

添付-2

総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会
原子炉安全小委員会燃料ワーキンググループ
(燃料トピカルレポート) 配付資料

目 次

Appendix-A : 第 2 回 WG 付録資料-1	A-1
「PRIME03 コードの改訂モデル」	
Appendix-B : 第 2 回 WG 付録資料-2	B-1
「PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用」	
Appendix-C : 第 2 回 WG 付録資料-3	C-1
「PRIME03 コードの検証」	
Appendix-D : 第 2 回 WG 付録資料-4	D-1
「PRIME03 コードの適用範囲」	
Appendix-E : 第 4 回 WG 付録資料 1	E-1
「PRIME03 コードに関するコメント回答」	
Appendix-F : 第 5 回 WG 付録資料 1-1	F-1
「PRIME03 コードに関するコメント回答 (その 2)」	

Appendix-A

第2回 WG 付録資料-1

PRIME03 コードの改訂モデル

本資料は、PRIME01 から改訂・追加を行った下記 5 モデルについて、モデルの改訂点と改訂の根拠、モデルの基本式及び特性と旧モデルとの比較、モデルの根拠ならびに参考文献等を示すものである。

- 表 1 ペレット融点
- 表 2 ペレット熱伝導率
- 表 3 ペレットリム組織形成
- 表 4 FP ガス放出
- 表 5 リロケーション

但し、アルミナシリケート添加ペレットへの適用については、付録資料・2 に示す。

なお、非改訂モデルも含め、PRIME03 コードのモデル一覧表を本資料の添付に示す。

表1 (1/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

	モデル ペレット 融点
<p>(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】 PRIME01 では、燃料ペレットの融点低下を燃焼の初期から 10GWd/t 当たり 32°Cとしていた。 PRIME03 では、燃焼度 30GWd/t まではペレットの融点低下は考慮せず、燃焼度 30GWd/t 以上について、10GWd/t 当り 32°Cの融点低下を見込んで設定している (図参照)。</p> <p>【改訂の根拠】 PRIME01 では、1964年に報告された Christensen らのデータを考慮し、保守側の設定となるように燃料ペレットの融点低下を燃焼の初期から 10GWd/t 当たり 32°Cとしていた。しかし、最近のデータ [1][2][3]によれば、少なくとも燃焼度 30GWd/t までは融点がほとんど低下しないことが示されている。 また、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」(平成 10 年 4 月 13 日、原子力安全委員会了承)における事故時の燃料エンタルピの制限値では、燃焼度 30GWd/t まではペレットの融点低下は考慮せず、燃焼度 30GWd/t 以上について、10GWd/t 当り 32°Cの融点低下を見込んで設定している。 以上のように、BWR 燃料の熱・機械設計におけるペレット融点低下の燃焼度依存性は保守側に設定していたが、PRIME03 では、事故時の燃料エンタルピの制限値における考え方と同様の融点低下を適用する。</p>	<p>Figure 1: Melting point (°C) vs pellet burnup (GWd/t). The graph shows three curves: UO2 (solid line), Gd2O3 concentration: 5wt% (dashed line), and Gd2O3 concentration: 10wt% (dash-dot line). The UO2 and 5wt% Gd2O3 curves show a gradual decrease in melting point from approximately 2800°C at 0 GWd/t to about 2650°C at 80 GWd/t. The 10wt% Gd2O3 curve follows the 5wt% curve until 30 GWd/t, then drops sharply to approximately 2600°C at 32 GWd/t and remains constant thereafter. A dashed box labeled '非公衆情報の範囲' (Non-public information range) covers the area from 0 to 30 GWd/t. A legend box identifies the curves: UO2 (solid line), Gd2O3 concentration: 5wt% (dashed line), and Gd2O3 concentration: 10wt% (dash-dot line). The y-axis is labeled '融点 (°C)' and ranges from 2000 to 3000. The x-axis is labeled 'ペレット燃焼度 (GWd/t)' and ranges from 0 to 80.</p> <p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません</p>

表 1 (2/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル ペレット 融点	PRIME03	PRIME01
	<p>(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較</p> $T_{\text{melt}} = 2805 - f(G)$ $= 2805 - f(G) - 3.2 \cdot (E - 30)$ <p>ここで、</p> <p>T_{melt} : 融点 (°C)</p> <p>G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)</p> <p>E : 燃焼度 (GWd/t)</p> <p>$f(G) =$ <input type="text"/></p>	$T_{\text{melt}} = 2805 - f(G) - 3.2 \cdot E$ <p>ここで、</p> <p>T_{melt} : 融点 (°C)</p> <p>G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)</p> <p>E : 燃焼度 (GWd/t)</p> <p>$f(G) =$ <input type="text"/></p>

表 1 (3/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル	(3) モデルの特性と旧モデルとの比較	
ペレット融点	PRIME03	PRIME01
	<p>非公開情報の範囲</p> <p>UO2 Gd₂O₃濃度: 5wt% Gd₂O₃濃度: 10wt%</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p>	<p>非公開情報の範囲</p> <p>UO2 Gd₂O₃濃度: 5wt% Gd₂O₃濃度: 10wt%</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p>

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表 1 (4/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル ペレット 融点	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較	(5) 参考文献
<p><u>燃焼度依存性</u></p> <p>最近のサーマルアレスタ法による融点測定値^{[1],[2],[3]}に基づき設定した。測定例を図 1 に示す。事故時の燃料エンタルピーの制限値でも融点の燃焼度依存性は同様の設定としている^[4]。</p> <p><u>Gd₂O₃濃度依存性</u></p> <p>GE 社で実施されたサーマルアレスタ法による Gd₂O₃濃度約 □ wt%までの融点測定結果を図 2 に示す。Gd₂O₃ 添加ペレットの融点設計式は、UO₂ ペレットの融点設計値 2805°C (多くの研究者の測定データより保守的に設定した値) を原点とし、Gd₂O₃ 濃度増加による融点の低下量を差し引いたものとしている。</p>	<p>図 1 融点測定データ例^[1]</p>	<p>図 2 融点の Gd₂O₃ 濃度依存性データ</p>

表2 (1/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

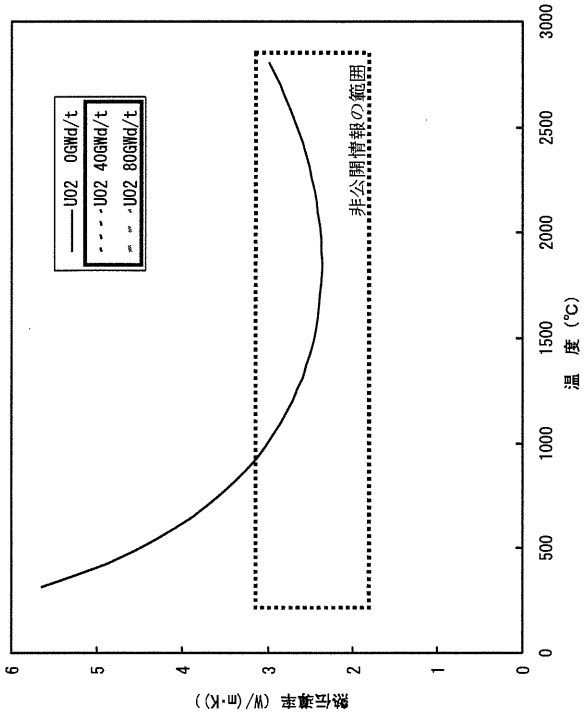
<p>モデル ペレット 熱伝導率</p>	<p>(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】 PRIME01 では、未照射ペレットの熱伝導率データに基づき、ペレット熱伝導率はペレットの温度、密度、Gd₂O₃濃度の関数として表し、燃焼度によらず一定としていた。 PRIME03 では、フォノン散乱因子として核分裂生成物 (FP) の蓄積、照射欠陥の蓄積・回復、Gd₂O₃混合の影響を統一的に扱う新しい熱伝導率モデルを採用し、Gd₂O₃混合の影響の定式も含めて見直した。本モデルにより、燃焼に伴う熱伝導率の変化を表現できるようになった (右図)。未照射 UO₂ペレットの熱伝導率は PRIME01 のモデルと同じとしている。</p> <p>【改訂の根拠】 燃焼が進むと、固溶性 FP や照射欠陥がペレット中に蓄積するため、ペレットの熱伝導率は低下するが、温度が上昇して照射欠陥が回復すると、その分だけ熱伝導率は増加することが知られている。本モデルはこれらを扱う Amaya/Hirai のモデルを簡略定式化し、レーザーフラッシュ法による UO₂ 及び (U,Gd)O₂ ペレットの熱拡散率測定データ^④や照射に伴う FP の蓄積を模擬したペレットの熱拡散率測定データ^⑤へのフィッティングにより定数を求めたものである。 本モデルによる熱拡散率の計算値を測定値と比較し、照射や Gd₂O₃ 混合の影響を適切に評価していることを広い燃焼度範囲に亘って確認している。 なお、燃焼に伴う熱伝導率の低下を考慮した PRIME03 では、PRIME01 に比べてペレットでの温度上昇幅を大きく評価するので、中心温度検証データとの照合から、ペレット一被覆管ギャップでの温度上昇幅が小さくなる方向にペレットのリロケーションモデルの係数を調整した。</p> <div style="text-align: center;">  <p style="text-align: center;">ペレット密度 97%TD の場合</p> </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> <p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に 属しますので公開できません</p> </div>
------------------------------	---

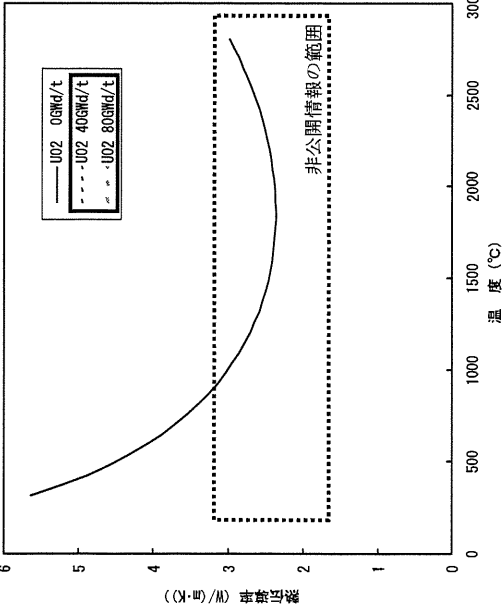
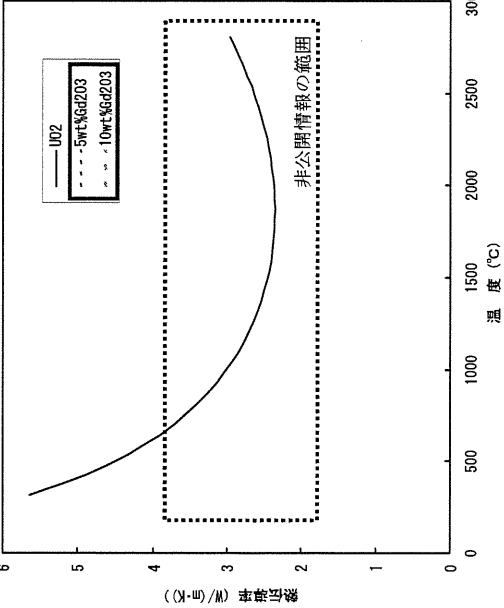
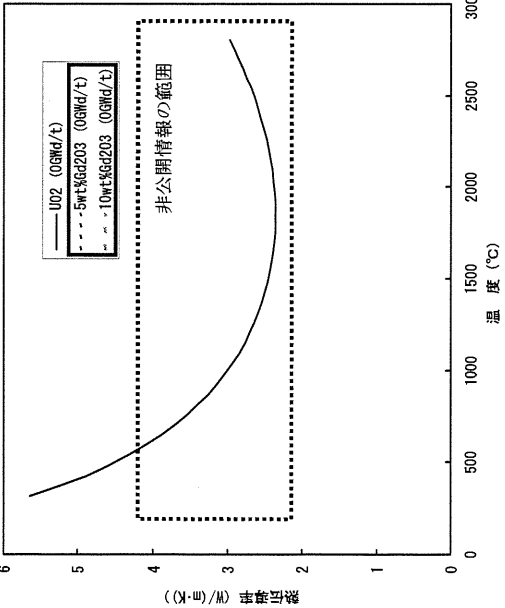
表2 (2/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較

モデル	PRIME03	PRIME01
ペレット熱伝導率	$\lambda = \frac{F \cdot \lambda_0 \cdot \arctan(\chi)}{\chi} + a \cdot T^3$ <p>ここで、</p> <p>λ : ペレットの熱伝導率 (W/(m·K))</p> <p>λ_0 : 未照射 UO₂ (96.5%TD) のフォノン熱伝導率 (W/(m·K))</p> $= \frac{3989}{T + 129.4}$ <p>F : 気孔率補正項 = $\left(\frac{1-P}{0.965}\right)^{2.47}$</p> <p>P : ペレット気孔率 (-)</p> <p>χ : フォノン散乱の強さを表すパラメータ</p> <p>= <input type="text"/></p> <p>D_{FP} = <input type="text"/></p> <p>E : ペレット燃焼度 (GWd/t)</p> <p>D_{FP}^0 = <input type="text"/></p> <p>α : 照射欠陥回復率</p> <p>= <input type="text"/></p> <p>T_{co} : 定数 (<input type="text"/> °C)</p> <p>G : 原子分率 Gd₂O₃ 濃度 (-)</p> <p>D_{Gd} = <input type="text"/></p> <p>a : 定数 (5.90×10^{-11})</p> <p>T : ペレット温度 (K)</p>	$\lambda_p = \frac{1-\alpha \cdot P}{1-0.05 \cdot \alpha} \cdot \lambda_{95}$ $\lambda_{95} = \frac{3824}{T + 129.4} + 6.13 \times 10^{-11} \cdot T^3$ <p>..... UO₂ペレット</p> <p>λ_{95} = <input type="text"/></p> <p>..... UO₂-Gd₂O₃ペレット</p> <p>ここで、</p> <p>λ_p : 密度 ρ %TD のペレット熱伝導率 (W/(m·K))</p> <p>λ_{95} : 密度 95%TD のペレット熱伝導率 (W/(m·K))</p> <p>α : 定数 (2.5)</p> <p>P : ペレット気孔率 = $1 - \rho / 100$</p> <p>ρ : ペレット密度 (%TD)</p> <p>T : ペレット温度 (K)</p> <p>A, B, C, D, E : ガドリニウム濃度 (wt%) の関数</p>

表 2 (3 / 5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

(3) モデルの特性と旧モデルとの比較

モデル	ペレット熱伝導率	PRIME03	PRIME01
		 <p>PRIME03: Thermal conductivity (W/m·K) vs Temperature (°C) for UO2 concentrations of 0 gMg/t, 40 gMg/t, and 80 gMg/t. The 40 gMg/t and 80 gMg/t series are marked as non-public information.</p>	 <p>PRIME01: Thermal conductivity (W/m·K) vs Temperature (°C) for UO2 concentrations of 0, 5 wt% Gd₂O₃, and 10 wt% Gd₂O₃. The 5 wt% Gd₂O₃ and 10 wt% Gd₂O₃ series are marked as non-public information.</p> <p>ペレット密度 97%TD の場合</p>
		 <p>PRIME03: Thermal conductivity (W/m·K) vs Temperature (°C) for UO2 concentrations of 0, 5 wt% Gd₂O₃, and 10 wt% Gd₂O₃. The 5 wt% Gd₂O₃ and 10 wt% Gd₂O₃ series are marked as non-public information.</p> <p>ペレット密度 97%TD の場合</p>	

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表2 (4/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

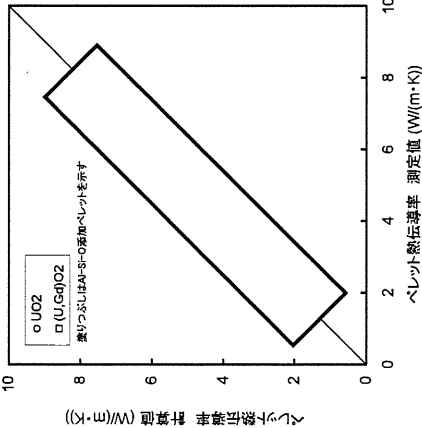
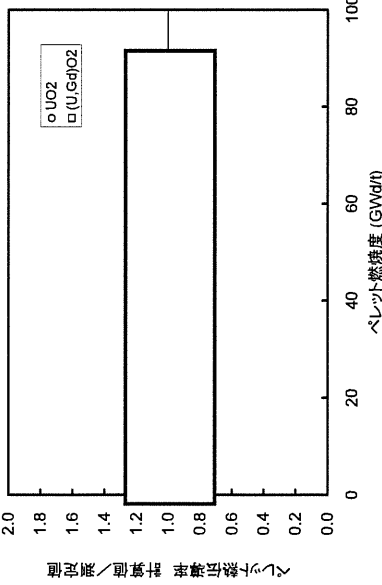
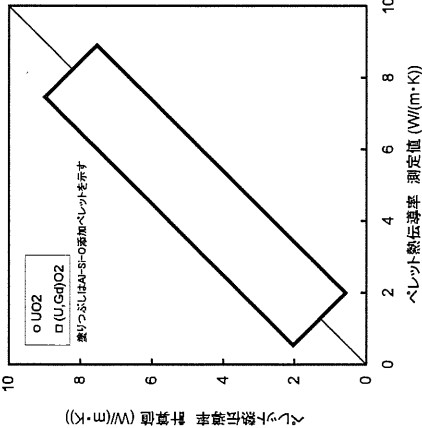
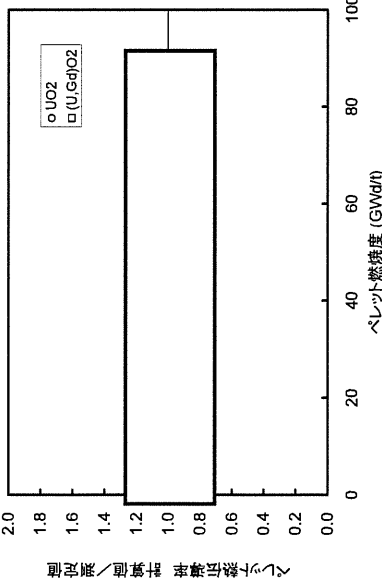
モデル	<p>(4) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>本モデルは文献[1][2][3][4]のモデルを基とし、文献[5][6][7]のデータにより一部の定数を定めたものである。本モデルによる計算値は広い燃焼度範囲に亘り測定値(データの説明は次頁)と良く合っており、FPの蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復・回帰、リム組織形成による気孔率の増加や Gd₂O₃の混合に起因する熱伝導率への影響を適切に評価していることを示している。Al-Si-O 添加効果を検討しない本モデルによる Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率の評価のばらつきは無添加の場合と同程度である。</p>   <p>ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較</p>	<p>(5) 参考文献</p> <p>[1] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507</p> <p>[2] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76</p> <p>[3] M. F. Lyons et al., "UO₂ Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, July 1964</p> <p>[4] B. Schulz, "Thermal Conductivity of Porous and Highly Porous Materials", High Temp. - High Press., 13 (1981) 649</p> <p>[5] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57</p> <p>[6] S. Ishimoto et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Technol., 31 (1994) 796</p> <p>[7] 清水、平井、日本原子力学会「1993年春の年会」予稿集 p.540</p>
<p>ペレット 熱伝導率</p>	<p>(4) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>本モデルは文献[1][2][3][4]のモデルを基とし、文献[5][6][7]のデータにより一部の定数を定めたものである。本モデルによる計算値は広い燃焼度範囲に亘り測定値(データの説明は次頁)と良く合っており、FPの蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復・回帰、リム組織形成による気孔率の増加や Gd₂O₃の混合に起因する熱伝導率への影響を適切に評価していることを示している。Al-Si-O 添加効果を検討しない本モデルによる Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率の評価のばらつきは無添加の場合と同程度である。</p>   <p>ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較</p>	<p>(5) 参考文献</p> <p>[1] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507</p> <p>[2] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76</p> <p>[3] M. F. Lyons et al., "UO₂ Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, July 1964</p> <p>[4] B. Schulz, "Thermal Conductivity of Porous and Highly Porous Materials", High Temp. - High Press., 13 (1981) 649</p> <p>[5] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57</p> <p>[6] S. Ishimoto et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Technol., 31 (1994) 796</p> <p>[7] 清水、平井、日本原子力学会「1993年春の年会」予稿集 p.540</p>

表2 (5/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

モデル	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)	(5) 参考文献 (続き)																																						
ペレット熱伝導率 (備考) ペレット密度: 91.4 ~ 98.5 %TD Gd ₂ O ₃ 濃度: 0 ~ 10 wt% Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率データ JNES 9x9 データ [10] Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂ Al-Si-O 250ppm 添加(U,Gd)O ₂ (Gd ₂ O ₃ 濃度 5%) 非公開データの概要 測定方法: レーザーフラッシュ法による熱拡散率測定。厚さ約 1mm の試料を真空中でタンガスメンメンシユエータにより加熱して所定温度で安定した後、試料にルビレーレーザー光を瞬時照射し、赤外線検出器により測定される試料裏面の温度応答データから熱拡散率を評価した。熱拡散率は、密度 (実測値)、比熱 (文献値[12]) を用いて熱伝導率に換算した。 試料/データ範囲:	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き) ペレット熱伝導率モデルの検証データ <table border="1" data-bbox="284 1070 564 1823"> <thead> <tr> <th>分類</th> <th>試料数</th> <th>ペレット仕様</th> <th>照射炉</th> <th>ペレット燃焼度 (GWd/t)</th> <th>出典</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>未照射ペレット</td> <td>12</td> <td>UO₂、(U,Gd)O₂</td> <td>-</td> <td>0</td> <td>[8] 及び非公開データ</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">照射済ペレット</td> <td rowspan="3">28</td> <td>8x8 (UO₂, (U,Gd)O₂)</td> <td>商用炉</td> <td>9 - 45</td> <td>[5], [9]</td> </tr> <tr> <td>9x9 (UO₂, (U,Gd)O₂)</td> <td>商用炉</td> <td>46 - 67</td> <td>[10]</td> </tr> <tr> <td>UO₂, (U,Gd)O₂</td> <td>Halden炉</td> <td>61 - 87</td> <td>[11] 及び非公開データ</td> </tr> </tbody> </table> <table border="1" data-bbox="699 1034 849 1447"> <thead> <tr> <th>試料数</th> <th>ペレット燃焼度 (GWd/t)</th> <th>ペレット密度 (%TD)</th> <th>温度範囲 (K)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>2</td> <td>47, 67</td> <td>94.8, 92.2</td> <td>460~1910</td> </tr> <tr> <td>1</td> <td>52</td> <td>92.3</td> <td>470~1750</td> </tr> </tbody> </table>	分類	試料数	ペレット仕様	照射炉	ペレット燃焼度 (GWd/t)	出典	未照射ペレット	12	UO ₂ 、(U,Gd)O ₂	-	0	[8] 及び非公開データ	照射済ペレット	28	8x8 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	9 - 45	[5], [9]	9x9 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	46 - 67	[10]	UO ₂ , (U,Gd)O ₂	Halden炉	61 - 87	[11] 及び非公開データ	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)	2	47, 67	94.8, 92.2	460~1910	1	52	92.3	470~1750	[8] Hirai et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO ₂ -Gd ₂ O ₃ ", J. Nucl. Sci. Tech. 28 (1991) 995 [9] 「平成 13 年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財) 原子力発電技術機構、平成 14 年 3 月 [10] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月 [11] M. Amaya et al., "Effects of Rim Structure Formation on the Thermal Conductivity of UO ₂ Pellets", Actinides 2001, Hayama, Japan, Nov. 4-9, 2001. [12] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981
分類	試料数	ペレット仕様	照射炉	ペレット燃焼度 (GWd/t)	出典																																			
未照射ペレット	12	UO ₂ 、(U,Gd)O ₂	-	0	[8] 及び非公開データ																																			
照射済ペレット	28	8x8 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	9 - 45	[5], [9]																																			
		9x9 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	46 - 67	[10]																																			
		UO ₂ , (U,Gd)O ₂	Halden炉	61 - 87	[11] 及び非公開データ																																			
試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)																																					
2	47, 67	94.8, 92.2	460~1910																																					
1	52	92.3	470~1750																																					

表3 (1/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレットリム組織形成)

<p>モデル ペレット リム組織形成</p>	<p>(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】 PRIME01 では、リム組織形成は直接モデル化していない。 PRIME03 では、種々の照射後試験結果に基づき、ペレット最外周の多孔質領域幅 (リム組織形成幅) 及び平均リム気孔率を燃焼度の関数としてモデル化した。このリム組織形成の影響を当該領域の気孔率の増加 (ペレット密度の低下) による熱伝導率低下及び体積増加として考慮している。</p> <p>【改訂の根拠】 ペレット外周部には高燃焼度においてリム組織と呼ばれる多孔質の領域が形成されることが知られている。照射ペレットの金相観察から得られたリム組織形成幅とペレット平均燃焼度との関係から、リム組織形成幅の燃焼度依存性を定式化した (図1)。同様に、リム組織の気孔率と局所燃焼度との関係からリム気孔率 (リム組織の形成に伴う気孔率の増分) の燃焼度依存性を定式化した (図2)。</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="288 394 798 1086"> </div> <div data-bbox="821 481 853 851"> <p>図1 リム組織形成幅の燃焼度依存性</p> </div> <div data-bbox="853 230 1356 1086"> </div> </div> <p style="text-align: right;">* 初期気孔率3%の場合</p>
--------------------------------	---

図2 気孔率と局所燃焼度の関係

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表3 (2/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレットリム組織形成)

モデル	(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較	PRIME01
ペレット リム組織形成	<p style="text-align: center;">PRIME03</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 30px; margin: 0 auto;"></div> <p>ここで</p> <ul style="list-style-type: none"> t_{rim} : リム組織形成幅 (μm) E_{av} : ペレット平均燃焼度 (GWD/t) P_{rim} : リム気孔率 (%) E_{loc} : ペレット局所燃焼度 (GWD/t) <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 30px; margin: 0 auto;"></div> <p>ここで</p> <ul style="list-style-type: none"> P_{ave} : 平均リム気孔率 (%) E_{edge} : ペレット最外周部燃焼度 (GWD/t) <p>リム領域の相対内半径 (R_{rim}) は以下で表される。</p> $R_{rim} = (R_0 - t_{rim}) / R_0$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> R_0 : ペレット製造時半径 (μm) t_{rim} : リム組織形成幅 (μm) <p>リム領域のペレット全体に対する体積増加率は以下で表せる。</p> $\frac{\Delta V}{V_{total}} = (1 - R_{rim}^2) \cdot \frac{P_{ave}}{\rho_0 - P_{ave}}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> ρ_0 : リム組織が形成されていない領域のペレット密度 (%TD) <p>リム組織形成による付加的な径方向のスエリング歪 ϵ_{rim} は、</p> $\epsilon_{rim} = \frac{1}{3} \left(F_{comp} \cdot \frac{\Delta V}{V_{total}} \right)$ <p>ここで $F_{comp} =$ </p>	<p>PRIME03 コードで新たに追加されたモデルである。</p>

表3 (3/4) PRIME コードの改訂モデル (ペレットリム組織形成)

モデル	(3) モデルの特性と旧モデルとの比較	
ペレット リム組織形成	PRIME03	PRIME01
(1) の図1、図2を参照。	PRIME03 コードで新たに追加されたモデルである。	

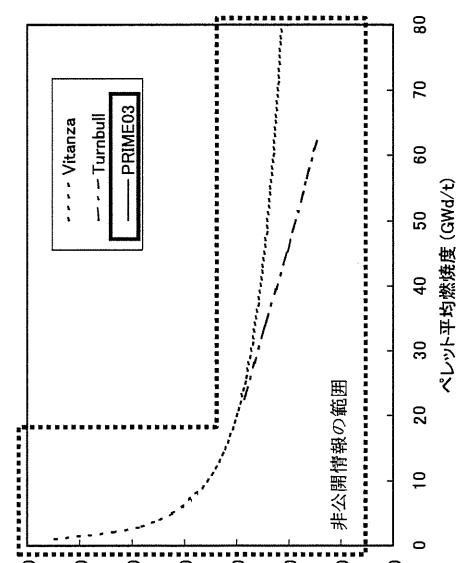
モデル	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較		(5) 参考文献			
ペレット リム組織形成	種々の照射後試験結果に基づき、ペレット最外周の多孔質領域幅 (リム組織形成幅) 及び平均リム気孔率を燃焼度の関数としてモデル化している。 表 リム形成幅及びリム気孔率データの概要		[1] M. Kinoshita et al., "High Burnup RIM Project: (III) Properties of Rim-Structured Fuel", Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19 - 22, 2004. [2] M. E. Cunningham et al., "Development and Characteristics of the Rim Region in High Burnup UO ₂ Fuel Pellets", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 19 [3] R. Manzel et al., "High Burnup Fuel Microstructure and its Effect on Fuel Rod Performance", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000. [4] K. Une et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO ₂ Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20 [5] J. Spino et al., "High Burnup Rim Structure: Evidences that Xenon-Depletion, Pore Formation and Grain Subdivision Start at Different Local Burn-ups", J. Nucl. Mater. 256 (1998) 189 [6] T. Sonoda et al. "Clarification of rim structure effects on properties and behaviour of LWR UO ₂ fuels and gadolinia doped fuels", Proceedings of the 2007 International LWR Fuel Performance Meeting, San Francisco, California, September 30 - October 3, 2007 [7] M. Hirai et al., "Performance of Improved UO ₂ Pellets at High Burnup", Proceedings of the 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 2-6, 1997 [8] 「平成18年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成19年12月			
	試験実施者	照射炉	燃料仕様	採取データ リム幅	気孔率	参考文献
	NUPEC (JNES)	商用炉 (BWR)	8×8、9×9燃料*	○		[8]
	Cunninghamら	BR-3	PWR燃料	○		[2]
	Manzelら	商用炉 (BWR)	BWR燃料	○		[3]
	Vaidyanathanら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[9]
	Uneら	商用炉 (BWR)	BWR燃料*	○		[10]
	Koizumiら	商用炉 (BWR)	8×8燃料	○		[11]
	Uneら	JRR-3	ディスクペレット	○		[4]
	Spinoら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[12], [13]
	Uneら	BR-3	PWR燃料	○		[5]
	非公開データ	Halden炉	細径試験燃料	○		[14]
		商用炉 (BWR)	8×8燃料	○		
		Halden炉	ディスクペレット	○		

*: (U,Gd)O₂ペレットを含む

表 3 (4 / 4) PRIME コードの改訂モデル (ペレットリム組織形成)

