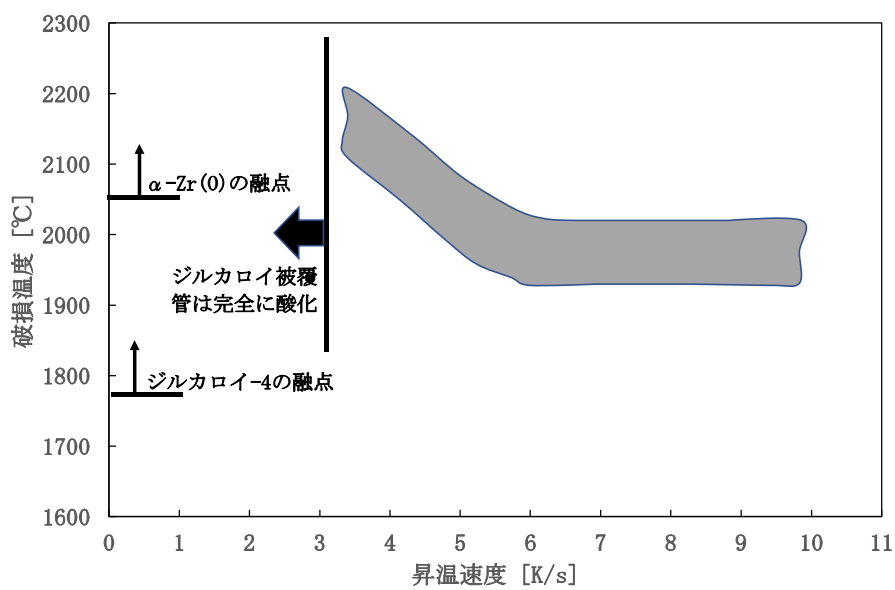


図 4.5.2-4 被覆管外面の酸化反応及び内面の被覆管ペレット反応を考慮した酸化反応層の厚さと酸化条件の関係について⁽⁴⁾



(酸化膜厚さと昇温速度の関係)



(破損温度と昇温速度の関係)

図 4.5.2-5 被覆管酸化膜が破損する酸化膜厚さ及び温度について⁽⁵⁾

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 OS-1 実験下で生じた PCMI における FP ガス寄与の検討

高燃焼度改良型燃料の RIA 模擬実験条件下における伝熱、変形挙動特性を把握するため、事故時燃料挙動解析コード RANNS^①による解析を行った。RANNS コードは、平成 14 年に最初のバージョンが開発され、NSRR 実験の解析に用いられている。同コードにおいては、ペレットスタック及び被覆管に対して円筒座標系で次元の熱解析（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、有限要素法による次元及び次元の力学解析、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。

本年度は、OS-1 実験下で生じた PCMI における FP ガス寄与を解析により検討した。同実験では、従来の傾向に比して低い水準の燃料エンタルピ増分で燃料破損が生じており、またその破損形態から、高燃焼度燃料の代表的な破損モードとして従来知られる PCMI 破損であったと判断される。RIA 時 PCMI の主たる駆動力は燃料ペレットの熱膨張と考えられているが、仏 Cabri 炉で実施された RIA 模擬実験 REP Na-7 にて観察された高燃焼度 MOX 燃料の破損については、追加的な変形駆動力として FP ガスが寄与した可能性が指摘されており^②、また RIA 条件下の過渡的な FP ガスの挙動については未だ十分に理解されていない。これらを踏まえ、FP ガス挙動に係る適用モデル及びモデルパラメータの設定と算定される被覆管変形量の関係を調べ、得られた関係に基づき、OS-1 実験条件下でも FP ガス挙動に起因する追加的なペレットの膨張及びこれに伴う被覆管の負荷増大が生じ、このことが破損限界低下に寄与した可能性について考察した。

(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 の標準的なモデルパラメータセット 00029wnZuhG を適用した⁽³⁾。

(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⁽⁴⁾による解析を行った。この解析により、照射によって燃料の各要素に生じる変化（被覆管、燃料ペレットの寸法変化、FP ガスの移行、被覆管水側酸化など）が得られる。これらベース照射後の燃料状態に関する情報をファイル化し、RANNS コードへ入力の一部として与えることにより、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 で必要となるペレット半径方向発熱密度分布については、ペレットを 9 等体積リング要素でモデル化し、RODBURN コード⁽⁵⁾（FEMAXI 解析で使用）、SWAT コード⁽⁶⁾（RANNS 解析で使用）を用いて計算した。

以上の条件で実施したレファレンスケースの計算に加え、燃料ペレット中に析出した FP ガスバブルがパルス照射条件下で瞬時に膨張し、燃料ペレットのマトリクスを機械的に押し広げ、追加的なスウェリング項として寄与するモデルを別途適用し、レファレンスケースの解析結果と比較した。このモデル適用に当たっての条件設定については感度解析の項に後述する。また、同モデル適用時のスウェリングの程度はベース照射解析終了時点の燃料内 FP ガス分布状態（粒内・粒界各インベントリ）に大きく依存するため、レファレンスケースに相当する解析条件がベース照射期間の FP 移行挙動について妥当な予測を与えるバランスとなっているかについて、過去の照射後試験で取得された FP ガス分布データとの比較による確認を次節にて行った。

(3) 解析結果（レファレンスケース）

ベース照射解析の主要な計算条件を表 4.6.2-2 に示す。同表に示していない燃料仕様の内、ペレットや被覆管の寸法等については表 4.1-1 に示す情報を用いた。被覆管腐食速度モデルは ICORRO=9 とした。ベース照射解析より出力された燃料の線出力、高速中性子束、ペレ

ット温度、被覆管表面酸化膜厚、被覆管水素吸収量、ペレット/被覆管 (PC) ギャップ幅、PC ギャップコンダクタンス、PCMI 圧力、被覆管酸化膜表面外径変位、FP ガス放出率、ペレット結晶粒内 FP ガス比率、ペレット結晶粒界 FP ガス比率、リムポア内 FP ガス比率の履歴を図 4.6.2-2~14 に示す。これらの図で、凡例の径方向メッシュ番号 (“R=01” 等) は図 4.6.2-1 に示したペレット及び被覆管それぞれのリング要素番号に対応する。また RIA 試験解析における燃料セグメントは、ベース照射解析における Z=4 (燃料スタック下端側から第 4 番目の軸方向ノード) に相当する軸方向位置のものをを用いた。

ベース照射解析により得られた RIA 試験直前の燃料状態を入力として、RIA 模擬実験 OS-1 について RANNS コードによる RIA 試験解析を行った。解析に反映した RIA 試験条件を表 4.6.2-3 に示す。表に示していない条件、燃焼に伴う燃料ペレットや被覆管の熱的及び機械的特性、実験直前の応力及びひずみ条件等については、FEMAXI-8 の入力条件及び計算結果を読み込んで使用している。

RIA 試験解析により出力されたパルス照射実験時の試験燃料棒中線出力、燃料ペレットエンタルピー、ペレット温度、PC ギャップ、PCMI 圧力、被覆管内温度、被覆管表面温度、被覆管周方向全ひずみ、被覆管軸方向全ひずみ、被覆管周方向塑性ひずみ、試験燃料棒全体の FP ガス放出率、試験燃料棒内圧、被覆管平均温度を図 4.6.2-15~27 に示す。

(4) 感度解析 (過渡時ガスバブルスウェリングモデルの適用時の被覆管変形)

適用した過渡時ガスバブルスウェリングモデルは、燃料ペレットの結晶粒内及び結晶粒界に析出した FP ガスバブルの圧力が、パルス照射による燃料の急激な温度上昇と共に増大し、この圧力によってガスバブル周囲の燃料マトリクスが押し広げられる作用が生じると考えられること、また燃料 (UO_2) 結晶の力学的特性は、 1000°C を超える高温となると低温域の脆性的な挙動から変化を生じ、降伏応力の低下と塑性変形能を示すことを踏まえ、設計されている。即ち、あらかじめネームリスト NL_HSFB(1)により設定した水準 (Pa) を燃料ペレットの降伏応力が下回った場合に限り、燃料ペレットは通常の剛体に近いふるまいから流動的なふるまいへ遷移し、この結果 FP ガスバブルの圧が被覆管内壁に直接作用するものと仮定して力学計算を行う。FP ガスバブルの体積と圧力は状態方程式に従い、被覆管内壁が外側へ変位すればこれに応じてバブルの圧力も下がり、あるバランスで平衡する。但し NL_HSFB(2)で指定する圧力 (Pa) となるような体積変化は許容しない。またモデル中参照される降伏応力は、Tachibana の式にスケーリングファクタ $f_{\text{NL_HSFB}} = (\text{NL_HSFB}(3) - \text{NL_HSFB}(4)) \exp(-(\text{Rfis} / 1d14) \text{NL_HSFB}(5)) + \text{NL_HSFB}(4)$ を乗じて調整する。ここで Rfis は核分裂率 ($\#/\text{cm}^3/\text{s}$) である。他の調整パラメータとして、NL_HSFB(7)及び(8)により、スウェリングに寄与する粒内及び粒界 FP ガスバブルの圧をスケールする。これはスウェリング挙動に関して、実験開始時点でのガスバブル中 FP インベントリをより大きく仮定することと類似の効果を持つと考えられる。

上述のモデルを適用した際の被覆管変形量を調べた所、過渡時ガスバブルスウェリング

非適用時と有意な差が生じた解析条件は、過渡時ガスバブルスウェリングの効果が最大化される様パラメータ調整を行った一部のケースのみであった。被覆管変形量に最も大きな過渡時ガスバブルスウェリングの効果が表れたケースの解析結果を図 4.6.2-28 に示す。同図の過渡時ガスバブルスウェリング適用ケース (TGBS_4) に対応する関連パラメータ設定は以下の通りである。まず、NL_HSFB(1) = 50×10^{10} 、NL_HSFB(3) = 50、NL_HSFB(4) = 0.0001、NL_HSFB(5) = 1.0 であり、この設定では燃料ペレットの到達温度及び降伏応力の低下度合いに依らず、過渡時ガスバブルスウェリングモデルが有効と判定される。OS-1 燃料破損時点の燃料温度は RANNS 解析結果によれば高々 700-800°C 程度であったと推定され、これはペレットが塑性変形能を示すとされる温度域を大きく下回るが、ADOPT™ ペレットの過渡条件下での力学特性は十分に把握されていないため、通常燃料よりも容易に流動化した可能性も現状排除できない。また、NSRR 実験における試験燃料棒内発熱量の評価誤差を 10%程度は見込む必要を考慮し、この不確かさの範囲内で最も過渡時ガスバブルスウェリングの効果が大きくなると考えられる線出力 10%増の条件で比較を行っている。更に、粒内/粒界に析出した全ての FP ガスバブルが膨張に寄与するものとし、併せて、破損時刻までに FP ガス放出が生じてスウェリングへの寄与が小さくならないよう、FP ガス放出判定しきい条件は十分に厳しく取っている。最後に、NL_HSFB(7) = NL_HSFB(8) = 5.0 とし、ベース照射解析で予測された FP ガスバブル中インベントリよりも有意に大きな量の FP ガスがバブル中に存在したケースを想定した。これについては、ADOPT™ ペレットでは粒径が非常に大きい一方、FP ガス原子拡散係数は通常燃料よりも高くなると考えられている所、レファレンスケースで適用した拡散係数は主に通常燃料を対象とした照射試験データについて検証されたものであり、特にベース照射中の原子拡散係数従って NSRR 実験直前の FP ガスバブルインベントリを過小評価している可能性を考慮したものである。以上のパラメータ設定の妥当性あるいは現実性は、照射後試験による ADOPT™ ペレットのデータ取得及び分析を通じて検証される必要がある。

以上の様に、与えられた実験条件範囲内で過渡時ガスバブルスウェリングの効果が最も大きく作用する様パラメータを選定した条件で、被覆管内面に生じた追加的なひずみはおよそ 0.1%程度、熱膨張の効果を介して燃料エンタルピ増分相当量に換算すると凡そ 35 J/g 程度であった。

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	61	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

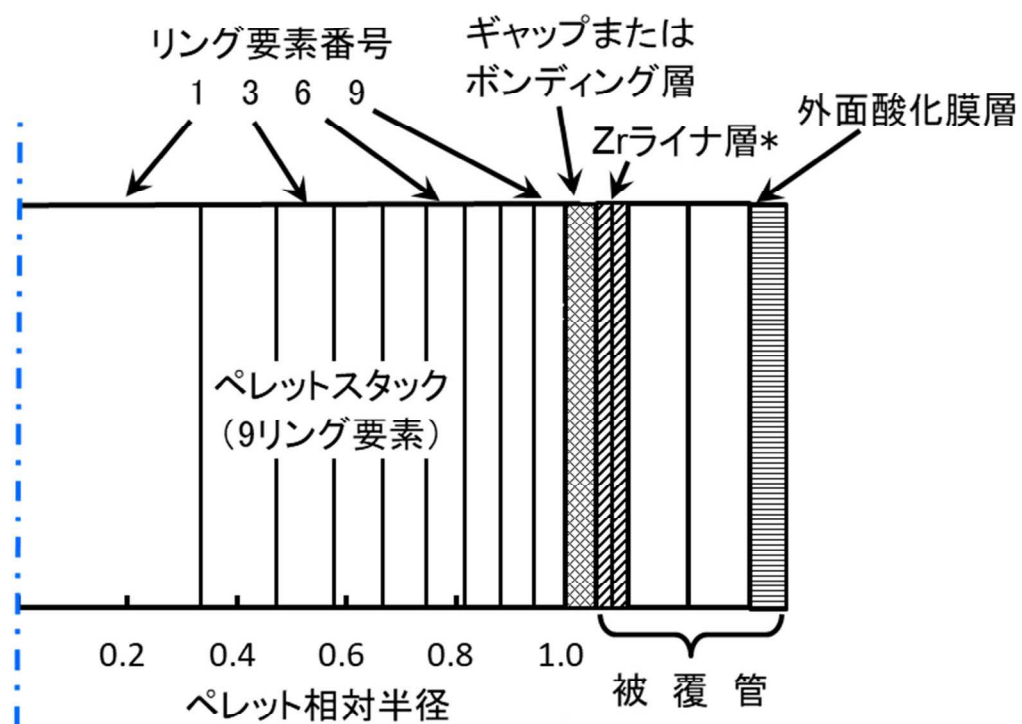
表 4.6.2-2 ベース照射解析の主要な計算条件（概略値）

項 目	単 位	OS-1
試験部燃焼度	(MWd/tU)	61000
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 4.6.2-3 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)
OS-1	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例

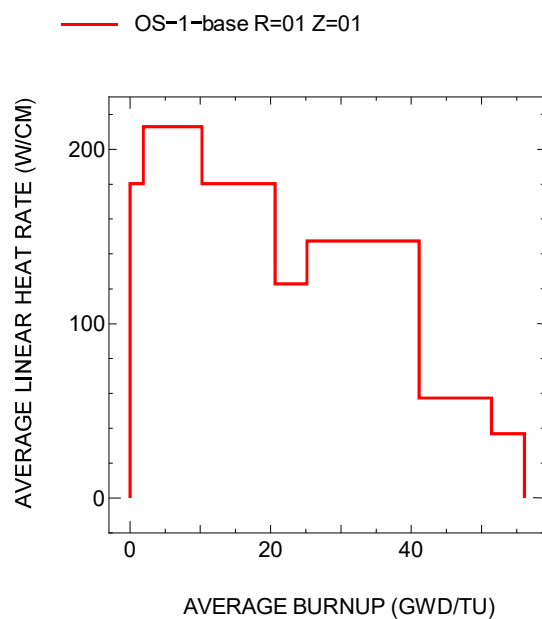


図 4.6.2-2 ベース照射時線出力履歴

- OS-1-base R=01 Z=06
- OS-1-base R=01 Z=05
- OS-1-base R=01 Z=04
- OS-1-base R=01 Z=03
- OS-1-base R=01 Z=02
- OS-1-base R=01 Z=01
- OS-1-base R=01 Z=12
- OS-1-base R=01 Z=11
- OS-1-base R=01 Z=10
- OS-1-base R=01 Z=09
- OS-1-base R=01 Z=08
- OS-1-base R=01 Z=07

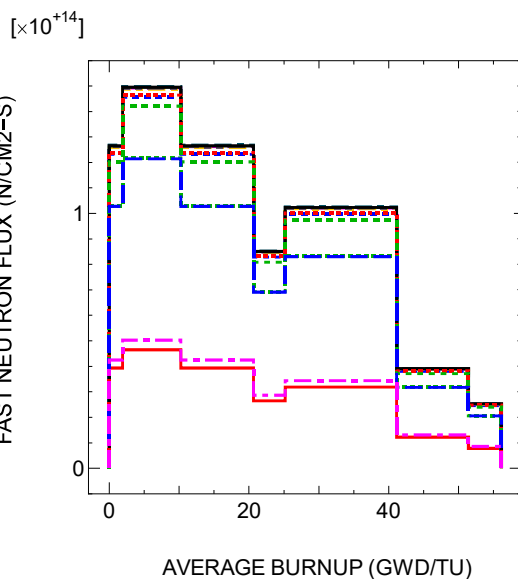


図 4.6.2-3 ベース照射時高速中性子束履歴

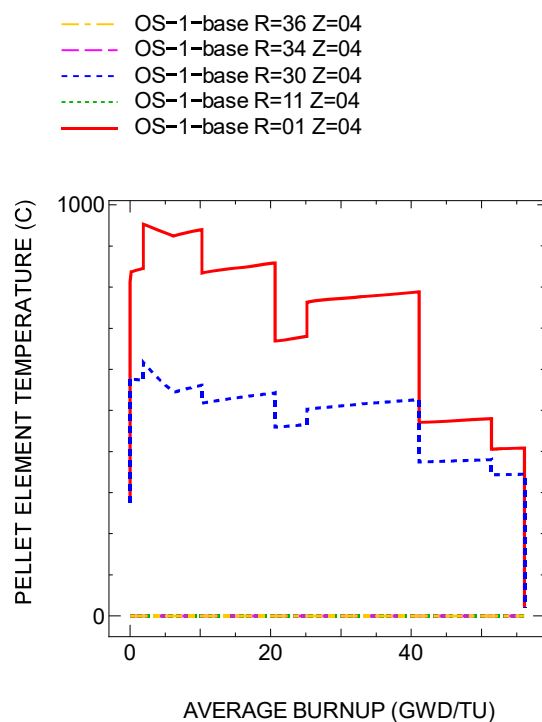


図 4.6.2-4 ベース照射時ペレット温度履歴

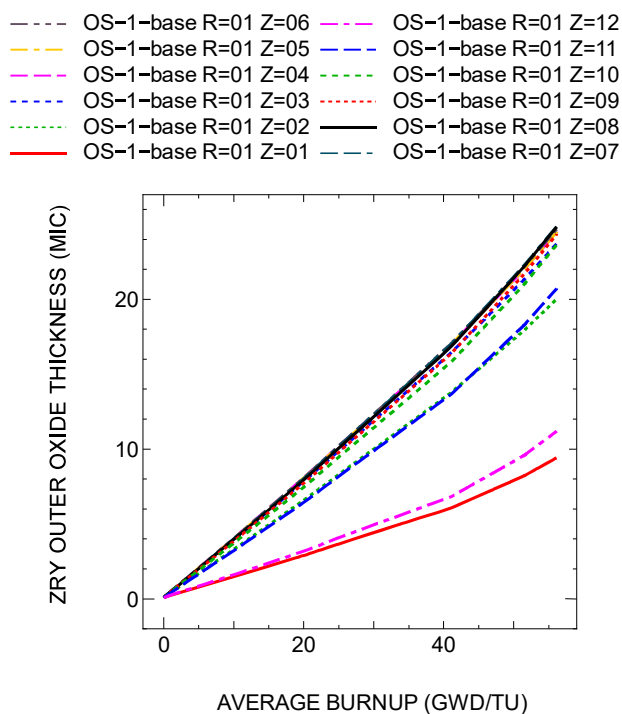


図 4.6.2-5 ベース照射時被覆管表面酸化膜厚履歴 (解析結果)

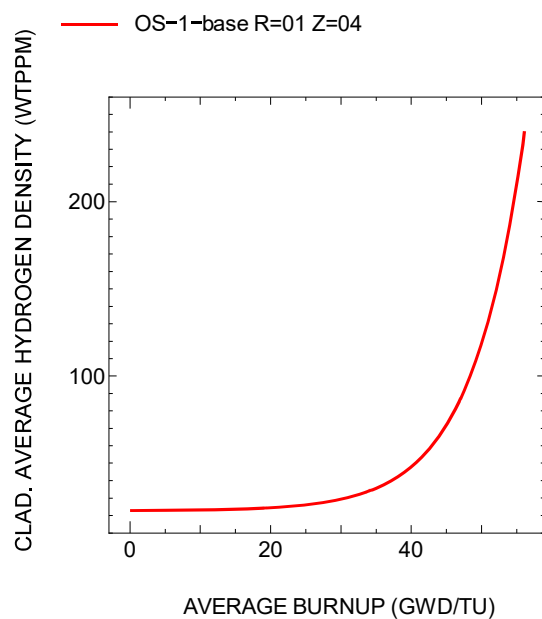


図 4.6.2-6 ベース照射時被覆管水素吸収量履歴 (解析結果)

- OS-1-base R=01 Z=06
- OS-1-base R=01 Z=05
- OS-1-base R=01 Z=04
- OS-1-base R=01 Z=03
- OS-1-base R=01 Z=02
- OS-1-base R=01 Z=01
- OS-1-base R=01 Z=12
- OS-1-base R=01 Z=11
- OS-1-base R=01 Z=10
- OS-1-base R=01 Z=09
- OS-1-base R=01 Z=08
- OS-1-base R=01 Z=07

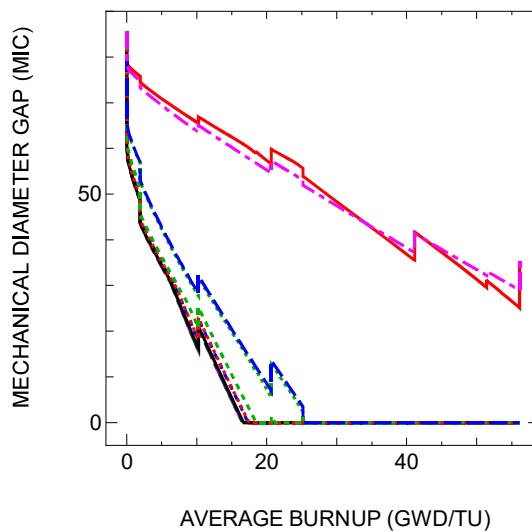


図 4.6.2-7 ベース照射時 PC ギャップ幅履歴 (解析結果)

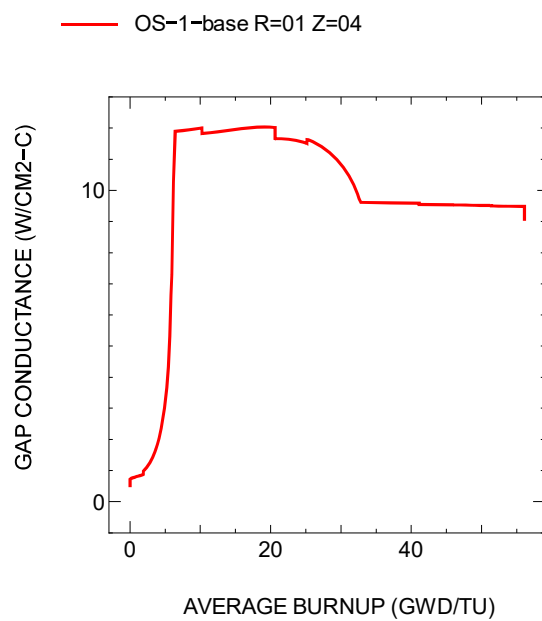


図 4.6.2-8 ベース照射時 PC ギャップコンダクタンス履歴 (解析結果)

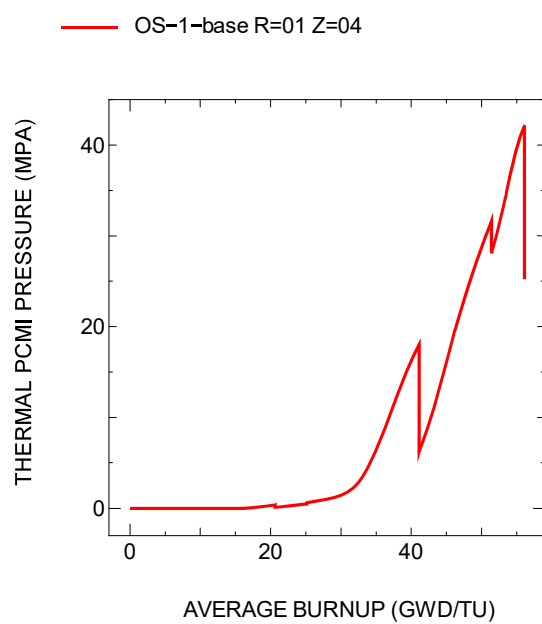


図 4.6.2-9 ベース照射時 PCMI 圧力履歴 (解析結果)

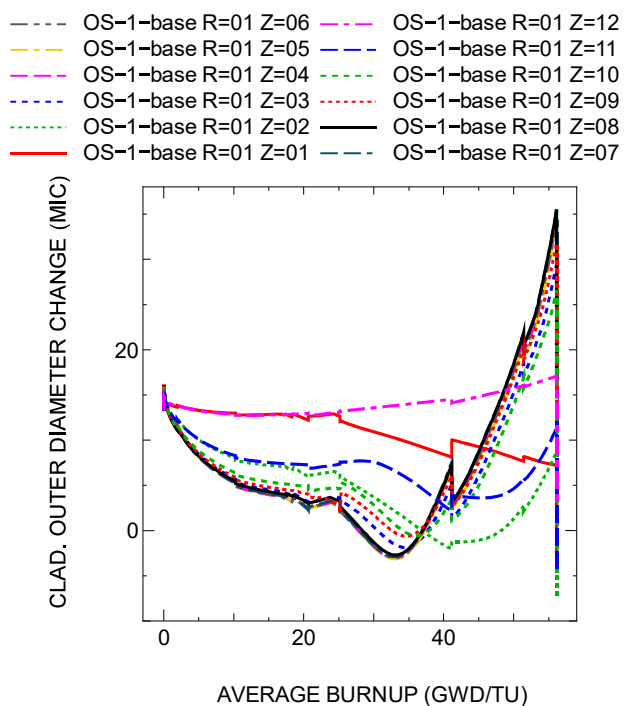


図 4.6.2-10 ベース照射時被覆管酸化膜表面外径変位履歴 (解析結果)

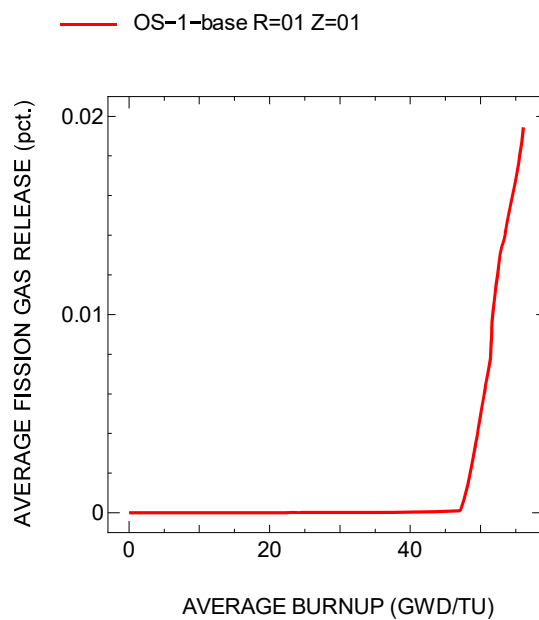


図 4.6.2-11 ベース照射時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

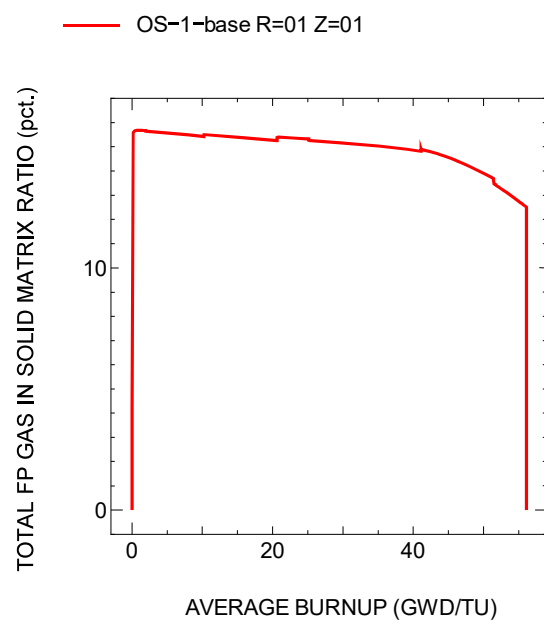


図 4.6.2-12 ベース照射時ペレット結晶粒内 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

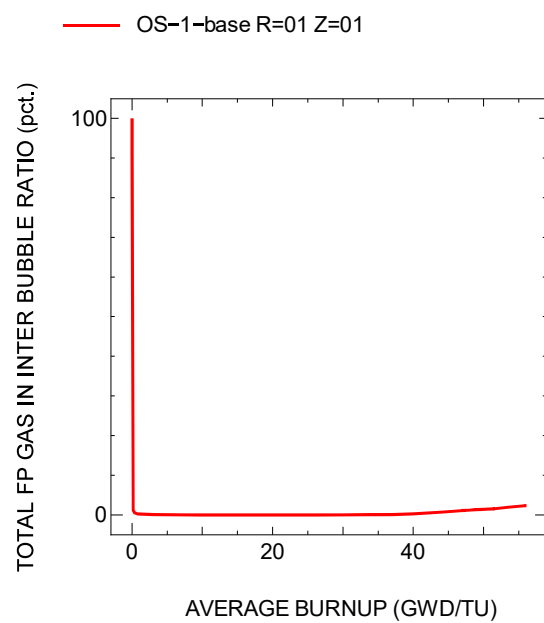


図 4.6.2-13 ベース照射時ペレット結晶粒界 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

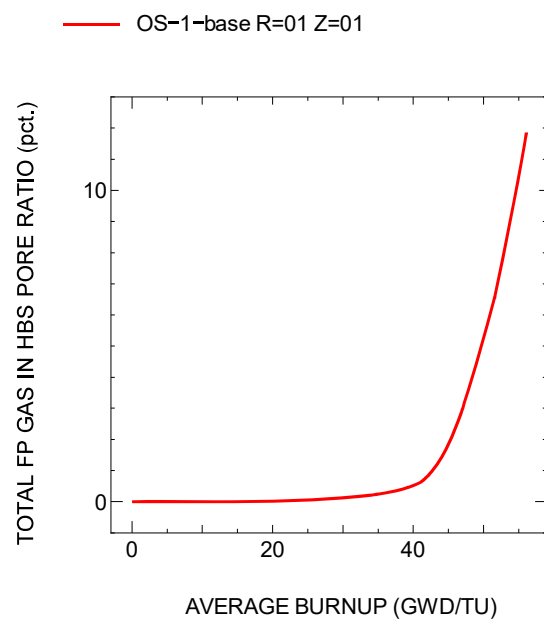


図 4.6.2-14 ベース照射時リムポア内 FP ガス比率の履歴 (解析結果)

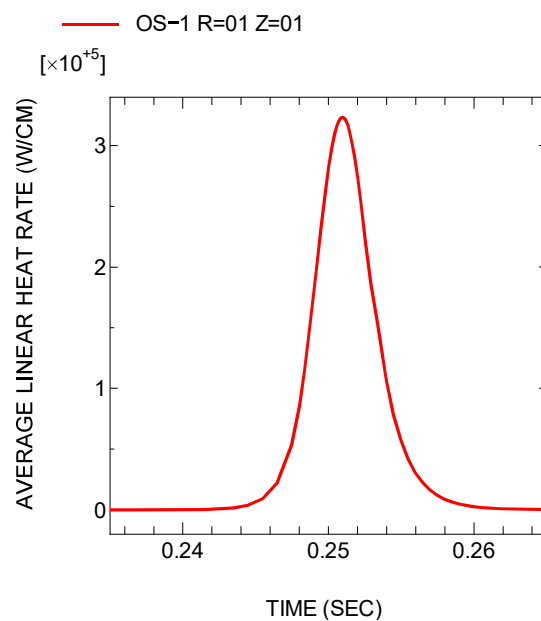


図 4.6.2-15 RIA 実験時線出力履歴 (解析結果)

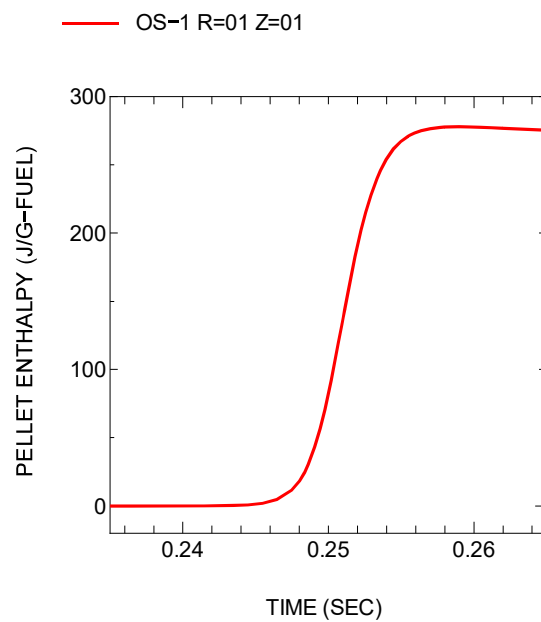


図 4.6.2-16 RIA 実験時燃料ペレットエンタルピ履歴 (解析結果)

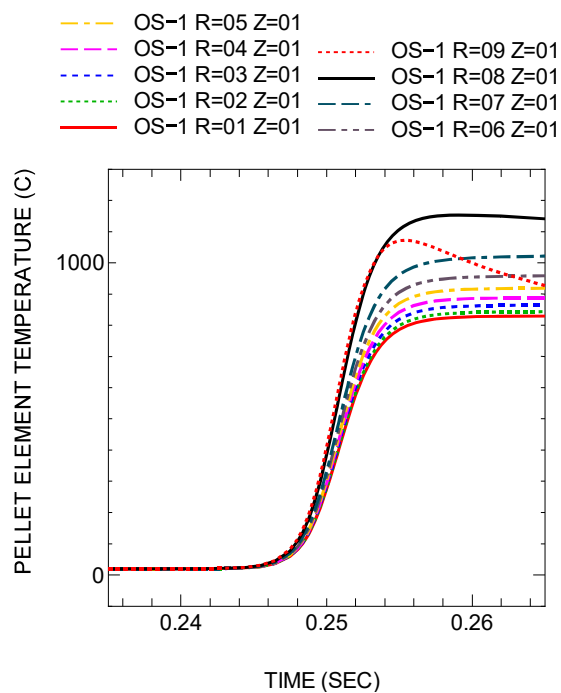


図 4.6.2-17 RIA 実験時ペレット温度履歴 (解析結果)

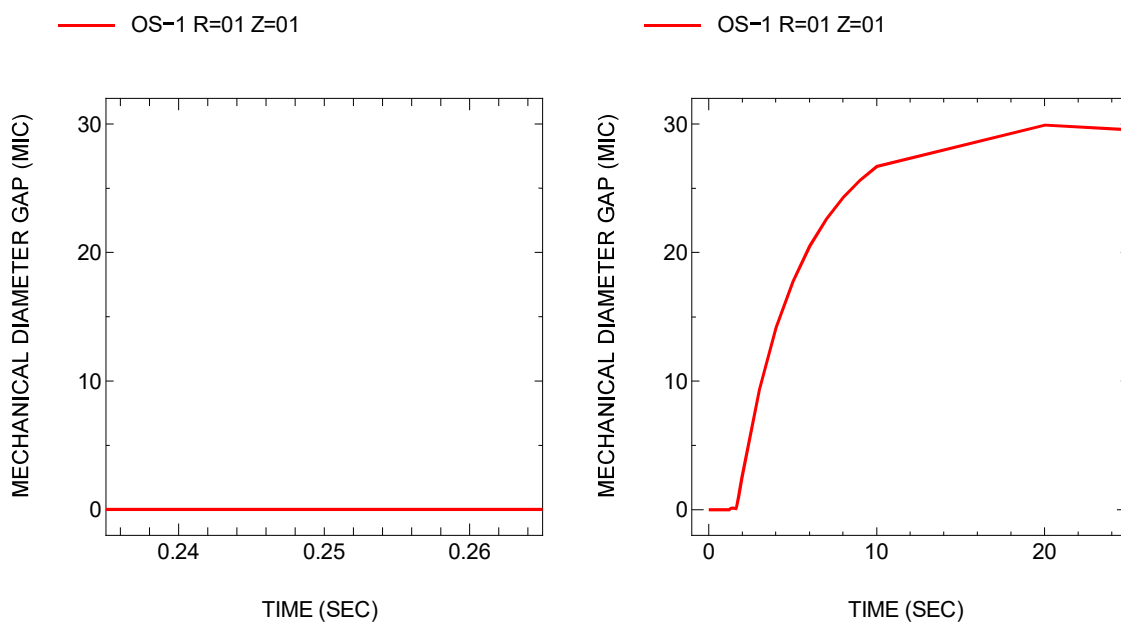


図 4.6.2-18 RIA 実験時 PC ギャップ幅履歴 (解析結果)

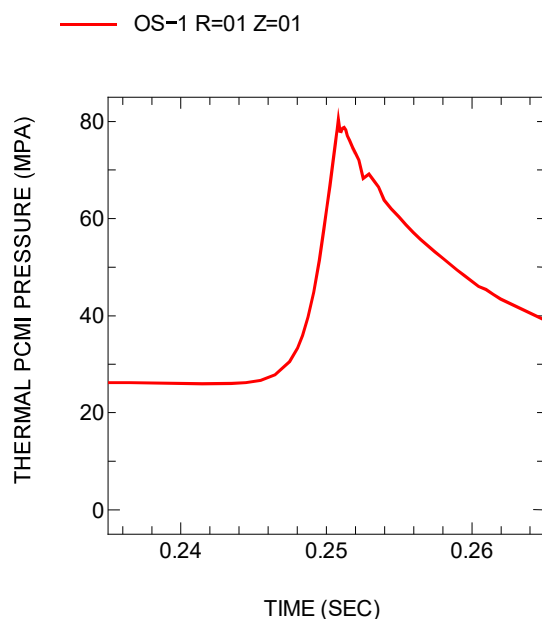


図 4.6.2-19 RIA 実験時 PCMI 压力履歴 (解析結果)

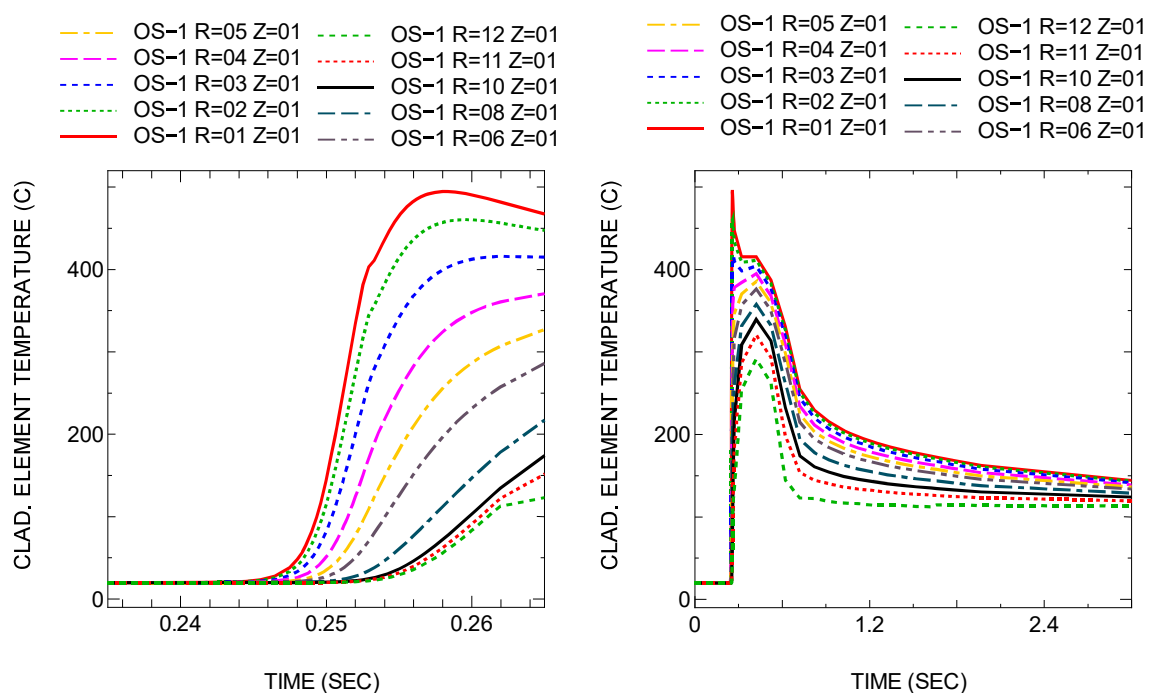


図 4.6.2-20 RIA 実験時被覆管内温度履歴 (解析結果)

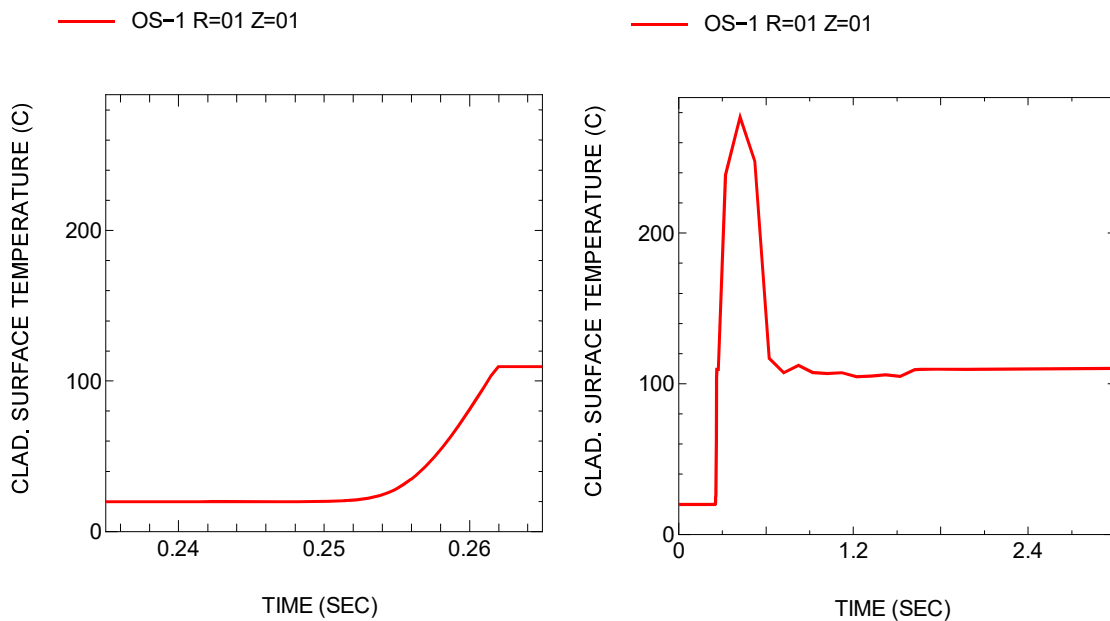


図 4.6.2-21 RIA 実験時被覆管表面温度履歴 (解析結果)

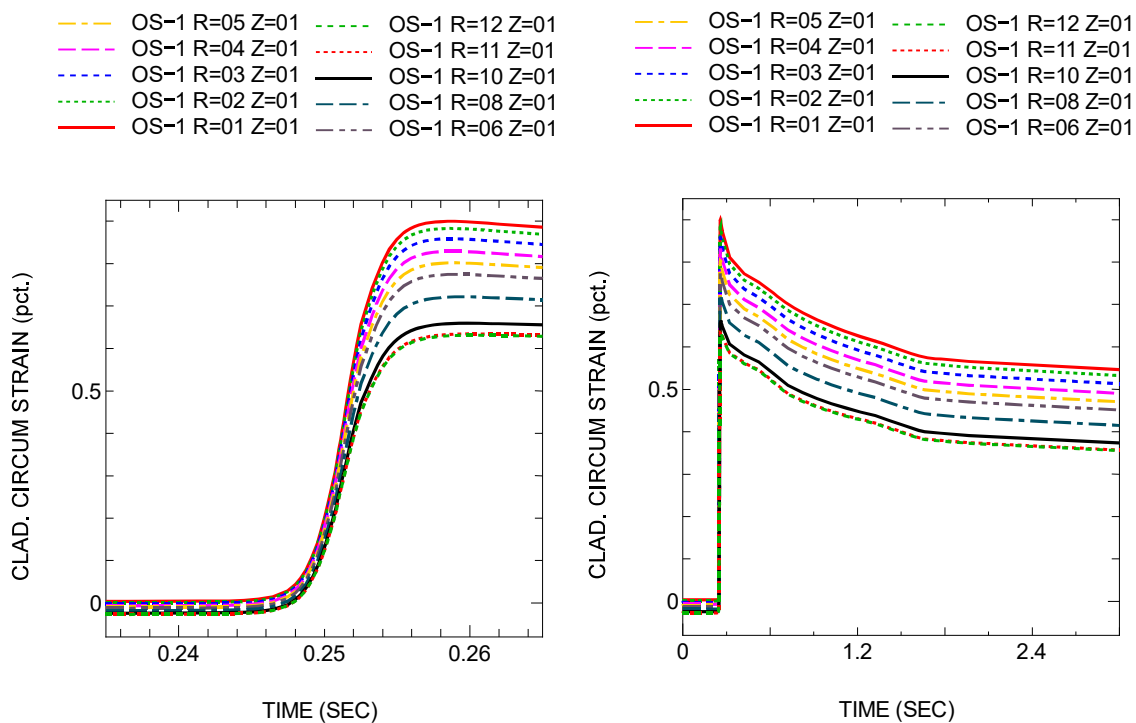


図 4.6.2-22 RIA 実験時被覆管周方向全ひずみ履歴 (解析結果)

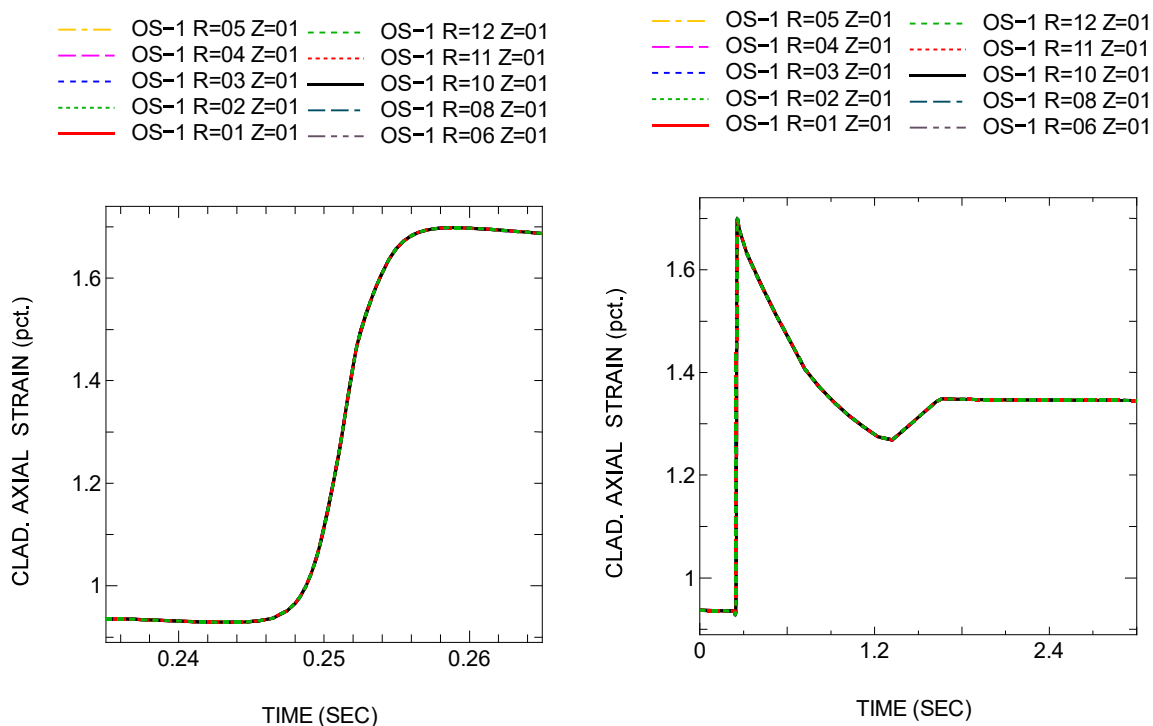


図 4.6.2-23 RIA 実験時被覆管軸方向全ひずみ履歴 (解析結果)

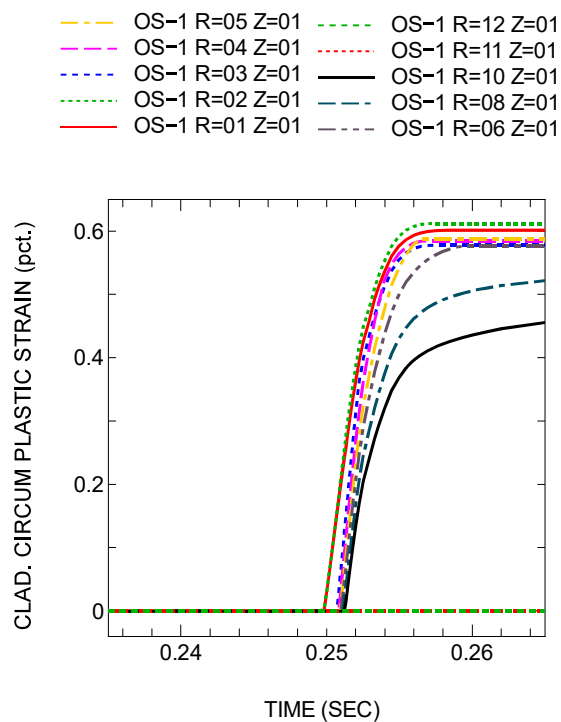


図 4.6.2-24 RIA 実験時被覆管周方向塑性ひずみ履歴 (解析結果)

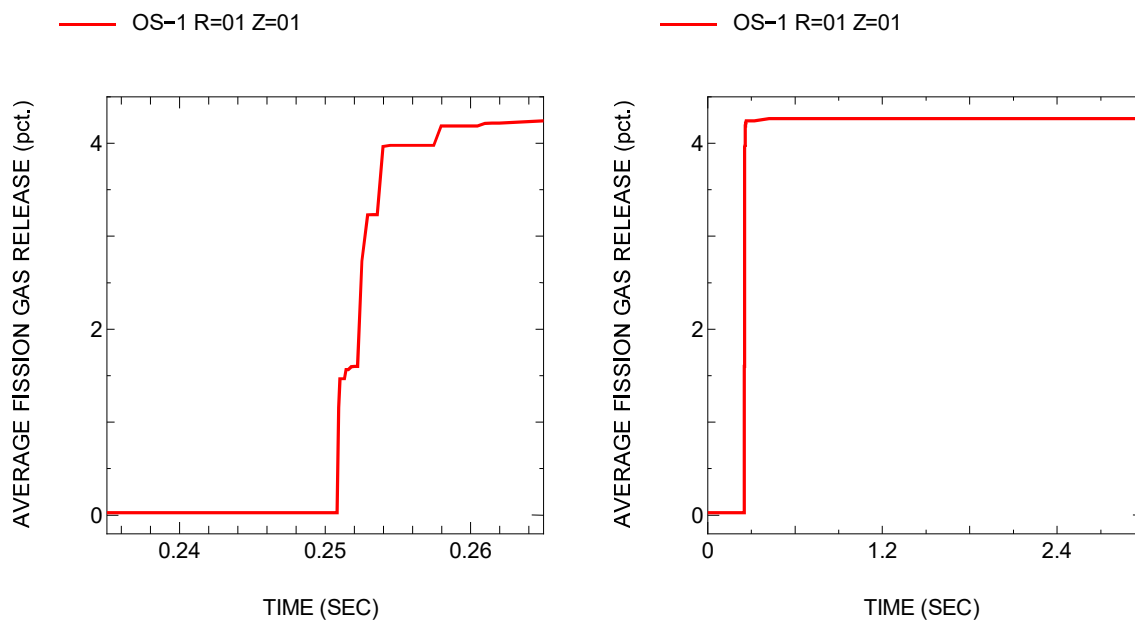


図 4.6.2-25 RIA 実験時 FP ガス放出率履歴 (解析結果)

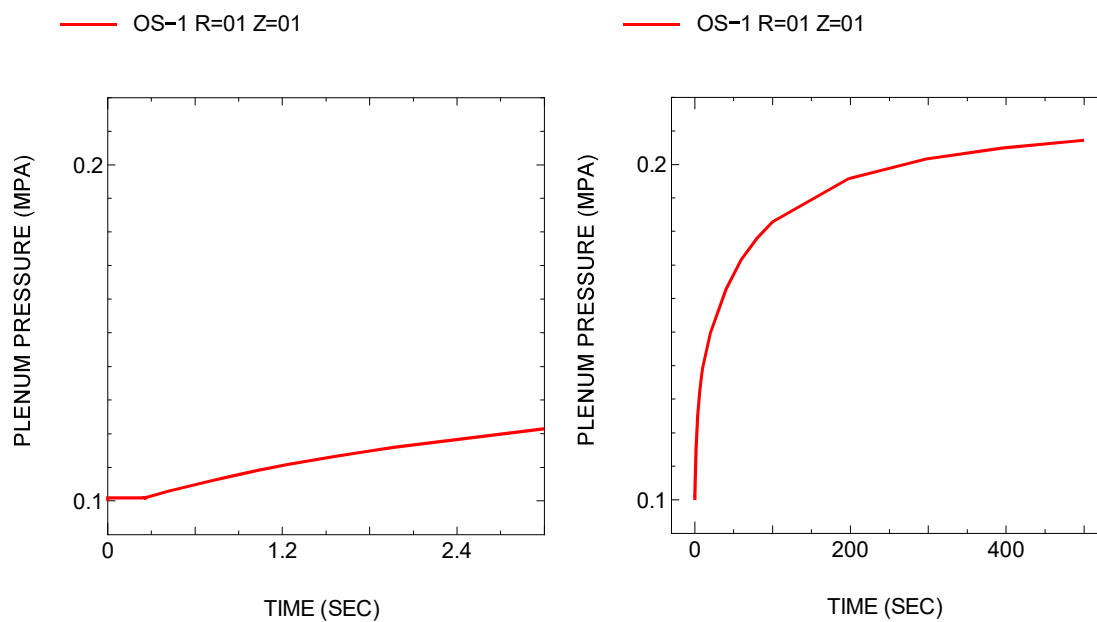


図 4.6.2-26 RIA 実験時燃料棒内圧 (解析結果)

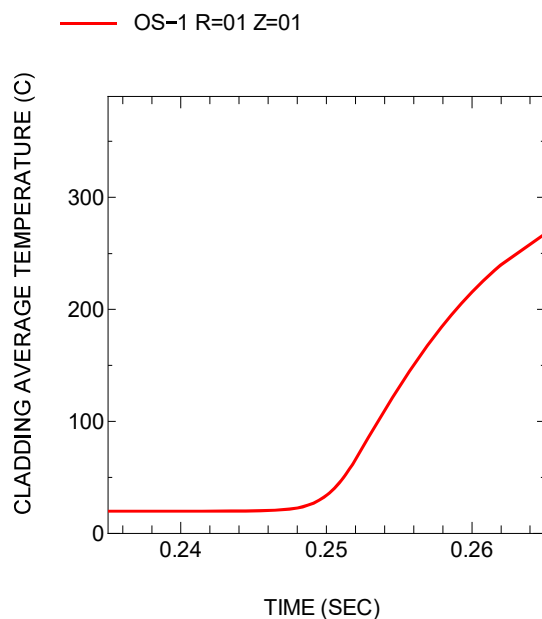


図 4.6.2-27 RIA 実験時被覆管平均温度履歴 (解析結果)

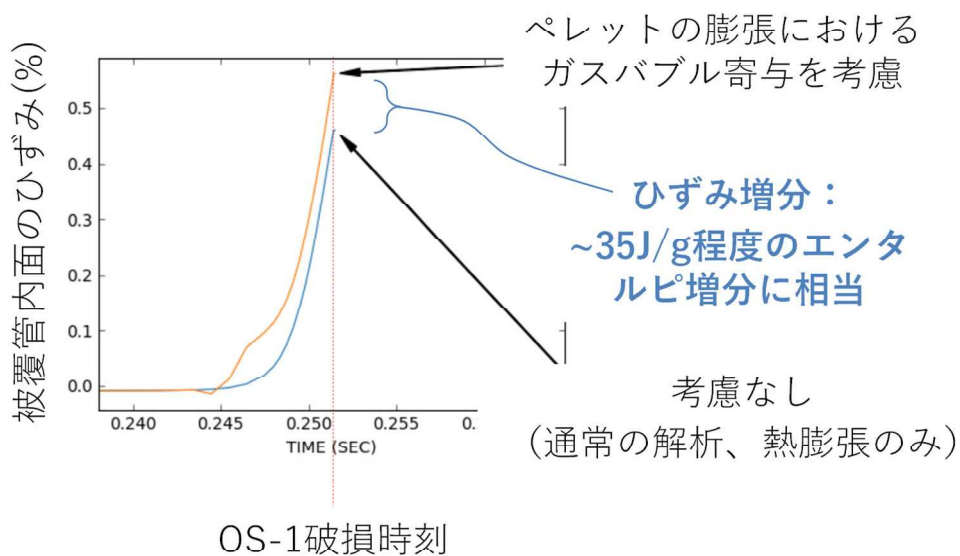


図 4.6.2-28 過渡時ガスバブルスウェリングモデル適用による被覆管ひずみの増加 (解析結果)