モデル	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)	(5) 参考文献 (続き)
ペレット リム組織形成	非公開データの概要 商用炉(BWR)照射 8 × 8 燃料データ： <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> ハルデン炉照射ディスクペレットデータ： <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div>	[9] S. Vaidyanathan et al., "High Burnup BWR Fuel Pellet Performance", Proceedings of the 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 2-6, 1997 [10] K. Une et al., "Microstructural Change and its Influence on Fission Gas Release in High Burnup UO ₂ Fuel", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 65 [11] S. Koizumi et al., "Study on Fission Gas Release from High Burnup Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on Fuel Performance at High Burnup for Water Reactors, Studsvik, Nykoping, June 5-8 1990 [12] J. Spino et al., "Microstructure and Fracture Toughness Characterization of Irradiated PWR Fuels in the Burnup Range 40-67 GWd/tM", IAEA Technical Committee Meeting on Advances in Pellet Technology for Improved Performance at High Burnup, Tokyo, Japan, 28 October - 1 November 1996 [13] J. Spino et al., "Detailed Characterization of the Rim Microstructure in PWR Fuels in the Burn-up Range 40-67 GWd/tM", J. Nucl. Mater., 231 (1996) 179 [14] K. Une et al., "Effects of Grain Size and PCI Restraint on the RIM Structure Formation of UO ₂ Fuels", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000

表 4 (1/5) PRIME コードの改訂モデル (FP ガス放出)

モデル	<p style="text-align: center;">(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】</p> <p>PRIME01 では、ペレットの出力 (温度) と燃焼度で整理した FP ガス放出率データに基づいて作成した経験的な FP ガス放出モデルを用いている。FP ガス放出率は次の 3 項の和 ($F = F_0 + F_1 + F_2$) として定式されている。</p> <p>F_0 : 拡散による放出項 (ペレット温度に依存)</p> <p>F_1 : リコイル、ノックアウトによる放出項 (ペレット燃焼度に依存)</p> <p>F_2 : 燃焼度により加速される放出項 (ペレット温度、燃焼度に依存)</p> <p>PRIME03 では、PRIME01 と同様の経験的モデルを用いるが、上記 3 項のうち F_2 項は以下のような現象的解釈に基づき定式に変更し、最近の FP ガス放出率データを用いて修正した。</p> <p>F_2 : 結晶粒界の気泡連結による放出項 (ペレット温度、燃焼度、結晶粒径に依存)</p> <p>ペレットがあるしきい温度を超えると放出が開始する定式とし、ペレット結晶粒界における FP ガス気泡の連結によって放出が始まる現象を間接的に模擬している。放出のしきい温度は FP ガス放出率データに基づき燃焼度に従って低下させている。また、F_0 項と F_2 項の表す現象が互いに競合することを考慮し、FP ガス放出率 $F = \max(F_0, F_2) + F_1$ とした。</p> <p>なお、F_2 項は結晶粒径に依存するため、照射中の結晶粒成長を新たにモデル化している。ここでは、結晶粒径の成長速度を粒径及び温度の関数として与えている。</p> <p>【改訂の根拠】</p> <p>一般に、FP ガス放出挙動は以下のようにまとめられる。ペレット内部に生じた FP ガス原子は結晶粒界まで拡散し、結晶粒界上に気泡を形成する。結晶粒界に形成したガス気泡は成長し最終的には連結しペレット内部から外部へのガス移動の経路となる。結晶粒界気泡が連結した後、結晶粒界まで移動した FP ガス原子は放出される。拡散距離は結晶粒径程度であるため、結晶粒径はガス放出に影響を及ぼす。</p> <p>粒界気泡連結に伴う FP ガス放出の生じるしきい温度はハルデン炉試験データにより評価され Vitanza のしきい温度として知られているが、最近のデータでは、高燃焼度でのしきい温度は Vitanza のしきい温度より低い傾向を示している。また、商用炉で照射された燃料棒についてはそのしきい温度よりも有意に低い傾向にある。PRIME03 は商用炉燃料棒への適用を主としており、しきい温度はハルデン推奨値より低く設定している (図 1)。</p> <p>高燃焼度まで照射された商用炉燃料のデータを含む FP ガス放出率のデータベースを用いて、PRIME03 の計算結果を検証した結果、ばらつきはあるものの、全燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測していることを確認した。</p> <p>なお、結晶粒の成長モデルは、炉外及び炉内の試験データに基づき定式化したものであり、ペレット結晶粒径の測定値と計算値とを比較し、全燃焼度範囲に亘って良く予測していることを確認している。</p> <div style="text-align: right;">  <p>図 1 結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度 [1][2]</p> </div>
-----	--

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表 4 (2/5) PRIME コードの改訂モデル (F P ガス放出)

モデル	PRIME03	PRIME01
F P ガス放出	<p>(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較</p> <p>$F = \max(F_0, F_2) + F_1$</p> <p>(1) 拡散による放出項 : F_0 $F_0 = D_0 \cdot \exp\{-Q_0/(R \cdot T_k)\}$ ここで、 R : ガス定数 = 8.314 (J/(mol·K)) T_k : ペレットリリングの平均温度 (K) D_0 : <input type="text"/> Q_0 : <input type="text"/> (J/mol)</p> <p>(2) リコイル、ノックアウトによる放出項 : F_1 $F_1 = D_1 \cdot E$ ここで、 D_1 : <input type="text"/> E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>(3) 結晶粒界の気泡連結による放出項 : F_2 $F_2 = F_{TEMP} \cdot F_{BURNUP} \cdot F_{GRAIN} \cdot V_{frac}$ ここで、 F_{TEMP} : 温度依存項 <input type="text"/> F_{BURNUP} : 燃焼度依存項 <input type="text"/> F_{GRAIN} : 結晶粒径依存項 <input type="text"/> ($F_{BURNUP} \cdot F_{GRAIN} \leq 1$) T_{th} : しきい温度 (°C) <input type="text"/> = <input type="text"/></p>	<p>$F = F_0 + F_1 + F_2$</p> <p>(1) 拡散による放出項 : F_0 $F_0 = D_0 \cdot \exp\{-Q_0/(R \cdot T_k)\}$ ここで、 R : ガス定数 = 8.314 (J/(mol·K)) T : ペレットリリングの平均温度 (K) D_0 : <input type="text"/> Q_0 : <input type="text"/> (J/mol)</p> <p>(2) リコイル、ノックアウトによる放出項 : F_1 $F_1 = D_1 \cdot E$ ここで、 D_1 : <input type="text"/> E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>(3) ペレット燃焼度により加速される放出項 : F_2 $F_2 =$ <input type="text"/> ここで、 E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t) D_2 : 定数 <input type="text"/> Q_2 : 定数 <input type="text"/> $E_0 =$ <input type="text"/> $=$ <input type="text"/> E_1 : 定数 <input type="text"/> E_2 : 定数 <input type="text"/> T : ペレットリリングの平均温度 (K)</p>

表4 (3/5) PRIMEコードの改訂モデル (F Pガス放出)

モデル	PRIME03	PRIME01																
F Pガス放出	(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較 (続き)																	
	<p>T_k^* : 有効リング温度 (K)</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 20px; margin: 5px auto;"></div> <p style="text-align: center;">Tkの定義</p> <p>D : 3次元結晶粒径 (μm)</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 20px; margin: 5px auto;"></div> <p>E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>V_{renc} : 各リングのしきい温度を超えた領域の体積割合。</p> <p>各ペレットリングの内側及び外側境界温度がともにしきい温度を超えていないときは F_2 を "0" とする。</p> <p>結晶粒径 D は以下により計算する。[8]</p> $\frac{dD}{dt} =$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 40px; margin: 5px auto;"></div> <p>ここで、</p> <table border="0" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="text-align: center;">定数</td> <td style="text-align: center;">単位</td> <td style="text-align: center;">UO₂の場合</td> <td style="text-align: center;">(U,Gd)O₂の場合</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">k</td> <td style="text-align: center;">$\mu\text{m}^4/\text{h}$</td> <td colspan="2" rowspan="5" style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 0 auto;"></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">k_1</td> <td style="text-align: center;">$\mu\text{m}^4/\text{h}$</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">Q</td> <td style="text-align: center;">J/mol</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">Q_1</td> <td style="text-align: center;">J/mol</td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">$(1-f)$</td> <td style="text-align: center;">-</td> </tr> </table>	定数	単位	UO ₂ の場合	(U,Gd)O ₂ の場合	k	$\mu\text{m}^4/\text{h}$			k_1	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	Q	J/mol	Q_1	J/mol	$(1-f)$	-	
定数	単位	UO ₂ の場合	(U,Gd)O ₂ の場合															
k	$\mu\text{m}^4/\text{h}$																	
k_1	$\mu\text{m}^4/\text{h}$																	
Q	J/mol																	
Q_1	J/mol																	
$(1-f)$	-																	

表4 (4/5) PRIME コードの改訂モデル (F Pガス放出)

(3) モデルの特性と旧モデルとの比較

モデル	PRIME03	PRIME01
F Pガス放出	<p>(結晶粒径 14 μm の場合)</p> <p>ペレット温度 (700°C、800°C、900°C、1000°C、1200°C、1500°C、1800°C) をパラメータとしたFPガス放出率の燃焼変化例</p> <p>FPガス放出率 (%)</p> <p>ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>FPガス放出率の燃焼度及び温度依存性 (PRIME03)</p>	<p>ペレット温度 (900°C、1000°C、1200°C、1500°C、1800°C) をパラメータとしたFPガス放出率の燃焼変化例</p> <p>FPガス放出率 (%)</p> <p>ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>FPガス放出率の燃焼度及び温度依存性 (PRIME01)</p>

表 4 (5/5) PRIME コードの改訂モデル (FP ガス放出)

モデル	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較	(5) 参考文献
FP ガス放出 PRIME コードの FP ガス放出率の予測はばらつきはあるものの、全燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。	<p>(一) 燃料棒平均燃焼度 (Gd/t)</p> <p>FP ガス放出率の測定値と計算値の比較</p>	[1] C. Vitanza et al., "Fission Gas Release from UO ₂ Pellet Fuel at High Burn-up", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, April 29 - May 3, 1979 [2] J. A. Turnbull, "An Assessment of Fission Gas Release and the Effect of Microstructure at High Burn-up", HWR-604 (1999) [3] K. Kogai, R. Iwasaki and M. Hirai, "In-Pile and Out-of-Pile Grain Growth Behavior of Sintered UO ₂ and (U,Gd)O ₂ Pellets, J. Nucl. Sci. Technol., 26 (1989) 744

上記の検証データは、商用炉データ、ハルデン炉データなど、531本の燃料棒のデータからなる。詳細は、付録資料-3「2. 検証データ」を参照。

表 5 (1 / 2) PRIME コードの改訂モデル (リロケーション)

<p>モデル リロケーション</p>	<p>(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>燃焼に伴う熱伝導率の低下を考慮した PRIME03 では、PRIME01 に比べてペレットでの温度上昇幅を大きく評価するので、中心温度検証データとの照合から、ペレット-被覆管ギャップでの温度上昇幅が小さくなる方向にペレットのリロケーションモデルの係数を調整している。また、ペレット-被覆管相互作用が生じ [] を被覆管変形量測定値と照合することにより調整している。 [] 押し戻されるリロケーション量の [] は精度良い予測を示しており、リロケーションモデル定数は良好に設定されている。</p> <div data-bbox="539 645 1082 1411" style="border: 1px solid black; padding: 20px; margin: 20px auto; width: fit-content;"> <div data-bbox="721 824 805 1214" style="border: 1px solid black; padding: 5px; text-align: center;"> リロケーションによりペレットと被覆管のギ ャップ幅が変化する概念図 </div> </div>
------------------------	---

図 1 リロケーションの概念図

表5 (2/2) PRIME コードの改訂モデル (リロケーション)

モデル	(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較	PRIME01
リロケーション	<p>PRIME03</p> <p>(1) 初期リロケーション ($\Delta T > \Delta T_0$ の場合) ΔD_0 : 初期リロケーションによるペレット直径の変化 (mm) ΔT : ΔT_0 : 定数 ここで、 ΔD_{01} : ΔD_{02} : g_0 : g : C_1 : 定数、C_2 : 定数 (2) 燃焼に伴うリロケーション $\Delta D_E =$ $\frac{dg_r}{dE} =$ $\Delta g_r =$ ここで、 ΔD_E : 燃焼度依存リロケーションにおけるペレット直径変化量 (mm) Δg_r : リロケーションによるギャップ幅の変化 (mm) g_r : 現在のリロケーションギャップ幅 (mm) E : ペレット燃焼度 (GWd/t) R_4 : 定数 $\Delta T, \Delta T_0$: 上記参照 g_i : 燃焼度増分 i 開始時のリロケーションギャップ ΔE : 燃焼度増分 (GWd/t) なお、ペレット-被覆管相互作用によりペレットが押し戻される として</p>	<p>PRIME01</p> <p>(1) 初期リロケーション ($\Delta T > \Delta T_0$ の場合) ΔD_0 : 初期リロケーションによるペレット直径の変化 (mm) ΔT : ΔT_0 : 定数 ここで、 ΔD_{01} : ΔD_{02} : g_0 : g : C_1 : 定数、C_2 : 定数、C_3 : 定数、 C_4 : 定数 (2) 燃焼に伴うリロケーション $\Delta D_E =$ $\frac{dg_r}{dE} =$ $\Delta g_r =$ ここで、 ΔD_E : 燃焼度依存リロケーションにおけるペレット直径変化量 (mm) Δg_r : リロケーションによるギャップ幅の変化 (mm) g_r : 現在のリロケーションギャップ幅 (mm) E : ペレット燃焼度 (GWd/t) R_4 : 定数 $\Delta T, \Delta T_0$: 上記参照 g_i : 燃焼度増分 i 開始時のリロケーションギャップ ΔE : 燃焼度増分 (GWd/t) なお、 は、以下の関数としている。 ここで、C_6 : 定数、C_6 : 定数</p>

添付

PRIME03 コードのモデル一覧表

PRIME03 で使用している物性値、照射モデルの根拠データ及び参考文献を以下の表に示す。

1. ペレット関連モデル

熱伝導率	表 1-1
熱膨張	表 1-2
融点	表 1-3
ヤング率	表 1-4
ポアソン比	表 1-5
降伏応力／歪硬化	表 1-6
スエリング	表 1-7
焼きしまり	表 1-8
クリープ	表 1-9

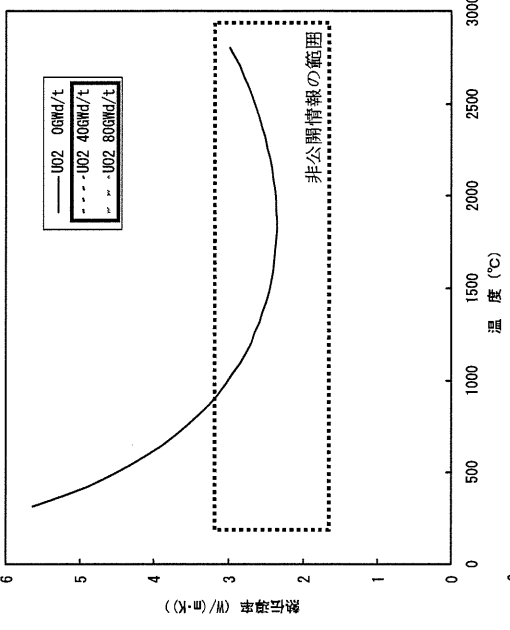
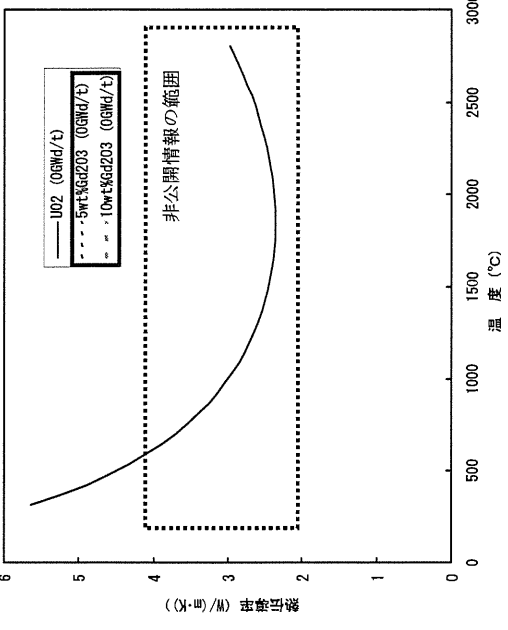
2. 被覆管関連モデル

熱伝導率	表 2-1
熱膨張	表 2-2
ヤング率	表 2-3
ポアソン比	表 2-4
降伏応力／歪硬化	表 2-5
クリープ	表 2-6
照射成長	表 2-7

3. 照射挙動モデル

ギャップ熱伝達係数	表 3-1
径方向出力分布	表 3-2
リム組織形成	表 3-3
FP ガス放出	表 3-4
He ガス放出	表 3-5

表 1-1-1 ペレット熱伝導率 (1/3)

(2) モデルの特性	(1) モデルの基本式	モデル ペレット 熱伝導率
	<p>ここで、</p> $\lambda = \frac{F \cdot \lambda_0 \cdot \arctan(\chi)}{\chi} + a \cdot T^3$ <p>λ : ペレットの熱伝導率 (W/(m·K)) λ_0 : 未照射 UO₂ (96.5%TD) のフォノン熱伝導率 (W/(m·K)) $= \frac{3989}{T + 129.4}$ F : 気孔率補正項 $= \left(\frac{1-p}{0.965} \right)^{2.47}$ p : ペレット気孔率 (-) χ : フォノン散乱の強さを表すパラメータ $=$ <input type="text"/> $D_{pp} =$ <input type="text"/> E : ペレット燃焼度 (GWd/t) $D_{pp}^0 =$ <input type="text"/> α : 照射欠陥回復率 $=$ <input type="text"/> T_{∞} : 定数 (<input type="text"/> °C) G : 原子分率 Gd₂O₃ 濃度 (-) $D_{out} =$ <input type="text"/> a : 定数 (5.90×10^{-11}) T : ペレット温度 (K)</p>	<p>図 1 ペレット熱伝導率の温度依存性 (ペレット密度 97%TD の場合)</p> 

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表1-1 ペレット熱伝導率 (2/3)

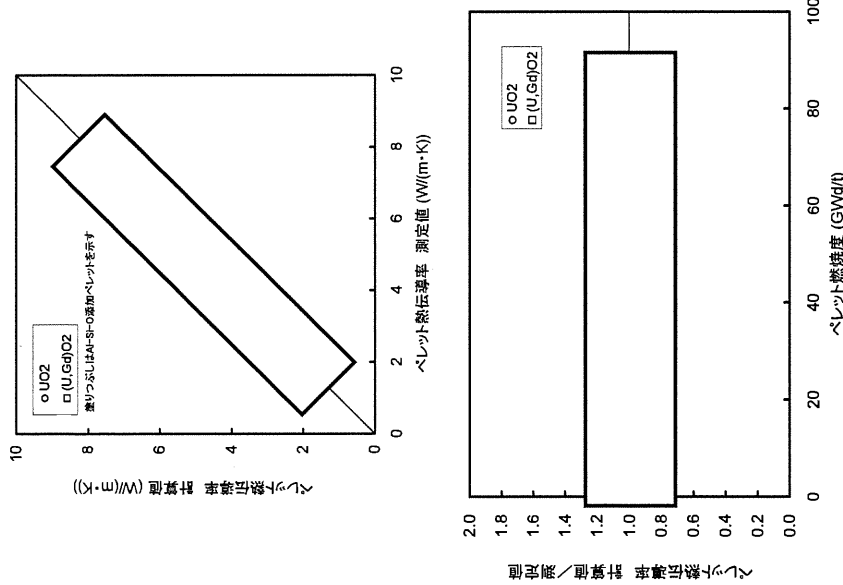
<p>モデル ペレット 熱伝導率</p>	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>本モデルは文献[1][2][3][4]のモデルを基とし、文献[5][6][7]のデータの定数を定めたものである。本モデルによる計算値は広い燃焼度範囲に亘り測定値（データの説明は次頁）と良く合っており、FPの蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復、リム組織形成による気孔率の増加や Gd₂O₃の混合に起因する熱伝導率への影響を適切に評価していることを示している。Al-Si-O 添加効果を考慮しない本モデルによる Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率の評価のばらつきは無添加の場合と同程度である。</p>  <p>Figure 2 consists of two line graphs. The top graph plots '測定値 (W/(m·K))' (Measured values) on the y-axis (0 to 10) against 'ペレット燃焼度 (GWd/t)' (Pellet burnup) on the x-axis (0 to 10). It shows two data series: UO2 (represented by circles) and U,Gd,O2 (represented by squares). Both series show a decreasing trend in thermal conductivity as burnup increases. A legend indicates that the squares represent data where the effect of Al-Si-O addition is not considered. The bottom graph plots '計算値 (W/(m·K))' (Calculated values) on the y-axis (0.0 to 2.0) against 'ペレット燃焼度 (GWd/t)' on the x-axis (0 to 100). It also shows two series: UO2 (circles) and U,Gd,O2 (squares). The calculated values are significantly lower than the measured values, with a similar decreasing trend as burnup increases.</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507</p> <p>[2] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76</p> <p>[3] M. F. Lyons et al., "UO₂ Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, July 1964</p> <p>[4] B. Schulz, "Thermal Conductivity of Porous and Highly Porous Materials", High Temp. - High Press., 13 (1981) 649</p> <p>[5] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57</p> <p>[6] S. Ishimoto et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Technol., 31 (1994) 796</p> <p>[7] 清水、平井、日本原子力学会「1993年春の年会」予稿集 p.540</p>
------------------------------	---	--

図2 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

表1-1-1 ペレット熱伝導率 (3/3)

モデル	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)				(4) 参考文献 (続き)																																																																				
ペレット熱伝導率	<p>ペレット熱伝導率モデルの検証データ</p> <table border="1" data-bbox="279 1064 566 1814"> <thead> <tr> <th>分類</th> <th>試料数</th> <th>ペレット仕様</th> <th>照射炉</th> <th>ペレット燃焼度 (GWd/t)</th> <th>出典</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>未照射ペレット</td> <td>12</td> <td>UO₂, (U,Gd)O₂</td> <td>—</td> <td>0</td> <td>[8] 及び 非公開データ</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">照射済ペレット</td> <td rowspan="3">28</td> <td>8x8 (UO₂, (U,Gd)O₂)</td> <td>商用炉</td> <td>9 - 45</td> <td>[5], [9]</td> </tr> <tr> <td>9x9 (UO₂, (U,Gd)O₂)</td> <td>商用炉</td> <td>46 - 67</td> <td>[10]</td> </tr> <tr> <td>UO₂, (U,Gd)O₂</td> <td>Halden炉</td> <td>61 - 87</td> <td>[11] 及び 非公開データ</td> </tr> </tbody> </table> <p>(備考) ペレット密度: 91.4 ~ 98.5 %TD Gd₂O₃濃度: 0 ~ 10 wt%</p> <p>Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率データ</p> <table border="1" data-bbox="662 1019 853 1814"> <thead> <tr> <th>JNES 9x9 データ [10]</th> <th>試料数</th> <th>ペレット燃焼度 (GWd/t)</th> <th>ペレット密度 (%TD)</th> <th>温度範囲 (K)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Al-Si-O 250ppm 添加 UO₂</td> <td>2</td> <td>47, 67</td> <td>94.8, 92.2</td> <td>460 ~ 1910</td> </tr> <tr> <td>Al-Si-O 250ppm 添加 (U,Gd)O₂ (Gd₂O₃ 濃度 5%)</td> <td>1</td> <td>52</td> <td>92.3</td> <td>470 ~ 1750</td> </tr> </tbody> </table> <p>非公開データの概要 測定方法: レーザーフラッシュ法による熱拡散率測定。厚さ約 1mm の試料を真空中でタンクステンメンシミュレータにより加熱して所定温度で安定した後、試料にルビーレーザー光を瞬時照射し、赤外線検出器により測定される試料裏面の温度応答データから熱拡散率を評価した。熱拡散率は、密度 (実測値)、比熱 (文献値[12]) を用いて熱伝導率に換算した。 試料/データ範囲:</p> <table border="1" data-bbox="1109 1064 1348 1724"> <thead> <tr> <th>種類</th> <th>試料数</th> <th>Gd₂O₃ (wt%)</th> <th>ペレット燃焼度 (GWd/t)</th> <th>ペレット密度 (%TD)</th> <th>温度範囲 (K)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>UO₂</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>(U,Gd)O₂</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>Al-Si-O 250ppm 添加 UO₂</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>								分類	試料数	ペレット仕様	照射炉	ペレット燃焼度 (GWd/t)	出典	未照射ペレット	12	UO ₂ , (U,Gd)O ₂	—	0	[8] 及び 非公開データ	照射済ペレット	28	8x8 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	9 - 45	[5], [9]	9x9 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	46 - 67	[10]	UO ₂ , (U,Gd)O ₂	Halden炉	61 - 87	[11] 及び 非公開データ	JNES 9x9 データ [10]	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)	Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂	2	47, 67	94.8, 92.2	460 ~ 1910	Al-Si-O 250ppm 添加 (U,Gd)O ₂ (Gd ₂ O ₃ 濃度 5%)	1	52	92.3	470 ~ 1750	種類	試料数	Gd ₂ O ₃ (wt%)	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)	UO ₂						(U,Gd)O ₂						Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂					
分類	試料数	ペレット仕様	照射炉	ペレット燃焼度 (GWd/t)	出典																																																																				
未照射ペレット	12	UO ₂ , (U,Gd)O ₂	—	0	[8] 及び 非公開データ																																																																				
照射済ペレット	28	8x8 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	9 - 45	[5], [9]																																																																				
		9x9 (UO ₂ , (U,Gd)O ₂)	商用炉	46 - 67	[10]																																																																				
		UO ₂ , (U,Gd)O ₂	Halden炉	61 - 87	[11] 及び 非公開データ																																																																				
JNES 9x9 データ [10]	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)																																																																					
Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂	2	47, 67	94.8, 92.2	460 ~ 1910																																																																					
Al-Si-O 250ppm 添加 (U,Gd)O ₂ (Gd ₂ O ₃ 濃度 5%)	1	52	92.3	470 ~ 1750																																																																					
種類	試料数	Gd ₂ O ₃ (wt%)	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)																																																																				
UO ₂																																																																									
(U,Gd)O ₂																																																																									
Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂																																																																									
[8] Hirai et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO ₂ -Gd ₂ O ₃ ", J. Nucl. Sci. Tech. 28 (1991) 995					[9] 「平成13年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財) 原子力発電技術機構、平成14年3月																																																																				
[10] 「平成18年度 高燃焼度 9x9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成19年12月					[11] M. Amaya et al., "Effects of Rim Structure Formation on the Thermal Conductivity of UO ₂ Pellets", Actinides 2001, Hayama, Japan, Nov. 4-9, 2001.																																																																				
[12] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981																																																																									

表1-2 ペレット熱膨張 (1/1)

<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ ペレットトリリングの熱膨張歪は等方性を仮定し次式で表す。また、図1にペレット熱膨張歪の温度依存性を示す。</p> $\epsilon_l = \frac{\Delta L}{L_0}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> ϵ_l : ペレットトリリング熱膨張歪 (-) T_{rx} : ペレットトリリングの平均温度 (°C) a_1 : 定数 a_2 : 定数 a_3 : 定数 <p>融点より高い温度となった場合のペレットトリリング熱歪は、</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin-left: 20px;"> <p>溶融による体積変化の取扱いの説明</p> </div>	<p>(2) モデルの特性</p> <p style="text-align: center;">図1 熱膨張歪の温度依存性[1],[2]</p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>MATPRO Ver.11[1]モデル式及びMartinの式[2]を図1に示す。PRIME03モデル式はこれらの式と同程度の値を示しており、妥当であるといえる。</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981</p> <p>[2] D.G. Martin, "Thermal expansion of solid UO₂ and (U, Pu) mixed oxide - A review and recommendations", J. Nucl. Mater., 152 (1988) 94</p>

表1-3 ペレット融点 (1/2)

モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
<p>融点</p>	<p>ペレットの融点は、燃焼度並びに Gd₂O₃ 濃度の増加に伴い低下するとし、次式により計算する。</p> $T_{\text{met}} = 2805 - f(G) \quad (E \leq 30)$ $= 2805 - f(G) - 3.2 \cdot (E - 30) \quad (E > 30)$ <p>ここで、</p> <p>T_{met} : 融点 (°C)</p> <p>G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)</p> <p>E : 燃焼度 (GWd/t)</p> <p>$f(G) =$ PRIME01 (PRIME01 と同一)</p>	<p style="text-align: center;">(°C) 融点 T_{met}</p> <p style="text-align: center;">ペレット燃焼度 (GWd/t)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> <p>— UO₂</p> <p>- - - Gd₂O₃濃度: 5wt%</p> <p>- · - · Gd₂O₃濃度: 10wt%</p> </div> <p style="text-align: center;">非公開情報の範囲</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> <p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に 属しますので公開できません</p> </div>

表 1-3 ペレット融点 (2/2)

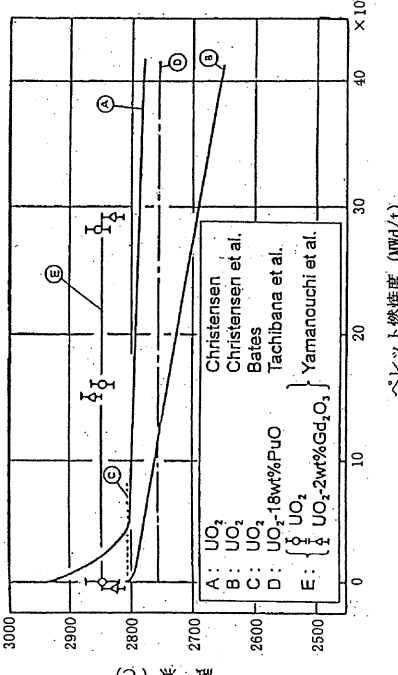
モデル	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較	(4) 参考文献
<p>燃焼度依存性</p> <p>最近のサーマルアレスト法による融点測定値[1],[2]に基づき設定した。測定例を図1に示す。事故時の燃料エンタルピの制限値でも融点の燃焼度依存性は同様の設定としている[3]。</p> <p><u>Gd₂O₃濃度依存性</u></p> <p>GE社で実施されたサーマルアレスト法による Gd₂O₃濃度約 \square wt%までの融点測定結果を図2に示す。Gd₂O₃添加ペレットの融点設計式は、UO₂ペレットの融点設計値 2805°C (多くの研究者の測定データより保守的に設定した値)を原点とし、Gd₂O₃濃度増加による融点の低下量を差し引いたものとしている。</p>	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p>  <p>(4) 参考文献</p> <p>[1] S. Yamanouchi et al., "Melting Temperature of Irradiated UO₂ and UO₂-2wt%Gd₂O₃ Fuel Pellet up to Burnup of about 30GWd/tU", J. Nucl. Sci. Technol., 25 (1988) 528</p> <p>[2] 原田ら、「高燃焼度燃料ペレットの融点測定」、(社)日本原子力学会「2000 年秋の大会」M24</p> <p>[3] 「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」、平成 10 年 4 月 13 日、原子力安全委員会了承</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] S. Yamanouchi et al., "Melting Temperature of Irradiated UO₂ and UO₂-2wt%Gd₂O₃ Fuel Pellet up to Burnup of about 30GWd/tU", J. Nucl. Sci. Technol., 25 (1988) 528</p> <p>[2] 原田ら、「高燃焼度燃料ペレットの融点測定」、(社)日本原子力学会「2000 年秋の大会」M24</p> <p>[3] 「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」、平成 10 年 4 月 13 日、原子力安全委員会了承</p>

図 1 融点測定データ例[1]

図 2 融点の Gd₂O₃濃度依存性データ

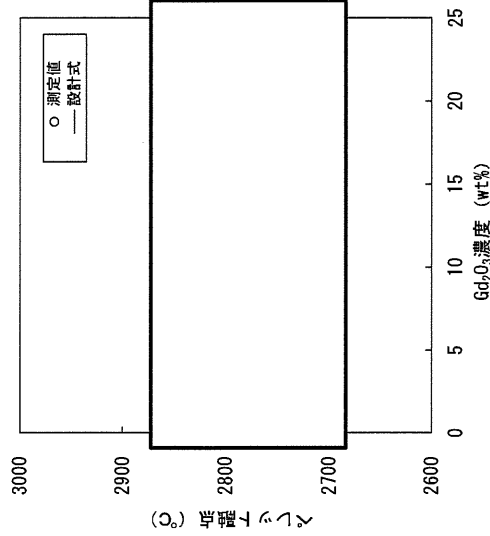


表1-4 ペレットヤング率 (1/2)

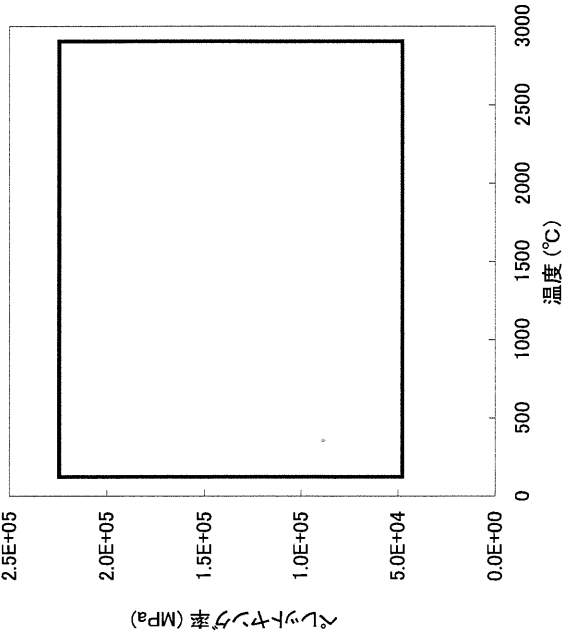
モデル	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ ペレットのヤング率は次式で表す。また、右図にペレットのヤング率の温度依存性を示す。</p> $E_u = \frac{E_u}{1 - \rho \left(\frac{T_k}{T_k + a_1} + \frac{a_2}{T_k + a_3} + \frac{a_4}{T_k + a_5} + \frac{a_6}{T_k + a_6} \right)}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> E_u : ペレットヤング率 (MPa) T_k : ペレット温度 (K) ρ : ペレット密度 (%TTD) a_1 : 定数 a_2 : 定数 a_3 : 定数 a_4 : 定数 a_5 : 定数 a_6 : 定数 	<p>(2) モデルの特性</p>  <p>図1 ペレットヤング率計算例 (ペレット密度97%TTDの場合)</p>
-----	--	---

表 1-4 ペレットヤング率 (2/2)

モデル	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較	(4) 参考文献
ヤング率	<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="287 1339 861 1825"> </div> <div data-bbox="287 801 885 1310"> </div> </div> <p style="text-align: center;">図 2 ヤング率測定値の規格化 図 3 PRIME03 ヤング率計算値の規格化</p> <p>図 2 に各温度におけるヤング率測定値を室温 (25°C) でのヤング率で規格化した値E_T/E_{25}を、図 3 に PRIME03 モデル式で計算されたヤング率を同様に規格化した値を示す。図 2 と図 3 はほぼ同値を示しており、PRIME03 モデル式は妥当であるといえる。</p>	<p>[1] M. O. Marlowe, "High Temperature Isothermal Elastic Moduli of UO_2", J. Nucl. Mater., 33 (1969) 242</p>

表 1-5 ペレットポアソン比 (1/1)

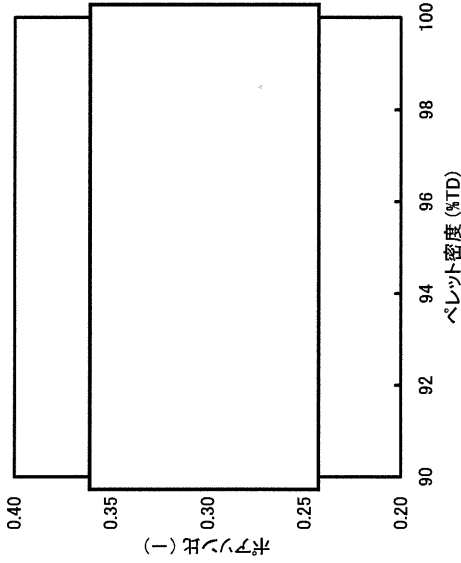
モデル	<p>ポアソン比</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ ペレットのポアソン比は次式で表す。また、右図にペレットポアソン比の密度依存性を示す。</p> $v_f = \text{[Blank Box]}$ <p>ここで、</p> <p>v_f : ペレットポアソン比 (-)</p> <p>ρ : ペレット密度 (%TD)</p> <p>b_1 : 定数</p> <p>b_2 : 定数</p> <p>b_3 : 定数</p> <p>b_4 : 定数</p> <p>b_5 : 定数</p> <p style="text-align: center;">[Blank Box]</p>	(1) モデルの基本式
ポアソン比	<p>(2) モデルの特性</p>  <p style="text-align: center;">(1) v_f の変化</p> <p style="text-align: center;">図 1 ペレットポアソン比の密度依存性</p> <p style="text-align: center;">(4) 参考文献</p> <p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280,Rev.2, August 1981</p>	(2) モデルの特性
ポアソン比	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>MATPRO Ver.11^[1]では、ポアソン比は単結晶 UO₂ で 0.316、多結晶 UO₂ では 0.306 及び 0.314 の値が報告されている。PRIME03 コードの適用範囲であるペレット密度 93~98%TD のポアソン比は 0.30~0.32 であり、報告値と同程度の値である。</p>	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較

表 1-6 ペレット降伏応力/歪硬化 (1/1)

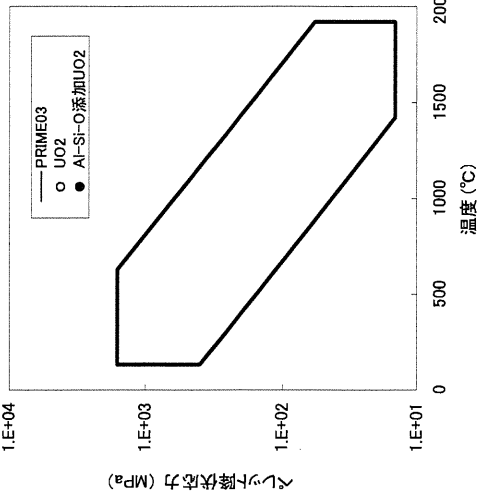
<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ペレットの降伏応力は歪速度を $\dot{\epsilon}$ h⁻¹ とした歪速度依存性をもとに次式で表す。また、右図にペレット降伏応力の温度依存性を示す。</p> <p>$\sigma_y =$ <input type="text"/></p> <p>ここで、</p> <p>σ_y : ペレット降伏応力 (MPa)</p> <p>T_{ra} : ペレット温度 (°C)</p> <p>c_1 : 定数</p> <p>c_2 : 定数</p> <p>c_3 : 定数</p> <p>また、UO₂及び(U,Gd)O₂ペレットの応力-歪曲線は次式で表す。</p> <p>$\epsilon =$ <input type="text"/></p> <p>ここで、</p> <p>ϵ : ペレット歪 (-)</p> <p>E_u : ペレットヤング率 (MPa)</p> <p>σ : ペレット応力 (MPa)</p> <p><input type="text"/></p>	<p>(2) モデルの特性</p>  <p>図 1 PRIME03 モデルと実測値の比較</p> <p>降伏応力(0.2%耐力)データ</p> <p>○ : 無添加 UO₂¹⁾</p> <p>● : Al-Si-O 添加 UO₂ (非公開データ)</p> <p>試験方法: <input type="text"/> 試験部に電気炉を備えた材料試験機による定速度圧縮法。</p> <p>試験条件: <input type="text"/> 密度(%TD) 粒径(μm) 歪速度(/分) 温度 (°C)</p> <p>250ppm 試料 <input type="text"/></p> <p>2500ppm 試料 <input type="text"/></p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>図 1 に UO₂ペレットの降伏応力測定値¹⁾及び Al-Si-O 添加 UO₂ペレットの測定値を示す。PRIME03 モデル式は実測データと概ねよく合っている。また、文献[1]によれば歪硬化指数は約 0.35 であり、温度・粒径・歪速度に対して明確な依存性は見られない。</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] K. C. Radford et al., "Compressive Deformation of Polycrystalline UO₂" J. Am. Ceram. Soc., 58 (1975) 274.</p>

表1-7 スエリング (1/1)

<p>モデル スエリング</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>核分裂生成物の蓄積はペレットの体積膨張を生じさせる。スエリング($\Delta V_s/V$)は次式で表せる。</p> $\frac{\Delta V_s}{V} = \frac{F}{3V}$ <p>ここで、</p> <p>α_s : スエリング率 ($\Delta V/V$ per 10^{20} fissions/cm³)</p> <p>F : 積算核分裂密度 (fissions/cm³)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> <p>積算核分裂密度を表す式</p> </div> <p>ρ : ペレット密度 (%TD)</p> <p>G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)</p> <p>A : Al-Si-O 添加量 (wt%)</p> <p>PRIME では図 1、図 2 に示すハルデン炉試験データ及び商用炉データよりスエリング率は以下としている。</p> $\alpha_s = \frac{1}{3} \frac{\Delta V_s}{V}$ <p>等方体の径方向一様膨張を仮定すると、ペレットリングの照射スエリングによる等価率は次式となる。</p> $\epsilon_{IS} = \frac{1}{3} \frac{\Delta V_s}{V}$	<p>(2) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>スエリング率 α_s の根拠としたデータを図 1 及び図 2 に示す。</p> <div style="text-align: center;"> </div> <div style="text-align: center;"> </div> <p>図1 ペレットスエリングに関するハルデン炉試験データ</p> <p>図2 ペレットスエリングに関する商用炉試験データ^[1]</p>
<p>(3) 参考文献</p> <p>[1] 三島ら、「沸騰水型原子炉燃料集合体の信頼性実証試験」、(社) 日本原子力学会誌、Vol. 29, No. 2, (1987)</p>		

表1-8 焼きしまり (1/1)

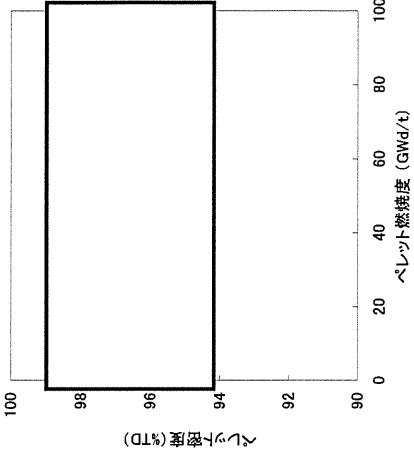
<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>焼きしまりによる密度変化は次式で表す。</p> $\Delta\rho = \frac{M}{A} \cdot \ln \left[1.0 + \frac{A \cdot D_{tr}^0 \cdot F}{G_0^3} \right]$ <p>ここで、</p> <p>$\Delta\rho$: 密度の増加量 (% TD)</p> <p>M : 焼きしまり速度定数 (%・cm)</p> <p>A : 粒成長速度定数 (cm) = <input type="text"/></p> <p>D_{tr}^0 : 照射拡散に関する係数 = <input type="text"/></p> <p>F : 積算核分裂密度 (fissions/cm³)</p> <p>G_0 : 初期粒径 (cm)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> <p>最大焼きしまり量についての説明</p> </div>	<p>(2) モデルの特性</p>  <p>図1 焼きしまりによるペレット密度変化の計算例 (初期ペレット密度 97%TD、最大焼きしまり量 0.6%TD、 粒径 14 μm の場合)</p> <p>(4) 参考文献</p> <p>[1] M.O. Marlowe, "In-Reactor Densification Behavior of UO₂", General Electric Company, NEDO-12440, July 1973</p> <p>[2] R.O. Meyer, "The Analysis of Fuel Densification", NUREG-0085, July 1976</p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>焼きしまりモデル式は参考文献[1]及び[2]に基づいている。最大焼きしまり量は炉外試験結果に基づいて入力される。</p>	

表1-9 ペレットクリープ/ホットプレスクリープ (1/2)

モデル	(1) モデルの基本式	
ペレット クリープ/ ホットプレス クリープ	<p>ペレットクリープモデルを下記に示す。</p> $\dot{\epsilon}_{fg} = F_1 \cdot \sigma^{4.5} \cdot \exp(-Q_1 / (R \cdot T)) + \frac{F_2 \cdot \sigma}{d^2} \cdot \exp(-Q_2 / (R \cdot T)) + M \cdot \sigma \cdot f$ <p>ここで</p> <ul style="list-style-type: none"> $\dot{\epsilon}_{fg}$: ペレットクリープ速度 (s⁻¹) F_1 = F_2 = f : 単位時間あたりの核分裂密度 (cm⁻³·s⁻¹) ρ : ペレット初期密度 (%TD) σ : ペレットリング応力 (MPa) Q_1 : kJ/mol Q_2 : kJ/mol Q_3 : kJ/mol R : ガス定数 8.314 J/(mol·K) T : ペレットリング平均温度 (K) M : 定数 d : 初期結晶粒径 (μm) a_1 : 定数 a_2 : 定数 X_A : Al-Si-O 添加量 (wt %) n : 定数 	
ホットプレスクリープ モデルは下記のように示される。なお、ホットプレスクリープ モデル式はペレットクリープモデル式に基づき導出されたものである。	$\dot{\epsilon}_{hp} =$ <p>ここで</p> <ul style="list-style-type: none"> $\dot{\epsilon}_{hp}$: ホットプレスによる半径方向、周方向、軸方向のクリープ歪速度 (s⁻¹) ρ : ペレット密度 (理論密度比) F_1 = F_2 = f : 単位時間あたりのペレットリング平均核分裂密度 (cm⁻³·s⁻¹) Q_1 : kJ/mol Q_2 : kJ/mol R : ガス定数 8.314 J/(mol·K) T : ペレットリング平均温度 (K) M : 定数 d : 初期結晶粒径 (μm) c_1 : 定数 c_2 : 定数 n : 定数 	

表1-9 ペレットクリープ/ホットプレスクリープ (2/2)

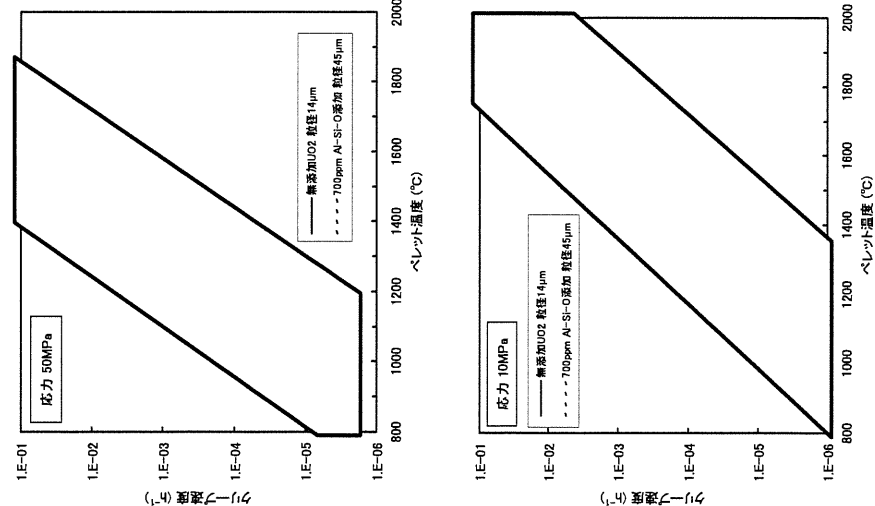
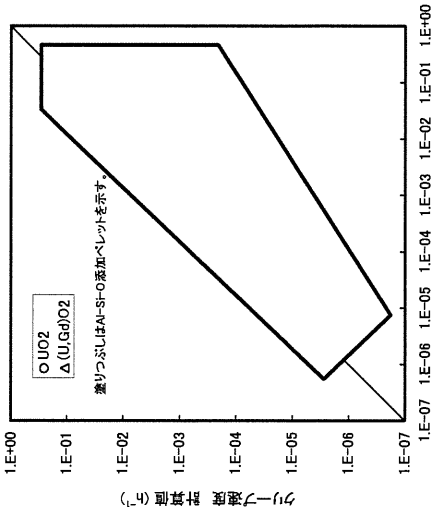
モデル	(2) モデルの特性	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較																																																						
ペレット クリープ/ ホットプレス クリープ	 <p>図1 ペレットクリープ速度の温度依存性 (核分裂密度 $1 \times 10^{18} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$、密度 97%TD の場合)</p>	<p>ペレットクリープモデル式は参考文献[1]に基づいている。ペレットクリープ速度の検証結果を図2に示す。無添加ペレット、Al-Si-O添加ペレットともに測定値と良く一致しているか、あるいはPCMIの評価上保守的となる過小評価となっている。検証データは下記に示す通りである。</p> <ul style="list-style-type: none"> クリープ速度データ いずれも単軸圧縮試験による(加熱炉内で、ペレットをタンクステン棒で上下から挟み一定荷重で圧縮したときの歪量を測定)。 <table border="1" data-bbox="510 403 726 1198"> <thead> <tr> <th>ペレット種類</th> <th>出典</th> <th>データ点数</th> <th>Gd₂O₃ (wt%)</th> <th>Al-Si-O (ppm)</th> <th>密度 (%TD)</th> <th>粒径 (μm)</th> <th>温度 (°C)</th> <th>応力 (MPa)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>UO₂</td> <td>[2]</td> <td>88</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>92 - 98</td> <td>3 - 35</td> <td>1450 - 1766</td> <td>7 - 117</td> </tr> <tr> <td>(U, Gd)O₂</td> <td>非公開</td> <td>65</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>U₂+Al-Si-O</td> <td>非公開</td> <td>17</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>(U, Gd)O₂+Al-Si-O</td> <td>非公開</td> <td>31</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>6</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>  <p>図2 ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較</p> <p>(4) 参考文献</p> <p>[1] A.A.Solomon et al., "Fission-Induced Creep of UO₂ and Its Significance to Fuel-Element Performance", ANL-7857 (1971)</p> <p>[2] P.E. Bohaboy et al., "Compressive Creep Characteristics of Stoichiometric Uranium Dioxide", GEAP-10054 (1969)</p>	ペレット種類	出典	データ点数	Gd ₂ O ₃ (wt%)	Al-Si-O (ppm)	密度 (%TD)	粒径 (μm)	温度 (°C)	応力 (MPa)	UO ₂	[2]	88	0	0	92 - 98	3 - 35	1450 - 1766	7 - 117	(U, Gd)O ₂	非公開	65							U ₂ +Al-Si-O	非公開	17							(U, Gd)O ₂ +Al-Si-O	非公開	31									6						
ペレット種類	出典	データ点数	Gd ₂ O ₃ (wt%)	Al-Si-O (ppm)	密度 (%TD)	粒径 (μm)	温度 (°C)	応力 (MPa)																																																
UO ₂	[2]	88	0	0	92 - 98	3 - 35	1450 - 1766	7 - 117																																																
(U, Gd)O ₂	非公開	65																																																						
U ₂ +Al-Si-O	非公開	17																																																						
(U, Gd)O ₂ +Al-Si-O	非公開	31																																																						
		6																																																						

表 2-1 被覆管熱伝導率 (1/1)

モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
被覆管熱伝導率	<p>$K = b_1 + b_2 \cdot T + b_3 \cdot T^2 + b_4 \cdot T^3$</p> <p>ここで、</p> <p>$K$: ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率 (W/(m・K))</p> <p>T : 温度 (K)</p> <p>b_1 : (ジルカロイ)</p> <p>b_2 : (ジルコニウム)</p> <p>b_3 :</p> <p>b_4 :</p> <p>被覆管温度評価においては</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981</p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>PRIMEのジルカロイ熱伝導率モデルは、MATPRO Ver.11¹⁾のジルカロイ熱伝導率モデルとほとんど一致している(下図)。なお、MATPRO Ver.11のモデルは、室温から1800Kまでが適用範囲となっている。</p> <p>(4) 参考文献</p>	

表 2-2 被覆管熱膨張 (1/1)

モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
<p>熱膨張</p>	<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $\alpha_{e_r} =$ $\alpha_{e_\theta} =$ $\alpha_{e_z} =$ </div> <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> α_{e_r} : 被覆管径方向の熱膨張係数(°C⁻¹) α_{e_θ} : 被覆管周方向の熱膨張係数(°C⁻¹) α_{e_z} : 被覆管軸方向の熱膨張係数(°C⁻¹) T_{ca} : 被覆管平均温度(°C) <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px; text-align: center;"> 熱膨張モデル の定数 </div> $a_r =$ $b_r =$ $c_r =$ $a_\theta =$ $b_\theta =$ $c_\theta =$ $a_z =$ $b_z =$ $c_z =$	<p style="text-align: center;">図 1 被覆管熱膨張歪の温度依存性</p> <p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>PRIME 熱膨張係数は、B. Lustman^[1]、D. L. Douglass^[2]が示している単結晶に関する熱膨張係数の測定値と被覆管の集合組織からモデル化されている。なお、MATPRO Ver. 11^[3]で示されている被覆管熱膨張歪(周方向)を図 1 に一点鎖線で示すが、PRIME の熱膨張歪と同等となっている。</p> <p>(4) 参考文献</p> <p>[1] B.Lustman, F.Kerze Jr, "The Metallurgy of Zirconium", McGraw-Hill, 1955.</p> <p>[2] D.L.Douglass, "The Metallurgy of Zirconium", Atomic Energy Review, Supplement 1971, Vienna 1971.</p> <p>[3] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981</p>

被覆管の各方向の熱膨張歪は次式で表せる。

$$\epsilon_{e_i} = \alpha_{e_i} \cdot (T_{ca} - 20)$$

ここで、

ϵ_{e_i} : 被覆管 i 方向の熱膨張歪(-)

ただし、添え字の i は、径方向 r、周方向 θ 、又は軸方向 z を示す。
被覆管熱膨張歪の温度依存性を図 1 に示す。

表2-3 被覆管ヤング率 (1/1)

<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>ジルカロイ被覆管及びジルコニウムライナのヤング率は次式により計算する。ヤング率の温度依存性を図1に示す。</p> $E_c = a_1 + a_2 \cdot T_{ca}$ <p>ここで、</p> <p>E_c : 被覆管ヤング率 (MPa)</p> <p>T_{ca} : 被覆管平均温度 (°C)</p> <p>a_1 : 定数 ()</p> <p>a_2 : 定数 ()</p>	<p>(2) モデルの特性</p> <p>図1 被覆管ヤング率の温度依存性</p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>MATPRO Ver.11^[1]で示されているヤング率を図1に破線で示す。PRIMEのヤング率はMATPROと同等である。</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981</p>

表2-4 被覆管ポアソン比 (1/1)

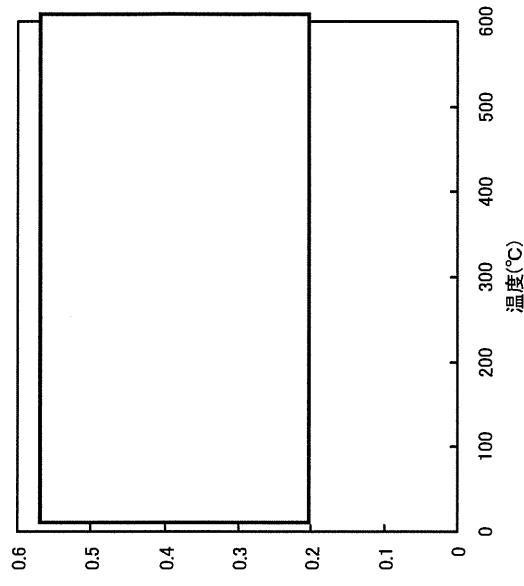
モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
ポアソン比	<p>ジルカロイ被覆管及びジルコニウムライナのポアソン比は次式により計算する。ポアソン比の温度依存性を図1に示す。</p> $v_c = b_1 + b_2 \cdot T_{ex}$ <p>ここで、 v_c : 被覆管ポアソン比 (-) T_{ex} : 被覆管平均温度 (°C) b_1 : 定数 () b_2 : 定数 ()</p>	 <p>図1 被覆管ポアソン比の温度依存性</p>
(3) モデルの根拠、他モデルとの比較		(4) 参考文献
<p>MATPRO Ver. 11^[1]で示されているヤング率、横弾性係数との関係から評価 (=E/2G-1) されるポアソン比は、被覆管温度 300°Cで0.38であり、PRIMEのポアソン比はこの値と同等である。</p>		<p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280,Rev.2, August 1981</p>

表2-5 被覆管降伏及び歪硬化 (1/2)

モデル	(1) モデルの基本式	(1) モデルの基本式 (続き)
被覆管降伏 及び歪硬化	<p>ここで、</p> $\sigma = K \cdot (\dot{\epsilon}_p)^n \cdot (\dot{\epsilon})^m$ <p> σ : 応力 (MPa) $\dot{\epsilon}_p$: 永久歪 (-) $\dot{\epsilon}$: 歪速度 (s⁻¹) = <input type="text"/> K : 塑性係数 n : 歪硬化指数 m : 歪速度感受性指数 </p> <p>したがって、降伏応力σ_y (0.2%耐力) は、$\dot{\epsilon}_p = 0.002$ とすると、次式となる。</p> $\sigma_y = K \cdot (0.002)^n \cdot (\dot{\epsilon})^m$ <p>(1) 塑性係数 K</p> $K = \min(K^{high}, K^{low})$ <p>ここで、K^{low}は低温データ (<450°C)より決定したもので、以下で計算する。</p> $K^{low} = \text{$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> ➢ ジルカロイ被覆管 <ul style="list-style-type: none"> J = <input type="text"/> Z = <input type="text"/> ➢ ジルコニウム <ul style="list-style-type: none"> J = <input type="text"/> Z = <input type="text"/> R = <input type="text"/> <p>ここで、</p> <p>T : 温度 (°C) ψ : 高速中性子照射量 (cm⁻², E > 1MeV)</p>	<p>(1) モデルの基本式 (続き)</p> <p>K^{high}は高温データ (≧450°C)より決定したもので、以下で計算する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ➢ ジルカロイ被覆管 <ul style="list-style-type: none"> K^{high} = <input type="text"/> ➢ ジルコニウム <ul style="list-style-type: none"> K^{high} = <input type="text"/> <p>(2) 歪硬化指数 n</p> <p>n = <input type="text"/></p> <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> N = <input type="text"/> V = <input type="text"/> <p>(3) 歪速度感受性指数 m</p> <ul style="list-style-type: none"> ➢ ジルカロイ被覆管 <ul style="list-style-type: none"> m = <input type="text"/> ➢ ジルコニウム <ul style="list-style-type: none"> m = <input type="text"/>

表 2-5 被覆管降伏及び歪硬化 (2/2)

<p>モデル 被覆管降伏 及び歪硬化</p>	<p>(2) モデルの特性、(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p>	<p>(4) 参考文献</p>
<p>図 1 に、PRIME03 コードの被覆管降伏応力の温度依存性を、(独) 原子力安全基盤機構で実施された BWR 燃料被覆管の引張試験結果^[1]と比較して示す。PRIME03 コードの被覆管降伏応力は、照射済被覆管で測定値より若干小さい値を示しているが、温度依存性は測定値と同様な傾向を示している。また、未照射被覆管の降伏応力は測定値と同等となっており、PRIME03 コードの被覆管降伏及び歪硬化モデルは妥当と判断している。</p>	<p>図 1 ジルカロイ被覆管降伏応力の温度依存性</p>	<p>[1] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証 成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月</p>

表 2-6 被覆管クリープ (1/2)

<p>モデル 被覆管クリープ</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> $\dot{\epsilon}_g = \dots$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> $\dot{\epsilon}_g$: 一般化クリープ歪 (-) ϵ_g^{th} : 一般化熱クリープ歪 (-) ϵ_g^{irr} : 一般化照射クリープ歪 (-) σ : 一般化応力 (MPa) <p>また、</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> クリープモデルの関数、定数 </div> <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> ϕ : 高速中性子束密度 ($\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$, $E > 1 \text{ MeV}$) T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
	<p>(1) モデルの基本式 (続き)</p> <p>(1) 低応力状態 ($\sigma \leq \dots$)</p> $\epsilon_g^{th} = \dots$ $\epsilon_g^{irr} = \dots$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> σ_y : 降伏応力 (MPa) t : 時間 (s) <p>(2) 中間応力状態 ($\dots \leq \sigma \leq \dots$)</p> $\epsilon_g^{th} = \dots$ $\epsilon_g^{irr} = \dots$ <p>ここで、</p> $p = \dots$ <p>(3) 高応力状態 ($\sigma \geq \dots$)</p> $\dot{\epsilon}_g = \dots$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> $\dot{\epsilon}_g$: 一般化(クリープ)歪速度 (s^{-1}) ϵ_p : 永久歪 (-) K : 塑性係数 n : 歪硬化指数 m : 歪速度感受性指数

表 2-6 被覆管クリープ (2/2)

<p>モデル 被覆管クリープ</p>	<p>(2) モデルの特性、(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>被覆管のクリープモデルは、表 1 のデータに基づき、温度、一般化応力、高速中性子束密度及び時間の関数としてモデル化している。図 1 に、これらのクリープ試験におけるクリープ歪測定値と PRIME03 コードの被覆管クリープモデルによる計算値を比較して示す。被覆管クリープモデルによる計算値は測定値と良く一致しており、被覆管クリープモデルは妥当と判断している。</p> <p>表 1 クリープモデルのベースとなったクリープ試験データ</p> <table border="1" data-bbox="491 987 754 1615"> <thead> <tr> <th>試験方法</th> <th>温度(°C)</th> <th>応力(MPa)</th> <th>保持時間(h)</th> <th>高速中性子束密度($m^{-2}\cdot s^{-1}$)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="5" style="text-align: center;">[Redacted]</td> </tr> </tbody> </table>	試験方法	温度(°C)	応力(MPa)	保持時間(h)	高速中性子束密度($m^{-2}\cdot s^{-1}$)	[Redacted]					<p>(4) 参考文献</p> <p>—</p>
試験方法	温度(°C)	応力(MPa)	保持時間(h)	高速中性子束密度($m^{-2}\cdot s^{-1}$)								
[Redacted]												