4.6.3 RIA 実験解析の入力生成に用いたベース照射解析結果の照射後試験結果による検証

前節の解析に適用した FEMAXI-8 の標準的なモデルパラメータセット 00029wnZuhG⁽³⁾ の解析条件が、ベース照射期間の FP 移行挙動について妥当な予測を与えるバランスとなっているかを確認する観点から、過去の照射後試験で取得された燃料ペレット径方向の FP ガス分布データ⁽⁷⁾を解析結果と比較した。解析対象として、OECD/NEA の RIA ベンチマークで解析対象ケースとなった VA-1 実験のマザーロッドである WZtR160 を選定した。燃料棒が経験した出力履歴を表 4.6.3-1 に示す。燃料棒仕様や冷却材条件等、解析実施に必要な他の条件については文献に詳しい⁽⁸⁾。同燃料より切り出された ALP2 セグメント試料の EPMA 結果⁽⁷⁾に基づき評価した径方向 FP ガス分布と解析結果の比較を図 4.6.3-1 に示す。EPMA データの処理、比較する解析結果 (FP ガスインベントリ) の処理については文献⁽³⁾と同様の方法を採用している。解析は、当該高燃焼度条件について、燃料ペレット中央部と周辺部で保持割合が大きく減じ、中間部で比較的高い保持割合となっている傾向を再現している。

表 4.6.3-1 WZtR160 燃料棒の出力履歴

	BOC	EOC	Elapsed time (days)	ALHR (kW/m)	Rod Burn-up (GWd/t)
1 Cycle	June 19, 1994	June 12, 1995	352	17.3	13.1
2 Cycle	July 15, 1995	June 1, 1996	326	20.6	27.6
3 Cycle	July 14, 1996	August 25, 1997	394	20.0	44.5
4 Cycle	September 25, 1997	March 14, 1999	524	2.9	47.8
5 Cycle	May 5, 1999	September 11, 2000	484	18.0	66.5

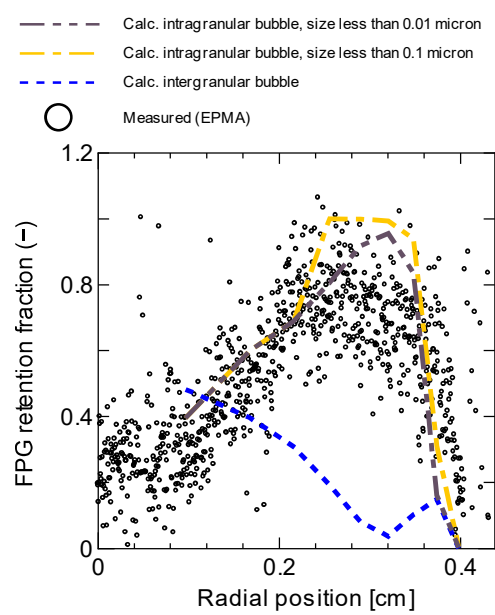


図 4.6.3-1 WZtR160 燃料棒から採取されたサンプルの EPMA 測定データに基づく FP
ガス保持割合と解析結果の比較

4.6.4 熱水力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現在も続けられている⁹⁾。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。

本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、IFA-650.9 について、TRACE コード¹⁾による解析を実施した¹⁰⁾。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。本節に示す解析は、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⁹⁾の、TRACE コード単独での再解析に相当する。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する。整理した IFA-650.9 の時系列データを今後、別途 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 モデルの検証（パラメータ決定）に利用する。

表 4.6.4-1 に IFA-650.9 に供された試験燃料棒仕様を、表 4.6.4-2 及び図 4.6.4-1 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 4.6.4-2(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 4.6.4-2(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 4.6.4-3 及び 4.6.4-4 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 4.6.4-5 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ている。

表 4.6.4-1 IFA-650.9 の試験燃料棒仕様⁽¹⁰⁾

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 4.6.4-2 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 TRACE 入力データに基づく²。

²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ている。

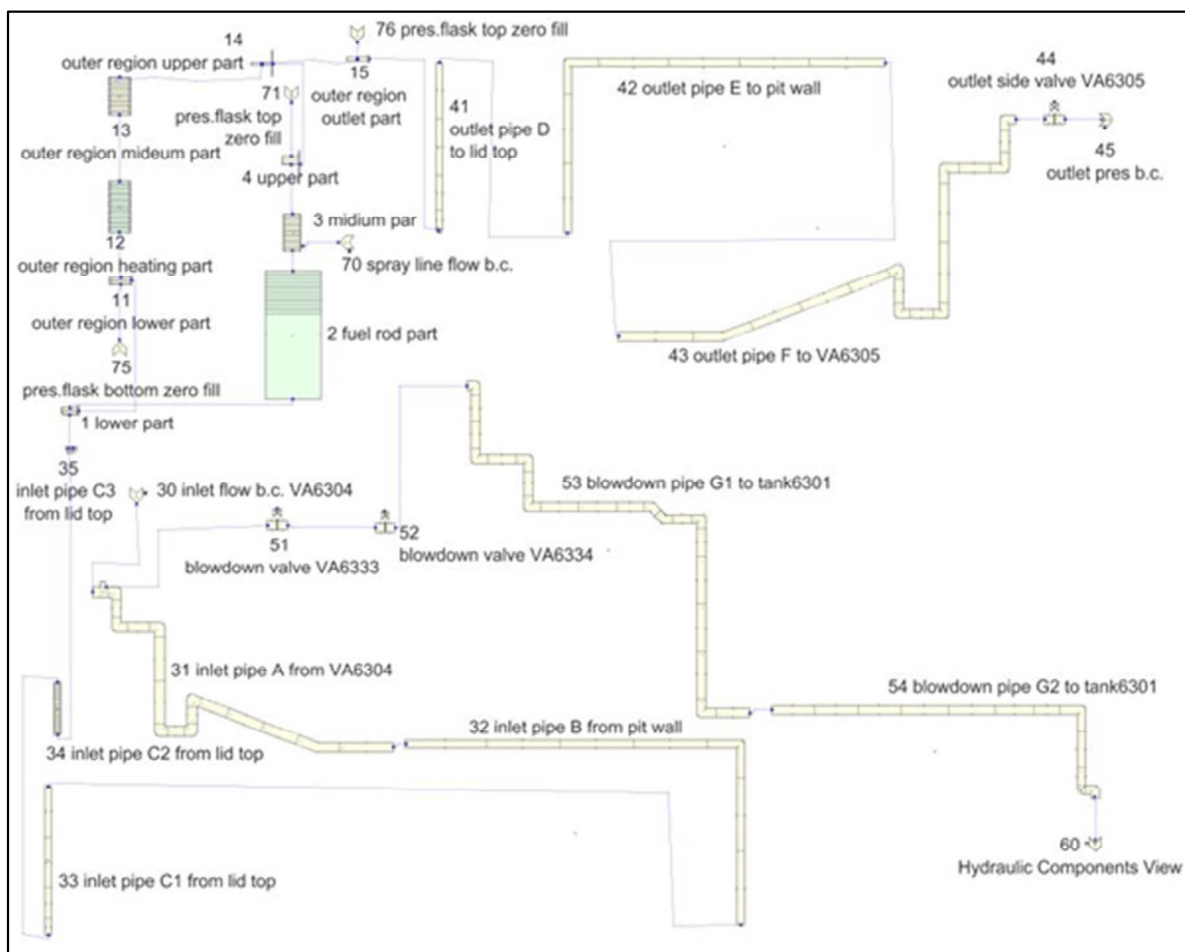
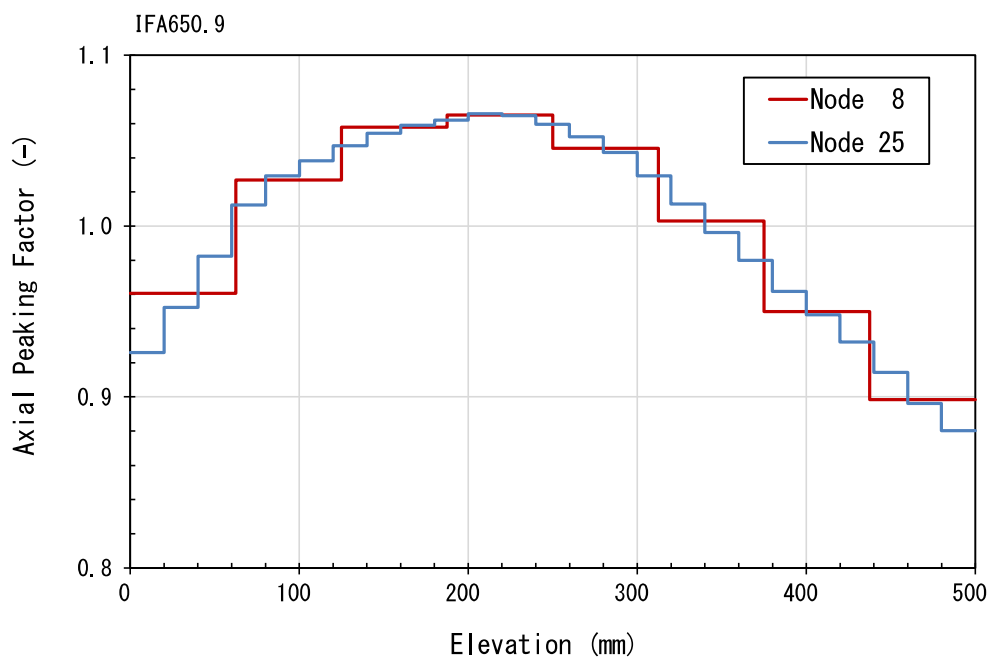
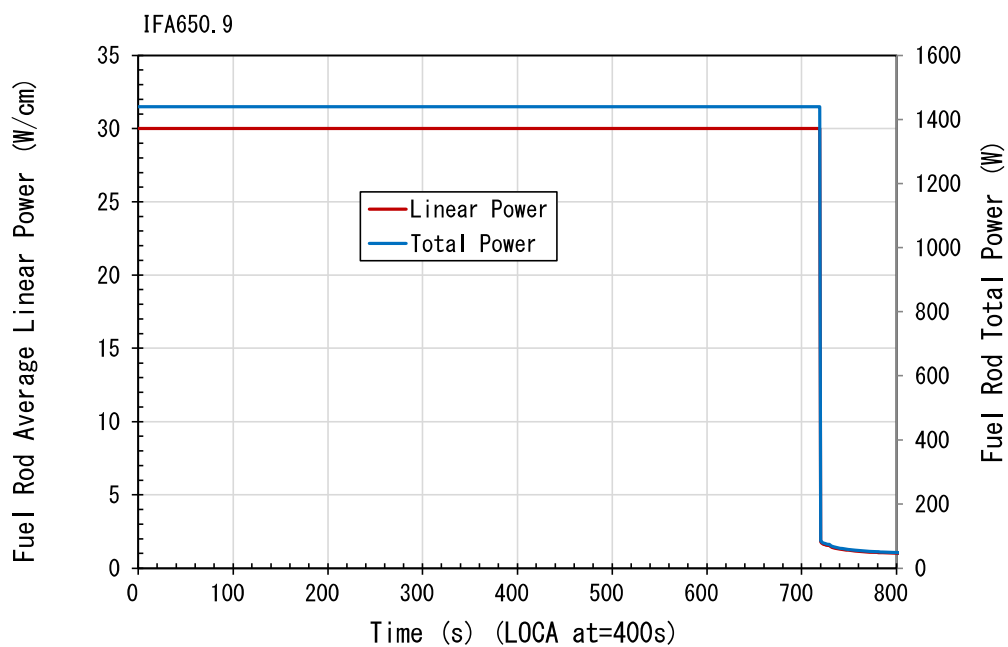


図 4.6.4-1 IFA-650.9 実験体系を構成するループの TRACE モデル。貸与された TRACE 入力データを Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP)⁽¹¹⁾により処理することで可視化したもの。



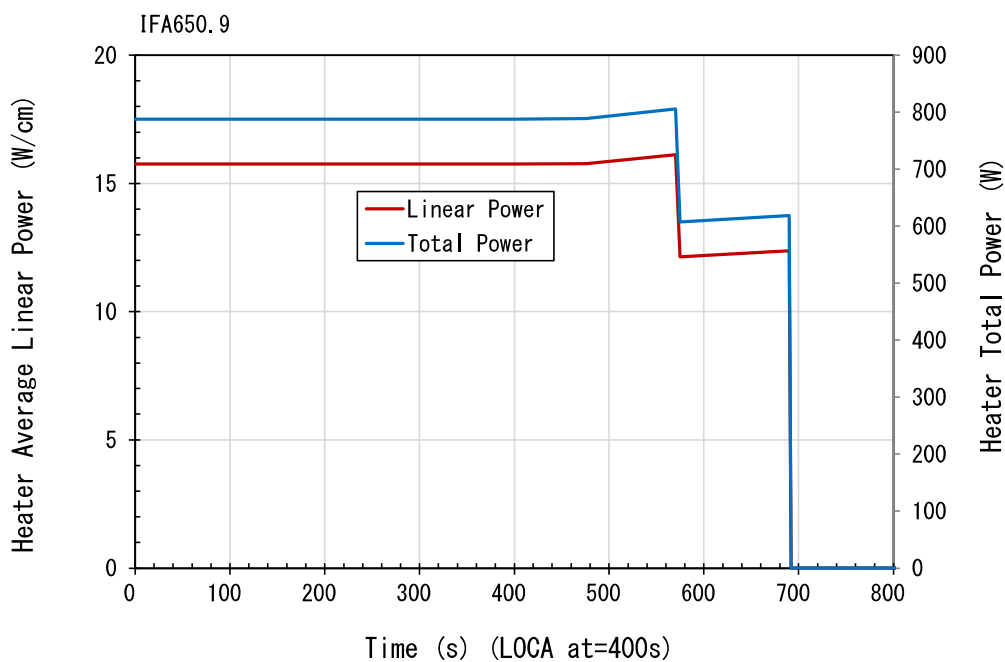
(a) 軸方向出力ピーキング係数



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)

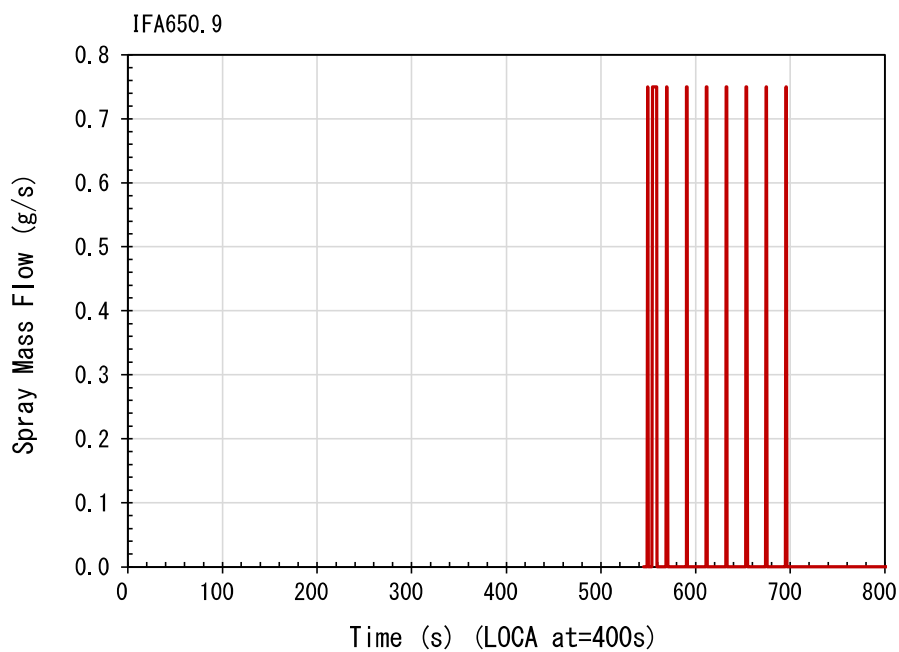
(b) 燃料ロッド出力履歴

図 4.6.4-2 時間履歴データ



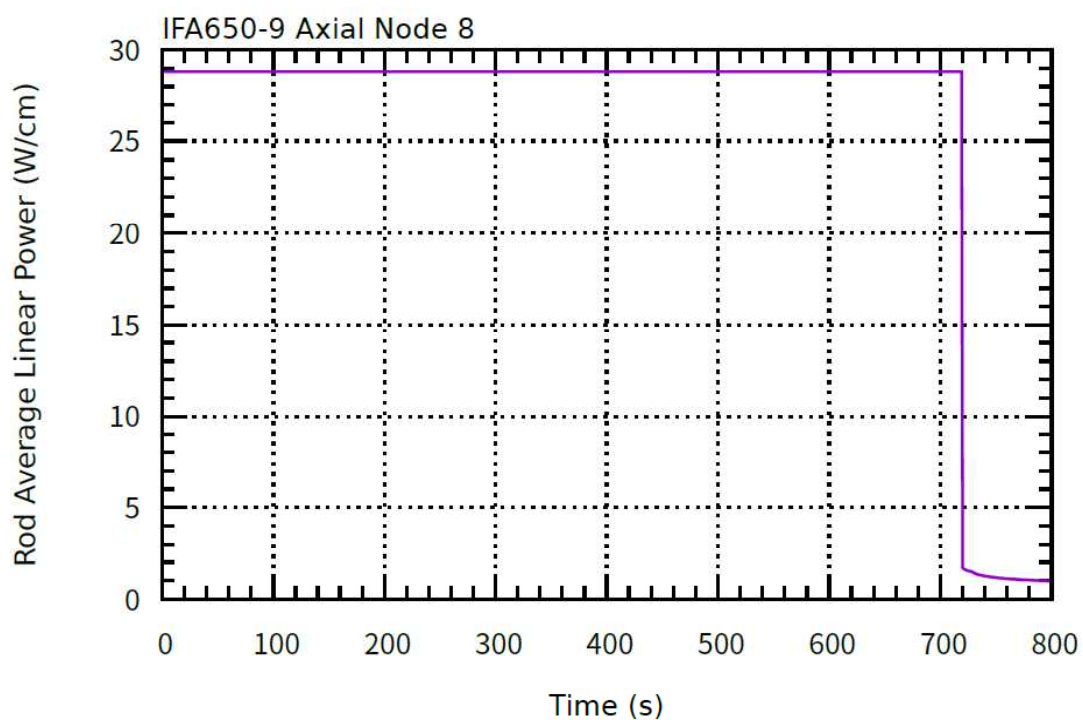
ヒーター全出力(W)=ヒーター平均線出力(W/cm)×ヒーター長(50cm)

(c) ヒーター出力履歴

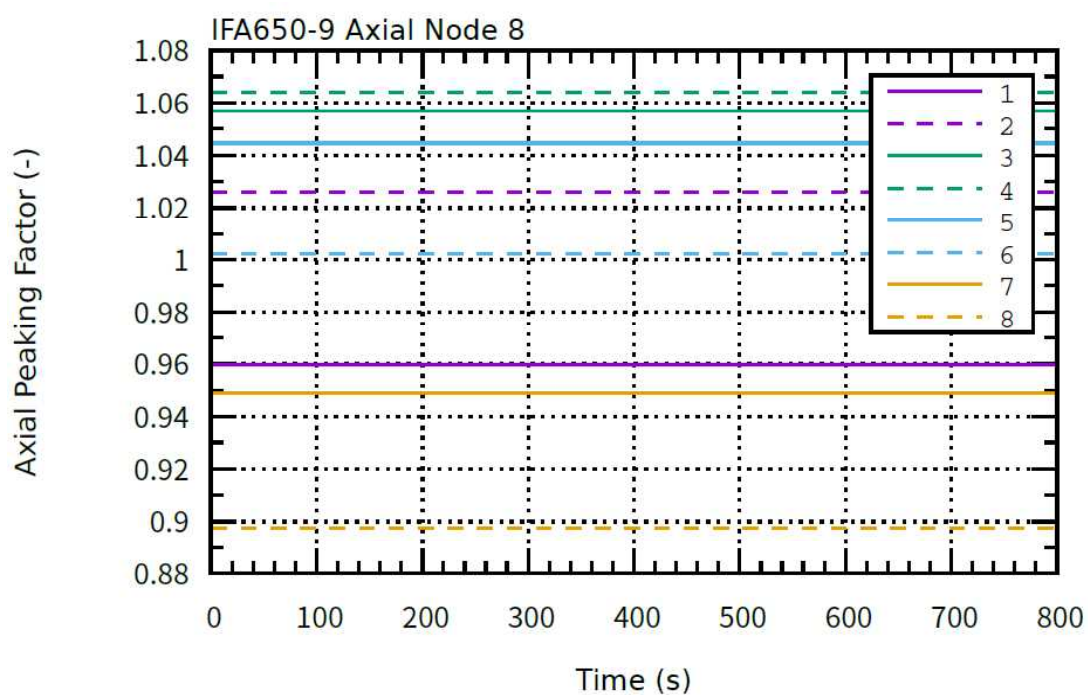


(d) 水スプレイ時間履歴

図 4.6.4-2(続き) 時間履歴データ

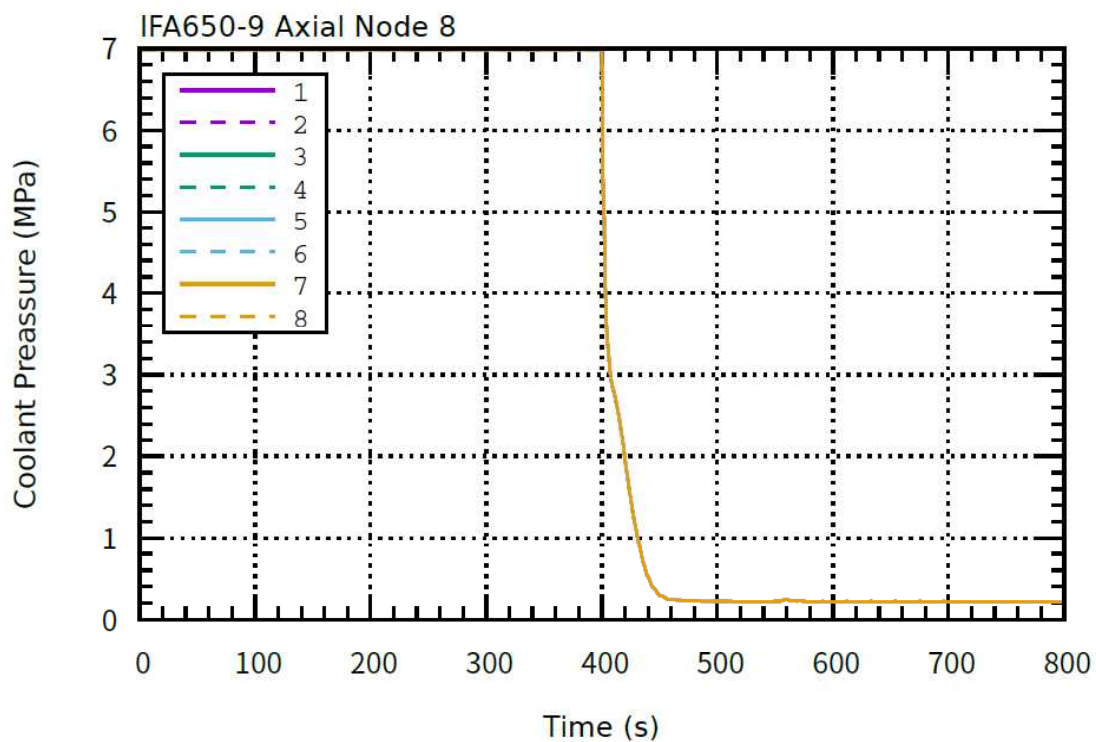


(a) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの線出力時間履歴

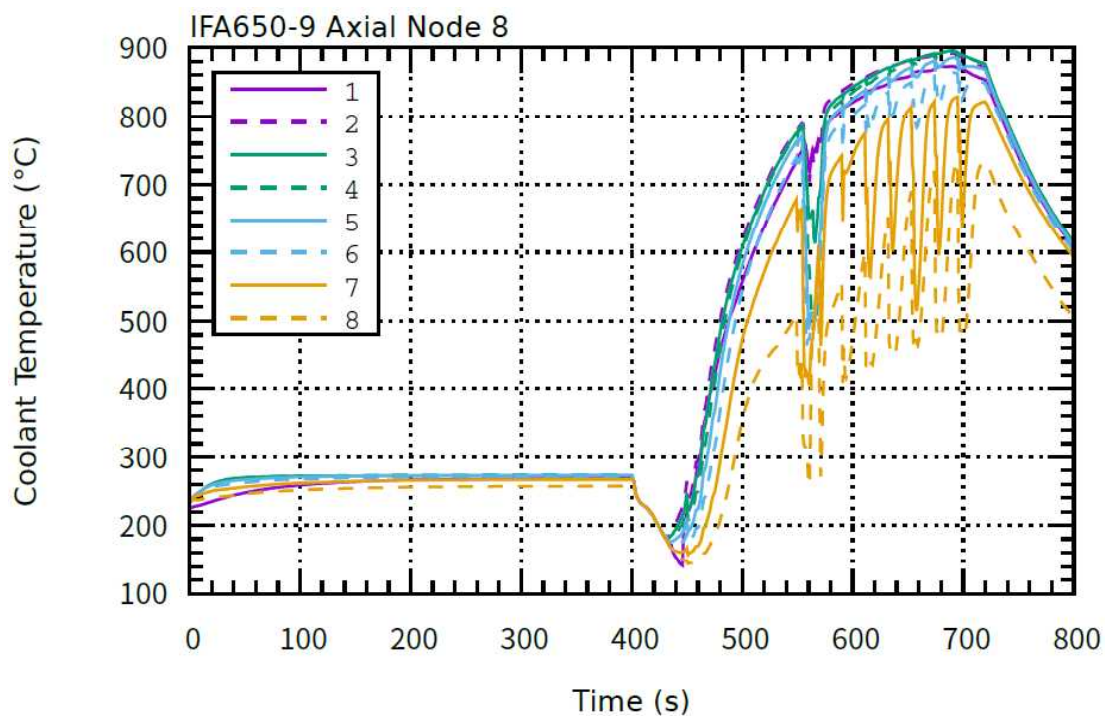


(b) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの軸方向出力ピーキング係数時間履歴

図 4.6.4-3 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

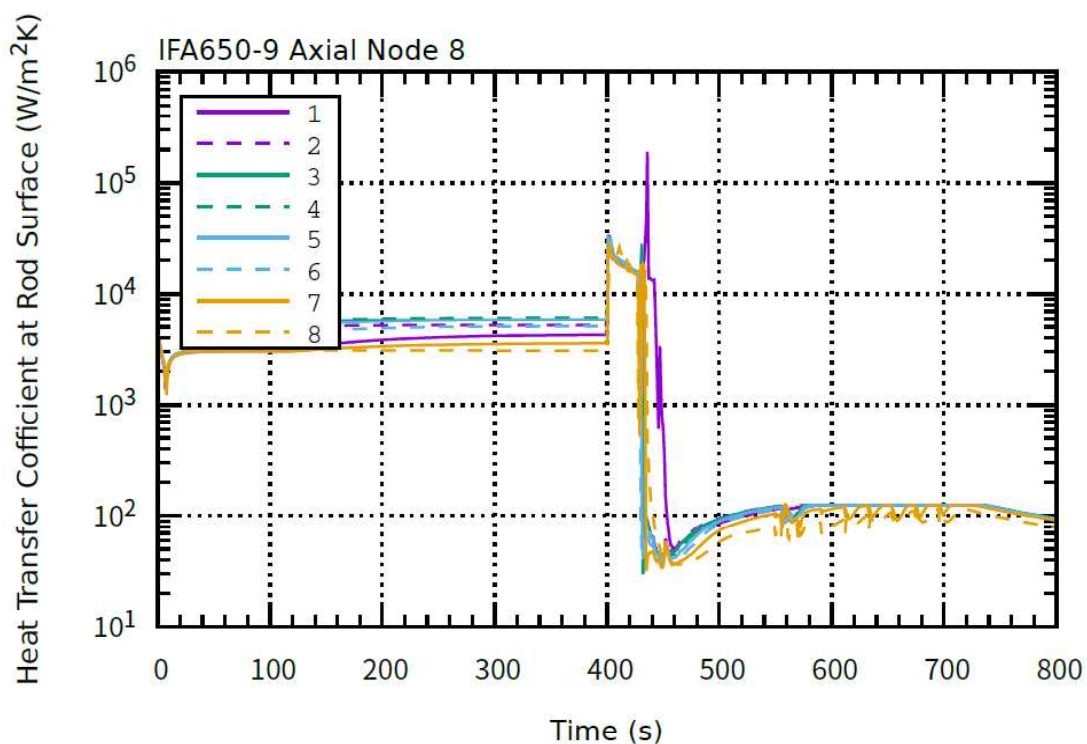


(c) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材圧力時間履歴

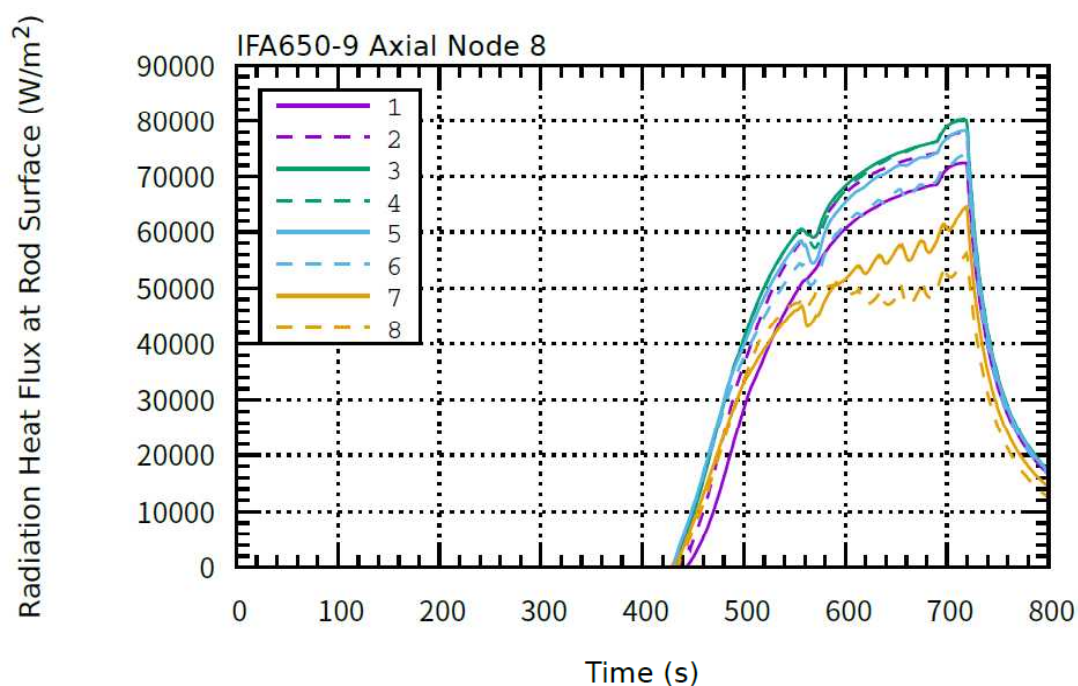


(d) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材温度時間履歴

図 4.6.4-3(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

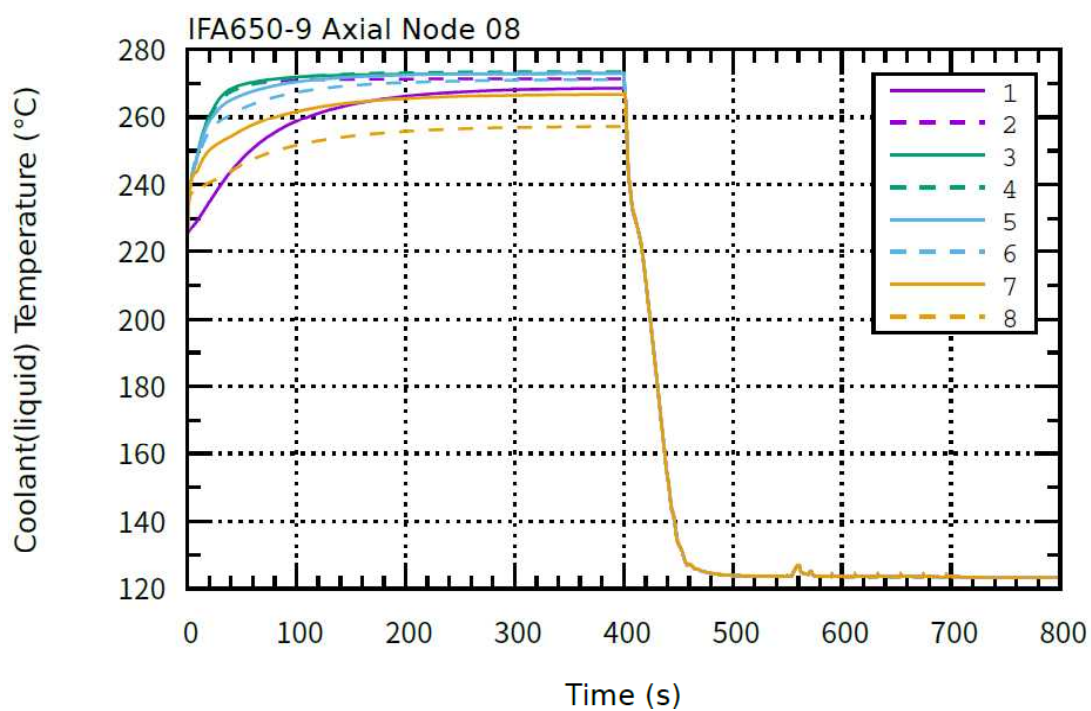


(e) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの燃料ロッド表面熱伝達係数時間履歴

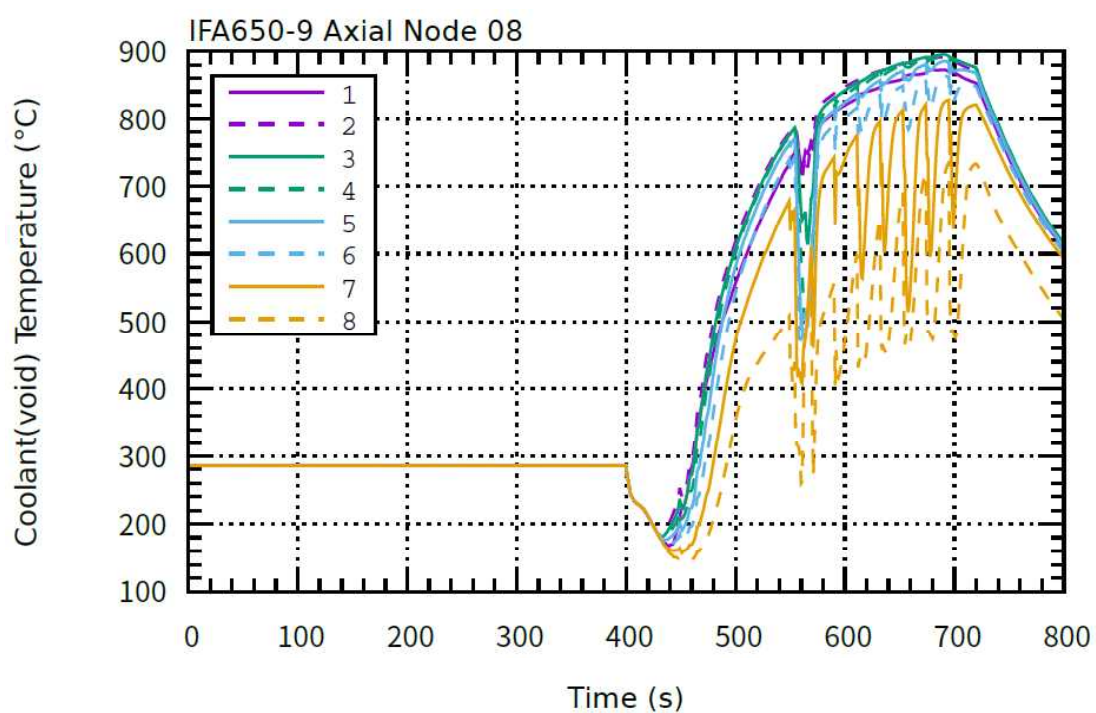


(f) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの燃料ロッド表面輻射熱流束時間履歴。ロッド表面とヒーター内側表面間の輻射熱流束寄与に対応する。また符号が+ケースはロッド表面からヒーター内側表面への熱移動に対応する。

図 4.6.4-3(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

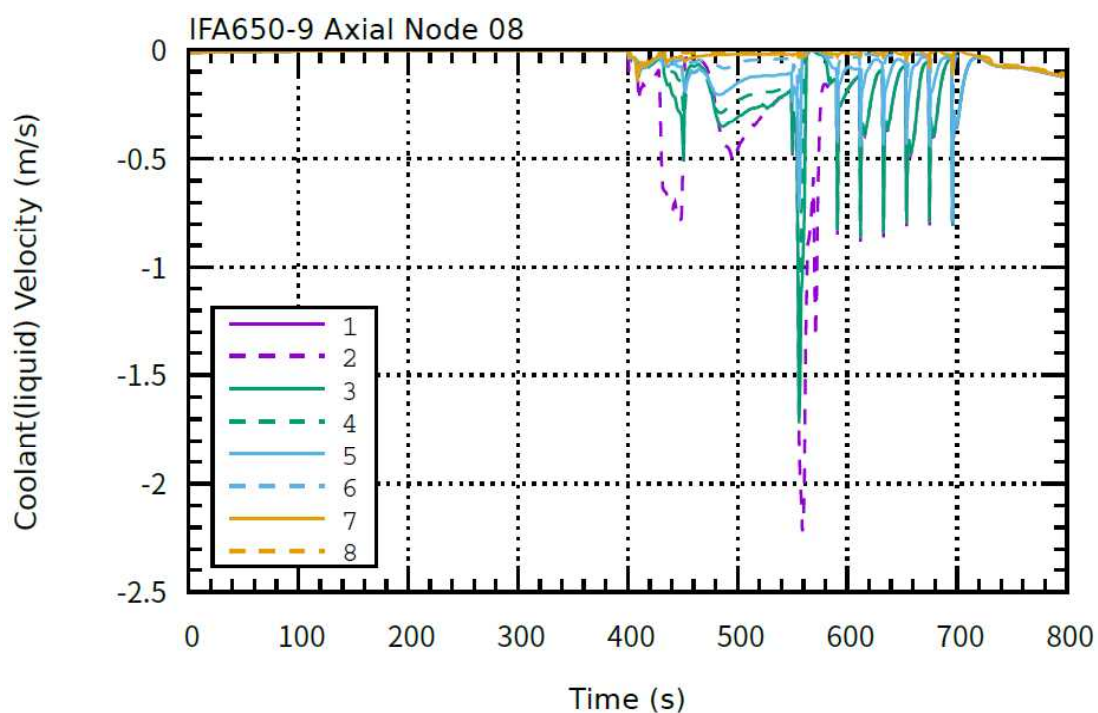


(g) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(液相)温度時間履歴

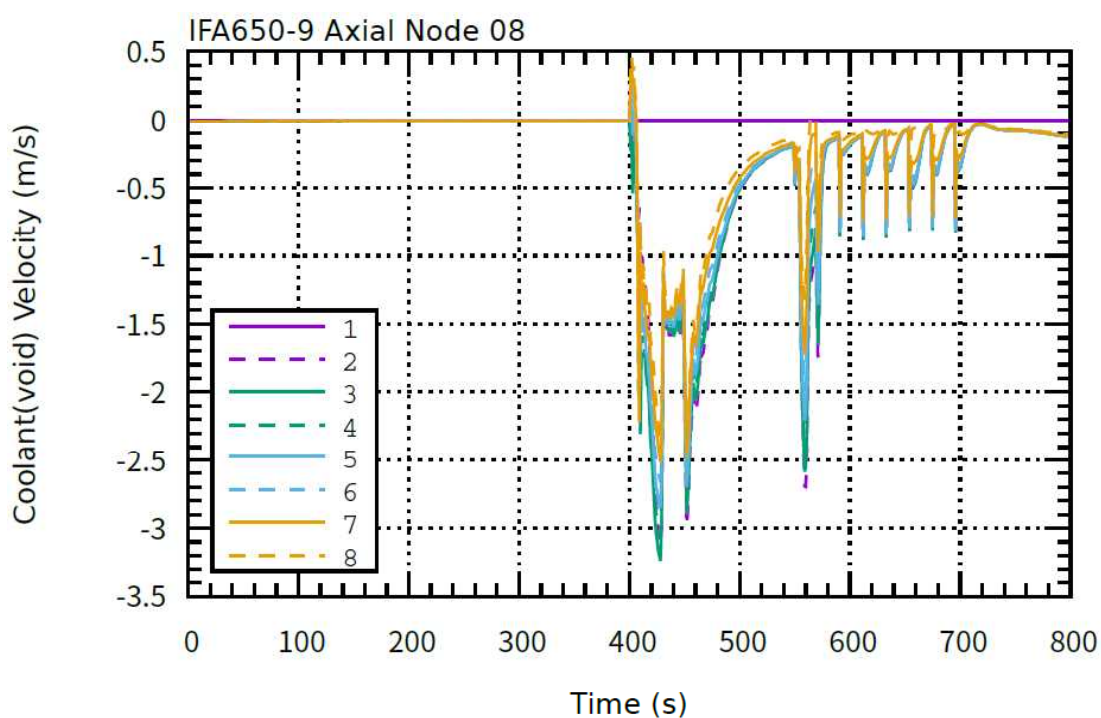


(h) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(気相)温度時間履歴

図 4.6.4-3(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

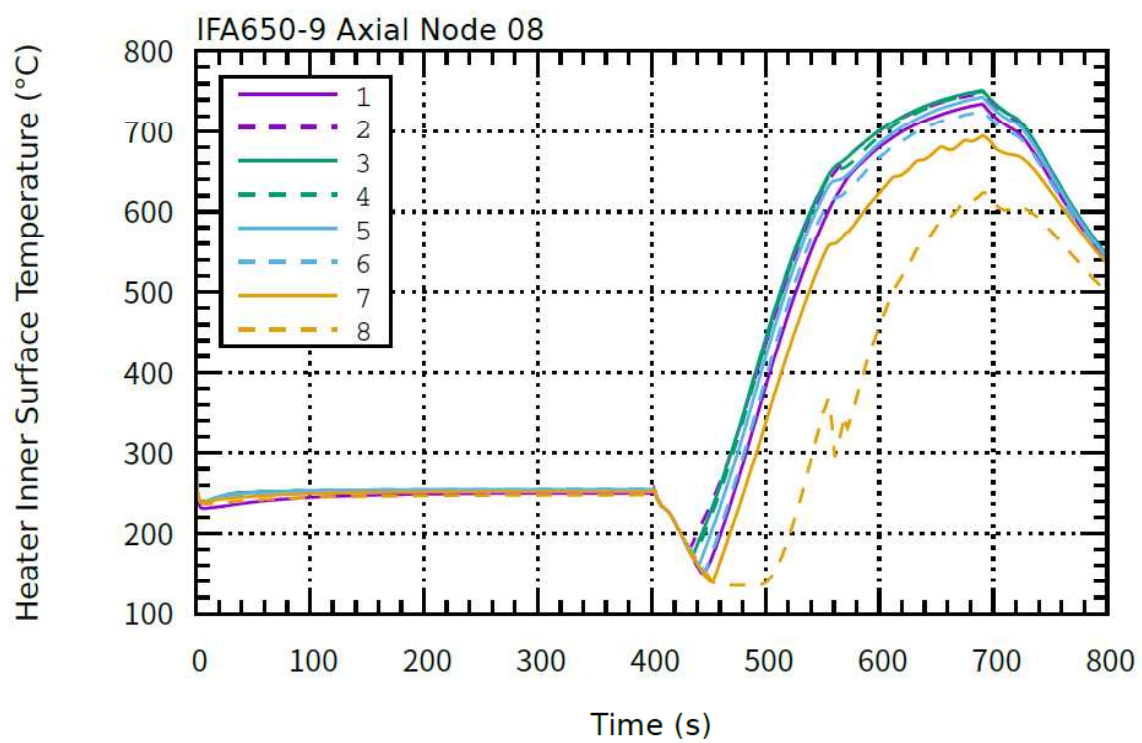


(i) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(液相)流速時間履歴



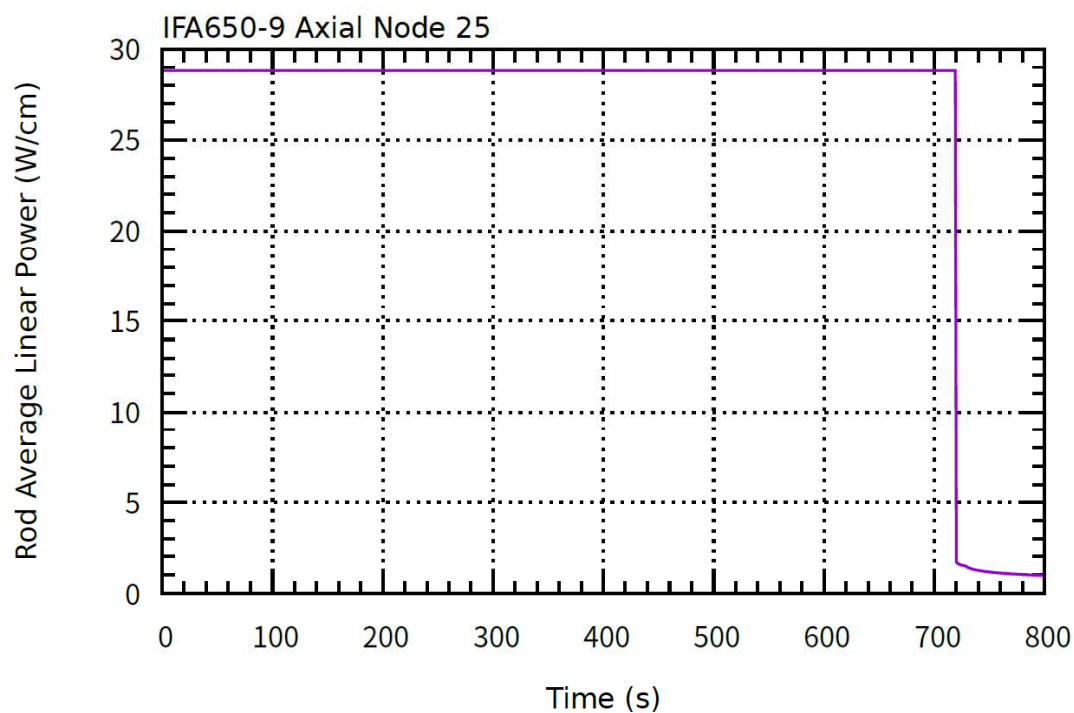
(j) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースの冷却材(気相)流速時間履歴

図 4.6.4-3(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

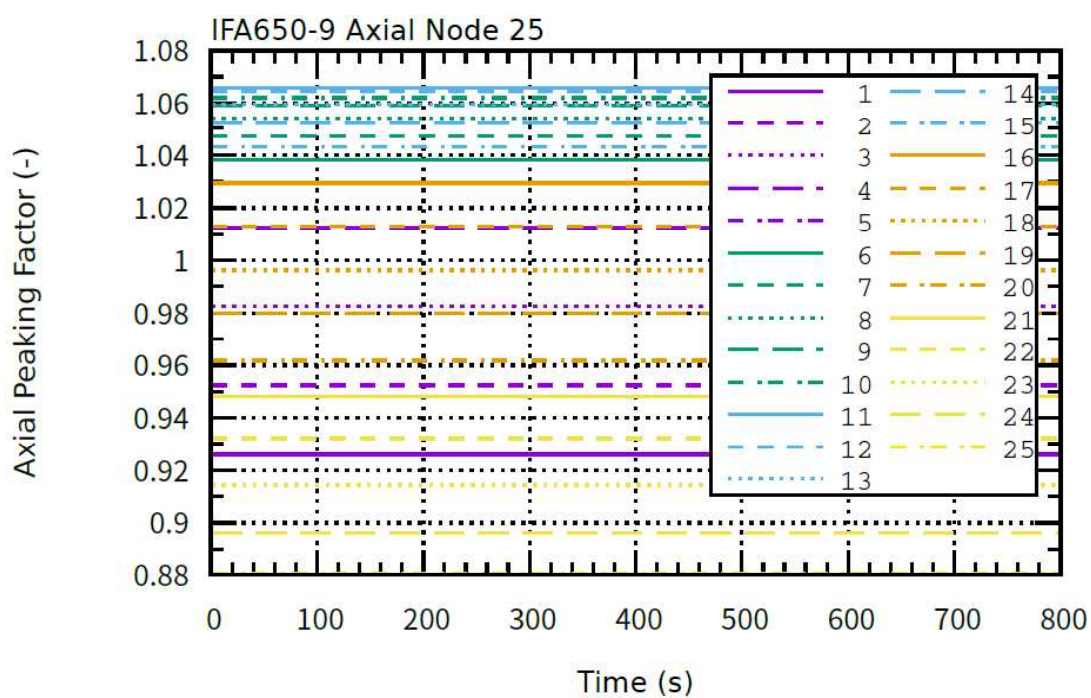


(k) 燃料スタック軸方向 8 分割ケースのヒーター内側表面温度時間履歴

図 4.6.4-3(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

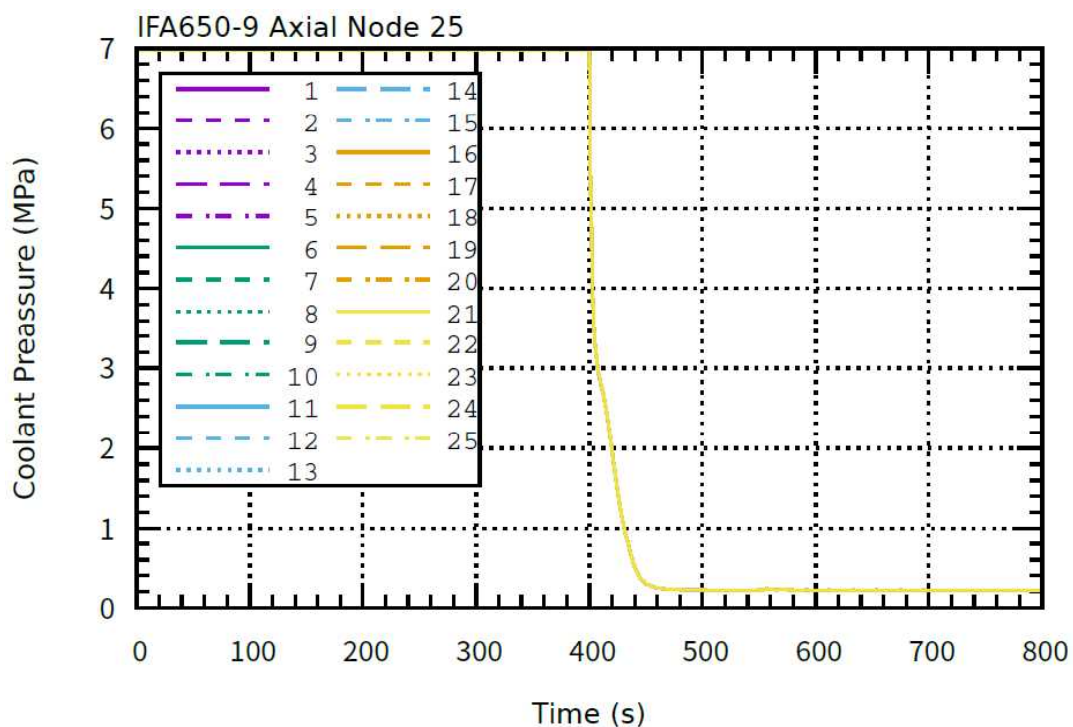


(a) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの線出力時間履歴

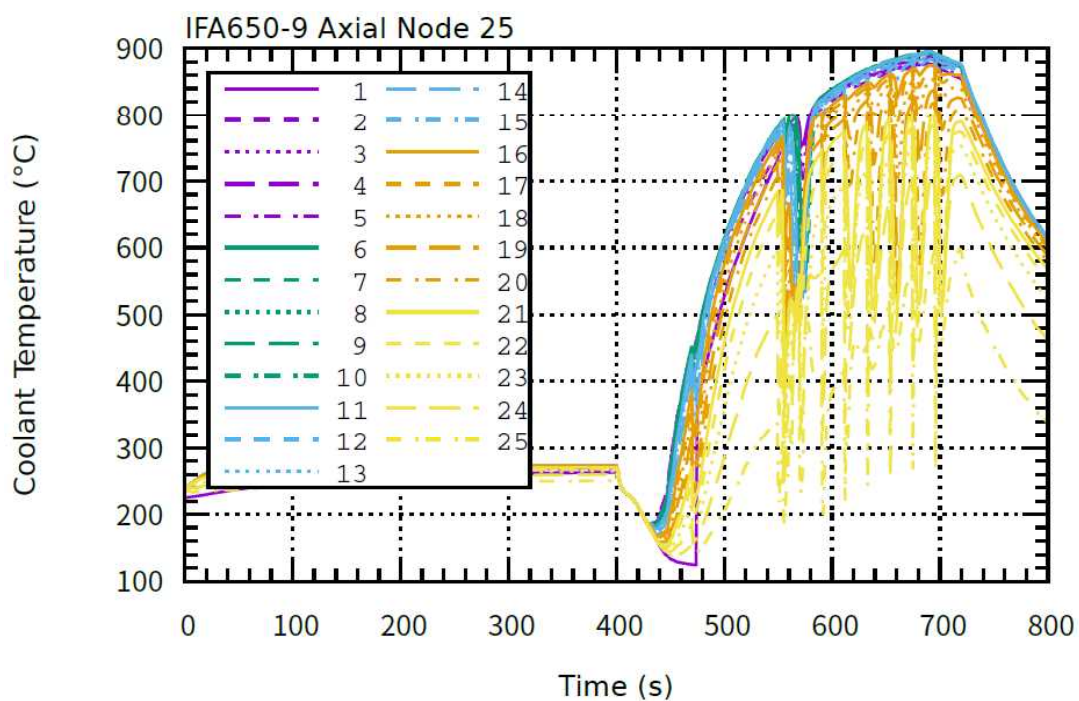


(b) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの軸方向出力ピーキング係数時間履歴

図 4.6.4-4 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

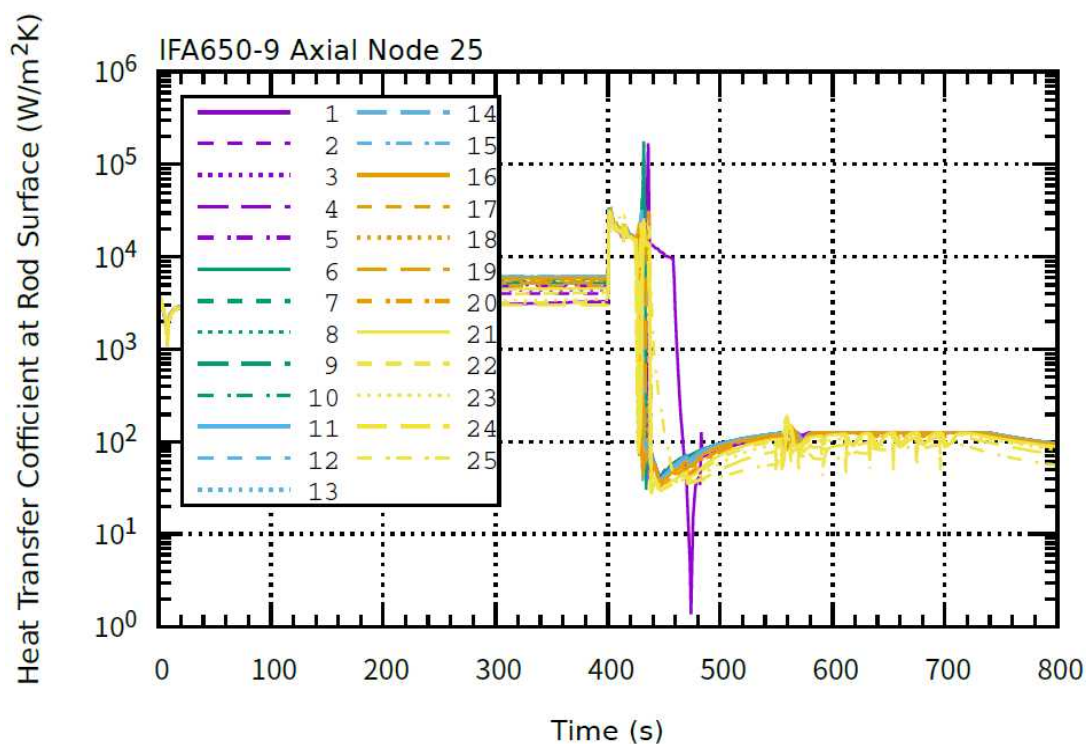


(c) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材圧力時間履歴

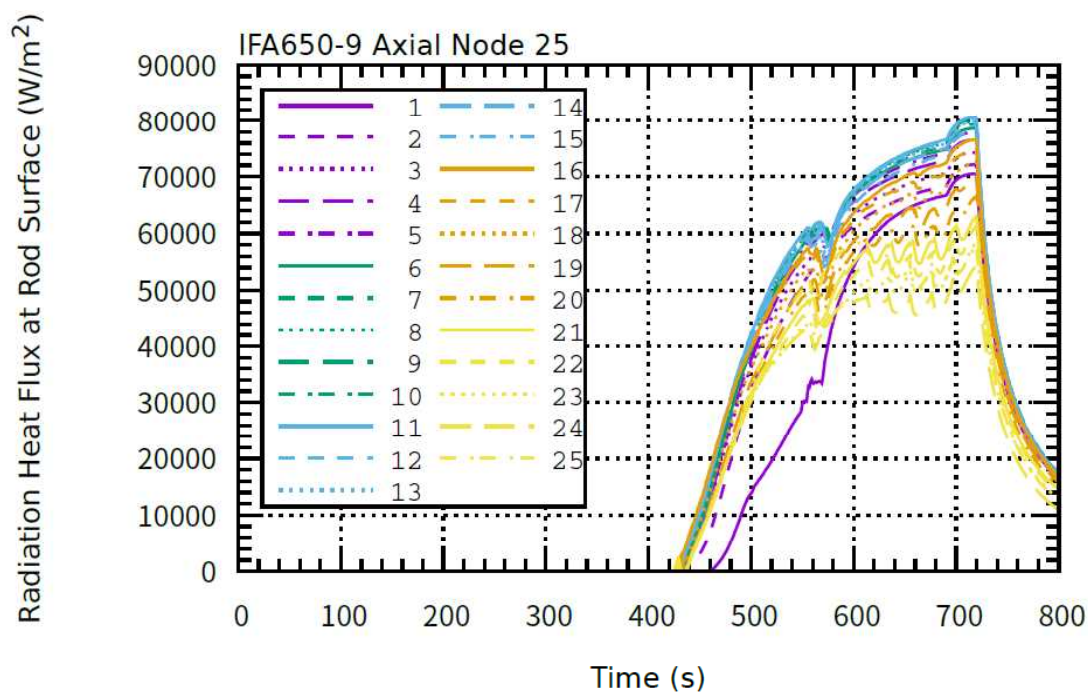


(d) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材温度時間履歴

図 4.6.4-4(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

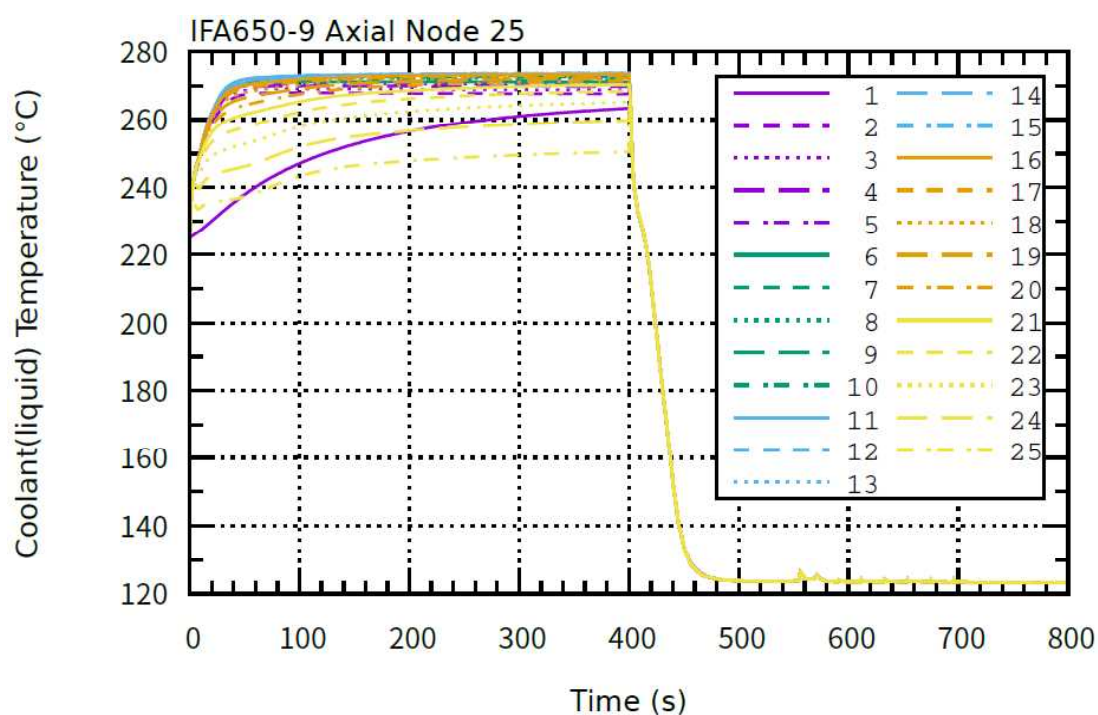


(e) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの燃料ロッド表面熱伝達係数時間履歴

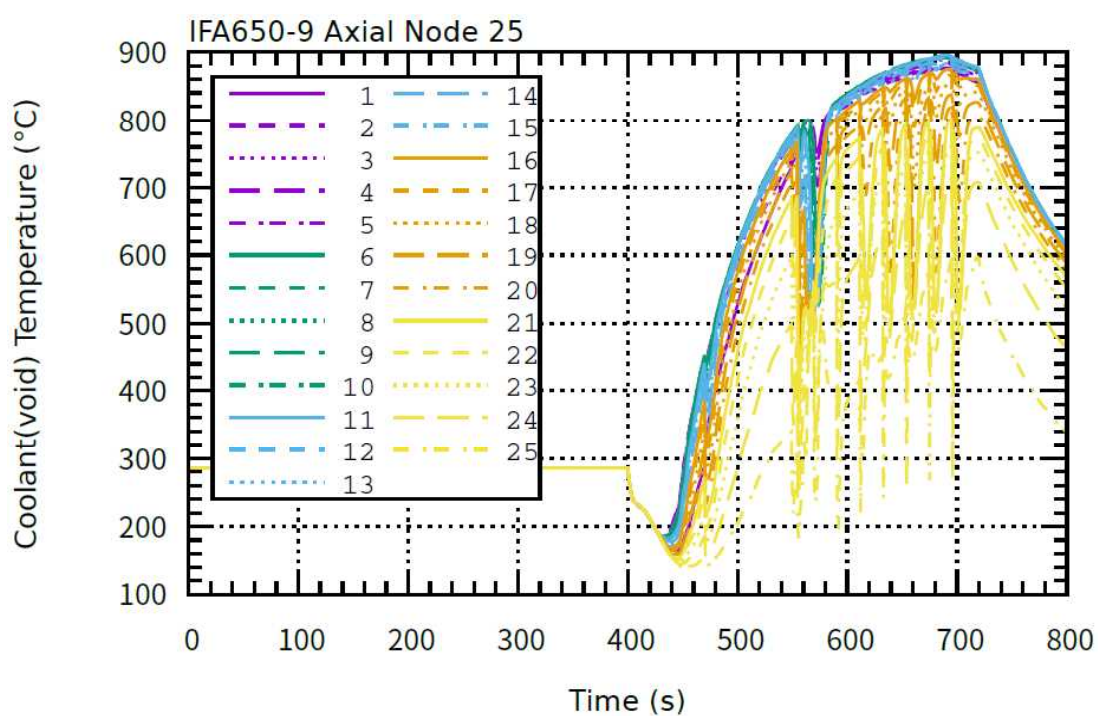


(f) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの燃料ロッド表面輻射熱流束時間履歴。ロッド表面とヒーター内側表面間の輻射熱流束寄与に対応する。また符号が+ケースはロッド表面からヒーター内側表面への熱移動に対応する。