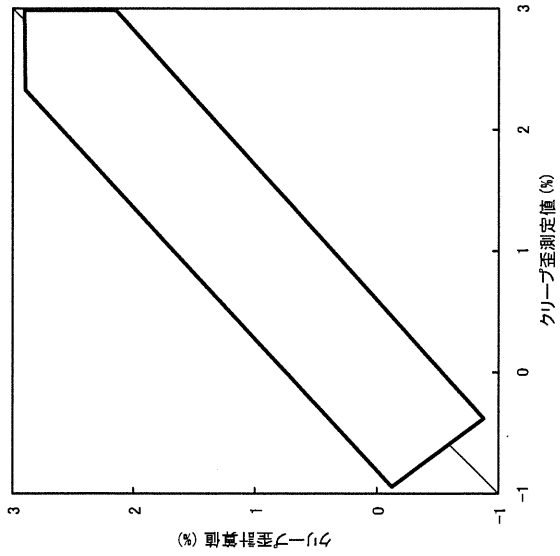


図 1 被覆管クリープ歪の測定値と計算値の比較

表 2-7 被覆管照射成長 (1/2)

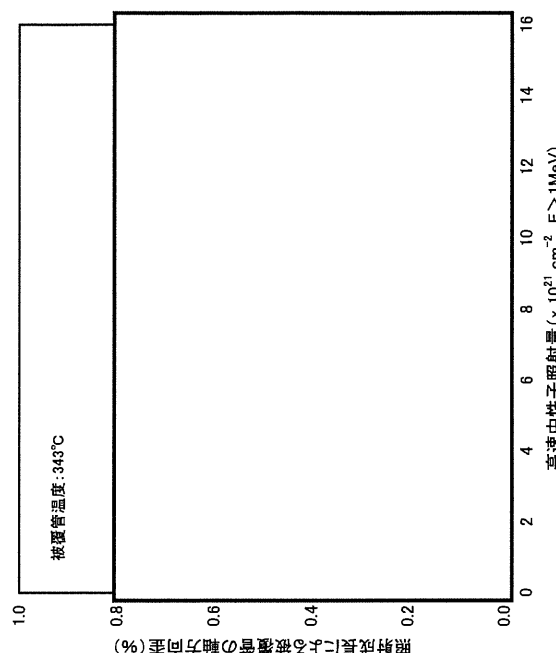
(2) モデルの特性	(1) モデルの基本式
<p>図 1 に被覆管照射成長歪の高速中性子照射量依存性を示す。</p>  <p>図 1 被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性</p>	<p>モデル 照射成長</p> <p>ジルカロイ被覆管の照射成長は、次式で表す。</p> $\epsilon_z = \left[\text{照射成長モデルの関数} \right]$ <p>ここで、</p> <p>ϵ_z : 照射成長による被覆管の軸方向歪 (-)</p> <p>ψ : 被覆管高速中性子照射量 (cm^{-2}, $E > 1 \text{ MeV}$)</p> <p>T_c : 照射中の被覆管温度 ($^{\circ}\text{C}$)</p> <p>a_1 : 定数</p> <p>a_2 : 定数</p> <p>a_3 : 定数</p> <p>a_4 : 定数</p> <p>a_5 : 定数</p> <p>b_1 : 定数</p> <p>b_2 : 定数</p> <p>b_3 : 定数</p> <p>b_4 : 定数</p> <p>b_5 : 定数</p> <p>ψ_1 : 定数</p>

表 2-7 被覆管照射成長 (2/2)

(3) モデルの根拠、他モデルとの比較

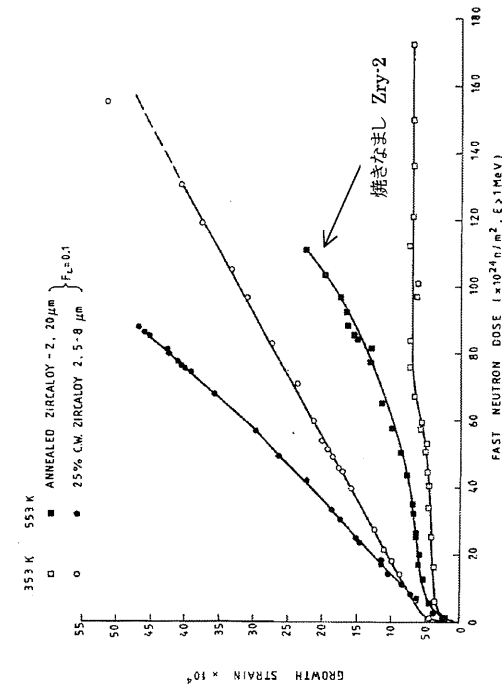


図 2 ジルカロイ-2 の照射成長 [1]

照射成長モデルは、商用炉で照射されたウォータロッド (高速中性子照射量 最大約 $20 \times 10^{21} \text{ cm}^{-2}$) の照射成長データに基づいている。図 2 にジルカロイ-2 の照射成長データ [1] を示す。図中に矢印で示した焼きなまし Zry-2 は BWR 被覆管と類似している。このデータと同じ条件 (温度 553K, f 値=0.1) で PRIME03 モデルにより評価した照射成長による被覆管軸方向歪を図 3 に示す。PRIME03 モデルによる評価値は、図 2 のデータと概ねよく合っており、モデルは妥当であるといえる。

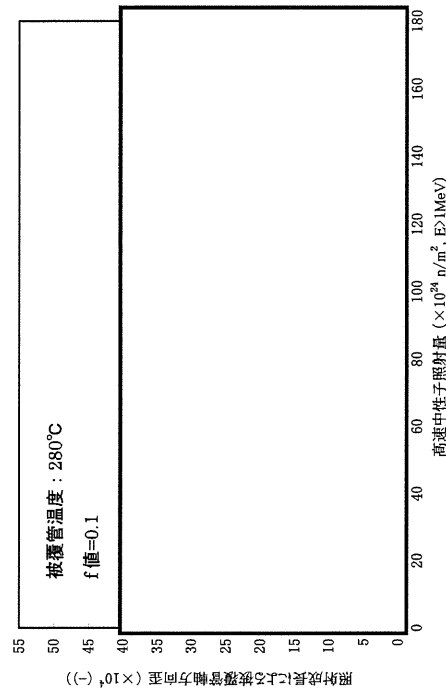


図 3 PRIME03 モデル式による被覆管軸方向歪の計算例

(4) 参考文献

[1] A. Rogerson, "Irradiation Growth in Zirconium and its Alloys", J. Nucl. Mater., 159 (1988) 43-61

表3-1-1 ギャップ熱伝達係数 (1/3)

モデル	(1) モデルの基本式	(1) モデルの基本式 (続き)																				
<p>ギャップ熱伝達係数</p> <p>ここで、</p> $h_g = h_s + h_f + h_r$ <p> h_g : ギャップ熱伝達係数 (W/(m²·K)) h_s : 固体接触による熱伝達成分 (W/(m²·K)) h_f : ガスによる熱伝達成分 (W/(m²·K)) h_r : 輻射による熱伝達成分 (W/(m²·K)) </p> $h_s = \frac{k_n \cdot P_c}{A_o \cdot Hard \cdot \left[\frac{R_1^2 + R_2^2}{2} \right]^{1/4}}$ <p>ここで、</p> <p> k_m : ペレットと被覆管の平均熱伝達率 (W/(m²·K)) P_c : ペレットと被覆管の接触圧力 (MPa) A_o : 定数 (0.05) Hard : 被覆管内面のメイヤー硬さ (MPa) R_1 : 被覆管内表面粗さ (m) R_2 : ペレット外表面粗さ (m) </p> $h_f = \frac{k_{fm}}{C \cdot (R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + R_{off}}$ <p>ここで、</p> <p> h_f : ガスによる熱伝達成分 (W/(m²·K)) k_{fm} : 混合ガスの熱伝達率 (W/(m²·K)) C : ペレット-被覆管接触圧の関数 P_c : ペレット-被覆管接触圧 (MPa) P_y : 被覆管が降伏するペレット-被覆管接触圧 (MPa) R_1, R_2 : 被覆管内面及びペレット外面の表面粗さ (m) $(g_1 + g_2)$: ペレット-被覆管ギャップ部に占める混合ガスの温度ジャンプ距離 (m) R_{off} : ペレットと被覆管の実効半径ギャップ (m) </p>	<p>ここで、</p> $k_{fi} = A_{vi} \cdot T_g^{ni}$ <p> k_{fi} : ガス成分 i の熱伝達率 (W/(m²·K)) A_{vi}, ni : 定数 (表 1) T_g : ペレット-被覆管ギャップ部の温度 (K) </p> <p>表 1 ガスの熱伝達率における定数</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>ガス</th> <th>定数 A_{vi}</th> <th>定数 ni</th> <th>質量数 M_i</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>He</td> <td>2.50×10^{-3}</td> <td>0.721</td> <td>4.003</td> </tr> <tr> <td>Ar</td> <td>2.22×10^{-4}</td> <td>0.7715</td> <td>39.944</td> </tr> <tr> <td>Xe</td> <td>6.52×10^{-5}</td> <td>0.791</td> <td>131.30</td> </tr> <tr> <td>Kr</td> <td>3.74×10^{-5}</td> <td>0.954</td> <td>83.80</td> </tr> </tbody> </table> $k_{fm} = \frac{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3} \cdot A_{vi} \cdot T_g^{ni}}{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3}}$ <p>ここで、</p> <p> k_{fm} : 混合ガスの熱伝達率 (W/(m²·K)) X_i : ガス成分 i のモル分率 A_{vi} : ガス成分 i の定数 (表 1) M_i : ガス成分 i の質量数 (表 1) ni : ガス成分 i の定数 (表 1) </p>	ガス	定数 A_{vi}	定数 ni	質量数 M_i	He	2.50×10^{-3}	0.721	4.003	Ar	2.22×10^{-4}	0.7715	39.944	Xe	6.52×10^{-5}	0.791	131.30	Kr	3.74×10^{-5}	0.954	83.80	<p>(1) モデルの基本式 (続き)</p>
ガス	定数 A_{vi}	定数 ni	質量数 M_i																			
He	2.50×10^{-3}	0.721	4.003																			
Ar	2.22×10^{-4}	0.7715	39.944																			
Xe	6.52×10^{-5}	0.791	131.30																			
Kr	3.74×10^{-5}	0.954	83.80																			

表3-1 ギャップ熱伝達係数 (2/3)

モデル	(1) モデルの基本式 (続き)	(1) モデルの基本式 (続き)
モデル ギャップ 熱伝達係数	$(g_1 + g_2) = \sum_i X_i \cdot (g_1 + g_2)_i \cdot \frac{T_{ga}}{T_r} \cdot \frac{P}{P_r}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> $(g_1 + g_2)$: 温度ジャンプ距離 (m) X_i : ガス成分 i のモル分率 (-) $(g_1 + g_2)_i$: ガス成分 i の参照温度ジャンプ距離 (m) (表2) T_{ga} : ペレット-被覆管ギャップ平均温度 (K) T_r : 参照ガス平均温度 (510K) P : 燃料棒内圧 (MPa) P_r : 参照ガス圧力 (0.101 MPa) (大気圧) 	$h_r = \frac{\sigma_p \cdot (T_s^4 - T_c^4)}{(T_s - T_c) \left(\frac{1}{\epsilon_c} + \frac{1}{\epsilon_f} - 1 \right)}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> h_r : 輻射による熱伝達成分 (W/(m²·K)) σ_p : ステファアン・ボルツマン定数 (5.67 × 10⁻⁸ W/(m²·K⁴)) T_s : ペレット表面温度 (K) T_c : 被覆管内面温度 (K) ϵ_f : ペレット表面の輻射率 = ϵ_c : 下記で定義される被覆管内面の輻射率 <div style="margin-top: 20px;"> <p style="text-align: center;">ϵ_c</p> <p style="text-align: center;">ジルカロイ被覆管</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 80px; margin: 5px 0;"></div> <p style="text-align: center;">温度範囲</p> </div> <div style="margin-top: 20px;"> <p style="text-align: center;">ϵ_c</p> <p style="text-align: center;">ジルコニウムライナ被覆管</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 80px; margin: 5px 0;"></div> <p style="text-align: center;">温度範囲</p> </div>

表 3-1 ギャップ熱伝達係数 (3/3)

<p>モデル ギャップ 熱伝達係数</p>	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>Ross & Stoute モデル^[1]を基礎として、燃料棒での評価のためガスによる熱伝達成分 (混合ガスの熱伝達率^[2]に基づく) にペレットと被覆管の有効ギャップを追加し、理論的に導出した放射による熱伝達成分を追加している。計算モデル中の温度ジャンプ距離のガス圧力補正に関しては、大気圧以下の試験に基づき温度ジャンプ距離が分子平均自由行程に比例するのでガス圧力には逆比例すると評価されている^[1]。この特性は高圧側でも変らないため高圧力でも適用可能と判断している。ペレットと被覆管の有効ギャップを含めた本モデルによる燃料棒温度計算の妥当性については、0.05~0.38mm の初期ギャップ範囲の燃料棒におけるペレット燃焼度 85GWd/t までのペレット中心温度の検証 (下図) において間接的に確認されている。</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962</p> <p>[2] H. von Ubisch, S. Hall and R. Srivastav, "Thermal Conductivities of Mixtures of Fission Product Gases with Helium and with Argon", U.N. International Conference Peaceful Uses of Atomic Energy, A/conference 15/P/143, Sweden (1958).</p>
<p>(1) 温度ジャンプ距離の中心温度</p> <p>(2) 熱伝達率/温度ジャンプ距離</p>		

表 3-2 ペレット径方向出力分布 (1/2)

<p>モデル ペレット径方向 出力分布</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>$F(r) =$ </p> <p>ここで、</p> <p>$F(r)$: ペレット径方向出力分布 r : ペレット規格化半径</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 10px; margin: 10px auto; width: 80%;"> <p>径方向出力分布モデルの変数、係 数等の説明</p> </div> <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 20px; margin-top: 10px;"></div>
<p>(1) モデルの基本式 (続き)</p>	<p>表 1 径方向出力分布モデルに使用する係数</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 10px; margin: 10px auto; width: 80%;"> <p>径方向出力分布モデルの係数の値を 示す</p> </div>

表 3-2 ペレット径方向出力分布 (2/2)

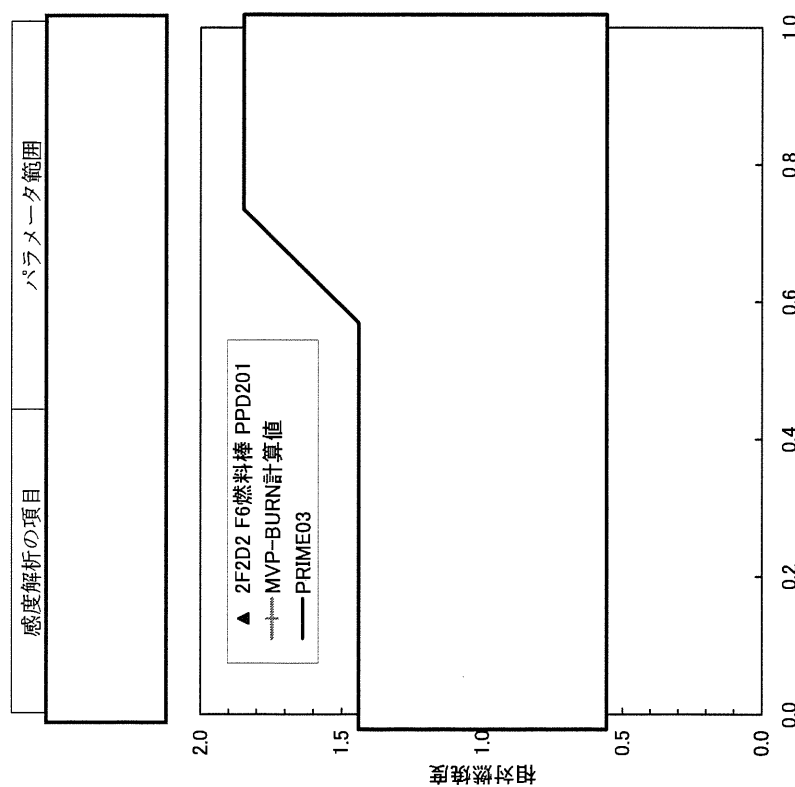
<p>モデル ペレット径方向出力分布</p>	<p>(2) モデルの特性、(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>ペレット径方向出力分布モデルは、エネルギー少数群二次元拡散計算に基づく単位燃料集合体核計算コードMによる出力分布計算結果をフィッティングしたモデルである。単位燃料集合体核計算コードによる計算においては、表2のパラメータ範囲を対象に、ペレットを径方向に等幅分割した10リングについて出力を計算した。これらの計算結果に基づき、の関数として、ペレット径方向出力分布をモデル化している。</p> <p>図1に示すように、ペレット径方向出力分布モデルに基づき計算した燃焼度分布は、測定値^①及びMVP-BURNコードのペレット径方向燃焼度分布^②と良く一致していることから、PRIME03コードのペレット径方向出力分布モデルは妥当と判断している。</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] C. L. Martin, "Lattice Physics Methods", NEDO-20913A, Feb. 1977</p> <p>[2] 「平成13年度 燃料集合体信頼性実証に関する報告書 (全炉心混合酸化物燃料信頼性実証編)」、(財)原子力発電技術機構、平成14年3月</p>				
<p>表 2 単位燃料集合体核計算コードによる出力分布計算の感度解析範囲</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 30%; text-align: center;">感度解析の項目</td> <td style="text-align: center;">パラメータ範囲</td> </tr> <tr> <td style="height: 40px;"></td> <td></td> </tr> </table> </div>  <p>図 1 UO₂ペレット燃焼度分布測定値と計算値の比較</p>			感度解析の項目	パラメータ範囲		
感度解析の項目	パラメータ範囲					

表 3-3 リム組織形成 (1/3)

モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
リム組織形成	<p> $t_{rim} =$ $P_{rim} =$ ここで </p> <p> t_{rim} : リム組織形成幅 (μm) E_{avr} : ペレット平均燃焼度 (GWd/t) P_{rim} : リム気孔率 (%) E_{loc} : ペレット局所燃焼度 (GWd/t) </p> <p> $P_{ave} =$ ここで </p> <p> P_{ave} : 平均リム気孔率 (%) E_{edge} : ペレット最外周部燃焼度 (GWd/t) </p> <p> リム領域の相対内半径 (R_{rim}) は以下で表される。 $R_{rim} = (R_0 - t_{rim}) / R_0$ </p> <p> ここで、 R_0 : ペレット製造時半径 (μm) t_{rim} : リム組織形成幅 (μm) </p> <p> リム領域のペレット全体に対する体積増加率は以下で表せる。 $\frac{\Delta V}{V_{total}} = (1 - R_{rim}^2) \cdot \frac{P_{ave}}{\rho_0 - P_{ave}}$ ここで、 ρ_0 : リム組織が形成されていない領域のペレット密度 (%TD) </p> <p> リム組織形成による付加的な径方向のスエリング歪 ϵ_{rim} は、 $\epsilon_{rim} = \frac{1}{3} \left(F_{comp} \cdot \frac{\Delta V}{V_{total}} \right)$ ここで $F_{comp} =$ </p>	(3) を参照

表 3-3 リム組織形成 (2 / 3)

<p>モデル リム組織形成</p>	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較 種々の照射後試験結果に基づき、ペレット最外周の多孔質領域幅 (リム組織形成幅) 及び平均リム気孔率を燃焼度の関数としてモデル化している。</p>	<p>(4) 参考文献</p>
	<p>図 リム組織形成幅の燃焼度依存性</p>	<p>[1] M. Kinoshita et al., "High Burnup RIM Project: (III) Properties of Rim-Structured Fuel", Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19 - 22, 2004. [2] M. E. Cunningham et al., "Development and Characteristics of the Rim Region in High Burnup UO₂ Fuel Pellets", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 19 [3] R. Manzel et al., "High Burnup Fuel Microstructure and its Effect on Fuel Rod Performance", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000. [4] K. Uney et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO₂ Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20 [5] J. Spino et al., "High Burnup Rim Structure: Evidences that Xenon-Depletion, Pore Formation and Grain Subdivision Start at Different Local Burn-ups", J. Nucl. Mater. 256 (1998) 189 [6] T. Sonoda et al. "Clarification of rim structure effects on properties and behaviour of LWR UO₂ fuels and gadolinia doped fuels", Proceedings of the 2007 International LWR Fuel Performance Meeting, San Francisco, California, September 30 - October 3, 2007 [7] M. Hirai et al., "Performance of Improved UO₂ Pellets at High Burnup", Proceedings of the 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 2-6, 1997 [8] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月 [9] S. Vaidyanathan et al., "High Burnup BWR Fuel Pellet Performance", Proceedings of the 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 2-6, 1997 [10] K. Uney et al., "Microstructural Change and its Influence on Fission Gas Release in High Burnup UO₂ Fuel", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 65 [11] S. Koizumi et al., "Study on Fission Gas Release from High Burnup Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on Fuel Performance at High Burnup for Water Reactors, Studsvik, Nykoping, June 5-8 1990</p>
	<p>図 気孔率と局所燃焼度の関係</p>	<p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません</p>

表 3-3-3 リム組織形成 (3 / 3)

モデル リム組織形成	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)					(4) 参考文献 (続き)
	試験実施者	照射炉	燃料仕様	採取データ リム幅 気孔率	参考文献	
リム組織形成	NUPEC (JNES)	商用炉 (BWR)	8 x 8、9 x 9 燃料*	○	[8]	
	Cunningham's	BR-3	PWR燃料	○	[2]	
		商用炉 (BWR)	BWR燃料	○		
	Manzel's	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○	[3]	
	Vaidyanathan's	商用炉 (BWR)	BWR燃料*	○	[9]	
	Une's	BR-3	PWR燃料	○	[10]	
	Koizumi's	商用炉 (BWR)	8 x 8 燃料	○	[11]	
	Une's	JRR-3	ディスクペレット	○	[4]	
	Spino's	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○	[12], [13]	
		BR-3	PWR燃料	○	[5]	
	Une's	Halden炉	細径試験燃料	○	[14]	
	非公開データ	商用炉 (BWR)	8 x 8 燃料	○		
		Halden炉	ディスクペレット	○		

*: (U,Gd)O₂ペレットを含む

非公開データの概要

商用炉(BWR)照射 8 x 8 燃料データ :

ハルデン炉照射ディスクペレットデータ :

(4) 参考文献 (続き)

- [12] J. Spino et al., "Microstructure and Fracture Toughness Characterization of Irradiated PWR Fuels in the Burnup Range 40-67 GWd/tM", IAEA Technical Committee Meeting on Advances in Pellet Technology for Improved Performance at High Burnup, Tokyo, Japan, 28 October - 1 November 1996
- [13] J. Spino et al., "Detailed Characterization of the Rim Microstructure in PWR Fuels in the Burn-up Range 40-67 GWd/tM", J. Nucl. Mater., 231 (1996) 179
- [14] K. Une et al., "Effects of Grain Size and PCI Restraint on the RIM Structure Formation of UO₂ Fuels", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000

表3-4 FP ガス放出 (1/3)

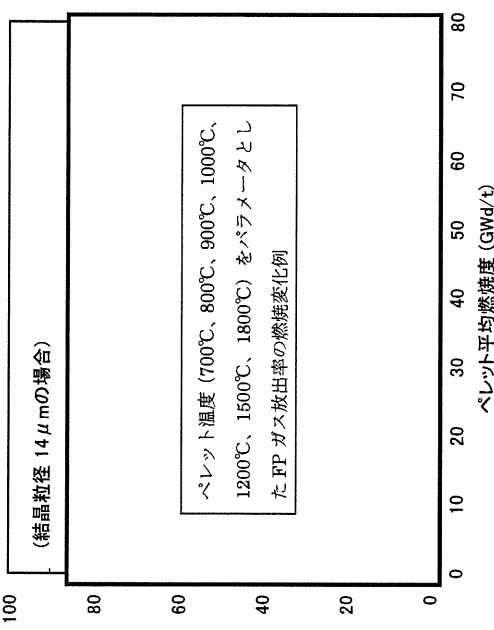
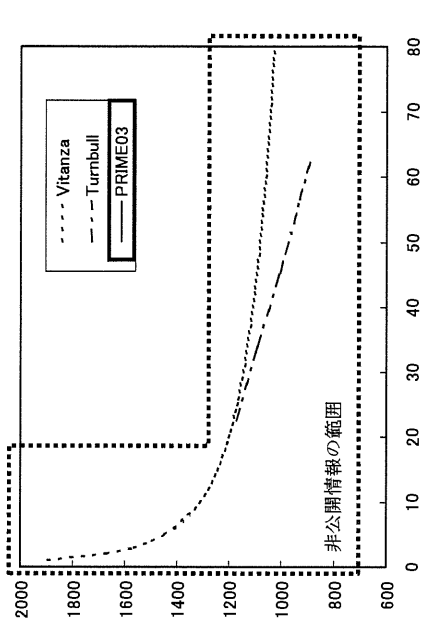
モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
<p>FP ガス放出</p> <p>$F = \max(F_0, F_2) + F_1$</p> <p>(1) 拡散による放出項 : F_0 $F_0 = D_0 \cdot \exp(-Q_0/(R \cdot T_k))$ ここで、 R : ガス定数 = 8.314 (J/(mol·K)) T_k : ペレットリングの平均温度 (K) D_0 : [] Q_0 : [] (J/mol)</p> <p>(2) リコイル、ノックアウトによる放出項 : F_1 $F_1 = D_1 \cdot E$ ここで、 D_1 : [] E : ペレット平均燃焼度 (GWD/t)</p> <p>(3) 結晶粒界の気泡連結による放出項 : F_2 $F_2 = F_{TEMP} \cdot F_{BURNUP} \cdot F_{GRAIN} \cdot V_{frac}$ ここで、 F_{TEMP} : 温度依存項 [] F_{BURNUP} : 燃焼度依存項 [] F_{GRAIN} : 結晶粒径依存項 [] ($F_{BURNUP} \cdot F_{GRAIN} \leq 1$) T_{th} : しきい温度 (°C) = [] T_k^* : 有効リング温度 (K) [] T_k^* の定義 [] D : 3 次元結晶粒径 (μm) [] E : ペレット平均燃焼度 (GWD/t) V_{frac} : 各リングのしきい温度を超えた領域の体積割合。 各ペレットリングの内側及び外側境界温度がともにしきい温度を超えていないときは F_2 を “0” とする。</p>	<p>(結晶粒径 14 μm の場合)</p>  <p>図1 FP ガス放出率の燃焼度及び温度依存性</p>  <p>図2 結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度</p>	<p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません</p>

表 3-4 FP ガス放出 (2 / 3)

モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性																								
FP ガス放出 モデル	<p>結晶粒径 D は以下により計算する。</p> $\frac{dD}{dt} = \text{[]}$ <p>ここで、</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>定数</th> <th>単位</th> <th>UO₂ の場合</th> <th>(U,Gd)O₂ の場合</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>k</td> <td>$\mu\text{m}^4/\text{h}$</td> <td>[]</td> <td>[]</td> </tr> <tr> <td>k_1</td> <td>$\mu\text{m}^4/\text{h}$</td> <td>[]</td> <td>[]</td> </tr> <tr> <td>Q</td> <td>J/mol</td> <td>[]</td> <td>[]</td> </tr> <tr> <td>Q_1</td> <td>J/mol</td> <td>[]</td> <td>[]</td> </tr> <tr> <td>$(1-f)$</td> <td>-</td> <td>[]</td> <td>[]</td> </tr> </tbody> </table> <p>Al-Si-O 添加ペレット燃料の場合、しきい温度 T_{th} を以下のように補正する。</p> $T_{th} = \text{[]}$ <p>ここで、</p> <p>E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>a : 補正係数 []</p>	定数	単位	UO ₂ の場合	(U,Gd)O ₂ の場合	k	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	[]	[]	k_1	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	[]	[]	Q	J/mol	[]	[]	Q_1	J/mol	[]	[]	$(1-f)$	-	[]	[]	<p>図 3 FP ガス放出しきい温度に関する補正</p>
定数	単位	UO ₂ の場合	(U,Gd)O ₂ の場合																							
k	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	[]	[]																							
k_1	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	[]	[]																							
Q	J/mol	[]	[]																							
Q_1	J/mol	[]	[]																							
$(1-f)$	-	[]	[]																							

表 3-4 FP ガス放出 (3 / 3)

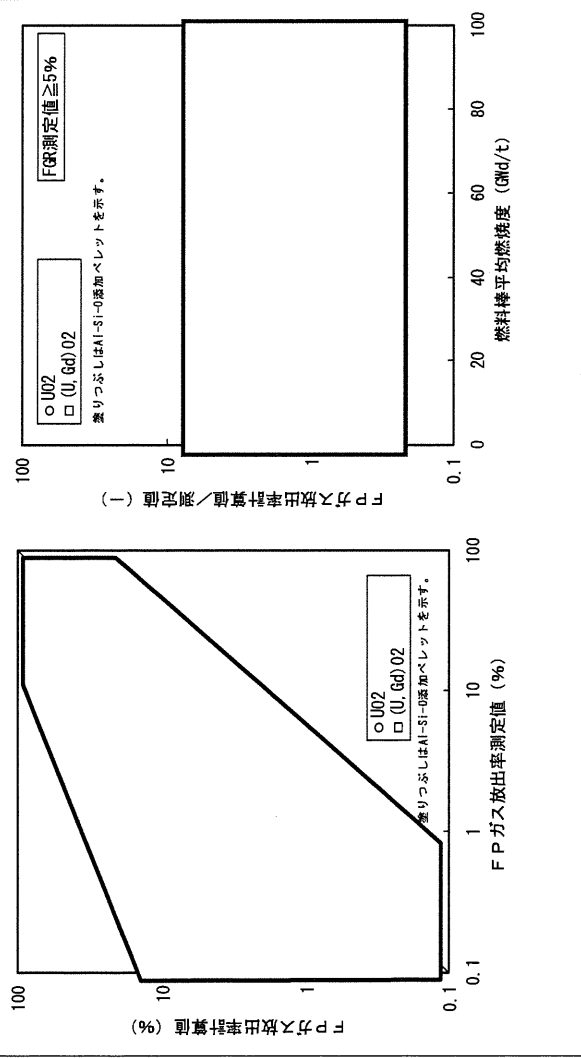
モデル	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>PRIME コードの FP ガス放出率の予測はばらつきはあるものの、全燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。</p> 	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] C. Vitanza et al., "Fission Gas Release from UO₂ Pellet Fuel at High Burn-up", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, April 29 - May 3, 1979</p> <p>[2] J. A. Turnbull, "An Assessment of Fission Gas Release and the Effect of Microstructure at High Burn-up", HWR-604 (1999)</p> <p>[3] M. Mogensen, J.H. Pearce and C.T. Walker, "Behaviour of Fission Gas in the Rim Region of High Burn-up UO₂ Fuel Pellets with Particular Reference to Results from an XRF Investigation", J. Nucl. Mater., 264 (1999) 99</p> <p>[4] R. Manzel et al., "High Burnup Fuel Microstructure and Its Effect on Fuel Rod Performance", ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Park City, October 2000</p> <p>[5] K. Kogai, R. Iwasaki and M. Hirai, "In-Pile and Out-of-Pile Grain Growth Behavior of Sintered UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets, J. Nucl. Sci. Technol., 26 (1989) 744</p> <p>[6] 「平成 13 年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財) 原子力発電技術機構、平成 14 年 3 月</p> <p>[7] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月</p> <p>[8] The Third Riso Fission Gas Project, "Final Report : The Project", RISO-FGP3-FINAL, March 1991</p>
<p>FP ガス放出</p>	<p>上記の検証データは、商用炉データ、ハルデン炉データなど、531 本の燃料棒のデータからなる。詳細は、GLR-002 改訂 2 の 6 章を参照。</p>	<p>図 4 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較</p>

表3-5 Heガス放出 (1/1)

<p>モデル Heガス放出</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> $He_{Re} = \frac{He_{Re}}{He_{Re}}$ <p>ここで、</p> $He_{Re} : He \text{ ガス放出量 (mol/g-fuel)}$ $a_1 : \text{定数}$ $a_2 : \text{定数}$ $a_3 : \text{定数}$	<p>(2) モデルの特性</p>
	<p>(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>国内商用炉データ^{[1][2]}、HBEP 試験データ^[3]、海外商用炉データ (8×8、9×9 燃料) より検証している。検証データの範囲：燃料棒平均燃焼度 最大 60GWd/t、FP ガス放出率 最大 48%</p>	<p>(4) 参考文献</p> <p>[1] 「平成13年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財)原子力発電技術機構、平成14年3月</p> <p>[2] 「平成18年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成19年12月</p> <p>[3] J. O. Barner et al., "High Burnup Effects Program - Final report", DOE/NE/34046-1, HBEP61(3P27), April 1990</p>

Appendix-B

第2回 WG 付録資料-2

**PRIME03 コードの
改良ペレットと改良被覆管への適用**

1. はじめに

今後導入が予定されている 10×10 燃料では、下記の改良ペレット及び改良被覆管の採用が計画されている。

改良ペレット： アルミナシリケート添加ペレット

改良被覆管： GNF-Ziron

PRIME03 コードはこれらの改良材に適用可能となっている。アルミナシリケート添加ペレットに対しては、2章に示すように、一部の物性・挙動モデルを無添加ペレットのモデルから改訂することで対応している。GNF-Ziron 被覆管については、3章に示すように、ジルカロイ-2 と同一のモデルを使用できることを確認している。

注記：WG 資料では GLR-002 改訂 1 の節・項・式の番号を参照したが、本 Appendix では本 GLR-002 改訂 2 における番号を参照する。

2. アルミナシリケート添加ペレット

2.1 概要

アルミナシリケート(Al-Si-O)添加ペレット^[2-1]は、適量のアルミナ(Al_2O_3)及びシリカ(SiO_2)を UO_2 粉末に混合して焼結した改良型ペレットである。アルミナ及びシリカの混合物あるいは化合物としての Al-Si-O は、ペレットのマトリクスには固溶せずに結晶粒界に偏在し、焼結時の結晶粒成長を促進するためにペレットは大粒径となり、FP ガスの粒内拡散距離の増大による FP ガス放出の抑制効果につながる。また、照射中のペレット-被覆管相互作用(PCI)時においては、Al-Si-O が粒界すべりを促すことによる応力の緩和が期待され、炉外試験では高応力下でのクリープ速度の増大が確認されている。その他、PCI 破損の要因の一つである腐食性 FP を Al-Si-O が捕捉する作用の存在が推定されている。これまでの出力急昇試験において破損例が皆無という実績からも、Al-Si-O 添加ペレットは PCI 破損抑制のための有力な手段であると考えられる。

Al-Si-O 添加ペレットへの PRIME03 コードの適用を図るため、物性モデルのうちペレットクリープモデルの改訂を行った。それ以外の物性モデル（熱伝導率、熱膨張率、ヤング率等）については、添加量 2500ppm 以下の低濃度範囲では、無添加ペレットと有意差が無いか、あるいは、燃料挙動への影響が微小であるので、無添加ペレットと同じとした。これについては、添付に詳細に示した。

また、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[2-2]において、Al-Si-O の添加がペレットの移動挙動（リロケーション）に影響することが示されているので、これをリロケーションモデルに反映するとともに、同試験で得られた FP ガス放出率データに基づいて FP ガス放出モデルを補正した。

2.2 ペレットクリープへの影響

PRIME03 のペレットクリープモデルは、従来の PRIME01 コードと同様、Solomon ら^[2-3]により提唱された炉内定常クリープ速度式をベースとした次式で表しており、新たに Al-Si-O 添加による粒界すべりの効果（第 4 項）を加えたものである。図 2-1 にペレットクリープ速度の温度依存性を示す。

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{fg} = & F_1 \cdot \sigma^{4.5} \cdot \exp(-Q_1 / (R \cdot T)) \\ & + \frac{F_2 \cdot \sigma}{d^2} \cdot \exp(-Q_2 / (R \cdot T)) \\ & + M \cdot \sigma \cdot \dot{f} \\ & + \end{aligned} \quad (1)$$

ここで

$\dot{\epsilon}_{fg}$: ペレットクリープ速度 (s⁻¹)

F_1 =

F_2 =

\dot{f} : 単位時間あたりの核分裂密度 (cm⁻³・s⁻¹)

ρ : ペレット初期密度 (%TD)

σ : ペレットリング応力 (MPa)

Q_1 : kJ/mol

Q_2 : kJ/mol

Q_3 : kJ/mol

R : ガス定数 8.314 J/(mol・K)

T : ペレットリング平均温度 (K)

M : 定数

d : 初期結晶粒径 (μm)

a_1 : 定数

a_2 : 定数

X_A : Al-Si-O 添加量 (wt %)
 n : 定数

上記の Al-Si-O 添加効果項 (第 4 項) は、添加量 ppm のペレットに対する単軸圧縮試験 (温度: 約 °C、負荷応力: 約 MPa) のデータに基づき定式されたものを、本コードの適用範囲内である添加量 ppm のペレットに対する新たな単軸圧縮試験 (温度: °C、負荷応力: MPa) のデータを用いて較正したものである。図 2-2 に、無添加及び Al-Si-O 添加ペレット (ppm) の圧縮試験測定値と計算値の比較を示す。Al-Si-O 添加ペレットに関するクリープ速度の計算値は、無添加ペレットの場合と同様、測定値と良く一致しているか、あるいは、PCMI の評価上保守的となる過小評価となっている。

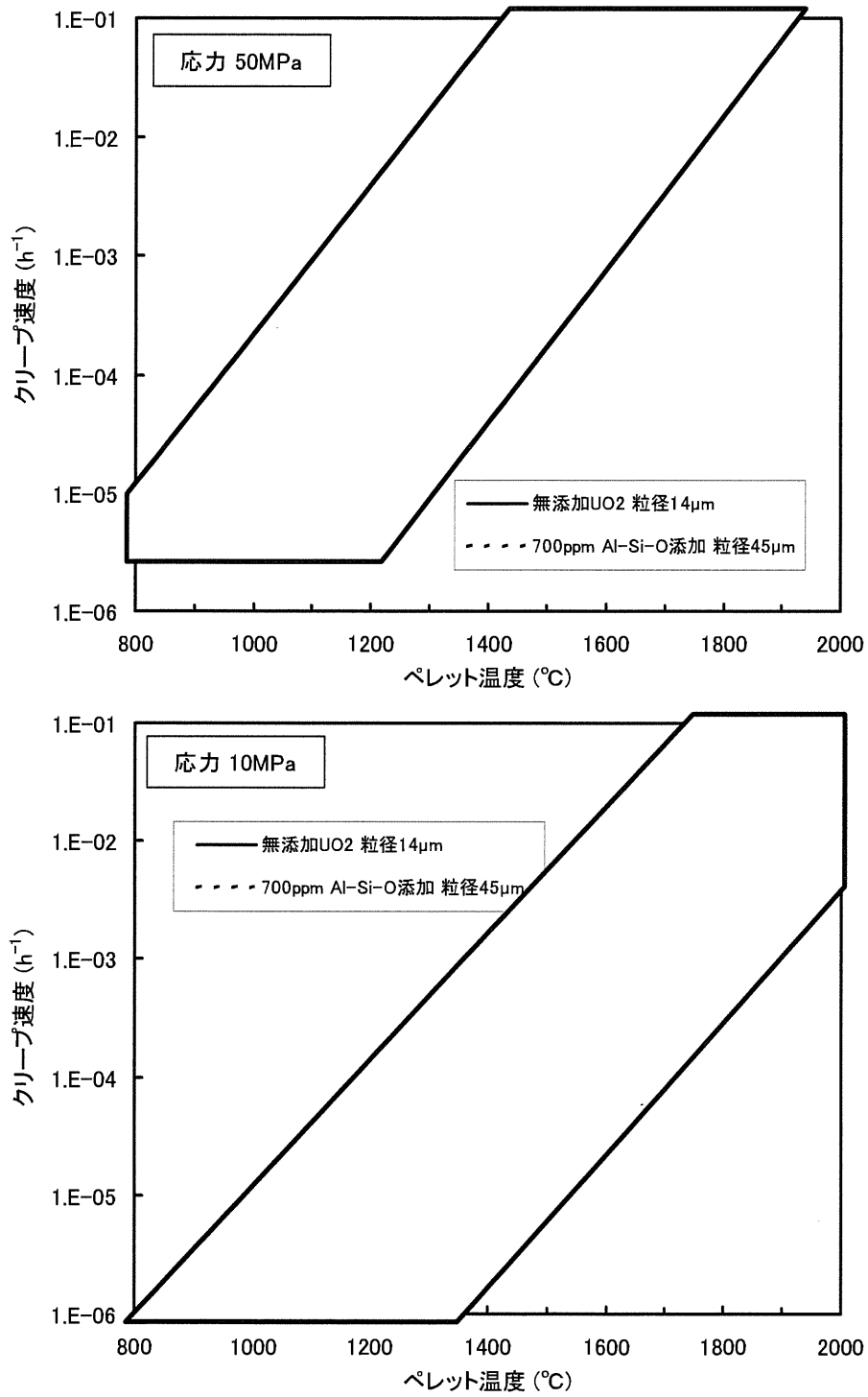


図 2-1 ペレットクリープ速度の温度依存性
(核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)

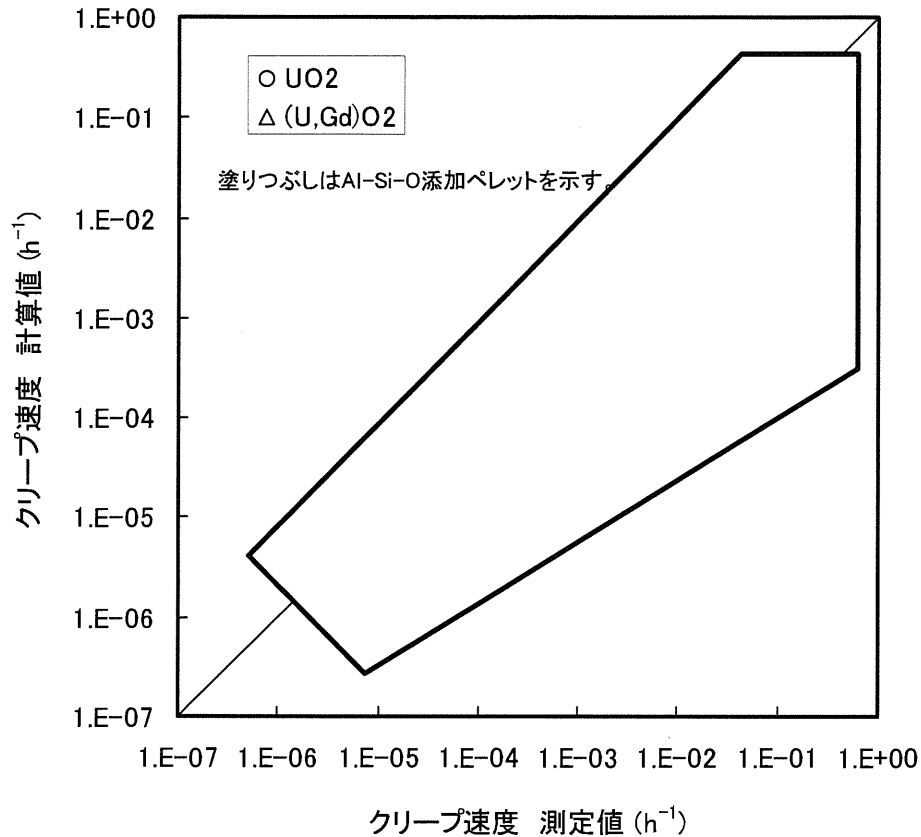


図 2-2 ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較

クリープ速度データ

いずれも単軸圧縮試験による（加熱炉内で、ペレットをタングステン棒で上下から挟み一定荷重で圧縮したときの歪量を測定）。測定雰囲気は

ペレット種類	出典	データ 点数	Gd ₂ O ₃ (wt%)	Al-Si-O (ppm)	密度 (%TD)	粒径 (μ m)	温度 ($^{\circ}$ C)	応力 (MPa)
UO ₂	[*]	88	0	0	92 - 98	3 - 35	1450 - 1766	7 - 117
	非公開	65						
(U, Gd)O ₂	非公開	17						
UO ₂ +Al-Si-O	非公開	31						
(U, Gd)O ₂ +Al-Si-O	非公開	6						

[*] P.E. Bohaboy et al., "Compressive Creep Characteristics of Stoichiometric Uranium Dioxide", GEAP-10054 (1969).

2.3 FP ガス放出への影響

Al-Si-O 添加ペレットの大粒径化に伴う FP ガス放出の抑制効果は、ハルデン炉における照射試験^[2-4]により確認されており、その抑制効果は同程度の粒径をもつ無添加大粒径ペレット燃料の場合と同等であった (図 2-3)。一方、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[2-2]においては、Al-Si-O 添加ペレット燃料の FP ガス放出率が無添加ペレット燃料より大きかったことが報告されている。

上記 2 試験で相反する結果が得られた理由としては以下の 2 点が考えられる。

燃料棒仕様の観点からの考察

以上のことから、PRIME03 による Al-Si-O 添加ペレット燃料の FP ガス放出の評価においては、当該ペレットが本質的にもつ大粒径による FP ガス放出抑制効果 (粒径効果は GLR-002 改訂 2 の 5.7.1 項に記載) に加え、

を考慮する。また、

Al-Si-O 添加ペレット燃料の照射試験データが今後取得されるまでは、最近の商用炉照射試験データである高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験の FP ガス放出率データに合わせて FP ガス放出のしきい温度を暫定的に低く補正して用いることとする。コードにおけるこれらの具体的な取扱いを以下に示す。

(a) ペレットリロケーション

PRIME のリロケーションモデルは、GLR-002 改訂 2 の 5.4.2.4 項に記述するように低出力状態からの最初の出力上昇において生じる初期リロケーションと燃焼に伴うリロケーションの進行を考慮しているが、Al-Si-O 添加ペレット燃料については、

ものとして
している。これにより、無添加ペレット燃料の場合と比較して、燃焼に伴うギ

ギャップの閉塞が遅くなり、低・中燃焼度域におけるギャップ幅が大きくなる。その結果、ペレット温度が相対的に高くなるため、Al-Si-O 添加ペレット燃料の FP ガス放出率を相対的に大きくする方向に作用する。

(b) 結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度

高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験で得られた無添加及び Al-Si-O 添加ペレット燃料の FP ガス放出率データに基づいて、結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度（式(2)）を Al-Si-O 添加ペレット燃料の場合は式(3)のように補正する。また、図 2-4 に補正前後の FP ガス放出しきい温度を示す。

補正前

$$T_{th} = \left\{ \begin{array}{l} \text{ } \end{array} \right. \quad (2)$$

補正後

$$T_{th} = \left\{ \begin{array}{l} \text{ } \end{array} \right. \quad (3)$$

ここで、

E : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)

a : 補正係数

Al-Si-O 添加ペレット燃料の FP ガス放出率の測定値と計算値を比較した結果を図 2-5、図 2-6 に示すが、測定値が 1 % 以上では無添加ペレット燃料の FP ガス放出率の予測に対するばらつきの範囲内となっている。

なお、FP ガス放出率の評価に影響するペレット結晶粒径に関しては、Al-Si-O 添加ペレットの場合も無添加ペレットと同じモデル（GLR-002 改訂 2 の式 (5.7-6)）を用いている。Al-Si-O 添加ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較を図 2-7 に示すが、無添加ペレットと同様に測定データを良く予測している。

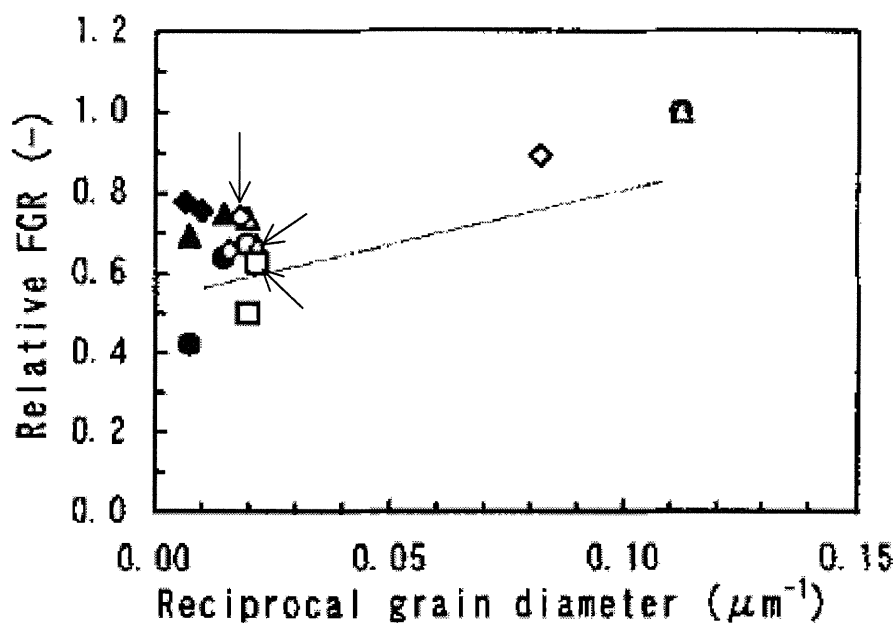


Fig. 6 Grain size dependence of relative FGR.
 ○ and ●: 31 GWd/t, △ and ▲: 60 GWd/t,
 □ and ■: 75 GWd/t, ◇ and ◆: 43 GWd/t,
 Open marks: standard, undoped large grained and Al-Si-O added large grained, Solid marks: TiO₂ added large grained and Ti-Si-O added large grained.

図 2-3 大粒径化による FP ガス放出率の抑制^[2-4]
 (矢印の先が Al-Si-O 添加ペレット燃料のデータ)

参考情報^[2-4]

記号	表記燃焼度	燃料棒平均燃焼度	
		Al-Si-O 添加燃料	参照標準燃料*
◇	43 GWd/t	43 GWd/t	43 GWd/t
△	60 GWd/t	58 GWd/t	61 GWd/t
□	75 GWd/t	74 GWd/t	75 GWd/t

*:同一照射リグで同一期間照射された無添加通常粒径 UO₂ 燃料

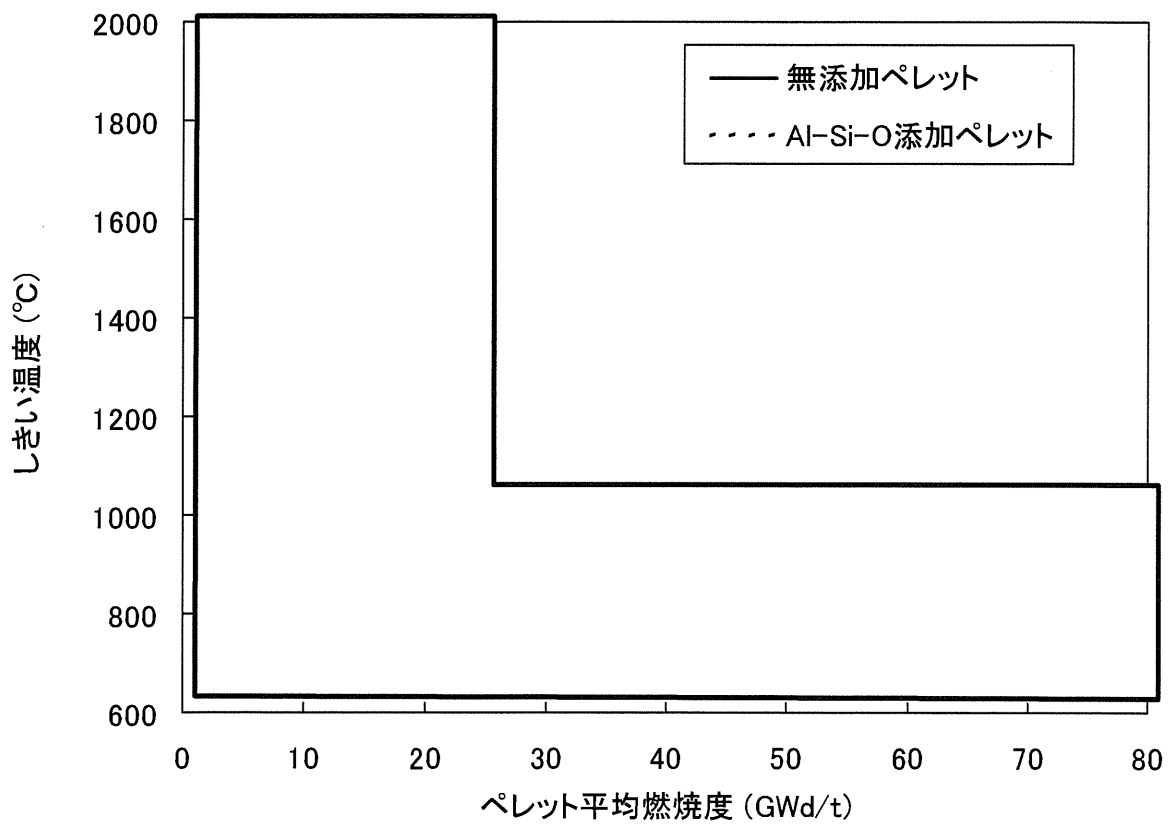


図 2-4 FP ガス放だしきい温度に関する補正

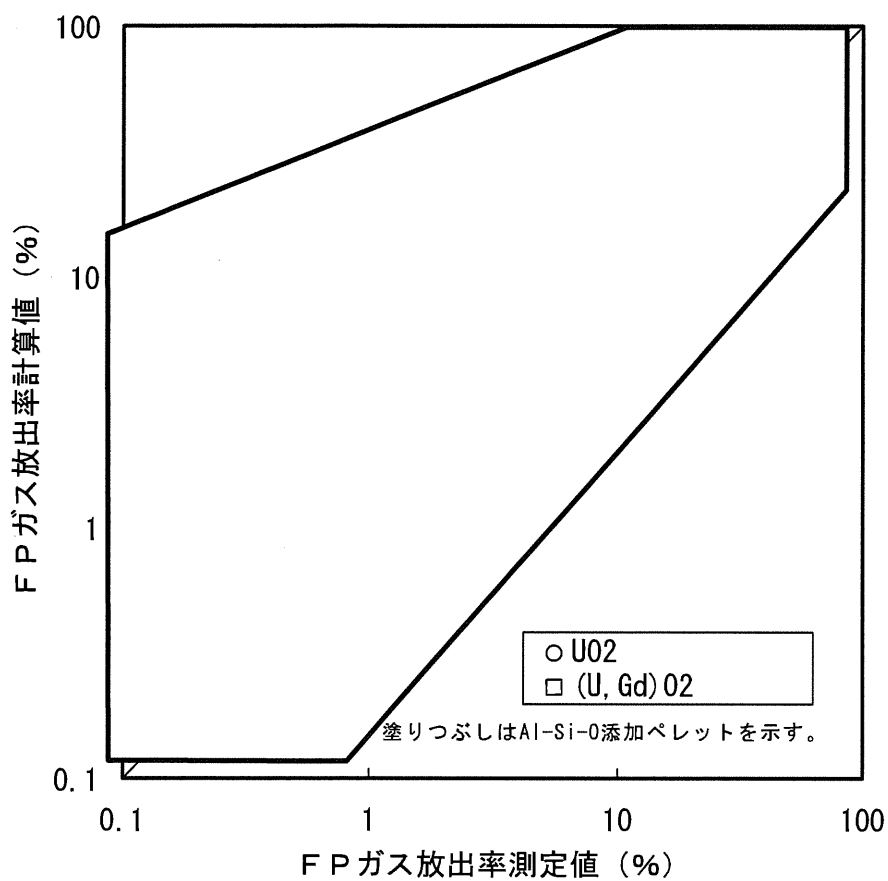


図 2-5 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較

注) 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[2-2] の Al-Si-O 添加ペレット燃料のデータを大きい記号で示している。

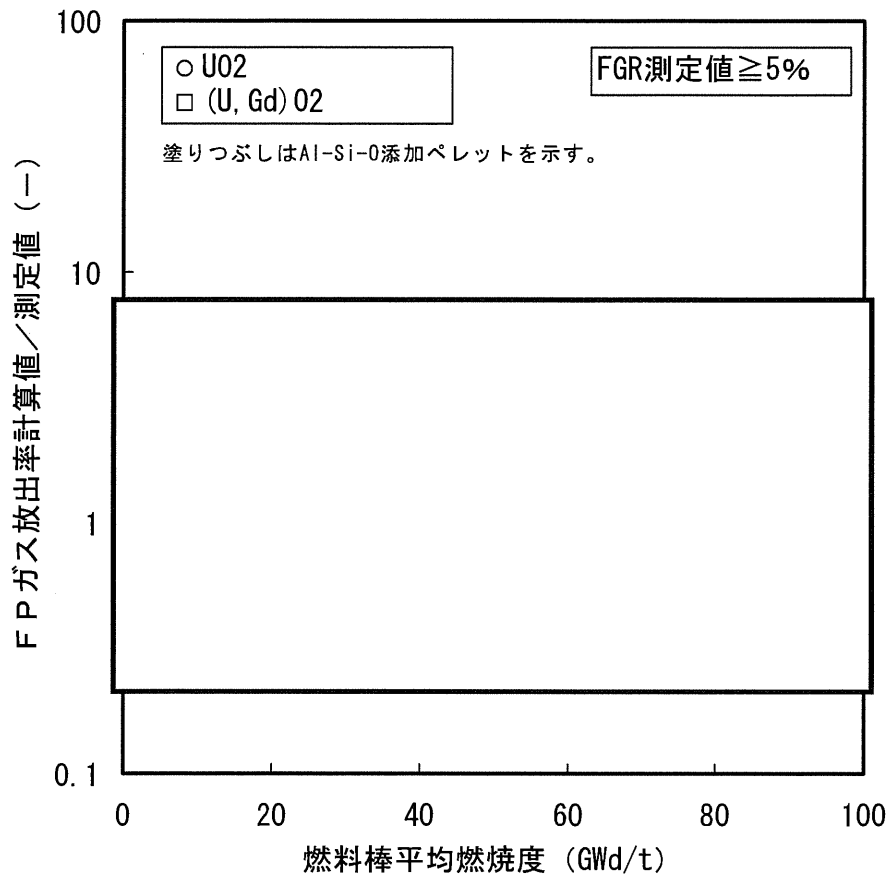


図 2-6 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較
(FP ガス放出率の計算値 / 測定値の燃焼度変化)

注) 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[2-2] の Al-Si-O 添加ペレット燃料のデータを大きい記号で示している。

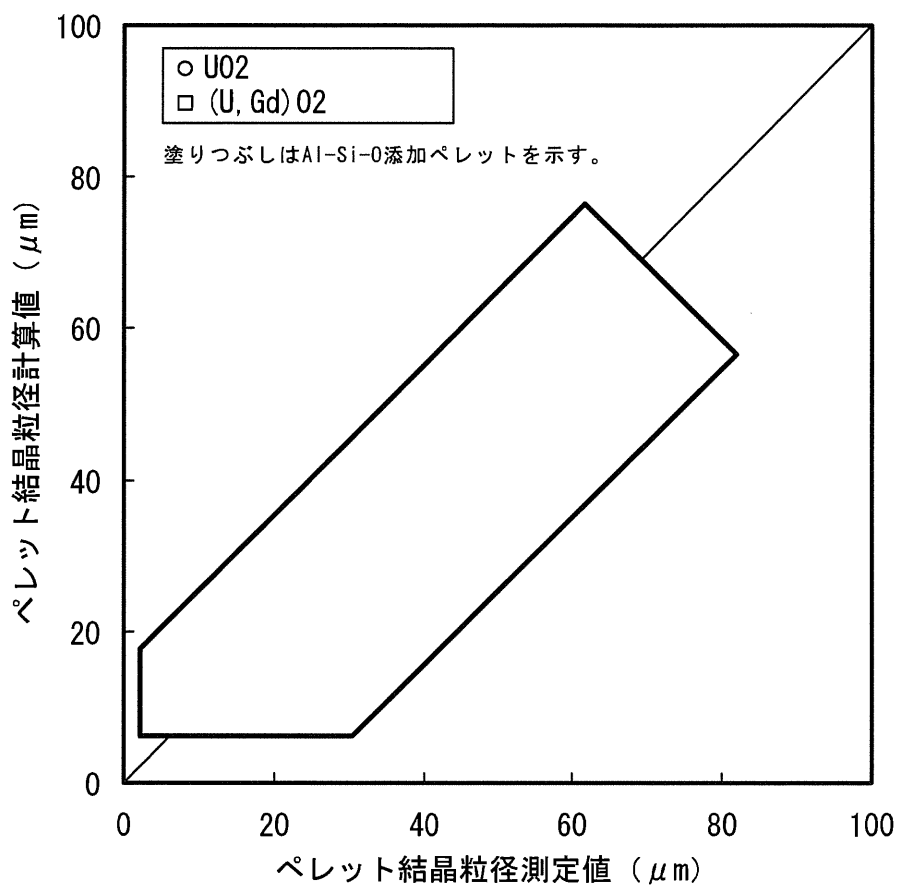


図 2-7 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

2.4 参考文献

- [2-1] J. H. Davies, S. Vaidyanathan and R. A. Rand, "Modified UO₂ Fuel for High Burnups", TOPFUEL '99, Avignon, France, September 1999
- [2-2] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月
- [2-3] A. A. Solomon et al., "Fission Induced Creep of UO₂ and Its Significance to Fuel Element Performance", ANL-7857, Argonne National Laboratory, Sep. 1971
- [2-4] M. Hirai et al., "Performance of Improved UO₂ Pellets at High Burnup", p.490-498, ANS International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 1997