図 4.6.4-4(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

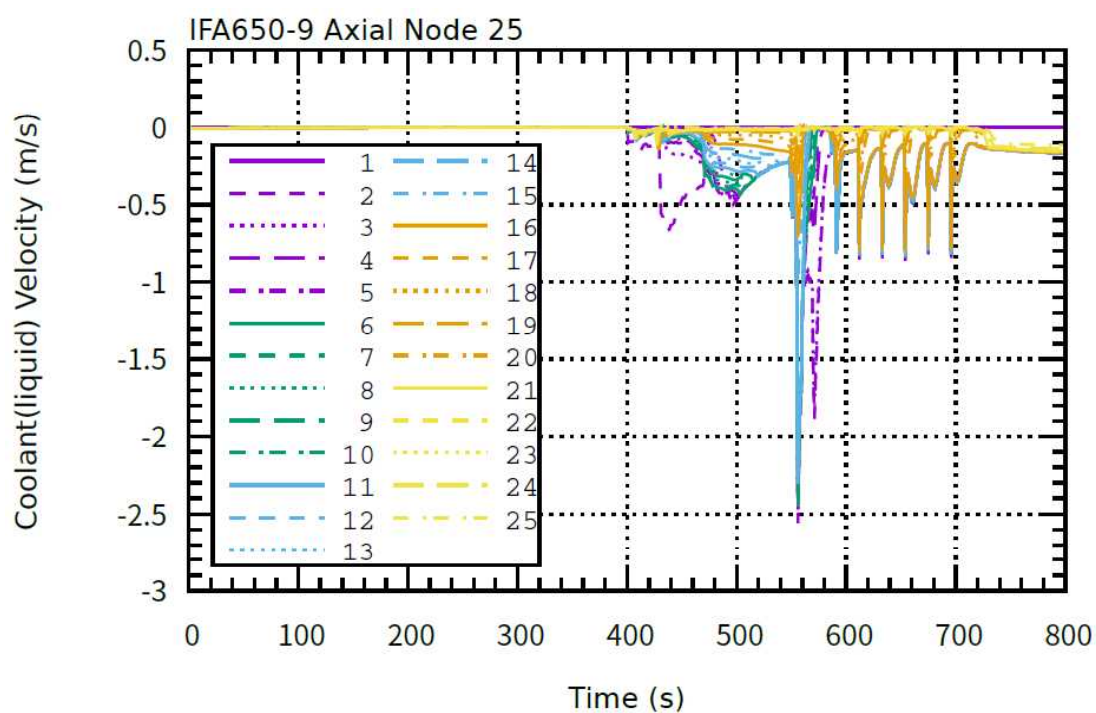


(g) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(液相)温度時間履歴

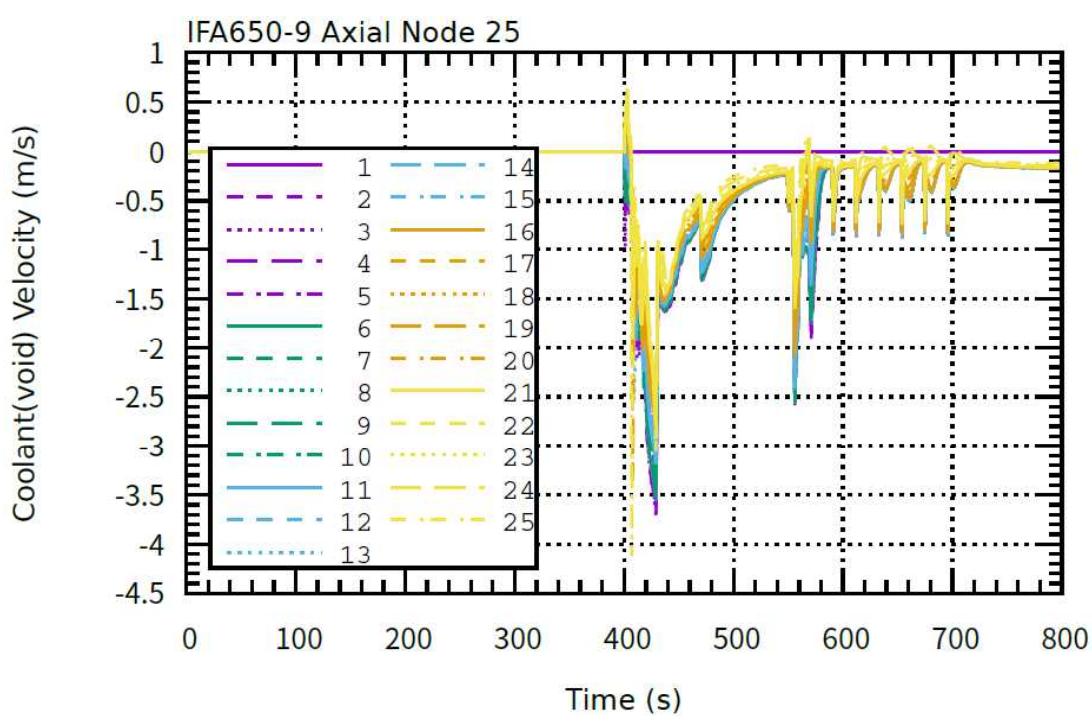


(h) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(気相)温度時間履歴

図 4.6.4-4(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

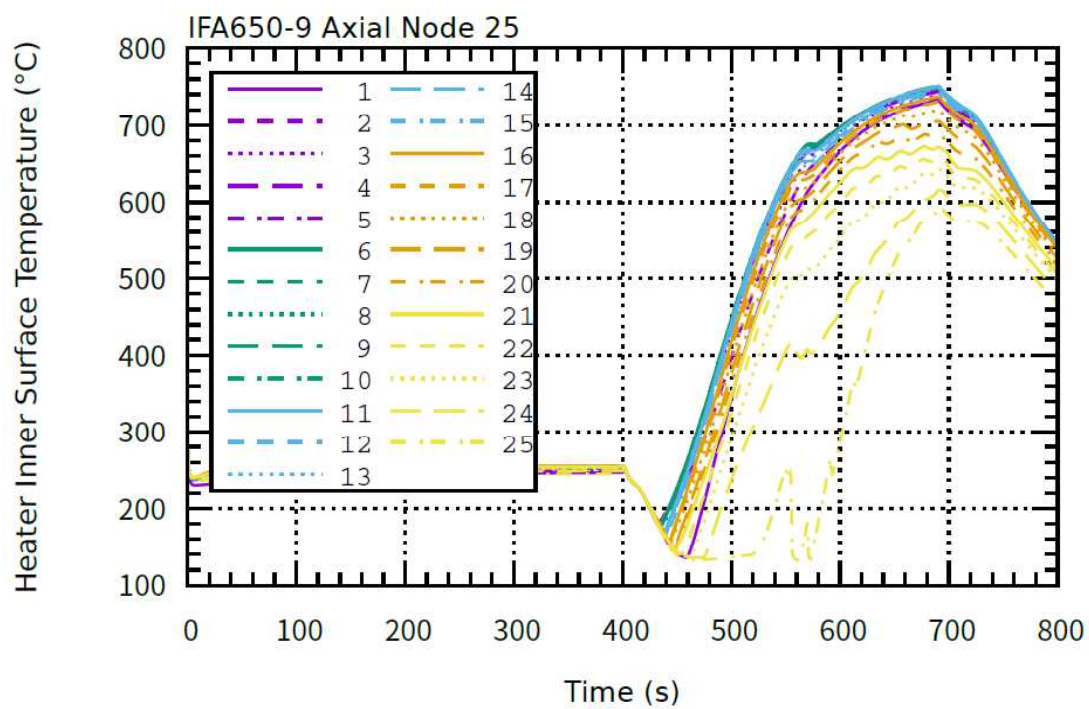


(i) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(液相)流速時間履歴



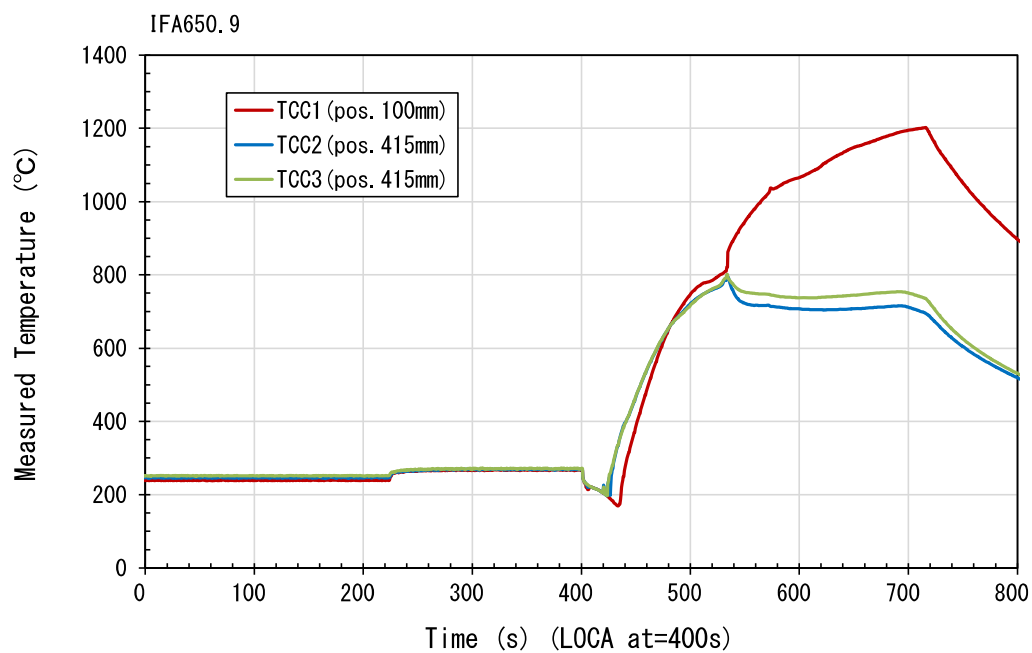
(j) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースの冷却材(気相)流速時間履歴

図 4.6.4-4(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

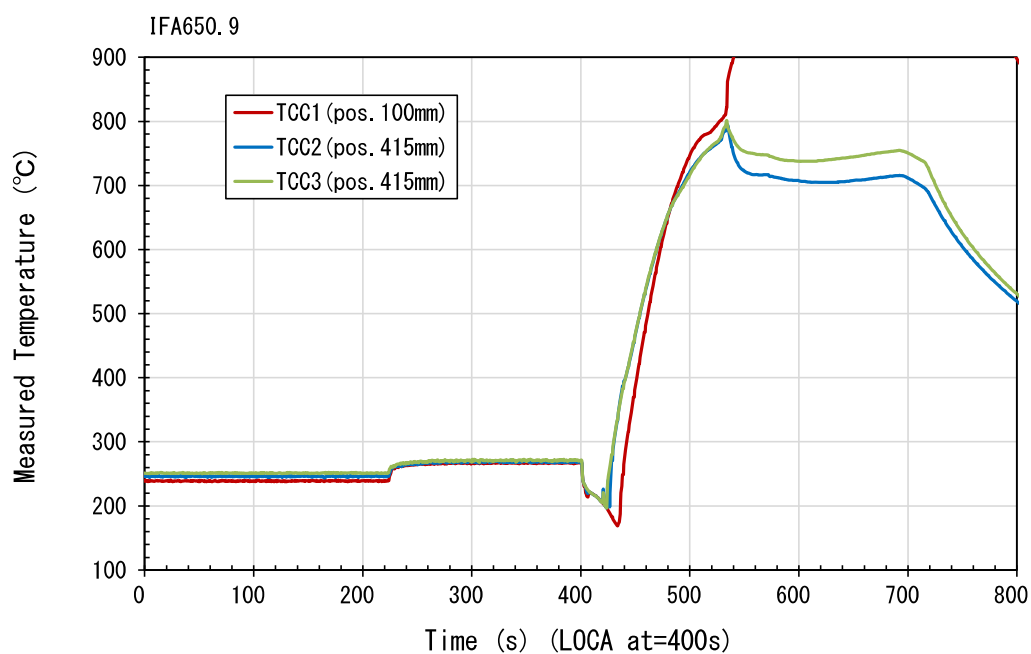


(k) 燃料スタック軸方向 25 分割ケースのヒーター内側表面温度時間履歴

図 4.6.4-4(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 4.6.4-5 IFA650.9 の燃料ロッド表面測定温度

4.6.5 LOCA 時の燃料被覆管膨れ破裂挙動の不確かさ評価

(1) 背景

FFRD は燃料ペレットと燃料被覆管が相互に係わる現象であることが知られている^(12,13)。燃料ペレットの細片化及び燃料棒内軸方向の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と考えられている。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。

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^(14,15)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。例えば、膨れ破裂判定モデルに関する代表的な既往研究⁽¹⁶⁾は実験データ群に対して破裂温度、破裂時公称フープ応力、昇温速度を変数とする単一の曲面を当てはめる最尤推定（点推定）であり、実験値に対する誤差は残差平方和などを取ることで計算可能だが、今後説明変数を増やすなどしてモデルを複雑化していった場合、実験データの不足により精度を過剰に高く見積もる恐れがある。この点はベイズ統計に基づいてモデルパラメータを推定することで解決可能と考えられる。

最尤推定に対するベイズ推定の利点はデータの少なさに伴う不確かさを自然にモデルに取り込めることである。最尤推定で少数のデータ点に対して回帰分析を行い、残差平方和を取った場合、極度に当てはまりの良い回帰線が生成され、精度を過大評価する恐れがある（図 4.6.5-1、グラフ a.1 および a.2）。一方でベイズ推定ではデータの数がすなわちベイズ更新の回数となるため、少数のデータ点ではベイズ確率が収束せず、回帰式からのばらつきが自然に大きく評価される（図 4.6.5-1、グラフ b.1 および b.2）。さらにベイズ推定の下では回帰式自体も確率的存在（式のパラメータが確率分布で表される）であるため、少数のデータ点へのフィッティングでは回帰線のばらつきも大きくなる（図 4.6.5-1、グラフ c.1 および c.2）。データの少なさとモデルの複雑さ（説明変数の数など）に対する相対値であるから、燃料被覆管の膨れ破裂挙動に対して複雑なモデルを当てはめた際にも、これと同様に効果的に不確かさを見積もることが可能である。

そこで、本事業ではベイズ統計に基づき **FFRD** 評価に不可欠な燃料被覆管の LOCA 時膨れ破裂挙動モデルおよび不確かさ評価手法を開発する。**FFRD** に関わる膨れ破裂挙動としては、破裂判定、膨れ量評価、破裂開口サイズ評価などが考えられるが、本年度ではまず LOCA 時の燃料被覆管の膨れ破裂判定モデルの評価手法を開発し、先行研究の LOCA 時の燃料被覆管の膨れ破裂判定モデル⁽¹⁶⁾を参考に、比較的簡単なモデルでパラメータの推定と不確かさの定量化を行った。それによって不確かさの評価手法を確立し、次年度以降

より複雑なモデルでの高精度化を目指すこととした。

(2) 燃料被覆管の膨れ破裂判定モデル

LOCA 時の燃料被覆管膨れ破裂判定モデルについては非照射ジルカロイ被覆管のバースト試験データから構築した相関式が報告されている⁽¹⁶⁾。

$$T_R = 3960 - \frac{20.4\sigma}{1+H} - \frac{8,510,000\sigma}{100(1+H) + 2790\sigma}$$

ここで T_R は破裂温度、 σ は破裂時公称フープ応力、 H は昇温速度である。
公称フープ応力は以下の式により計算される。

$$\sigma = (d/2t)\Delta P_S$$

ここで d は被覆管中心径、 t は被覆管肉厚、 ΔP_S は破裂時の被覆管内外差圧である。

本研究では上記の相関式をベースに、ベイズ統計手法を用いて不確かさを考慮した破裂判定モデルを構築するため、上記の相関式を σ について解いた上で簡略化し、

$$\sigma = C_1 \times H^{0.5} + C_2 \times T^{0.5} + C_3 \times T + I$$

(ただし C_1 、 C_2 、 C_3 、 I はパラメータ)

とした上で、適宜修正や説明変数の追加等を行って用いた。またいくつかのモデルについては事前に特定のモデル式を想定しないノンパラメトリックベイズの手法で推定を行った。作成した複数のモデルについて情報量規準及び交差検証を用いたモデル選択を実施し、予測精度やデータへの適合性の観点で最適なモデルを選択した。

① 文献データ

パラメータの推定に用いるデータは文献^{(12), (16)-(25)}から抽出し、電子データベースの形に整理した。取得した項目は表 4.6.5-1 のとおりである。

燃料被覆管のバースト試験の記載情報の充実度は文献により異なり、作成したデータベースには多くの欠損が生じた。また収集したものの、公称フープ応力との相関が見られない、あるいはデータが少なく判定できない項目も存在した。本事業ではデータベースから比較的データが揃っており、かつ公称フープ応力との相関の強い項目を抜き出して後のモデル作成や推定に用いた。

整理した文献データの燃焼度範囲は 0–28 GWd/MTU であり、顕著な細片化を生じる燃

焼度 60 GWd/MTU を超える高燃焼度域のデータを拡充する必要がある。

② モデル式

膨れ判定破裂モデルとして構築した 4 つの候補モデル(1)-(4)の式を以下に示す。ここで (1)式は説明変数が 2 個のパラメトリックモデル、(2)式は説明変数が 5 個のパラメトリックモデル、(3)式は説明変数が 5 個のノンパラメトリックモデル、(4)式は説明変数が 5 個でパラメトリック・ノンパラメトリックを組み合わせたモデルである。

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

$$\sigma = C_1(H - H_{\min})^{0.5} + C_2(T - T_{\min})^{0.5} + C_3(T - T_{\min}) + I_{\text{mean at model1}} + C_4M + C_5S + C_6L \quad (2)$$

$$\sigma = GP(H, T, M, S, L) \quad (3)$$

$$\sigma = C_1(H - H_{\min})^{0.5} + C_2(T - T_{\min})^{0.5} + C_3(T - T_{\min}) + I_{\text{mean at model1}} + GP(M, S, L) \quad (4)$$

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、 S は破裂時内圧、 L は破裂時周方向歪みである。また M は試験種別であり、0= In-pile 試験、1= Out-of-pile 試験と定義している。破裂時公称フープ応力、昇温速度、破裂温度は従来相関式と同様の説明変数であり、それ以外の破裂時内圧、破裂時周方向歪み、試験種別はデータベースからランダムフォレスト法⁽²⁶⁾によって破裂時公称フープ応力と相関の強い特徴量を選んで説明変数に追加した。被覆管外内径などでは今回は強い相関が得られなかったことから除外した。

ランダムフォレスト法はデータを領域ごとに分割しながら、その領域における目的変数を最もよく説明できる固定値を当てはめていくことで平均二乗誤差を最小化する決定木を多数作成し、その予測結果を平均することで回帰分析を行う手法である。本研究ではそのランダムフォレスト法を偽の特徴量を生成しながらさらに多数回行い、偽の特徴量と同程度以下しか結果に寄与しなかった特徴量を削除していくことで精度や汎化性能を向上させる Witold R. Rudnicki らの手法を用いた⁽²⁷⁾。実際の手続きとしてはライブラリが公開されている同手法の Python での実装である Boruta⁽²⁷⁾をインポートし、公称フープ応力を目的変数としてデータベース全体を多数回のランダムフォレスト法で回帰分析することで、全特徴量のうち偽の特徴量と同程度以下しか寄与しなかったものを棄却分類していき、最終的に残った特徴量を重要な説明変数として抽出した。特徴量の寄与が偽の特徴量と同程度以下であると検定する時の P 値は上記実装でのデフォルト値である 0.05 を用いた。

H_{\min} 及び T_{\min} はそれぞれ昇温速度と破裂温度のデータの最小値であり、データを z-score 標準化によって標準化した際に、負の値を 0.5 乗することを避けるために導入している。

C_1 - C_6 は係数、 I は切片である。 $I_{\text{mean at model1}}$ は定数であり、(1)式での I の推定結果の平均値を意味する。

GP は付記の記号をパラメータとするガウス過程 (ノンパラメトリック推定)⁽²⁸⁾を表す。本研究で用いたガウス過程の確率モデルは以下の通りである。

$$GP(X) \sim \text{MultiNormal}(0, \kappa(X, X'))$$

ただし、

$$\kappa(X, X') = \theta_1 \exp\left(-\frac{(X - X')^2}{2\theta_2}\right) + \text{diag}(\theta_3)$$

ここで X は説明変数の組を表す。 $\theta_{1,2,3}$ は推定すべきパラメータである。

パラメトリックベイズ推定による線形回帰の場合、回帰式は現実のデータの関係を精度よく近似することが期待されるが、回帰式の解が実際の測定値と完全に一致することはあり得ない。そこで回帰式の解を σ 、実際に測定された破裂時公称フープ応力を σ_{obs} 、両者間の誤差を ϵ と置いて正規分布を仮定すると、両者の関係は以下の式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{obs}} &= \sigma + \epsilon \\ \epsilon &\sim \text{Normal}(0, SD) \end{aligned}$$

ただしここで SD は標準偏差である。

これは以下の確率モデルと同値である。

$$\sigma_{\text{obs}} \sim \text{Normal}(\sigma, SD)$$

本研究では式(1)、(2)、(4)について上記確率モデルを仮定して各式のパラメータおよび SD を推定した。式(3)では前述の GP の確率モデルから回帰式を想定せずに直接測定値が推定されるので別途新たに確率モデルを仮定する必要はない。

③ パラメータの推定

ベイズ推定では初めに各パラメータに事前分布を設定し、それをデータに基づいて更新 (ベイズ更新) していくことで最終的な確率分布を得るという計算を行う。今回の場合はモデル(1)の $C_{1,2,3}$ 、 I および SD 、モデル(2)の $C_{1\sim6}$ および SD 、式(3)の $\theta_{1,2,3}$ 、式(4)の $C_{1,2,3}$ 、 $\theta_{1,2,3}$ および SD がそれに当たる。

本研究では(1)式及び(2)式のパラメータ推定では無情報事前分布 (一様分布) を仮定し、(3)式では計算時間の短縮のために、スチューデントの t 分布

$$StudentT(y|v, \mu, s) = \frac{\Gamma((v+1)/2)}{\Gamma(v/2)} \frac{1}{\sqrt{v\pi s}} \left(1 + \frac{1}{v} \left(\frac{y-\mu}{s}\right)^2\right)^{-(v+1)/2}$$

を $v=4$ 、 $\mu=0$ 、 $s=5$ として用いた。ここで Γ はガンマ関数である。(4)式では上記 t 分布に加えて、さらに係数 C_1 、 C_2 、及び C_3 について(1)式の推定で得られた分布を事前分布として用いた。

ベイズ更新に伴う積分計算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⁽²⁹⁾により行った。実際の手順としては NUTS が標準的なアルゴリズムとして実装されている確率的プログラミング言語である Stan⁽³⁰⁾を使用し、Python 向けライブラリである PyStan⁽³¹⁾を Python コードから適宜呼び出して行った。その際、文献データに欠損値が存在する場合は、同じ説明変数の存在するデータの値をランダムに代入することで補間した。公称フープ応力、昇温速度、破裂温度については、欠損値は存在しなかった。破裂時内圧、破裂時延び、試験種別は部分的に欠損値が存在していた。補間後のデータベースは全モデル共通である。また計算が必要な統計精度を達成できるよう、サンプリング回数等の各種設定値に十分注意した。

Stan を使用したガウス過程推定ではデータの平均値を 0 以外の値にすると収束性が悪化することから、データを z-score 標準化によって平均 0、分散 1 になるよう前処理を行った。各モデルによってデータを揃える目的からこの前処理はガウス過程を使用しないモデル ((1)式及び(2)式) でも同様に行った。

④ ベイズ予測分布の 3D プロット

各モデルの破裂時公称フープ応力のベイズ予測分布を以下に示す。

・モデル(1) パラメトリックモデル (説明変数 2 個)

モデル(1)の予測分布を図 4.6.5-2 に示す。ここで半透明の赤・緑・青曲面はそれぞれ破裂時公称フープ応力の予測分布の 97.5 パーセンタイル、中央値、2.5 パーセンタイルであり、赤曲面 (97.5 パーセンタイル) と青曲面 (2.5 パーセンタイル) に挟まれた領域が 95% 区間となる。青点は文献データ、赤点及びその上下の黄点はそれぞれ文献データと同じ位置 (説明変数が同じ値) における公称フープ応力予測分布の中央値、97.5 パーセンタイル及び 2.5 パーセンタイルである。

・モデル(2) パラメトリックモデル (説明変数 5 個)

モデル(2)の予測分布を図 4.6.5-3 に示す。それぞれの曲面と点の定義はモデル(1)と同じである。各曲面は試験種別、破裂時応力、破裂時延びを全てそれぞれの文献データの平均値とした場合のものを描画した。モデル(2)の場合、文献データによって試験種別、破裂時

応力、破裂時延びの値がばらばらなため、赤点、黄点が各曲面からずれている。

・モデル(3) ノンパラメトリックモデル (説明変数 5 個)

モデル(3)の予測分布を図 4.6.5-4 に示す。それぞれの曲面と点の定義はモデル(1)と同じである。各曲面はモデル(2)と同様、試験種別、破裂時応力、破裂時延びを全てそれぞれの文献データの平均値とした場合のものを描画した。

・モデル(4) パラメトリック+ノンパラメトリックモデル (説明変数 5 個)

モデル(4)の予測分布を図 4.6.5-5 に示す。それぞれの曲面と点の定義はモデル(1)と同じである。各曲面はモデル(2)と同様、試験種別、破裂時応力、破裂時延びを全てそれぞれの文献データの平均値とした場合のものを描画した。

(3) 情報量規準・交差検証によるモデル選択

作成した各モデルについて、情報量基準 WAIC⁽³²⁾及び交差検証 LOOCV⁽³³⁾によって性能を比較した。それぞれの指標の計算式は以下のとおりである。

$$WAIC = 2 \left(\sum_{i=1}^n \log E_w[p(X_i|w)] + \sum_{i=1}^n \{E_w[(\log p(X_i|w))^2] - E_w[\log p(X_i|w)]^2\} \right)$$

$$LOOCV = 2 \sum_{i=1}^n \log E_w[1/p(X_i|w)]$$

ここで p は予測分布、 X_i は説明変数、 w はパラメータ、 E_w はある w における期待値を表す。WAIC 及び LOOCV はモデルの予測性能の指標となる。

代表的な情報量基準としては他に WBIC も知られている。しかしながら WBIC はデータへの適合度を示す指標と理解することが一般的であり、今回は適合度よりも予測性能の方が重要であることから除外することとした。

各指標の計算結果を表 4.6.5-3 及び図 4.6.5-6 に示す。各指標の数値が小さい程、モデルの予測性能が良いことを示す。これらの結果、モデル(4)が WAIC 及び LOOCV の値が最も小さく、予測性能の観点で候補モデルの中で最も性能が高いと考えられた。

(4) 課題・今後の計画

本年度は FFRD 評価に不可欠な燃料被覆管の LOCA 時膨れ破裂挙動の不確かさ評価手法の開発の一環として、ベイズ統計手法を用いて LOCA 時の燃料被覆管の膨れ破裂判定モデルを開発し、同モデルの不確かさを定量的に評価した。今後はこのモデルを組み込んだ炉心スケールでの LOCA 解析を行い、LOCA 条件下での燃料被覆管の見込み破裂本数を

確率的に評価することを目指す。

課題は以下のとおりである。

- ・燃料被覆管膨れ破裂判定モデルの不確かさと炉心スケール解析の不確かさの関係

現状の破裂判定モデルでは、モデルの持つ不確かさが最終的な炉心スケール解析での破裂本数にどの程度影響するか明確ではない。そのため、モデルの予測精度のさらなる向上が必要なのか、現時点で得られているモデルで十分なのかの判断が困難である。この点は全体の解析システムを構築し、様々な条件で計算を繰り返すことで明らかになると考えられる。

- ・データベースの欠損

現状では文献等からのデータ収集が不完全であるため、欠損の多いデータベースを使用してベイズ推定を行っている。構築した破裂判定モデルの信頼性を高めるために、炉心スケールでの LOCA 解析及びその解析システムの構築と平行して、追加のデータ収集作業を進める必要がある。

- ・欠損値補間手法

データベースの充実に努力しつつも、依然として欠損が残る可能性は考えられる。今回の研究では欠損値の補間に、既存のデータをランダムに代入する手法を取ったが、代入を一回しか行っていないため、補間の不確かさに伴う推定結果のばらつきが破裂判定モデルに反映されていない。この点を解決するために、複数回の代入によって複数の補間済みデータベースを作成し、そのそれぞれにベイズ推定を行ってから結果を総合する多重代入法等の適用を検討する必要がある。

表 4.6.5-1 データ収集項目一覧

試験 ID	ロッド ID	燃料タイプ	被覆管材質	被覆管長さ (mm)
被覆管外径 (mm)	被覆管内径 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	プレナム長さ (mm)
加熱部長さ (mm)	初期圧力 (bar)	冷却材流量 (kg/s)	外面初期酸化 膜厚さ (μm)	内面初期酸化膜 厚さ (μm)
ペレット材質 - 0: UO ₂ / 1: アルミナ / 2: 無し	ペレット径 (mm)	ペレット径 (mm)	水素発生量 (L at STP)	水素吸収量(ppm)
燃焼度 (GWd/MTU)	試験種別 (0:In- pile / 1:Out-of-pile / 2:コールド試験)	試験種別 (0: 単ピン試験 / 1:バンドル試 験)	試験体拘束 (0:無し / 1: 有り)	加熱条件 (0:核熱 / 1:内熱 / 2:外熱 / 3:内熱+外熱 / 4: 直接通電)
シュラウド加 熱 (0:無し / 1: 有り)	雰囲気 (0:水蒸気 / 1:アルゴン / 2:空 気+水蒸気 / 3:水 蒸気+水 / 4:水蒸 気+He / 5:真空)	外部圧力 (bar)	被覆管昇温速 度(°C/s)	シュラウド昇温 速度(°C/s)
破裂時圧力 (bar)	最大圧力 (bar)	破裂時差圧 (bar)	破裂時公称フ ープ応力 (MPa)	破裂温度 (°C)
破裂時周方向 歪み(%)	破断口面積 (mm ²)	破断口長さ (mm)	破断口幅 (mm)	

表 4.6.5-2 モデル式一覧

モデル	推定方法	説明変数 (個)
(1)	パラメトリック	2
(2)	パラメトリック	5
(3)	ノンパラメトリック	5
(4)	パラメトリック+ノンパラメトリック	5

表 4.6.5-3 情報量規準・交差検証計算結果一覧

モデル名		WAIC	LOOCV
モデル(1)	パラメトリック (説明変数 2 個)	395	395
モデル(2)	パラメトリック (説明変数 5 個)	366	368
モデル(3)	ノンパラメトリック (説明変数 5 個)	296	299
モデル(4)	パラメトリック+ノンパラメトリック (説明変数 5 個)	296	297

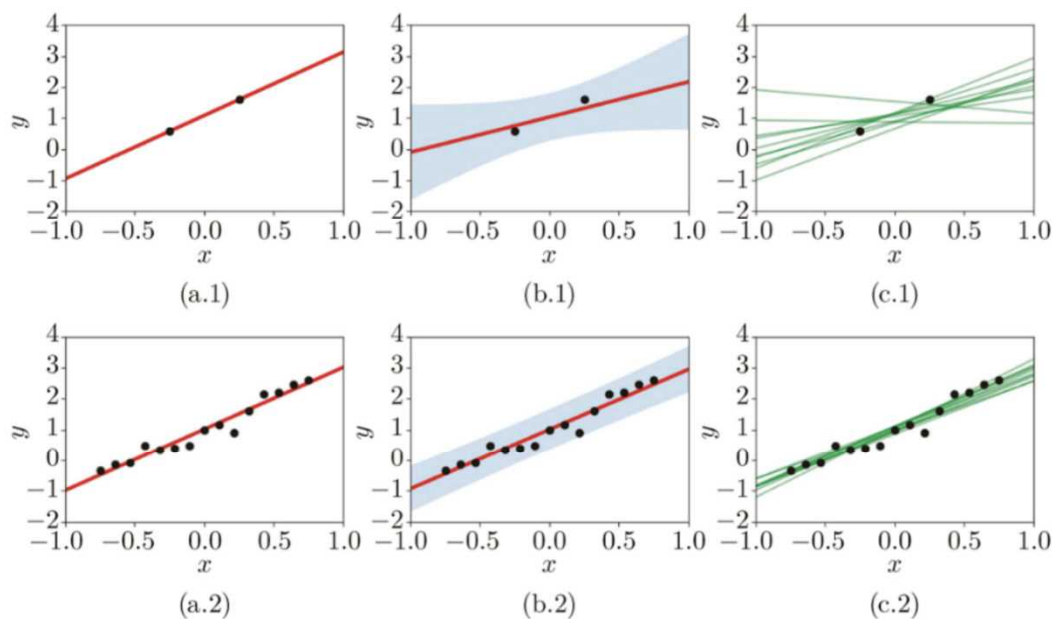


図 3.6 最尤推定による回帰との比較

図 4.6.5-1 須山敦志「ベイズ深層学習」(機械学習プロフェッショナルシリーズ)より
 黒点はデータ、a.1、a.2 の赤線は最尤推定の回帰式、b.1、b.2 の赤線はベイズ推定に基
 づく MAP (最大事後確率) 推定、同青領域は 2σ 、c.1、c.2 の緑線はベイズ推定の回帰
 式推定結果から 10 本サンプル抽出したもの

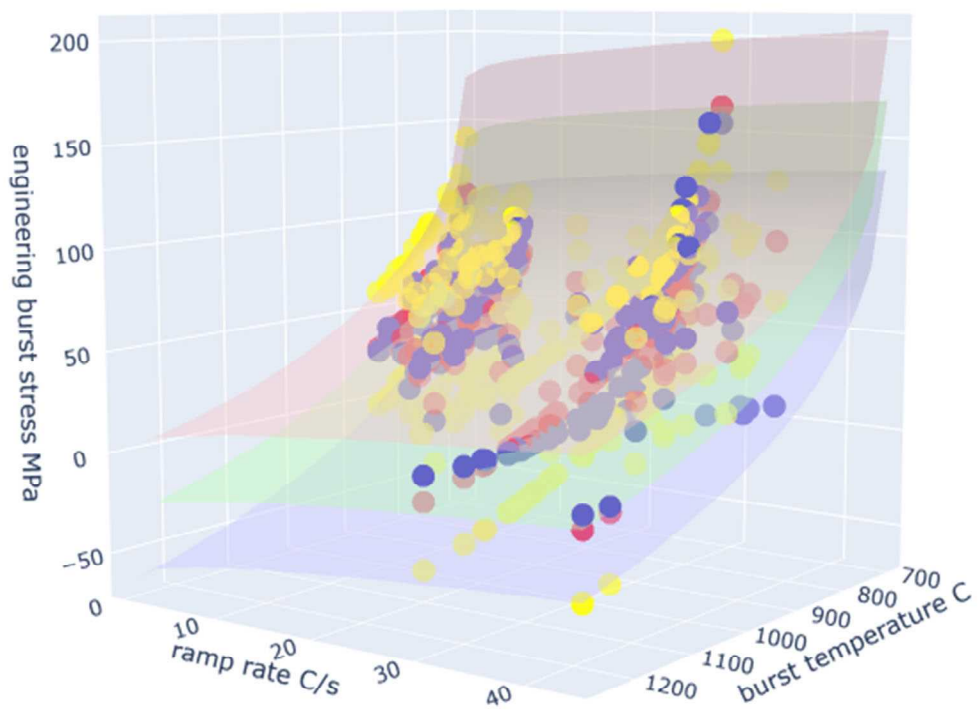


図 4.6.5-2 破裂時公称フープ応力のベイズ予測分布 (モデル(1))

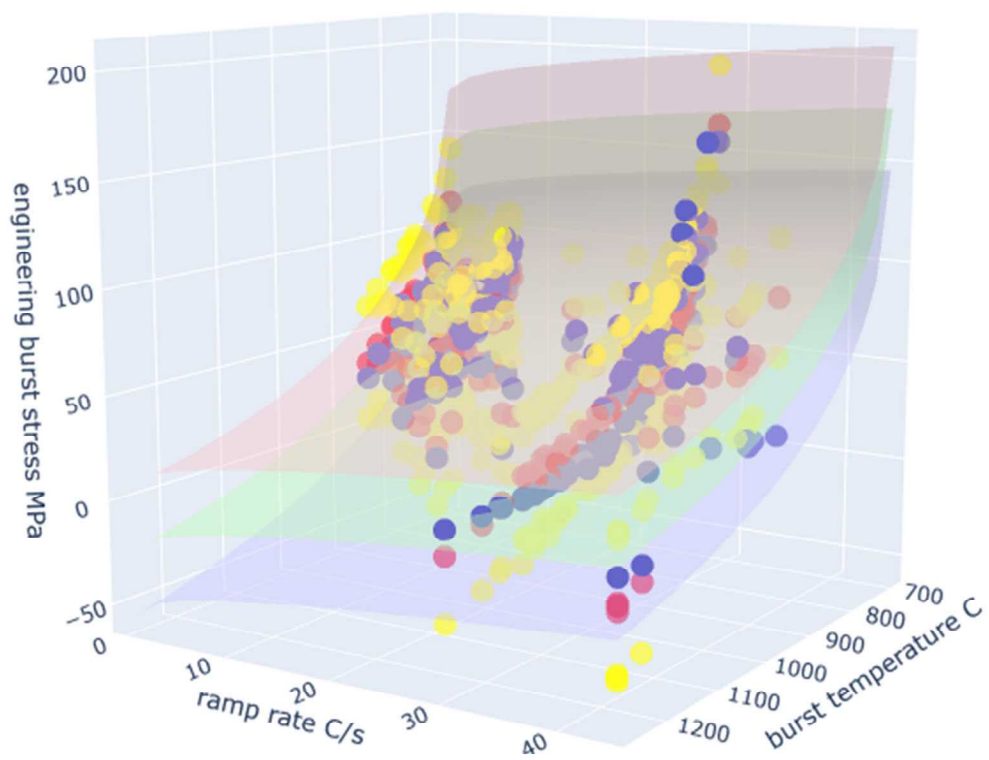


図 4.6.5-3 破裂時公称フープ応力のベイズ予測分布 (モデル(2))

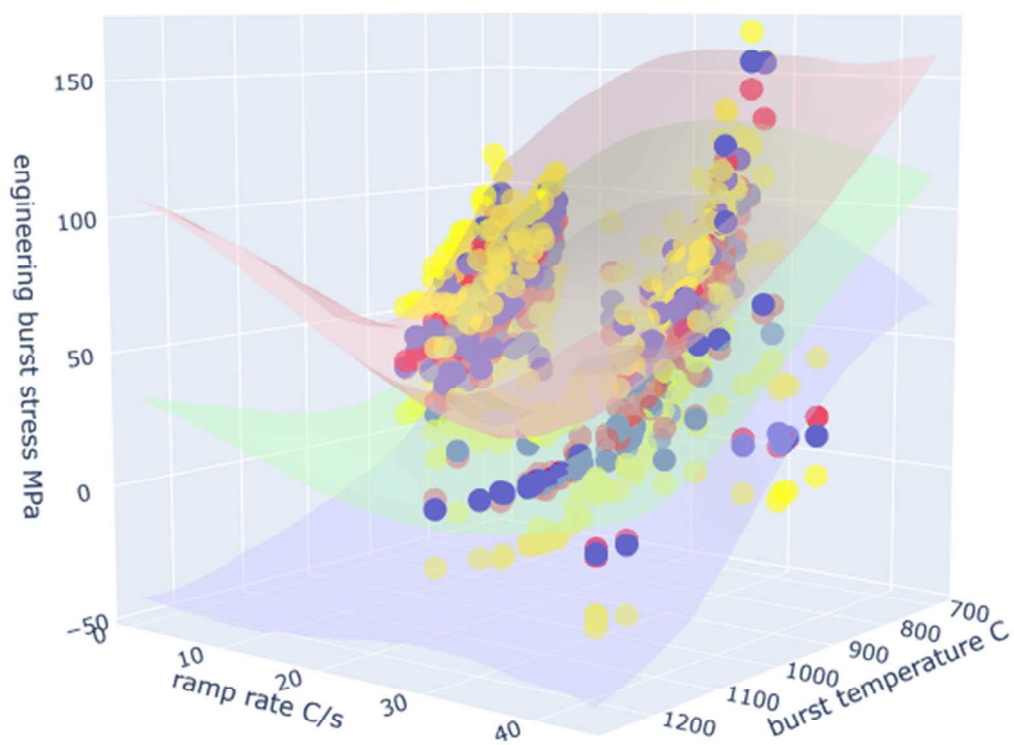


図 4.6.5-4 破裂時公称フープ応力のベイズ予測分布 (モデル(3))

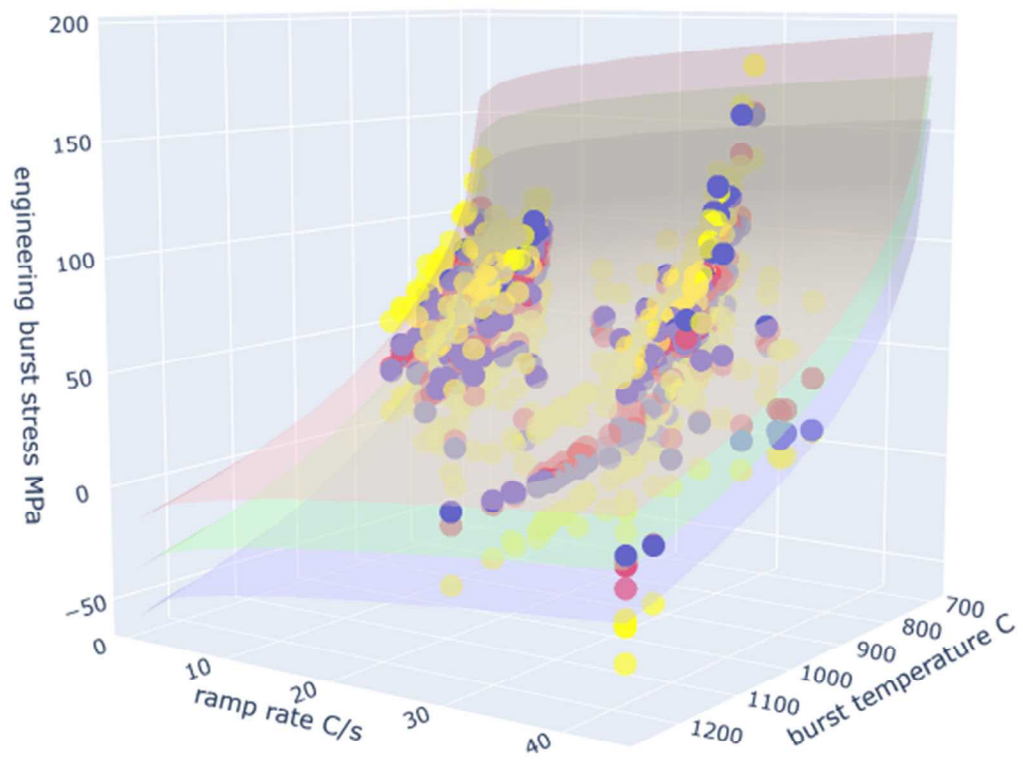


図 4.6.5-5 破裂時公称フープ応力のベイズ予測分布 (モデル(4))

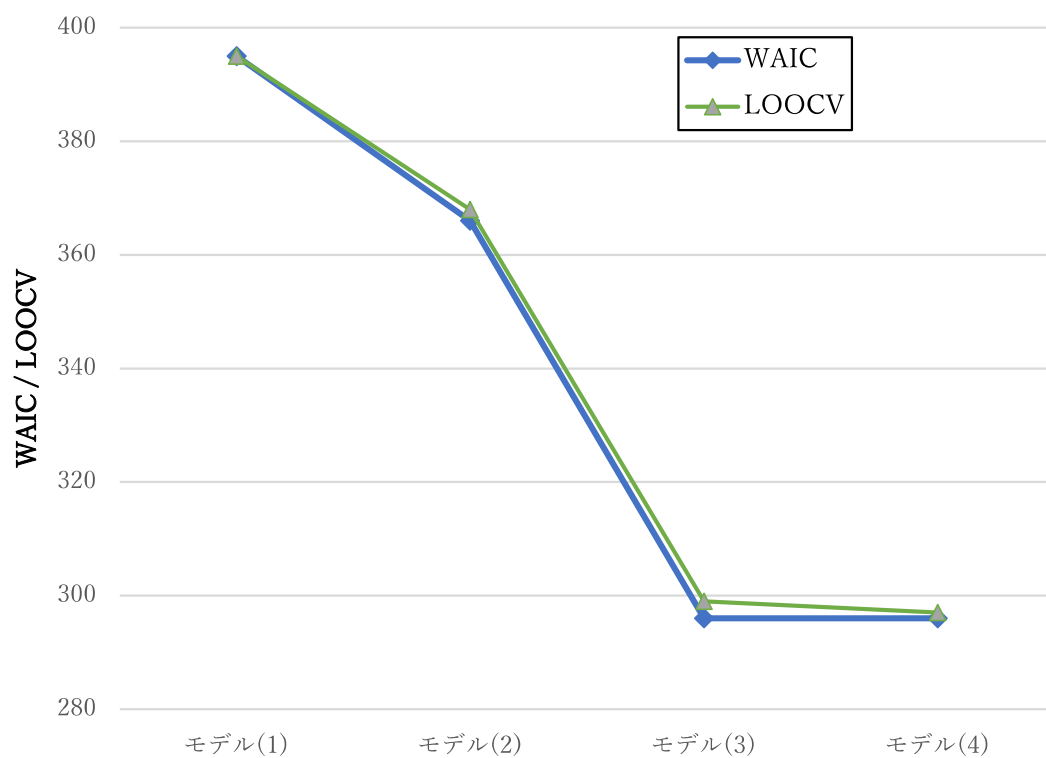


図 4.6.5-6 情報量規準・交差検証の計算結果

4.6.6 LOCA 時の燃料挙動が炉心冷却性に及ぼす影響に関する検討

(1) 背景

FFRD の安全評価上の懸念事項については近年、炉心冷却性に及ぼす影響を含めて OECD/NEA 報告書に取りまとめられている⁽³⁴⁾。またこれに対応し実際に FFRD の影響を評価した解析についても、同報告書内及び IAEA 主催により 2018 年まで行われた国際ベンチマーク FUMAC 報告書において多数の事例が報告されている⁽³⁵⁾。これらの研究において、FFRD の発生が炉心冷却性に影響を及ぼす経路として議論・評価の対象となっているのは、大きく①リロケーションに伴う被覆管バースト部（燃料棒内部）での燃料片堆積による被覆管温度（従って高温酸化量）の上昇、②燃料棒外に放出され堆積した燃料の冷却性、の 2 項目である。特に前者については、各国の従来 LOCA 時安全評価（我が国における ECCS 性能評価指針）において直接、間接に被覆管温度と酸化量に基づく基準設定がなされていることから関心が高く、解析による影響評価の試みが広く行われている。いずれの試みにおいても、バースト部、即ち燃料片堆積部の局所的な燃料棒線出力（崩壊熱による）の上昇がモデリングの核であり、また被覆管変形量や堆積部の燃料充填率の感度が極めて大きいことが指摘されている点も共通している。採用されたパラメータや想定条件により、数十度から 200℃程度までの温度上昇が生じるとされる。また一部の解析では、バースト部の伝熱面積増加による冷却効率の増大が生じ、局所線出力の増大の効果が一部キャンセルされる可能性、また被覆管バースト挙動がリロケーション挙動に及ぼす影響だけでなく、リロケーション挙動が被覆管バースト挙動に及ぼす影響の可能性も指摘されている。他方、FFRD により燃料棒外に放出された燃料片堆積層の冷却性評価については、スパーサグリッド上に燃料片が堆積し、デブリベッドを形成したケースについて、Lipinski のドライアウトモデルをベースとした簡素な検討が実施された例がある。

我が国における FFRD 時リロケーションの PCT 影響評価の試みとして、原子力規制庁において、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 年度までに実施され、FFRD 影響評価ツールとしての同システムの整備が現在も続けられている。本事業において実施予定である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。

堆積燃料の冷却性評価については、RIA 指針において上述の Lipinski モデルを用いた評価例が示されていた（次節参照）ものの⁽³⁶⁾、詳細な解析条件の情報が与えられておらず、またあくまで評価例の提示であることから解析対象ケースも極めて限定的であった。その他、我が国の原子力プラントを対象として、放出燃料の冷却性に係る安全評価一般に適用できるような系統的な解析評価は見当たらなかった。そこで昨年度は、堆積燃料の冷却性評価に基づき許容可能な燃料放出量を簡易的に判定可能とする LOCA、RIA 共通のデータベ

ースを整備することを目的として、複数の原子炉圧力容器タイプについて、Lipinski モデルによるドライアウト発生条件のパラメータサーベイを実施した⁽³⁷⁾。原子力規制庁による上述の FFRD 影響評価ツール整備は、堆積燃料の冷却性評価手法の高度化も自ずとスコープに含むものと考えられるが、従来安全評価において広く利用されてきた簡易的な手法による系統的な評価結果を先行的に整備しておくことで、FFRD に関する短期から中期の規制判断、また評価手法高度化の優先度に係る判断にも資するものと考えられる。原子炉容器底部に燃料が堆積した状況を想定した昨年度の評価に続き、本年度は、燃料集合体内のスペーサグリッドによって燃料片の落下が妨げられ、集合体中に堆積層が形成した状況を想定して、同様の評価を実施した。

(2) 放出燃料の集合体内堆積時における熱的影響評価

設計基準事故時に破損した燃料棒から細片化され放出された燃料ペレットが、集合体内のスペーサグリッドによって落下を妨げられ、結果として集合体内に堆積層を形成した状況を考える。RIA、LOCA 共に、燃料の堆積が生じた時点で原子炉は停止状態にあり、また燃料が堆積する集合体高さは冷却水が存在している、もしくは速やかに冷却水により満たされると想定されるが、放出された燃料は崩壊熱を発生し続けるため、堆積した燃料の量及び堆積状態によっては、堆積燃料の徐熱が十分に行われない恐れがある。このような状況について、昨年度評価炉心底部堆積状態について行ったと同様 Lipinski の 0 次元モデル⁽³⁶⁾を適用し、堆積燃料の冷却性を評価した。同モデルでは、デブリベッド（燃料粒子の堆積層）内流路を鉛直上方向に通過する冷却水の気相・液相について運動量保存、エネルギー保存、質量保存に関する平衡状態の方程式を連立させ、これに基づき堆積領域内冷却水の飽和度、熱流束、堆積層高さの関係を与える方程式を得た上で、この拘束条件の下、ある堆積層高さが与えられたときの飽和度に関する熱流束の最大値をドライアウト熱流束として評価する手法で、系の熱流束が同モデルにより評価されたドライアウト熱流束を超えないことが、堆積燃料の冷却性確保の一つの目安となる。なお、同モデル自体を評価に用いたコード内で適切に実装できている点については、既に検証済みである⁽³⁷⁾。

(3) 計算条件

①燃料の放出に伴う集合体内堆積層高さの増大を保守的に見積もるため、燃料の放出は燃料棒上端側から生じ、放出された燃料は集合体底部に堆積するものとする。また、集合体下部への落下分は考慮しないものとする。即ち、放出燃料の全てが堆積層高さ増に寄与する仮定を置いた。また、放出燃料は集合体内の燃料被覆管同士の空隙部分に堆積するので、堆積量あたりの堆積層高さ増は燃料ピッチに依存する（ピッチが広く空隙が大きいほど、ある量の放出燃料にたいして高さは増えにくくなる）（図 4.6.6-1）。また、このように算定された高さを有する堆積層中には、元々その場所にあった燃料棒（破損していない燃料ペレットと被覆管）が元の形状を維持した状態で含まれている（同図左）

ことになるが、これらは燃料棒間に堆積した放出燃料と同等の熱的ふるまいを示すものと仮定している（同図右）。

- ②崩壊熱は、昨年度解析と同様、定格比 0.60%（停止後 24 時間を想定）とする。定格運転時の出力密度についても同様に、BWR 集合体タイプ 8x8,9x9A,9x9B の線出力 440W/cm と集合体タイプ 8x8(ペレット径 10.4mm),9x9A(ペレット径 9.6mm),9x9B (ペレット径 9.4mm) の仮定に基づき、また PWR2,3,4 ループの線出力 203,171,179 (W/cm) と集合体タイプ 14x14(ペレット径 9.29mm),17x17(ペレット径 8.19mm),17x17(ペレット径 8.19mm)の仮定に基づき、それぞれ算定した⁽³⁷⁾。
- ③ドライアウト熱流束モデルには Lipinski の 0 次元モデルを用いる。
- ・ドライアウト熱流束は、デブリベッド上部面位置における値と考える。
 - ・システム圧は大気圧とした。
 - ・粒子密度は理論密度比 0.97 とした。
 - ・粒子濡れ状態にあるとした。
 - ・ポロシティは 0.4 (Lipinski モデル、MAAP 等で標準値) 及び 0.26 (面心立方格子・最稠密における値) を用いた。
- ④放出燃料の粒径については、ドライアウト熱流束が最も小さくなる粒径とした。(粒子径のサーベイ範囲は、0.01mm から 100mm)