3. GNF-Ziron 被覆管

3.1 概要

GNF-Ziron 被覆管^[3-1]は、合金元素のうち鉄濃度のみをジルカロイ-2の規格からわずかに高めたジルカロイである。高燃焼度燃料用の被覆管として開発されたものであり、耐食性はジルカロイ-2と同等以上で、高燃焼度領域での水素吸収量を低減することができ、高燃焼度領域での被覆管健全性への裕度を高めたものである。

GNF-Ziron の合金組成をジルカロイ-2と比べて表 3-1 に示す。なお、ジルコニウムライナ内張、被覆管加工フロー、最終焼鈍温度を含め、合金組成以外の項目については、現行被覆管と同一である。

表 3-1 GNF-Ziron の合金組成

(単位：wt%)

合金元素	GNF-Ziron	ジルカロイ-2 (JIS H4751 ZrTN802D)
Sn		1.20 ~ 1.70
Fe		0.07 ~ 0.20
Cr		0.05 ~ 0.15
Ni		0.03 ~ 0.08

合金元素のうち、Sn、Ni、Crについては、ジルカロイ-2の規格範囲内であるとともに、現在使用している被覆管と同等の組成となっている。Fe濃度のみをジルカロイ-2の規格を超えた範囲に設定している。ジルカロイ-2からの鉄濃度増加量はわずか 0.1wt%以下であり、ジルカロイ-2規格における鉄濃度範囲 0.13wt% (0.07~0.20wt%) より小さい増加量である。また、鉄はジルコニウム中にほとんど固溶しないため、増えた鉄は金属間化合物として析出することになる。さらに前述のように被覆管加工フロー、最終焼鈍温度を同一としているので被覆管の集合組織も変わらない。これらのことから機械的特性等への影響は小さいと考えられる。

3.2 PRIME 被覆管モデル

PRIME コードで使用している被覆管物性モデル及び照射挙動モデルは以下である。

- (1) 熱伝導率
- (2) 輻射率
- (3) ヤング率
- (4) ポアソン比
- (5) 降伏応力、照射硬化
- (6) 熱膨張係数
- (7) 照射成長
- (8) クリープ

前述のように、GNF-Ziron はジルカロイ-2 と大きく組成の変わらないジルカロイであること、被覆管加工フロー、最終焼鈍温度なども現行被覆管と同一であることから、PRIME03 コードにおいては GNF-Ziron 被覆管についてもジルカロイ-2 と同一のモデルを用いる。それぞれのモデルへの影響について個別に以下に示す。

3.3 被覆管物性および照射挙動モデル

(1) 熱伝導率 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の図 5.2-1】

ジルカロイの熱伝導率は、被覆管温度で整理されモデル化されており、合金組成の影響は小さいことが知られている。MATPRO-Version11^[3-2]においても、ジルカロイ-2、ジルカロイ-4 のデータをあわせて被覆管の熱伝導率モデルが作成されており、ジルカロイ-2、ジルカロイ-4 の差がないことから同一の式を共通に適用していることが記載されている。GNF-Ziron も同様にジルカロイ-2 と同じモデルが適用可能と考えられる。

GNF-Ziron 熱拡散率測定データをもとに熱伝導率を評価した結果を図 3-1 に示す。室温から 600℃ (873K) の間を約 50℃間隔で GNF-Ziron の熱拡散率を測定した。参照用として同時に測定を行ったジルカロイ-2 については、約 200℃ (473K)、400℃ (673K) の 2 点について測定を実施

しその結果を図中に表示している。また、図中では熱伝導率測定値とPRIMEの被覆管熱伝導率モデルとを比較している。GNF-Zironの熱伝導率は、同時に測定したジルカロイ-2の値、及びPRIMEに採用している熱伝導率モデルと同等であることが分かる。

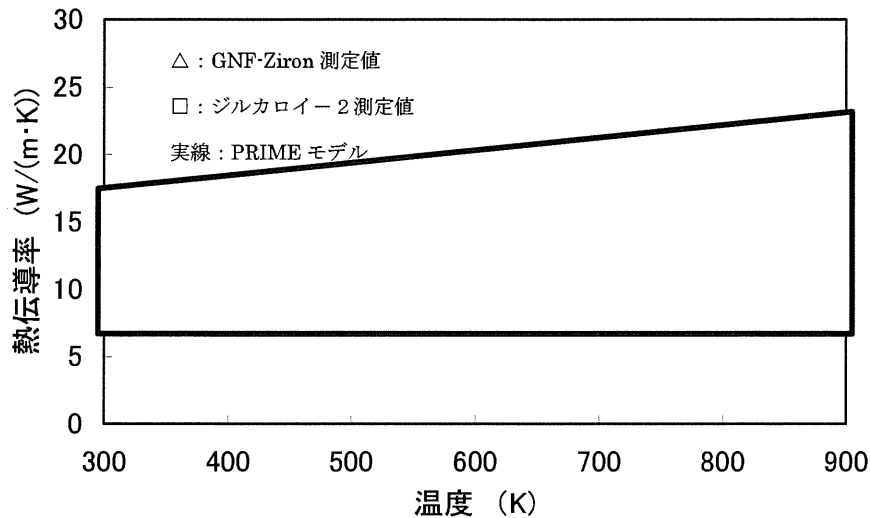


図 3-1 GNF-Ziron の熱伝導率測定データ

図 3-1 の熱伝導率は、熱拡散率の測定データに密度、比熱をかけることにより求められた。熱拡散率の測定方法を以下に示す。(この方法による熱拡散率測定精度は±3%以内。)

- ・測定用試料：φ 10mm 平板（縦割りした管を圧延機で平板としたもの）
- ・測定方法：レーザーフラッシュ法

円盤状試料を電気炉内に設置し真空雰囲気です定の温度に保持する。この状態で試料表面にレーザー光を瞬時的（1 msec 以下）に照射して熱エネルギーを与える。これと同時に試料裏面の温度変化を赤外線検出器で測定し、熱拡散率を算出する。

(2) 輻射率 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.2.2.3 項】

被覆管内面の輻射率は、ペレット-被覆管ギャップ熱伝達係数の輻射による熱伝達成分を評価する時に用いられるが、燃料の熱・機械設計での状態では輻射による熱伝達成分は非常に小さく、ペレット-被覆管ギャップ熱伝達係数の全体に対して 0.1%程度の寄与しかない。

したがって、合金組成の違いによる影響はないと思われるが、仮に差があったとしてもペレット-被覆管ギャップ熱伝達係数への影響は無視しうる程度であることから、GNF-Ziron の輻射率モデルはジルカロイ-2 と同一のものを用いる。

なお、ジルコニウムライナ被覆管については、被覆管内面の輻射率としてジルコニウムの値が用いられる。

(3) ヤング率 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.3.1.1 項】

ヤング率は被覆管温度に依存するモデルとなっている。ヤング率は、合金組成の違いにはほとんど影響を受けないことが示されている。^{[3-3] [3-4]} 文献では、Zircaloy-2、Zircaloy-4、Zr-2.5Nb、Crystal bar zirconium が用いられており、ジルカロイであれば添加元素によってヤング率はほとんど変化しないと言える。(ただし、被覆管の集合組織、酸素濃度が大きく変わらない範囲で。)

(4) ポアソン比 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.3.1.2 項】

ポアソン比は弾性係数で表されるので、(3)ヤング率と同様にポアソン比も合金組成の影響はほとんどないと言える。

なお、PRIME ではヤング率、ポアソン比については、ジルカロイ被覆管、ジルコニウムライナともに同一の式を用いている。

(5) 降伏応力、照射硬化【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.3.1.3 項】

3.1 節で記載したように、GNF-Ziron の変更点は鉄濃度を 0.1wt%以下増加させただけであり、鉄はジルコニウムにほとんど固溶せず極微小な金属間化合物として析出するため、機械特性に与える影響は小さい。

未照射材及び照射材の引張試験結果を図 3-2^[3-1]に示す。本試験片は板状の引張試験片であり、BWR の中性子源位置に設置されたフォルダ内に装荷され 6 サイクルまで照射されたものである。最大照射量は約 $1.5 \times 10^{26} \text{ m}^{-2} (\text{E} > 1\text{MeV})$ となっている。引張試験は、GNF-Ziron、ジルカロイ-2、GNF-Ziron と同様に鉄濃度を高めた High FeNi (Fe:0.26、Ni:0.10wt%) について、試験温度 300K (27°C)、561K (288°C)、616K (343°C) で実施している。図 3-2 は引張強さ (UTS) の結果を示している。GNF-Ziron の引張強さはジルカロイ-2 と同等な照射硬化の傾向を示し、照射初期に照射硬化が進み、その後飽和傾向で最大照射量は約 $1.5 \times 10^{26} \text{ m}^{-2} (\text{E} > 1\text{MeV})$ まで推移している。GNF-Ziron の引張強さはジルカロイ-2 と同等 (本試験では若干高目) であり、ジルカロイ-2 と同一の強度モデルを用いることに問題はないといえる。

なお、本文献では引張強さの結果が示されているが、降伏応力も含めて図示したものを図 3-3、図 3-4 に示す。これらは図 3-2 と同一の試験で 4 サイクル照射までのデータでまとめられているものである。(本図中では GNF-Ziron は High Fe と表記されている。)

降伏応力と引張強さは同様な傾向であり、GNF-Ziron とジルカロイ-2 の機械特性は同等であることを示している。

なお、強度の参考となる硬さ測定結果を図 3-5 に示す。照射硬化の傾向、及び GNF-Ziron とジルカロイ-2 との関係は引張強さ、降伏応力と同様な結果となっている。

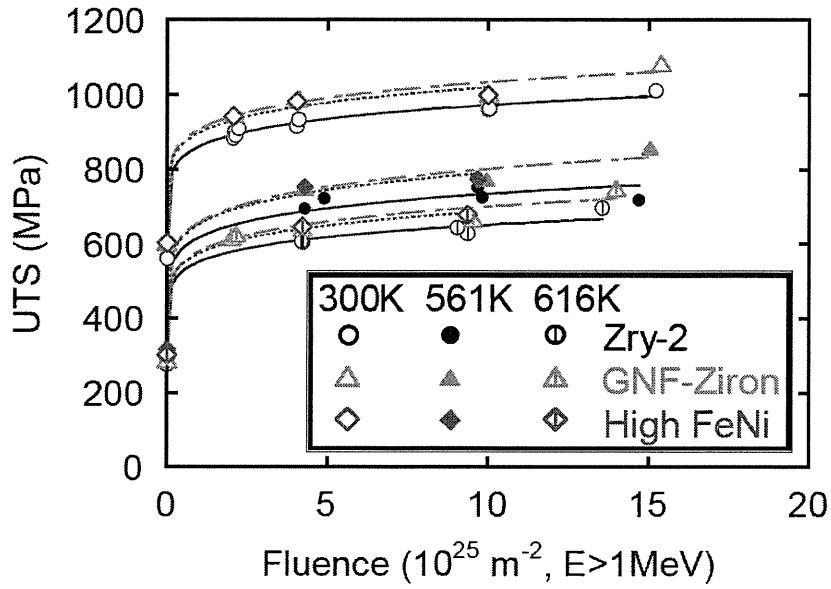


図 3-2 引張試験結果 (引張強さ) [3-1]

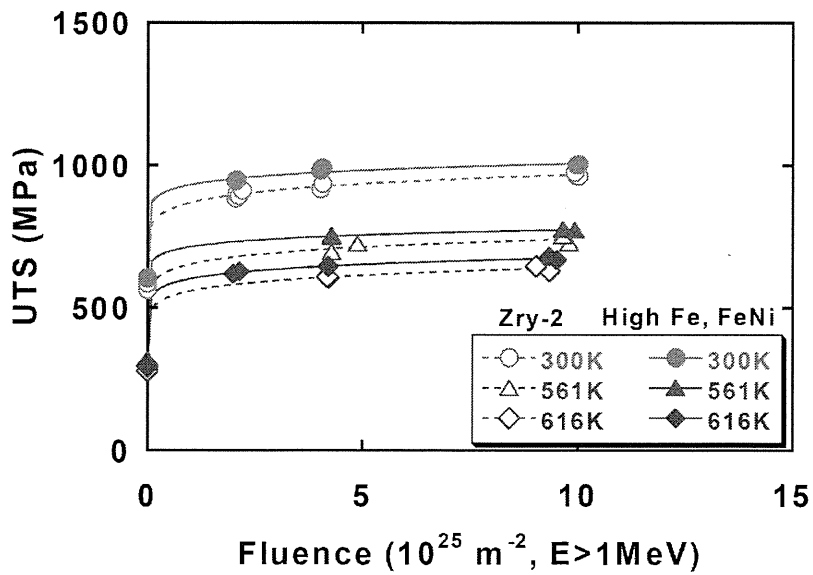


図 3-3 引張試験結果 (引張強さ) [3-5]

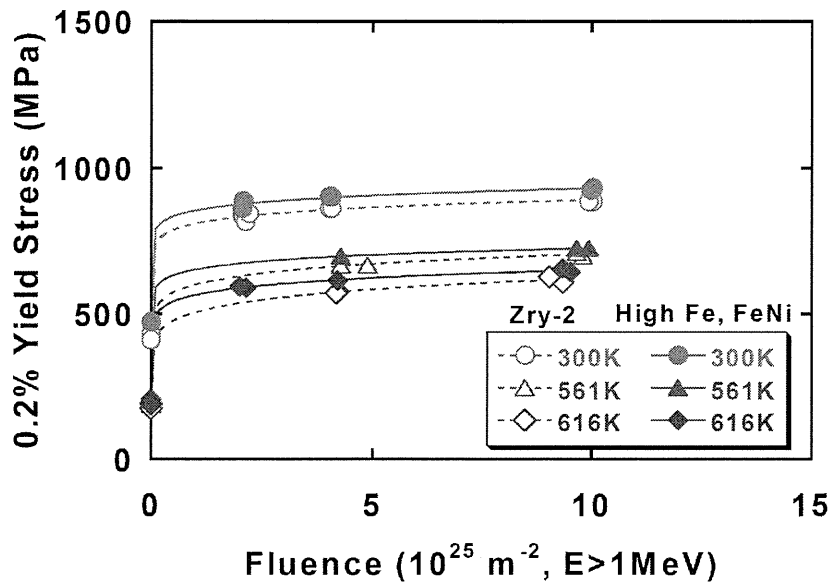


図 3-4 引張試験結果 (降伏応力) [3-5]

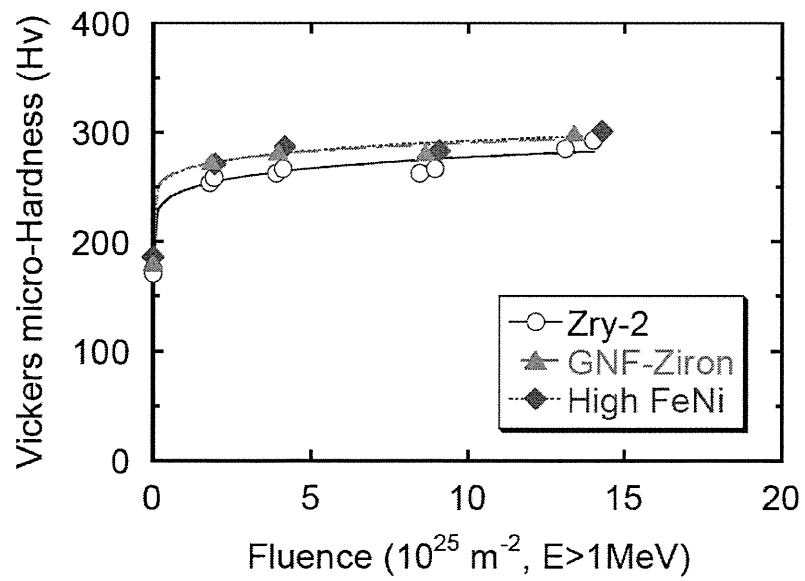


図 3-5 硬さ測定結果 [3-1]

(6) 熱膨張係数 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.4.1.1 項】

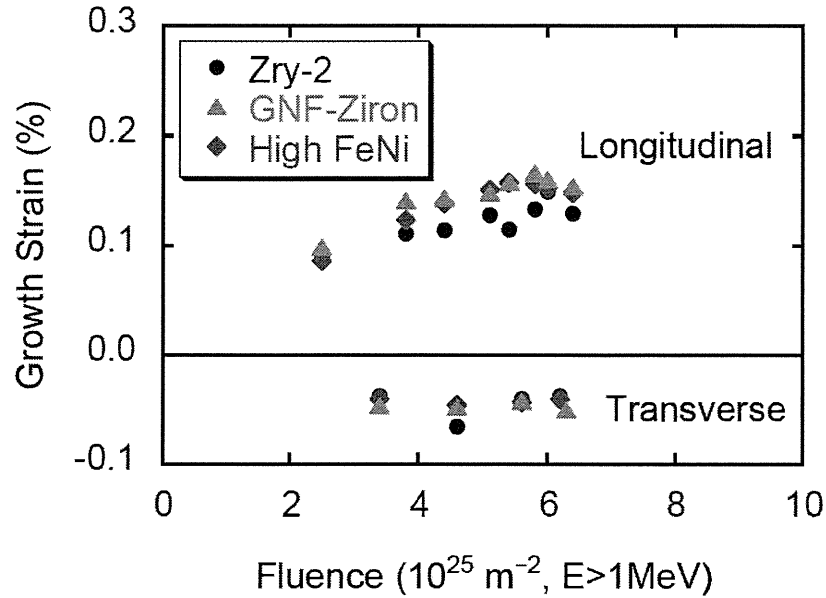
熱膨張係数に関しても合金組成の影響は小さく、PRIME では同一の熱膨張係数式をジルコニウム及びジルカロイ-2に適用している。

MATPRO Version11^[3-2]においては、熱膨張係数モデルは Zircaloy-4 のデータをもとに作成されたが、Zircaloy-2、Zirconium とともに良い一致を示していると記載されており、熱膨張係数に合金組成の影響が小さいことが示されている。これらのことから GNF-Zircaloy 被覆管にも同じ熱膨張係数モデルを適用できる。

(7) 照射成長 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.4.1.2 項】

図 3-6 に板状の試験片の照射試験から得られた照射成長データを示す。試験炉において、板材（長さ約 38mm×幅約 6mm×厚さ約 0.7mm）を約 300°C、He ガス雰囲気装荷し照射が実施された。照射後、各試験片について照射成長歪を測定した。

照射量約 $2.5 \times 10^{25} \sim 6.5 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$ ($E > 1 \text{ MeV}$) のデータが得られており、GNF-Zircaloy の長手方向の照射成長量はジルカロイ-2と同様に照射とともに照射成長が飽和する傾向を示しており、また照射成長による歪に大きな差が見られていない。横手方向はジルカロイ-2とほぼ同じ歪となっている。GNF-Zircaloy の照射量約 $6.5 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$ ($E > 1 \text{ MeV}$) における軸方向照射成長による歪は 0.13%程度であり、PRIME モデルによる被覆管照射成長と同程度となっている。(PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の図 5.4-2)

図 3-6 照射成長データ^[3-1]

(8) クリープ 【PRIME モデル：GLR-002 改訂 2 の 5.4.1.3 項】

未照射材のクリープ試験結果を図 3-7 に示す。被覆管試験片を用い内圧を負荷した内圧クリープ試験として実施され、約 80MPa、約 160MPa の 2 応力レベルで約 400 時間までの円周方向クリープ歪を求めた。GNF-Ziron とジルカロイ-2 とのクリープ歪は、いずれの応力状態においても傾向、値とも同等であることが示された。

照射クリープの結果を図 3-8 に示す。クリープ試験片を BWR の中性子源位置に設置したフォルダに装荷し 1～6 サイクル照射し、照射後、クリープ歪を測定している。クリープ試験は、未照射と同様に被覆管試験片を用いた内圧クリープ試験である。照射時の被覆管応力は、約 80MPa、約 150MPa である。GNF-Ziron については、応力約 80MPa での測定が実施されていないので、参考として同じく鉄濃度を高めた高 FeNi 被覆管（図中は High FeNi と表示）の結果も含めて図示している。横軸は高速中性子照射量とし円周方向クリープ歪を示している。GNF-Ziron のクリープ歪は、高応力（約 150MPa）状態の高照射量 ($10 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$, $E > 1 \text{ MeV}$) でジルカロイ-2 のクリープ歪より小さくなっているが、その他はほぼ同等とな

っている。低応力（約 80MPa）状態での High FeNi の試験結果ではジルカロイ-2 と同等のクリープ歪となっている。

これらの未照射材クリープ試験、照射クリープ試験の結果から、GNF-Ziron についてもジルカロイ-2 と同一のクリープモデルを適用できる。

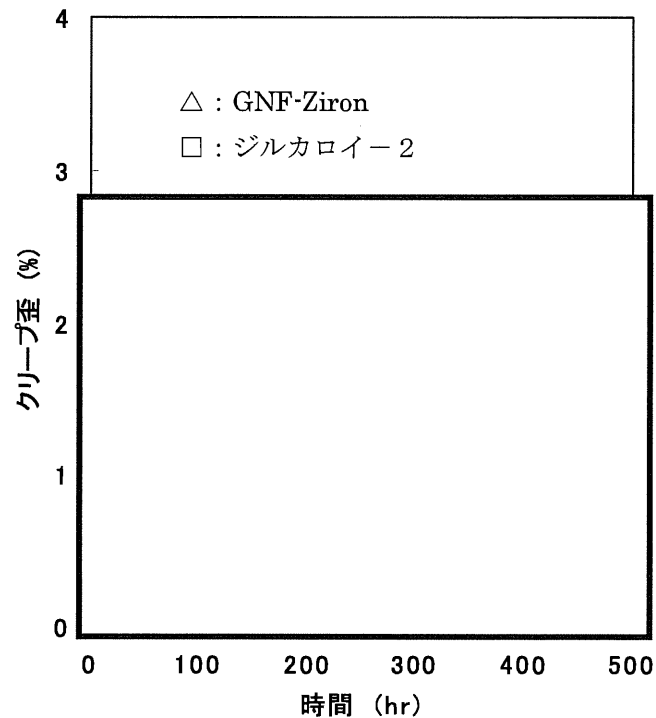


図 3-7 クリープ試験結果（未照射材）

図 3-7 のクリープ試験は、内圧封入方式の内圧クリープ試験片を用いて行った。試験片は、被覆管（外径：約 11mm、肉厚：約 0.7mm、長さ：約 80mm）の両端に端栓を溶接した後、試験温度で所定圧力に達する He ガスを室温において片端に設けた封入口から充填し、その封入口を密封溶接して製作した。この内圧クリープ試験片を電気炉に入れ、所定の時間（最大 400 時間）経過後、電気炉から取出しマイクロメータを用いて試験片の外径測定を実施しクリープ歪を算出している。本試験では、温度 400°C・応力約 160MPa、及び温度 400°C・応力約 80MPa の 2 条件で試験を実施した。

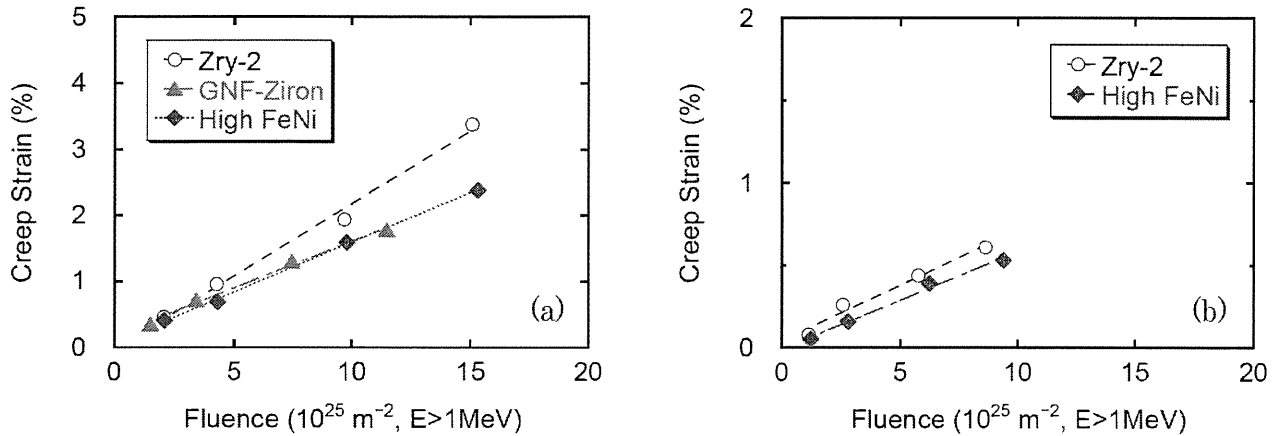


Fig. 19 Creep strain of creep specimen in irradiation test #3 as a function of fast neutron fluence (a) 150 MPa, (b) 80 MPa in circumferential stress at irradiation temperature (Zry-2: Zry-2(2))

図 3-8 炉内クリープ歪データ^[3-1]

3.4 参考文献

- [3-1] S. Ishimoto et al., "Improved Zr alloys for High Burnup BWR Fuel", Top_Fuel 2006, 22-26 October 2006, Salamanca, Spain
- [3-2] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981
- [3-3] D.O.Northwood et al., "Elastic constants of zirconium alloys", J.Nucl. Mater., 55, 299 (1975)
- [3-4] H.E. Rosinger et al., "The elastic properties of zirconium alloy fuel cladding and pressure tubing materials", J.Nucl. Mater., 79, 170 (1979)
- [3-5] S. Ishimoto et al., "Development of New Zirconium Alloys for Higher Burnup Fuel", ENS Topfuel 2003, 16-19 March 2003, Wurzburg, Germany

添付

ペレット関連モデルの Al-Si-O 添加ペレットへの適用性

本資料の本文で述べたように、ペレットのクリープ、リロケーション及び FP ガス放出への Al-Si-O 添加の影響については実測データに基づいてモデルに考慮を加えている。それ以外の物性・挙動は、一部の項目については測定データを取得して PRIME コードを適用する低 Al-Si-O 添加量の範囲(2500ppm 以下)では有意な影響がないことを確認している。データを取得していない項目についても、Al-Si-O 添加量は微量であり Al-Si-O のペレットに占める体積割合は約 1%以下と小さいこと等から、Al-Si-O 添加の影響は無視できると判断した。

ペレットに関連する各物性・挙動モデルについて、Al-Si-O 添加効果の考慮の有無とその根拠を付表 1 にまとめた。

なお、本添付中に示す参考文献の番号は、本文に示したものと同一である。

付表1 ペレット関連モデルの Al-Si-O 添加効果の考慮の有無と根拠 (1/2)

ペレット関連モデル		Al-Si-O 添加効果	根拠
熱的 解析 モデル	熱伝導率	—	<div style="border: 1px solid black; padding: 10px; width: fit-content; margin: auto;"> 各モデルにつき、Al-Si-O 添加効果 の考慮の有無の根拠を示している </div>
	径方向出力分布	—	
	融点	—	
弾塑性 モデル	ヤング率	—	
	ポアソン比	—	
	降伏応力	—	
	歪硬化指数及び 接線係数	—	
変形 モデル	熱膨張	—	
	スエリング	—	

○： Al-Si-O 添加の影響を考慮したモデル

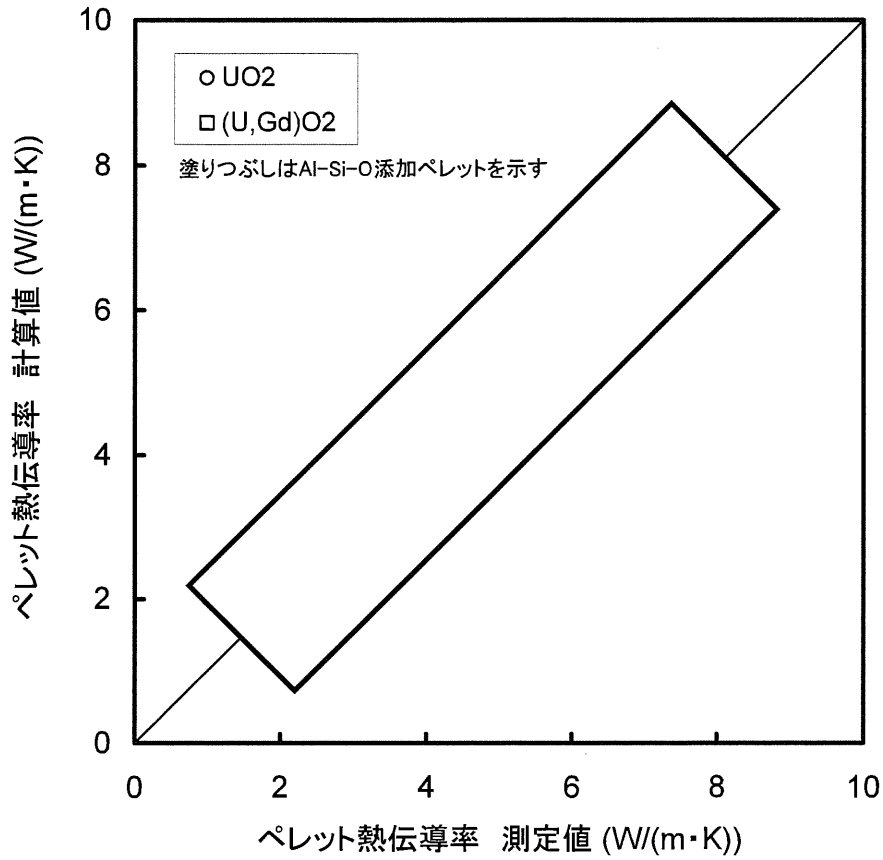
—： 無添加ペレットと同一のモデル

付表1 ペレット関連モデルの Al-Si-O 添加効果の考慮の有無と根拠 (2/2)

ペレット関連モデル		Al-Si-O 添加効果	根拠
変形 モデル	焼きしまり	—	<div style="border: 1px solid black; padding: 10px; width: fit-content; margin: auto;"> 各モデルにつき、Al-Si-O 添加効果 の考慮の有無の根拠を示している </div>
	リロケーション	○	
	クリープ	○	
	ホットプレス	—	
リム組織形成モデル		—	
FP ガス放出モデル		○	