(4) 解析結果 (パラメータサーベイ)

パラメータサーベイのマトリクスを表 4.6.6-1 に示す。このうち、FA に相当する集合体タイプ毎の幾何寸法パラメータ及び線出力を表 4.6.6-2 に示す。冷却性評価の主たる入力情報になると考えられる、燃料の放出率を横軸にとり、結果を整理した (図 4.6.6-2)。想定する炉型タイプにより結果は異なるが、何れの系においても放出率以外の複数のパラメータが解析結果 (ドライアウト熱流束に対する熱流束の比) に対し有意な感度を示しており (図 4.6.6-3~6)、不確かさは大きい。それぞれの系で最も保守的な条件による計算結果に対応するばらつきの上限について見ると、概ね炉型 PWR(14x14,15x15,17x17)の場合は 44%以下、BWR(8x8,9x9A,9x9B) の場合は 32%以下であれば、ドライアウト条件に至ることはない。

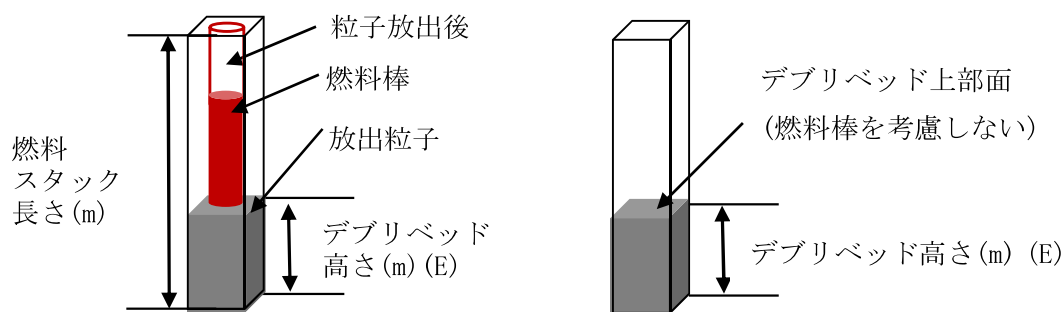
表 4.6.6-1 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイのマトリクス

No.	パラメータ名	パラメータ値
1	FA:Fuel assembly type	PWR:14x14, 15x15, 17x17 BWR:8x8, 9x9A, 9x9B
2	TD:Time(h)	24.0
3	DF:Decay heat factor (-)	0.667
4	FR:Particle released factor (%)	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55, 60, 65, 70, 75, 80, 85, 90, 95, 99
5	SP:System pressure(atm)	01, 04
6	PR:Porosity of debri bed(-)	0.26, 0.32, 0.40, 0.48
7	WF:Wetting Factor(-)	0.8, 1.0
8	PD:Particle Density(kg/m3)	10640.9(TD 0.97), 10421.5(TD 0.95)

FR:Particle released rate (%)：燃料スタック長の FR の粒子が放出される

表 4.6.6-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：炉型タイプと幾何寸法パラメータ及び線出力

炉型	PWR			BWR		
	14x14	15x15	17x17	8x8	9x9A	9x9B
燃料集合体タイプ	14x14	15x15	17x17	8x8	9x9A	9x9B
被覆管外径(mm)	10.72	10.72	9.5	12.3	11.2	11.0
燃料ピッチ(mm)	14.1	14.3	12.6	16.2	14.4	14.5
ペレット径(mm)	9.29	9.29	8.19	10.4	9.6	9.4
燃料スタック長(m)	3.6	3.6	3.6	3.71	3.71	3.71
線出力(W/cm)	平均 203	平均 203	平均 179	最大 440	最大 440	最大 440



デブリベッド高さ式を示す

$$E = \frac{r_p^2 \pi L f_r}{(d^2 - r_c^2 \pi)(1 - \varepsilon)}$$

E : デブリベッド高さ(m)

r_p : 燃料ペレット半径(m)

r_c : 被覆管半径(m)

d : ピンピッチ(m)

L : 燃料スタック長(m)

f_r : 粒子放出率(-)

ε : デブリベッドポロシティ(-)

単ピンセル体系から燃料棒を無視した体系をデブリベッドの高さとした粒子出力密度とデブリベッド高さから求めた熱流束をデブリベッド熱流束とした

粒子出力密度式を示す

$$W_p = P_l P_t f_a (1 - \varepsilon) / (r_p^2 \pi)$$

W_p : 粒子出力密度(W/m^3)

P_l : 集合体線出力(W/m)

P_t : 入力時刻の崩壊熱係数(-)

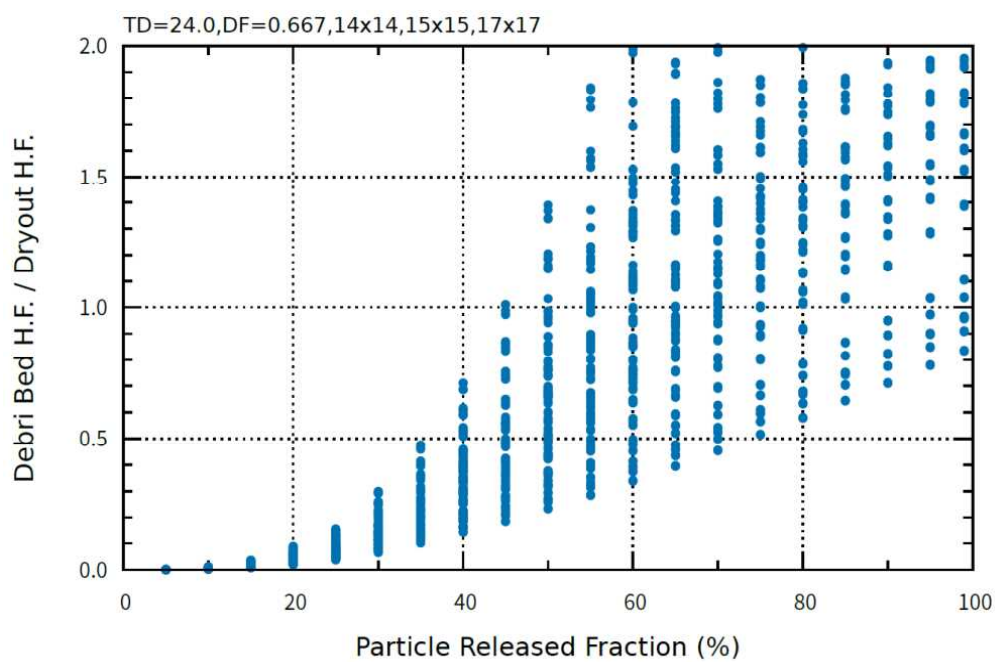
f_a : 崩壊熱補正係数(-)

デブリベッド熱流束式を示す

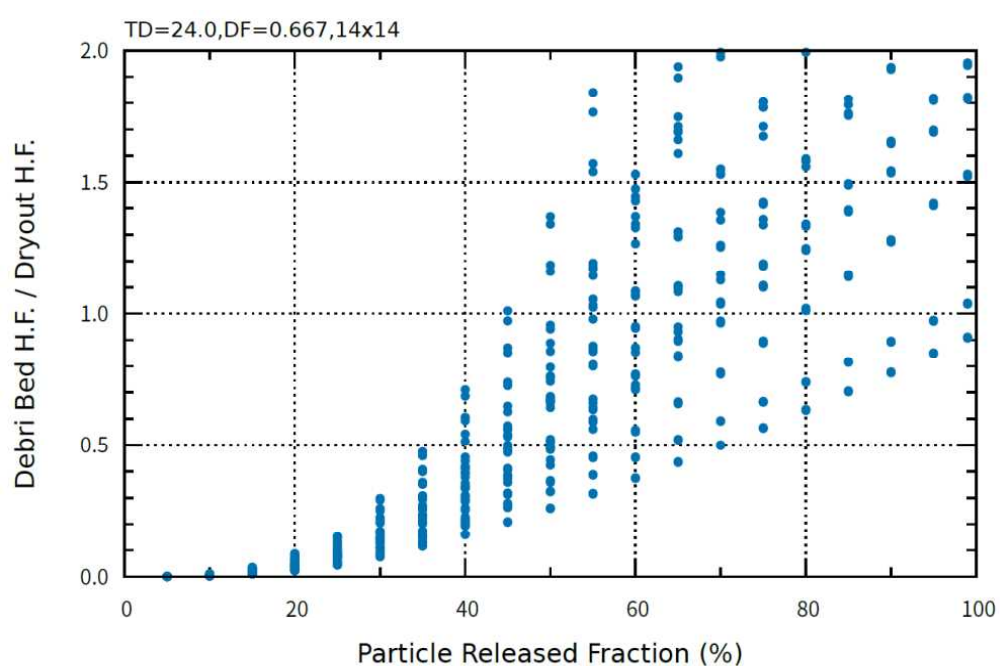
$$h_d = W_p E$$

h_d : デブリベッド熱流束(W/m^2)

図 4.6.6-1 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価で想定する集合体内堆積燃料の幾何形状

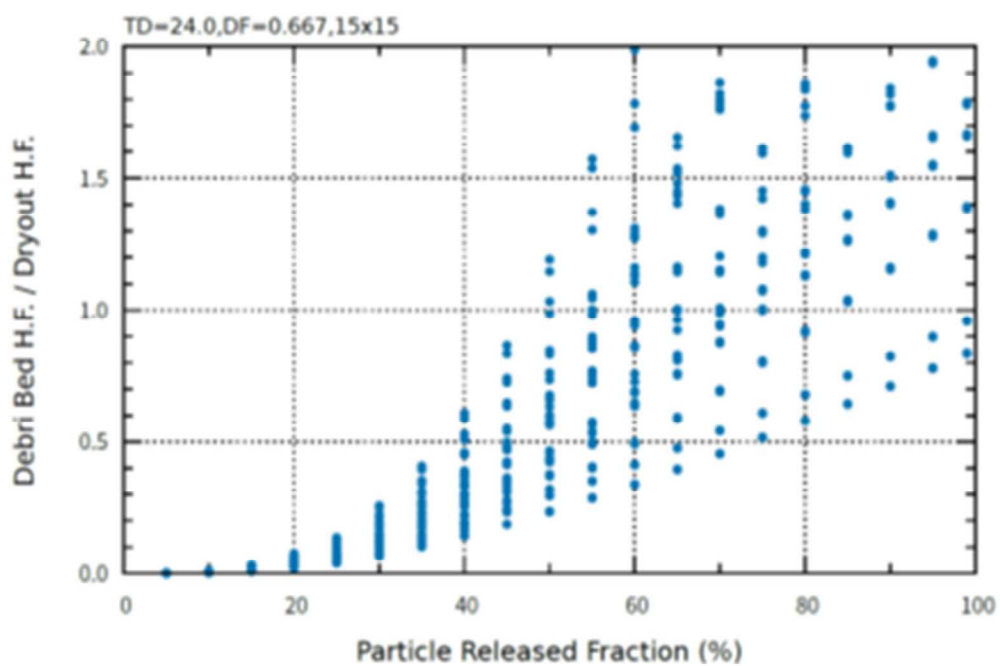


(a) PWR 全ケース

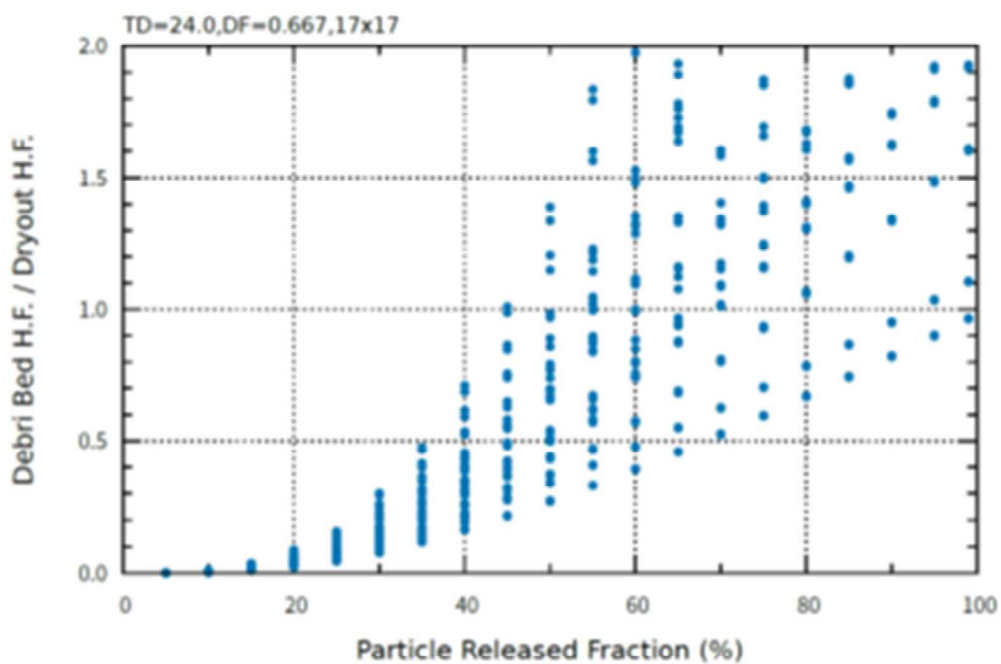


(b) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 14x14

図 4.6.6-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価 : パラメータサーベイ結果

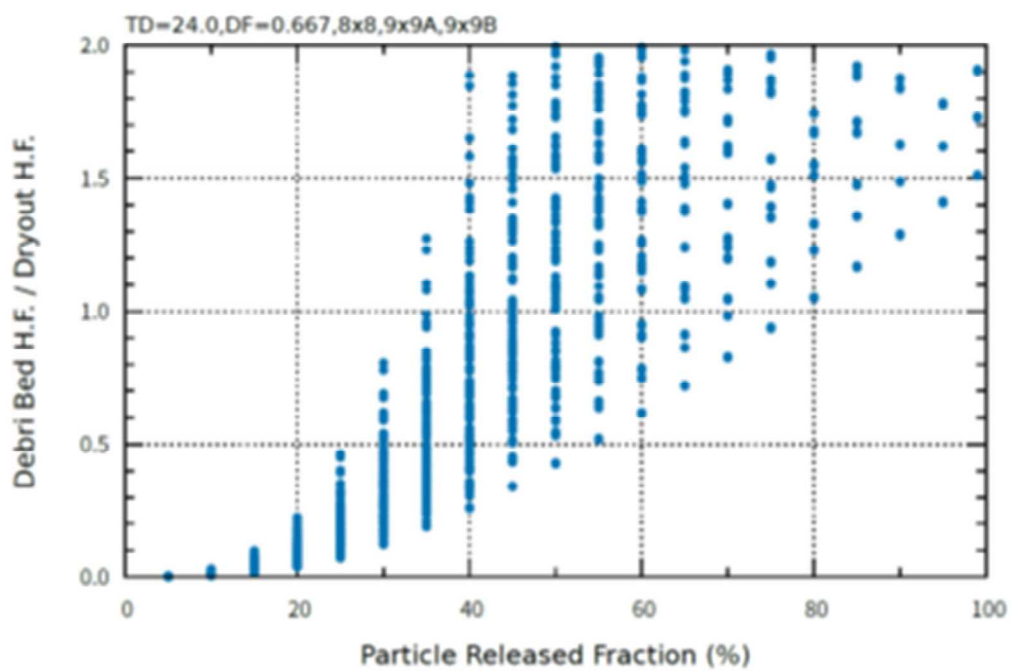


(c) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 15x15

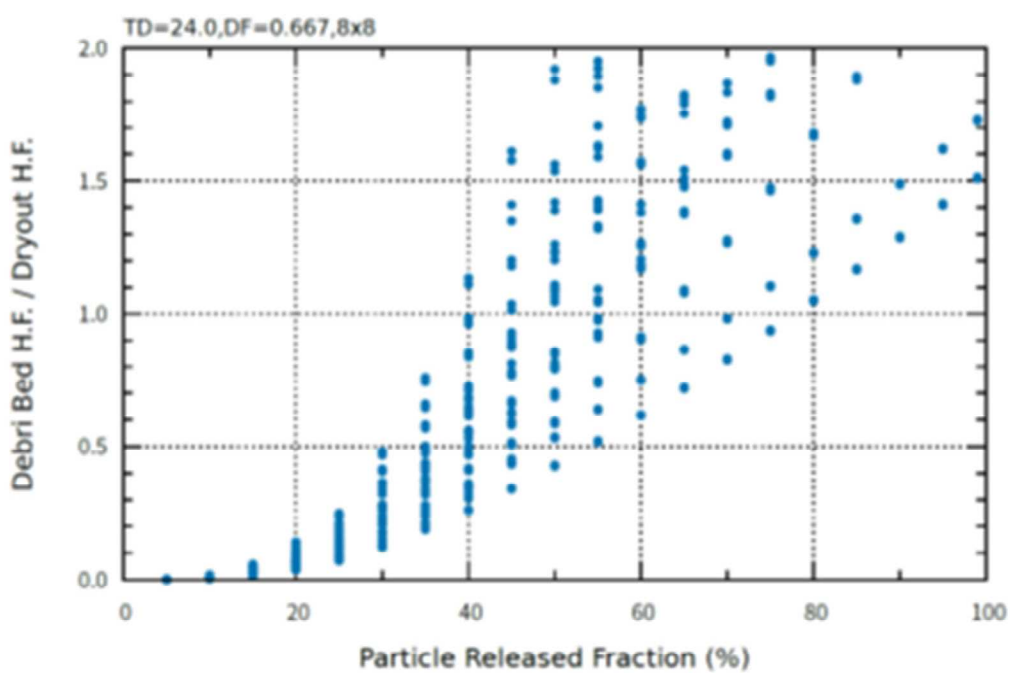


(d) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 17x17

図 4.6.6-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価 : パラメータサーベイ結果 (続き)

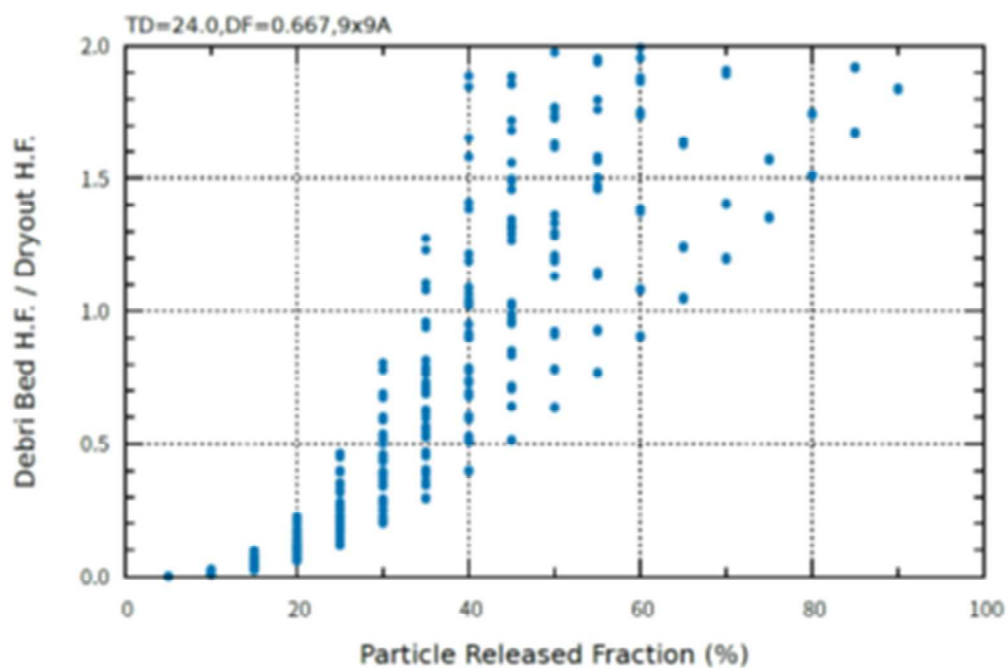


(e) BWR 全ケース

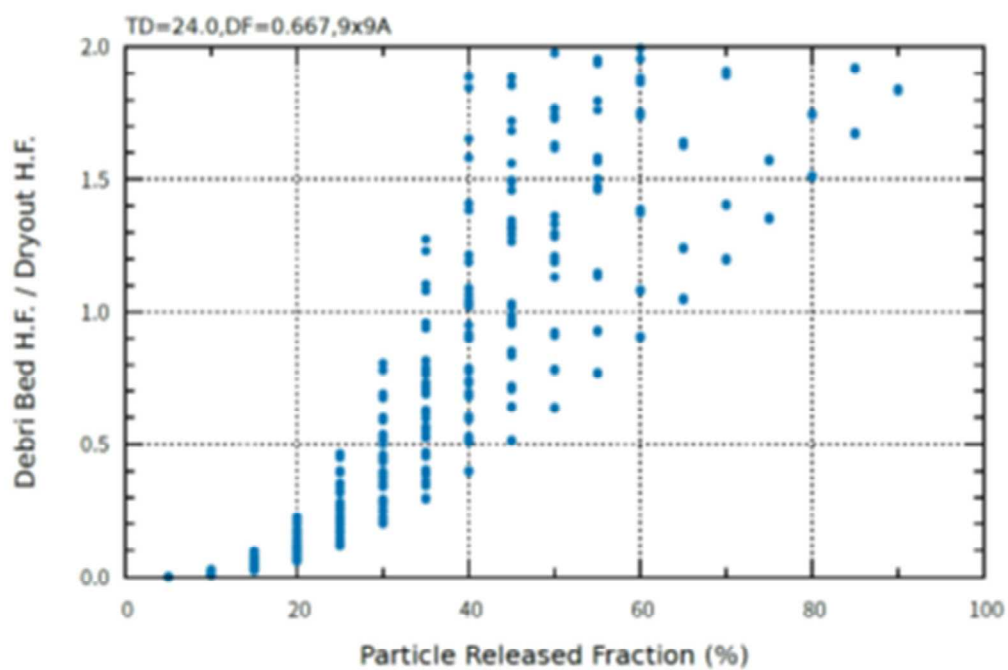


(f) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 8x8

図 4.6.6-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

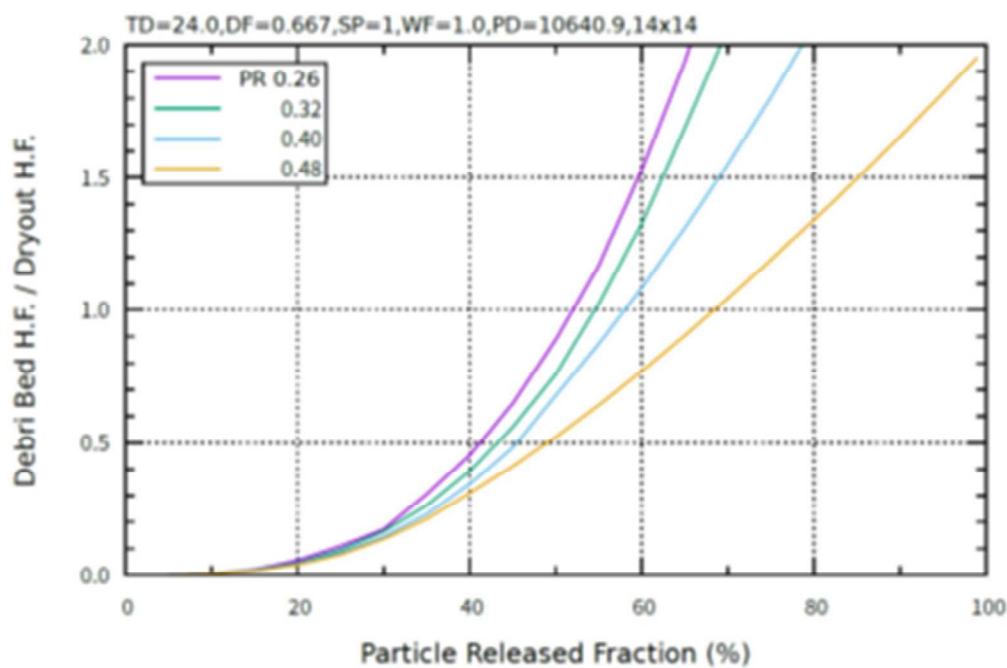


(g) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9A

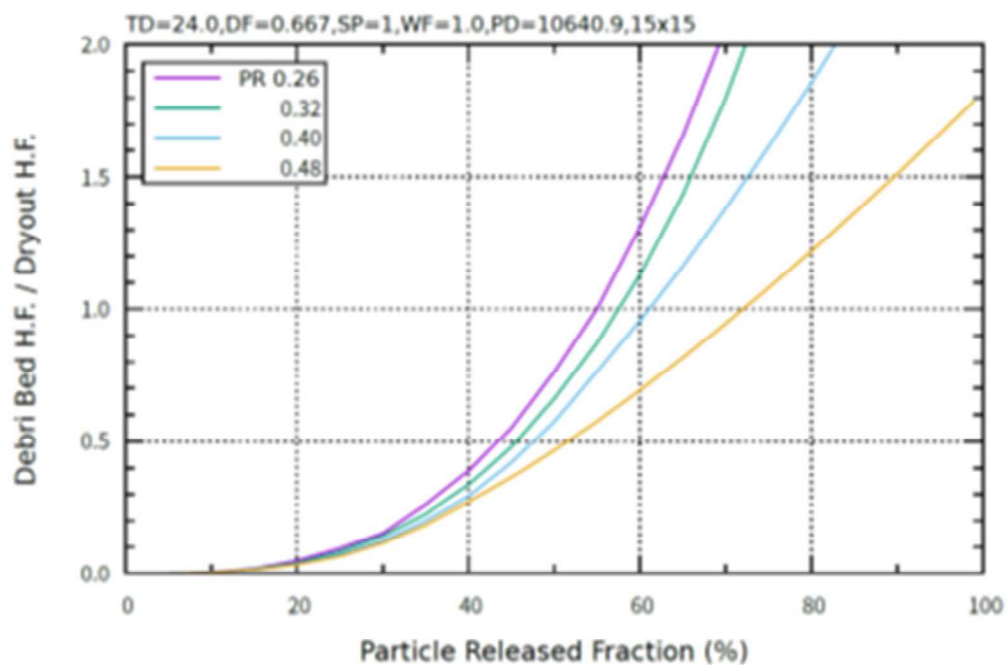


(h) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9B

図 4.6.6-2 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：パラメータサーベイ結果（続き）

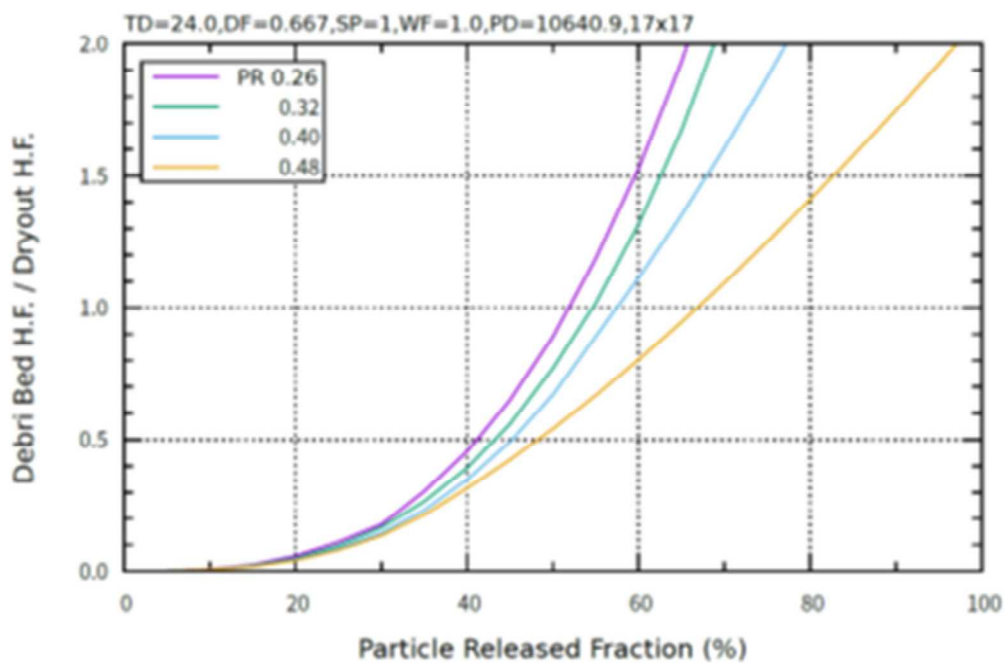


(a) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 14x14

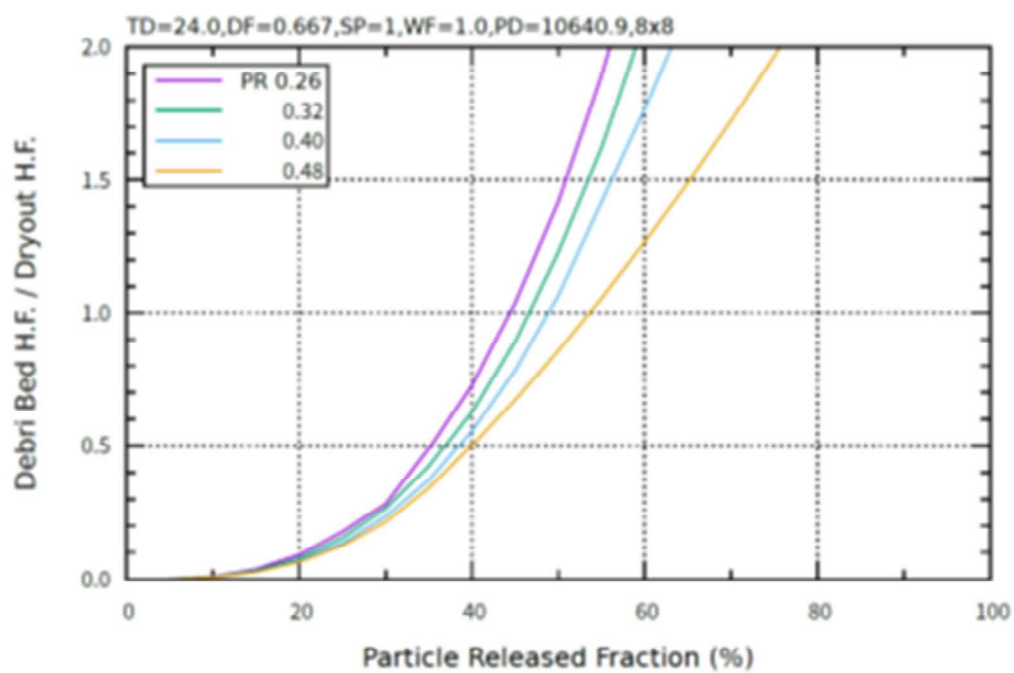


(b) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 15x15

図 4.6.6-3 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：ポロシティの感度

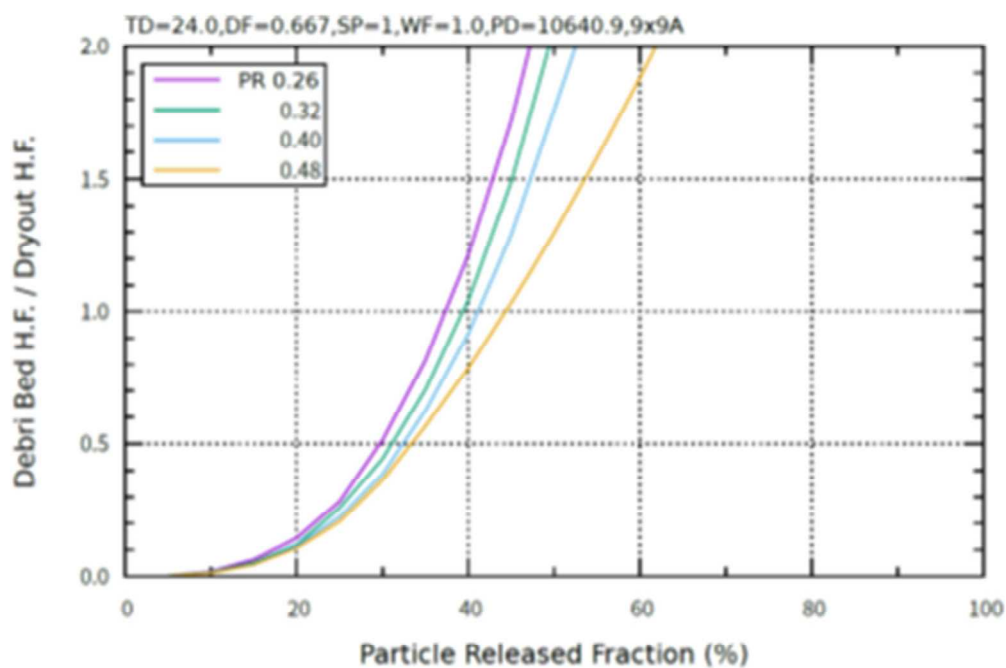


(c) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 17x17

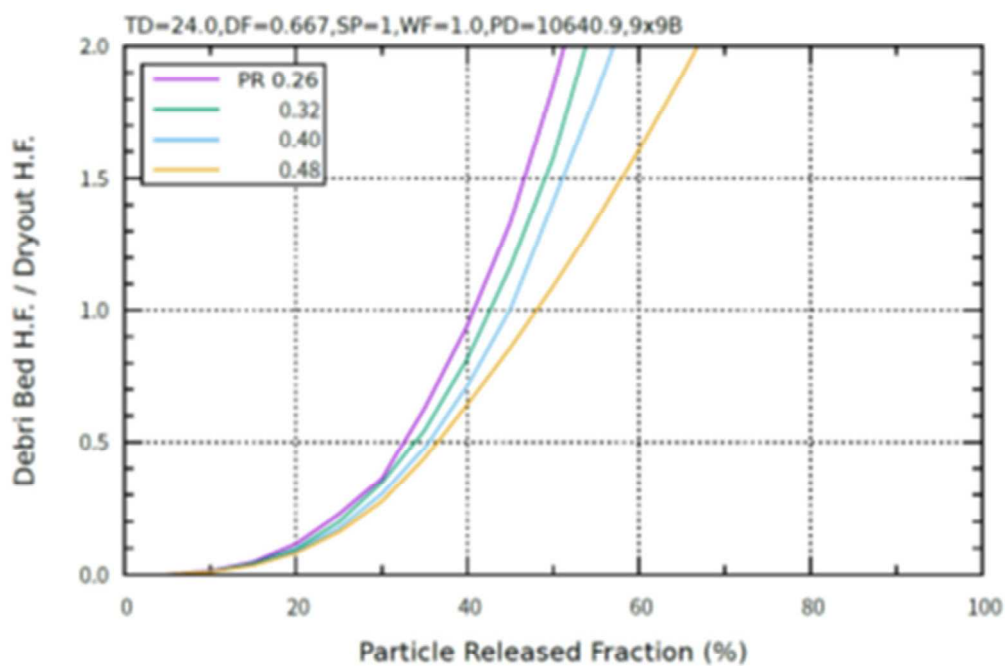


(d) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 8x8

図 4.6.6-3 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：ポロシティの感度（続き）

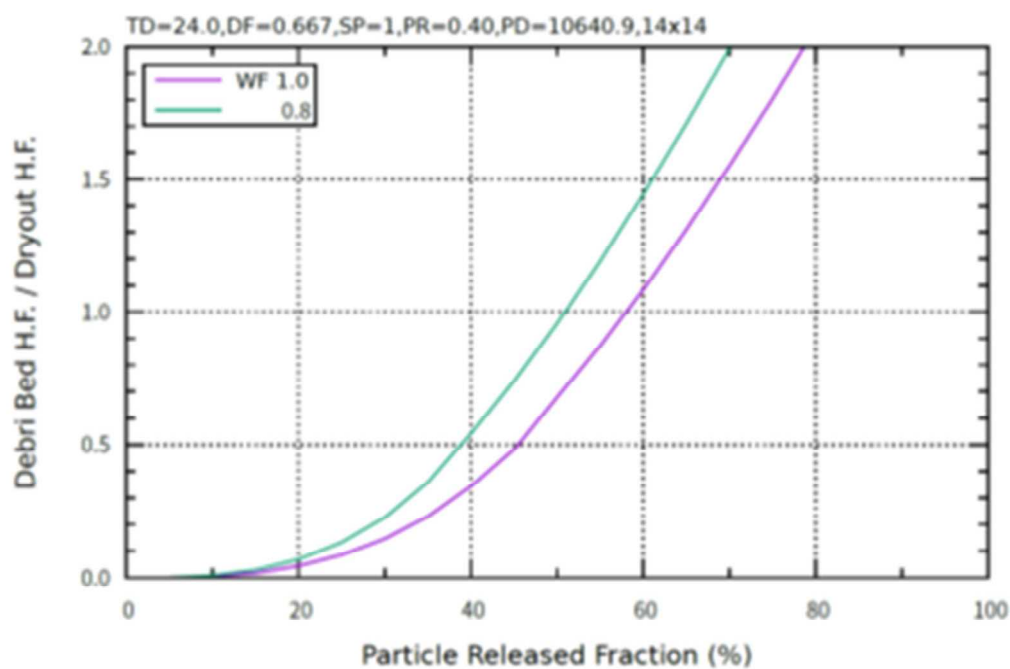


(e) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9A

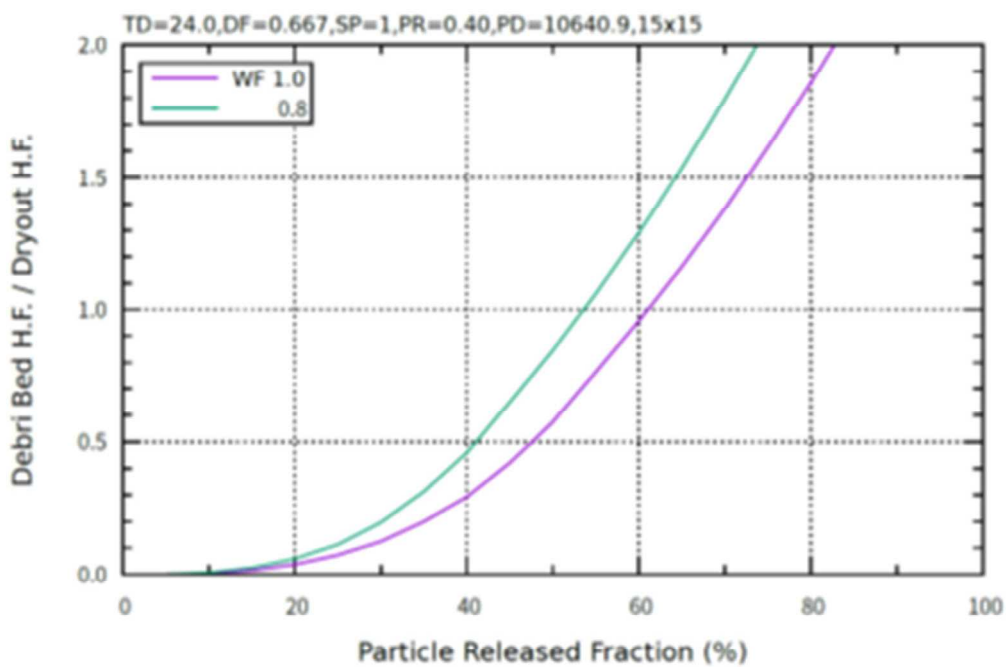


(f) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9B

図 4.6.6-3 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：ポロシティの感度（続き）

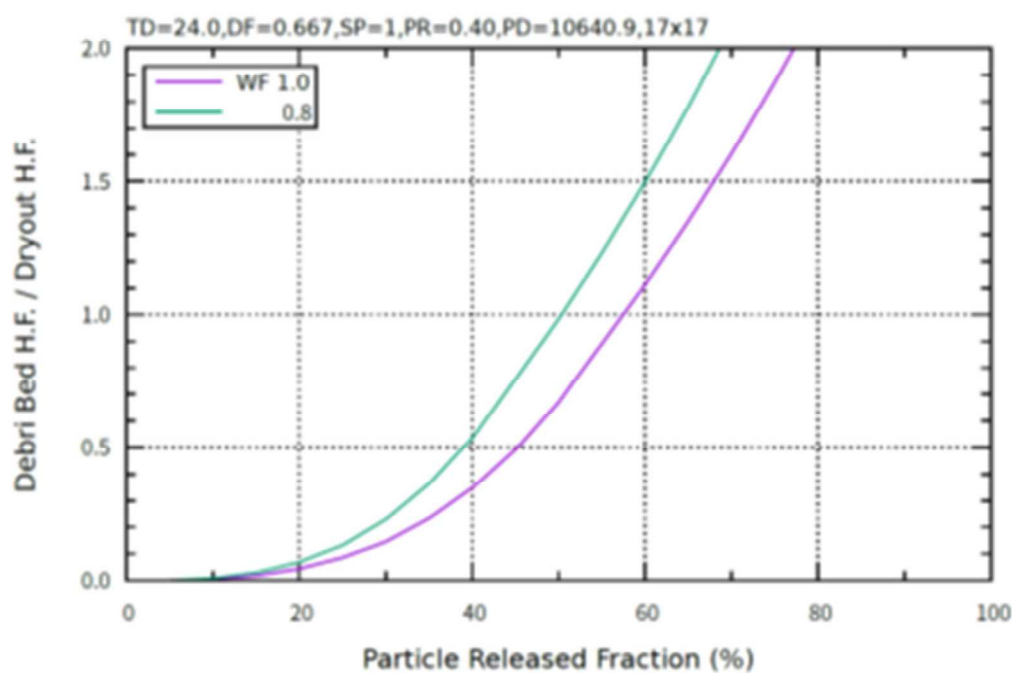


(a) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 14x14

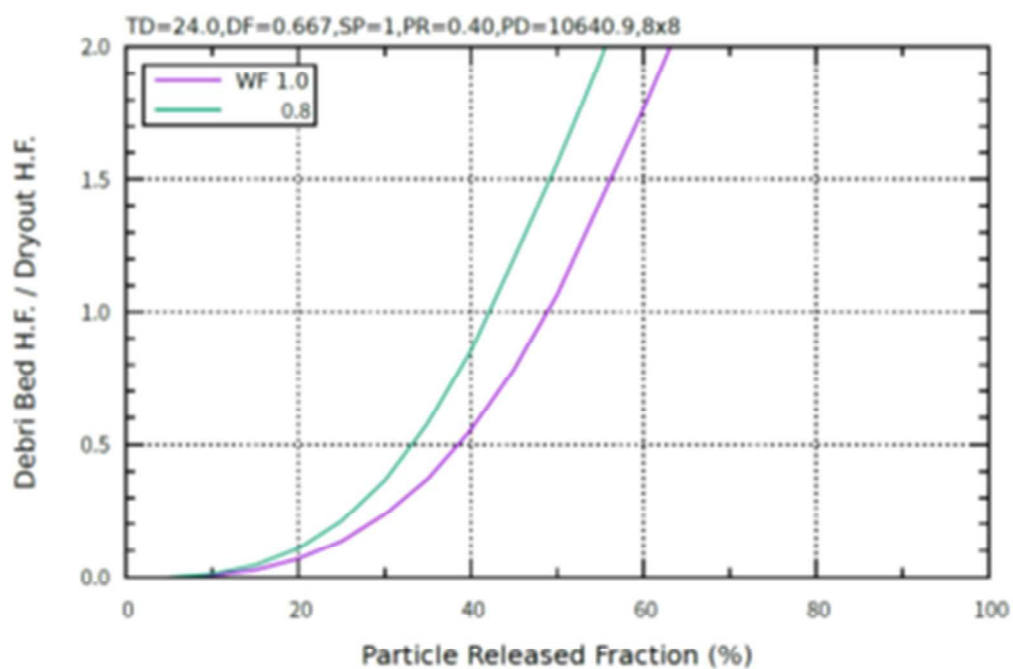


(b) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 15x15

図 4.6.6-4 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子ぬれ率の感度

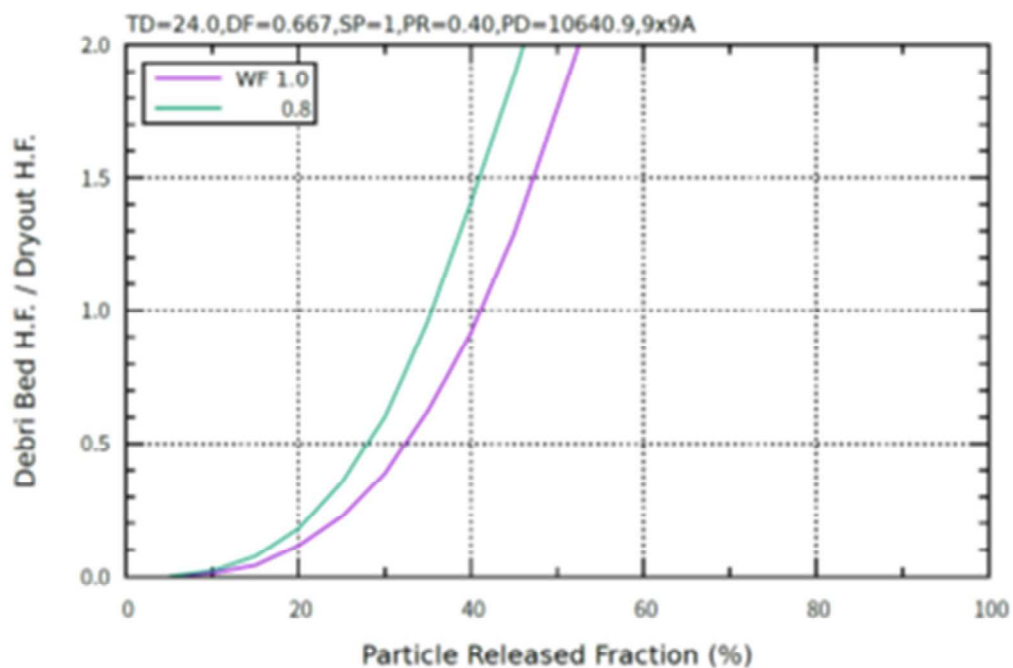


(c) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 17x17

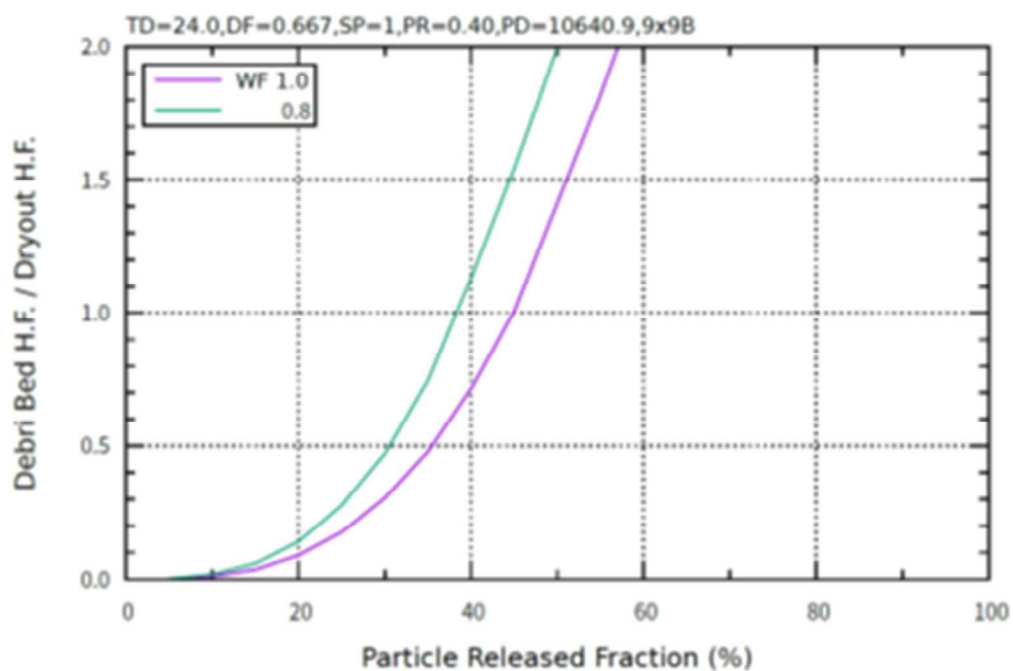


(d) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 8x8

図 4.6.6-4 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子ぬれ率の感度（続き）

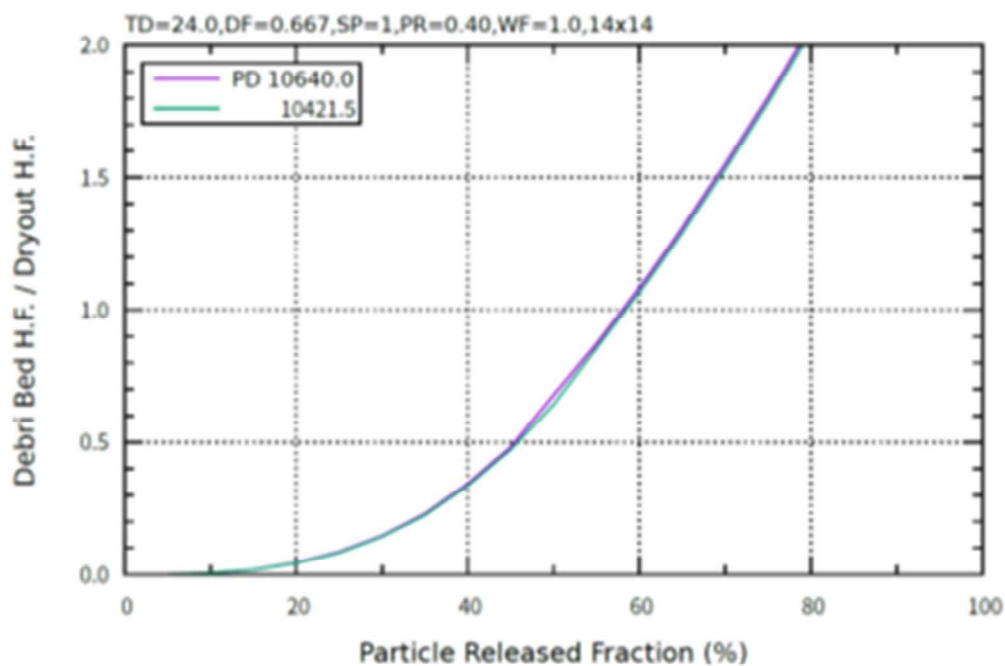


(e) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9A

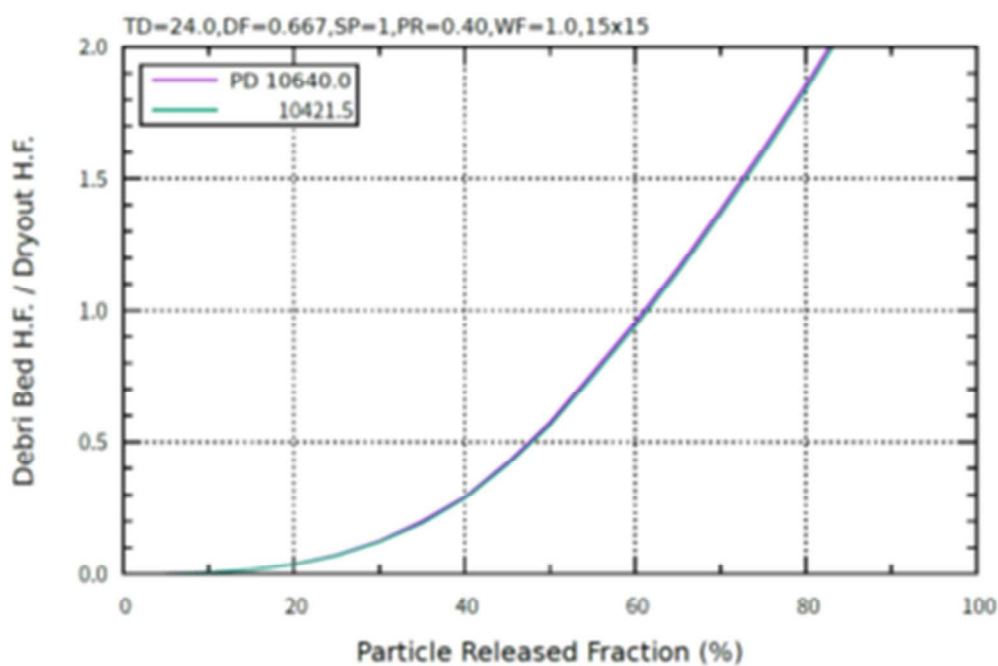


(f) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9B

図 4.6.6-4 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子ぬれ率の感度（続き）

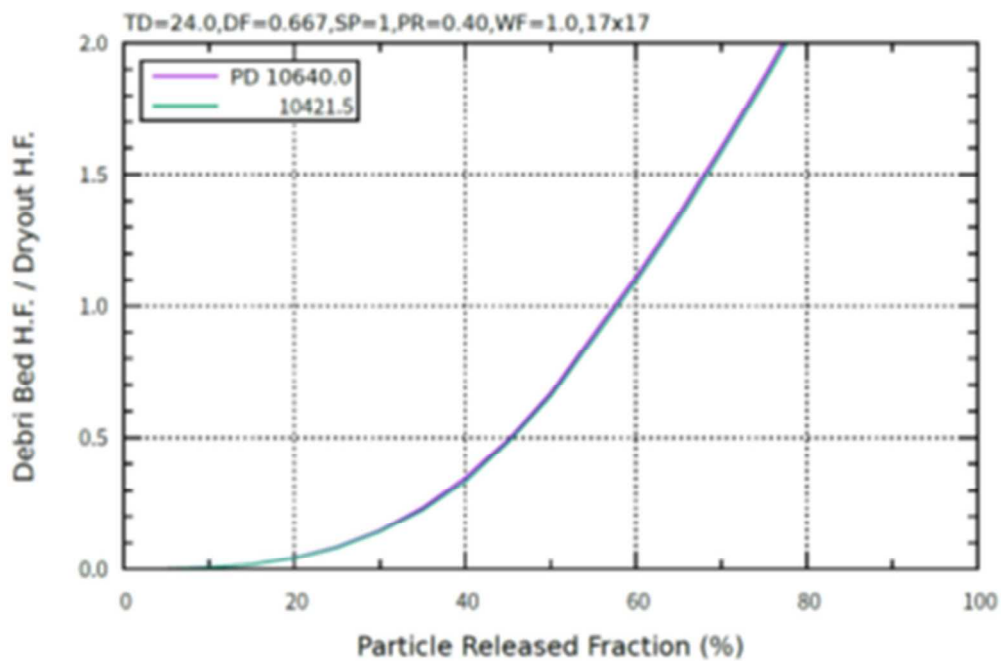


(a) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 14x14

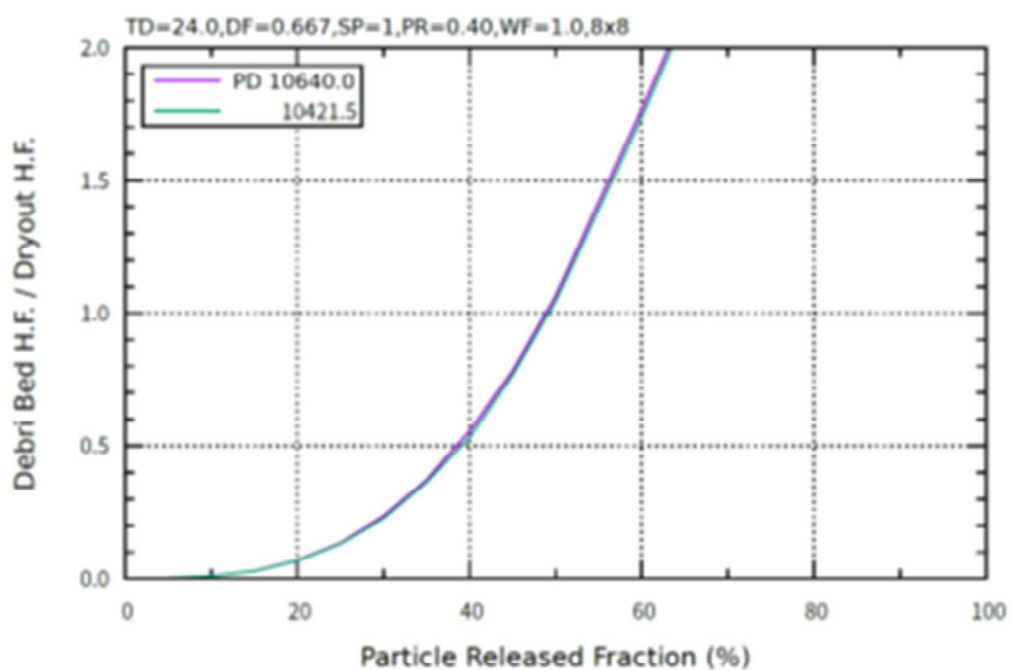


(b) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 15x15

図 4.6.6-5 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子密度の感度

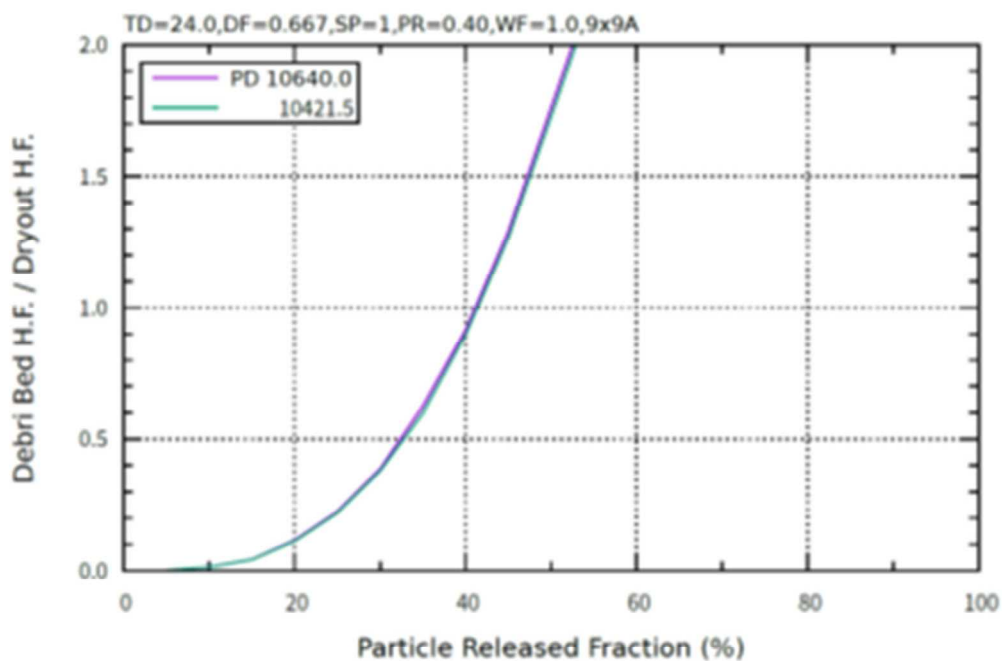


(c) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 17x17

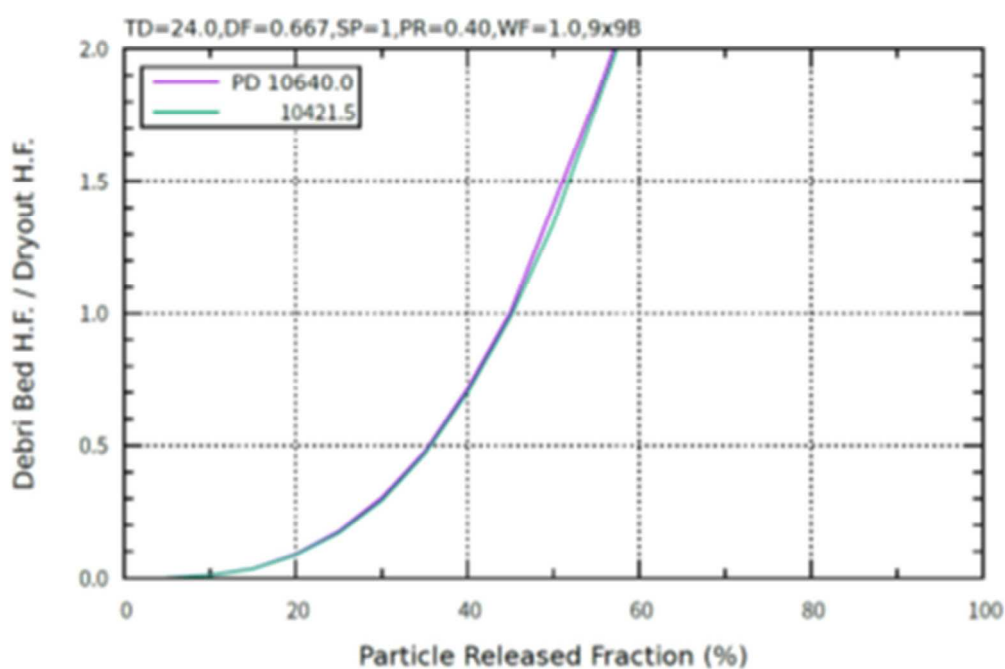


(d) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 8x8

図 4.6.6-5 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子密度の感度（続き）

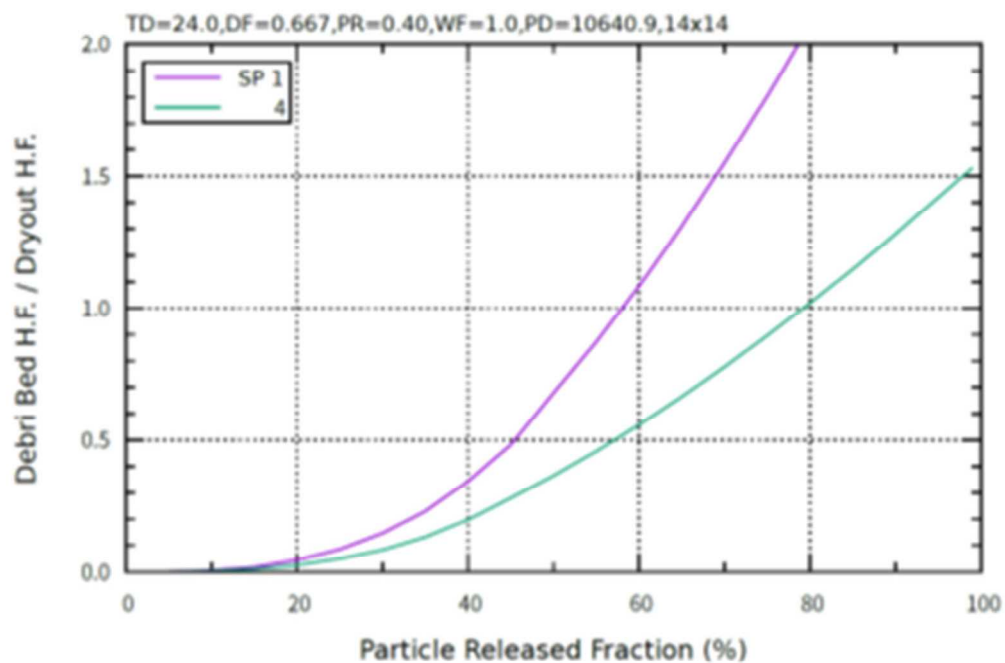


(e) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9A

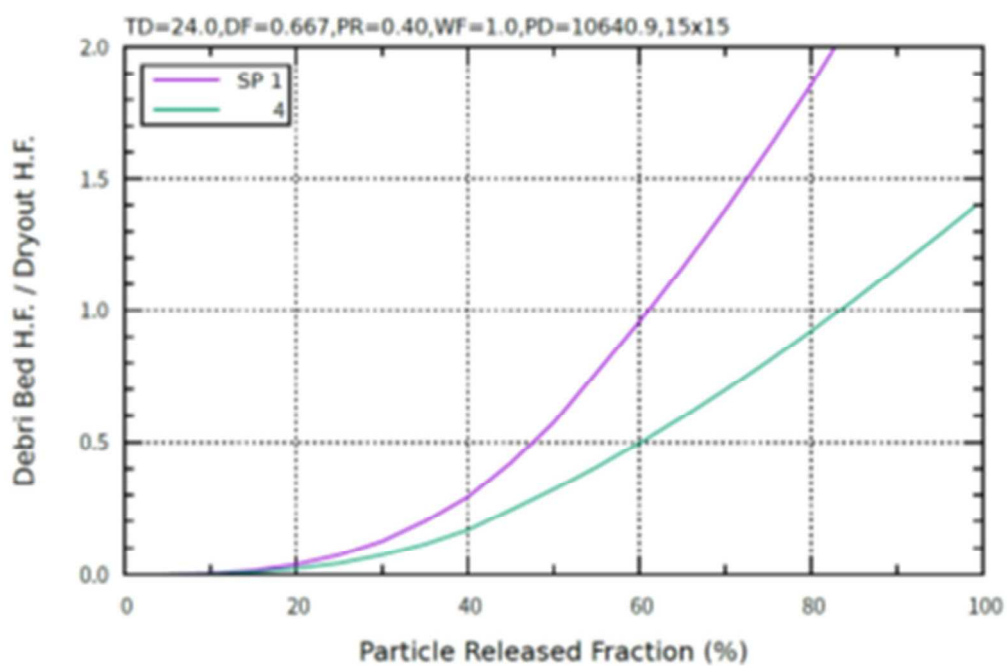


(f) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9B

図 4.6.6-5 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：粒子密度の感度（続き）

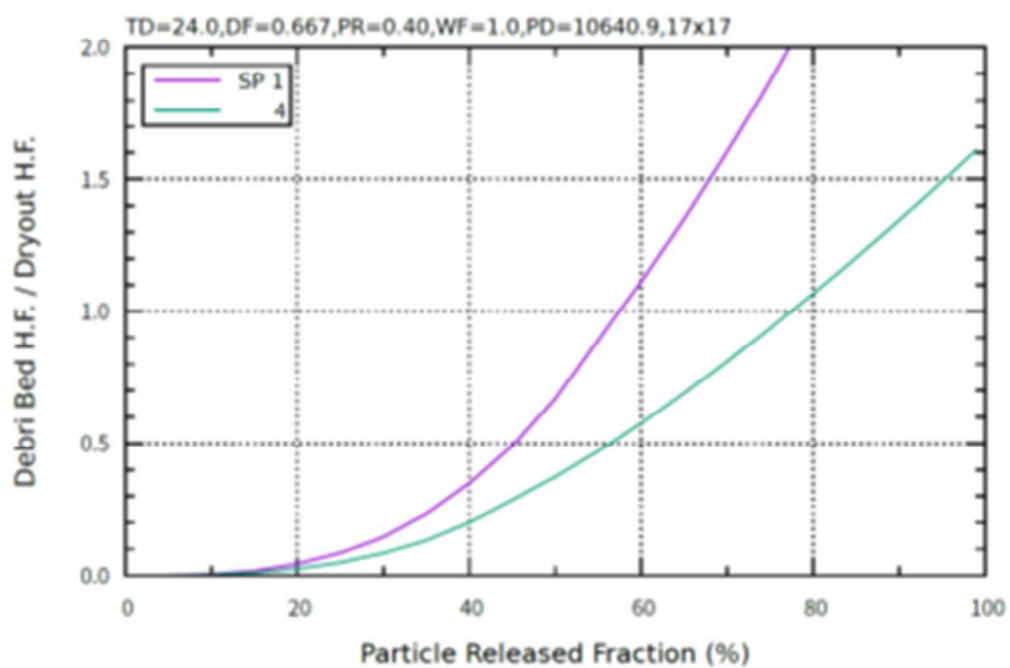


(a) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 14x14

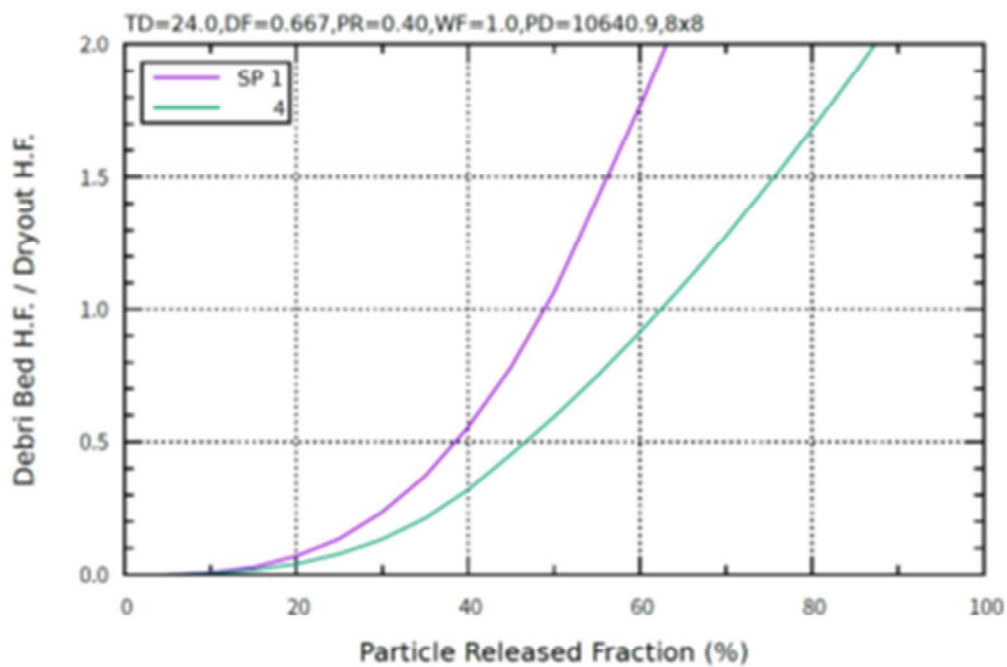


(b) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 15x15

図 4.6.6-6 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：系の圧力の感度

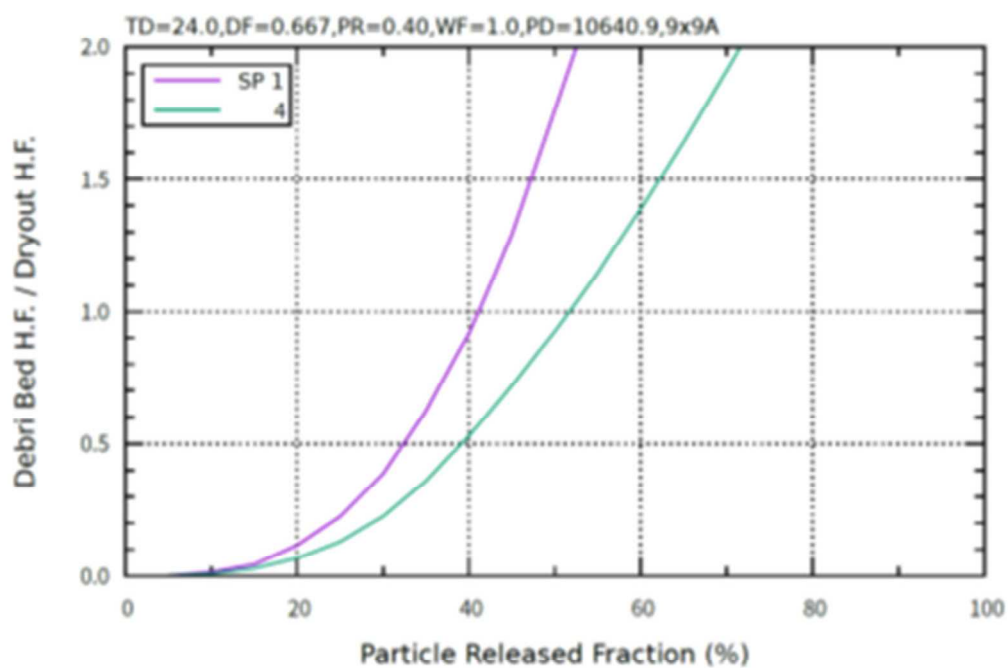


(c) PWR 炉型 燃料集合体タイプ 17x17

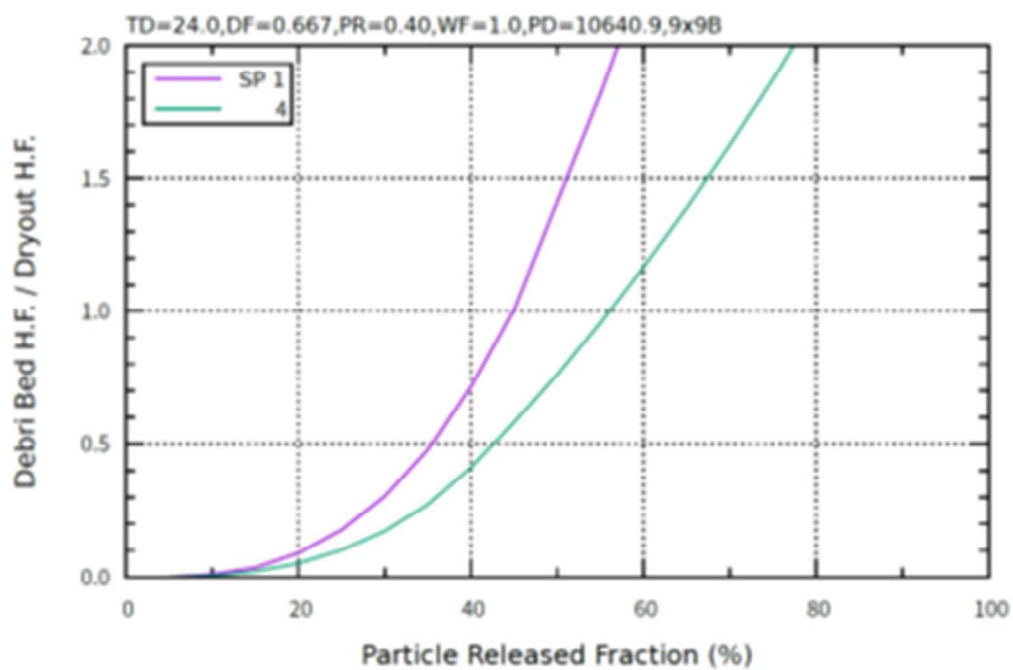


(d) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 8x8

図 4.6.6-6 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：系の圧力の感度（続き）



(e) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9A



(f) BWR 炉型 燃料集合体タイプ 9x9B

図 4.6.6 Lipinski の 0 次元モデルによる冷却性評価：系の圧力の感度（続き）

4.7 改良型燃料被覆管の照射成長試験

4.7.1 改良型燃料被覆管の照射成長試験の概要

民間事業者は、既存の発電用軽水炉のさらなる有効活用と安全性向上等のため、軽水炉燃料被覆管の組成を従来の材料から変更することで外表面腐食量や水素吸収量の抑制を図った改良型燃料被覆管合金の開発を進めてきている。この改良合金を使用した燃料集合体が特に国内の PWR において近い将来導入されることが見込まれるが、今後導入が見込まれる改良合金は、従来使用されてきた材料と比較して組成や製造条件が異なることから、これらの改良合金のみで構成された燃料集合体またはこれらの改良合金と従来合金が混在して構成されるような燃料集合体においては、その使用中の照射成長に伴う変形挙動が従来合金のみを用いたものと異なる可能性がある。そこで、このような改良合金を使用した燃料集合体に係る事業者からの申請に備え、ノルウェー・エネルギー技術研究所 (IFE) が保有する試験炉を用いた照射試験によってこれら改良合金の照射成長に関するデータを取得した。

具体的には、改良合金を含む種々の PWR 燃料被覆管合金を長期間にわたって PWR 冷却水条件下で照射し、軸方向の伸びを直接比較することによって、高速中性子の照射による影響だけでなく、合金成分の影響及び高燃焼度で顕著となる腐食や水素吸収等が照射成長に及ぼす影響を把握した。

4.7.2 照射条件

(1) 供試材

高燃焼度化に伴う軽水炉燃料被覆管の外表面腐食量や水素吸収量を抑えるため、種々の改良型被覆管合金が開発されている。近い将来、国内の発電炉に導入される可能性の高いものについて入手し、試験に供した。また、PWR と異なる型式の発電炉で使用実績があり上記の改良合金と成分が似ている合金、ならびに製造条件の異なる被覆管についても入手して試験に供し、上記の改良合金の結果と比較することにより、合金成分や被覆管の加工及び熱処理条件等が照射成長挙動に及ぼす影響を把握した。さらに、高燃焼度領域では燃料被覆管の水素吸収量が増加することから、この水素吸収が照射成長に及ぼす影響を評価するため、一部の材料について水素を吸収させたものを作製し、試験に供した。

供試材の合金組成を表 4.7.2-1、表 4.7.2-2 にまとめる⁽¹⁻⁸⁾。

(2) 試験片の配置と製作

従来の被覆管材料を用いた燃料棒の場合に燃焼度 60GWd/t 相当の高速中性子照射量における照射成長が 1%程度であること、ならびに試験炉施設での長さ測定精度が 1 μ m 程度であることから、照射成長量を有効数字 3 桁程度で測定するためには、100mm 程度の試験片長さが必要と考えられた。また、長さの異なる試験片を同じ条件で照射して、試験片の寸法が測定結果に及ぼす影響について把握する必要がある。加えて、本照射成長試験を実施する

ハルデン炉において、炉心軸方向中性子束分布がほぼフラットとなる領域の幅が 150mm 程度であることを考慮すると、50 および 100mm の 2 種類の長さを有する試験片を準備し、試験に用いるのが妥当と考えられた。

平成 22 年度に 2 種類の照射試験リグ (IFA-735 及び IFA-736) を設計製作した⁽⁹⁾。これらの照射試験リグには試験片装荷用のホルダが設けられており、ホルダ 1 箇所あたり内側と外側の 2 個の試験片を装荷できるようになっている。

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

試験片の形状と試験片装荷部の構造を図 4.7.2-1、試験片の配置を表 4.7.2-3 に示す⁽¹⁰⁾。

(3) 運転条件

PWR 冷却水条件を模擬した条件で実施した。冷却材温度は、PWR の冷却材平均温度及び出口温度に近い 300 及び 320 °C (573 及び 593 K)、冷却材圧力は 155 bar (15.5 MPa) を目標とした。さらに、ハルデン炉の冷却材温度 240 °C (513 K)においても照射し、照射成長挙動と照射中の温度との関係を調べた。水化学条件については、ホウ素濃度、リチウム濃度、溶存酸素濃度及び溶存水素濃度に関して典型的な PWR 冷却水条件を模擬するようにした。照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 とも、ハルデン炉の PWR 条件を模擬できる冷却材ループに接続され照射された。照射条件の目標値は以下の通りとした。

照射試験 リグ	冷却材入口 目標温度	冷却材ループ 圧力	冷却材 流量	水質
IFA-735	307±2 (°C) (580±2 (K))	162±2 (bar)	300±50 (l/min)	ホウ素濃度：約 1000 (ppm) リチウム濃度：約 4.6 (ppm) pH：約 7.3 溶存水素濃度：約 2500 (ppb)
IFA-736	330±2 (°C) (603±2 (K))	(16.2±0.2 (MPa))		

照射試験は平成 23 年度に開始され同年度中に第 1 照射サイクルを、平成 24 年度に第 2 及び第 3 照射サイクルを、平成 25 年度に第 4 及び第 5 照射サイクルを、平成 26 年度に第 6 及び第 7 照射サイクルを、平成 27 年度に第 8 及び第 9 照射サイクルを、平成 28 年度に第 10 照射サイクルを、平成 29 年度に第 11 及び第 12 照射サイクルを終了した⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。なお、平成

30 年 6 月末に IFE がハルデン炉の閉鎖を正式に決定し以降の照射試験が実施できなくなったことから、本照射試験は第 12 照射サイクルが最後となった。照射開始から第 12 照射サイクル終了までの原子炉運転状況及び Loop 6 の熱水力条件を図 4.7.2-2 及び-3 に示す。溶存水素濃度について図 4.7.2-4 に示す。

(4) 照射温度及び高速中性子照射量の評価

(a) 試験片装荷領域の温度評価

照射試験リグ IFA-735 及び-736 の試験片装荷領域における温度の評価値 (TS) を求めるため、冷却材の照射試験リグ入口及び出口における平均温度、照射試験リグ内を下降上昇する冷却材間の熱伝達、照射試験リグ内冷却材と原子炉減速材間の熱伝達及び炉内ガンマ発熱を考慮したモデルを構築し、収束計算を行った。この収束計算結果に基づく式により評価された試験片装荷領域における温度は、概ね、IFA-735 の場合 298~301 °C、IFA-736 の場合 317~320 °C であった。なお、モデル計算の結果によれば、TS が高くなるほど試験片装荷領域での温度分布が大きくなる傾向が見られたが、その最高と最低の差は、TS が 320 °C 付近の場合でも 1°C 以下と評価された。照射開始から第 12 照射サイクル終了までの評価温度 (TS) の履歴を図 4.7.2-5 に示す。IFA-735 の装荷された圧力フラスコ (FFA-030-S) の外表面に装荷された試験片については、ハルデン炉内を流れる冷却材 (重水) に接していることからその照射中の温度はハルデン炉内の冷却材温度と同等と考えられる。これらの試験片の温度履歴を図 4.7.2-5 に併せて示す。

(b) 高速中性子束及び高速中性子フルエンス

ハルデン炉の典型的な炉心軸方向中性子束分布に基づき、試験片装荷領域における中性子束分布を評価した。その結果を図 4.7.2-6 に示す。現時点で、試験片領域間の中性子束の差は、照射試験リグによらず 1% 以内と評価された。

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

$$\phi = FRND \cdot ND$$

照射開始から第 12 照射サイクル終了までの照射試験リグ IFA-735 及び IFA-736 の高速中性子束履歴を図 4.7.2-7 に、また高速中性子フルエンス履歴を図 4.7.2-8 に示す。これらの図から分かるように、両照射試験リグとも、第 12 照射サイクル終了時に達した高速中性

子フルエンスは約 7.8×10^{25} (n/m²)、損傷量換算で約 12 dpa と評価された。なお、本評価値は、フルエンスモニタを用いた評価値と比較して測定精度の範囲内で同等であった。

4.7.3 試験結果

ハルデン炉には年 2 回の定期停止期間があり、この期間に照射試験リグを炉心から取出し、ハルデン炉施設にて試験片の中間検査、最終検査の非破壊試験を実施し、一部の試験片を対象に破壊試験を実施した。ハルデン炉の閉鎖を受けて、令和元年度に照射試験片をハルデン施設から日本原子力研究開発機構（原子力機構）のホット施設へ輸送し、令和 2 年度に破壊試験を実施した。

(a) 非破壊試験結果

(1) 外観観察

第 12 照射サイクル終了後の外観観察を図 4.7.3-1 に示す。いずれの試験片についても異常な腐食等は生じていなかった。

(2) 寸法測定結果

第 12 照射サイクル終了後の相対伸び量と高速中性子フルエンスとの関係を図 4.7.3-2(1)～図 4.7.3-2(5)に示す。ここで、試験片長さ測定の誤差(1 σ)は、測定機器の精度及び再現性から 2.8×10^{-3} (mm)と評価され、この値に基づくと、初期長さに対する試験片伸び量の比の評価誤差(1 σ)は、50 及び 100mm の試験片でそれぞれ 5.7×10^{-5} 及び 2.8×10^{-5} である。

(3) 重量測定結果

第 12 照射サイクル終了後の試験片単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係を図 4.7.3-3(1)～図 4.7.3-3(5)に示す。ここで、試験片重量測定の誤差(1 σ)は、測定機器の精度及び再現性から 2.8×10^{-2} (mg)と評価された。試験片の表面積は製作仕様値に基づいて評価した。また、試験片重量測定の誤差に基づき評価した、試験片の単位面積当たりの増量の評価誤差(1 σ)は、50 及び 100mm の試験片でそれぞれ 0.54 及び 0.27(mg/dm²)である。

(b) 破壊試験結果

(1) 断面金相観察

樹脂に包埋した試料を研磨し、照射試験後試験片の内外表面及び端部の金相観察を行った。光学顕微鏡で撮影された写真から各面の酸化膜厚さを測定するとともに、必要なエッチング処理を行った後、光学顕微鏡を用いて試験片金属部に析出した水素化物の様子を調べた。

照射試験片の金相観察結果を図 4.7.3-4 に示す。また、酸化膜厚さ測定結果を表 4.7.3-1

に示す。照射試験後試験片については、酸化膜厚さの測定値と、腐食量及び ZrO_2 の理論密度から評価した値との間に、良い一致が見られた。また、一部のアーカイブ試験片（照射試験片と同一に製造された保存試験片）の表面に酸化膜の形成が見られた。これらの試験片はいずれも照射試験前に予め水素を吸収させた被覆管から調製したものであり、金相観察で見られた表面酸化膜は水素吸収処理を行った際に形成されたものと考えられる。

(2) 水素濃度分析

不活性ガス中加熱放出・熱伝導度法を用いて、照射試験後試験片及びアーカイブ試料中の水素濃度を測定した。測定精度は $\pm 10\%$ である。分析結果を表 4.7.3-2 に示す。照射温度 300°C における水素濃度は、 320°C と比較して増加傾向にあった。被覆管で肉厚がやや異なるために、水素濃度で一概に比較することはできないが、改良合金被覆管の水素濃度は低い傾向にあった。

(3) ビッカース硬度試験

照射試験後試験片及びアーカイブ試料を対象として、その軸方向断面及び横断面の中心線に沿ってビッカース硬度測定を実施した。測定時の負荷荷重は 500 g であり、四角錐型圧子を用いた。

試料の軸方向及び水平方向断面について、各方向 3 回ずつ測定を実施した。測定精度は約 $\pm 3\%$ (1σ)であった。

測定結果を表 4.7.3-3 に示す。照射試験後の試験片のビッカース硬度は、いずれも高速中性子照射によって上昇する傾向にあることが分かる。

(4) 引張試験

照射試験後試験片及びアーカイブ試料を対象として、引張試験を実施した。引張試験用試料は、長さ 100 mm の試験片を対象として実施し、試験片から所定の長さ(約 32 mm)に切り出した後、NC 加工にて作製した。また、引張試験後には、1 試験片当たり 1 回の破面観察を SEM にて実施した。

測定結果を表 4.7.3-4 に示す。また、引張試験前後の試験片の外観及び破面観察結果を図 4.7.3-5~6 に示す。引張試験で破断した試験片の強度については、高速中性子照射の影響で照射試験後に増加している。試験片の破断形態については、外観や破断面の様子から照射試験後試験片及びアーカイブ材ともに延性破断的であったが、破断までに生じる試験片のくびれは、アーカイブ材に比べ照射試験後の試験片の方が小さい傾向が認められた。また、一部の引張試験後試験片の破断面には、金属の延性を示すディンプルとともに、線状の凹凸が認められる。この線状の凹凸は、金属部に析出した水素化物に対応するものと考えられる。

4.7.4 照射成長に及ぼす合金元素・腐食・水素吸収の影響

照射温度 240 °C、300 °C 及び 320 °C における照射成長量と高速中性子照射量との関係を図 4.7.3-7 に示す。いずれの照射温度においても従来使用されていた Zry-4 (SR、応力除去材) と比較して改良合金被覆管の照射成長量は小さく、照射温度 300 °C、320 °C において合金成分及び熱処理条件によらず 0.2 % 以内の範囲にあった。照射欠陥の回復程度が小さいと考えられる照射温度 240 °C において Zry-4 と改良合金被覆管の SR 材を比較すると、改良合金被覆管 (M-MDA (SR)) の照射成長は Zry-4 (SR) より小さい傾向にあり、Nb 添加が照射欠陥の蓄積に影響していると考えられた。

図 4.7.3-8 では、予め水素を 200 ppm もしくは 400 ppm まで吸収させた被覆管の照射成長量について合金毎にプロットしている。いずれの合金においても、水素処理材の照射成長量は燃焼末期で増加傾向にあった。水素処理の影響に関して Zry-4 (RX) の腐食増量と照射成長量の関係を図 4.7.3-9 に示す。図中の数字 (ppm) は照射前後の水素分析値の差分より評価した照射時の水素吸収量を示す。腐食増量と照射成長量の関係は、水素処理の有無で異なる感受性を示した。まず、腐食増量は水素吸収量に対応しているとみなせることから、右上がりの傾向は水素増の影響を反映したものと推定できる。この水素影響は、ジルカロイ中に形成される水素化物はジルカロイよりも密度が低いいため、水素吸収に伴いジルカロイの寸法増の効果⁽¹³⁾が表れた結果としてある程度説明できる。しかしながら、水素吸収量あたりの照射成長量という尺度で評価した場合、このような単純な体積増の効果から予想されるよりもその程度は大きく、十分に説明できないことも分かった。従って、照射と水素吸収が重畳して照射成長に影響している可能性が考えられた。改良合金被覆管の水素吸収特性を把握するために水素吸収率 (照射時に形成された腐食により発生した水素の被覆管への吸収割合) で整理したものを図 4.7.3-10 に示す。合金により水素吸収率のばらつきはあるものの、水素吸収率は、従来の Zry-4 (SR) は約 15 % であるのに対して、改良合金被覆管では 10 % 以下に低減されており、従来材と比較して照射成長に対する水素吸収の影響も低減すると考えられる。

4.7.5 改良型燃料被覆管の照射成長試験のまとめ

既存の商用炉のさらなる有効活用と安全性向上等のため、軽水炉燃料被覆管の組成を従来の材料から変更することで外表面腐食量や水素吸収量の抑制を図った改良型 Zr 燃料被覆管合金の開発が進められている。この改良合金 Zr 試料を対象として、試験用原子炉 (ノルウェー・ハルデン炉) を用いた照射成長試験を実施した。

種々の組成を有する改良合金 Zr 燃料被覆管からクーポン状の試験片を作製し、照射試験リグに装荷して、ハルデン炉の水ループ内で約 8×10^{25} ($1/m^2$, $E > 1MeV$) まで照射した。照射温度は 240、300 及び 320 °C であり、照射温度 300 及び 320 °C における水化学条件は商用 PWR 条件を模擬したもの、また照射温度 240 °C についてはハルデン炉の冷却材条件で実施した。

平成 22 年度に、試験準備、照射容器(照射リグ) の設計および製作、照射容器を接続する高温高压水ループの改造を実施、平成 23 年度から照射試験を開始し、試験炉の定期シャットダウン時期に合わせて試験片の中間検査を実施した。平成 30 年 6 月末のハルデン炉廃炉決定に伴い照射試験は第 12 照射サイクル (平成 30 年 2 月まで) で終了した。ハルデン炉の閉鎖を受けて、令和元年度に照射試験片をハルデン施設から日本原子力研究開発機構 (原子力機構) のホット施設へ輸送し、令和 2 年度まで照射後試験を実施した。

従来使用されていた Zry-4 (SR、応力除去材)と比較して改良合金被覆管の照射成長量は小さく、照射温度 300 °C、320 °Cにおいて合金成分及び熱処理条件によらず 0.2 %以内の範囲にあり、Nb 添加が照射欠陥の蓄積に影響していると考えられた。水素処理材の照射成長量は燃焼末期で増加傾向にあり、照射時の水素吸収が照射成長に影響している可能性が考えられた。

本研究で得られた照射成長挙動に関する知見、データは、今後、燃料挙動評価コード類のモデル更新に反映されるものと見込まれる。これらモデルの信頼性向上の観点からは、材料の微細組織と照射成長挙動との関係を解明することが併せて重要となる。これは今後の課題であり、電子顕微鏡等を用いた微細組織観察が有効と考えられる。

表 4.7.2-1 改良型燃料被覆管の照射成長試験に供する材料の合金組成

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

表 4.7.2-2 照射成長試験に供した改良合金被覆管

Alloy*	
Zr-Sn-Fe system (reference)	(CW, Q=2)
	(CW, Q=4)
	Zircaloy-4 (SR, Q=2)
	(Zry-4) (SR, Q=4)
	(RX, Q=2)
	(RX, Q=4)
Zr-Nb system	M5
	J-Alloy, J2
	J-Alloy, J3
	E110opt
Zr-Nb-Sn-Fe system	M-MDA (SR)
	(RX)
	Q12
	Optimized ZIRLO (P-RX)
	ZIRLO (SR)
	(RX)
E635M	

(* CW: cold-worked, SR: stress-relieved, RX: recrystallized. P-RX: Partial recrystallized Q: Q-value at tube fabrication)

表 4.7.2-3(1) 照射試験リグ内での試験片の配置

(a) IFA-735

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

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

・目標温度 300°C(573K)

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

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

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

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

表 4.7.2-3(2) 照射試験リグ内での試験片の配置

(b) IFA-736

・目標温度 320°C(593K)

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

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

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

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

表 4.7.3-1(1) 酸化膜厚さ測定結果

・ IFA-735 装荷

試験片番号	材 質	酸化膜厚さ (μm)	
		軸方向中央水平断面	
		外面側	内面側
5-3	J-Alloy_J3	3.0	2.9
5-10	Zry-4 (SR)	4.2	4.1
5-15	M-MDA (RX)	7.7	9.8
5-21	Zry-4 (RX, High-Q)+H	5.2	4.1
5-22	M5	3.0	2.9
5-28	M-MDA (SR)+H	3.7	2.7
5-31(deuterium)	Zry-4 (SR)	9.8	8.9
5-34(deuterium)	J-Alloy_J3	7.7	9.8
5-35(deuterium)	M5	12.6	12.4
5-36(deuterium)	Zry-4 (RX)	10.5	10.0
5-37(deuterium)	Zry-4 (RX)+H	14.2	13.9
5-38(deuterium)	M-MDA (RX)	11.6	12.0
5-39(deuterium)	Opt-ZIRLO (P-RX)	12.2	11.7
5-40(deuterium)	ZIRLO (RX)	10.4	10.5

表 4.7.3-1(2) 酸化膜厚さ測定結果

・ IFA-736 装荷

試験片番号	材 質	酸化膜厚さ (μm)	
		軸方向中央水平断面	
		外面側	内面側
6-7	Zry-4 (RX, High-Q)+HH	14.4	17.3
6-14	ZIRLO (SR)	9.6	8.8
6-18	ZIRLO (RX)	24.8	20.2
6-25	Zry-4 (SR)	6.8	7.2
6-29	M-MDA (RX)	13.7	13.8
6-31	J-Alloy_J2	5.4	5.4
6-36	M5	5.8	5.6
6-38	Zry-4 (RX)	8.3	7.8
6-13	Opt-ZIRLO (P-RX)	6.1	6.3
6-41	M-MDA (SR)	6.9	6.5
6-42	M-MDA (SR)+H	5.9	5.8

表 4.7.3-1(3) 酸化膜厚さ測定結果

・アーカイブ材

試験片番号	材 質	酸化膜厚さ (μm)	
		軸方向中央水平断面	
		外面側	内面側
6	Zry-4 (RX)+H	3.6	3.4
10	M-MDA (SR)+H	0	4.9
12	Zry-4 (RX, High-Q)+H	4.8	4.6
13	Zry-4 (RX, High-Q)+HH	8.0	7.8

(上記以外の試験片番号の試験片については酸化膜が薄く、光学顕微鏡による金相観察で測定できず)

表 4.7.3-2(1) 水素濃度分析結果

・ IFA-735 装荷

試験片番号	材 質	水素濃度 (ppm)
5-3	J-Alloy_J3	28
5-10	Zry-4 (SR)	61
5-15	M-MDA (RX)	71
5-21	Zry-4 (RX, High-Q)+H	224
5-22	M5	60
5-24	Zry4 (RX)	32
5-28	M-MDA (SR)+H	209
5-31	Zry-4 (SR)	199
5-34	J-Alloy_J3	87
5-35	M5	112
5-36	Zry-4 (RX)	244
5-37	Zry-4 (RX)+H	461
5-38	M-MDA (RX)	169
5-39	Opt-ZIRLO (P-RX)	111
5-40	ZIRLO (RX)	121

表 4.7.3-2(2) 水素濃度分析結果

・ IFA-736 装荷

試験片番号	材 質	水素濃度 (ppm)
6-7	Zry-4 (RX, High-Q)+HH	612
6-14	ZIRLO (SR)	108
6-18	ZIRLO (RX)	194
6-25	Zry-4 (SR)	140
6-29	M-MDA (RX)	152
6-31	J-Alloy_J2	40
6-36	M5	67
6-38	Zry-4 (RX)	150
6-13	Opt-ZIRLO (P-RX)	51
6-19	E110	26
6-30	M-MDA (RX)+H	325
6-32	J2 (RX)+H	151
6-37	M5+H	173
6-39	Zry4 (RX)+H	272
6-40	Zry4 (RX)+HH	662
6-41	M-MDA (SR)	62
6-42	M-MDA (SR)+H	253

表 4.7.3-2(3) 水素濃度分析結果

・アーカイブ材

試験片番号	材 質	水素濃度 (ppm)
1	J-Alloy_J3	15
2	M5	14
3	M-MDA (RX)	16
4	Opt-ZIRLO (P-RX)	18
5	ZIRLO (RX)	19
6	Zry-4 (RX)+H	190*
7	Zry-4 (RX)	19
8	Zry-4 (SR)	22
9	J-Alloy_J2	15
10	M-MDA (SR)+H	180*
11	ZIRLO (SR)	14
12	Zry-4 (RX, High-Q)+H	190*
13	Zry-4 (RX, High-Q)+HH	410*
14	Zry-4 (RX)+HH	410*
15	M-MDA (RX)+H	180*
16	M5+H	160*
17	M-MDA (SR)	16
18	Opt-ZIRLO (P-RX)	18

(*測定誤差 $\pm 15\%$)

表 4.7.3-3 ビッカース硬度測定結果 (3 回測定平均値)

・ IFA-735 装荷

試験片 番号	材 質	HV0.5		試験片 番号	材 質	HV0.5	
		縦	水平			縦	水平
5-3	J-Alloy_J3	223	226	5-34	J-Alloy_J3	241	234
5-10	Zry-4(SR)	286	267	5-35	M5	251	243
5-15	M-MDA(RX)	292	285	5-36	Zry-4(RX)	247	239
5-21	Zry-4(RX, High-Q)+H*	274	255	5-37	Zry-4(RX)+H*	256	237
5-22	M5	236	233	5-38	M-MDA(RX)	291	278
5-28	M-MDA(SR)+H*	314	291	5-39	Opt-ZIRLO(P-RX)	273	269
5-31	Zry-4(SR)	286	262	5-40	ZIRLO(RX)	273	260

・ IFA-736 装荷

試験片 番号	材 質	HV0.5		試験片 番号	材 質	HV0.5	
		縦	水平			縦	水平
6-7	Zry-4(RX, High-Q)+H**	272	264	6-29	M-MDA(RX)	293	280
6-14	ZIRLO(SR)	287	269	6-31	J-Alloy_J2	231	221
6-18	ZIRLO(RX)	274	263	6-36	M5	224	223
6-25	Zry-4(SR)	285	263	6-38	Zry-4(RX)	270	258

・ アーカイブ材

試験片 番号	材 質	HV0.5		試験片 番号	材 質	HV0.5	
		縦	水平			縦	水平
1	J-Alloy_J3	162	151	8	Zry-4(SR)	223	206
2	M5	169	161	9	J-Alloy_J2	165	151
3	M-MDA(RX)	179	171	10	M-MDA(SR)+H*	244	227
4	Opt-ZIRLO(P-RX)	208	195	11	ZIRLO(SR)	238	221
5	ZIRLO(RX)	169	168	12	Zry-4(RX, High-Q)+H*	177	172
6	Zry-4(RX)+H*	176	169	13	Zry-4(RX, High-Q)+H**	176	168
7	Zry-4(RX)	176	167				

(縦：端面部縦断面、水平：軸方向中央部水平断面)

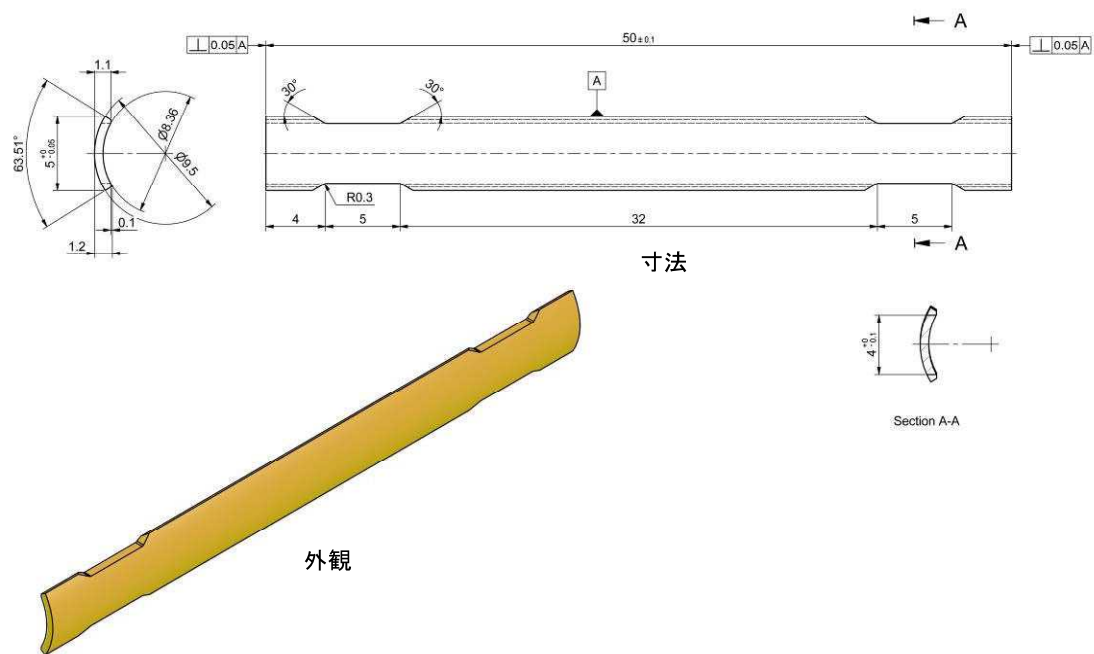
表 4.7.3-4 引張試験結果

・ IFA-735 装荷

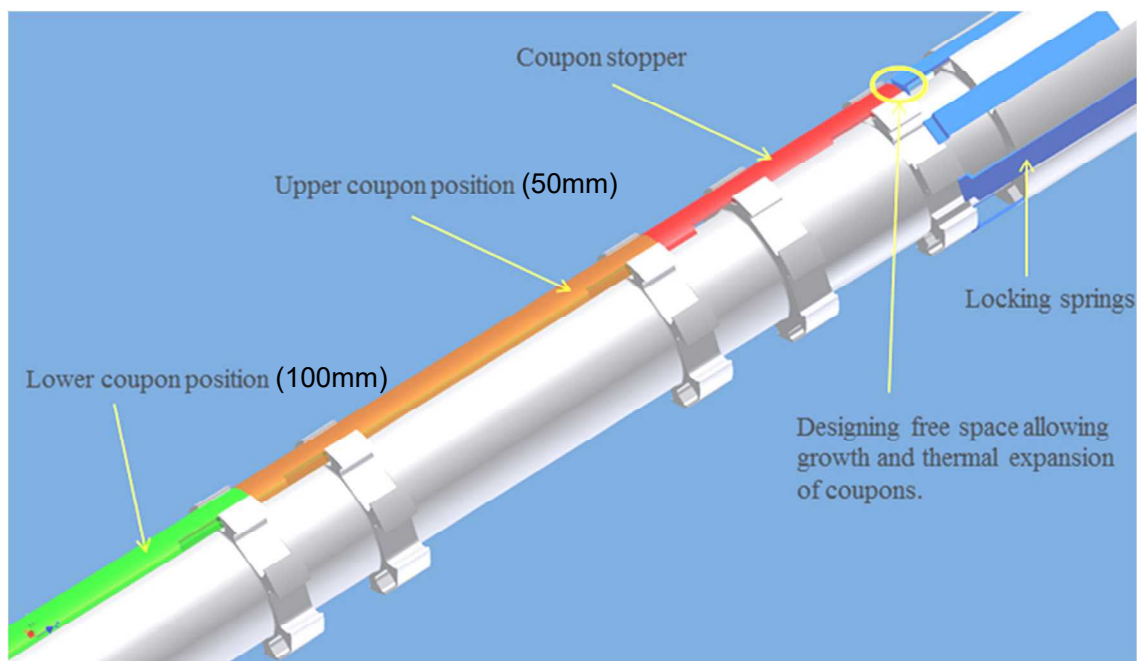
試験片 番号	材 質	極限引張 強さ (MPa)	破断応力 (MPa)	最大荷重 (N)	最大荷重点に おける均一伸 び(%)	破断伸び (%)
5-3	J-Alloy_J3	770	595	1044	11.1	16.8
5-10	Zry-4(SR)	1131	930	1545	11.2	17.0
5-31	Zry-4(SR)	1094	916	1494	9.7	12.8
5-34	J-Alloy_J3	805	621	1091	8.3	12.6
5-35	M5	818	708	968	10.8	12.2
5-36	Zry-4(RX)	949	813	1296	9.1	10.7
5-37	Zry-4(RX)+H*	977	851	1334	8.1	9.6
5-38	M-MDA(RX)	996	821	1350	8.1	11.1
5-39	Opt-ZIRLO(P-RX)	982	982	1331	8.9	11.4
5-40	ZIRLO(RX)	910	728	1235	7.8	10.0

・ アークイブ材

試験片 番号	材 質	極限引張 強さ (MPa)	破断応力 (MPa)	最大荷重 (N)	最大荷重点に おける均一伸 び(%)	破断伸び (%)
1	J-Alloy_J3	510	375	691	21.5	40.8
2	M5	500	361	591	24.4	41.7
3	M-MDA(RX)	564	420	765	21.4	42.1
4	Opt-ZIRLO(P-RX)	679	524	921	17.1	31.5
5	ZIRLO(RX)	541	399	734	20.0	41.4
6	Zry-4(RX)+H*	606	643	827	20.7	40.1
7	Zry-4(RX)	601	447	820	21.1	37.2
8	Zry-4(SR)	879	699	1201	14.0	25.5
9	J-Alloy_J2	498	360	675	22.9	38.0
9-2	J-Alloy_J2	508	363	689	20.3	40.8
10	M-MDA(SR)+H*	820	681	1112	14.0	23.3
11	ZIRLO(SR)	815	643	1106	14.5	23.2
12	Zry-4(RX, High-Q)+H*	594	462	811	18.7	33.2
13	Zry-4(RX, High-Q)+H**	620	484	847	19.0	31.3



(a) 試験片の形状 (長さ 50 mm の場合)



(b) 試験片装荷部の構造 (IFA-735 の場合)

図 4.7.2-1 試験片の形状と試験片装荷部の構造 (拡大図)

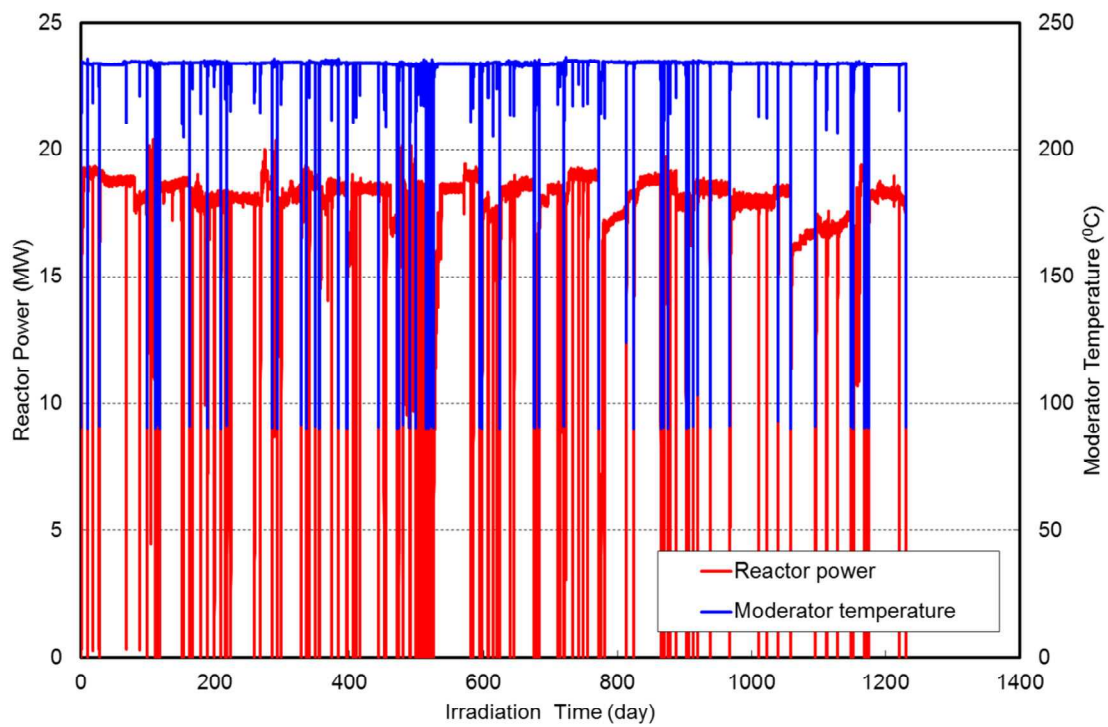
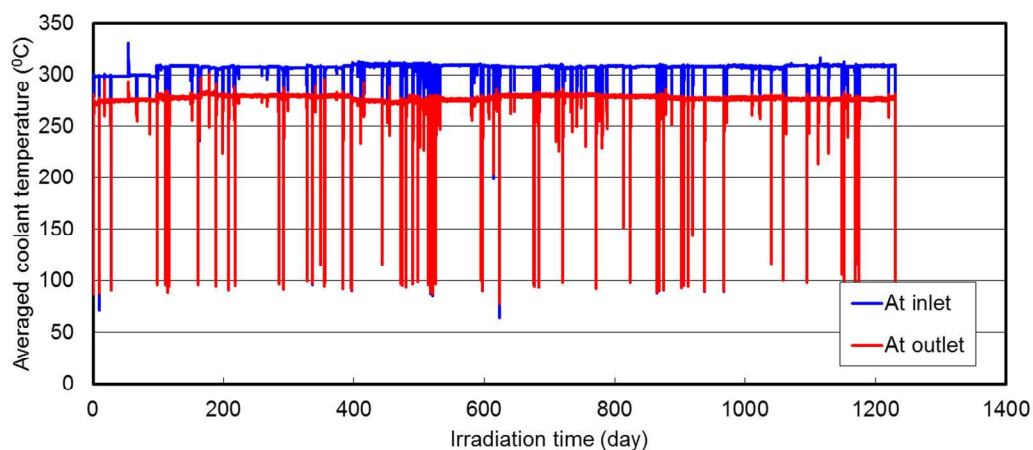
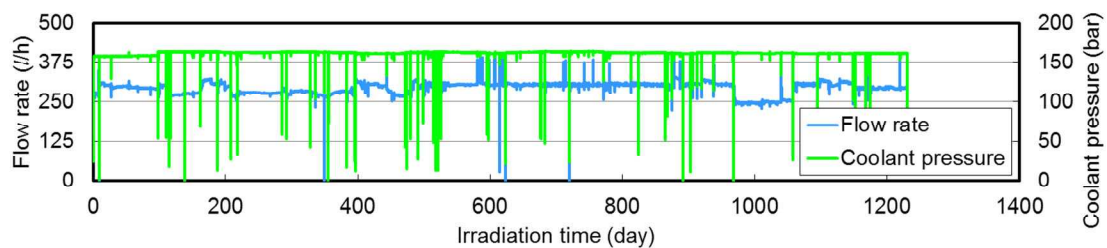
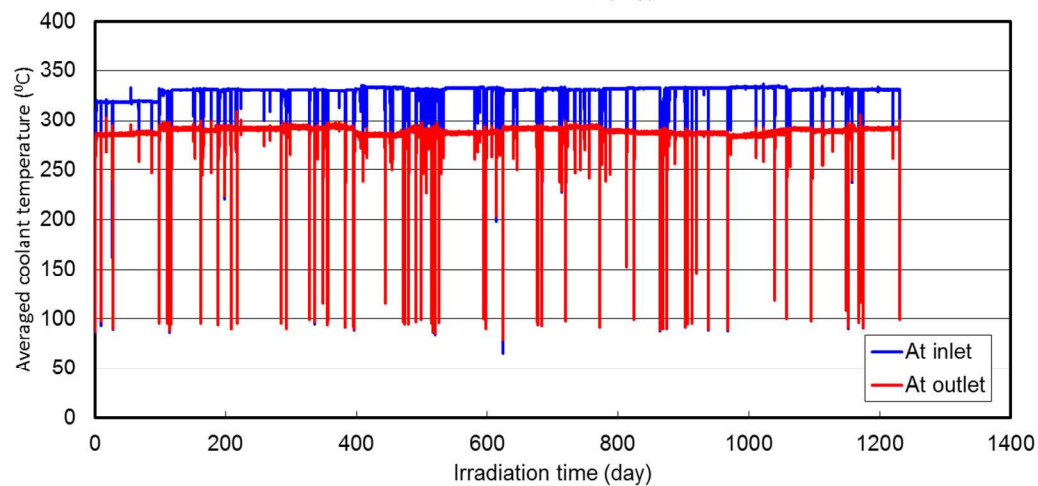
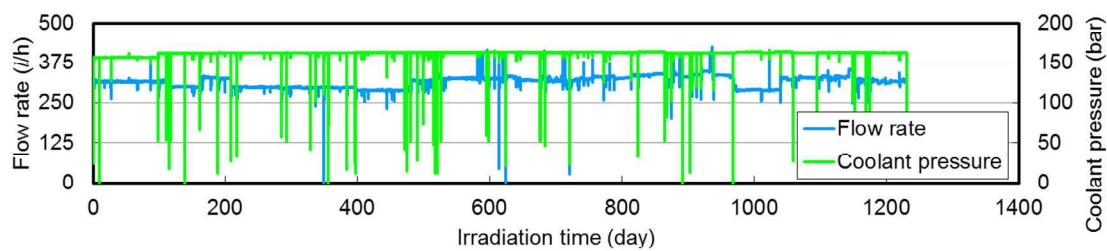


図 4.7.2-2 照射開始から第 12 照射サイクル終了までのハルデン炉熱出力及び減速材温度履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.7.2-3 照射開始から第 12 照射サイクル終了までの照射試験リグ内の熱水力条件の履歴