○： Al-Si-O 添加の影響を考慮したモデル

—： 無添加ペレットと同一のモデル



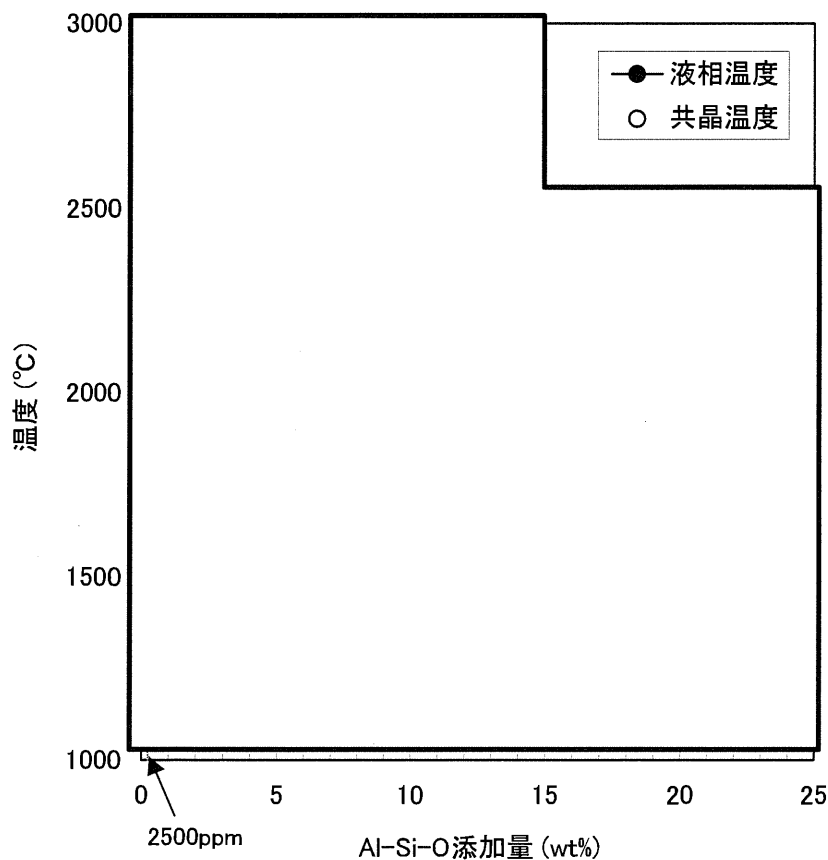
付図1 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率データ

いずれもレーザーフラッシュ法による（付録資料-1 本文 表 2(5/5)に示した無添加ペレットに対する場合と同様）。

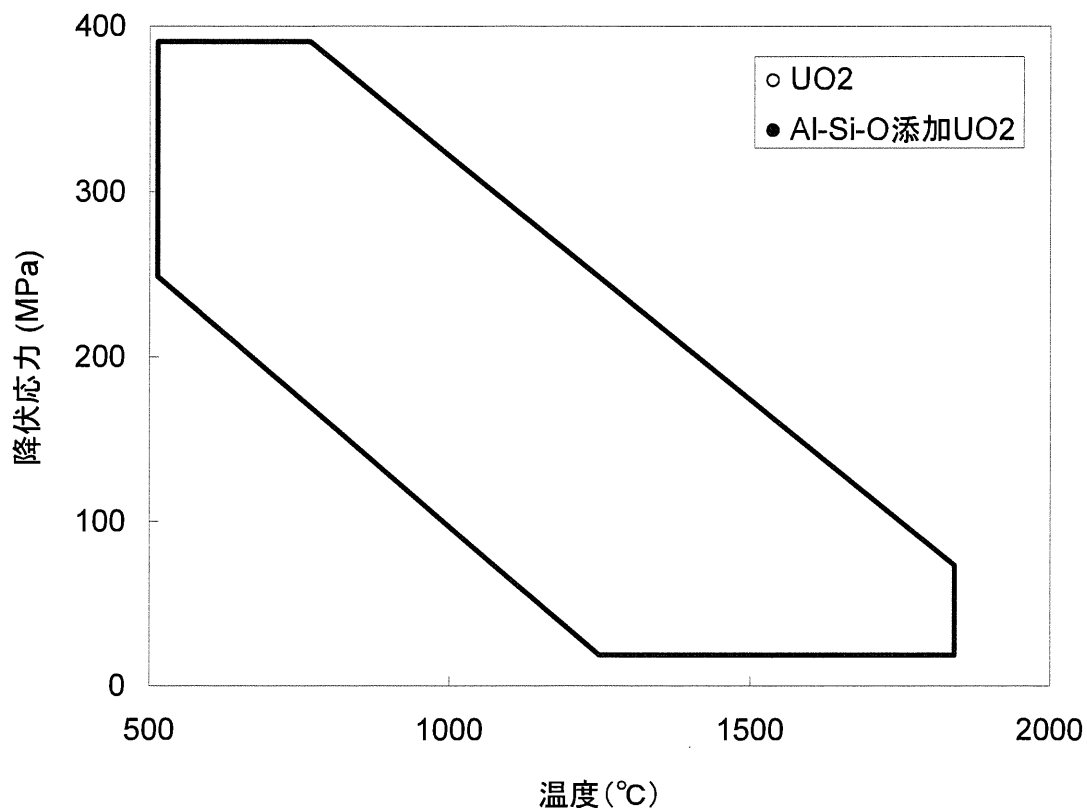
JNES 9x9 データ [2-2]	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)
Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂	2	47, 67	94.8, 92.2	460~1910
Al-Si-O 250ppm 添加(U,Gd)O ₂ (Gd ₂ O ₃ 濃度 5%)	1	52	92.3	470~1750

非公開データ	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)
Al-Si-O 2500ppm 添加 UO ₂				
Al-Si-O 2500ppm 添加 UO ₂				

付図2 UO₂-Al-Si-O の擬2元系状態図

上図は、サーマルアレスト法（試料重量約 ）による GE 社の測定データに基づく UO₂-Al-Si-O の擬2元系状態図である。UO₂と Al₂O₃、SiO₂は共晶となることが知られている。Al₂O₃と SiO₂は UO₂ マトリクスに固溶しないため、固相線は存在せず、状態図は液相線と共晶線とで表される。共晶温度以上では、UO₂固相と Al-Si-O に UO₂が溶解した液相とが共存する。PRIME コードを適用する低 Al-Si-O 添加量の場合には、液相温度の近くを除き、液相が生じるのは Al-Si-O が存在する結晶粒界に限られ UO₂ マトリクス自体にはほとんど影響しない。したがって、Al-Si-O 添加ペレットの融点モデルは、共晶温度ではなく、液相温度のデータに基づいている。

コードの適用上限の Al-Si-O 添加量 2500ppm(0.25wt%)での液相温度の低下はごくわずかである。例えば、添加量 5wt%の場合の液相温度測定値 °C と無添加ペレットの値 2847°Cを直線内挿して 2500ppm における液相温度を推定すると °Cとなる。これは無添加ペレットの融点設計値 2805°Cよりも高い。



付図3 ペレット降伏応力データ

降伏応力(0.2%耐力)データ

○ : 無添加 UO₂ (K. C. Radford et al., J. Am. Ceram. Soc 58 (1975) 274.)

密度 91~97%TD、粒径 10~27 μm、歪速度 0.0008~0.16/分

● : Al-Si-O 添加 UO₂ (非公開データ)

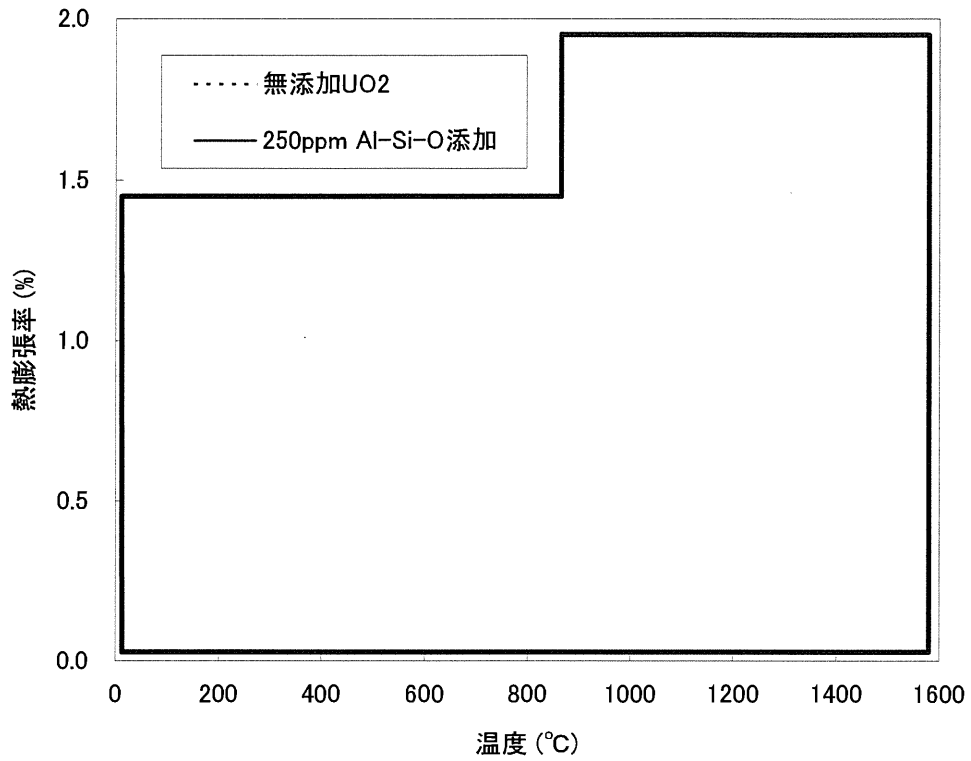
試験方法 : 試料部に電気炉を備えた材料試験機による定速度圧縮法。

[] 雰囲気。

試験条件 : 密度(%TD) 粒径(μm) 歪速度(/分) 温度 (°C)

250ppm 試料

2500ppm 試料



付図4 ペレット熱膨張データ

熱膨張データ (非公開データ)

示差熱膨張計による。

雰囲気中。測定温度範囲：°C。

	測定回数	ペレット密度(%TD)
無添加 UO ₂	<input type="text"/>	<input type="text"/>
250ppm Al-Si-O 添加 UO ₂		

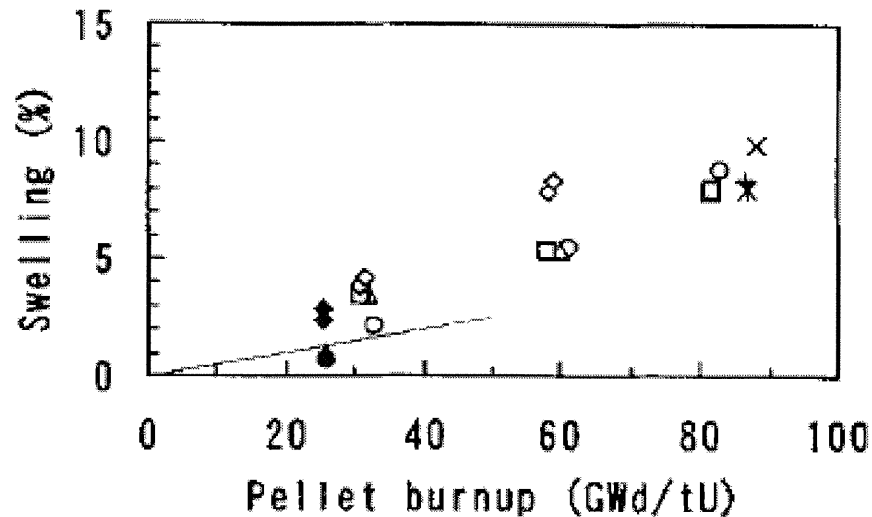


Fig. 10 Pellet swelling during steady state irradiation.

○: Standard, △: Undoped large grained, □: Al-Si-O added large grained, ◇: Ti or Nb added, ×, * +: estimated from profilometry data for standard, Undoped large grained, Al-Si-O added large grained. Open marks: small diameter fuel rods, Solid marks: 8x8 type fuel rods.

付図5 添加物ペレットのスエリングデータ^[2-4]

○ : 無添加 UO₂ ペレット

□ : 250, 2500 ppm Al-Si-O 添加ペレット

Appendix-C

第2回 WG 付録資料-3

PRIME03 コードの検証

1. 概要

PRIME は燃料棒熱・機械特性の最適予測コードとして開発したものであり、多くのモデルが相互に影響しあって繰り返し計算を行っている。このためコードの検証は、個々のモデルでなく、コード全体として計算結果が実際の挙動を良く予測していることを確認する必要がある。

また、統計的な燃料棒熱・機械設計評価に適用するに当たり、計算値と測定値との差についてコードの予測の不確かさとして定量化する必要がある。

PRIME03 の検証においては、PRIME01 と同様に、

- オンパワー試験、照射後試験により正確な測定値がある項目
- 設計基準に対する評価において重要な項目
- コード全体の予測精度を把握できる項目

として、以下を検証項目に選定している。

- ペレット中心温度
- FP ガス放出率
- 燃料棒内圧
- 被覆管直径変化

2. 検証データ

PRIME03 の検証データベースは、広範囲で多量な照射データに基づいており、表 2-1 に示すように以下のものからなっている。

- ・ハルデン炉における試験データ
- ・インターランプ試験等の国際共同研究データ
- ・商用炉燃料棒の照射後試験データ
- ・その他の試験炉データ、等

■ハルデン炉試験データ^(注)

OECD/NEA（本部パリ）傘下のノルウェーのハルデン炉において、燃料の温度、内圧等の計装付燃料の照射により出力運転中の各種照射挙動データを取得する試験が多数実施されている。これらのうち、PRIME03 の検証には、以下の試験（ハルデン IFA 番号で示す）のデータを用いている。

ペレット中心温度：

--

FP ガス放出率：

--

燃料棒内圧：

--

上記には、国際合同プロジェクトとして実施された試験の他に、燃料メーカーが電力会社と共同して実施するなどした個別試験（非公開）を含んでいる。

－照射炉：HBWR（ノルウェー）

^(注) ハルデン炉は重水減速・重水冷却の沸騰水型試験炉であり、商用 BWR と比較して中性子束が小さく、また、重水炉であることから中性子スペクトルが軟らかい、等の特徴がある。検証解析においては、ハルデン炉照射条件に対応する冷却材圧力・温度、高速中性子束、ペレット径方向出力分布を適用している。

■国際共同研究データ**(1) インターランプ試験^[1]**

インターランプ試験は、BWR 燃料の破損しきい出力及び破損時間等の調査を目的として、スウェーデンのスタズビック研究所の R-2 炉において実施した国際プロジェクトである。

- －主催：スタズビック研究所（スウェーデン）
- －ベース照射炉：R-2
- －出力急昇試験炉：R-2

(2) スーパーランプ試験^[2]

スーパーランプ試験は、高燃焼度 BWR 及び PWR 燃料の破損挙動調査を目的として、R-2 炉において実施した国際プロジェクトである。

- －主催：スタズビック研究所（スウェーデン）
- －ベース照射炉：Monticello、Wurgassen
Obrigheim、BR-3
- －出力急昇試験炉：R-2

(3) オーバーランプ試験^[3]

オーバーランプ試験は、PWR 燃料の破損しきい出力及び破損時間等の調査を目的として、R-2 炉において実施した国際プロジェクトである。

- －主催：スタズビック研究所（スウェーデン）
- －ベース照射炉：Obrigheim、BR-3
- －出力急昇試験炉：R-2

(4) HBEP (High Burnup Effects Program) 試験^[4]

HBEP 試験は、商用炉または試験炉で高燃焼度まで照射された燃料の挙動について、特に FP ガス放出率の照射データを取得することを目的に実施された米国バットル研究所が主催した国際プロジェクトである。

- －主催：バットル研究所
- －ベース照射炉：Monticello、Obrigheim
- －出力急昇試験炉：R-2、HFR

(5) BR-3 試験^[5]

BR-3 試験は、米国 DOE/WH の主催により PWR 燃料の高燃焼度時の FP ガス放出率や被覆管変形データ等の取得を目的として、ベルギーの BR-3 炉で実施した国際プロジェクトである。

- －主催：米国 DOE/WH
- －照射炉：BR-3

(6) RISO 試験^{[6], [7]}

RISO 試験は、過渡時の FP ガス放出挙動を調査することを目的として、デンマークの RISO 国立研究所が主催した国際プロジェクトである。

- －主催：RISO 国立研究所（デンマーク）
- －ベース照射炉：HBWR
- －出力急昇試験炉：DR-3

(7) RISO-3 試験^[8]

RISO-3 試験は、過渡時の FP ガス放出挙動を調査することを目的として、デンマークの RISO 国立研究所が主催した国際プロジェクトであり、再計装された熱電対によりペレット中心温度が測定された。

- －主催：RISO 国立研究所（デンマーク）
- －ベース照射炉：HBWR 及び商用炉
- －出力急昇試験炉：DR-3

(8) GAIN 試験^[9]

GAIN 試験は、ガドリニア入り燃料を高燃焼度まで照射しその熱・機械特性を調査することを目的として、ベルギーのベルゴニュークリア社が主催した国際プロジェクトである。

- －主催：ベルゴニュークリア社（ベルギー）
- －ベース照射炉：BR-3
- －出力急昇試験炉：BR-2

■商用炉試験データ

(1) 海外 BWR プラント燃料

海外 BWR で照射された商用炉燃料の照射挙動データ把握を目的として、GE 社（現 GNF-A 社）あるいは GNF-A 社と海外電力会社が実施したものである。

－照射炉及び燃料型式：

プラント A	：	6 × 6
プラント B、C	：	7 × 7
プラント D	：	7 × 7、8 × 8
プラント E、F	：	8 × 8
プラント G	：	9 × 9

プラントH : 10×10

(2) SRP (Segmented Rod Program) 試験^[10]

SRP 試験は、GE 社が各種照射試験データ採取を目的として、短尺燃料を組込んだ BWR 燃料集合体を米国の商用炉 Monticello と Millstone でベース照射した後、R2 炉で出力急昇試験を実施したものである。

- －ベース照射炉：Monticello、Millstone
- －出力急昇試験炉：R-2

(3) モンティセロ炉燃焼度伸長試験^[11]

8×8 燃料の総合的な性能と燃料挙動を評価し、将来の高燃焼度燃料に向けて機械強度や照射データを蓄積することを目的として、GE 社と米国 DOE が実施したものである。

- －照射炉：Monticello

(4) BWR 燃料集合体信頼性実証試験（8×8 燃料）^[12]

燃料設計で使用している照射挙動データの妥当性あるいは想定している設計余裕などを確認することにより総合的な信頼性を実証することを目的として、(財) 原子力工学試験センターが実施したものである。

- －照射炉：福島第一・3号機

(5) BWR 高燃焼度燃料照射試験（高燃焼度 8×8 燃料）^[13]

高燃焼度化に対応できるよう設計改良を施した高燃焼度確証燃料を実機プラントで先行使用し、従来燃料と対比してその健全性を段階的に確証することにより高燃焼度燃料の実用化を図ることを目的として、(財) 原子力発電技術機構が実施したものである。

- －照射炉：福島第二・2号機
- －出力急昇試験炉：JMTR

(6) BWR 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[14]

高燃焼度 9×9 型燃料の少数体先行使用燃料の燃焼前後調査・分析（照射後試験）を行い、現行安全評価手法の信頼性を確認、実証することを目的として(独) 原子力安全基盤機構が実施したものである。

- －照射炉：福島第二・1号機

(7) 高濃度ガドリニア燃料の照射試験

国内商用炉で照射された高濃度ガドリニア燃料の照射後試験を実施し、その健全性を確認するとともに、許認可コードの検証データの拡充を図ることを目的として、GNF-J と国内 BWR 電力会社が実施したものである。

－照射炉：柏崎刈羽・3号機

■その他の試験炉データ、等

(1) GETR(General Electric Test Reactor)試験^{[15], [16]}

GETR 試験は、GE 社の試験炉において BWR 燃料開発を目的として実施した各種照射試験である。

－照射炉：GETR (米国)

(2) Beyer-Hann データ (バツテル研究所) ^[17]

Beyer-Hann データは、米国バツテル研究所の C.E.Beyer と C.R.Hann が高温時の FP ガス放出モデル等を検討するために、公開文献データ等を調査し集めたデータである。

なお、PRIME は BWR 燃料棒の熱・機械特性評価に適用することを目的に開発したコードであるが、燃料棒の物性値等を適切にコードに組み込めば軽水炉燃料棒の挙動を評価できるように構成されている。そこで、検証解析では PWR 燃料棒データも検証データベースに含めている。PWR 燃料棒の検証解析では被覆管熱伝達として単相強制対流熱伝達率計算式である Dittus-Boelter の式^[18]を、被覆管物性値（機械強度、照射成長、クリープ）としてジルカロイ-4 応力除去材の式を用いている。

表 2-1 PRIME03 コード検証データの内訳

検証項目	本数	データ範囲										データソース
		被覆管外径 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	ペレット径 (mm)	ギャップ幅 (mm)	ペレット密度 (%TD)	Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)	Al-Si-O 濃度 (ppm)	He 封入圧 (MPa)	燃焼度 (GWd/t)	線出力密度 (kW/m)	
ペレット 中心温度	71											<ul style="list-style-type: none"> ・ハルデン炉試験 ・RISO-3 試験
F P ガス 放出率	531										<ul style="list-style-type: none"> ・商用炉データ ・ハルデン炉試験 ・GETR 試験 ・インターゾフ 試験 ・スバ・ゾフ 試験 ・オバ・ゾフ 試験 ・RISO-試験 ・HBEP 試験 ・BR-3 試験 ・SRP 試験 ・GAIN 試験 ・Beyer-Hann 	
燃料棒 内圧	51										<ul style="list-style-type: none"> ・ハルデン炉試験 ・RISO-3 試験 	
被覆管 直径変化	176										<ul style="list-style-type: none"> ・商用炉データ ・GETR 試験 ・インターゾフ 試験 ・スバ・ゾフ 試験 ・BR-3 試験 ・SRP 試験 ・RISO-3 試験 	

*1: ペレット燃焼度 *2: 燃料棒平均燃焼度

3. 検証結果

検証解析結果を以下に示す。測定値と計算値の比較及びその燃焼度変化は、ウラン燃料棒（以下、 UO_2 燃料棒と称する。）とガドリニア混合ウラン燃料棒（以下、 $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ 燃料棒と称する。）を区別して図示するとともに、Al-Si-O 添加ペレットを使用した燃料棒データを明示した。

(1) ペレット中心温度

ペレット中心温度の検証には試験炉において熱電対あるいは熱膨張温度計を用いて直接測定されたペレット中心温度データのみを使用している。

図 3-1 にペレット中心温度の測定値と計算値の比較を示すが、最大約 2350°C の温度領域まで傾向を良く予測している。

図 3-2 に測定値と計算値の比較の燃焼度変化を示すが、試験炉におけるペレット中心温度測定技術の向上により高燃焼度までの測定が可能となり、測定データの燃焼度領域は PRIME01 の最大約 30GWd/t から PRIME03 では最大約 85GWd/t まで広がっている。ここで、 UO_2 燃料棒の 60GWd/t 以上では保守側に、 $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ 燃料棒の 30GWd/t 以上では非保守側にデータが集まっているが、それぞれ燃料棒 3 本と 1 本に対して連続的に測定されたものであり、その他のデータのばらつきの範囲内である。

(2) FP ガス放出率

PRIME03 の FP ガス放出モデルはペレット温度、燃焼度に強く依存するモデルとしており、検証データとしてはその出力履歴が適切に評価されているものを選定している。

図 3-3 に FP ガス放出率の測定値と計算値の比較を示す。FP ガス放出率はいったん過大に評価するとサーマルフィードバックによりそれ以降で過大評価が増幅され、一部の燃料棒で予測のばらつきが大きくなっているが、全体としては傾向を良く予測している。また、図 3-4 に示すように、測定値が 5%以上のデータに関して測定値と計算値の比（計算値/測定値）をヒストグラムで表すと 1 の近傍に多数分布する結果となっている。測定値が 5%未満のデータに関しては傾向として保守側の評価となっている。

図 3-5 に測定値と計算値の比較の燃焼度変化を示す。ここで、測定値が 5%以

上のデータについては（計算値／測定値）の燃焼度変化（図 3-5 (1)）で示し、測定値が 5%未満のデータについては比の形で示すとばらつきが大きくなり傾向が見えなくなるため、（計算値－測定値）の燃焼度変化（図 3-5 (2)）で示している。これらより、FP ガス放出率の予測にばらつきはあるものの、全燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測しているといえる。

また、測定値が 5%以上のデータに関しては図 3-6 に示すように、FP ガス放出率に影響しうるパラメータ（燃料棒平均燃焼度、経験最大線出力、ペレット－被覆管ギャップ幅、初期 He 封入圧、ペレット密度、ペレット粒径、ペレット外径、Gd₂O₃ 濃度）別に整理しても予測の傾向に偏りが無いことを確認している。

(3) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、①製造時の燃料棒空間体積及び初期封入ガス、②FP ガス放出量、③照射中の燃料棒寸法変化、及び④燃料棒空間体積部の温度により決定されるものであり、PRIME での内圧計算はこれらに依存するものとなっている。したがって、燃料棒内圧の検証には試験炉における出力運転中の燃料棒内圧データを使用している。

図 3-7 に燃料棒内圧の測定値と計算値の比較を、図 3-8 に測定値と計算値の比較の燃焼度変化を示す。

PRIME03 は商用炉燃料棒への適用を主としており、付録資料-1 本文の表 4（FP ガス放出）に記載したように FP ガス放出に関するしきい温度はハルデン推奨値より低く設定しているため試験炉の FP ガス放出率は過大に評価するものがある。また、(2)で記載したように FP ガス放出率をいったん過大評価するとそれ以降で増幅させる結果となり燃料棒内圧に関しても燃焼とともに内圧を過大に評価する傾向となっているものがある。

(4) 被覆管直径変化

被覆管直径変化（塑性変形＋クリープ変形）は照射前後の被覆管直径測定値より評価したものである。なお、照射前の被覆管直径測定データが無いものに関して製造公称値を使用した。被覆管直径変化データには長いベース照射により被覆管がクリープダウンしたもの、反対に高出力あるいは出力急昇によるペレット－被覆管の機械的相互作用により外側へ変形したものが含まれている。

図 3-9 に被覆管直径変化の測定値と計算値の比較を、図 3-10 に測定値と計算値の比較の燃焼度変化を示す。被覆管のクリープダウンにより直径変化が負の値となるものから、機械的相互作用により直径変化量が正の値となるものに対して、全燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。なお、図 3-10 上段、燃焼度約 50GWd/t 近辺で過大評価となっている 3 データは、照射中に 70～75kW/m の高出力を経験した燃料棒であり、高出力時の燃料温度予測の不確かさや高燃焼度での融点の不確かさも加わり直径変化の計算に比較的大きなばらつきが生じたと考えられる。

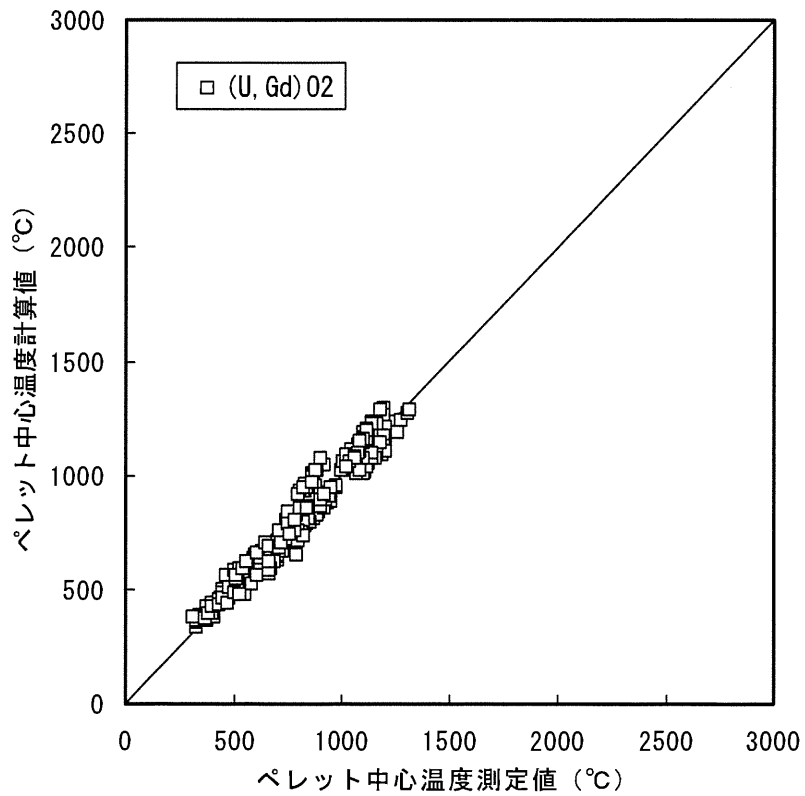
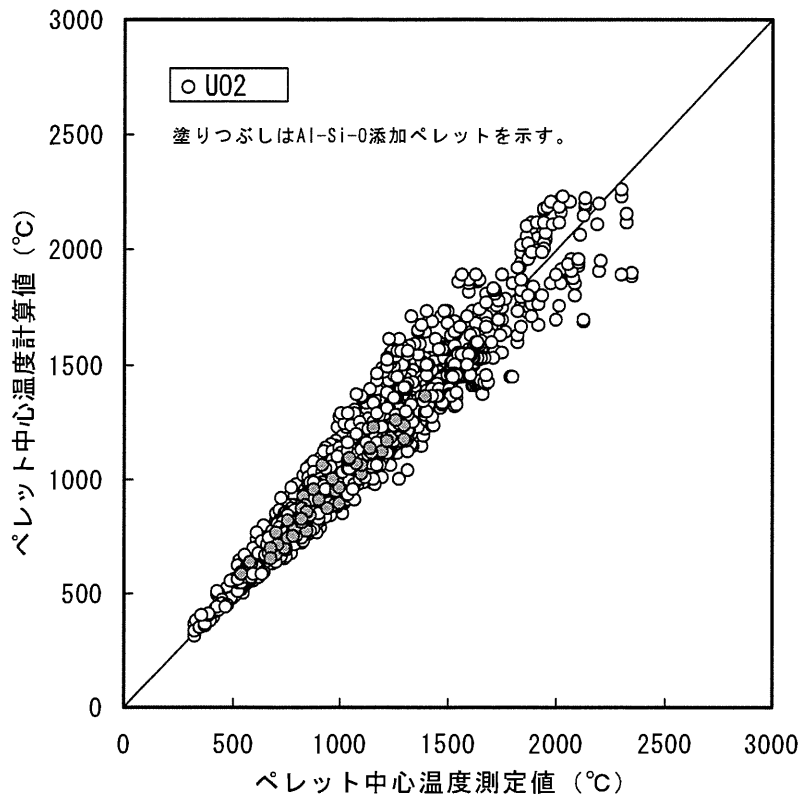