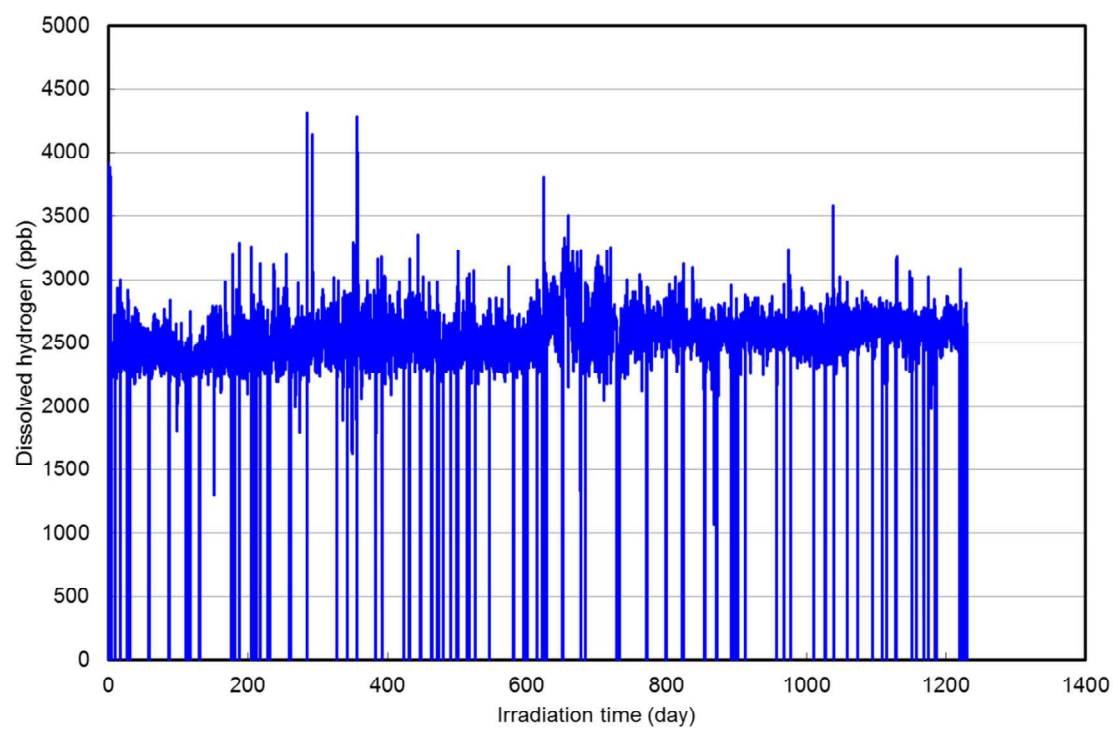
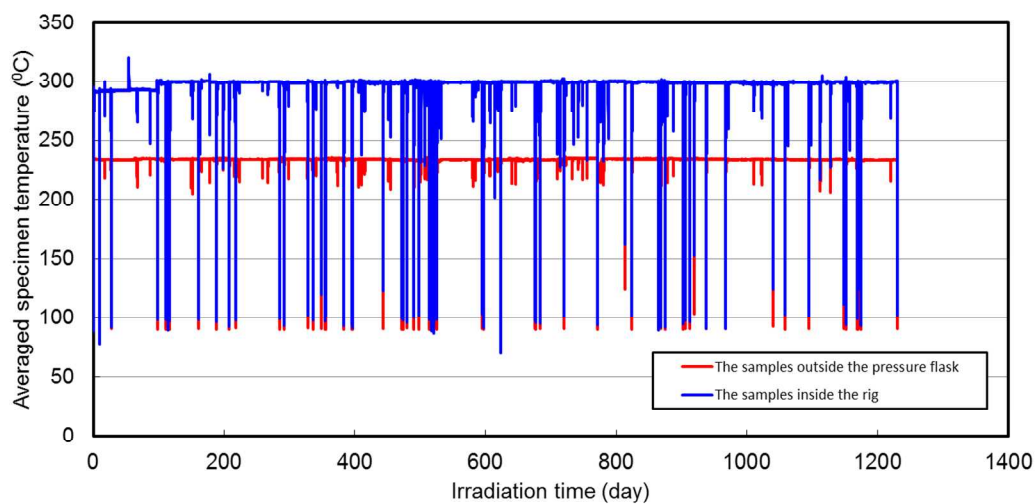
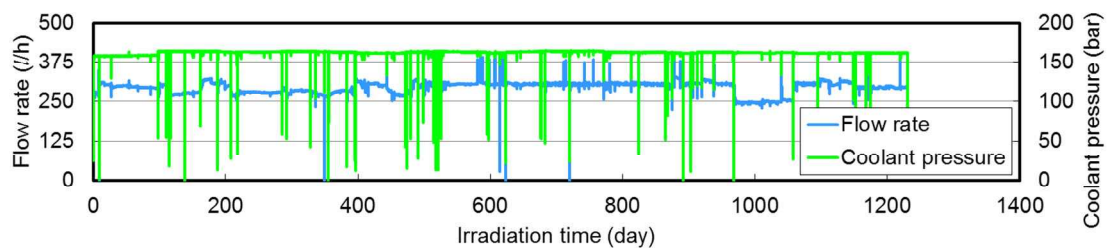
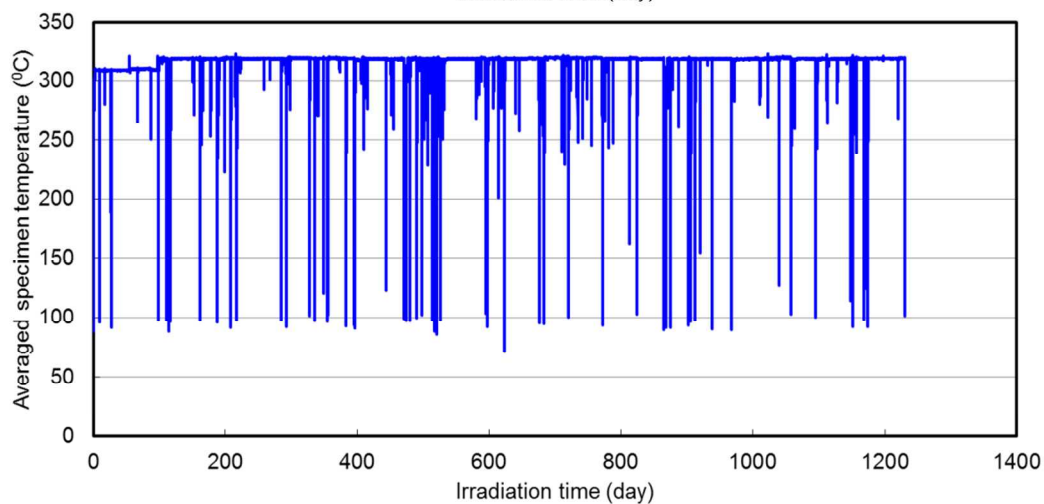
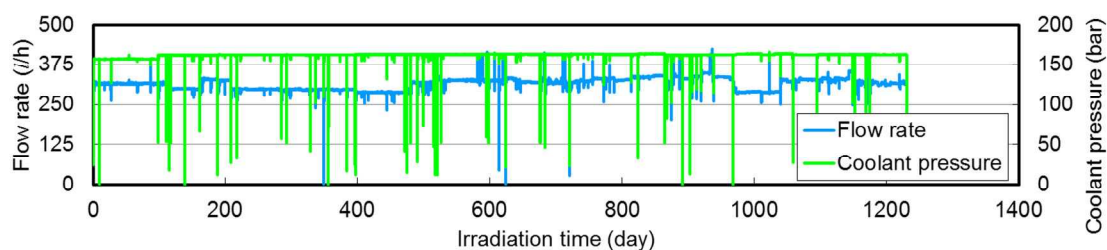


図 4.7.2-4 照射試験リグ内を流れる冷却材中溶存水素濃度の履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.7.2-5 照射開始から第 12 照射サイクル終了までの試験片の温度履歴

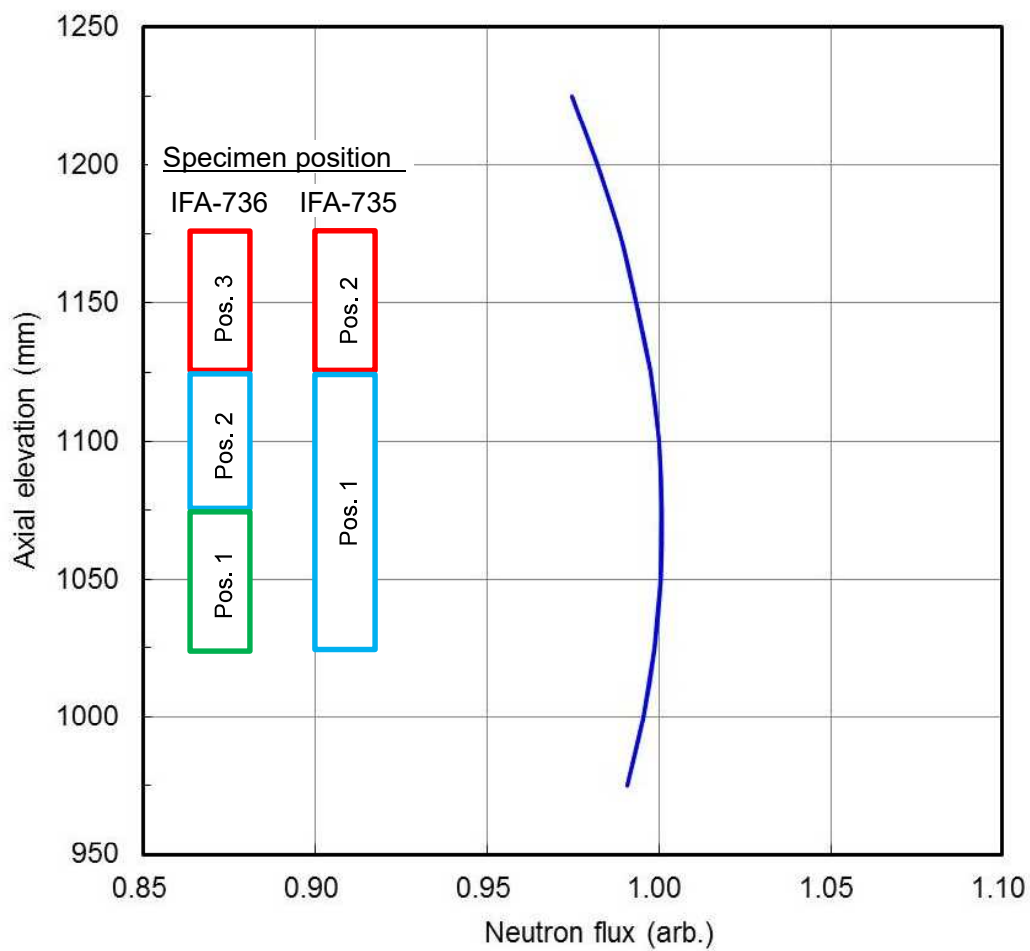
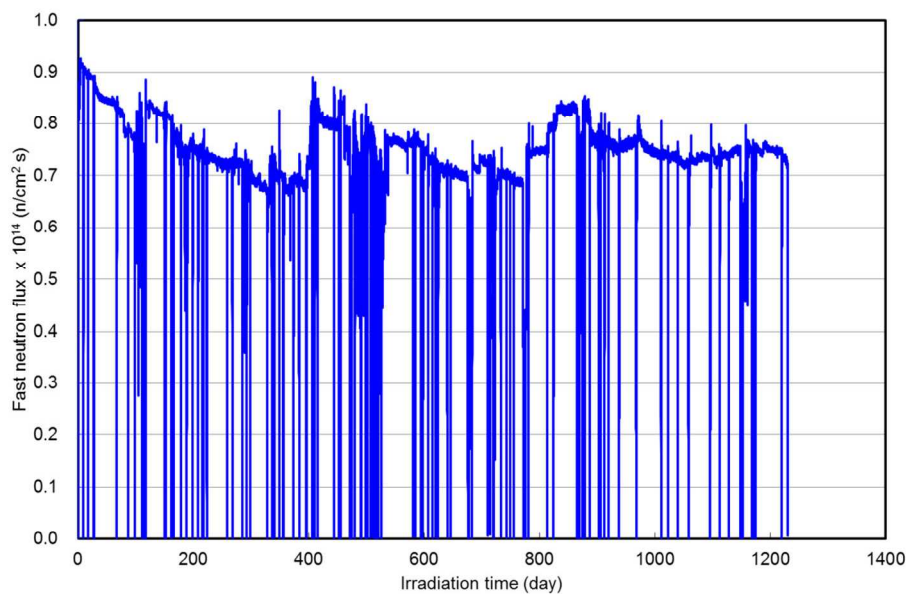
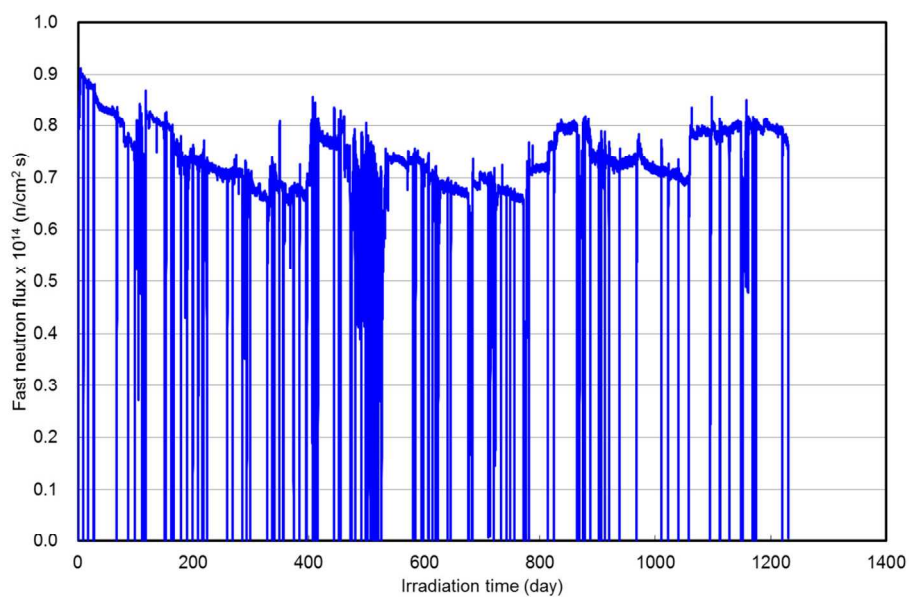


図 4.7.2-6 試験片近傍の炉心軸方向中性子束分布（ハルデン炉における典型例）

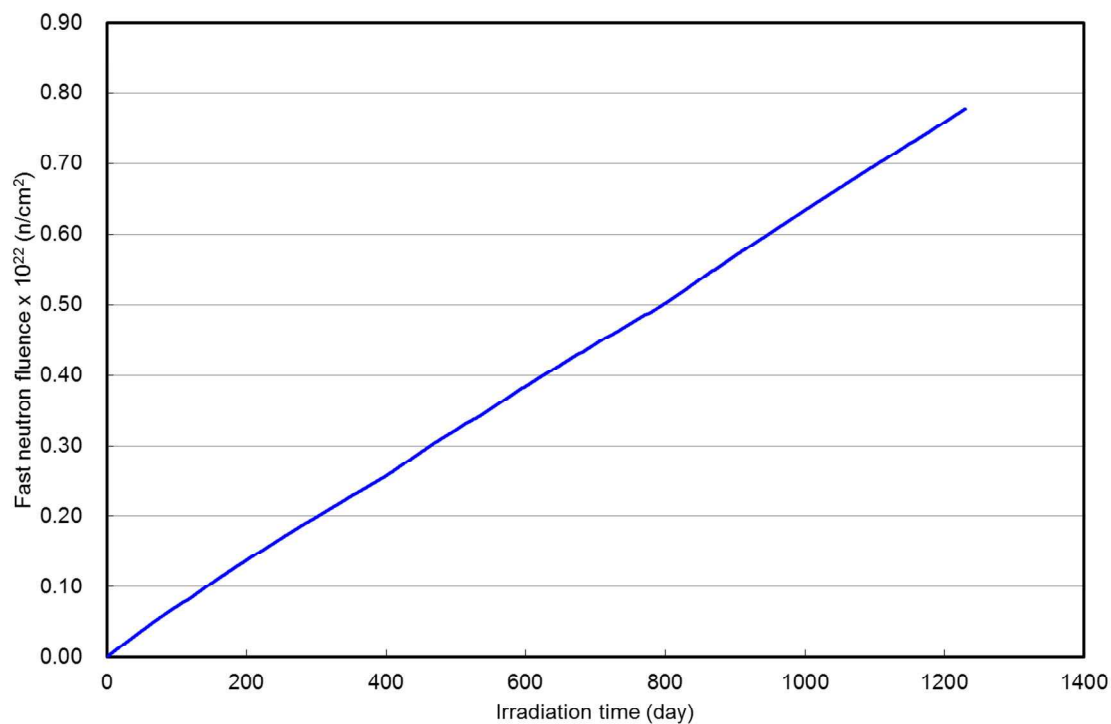


(a) IFA-735

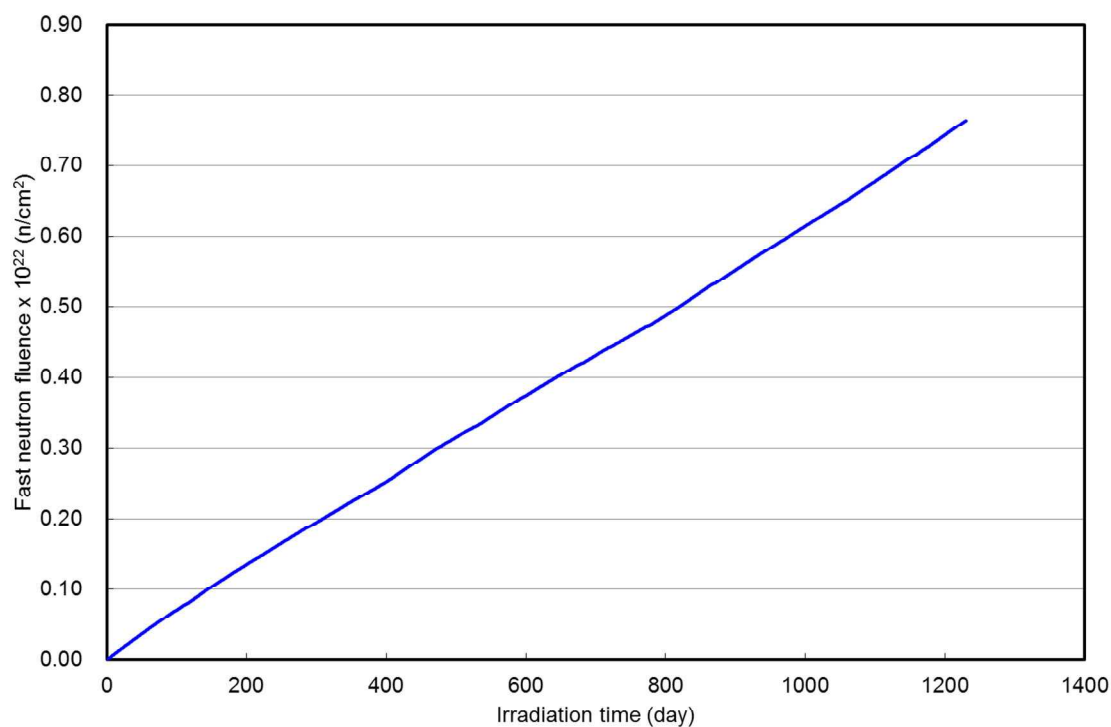


(b) IFA-736

図 4.7.2-7 照射開始から第 12 照射サイクル終了までの試験片領域での高速中性子束履歴



(a) IFA-735



(b) IFA-736

図 4.7.2-8 照射開始から第 12 照射サイクル終了までの試験片領域での
高速中性子フルエンス履歴





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

図 4.7.3-1(1) 試験片外観写真(IFA-735 に装荷されたもの。被覆管外表面側)

試験片 番号	第 12 照射サイクル後
5-29	
5-30	
5-31	+
5-32	
5-33	
5-34	
5-35	
5-36	
5-37	
5-38	
5-39	
5-40	

+ 第 11 照射サイクル後に試験片の伸び量が試験片装荷部に設けたクリアランスを超えたため、第 12 照射サイクル以降、照射試験中にホルダから外れる可能性を考慮して試験片を装荷せず。

図 4.7.3-1(2) 試験片外観写真(IFA-735(圧力フラスコ外)に装荷されたもの。被覆管外表面側)






















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

図 4.7.3-1(3) 試験片外観写真(IFA-736 に装荷されたもの。被覆管外表面側)










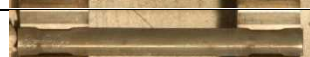





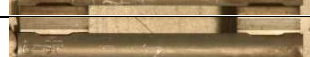





試験片 番号	第 12 照射サイクル後	
6-22		
6-23		
6-24		
6-25		
6-26		
6-27		
6-28		
6-29		
6-30		
6-31		
6-32		
6-33		
6-34		
6-35		
6-36		
6-37		
6-38		
6-39		
6-40		
6-41		
6-42		

図 4.7.3-1(4) 試験片外観写真(IFA-736 に装荷されたもの。被覆管外表面側)

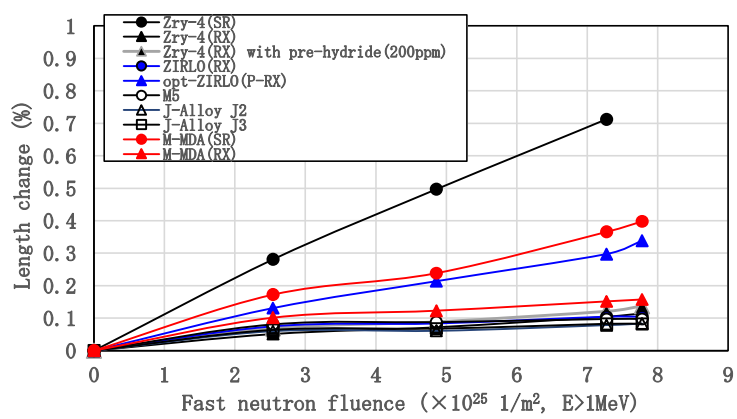


図 4.7.3-2(1) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係 (照射温度 240°C)

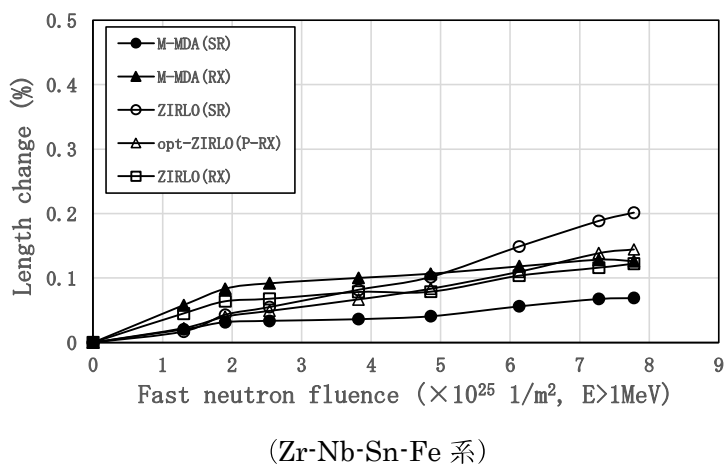
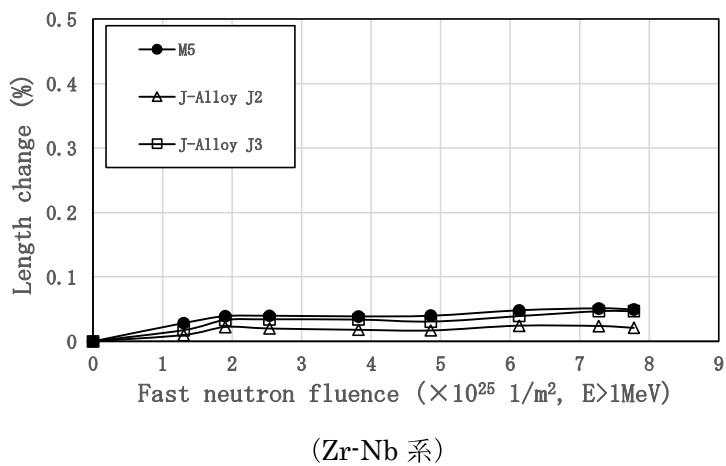
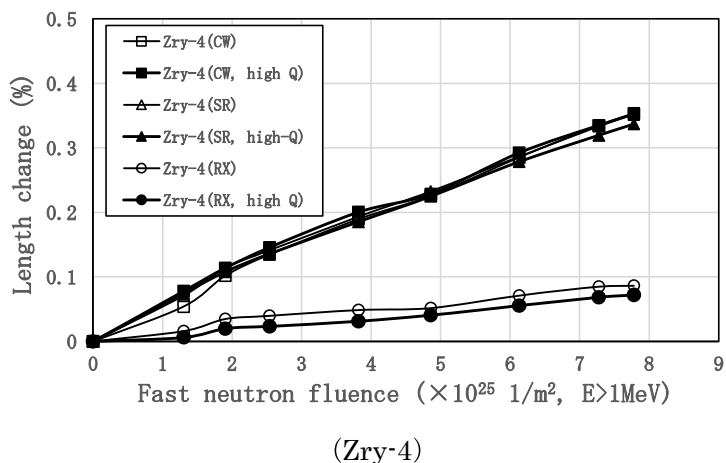


図 4.7.3-2(2) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係 (照射温度 300°C)

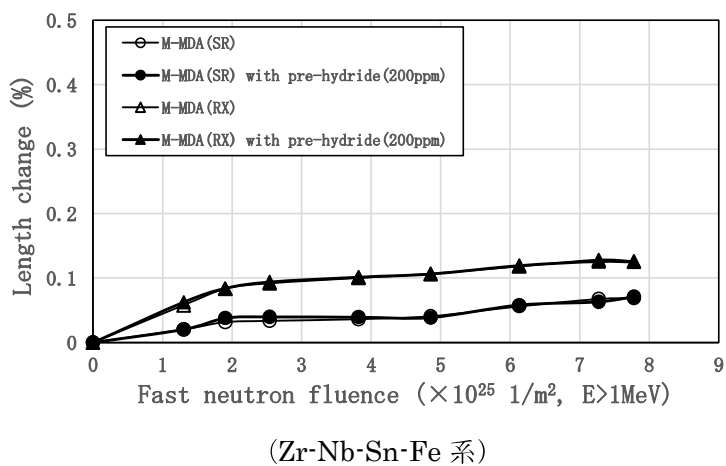
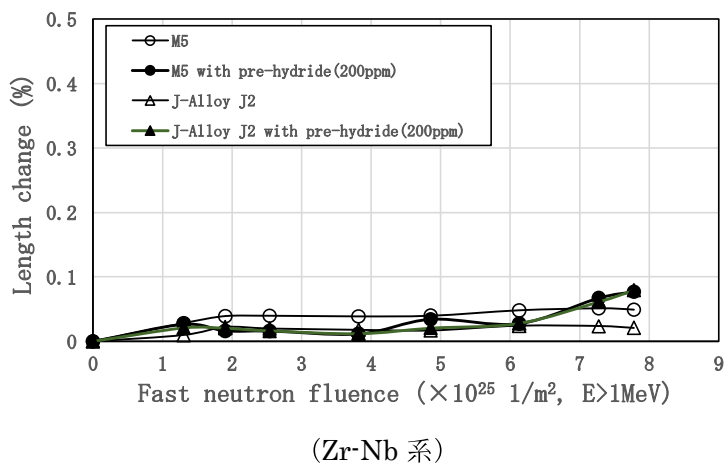
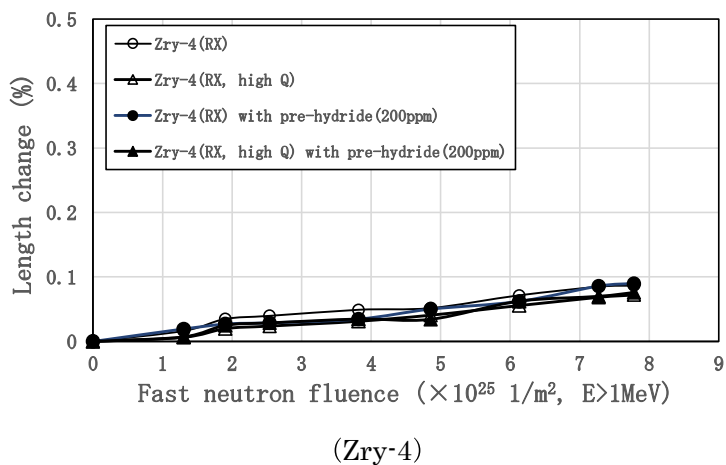


図 4.7.3-2(3) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係 (照射温度 300°C)

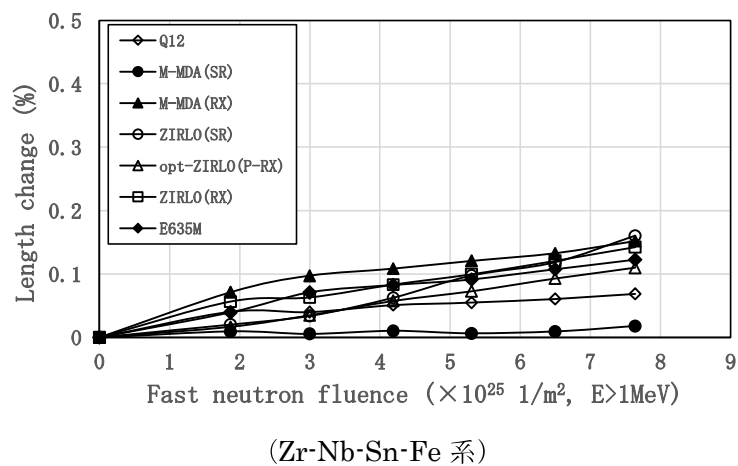
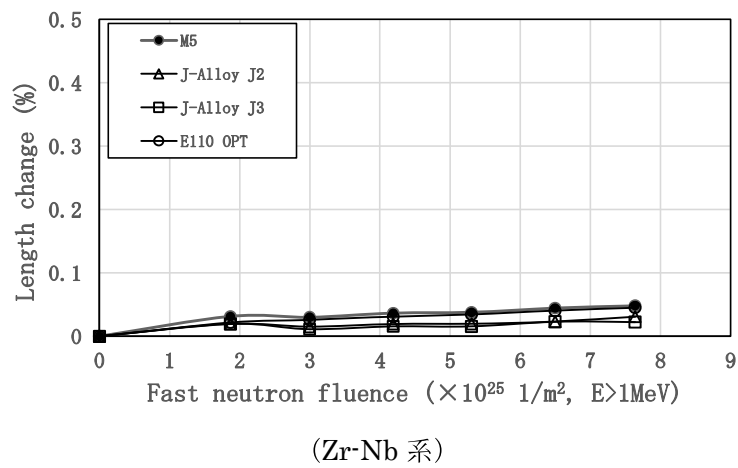
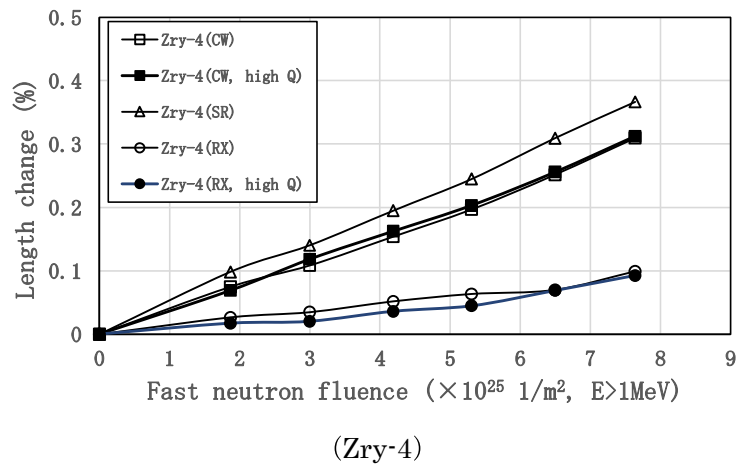


図 4.7.3-2(4) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係 (照射温度 320°C)

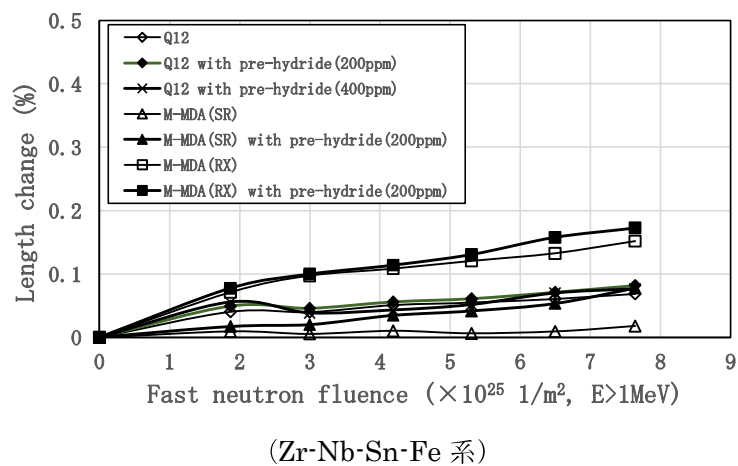
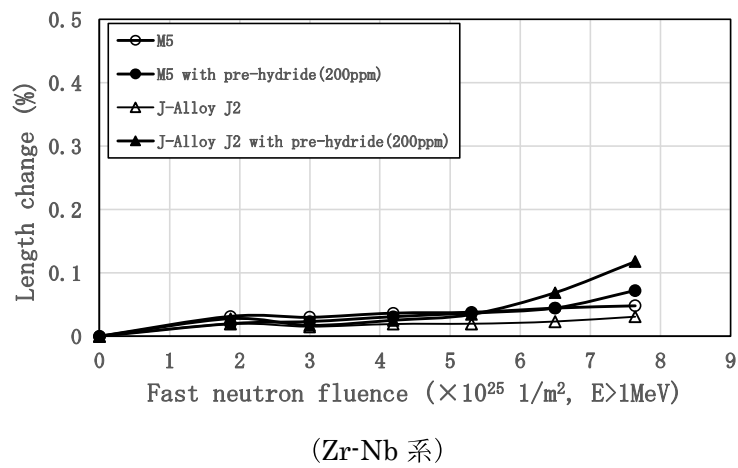
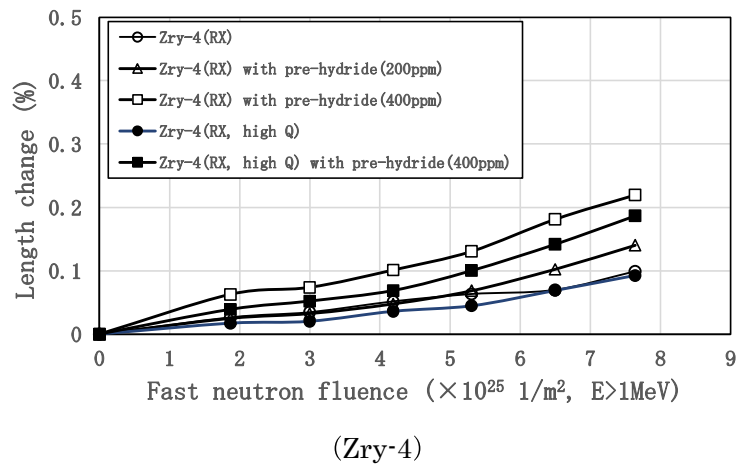


図 4.7.3-2(5) 照射成長量と高速中性子フルエンスとの関係 (照射温度 320°C)

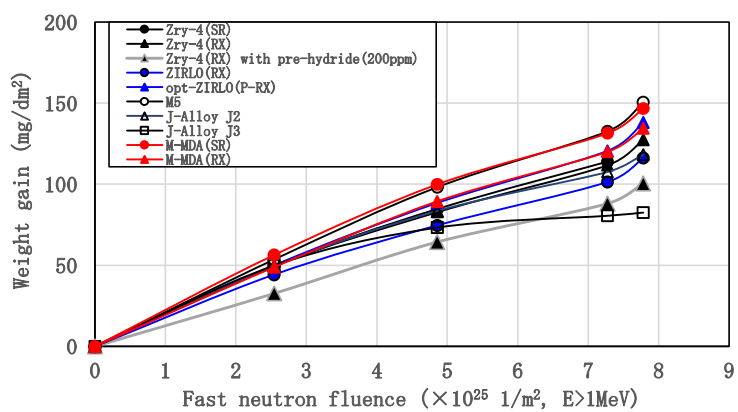


図 4.7.3-3(1) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(照射温度 240°C)

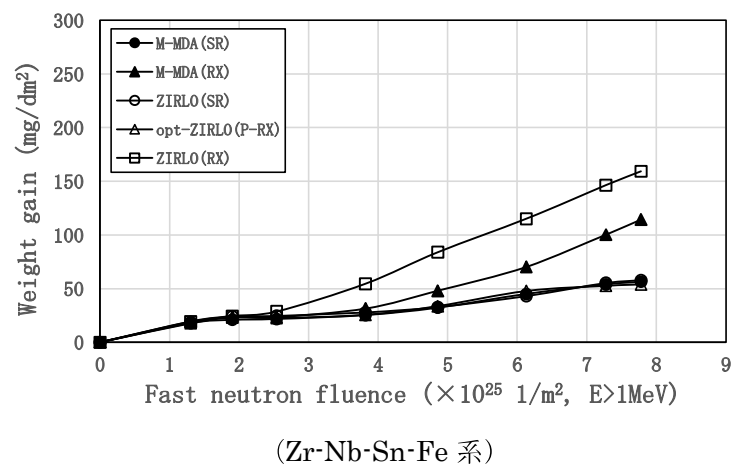
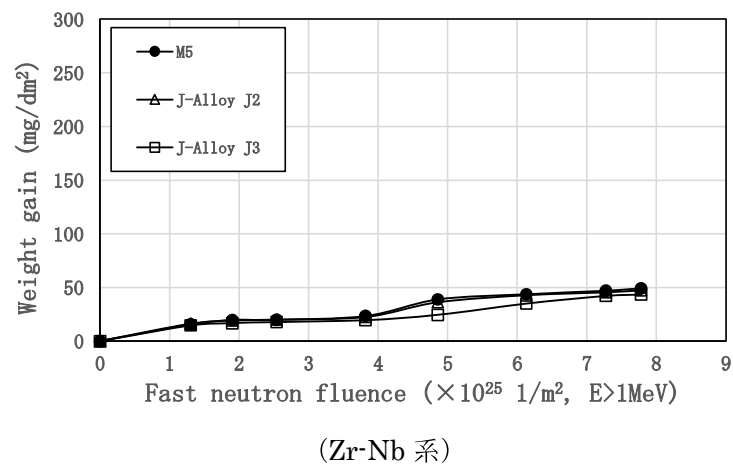
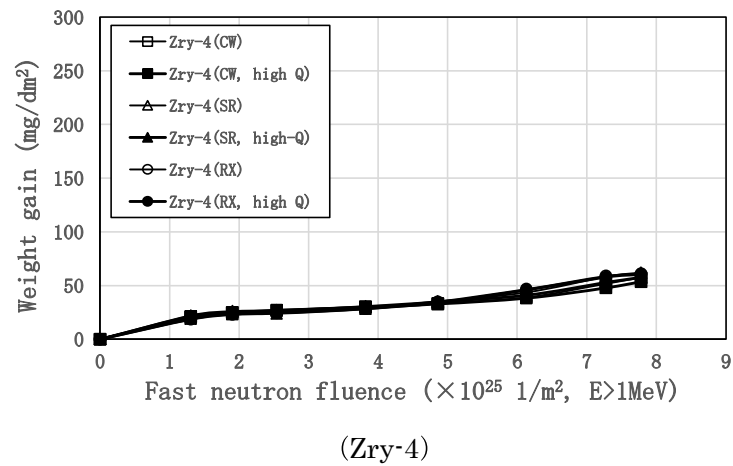
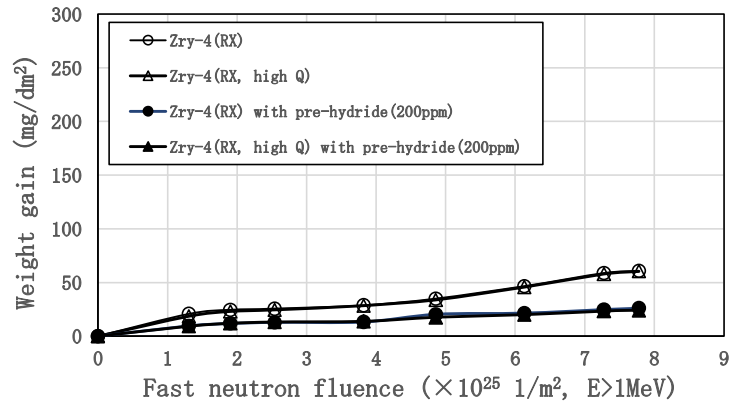
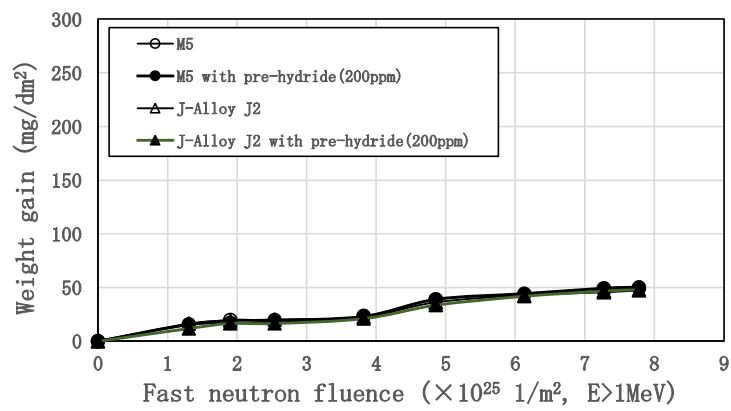


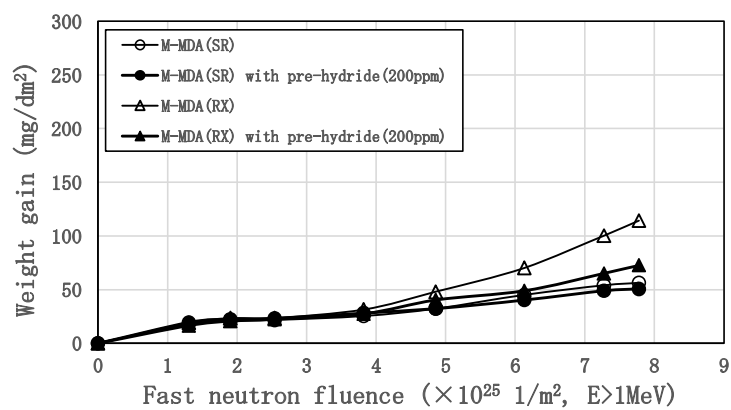
図 4.7.3-3(2) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(照射温度 300°C)



(Zry-4)

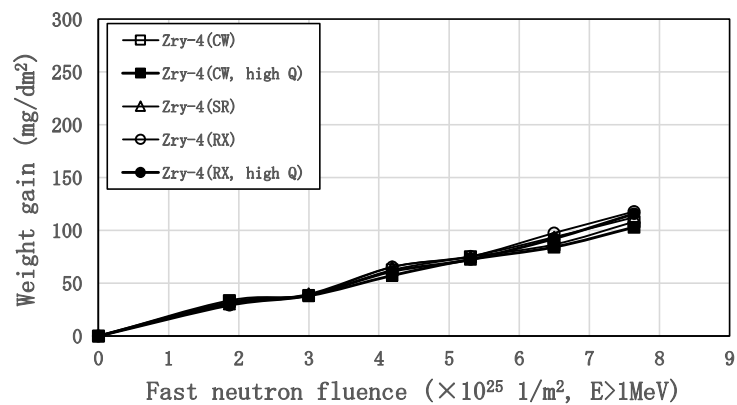


(Zr-Nb 系)

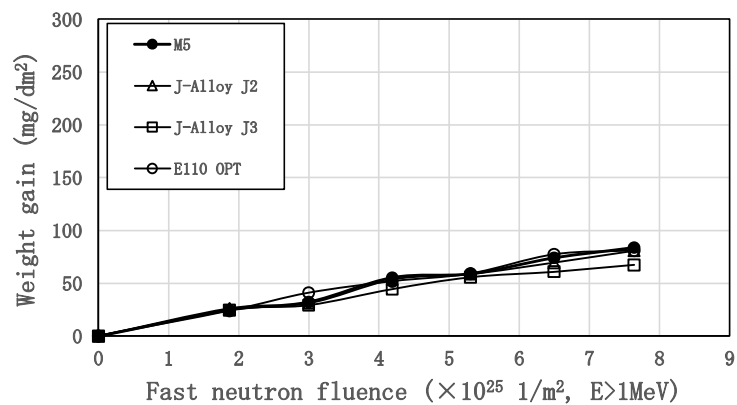


(Zr-Nb-Sn-Fe 系)

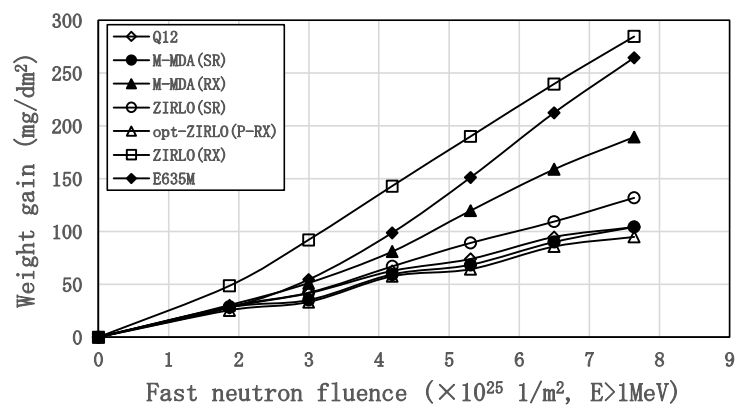
図 4.7.3-3(3) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(照射温度 300°C)



(Zry-4)

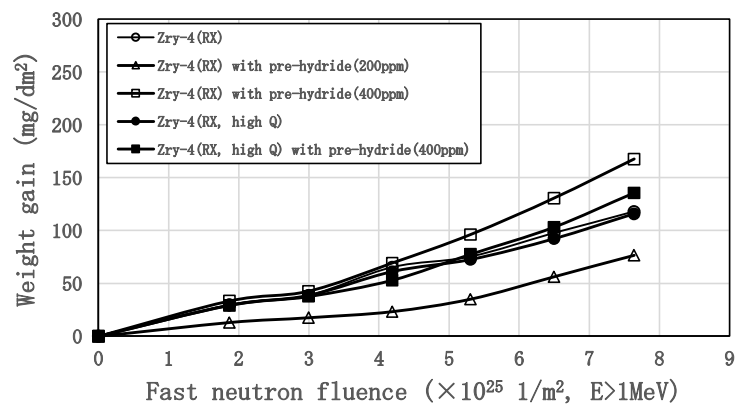


(Zr-Nb 系)

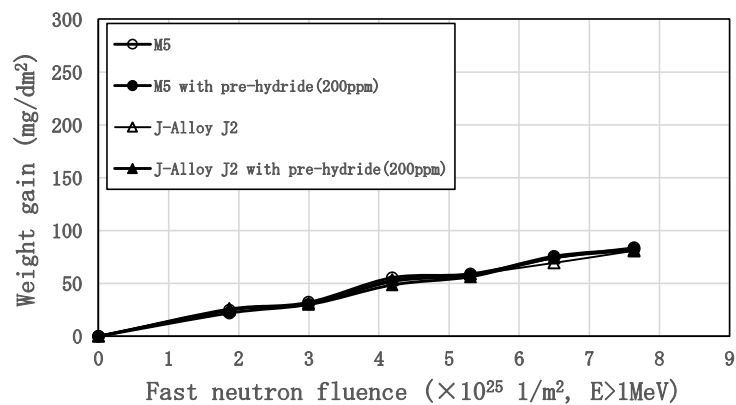


(Zr-Nb-Sn-Fe 系)

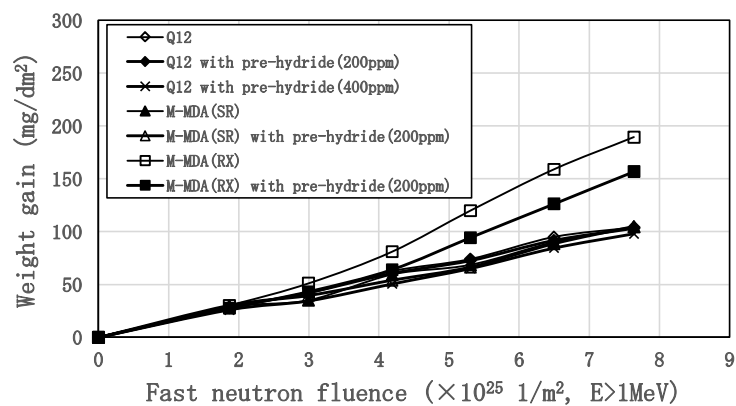
図 4.7.3-3(4) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(照射温度 320°C)



(Zry-4)



(Zr-Nb 系)



(Zr-Nb-Sn-Fe 系)

図 4.7.3-3(5) 単位面積当たりの増量(mg/dm²)と高速中性子フルエンスとの関係
(照射温度 320°C)

試験片番号： 5-3

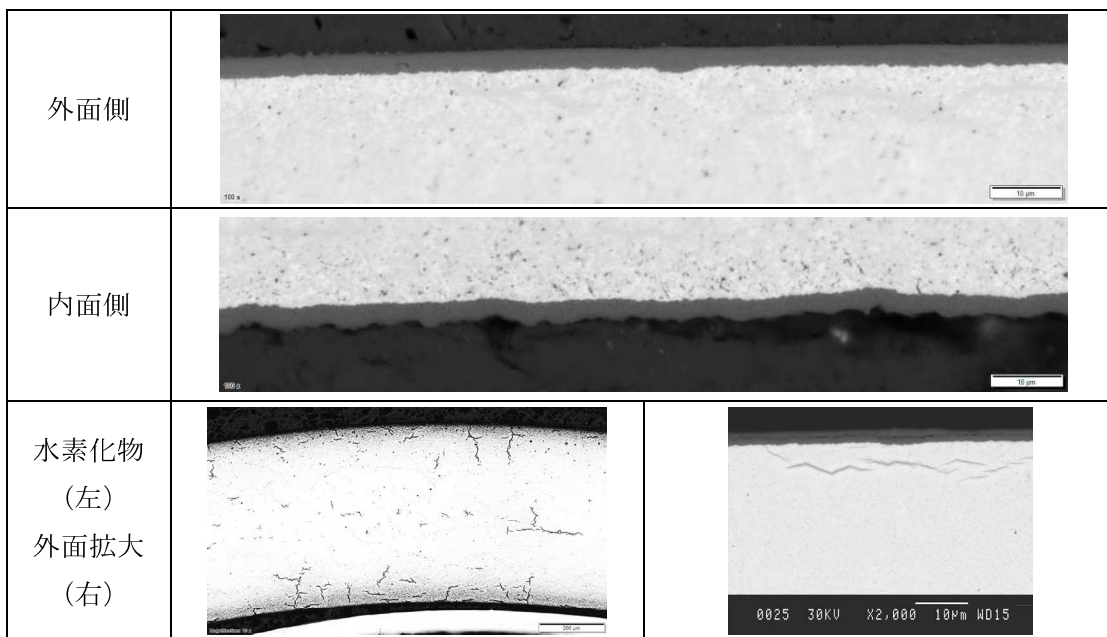


図 4.7.3-4(1) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-10

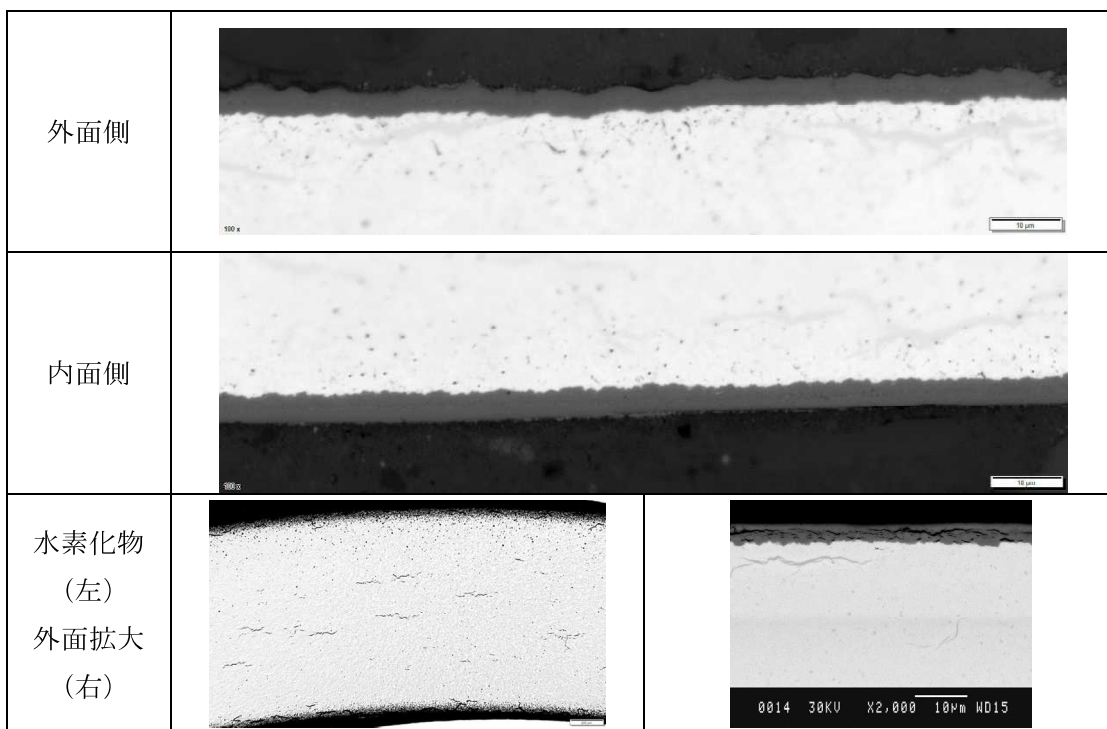


図 4.7.3-4(2) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-15

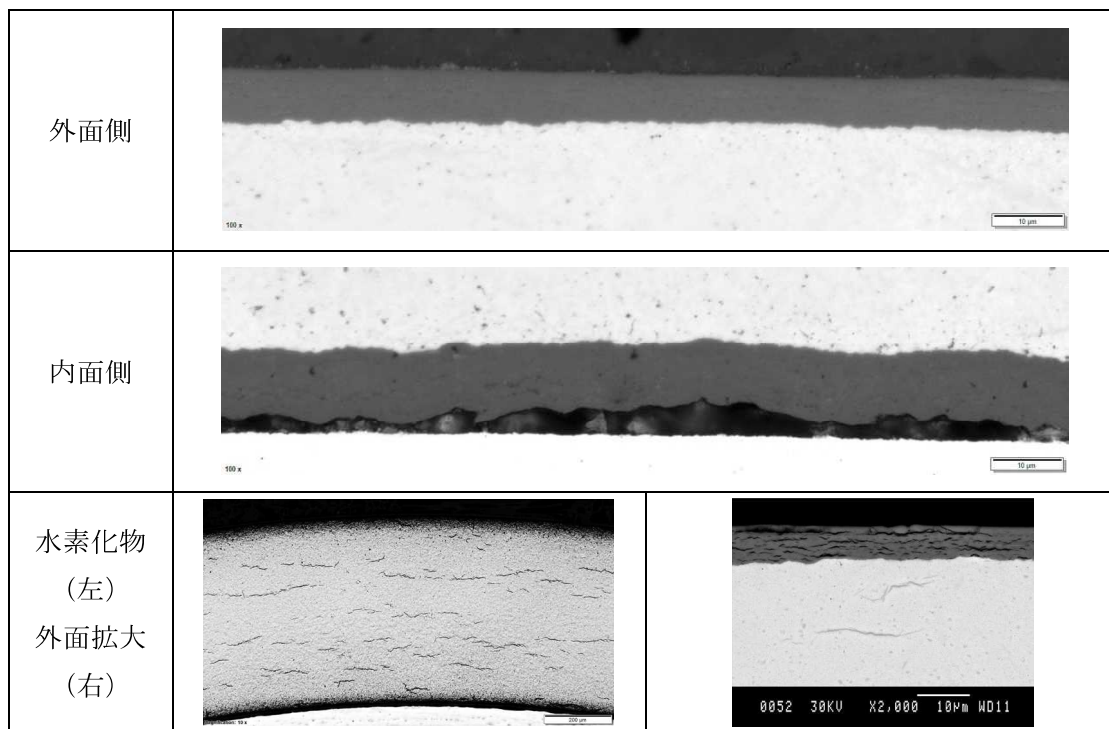


図 4.7.3-4(3) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-21

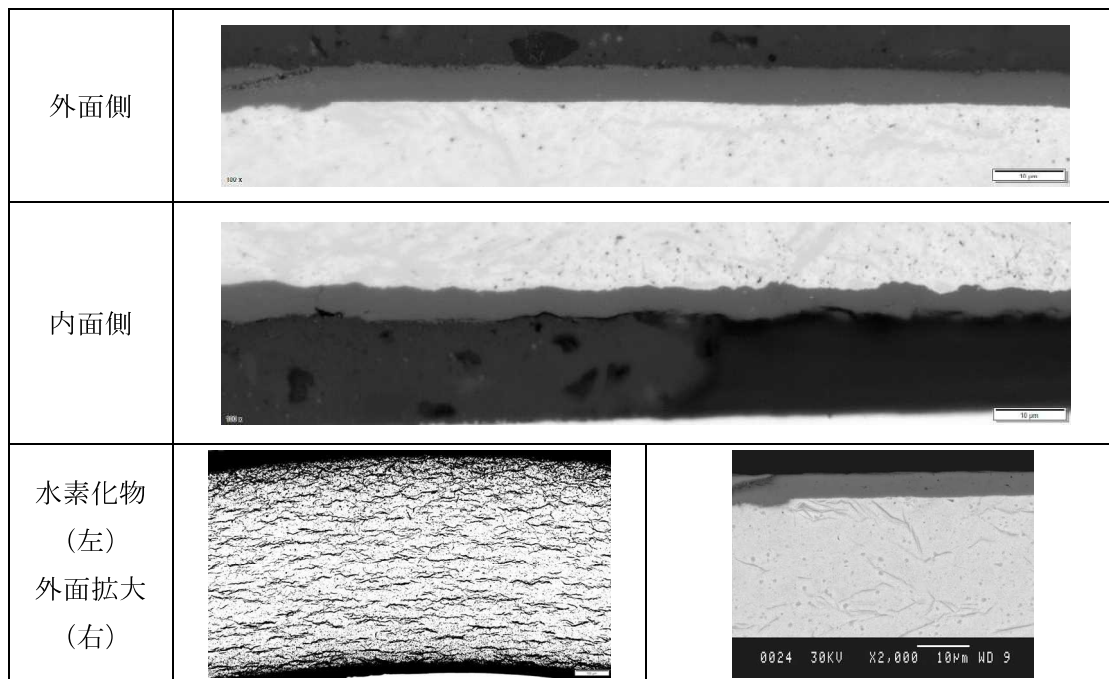


図 4.7.3-4(4) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-22

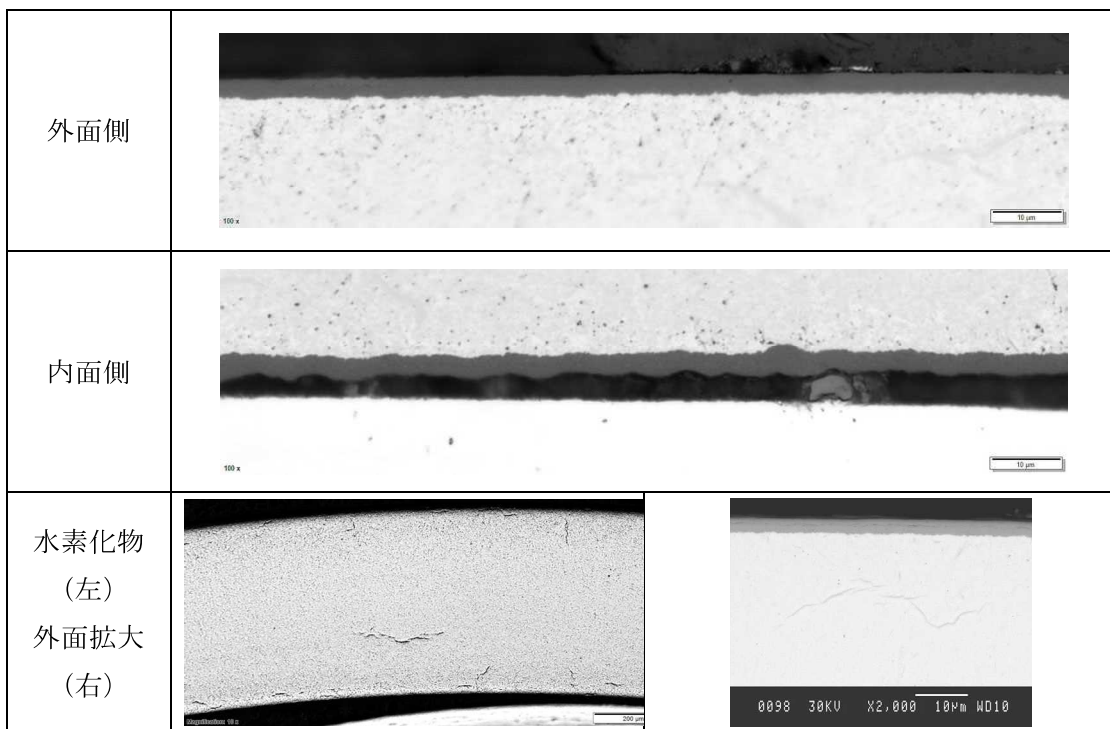


図 4.7.3-4(5) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-28

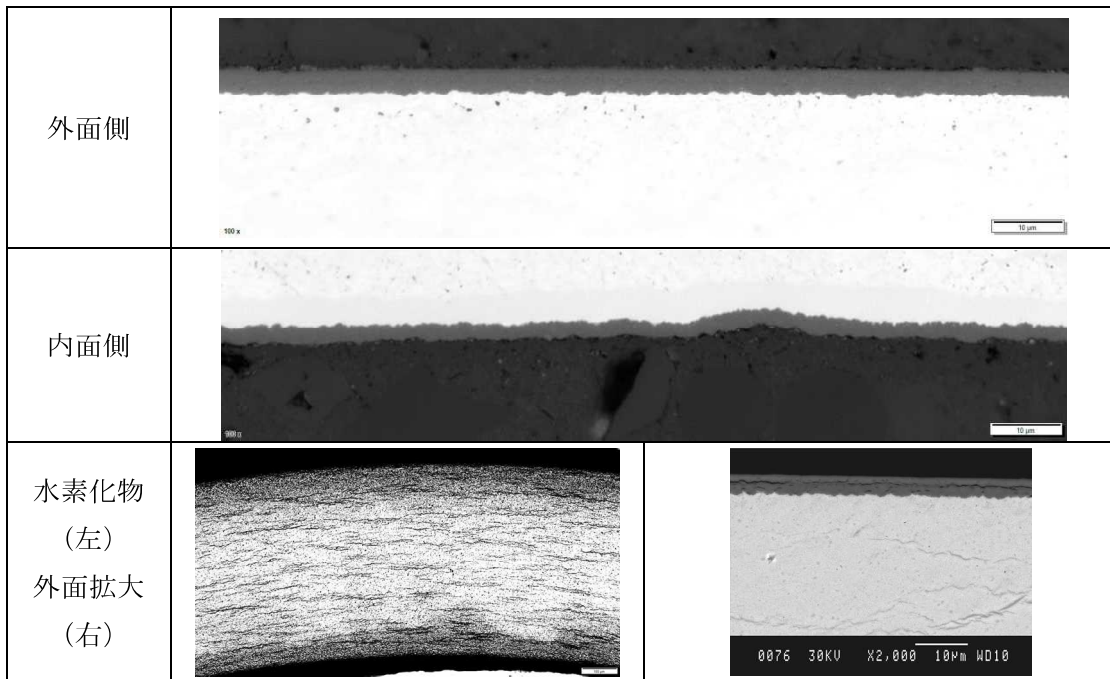


図 4.7.3-4(6) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-31

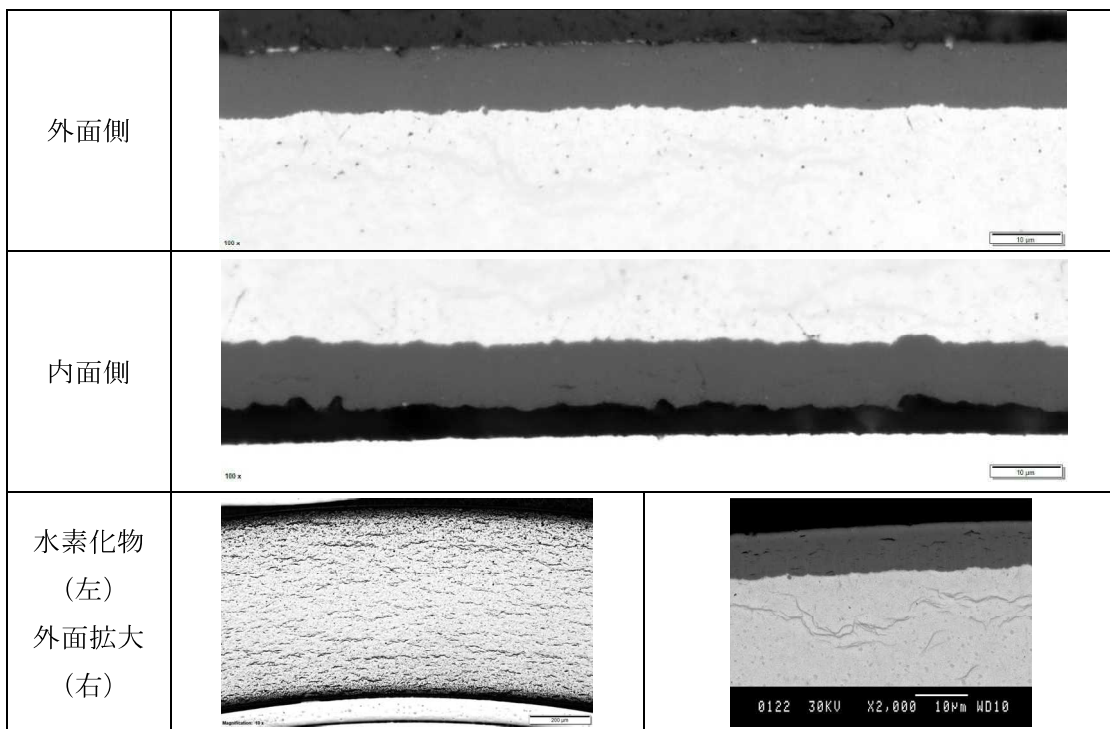


図 4.7.3-4(7) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-34

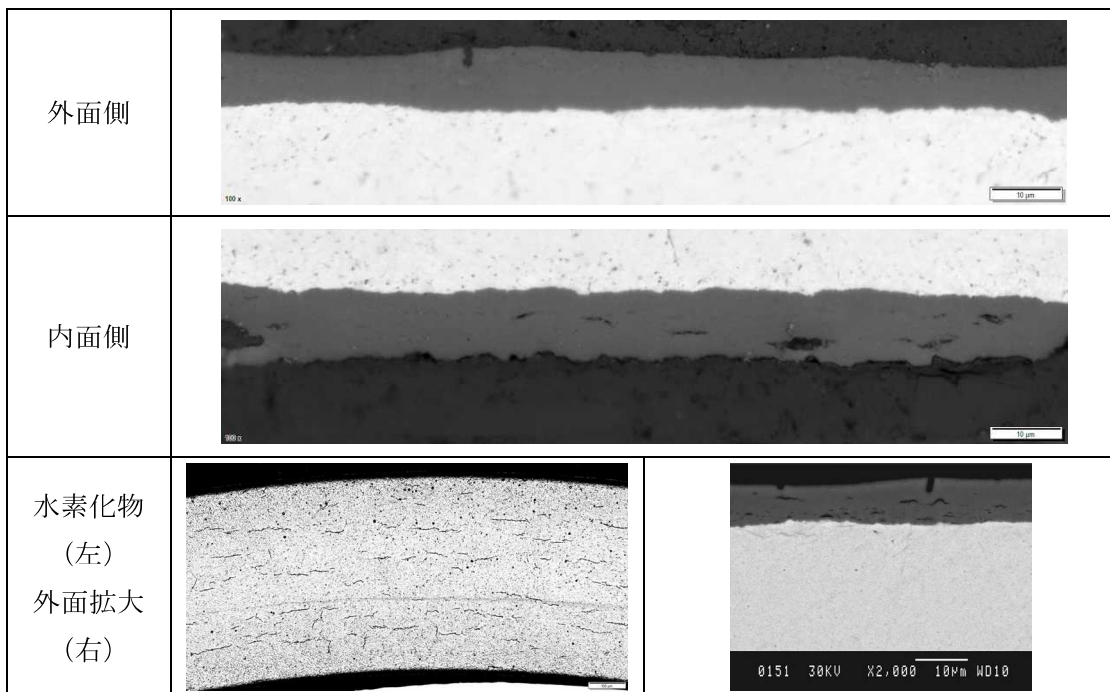


図 4.7.3-4(8) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-35

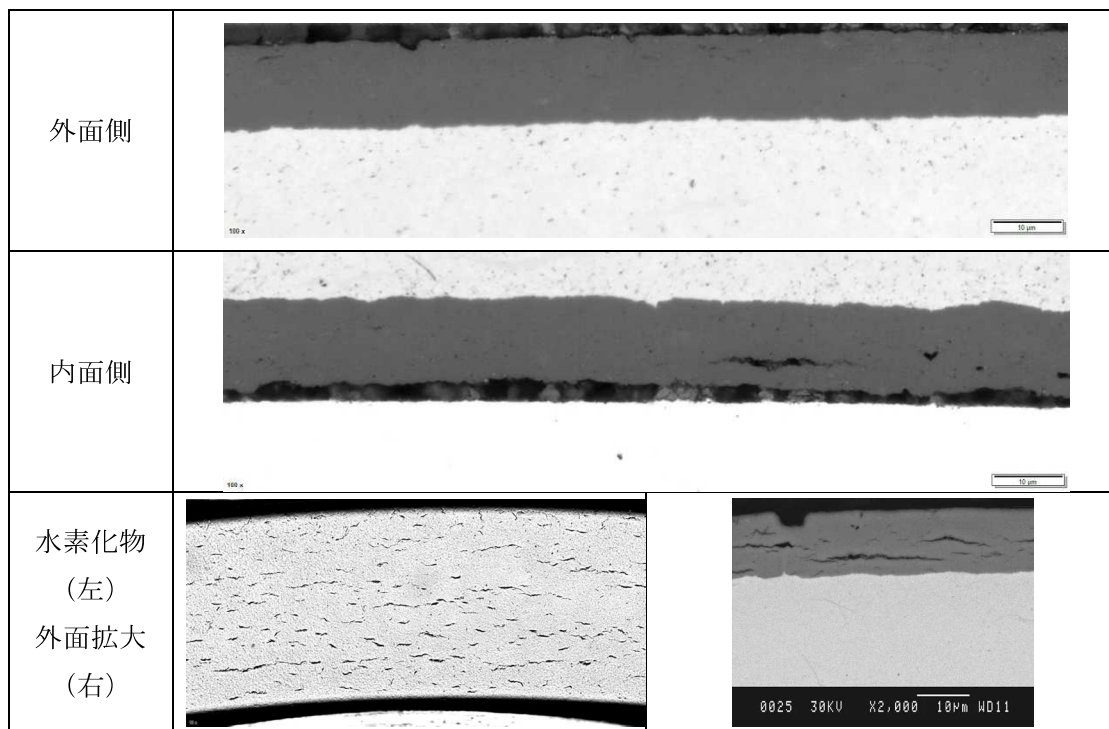


図 4.7.3-4(9) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-36

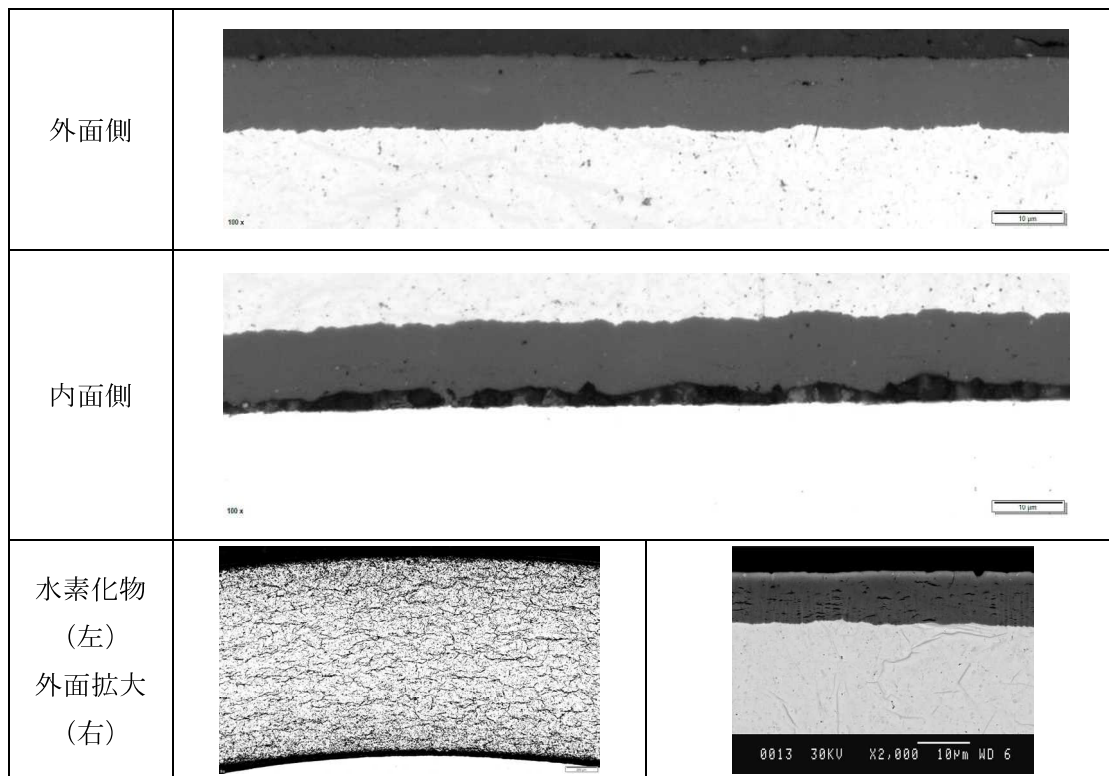


図 4.7.3-4(10) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-37

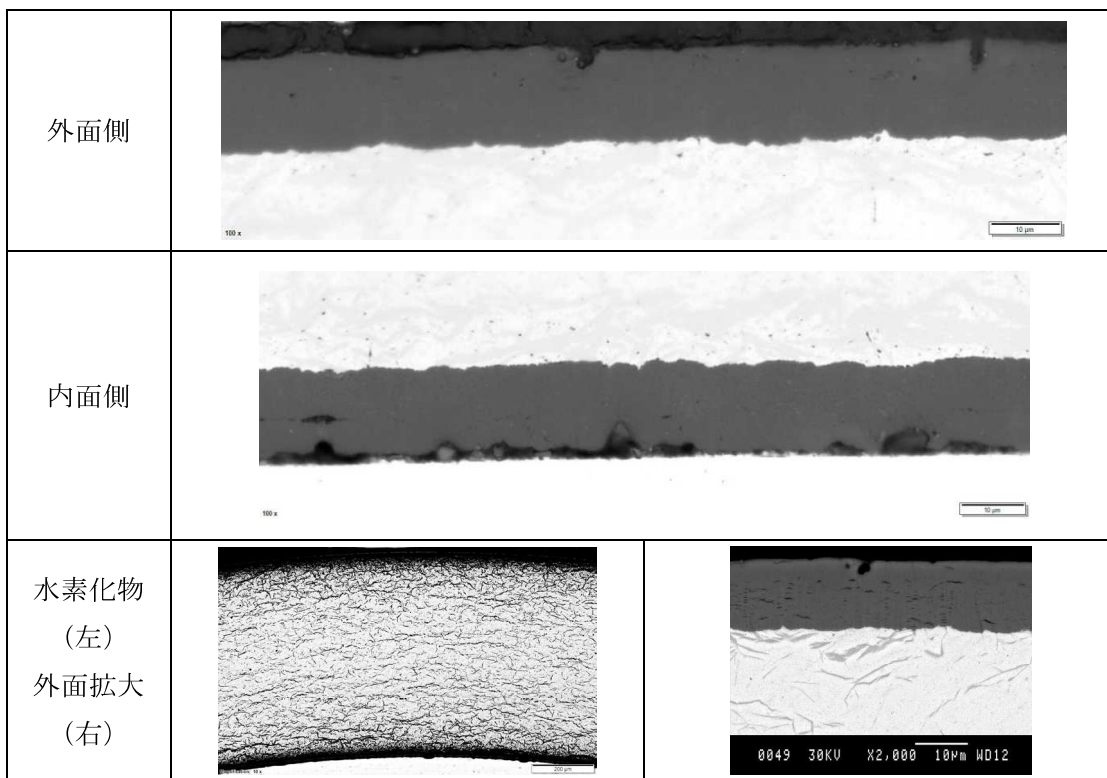


図 4.7.3-4(11) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-38

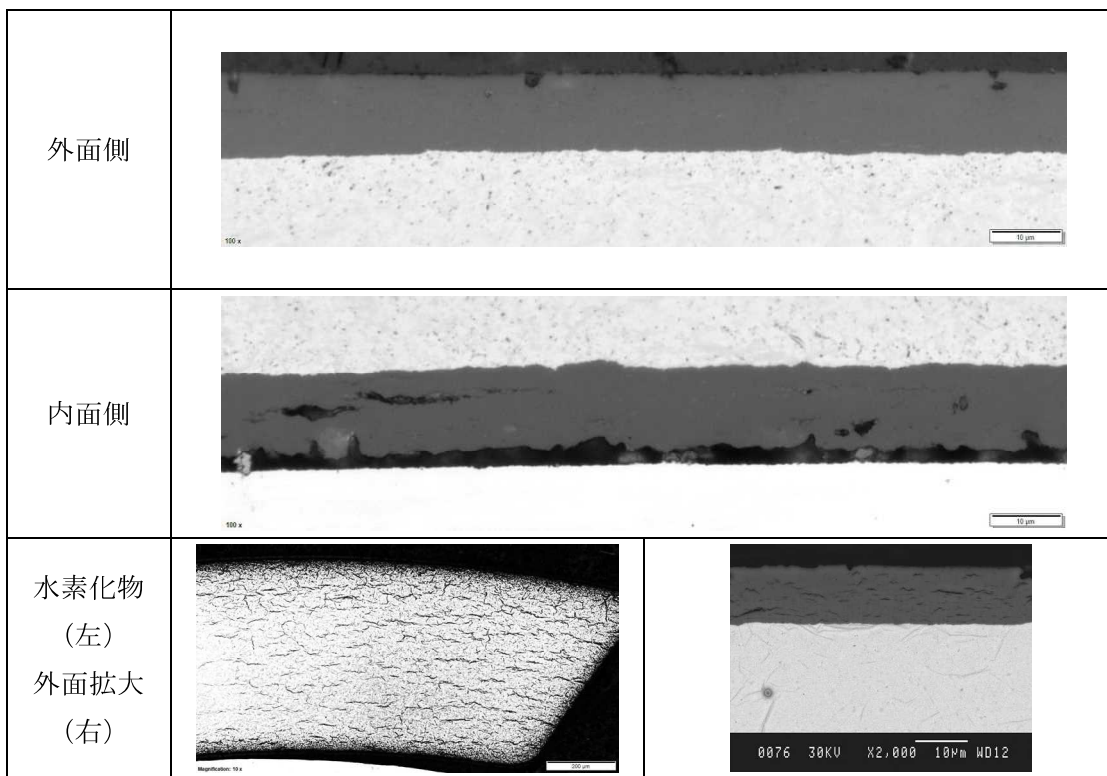


図 4.7.3-4(12) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-39

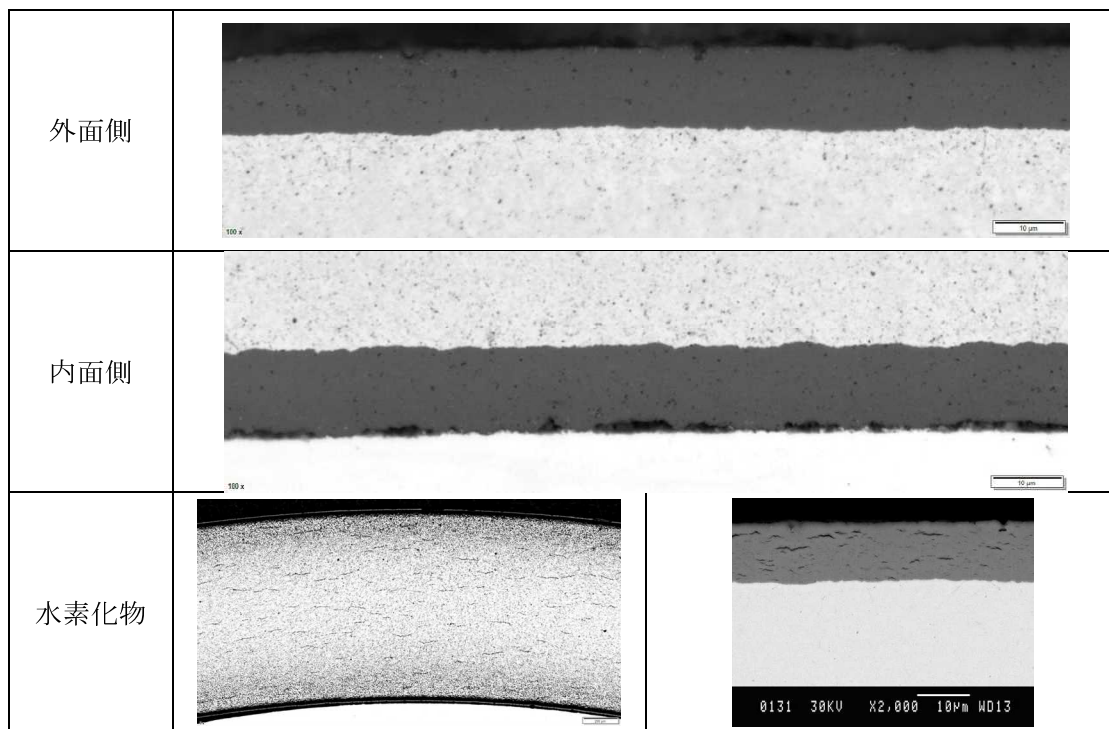


図 4.7.3-4(13) 断面金相観察結果

試験片番号： 5-40

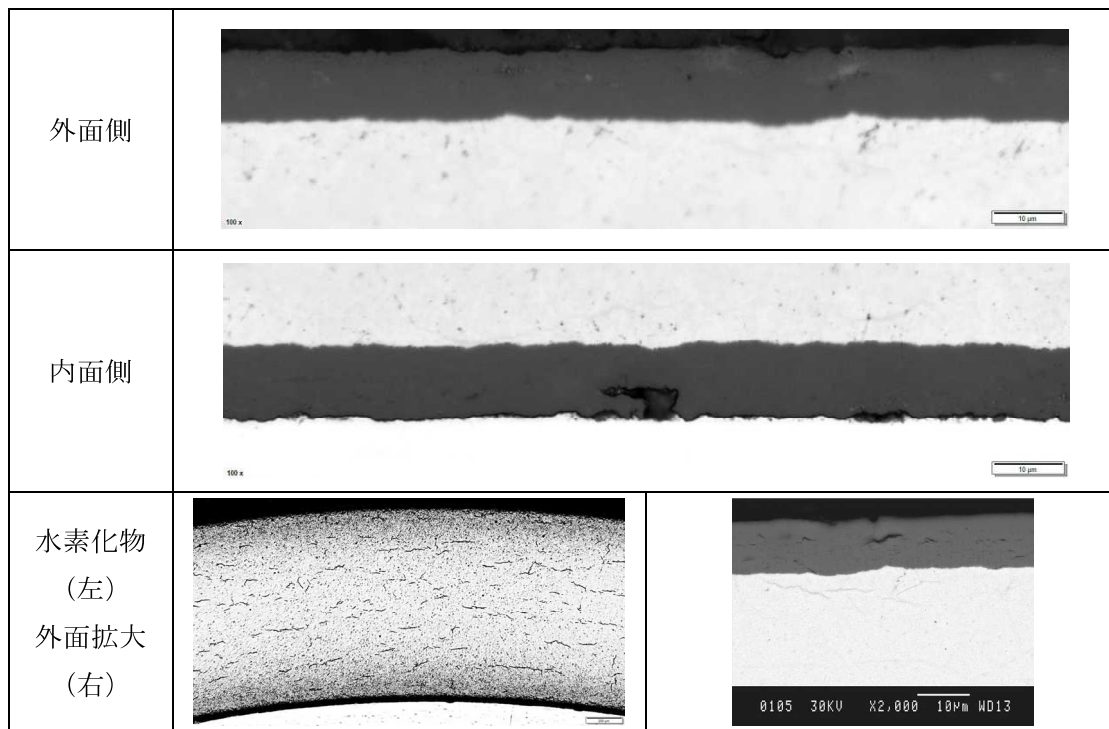


図 4.7.3-4(14) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-7

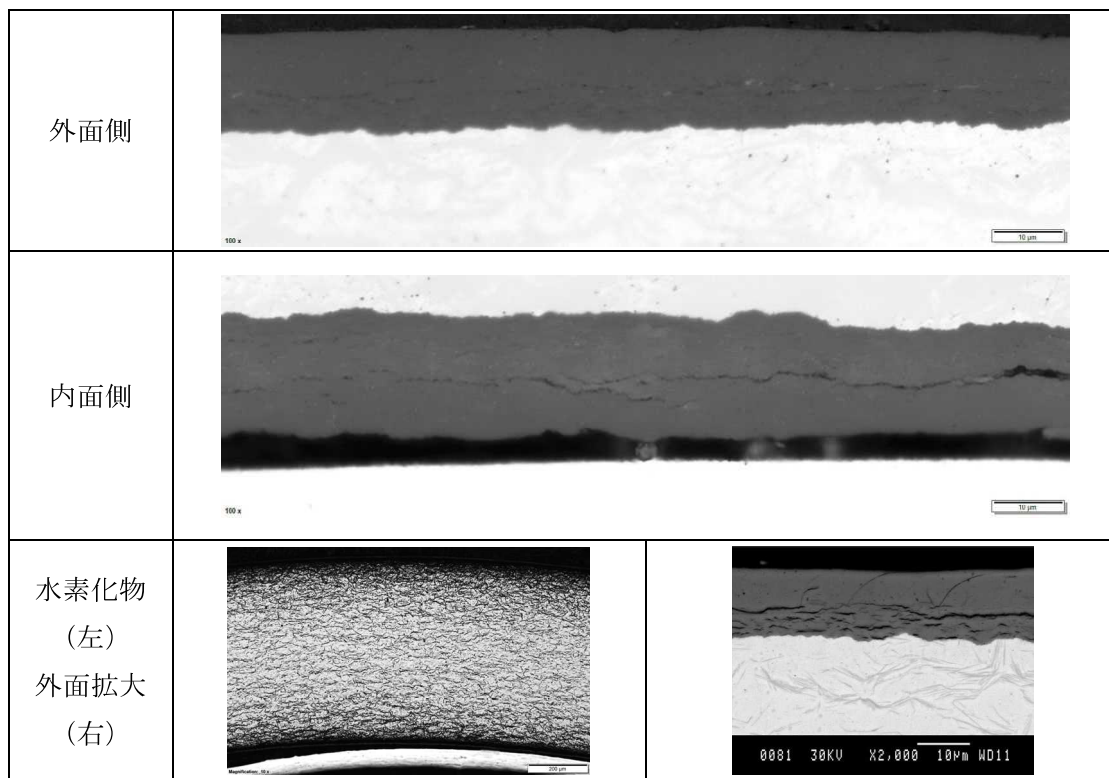


図 4.7.3-4(15) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-14

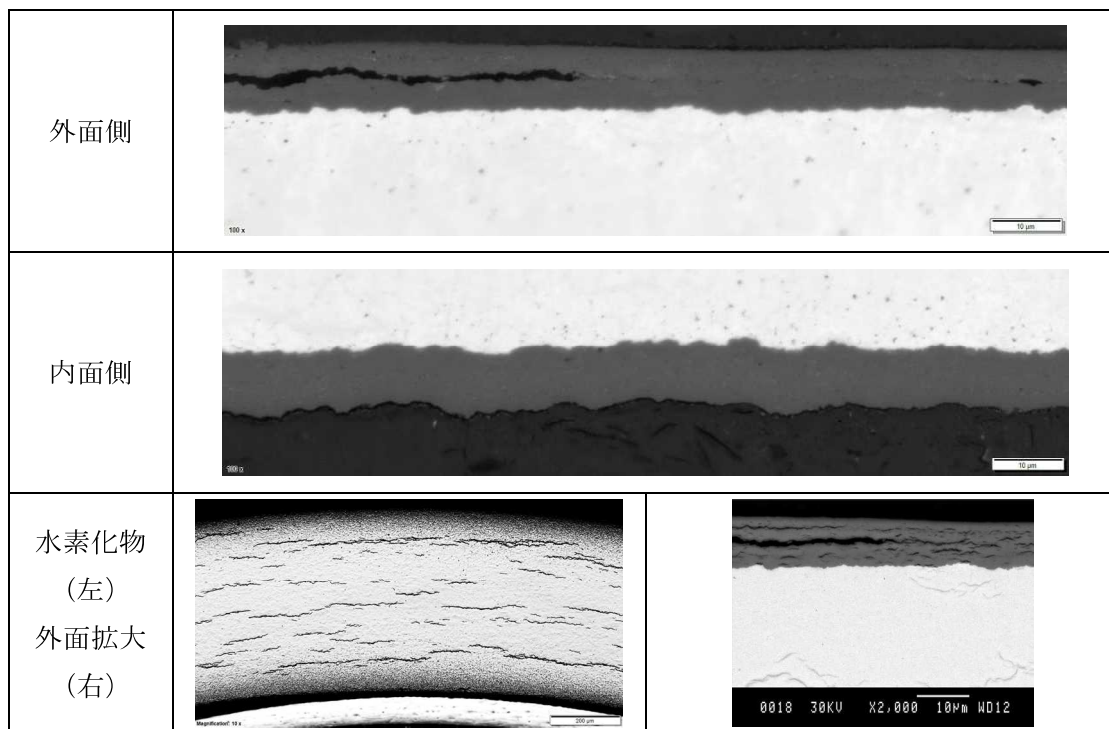


図 4.7.3-4(16) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-18

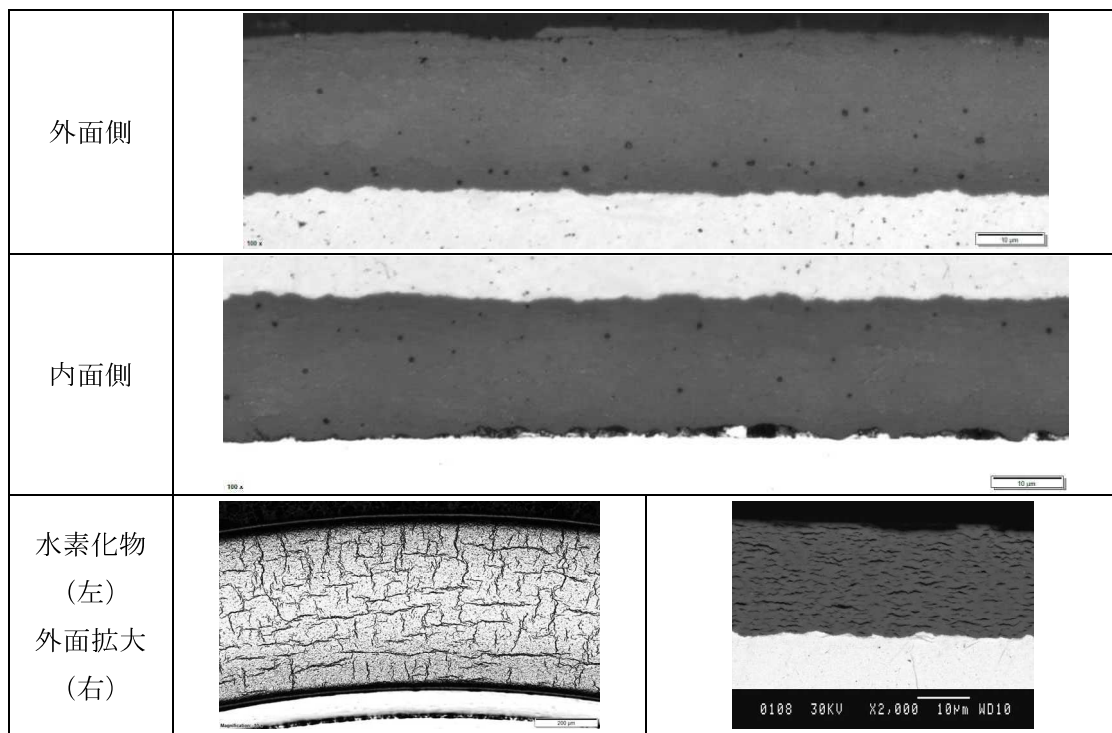


図 4.7.3-4(17) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-25

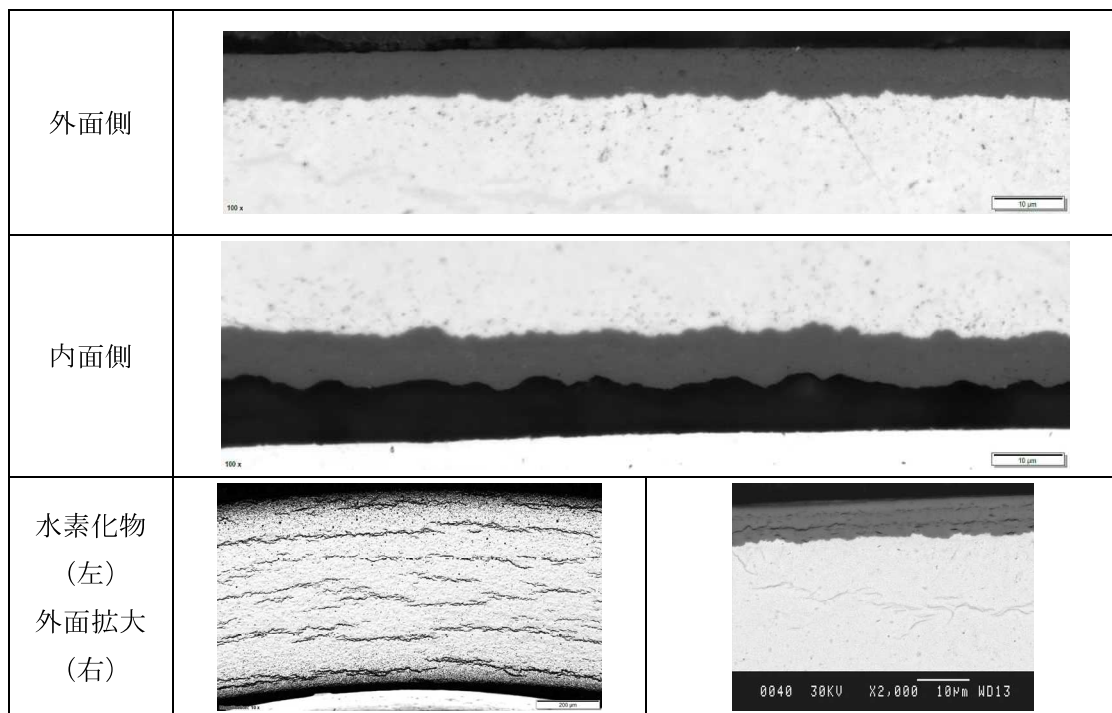


図 4.7.3-4(18) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-29

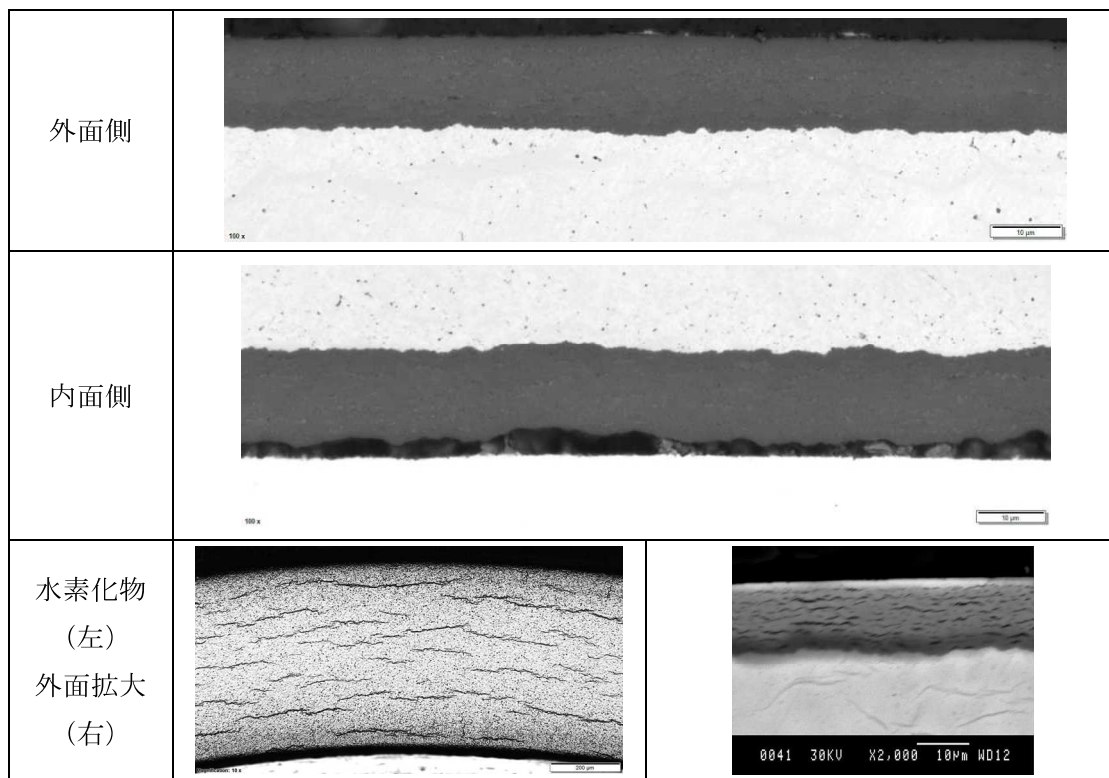


図 4.7.3-4(19) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-31

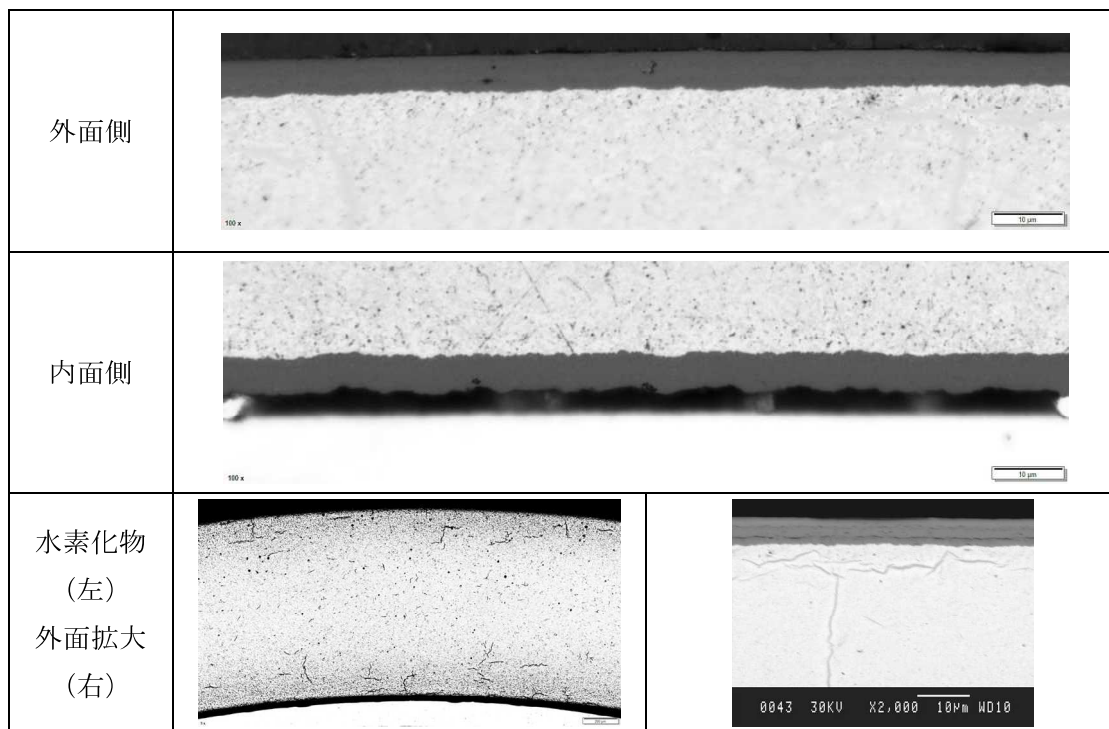


図 4.7.3-4(20) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-36

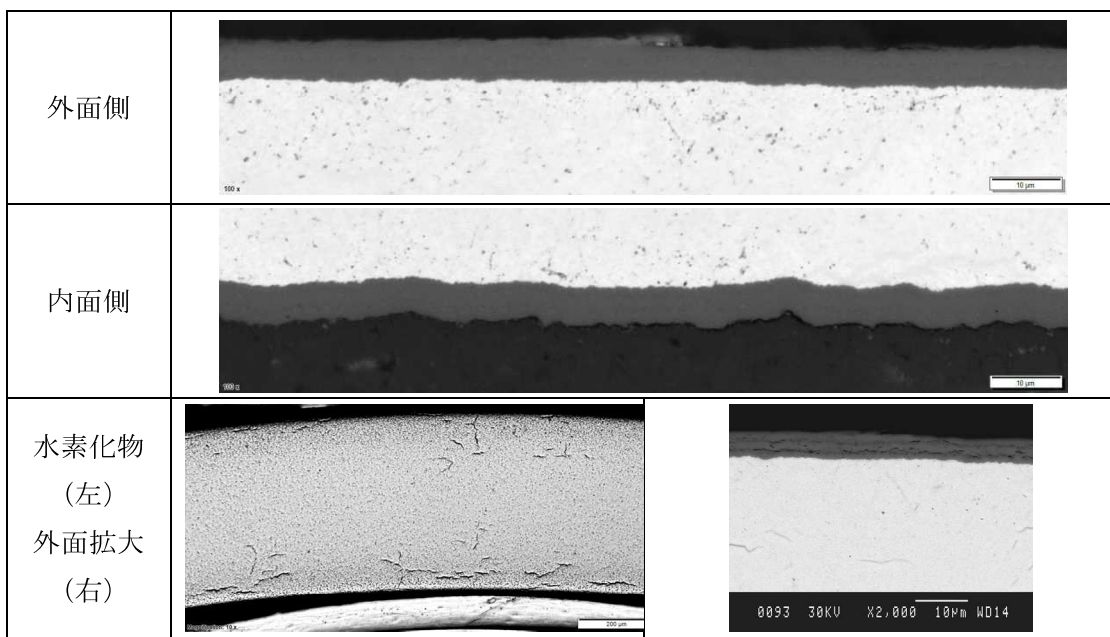


図 4.7.3-4(21) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-38

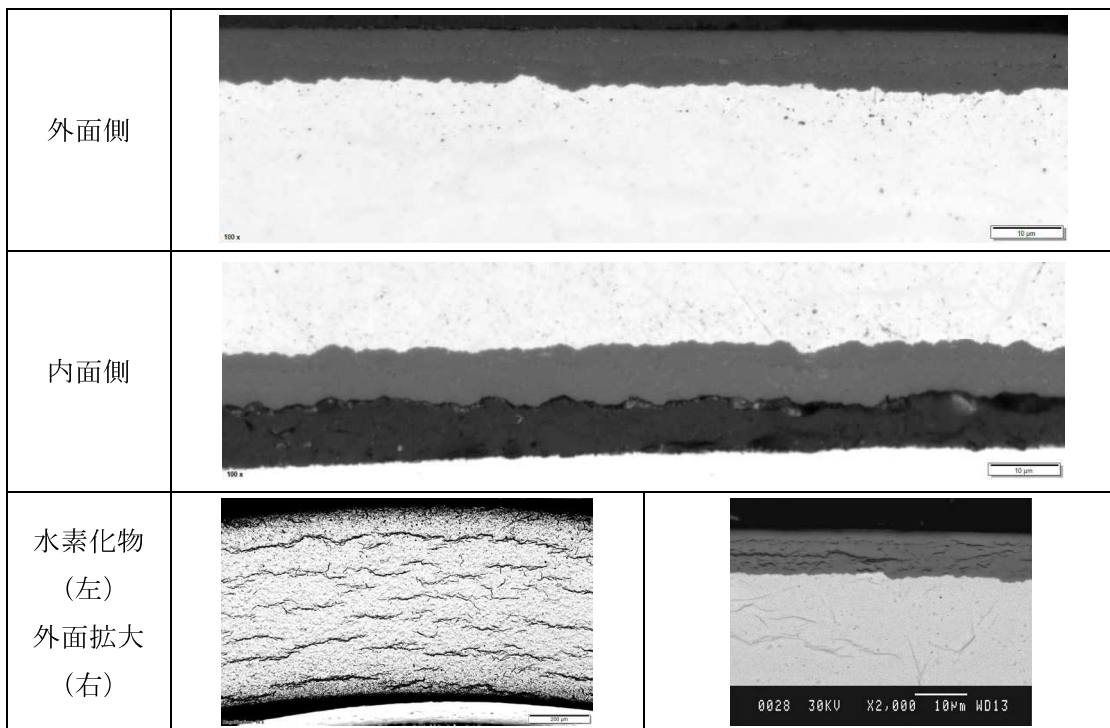


図 4.7.3-4(22) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-13

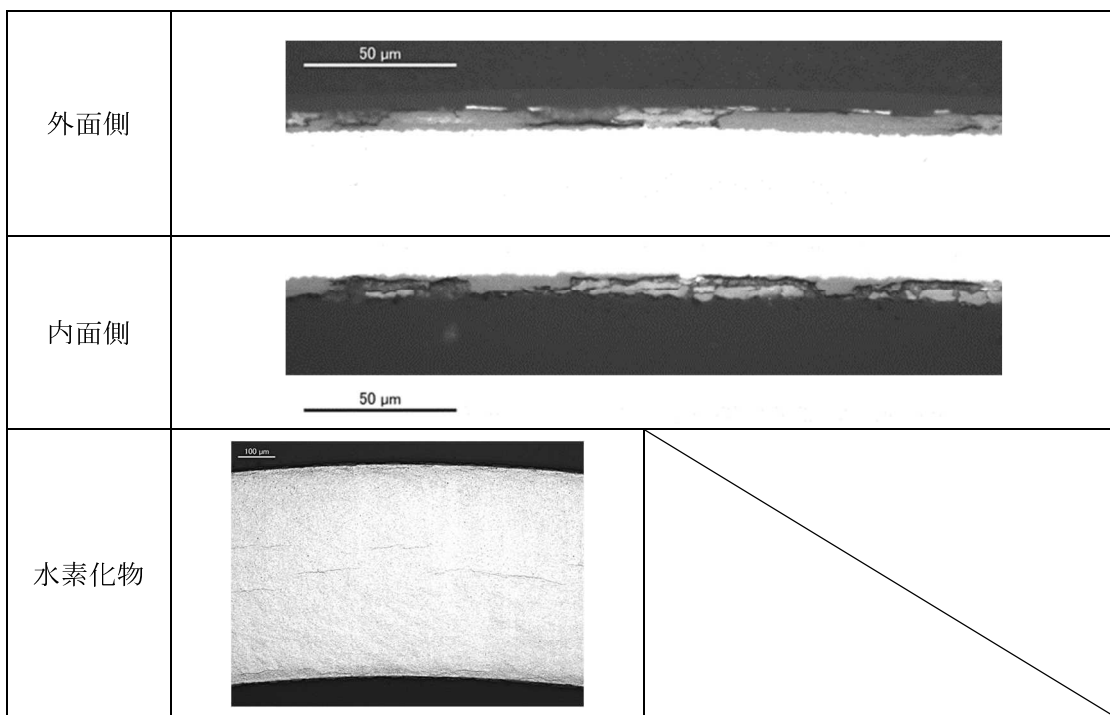


図 4.7.3-4(23) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-41

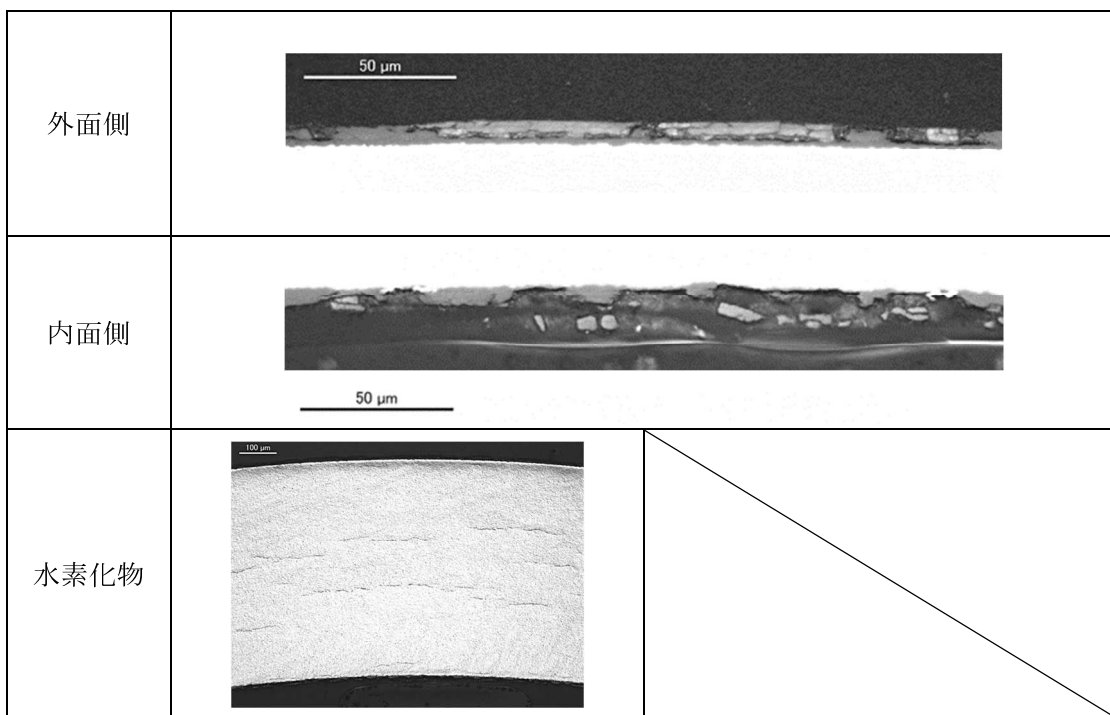


図 4.7.3-4(24) 断面金相観察結果

試験片番号： 6-42

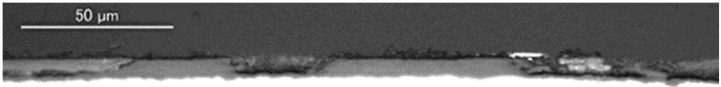
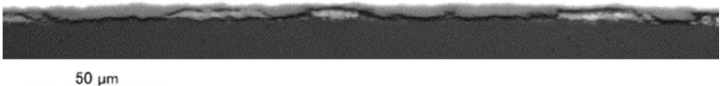
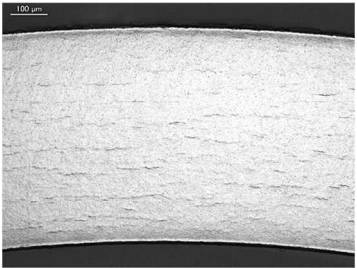
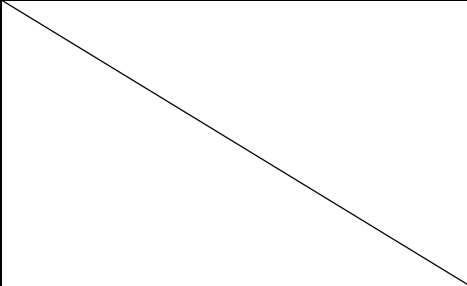
<p>外面側</p>		
<p>内面側</p>		
<p>水素化物</p>		

図 4.7.3-4(25) 断面金相観察結果

試験片番号：1

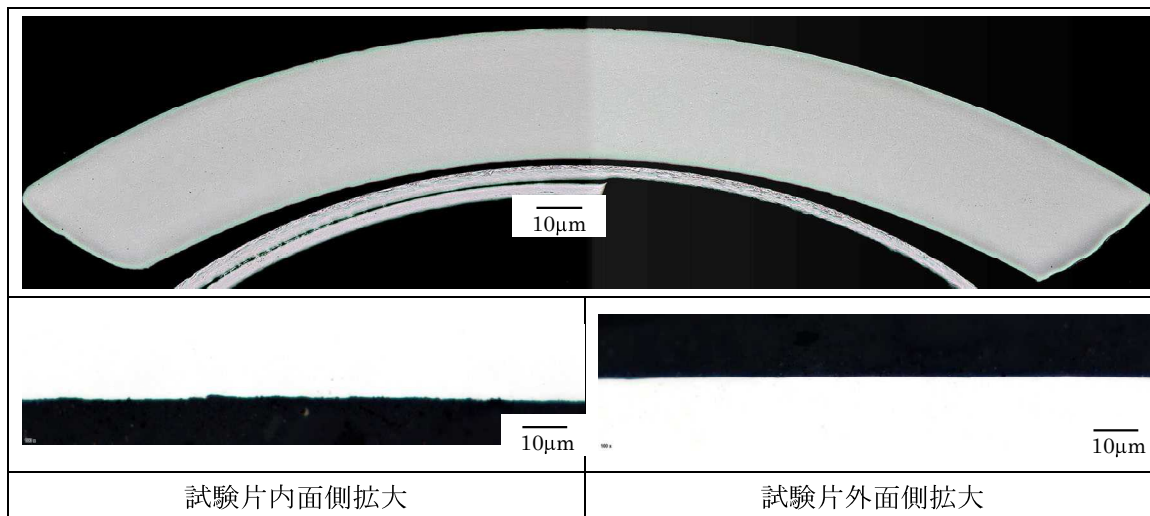


図 4.7.3-4(26) 断面金相観察結果

試験片番号：2

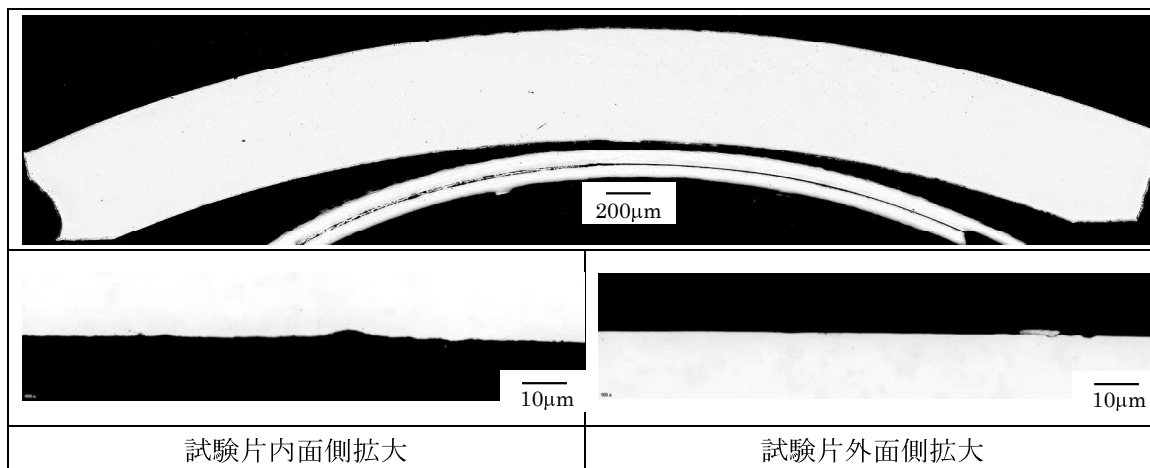


図 4.7.3-4(27) 断面金相観察結果

試験片番号：3

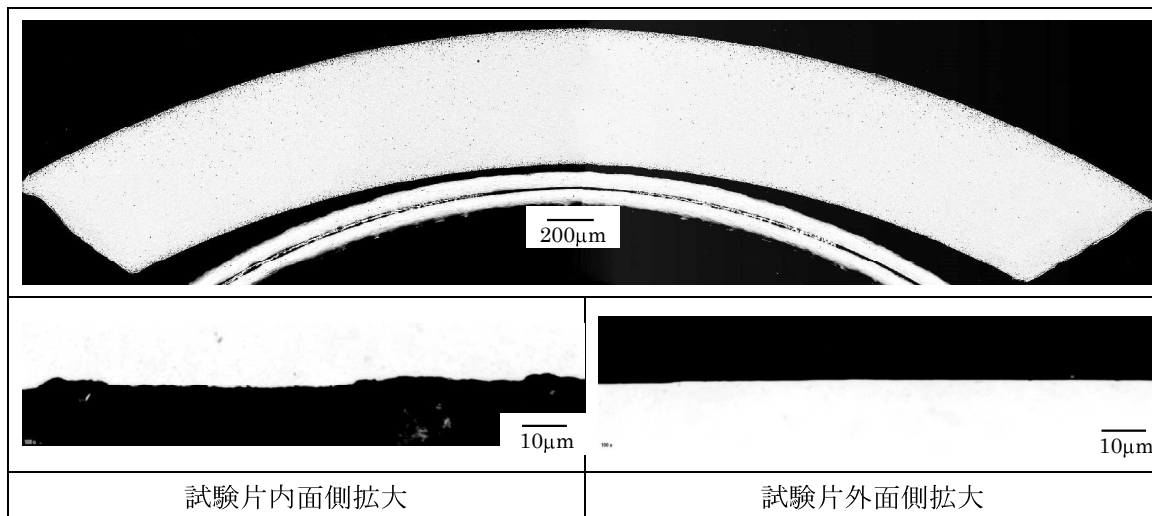


図 4.7.3-4(28) 断面金相観察結果

試験片番号：4

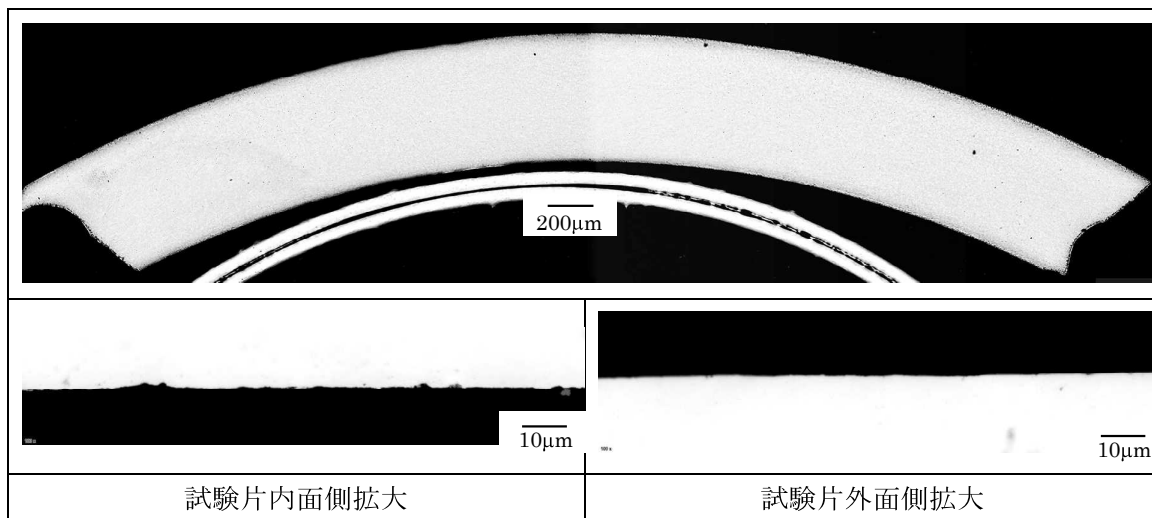


図 4.7.3-4(29) 断面金相観察結果

試験片番号：5

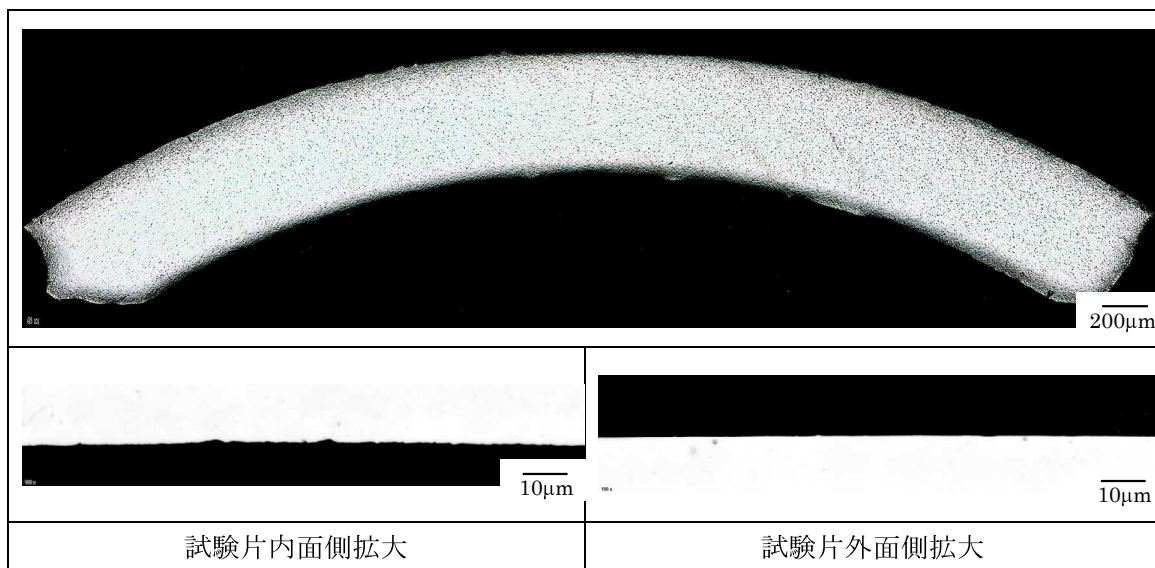


図 4.7.3-4(30) 断面金相観察結果

試験片番号：6

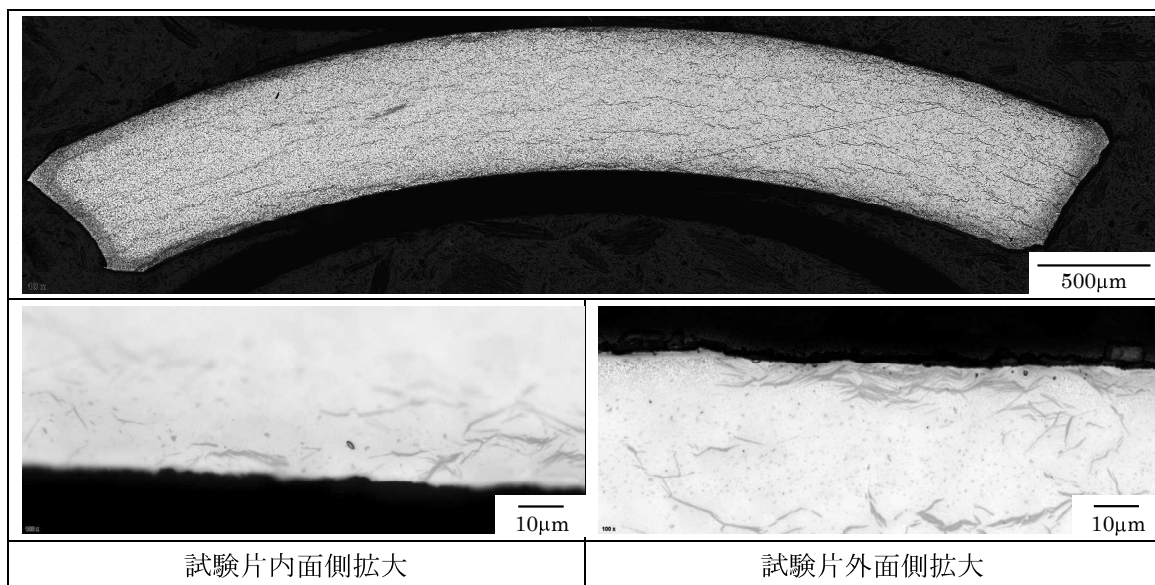


図 4.7.3-4(31) 断面金相観察結果

試験片番号：7

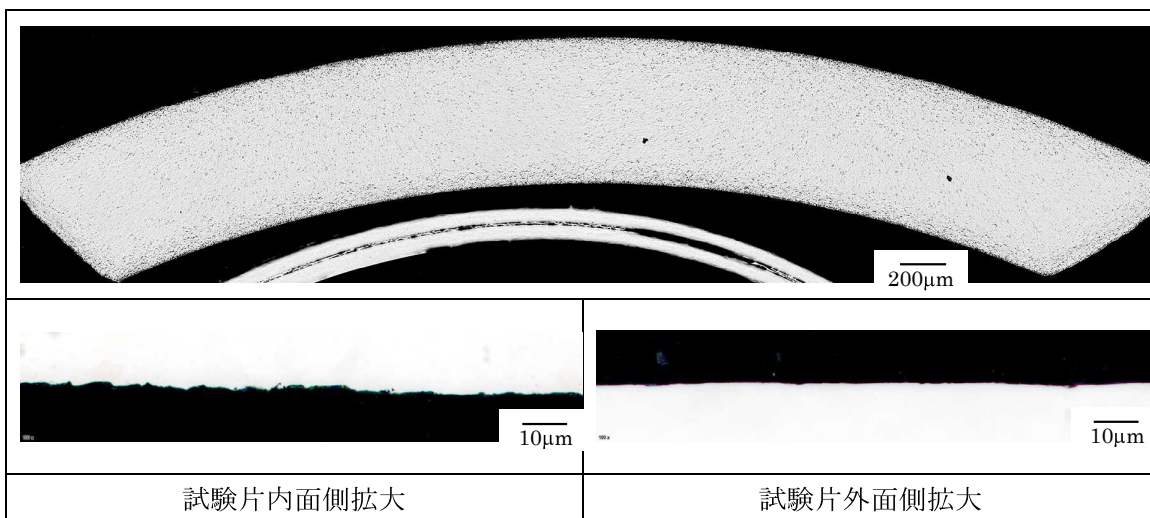


図 4.7.3-4(32) 断面金相観察結果

試験片番号：8

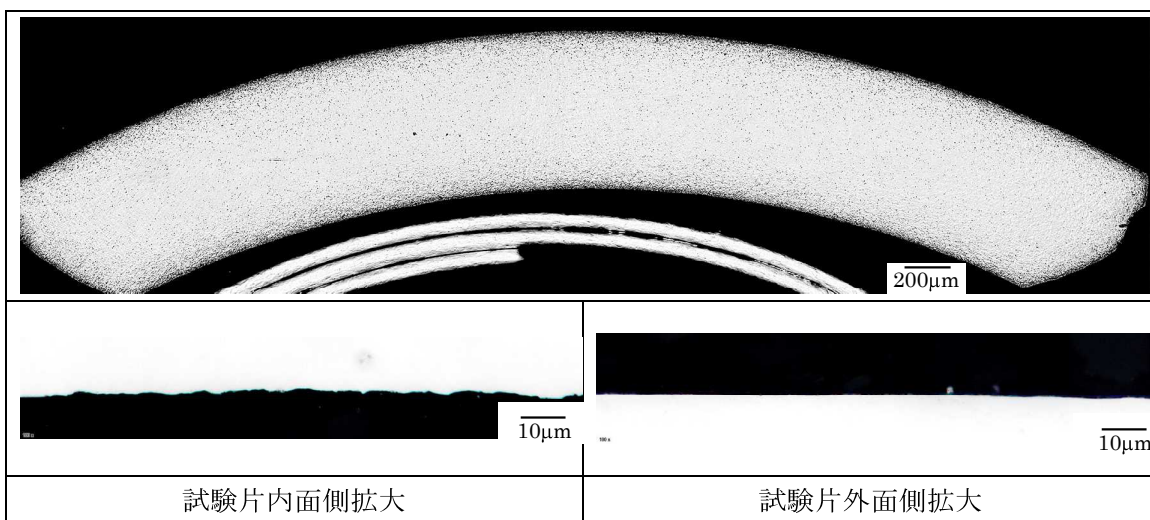


図 4.7.3-4(33) 断面金相観察結果

試験片番号：9

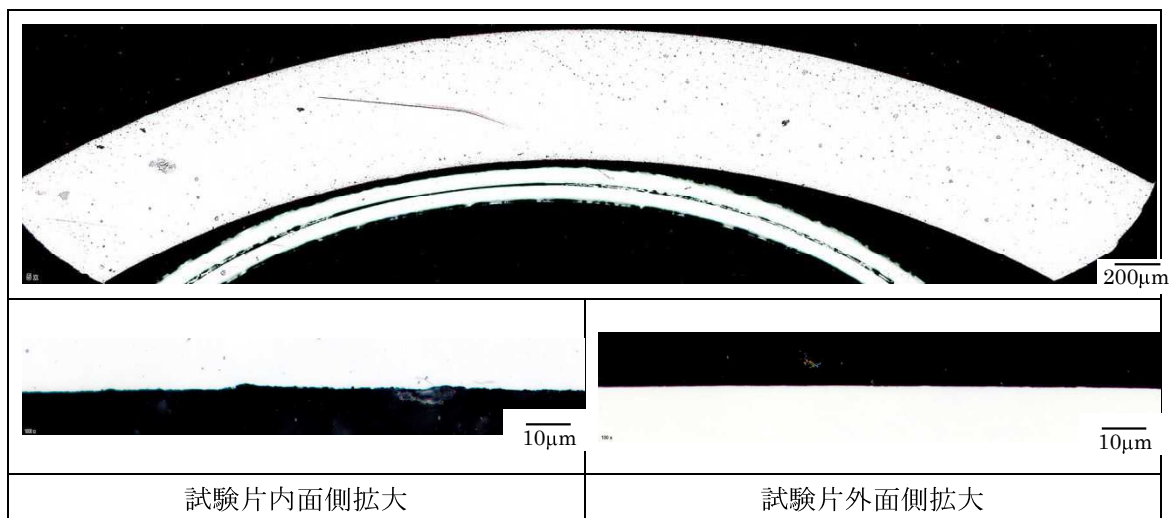


図 4.7.3-4(34) 断面金相観察結果

試験片番号：10

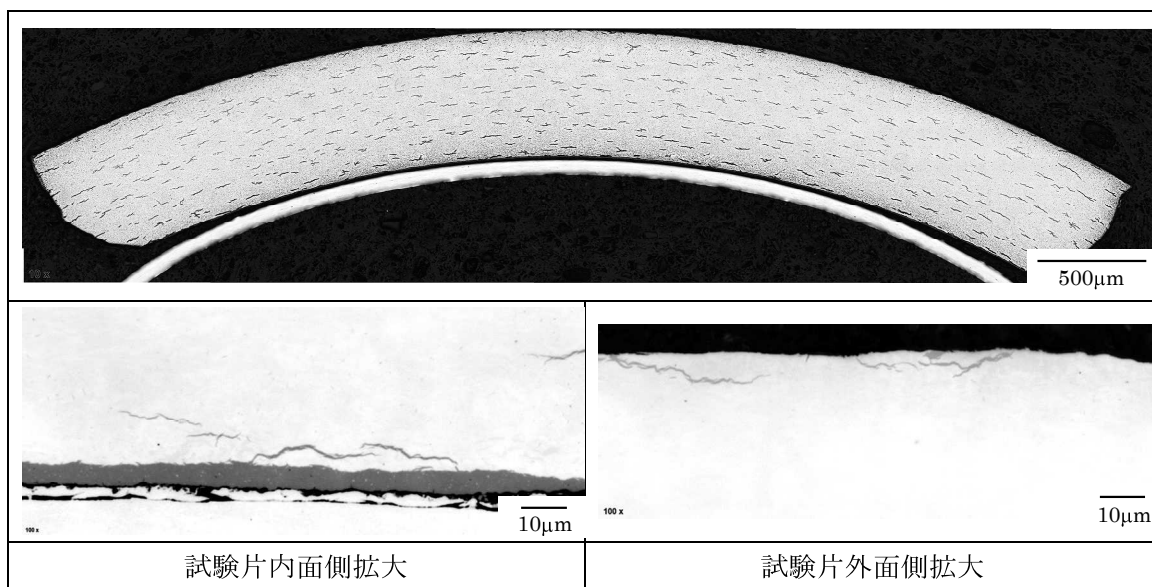


図 4.7.3-4(35) 断面金相観察結果

試験片番号：11

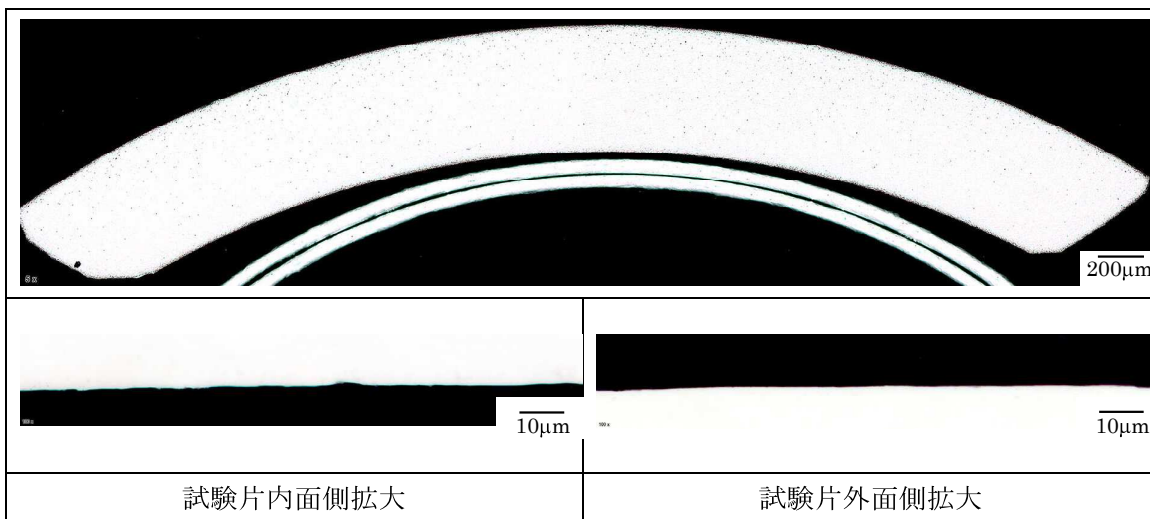


図 4.7.3-4(36) 断面金相観察結果

試験片番号：12

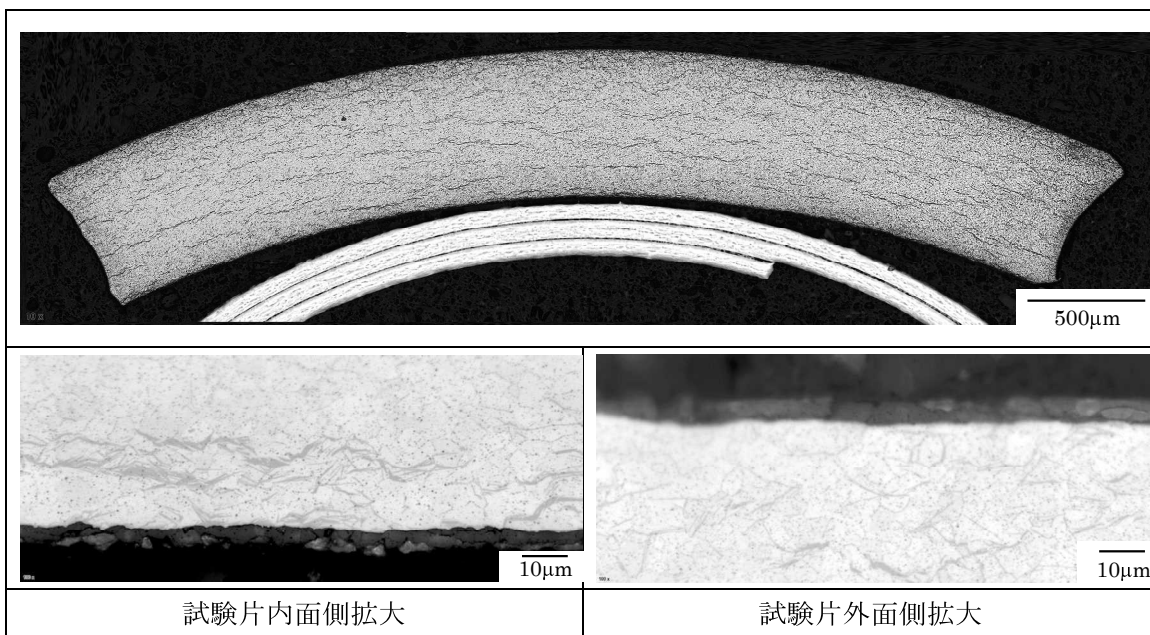


図 4.7.3-4(37) 断面金相観察結果

試験片番号：13

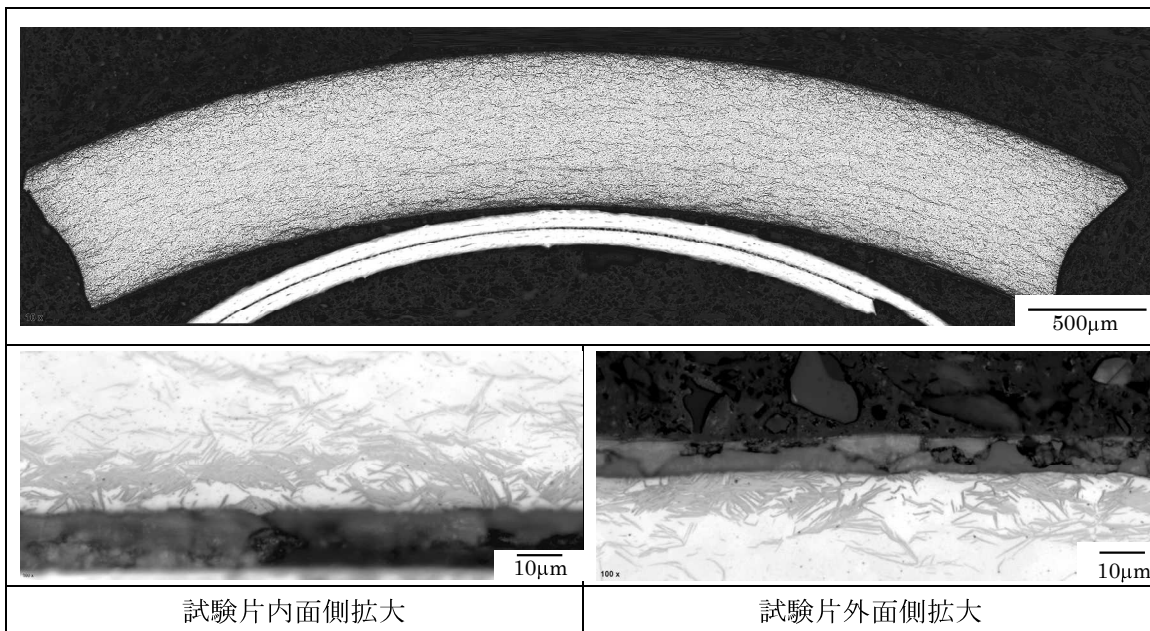


図 4.7.3-4(38) 断面金相観察結果


















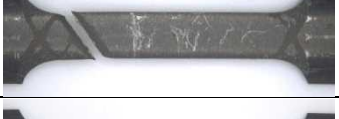


試験片 番号	引張試験前 (外面)	引張試験後 (外面)
5-3		
5-10		
5-31		
5-34		
5-35		
5-36		
5-37		
5-38		
5-39		
5-40		

図 4.7.3-5(1) 引張試験片の外観 (IFA-735 装荷)








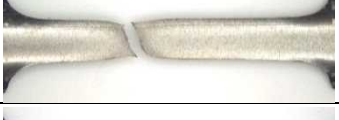









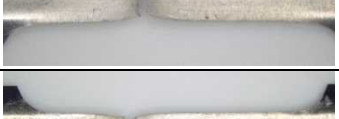





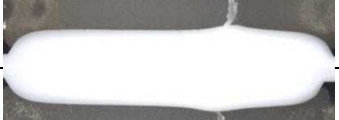
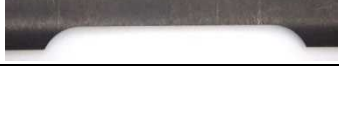
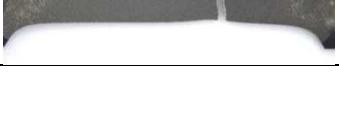
試験片 番号	引張試験前 (外面)	引張試験後 (外面)
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		
8		
9		
10		
11		
12		
13		

図 4.7.3-5(2) 引張試験片の外観 (アーカイブ材)

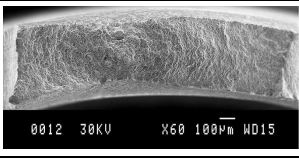
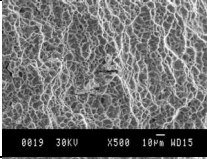
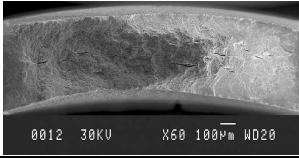
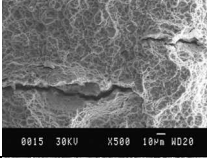
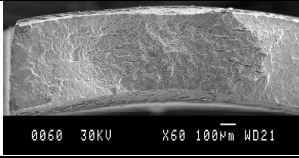
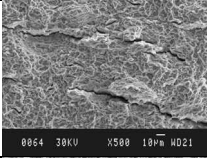
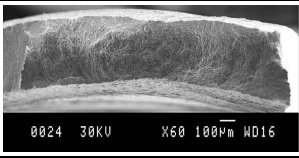
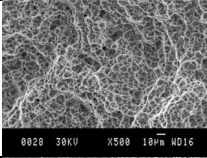
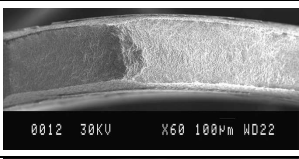
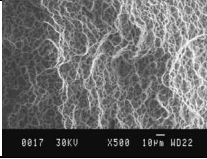
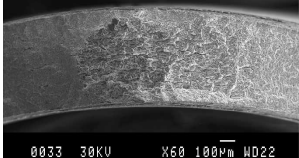
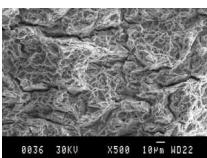
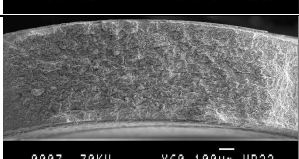
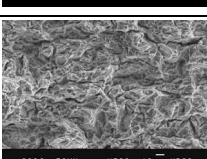
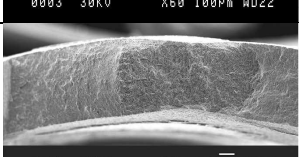
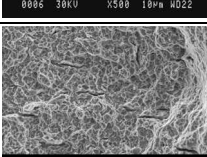

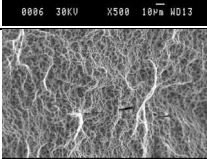
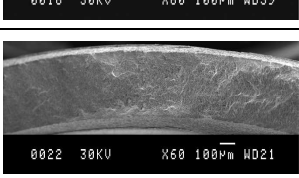
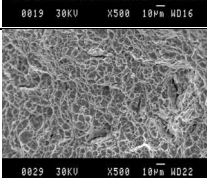
試験片 番号	引張試験後破面	破面拡大
5-3		
5-10		
5-31		
5-34		
5-35		
5-36		
5-37		
5-38		
5-39		
5-40		

図 4.7.3-6(1) 引張試験片の破面観察結果 (IFA-735 装荷)

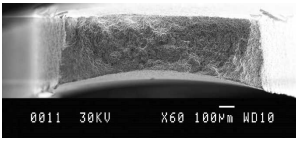
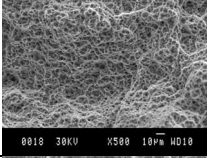
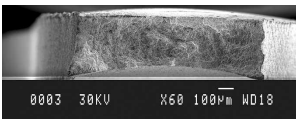
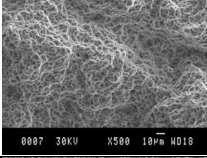
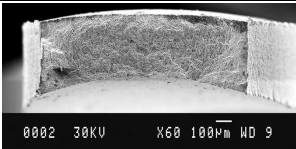
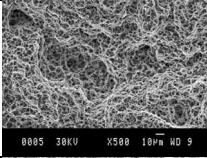
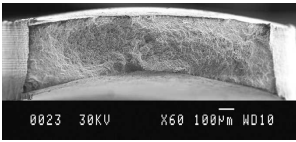
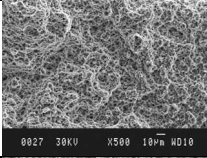
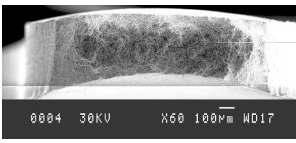
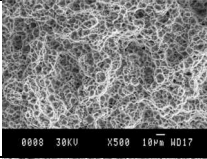
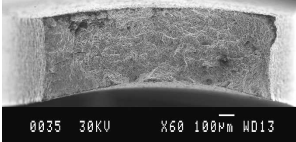
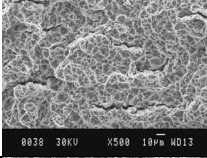
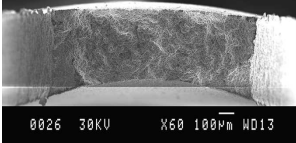
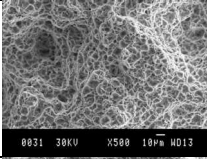
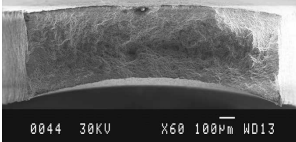
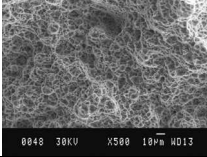
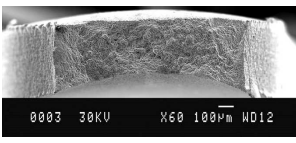
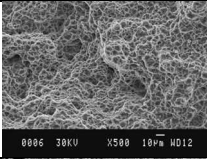
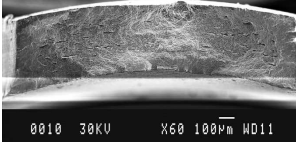
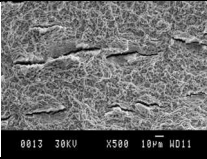
試験片 番号	引張試験後破面	破面拡大
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		
8		
9		
10		

図 4.7.3-6(2) 引張試験片の破面観察結果 (アーカイブ材)

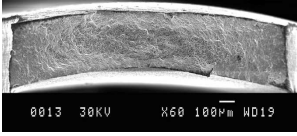
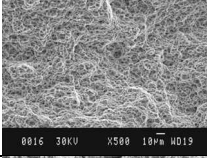
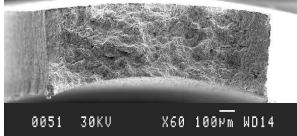
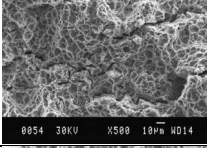
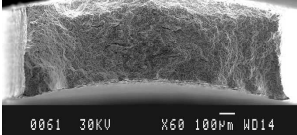
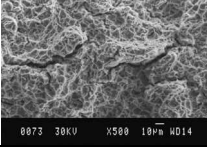
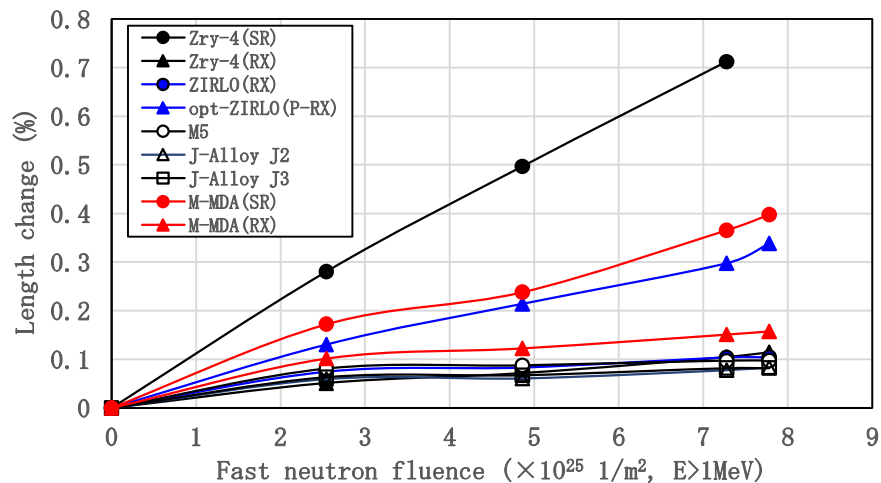
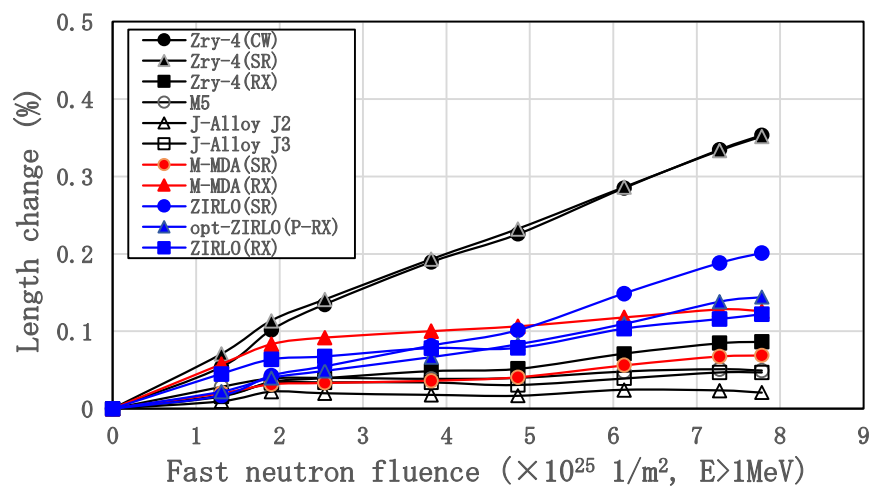
試験片 番号	引張試験後破面	破面拡大
11		
12		
13		

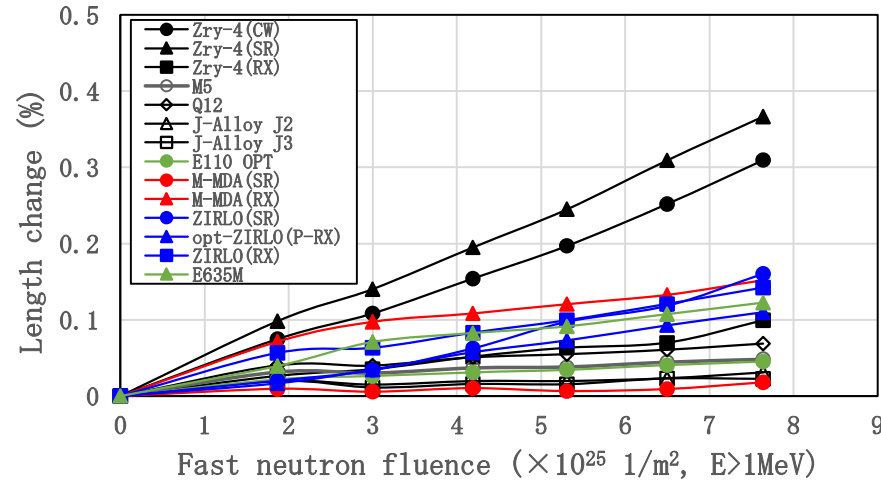
図 4.7.3-6(3) 引張試験片の破面観察結果 (アーカイブ材)



(a) 照射温度 240 °C

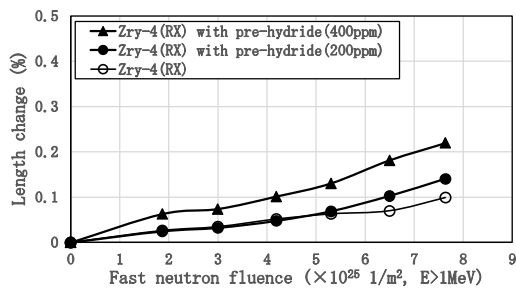


(b) 照射温度 300 °C

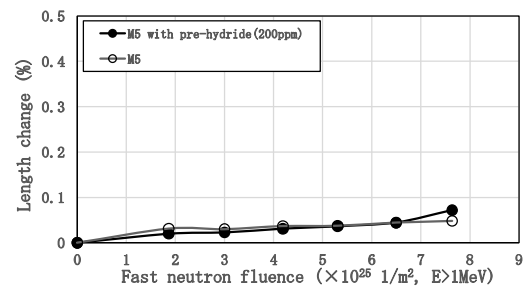


(c) 照射温度 320 °C

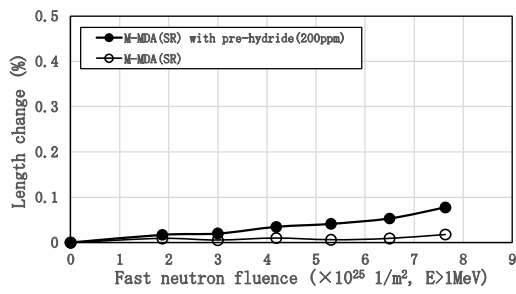
図 4.7.3-7 Zry-4 及び改良合金被覆管の長さ変化



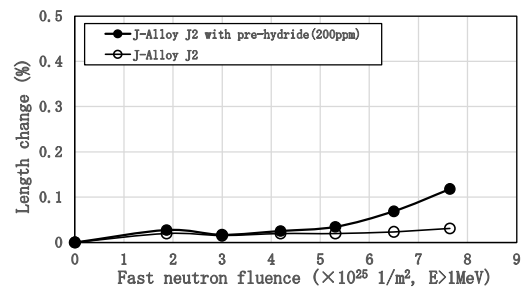
(a) Zry-4 (RX)



(b) M5



(c) M-MDA (SR)



(d) J-alloy J2

図 4.7.3-8 予め水素を吸収させた被覆管の長さ変化 (照射温度 320 °C)

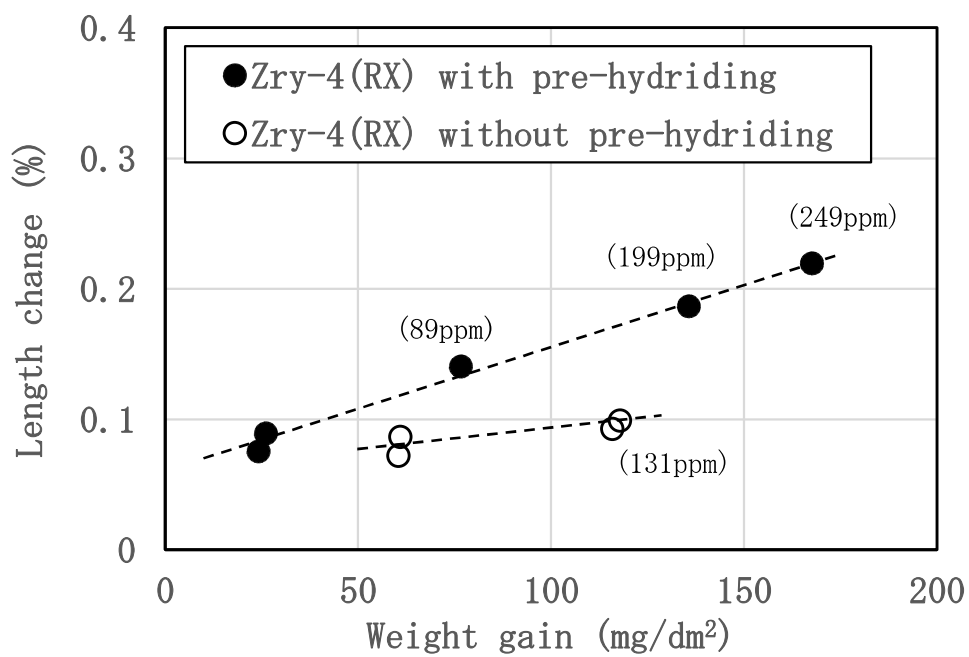


図 4.7.3-9 Zry-4 (RX)被覆管の長さ変化と腐食増量の関係
(括弧内の数字は水素吸収量を示す)

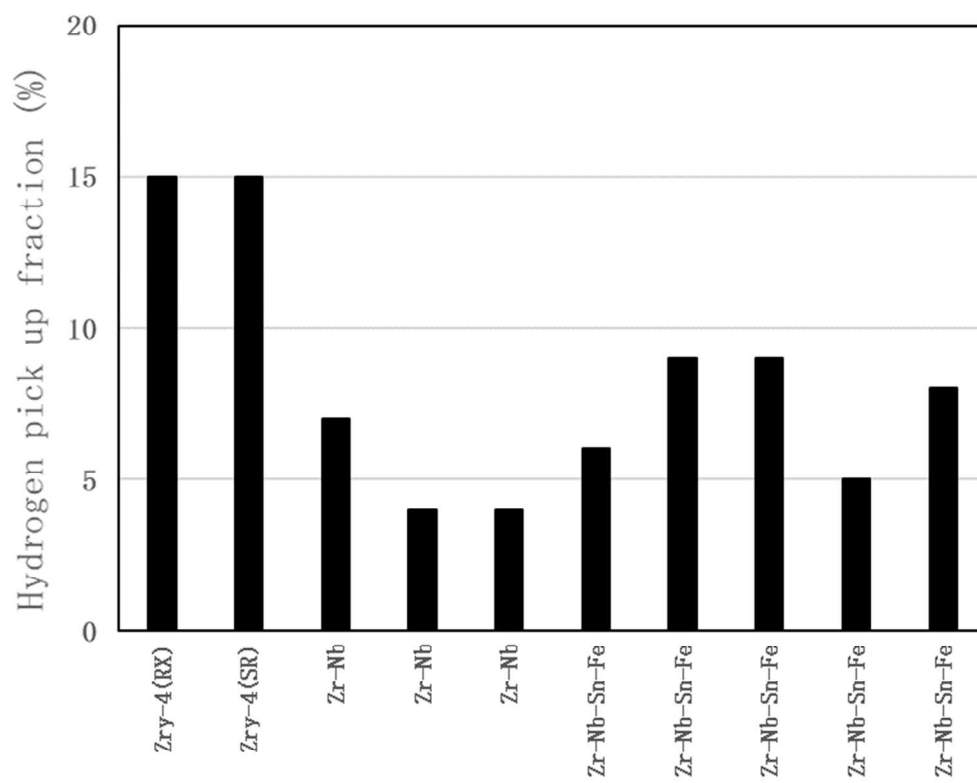


図 4.7.3-10 各被覆管の水素吸収率

4.8 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 2.8m³ 及び液体廃棄物約 3.1m³、LOCA 試験関連では固体廃棄物約 1.8m³ 及び液体廃棄物約 2.0m³、照射成長試験関連では、固体廃棄物約 0.9m³ 及び液体廃棄物約 1.0m³ であった。

4.9 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、照射成長試験、解析評価について、令和2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。

4.10 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 7 月 31 日、10 月 2 日、令和 3 年 2 月 18 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 2 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 2 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 模擬試験を実施し、LOCA 時の燃料ペレットの細片化、燃料棒内軸方向再配置、及び燃料棒外放出（FFRD）に係るデータを取得した。

燃料ペレット単体を用いた LOCA 時温度変化模擬加熱試験、及び同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、高燃焼度燃料ペレットの LOCA 時の顕著な細片化が主としてダークゾーンないし高燃焼度組織に高密度に集積した FP ガス気泡による燃料ペレットマトリクス破壊に起因す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燃料被覆管に対し、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 2 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、燃焼の進行により水素化物の径方向配向が進んだ燃料を対象とし、RIA 模擬実験 LS-5（燃焼度 91 GWd/t の Zry-2 被覆、添加物無し BWR-UO₂ 燃料）を実施、OS-1 実験と結果を比較した。室温条件で実施した LS-5 実験燃料では、燃料エンタルピ増分が 93 J/g（22 cal/g）に達した時点で燃料棒が破損した。添加物ペレットによる寄与がなくとも、径方向水素化物の配向が進むとともに現行しきい値を下回る水準まで破損限界が低下しうることが示唆される。

平成 30 年度に実施した M5 被覆 PWR-MOX 燃料実験である CN-1 で観察された内圧破裂型破損の発生原因を調査するために、冷却材温度、内外圧差条件を変化させた高温高压条件下で RIA 模擬実験 CN-2（燃焼度 64GWd/t の M5 被覆 PWR-MOX 燃料）を実施し、CN-1 実験と比較した。燃料は実験中に破損し、CN-1 実験に類似した破損形態が確認された。これより、実炉条件により近い高温高压条件においても内圧破裂型破損が生じうること、また過渡データから確認された破損時刻は PCMI 発生から有意に遅れており、ガス圧によるクリープ変形を経ての破損である可能性が高いことが知見として得られた。CN-1 の照射後試験、レファレンス試験、並びに炉外多軸応力負荷試験を進め、以下の主要な知見を得た。CN-1 実験後燃料棒の寸法測定実施により、破損開口部及び特異部の実験前後の被覆管ひずみ量はそれぞれ約 6.8%、約 8.3%であり、燃料ペレットの熱膨張によって生じるひずみ量を有意に超える事が確認された。CN-2 実験の結果と併せ、CN-1 実験で観察された破損は、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可能性が高いと考えられた。

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では破断の形態が生じたのに対し、水素吸収させた冷間加工被覆管の破損形態は破裂となり、同熱処理条件の被覆管については、水素化物が破損形態に強く影響している可能性が示唆された。

(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や汎用有限要素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、また FFRD 等により燃料棒外に放出された燃料ペレット片が炉心冷却性に及ぼす影響の検討等を行い、以下の知見を得た。

- OS-1 実験の低破損限界に関して、FP ガス挙動に係る適用モデル及びモデルパラメータの設定と算定される被覆管変形量の関係を調べ、得られた関係に基づき、同実験条件下でも FP ガス挙動に起因する追加的なペレットの膨張及びこれに伴う被覆管の負荷増大が生じ、このことが破損限界低下に寄与した可能性について検討した。与えられた実験条件範囲内で過渡時ガスバブルスウェリングの効果が最も大きく作用する様パラメータを選定した条件で、被覆管内面に生じた追加的なひずみはおよそ 0.1%程度、熱膨張の効果を介して燃料エンタルピ増分相当量に換算すると凡そ 35 J/g 程度であった。
- 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 影響評価を実施予定である。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、IFA-650.9 について、TRACE コードによる解析を実施した。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。
- 堆積した燃料の冷却性評価に基づき許容可能な燃料放出量を簡易的に判定可能とする LOCA、RIA 共通のデータベースを整備することを目的として、複数の原子炉圧力容器タイプについて、Lipinski モデルによるドライアウト発生条件のパラメータサーベイを実施した。原子炉容器底部に燃料が堆積した状況を想定した昨年度の評価に続き、本年度は、燃料集合体内のスペーサグリッドによって燃料片の落下が妨げられ、集合体中に堆積層が形成した状況を想定して、同様の評価を実施した。想定する炉型タイプにより結果は異なるが、何れの系においても放出率以外の複数のパラメータが解析結果（ドライアウト熱流束に対する熱流束の比）に対し有意な感度を示しており不確かさは大きい。それぞれの系で最も保守的な条件による計算結果に対応するばらつきの上限について見ると、概ね炉型 PWR(14x14,15x15,17x17)の場合は 44%以下、BWR(8x8,9x9A,9x9B) の場合は 32%以下であれば、ドライアウト条件に至ることはない。

(4) 炉心の著しい損傷の開始と事故拡大防止策の有効性判断における現行 LOCA 基準適用の妥当性検討に向け、LOCA 基準を超える高温条件での燃料損傷挙動などに係る知見を整理し、ジルカロイの酸化反応熱の観点から、多くの熔融試験で模擬されている様な単調な温度増と安定的な水蒸気雰囲気といった典型的なシビアアクシデント条件を想定する限りにおいて、現行の炉心損傷温度 1473 K の設定は妥当と考えられた。

(5) 改良型原子燃料に用いられる被覆管合金から調製した試験片を対象とした照射に伴う伸びデータ等を取得することを目的にノルウェー・エネルギー技術研究所が保有する試験研究炉（ハルデン炉）を用いた照射試験を実施してきた。平成 22 年度に、試験準備、照射容器(照射リグ) の設計および製作、照射容器を接続する高温高压水ループの改造を実施、平成 23 年度から照射試験を開始し、試験炉の定期シャットダウン時期に合わせて試験片の中間検査を実施した。平成 30 年 6 月末のハルデン炉廃炉決定に伴い照射試験は第 12 照射サイクル（平成 30 年 2 月まで）で終了した。

従来使用されていた Zry-4 (SR、応力除去材)と比較して改良合金被覆管の照射成長量は小さく、照射温度 300 °C、320 °Cにおいて合金成分及び熱処理条件によらず 0.2 % 以内の範囲にあり、Nb 添加が照射欠陥の蓄積に影響していると考えられた。水素処理材の照射成長量は燃焼末期で増加傾向にあり、照射時の水素吸収が照射成長に影響している可能性が考えられた。本研究で得られた照射成長挙動に関する知見、データは、今後、燃料挙動評価コード類のモデル更新に反映されるものと見込まれる。

(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) 平成 30 年度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 31 年 3 月。
- (2) 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。

- (3) 平成 31 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 2 年 11 月。
- (4) 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).
- (5) 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.
- (6) HM. Chung, “Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations,” Nucl. Eng. Technol., Vol. 37, pp. 327–362 (2005).
- (7) 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).
- (8) T. Narukawa et al., “Experimental and statistical study on fracture boundary of non-irradiated Zircaloy-4 cladding tube under LOCA conditions,” J. Nucle. Mater., Vol. 499, pp. 528–538 (2018).
- (9) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal,” NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
- (10) M. Kinoshita et al., “High Burn-up Rim Project: (III) Properties of Rim-Structure Fuel,” Proc. 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, 19-22 September, Orlando, Florida (2004).
- (11) 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。
- (12) D. L. Hagrman and G. A. Reymann (eds.), “MATPRO-Version 11 A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior”, NUREG/CR-0497, TREE-1280, February (1979).
- (13) VV. Rondinella, Thierry Wiss, “The high burn-up structure in nuclear fuel,” Materials Today, Vol. 13, Issue 12, pp. 24–32 (2010).
- (14) 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).
- (15) 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) .
- (16) 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).
- (17) M. Mogensen, C. Bagger, and C.T. Walker, “An experimental study of the distribution of retained xenon in transient-tested UO₂ fuel,” *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 199, Issue 2, pp. 81–101 (1993).
- (18) K. Une, S. Kashibe, and A. Tagaki, “Fission Gas Release behaviour from High Burn-up UO₂ Fuels at Rapid Heating Conditions,” *Proc. 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Kyoto, Japan, Oct. 3-6 2005*, paper no. 1050 (2005)
- (19) S. Yagnik et al., “An Investigation into Fuel Pulverization with Specific Reference to High Burnup LOCA,” *Proc. WRFPM 2014, Sendai, Japan, September 14-17, 2014*, paper no. 100145 (2014).
- (20) 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).
- (21) 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).
- (22) 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.
- (23) 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).
- (24) F. Nagase and T. Fuketa, “Effect of Pre-Hydridding 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).
- (25) 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).
- (26) 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.
- (27) 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.
- (28) 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).
- (29) 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) L. Yegorova, O. Nechaeva et al., “Experimental Study of Narrow Pulse Effects on the Behavior of High Burnup Fuel Rods with Zr-1%Nb Cladding and UO₂ Fuel (VVER Type) under Reactivity-Initiated Accident Conditions”, NUREG/IA-0213, Vol.2, 2006.
- (2) 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.
- (3) 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.
- (4) 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.
- (5) 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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) 平成 25 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書、(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 26 年 3 月.
- (9) 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.
- (10) 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.
- (11) 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.

4.5 高温試験

- (1) MERCOR Computer Code Manuals, Version 2.2.9541 2017, SAND2017-0876.
- (2) 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.

- (3) M. Barrachin et al., "Late phase fuel degradation in the Phébus FP tests" *Annals of Nuclear Energy* 61, pp.36–53, 2013.
- (4) P. Hofmann, D. Kerwin-Peck "UO₂/Zircaloy-4 chemical interactions from 1000 to 1700°C under isothermal and transient temperature conditions" *Journal of Nuclear Materials* 124, pp.80-105, 1984.
- (5) P. Hodmann, et al., "ZrO₂ Dissolution by Molten Zircaloy and Cladding Oxide Shell Failure. New Experimental Results and Modelling" FZKA 6383 INV-CIT(98)-P026, 1999.
- (6) 星 篤雄、"反応度事故条件下における未照射燃料の破損挙動"、日本原子力学会誌、vol.20, No.9, 1978.
- (7) 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。
- (8) M. Kurata et. al., "Phenomenology of BWR fuel assembly degradation" *Journal of Nuclear Materials* 500, pp.119-140, 2018.

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) J. Papin et al., "Summary and Interpretation of the CABRI REP-Na Program", *Nucl. Technol.*, Vol.157, (2007).
- (3) 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)。
- (4) 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)。
- (5) 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)。
- (6) 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)。
- (7) 平成 18 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書，(独) 日本原子力研究開発機構，平成 19 年 3 月。
- (8) "RIA Fuel Codes Benchmark"，*NEA/CSNI/R(2013)7*, OECD/NEA (2013)。
- (9) 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。

- (10) F. Bole du chomont, "LOCA Testing at Halden, the Ninth Experiment IFA-650.9", HWR-917, OECD HALDEN REACTOR PROJECT, (2009).
- (11) "Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP) User's Manual Version 2.6.3 September 06 2018", Applied Programming Technology, Inc, (2018).
- (12) 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).
- (13) "Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal," NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
- (14) "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).
- (15) 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).
- (16) D. A. Powers, R. O. Meyer, "Cladding Swelling and Rupture Models for LOCA Analysis", NUREG-0630, April 1980.
- (17) R. A. Lorenz, D. O. Hobson, and G. W. Parker, "FINAL REPORT ON THE FIRST FUEL ROD FAILURE TRANSIENT TEST OF A ZIRCALOY-CLAD FUEL ROD CLUSTER IN TREAT", ORNL-4635, March 1971.
- (18) R. A. Lorenz, D. O. Hobson, and G. W. Parker, "Fuel Rod Failure Under Loss-of-Coolant Conditions in Treat", Nuclear Technology, 11, 502–520, February 1971.
- (19) R. H. Chapman, "Multirod Burst Test Program Quarterly Progress Report for October--December 1976", ORNL/NUREG/TM-95, April 1977.
- (20) R. H. Chapman, "Multirod Burst Test Program. Quarterly Progress Report, January--March 1977", ORNL/NUREG/TM-108, May 1977.
- (21) R. H. Chapman, "Preliminary Multirod Burst Test Program Results and Implications of Interest to Reactor Safety Evaluation", paper presented at the 6th NRC Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, Md., November 1978.
- (22) R. H. Chapman, "Multirod Burst Test Program Report for July-December 1978", NUREG/CR-0655, June 1979.
- (23) R. H. Chapman, "Multirod Burst Test Program Progress Report for April-June 1979", NUREG/CR-1023, November 1979.
- (24) L. M. Lowry, A. J. Markworth, J. S. Perrin, and M. P. Landow, "Evaluating Strength and Ductility of Irradiated Zircaloy, Task 5", NUREG/CR-1729, May 1981.
- (25) R. H. Chapman, A. W. Longest, and J. L. Crowley, "Experiment Data Report for

Multirod Burst Test (MRBT) Bundle B-6”, NUREG/CR-3460, July 1984.

- (26) Breiman L., “Random Forests,” *Machine Learning*, Vol. 45, no. 1, pp. 5–32 (2001).
- (27) https://github.com/scikit-learn-contrib/boruta_py
- (28) A. Gelman, J.B. Carlin, H.S. Stern, D.B. Dunson, A. Vehtari, D.B. Rubin, *Bayesian Data Analysis*, third ed., CRC Press, Boca Raton, 2013.
- (29) 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.
- (30) Stan Development Team. *Stan Modeling Language User's Guide and Reference Manual*, Version 2.14.0, 2016 Dec.
- (31) <https://pystan.readthedocs.io/en/latest/#>
- (32) S. Watanabe, “Asymptotic equivalence of Bayes cross validation and widely applicable information criterion in singular learning theory,” *J. Mach. Learn. Res.* Vol. 11 pp. 3571–3594 (2010).
- (33) Stone, M., “Cross-Validatory Choice and Assessment of Statistical Predictions,” *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)*, Vol. 36, no. 2, pp. 111–47 (1974).
- (34) “Report on fuel fragmentation, relocation, dispersal”, NEA/CSNI/R(2016)16, OECD/NEA (2016).
- (35) “Fuel Modelling in Accident Conditions (FUMAC), Final Report of a Coordinated Research Project”, IAEA-TECDOC-1889, International Atomic Energy Agency (IAEA) (2019).
- (36) R.J.Lipinski, “A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds”, NUREG/CR-2646, SAND82-0765, (1982).
- (37) 平成 31 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 2 年 11 月。

4.7 改良型燃料被覆管の照射成長試験

- (1) 「軽水炉燃料のふるまい」、(財) 原子力安全研究協会、平成 10 年 7 月。
- (2) Watanabe, S., Kido, T. and Arakawa, Y., “Performance of M-MDA™ cladding in the commercial reactor up to 73GWd/tU”, *Proc. 2008 Water Reactor Fuel performance Meeting*, Seoul, Korea, October 19-22, 2008, Paper 8064.
- (3) Sato, D., Kido, T., Mazaki, Y., “In-pile behavior of M-MDA™, advanced PWR fuel cladding irradiated up to 73 GWd/t(R) in a commercial reactor”, *Proc. 2011 Water Reactor Fuel performance Meeting*, Chengdu, China, Sept. 11-14, 2011, Paper T5-021.
- (4) Kaczorowski, D., Chabretou, V., Thomazet, J., Hoffmann, P., Sell, H. and Garner, G.

- “Corrosion behavior of alloy M5TM: experience feedback”, Proc. 2008 Water Reactor Fuel performance Meeting, Seoul, Korea, October 19-22, 2008, Paper 8102.
- (5) Wikmark, G., Hallstadius, L. and Yueh, K., “CLADDING TO SUSTAIN CORROSION, CREEP AND GROWTH AT HIGH BURN-UPS”, Proc. 2008 Water Reactor Fuel performance Meeting, Seoul, Korea, October 19-22, 2008, Paper 8077.
- (6) Takabatake, H., Abeta, S., Murata, T., “EVELOPMENT PROGRAM OF J-AlloyTM, HIGH CORROSION-RESISTANT ALLOY FOR PWR FUEL CLADDING TUBE”, Proc. Top_Fuel 2006. Salamanca, Spain, October, pp.62-66.
- (7) Markelov, V.A., Novikov, V.V., Kon'kov, V.F, Tselishchev, A.V., “Corrosion Behaviour of E110- and E635- Type Zirconium Alloys under PWR Irradiation Simulating Conditions, Proc”, 2008 Water Reactor Fuel performance Meeting, Seoul, Korea, October 19-22, 2008, Paper 8023.
- (8) Gottuso, D., Canat, J.N., Mollard, P. A., “FAMILY OF UPGRADED FUEL ASSEMBLIES FOR PWR”, Proc. Top_Fuel 2006, Salamanca, Spain, Oct. 22-26, 2006, pp.330-337.
- (9) 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。
- (10) 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。
- (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 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。
- (13) King, S.J., Kesterson, R.L., Hyueh, K.H., Comstock, R.J., Herwig, S.D., et al., “Impact of hydrogen on dimensional stability of ZIRLO fuel assemblies”, Zirconium in the Nuclear Industry: 13th International Symposium, vol. 1423, ASTM STP, West Conshohocken, PA, 2002, pp. 471-489.

(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。