図 3-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

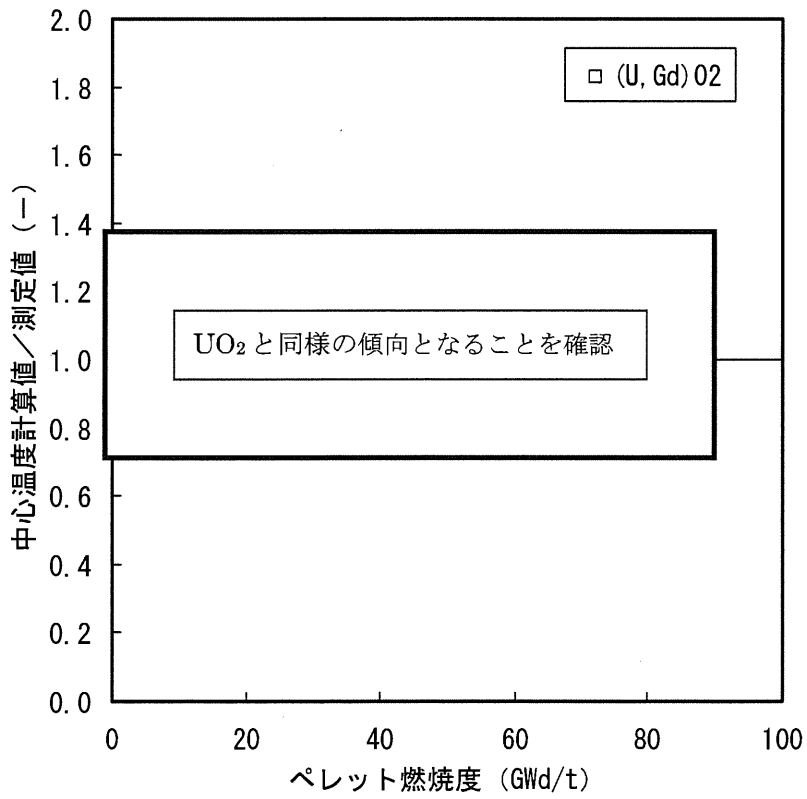
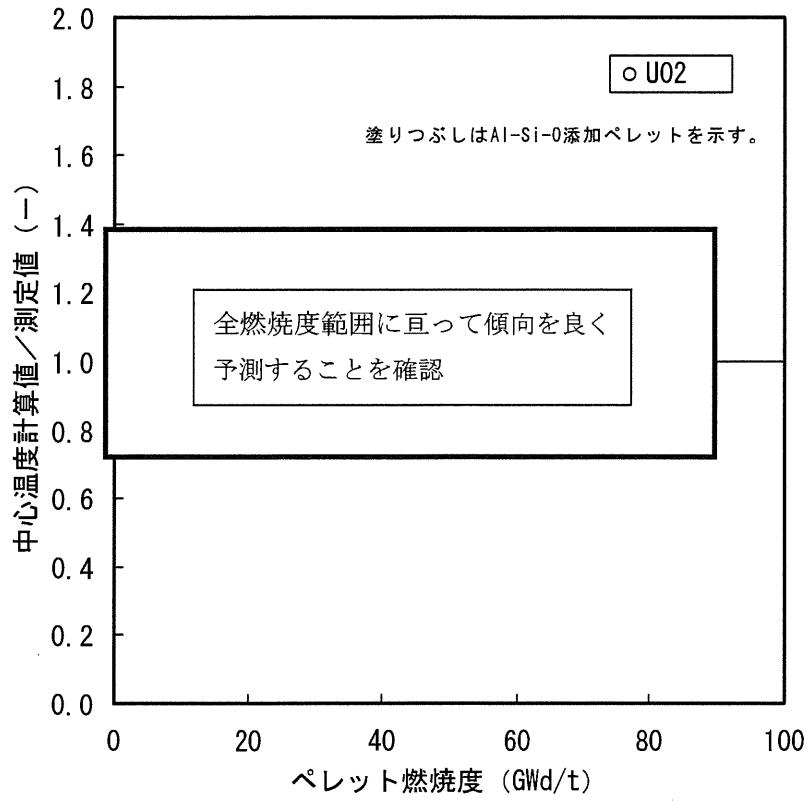


図 3-2 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(ペレット中心温度の計算値/測定値の燃焼度変化)

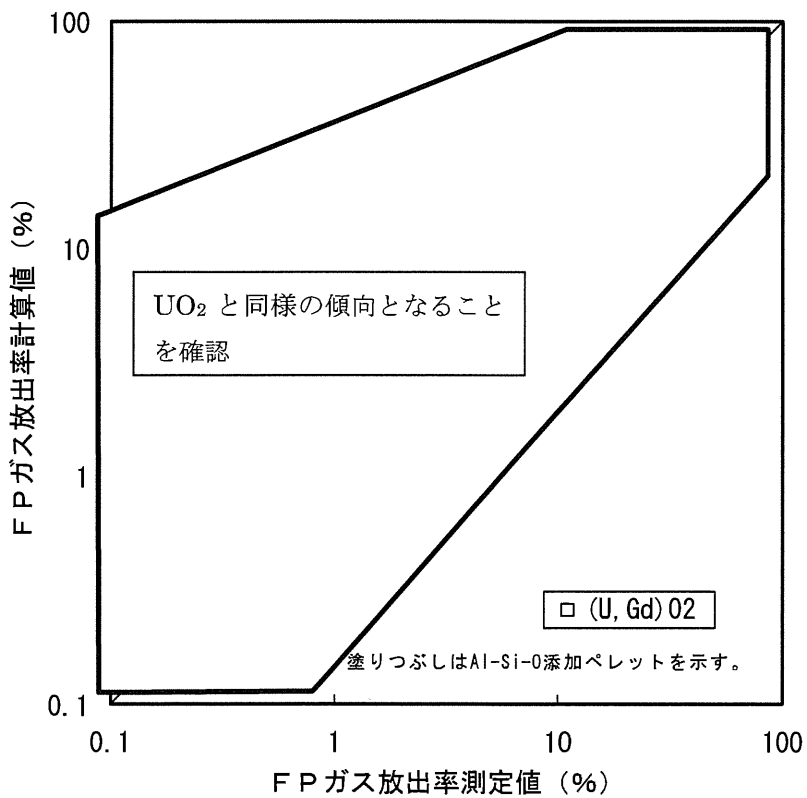
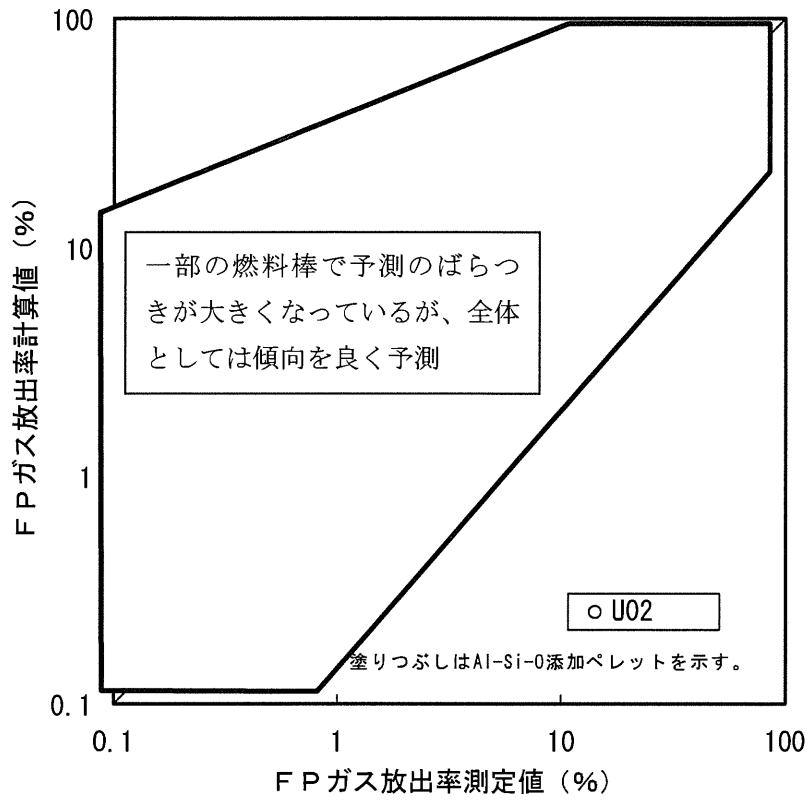


図 3-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

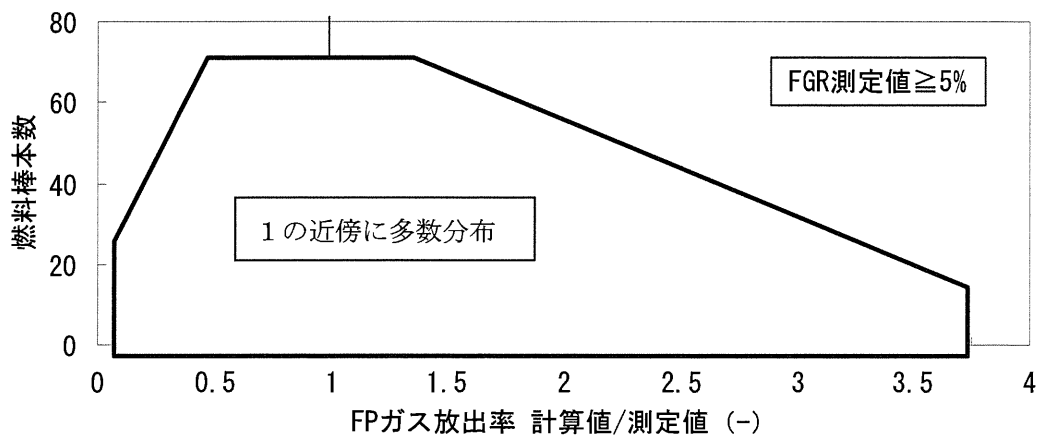


図 3-4 FP ガス放出率の測定値と計算値の比の分布
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

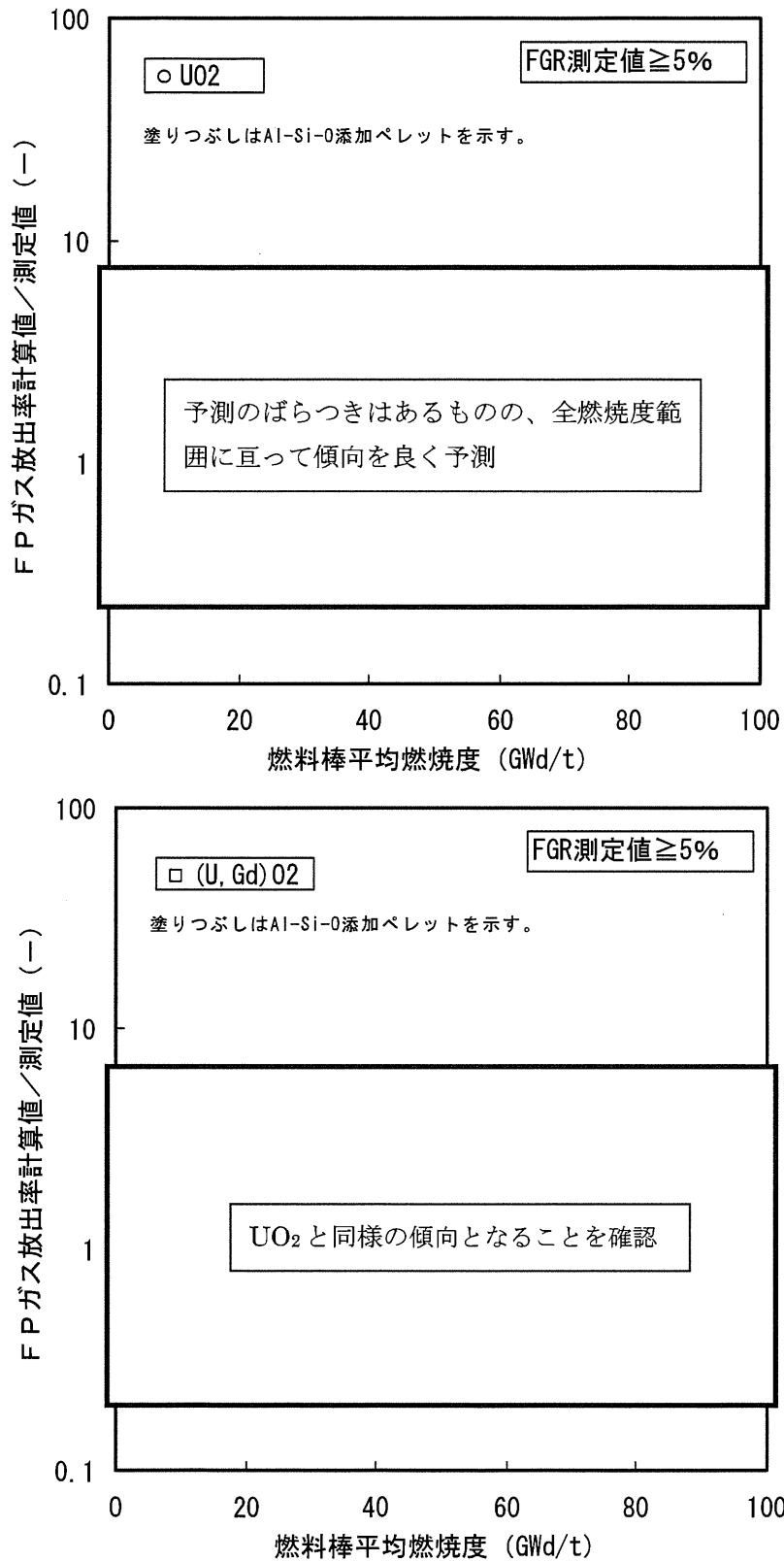


図 3-5 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値／測定値の燃焼度変化)

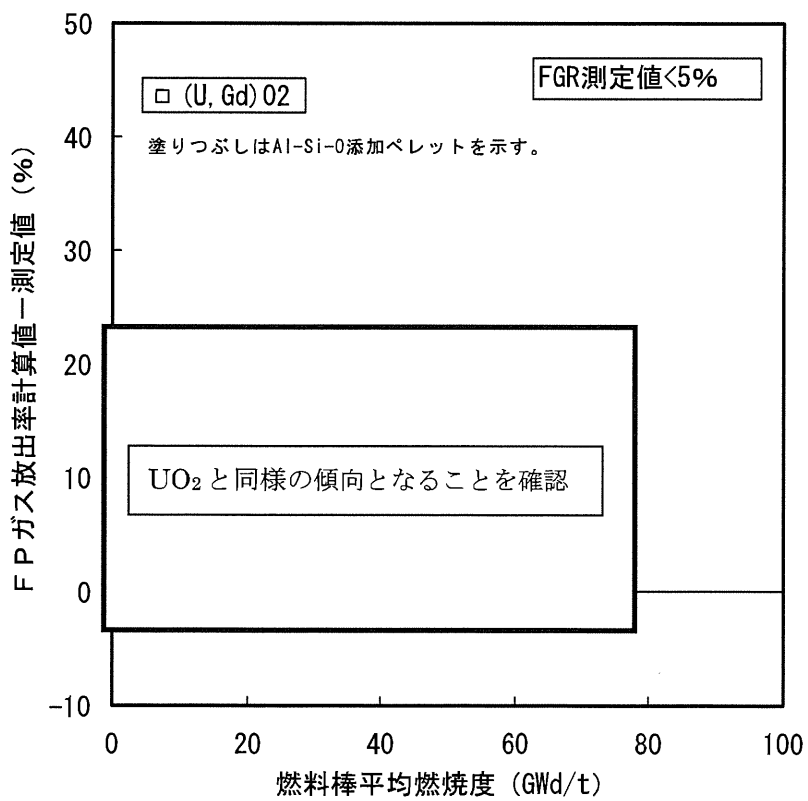
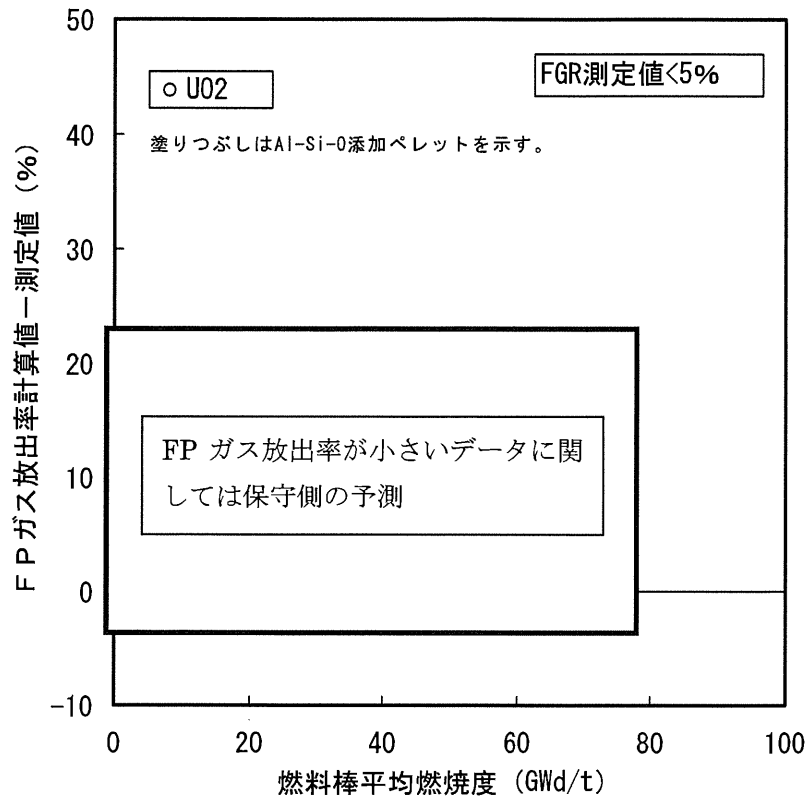


図 3-5 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
 (FP ガス放出率の (計算値-測定値) の燃焼度変化)

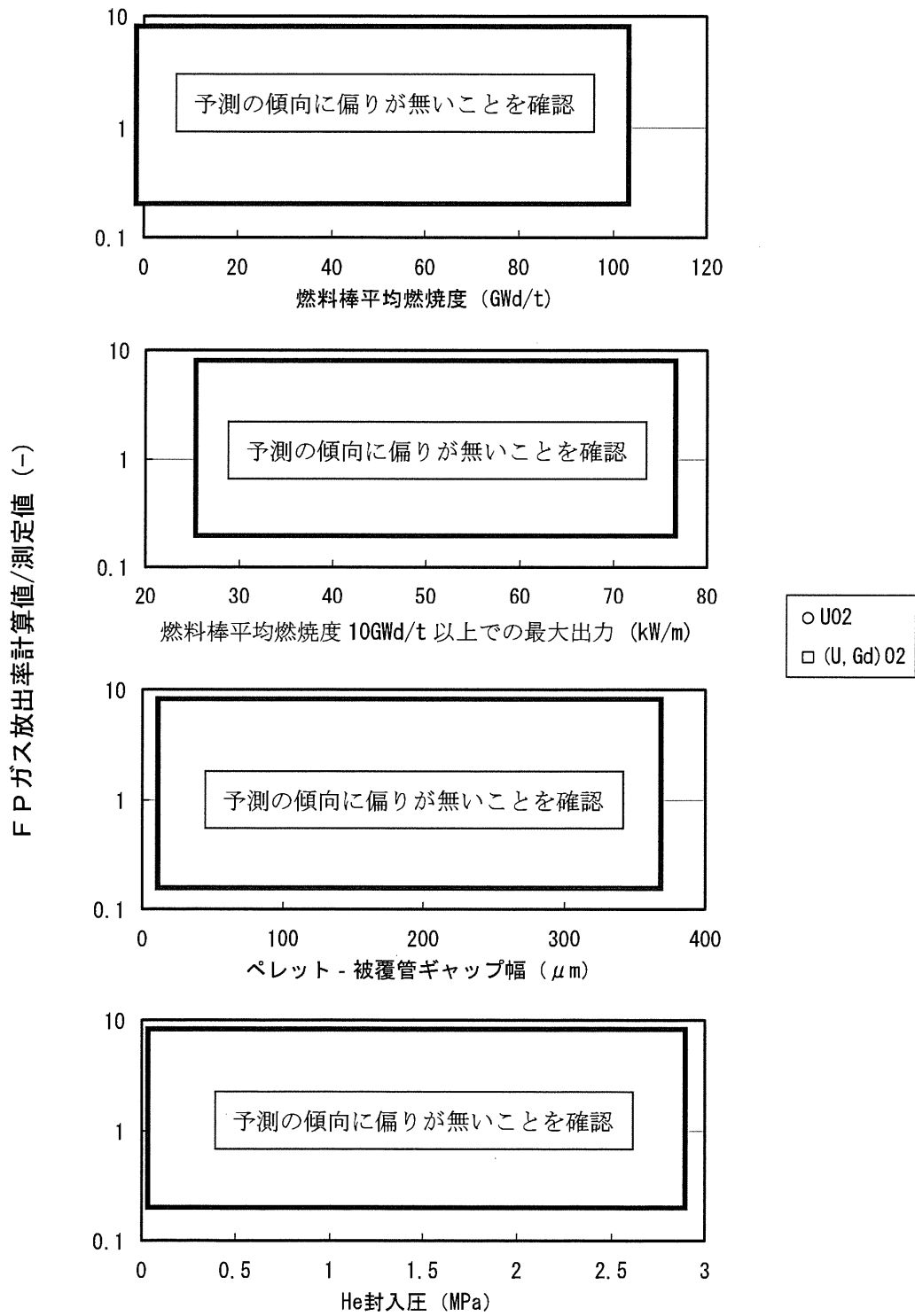


図 3-6 種々のパラメータに対する FP ガス放出率の計算値/測定値
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

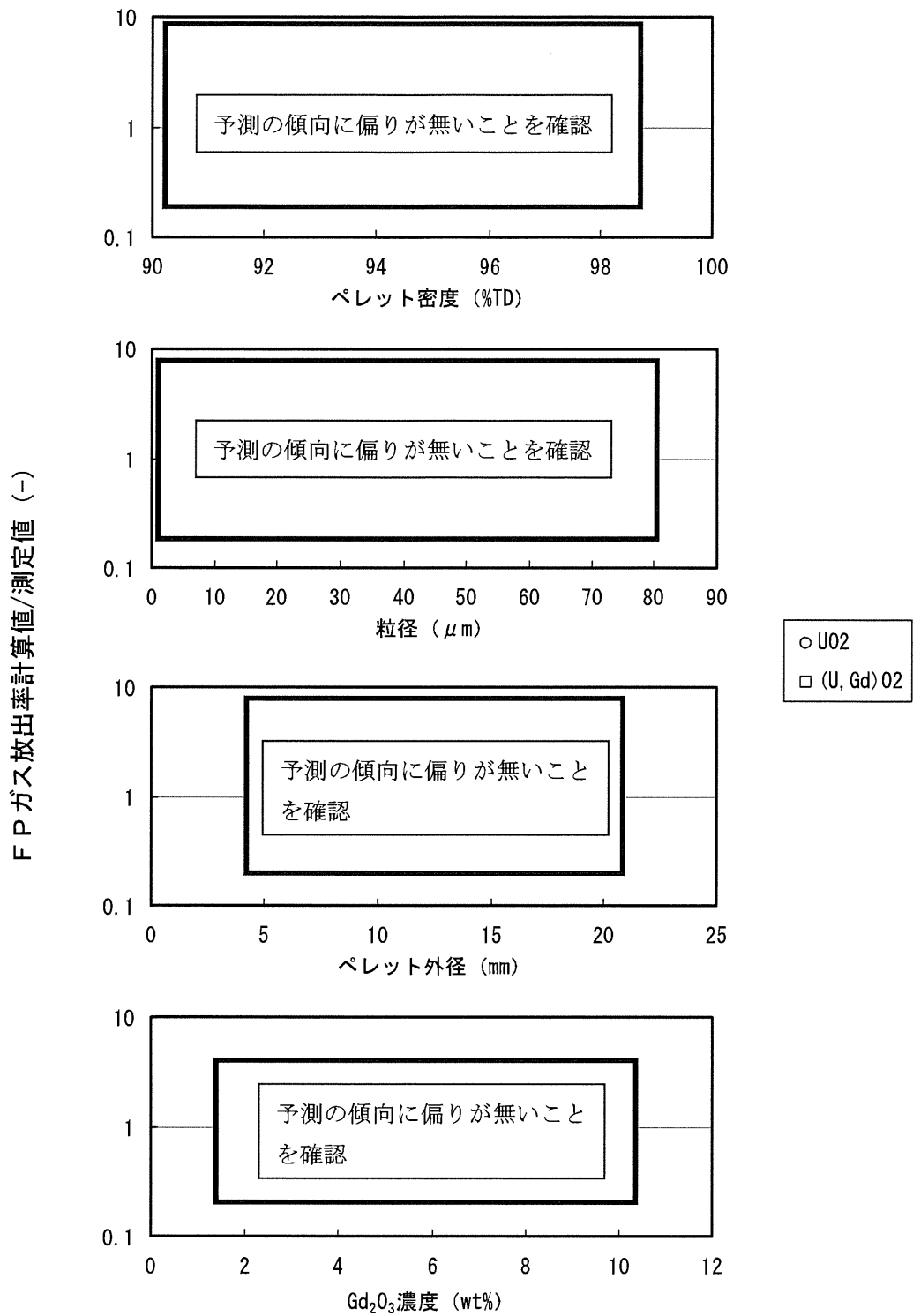


図 3-6 (続き) 種々のパラメータに対する FP ガス放出率の計算値/測定値
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

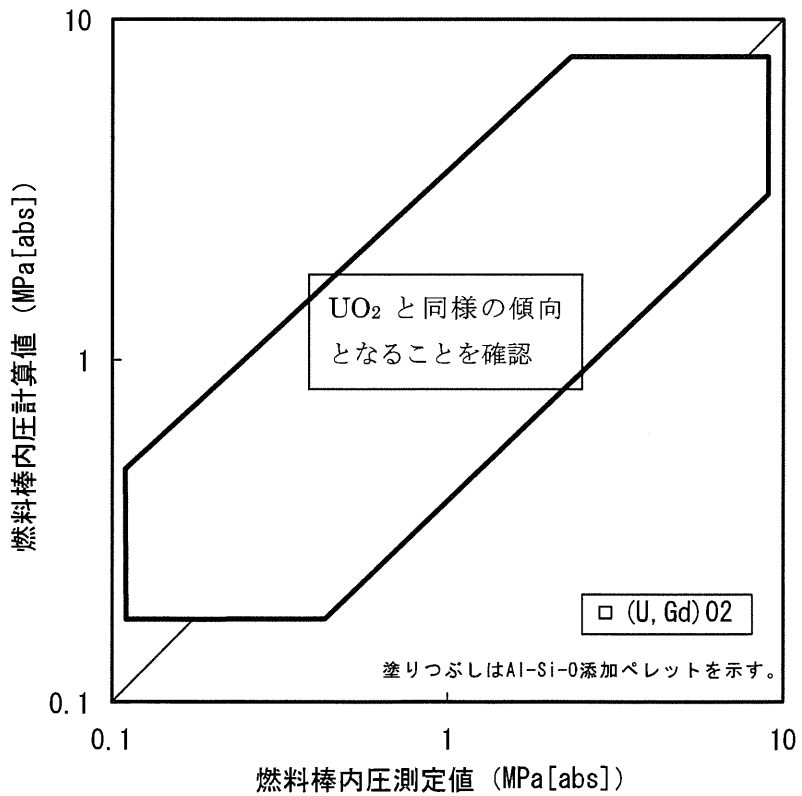
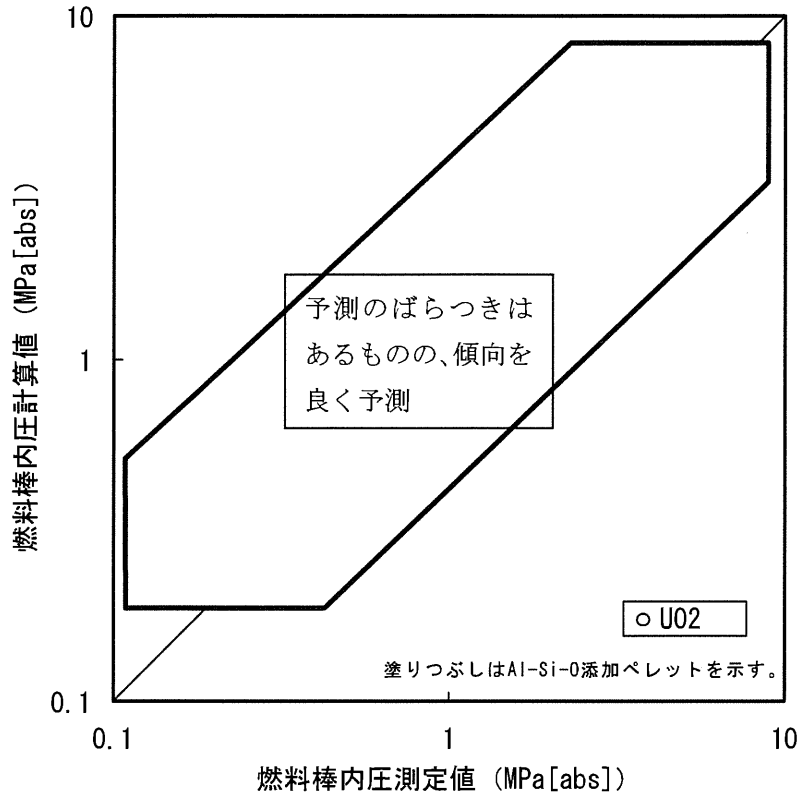


図 3-7 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

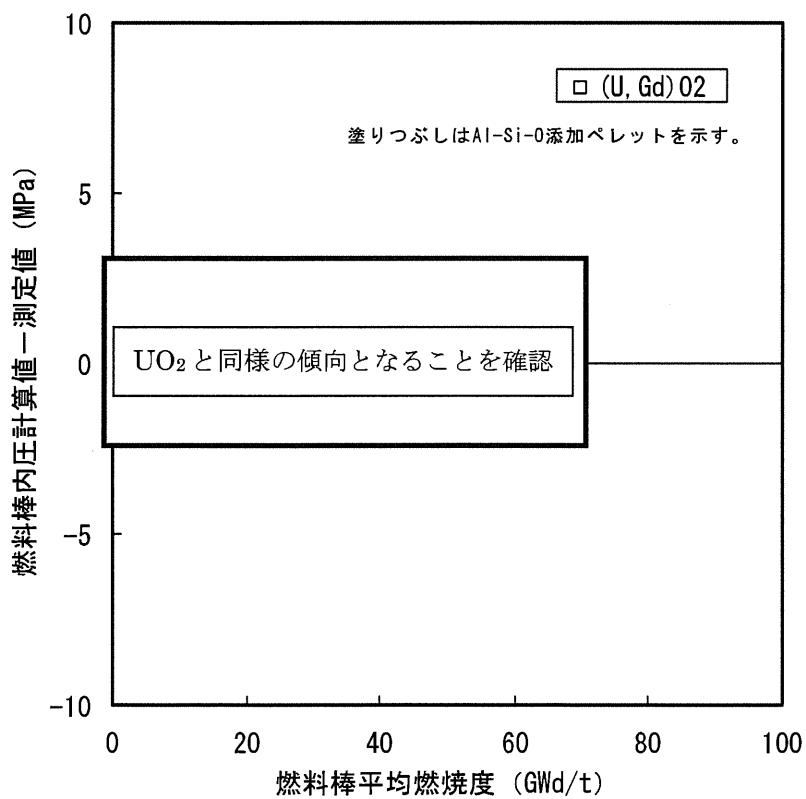
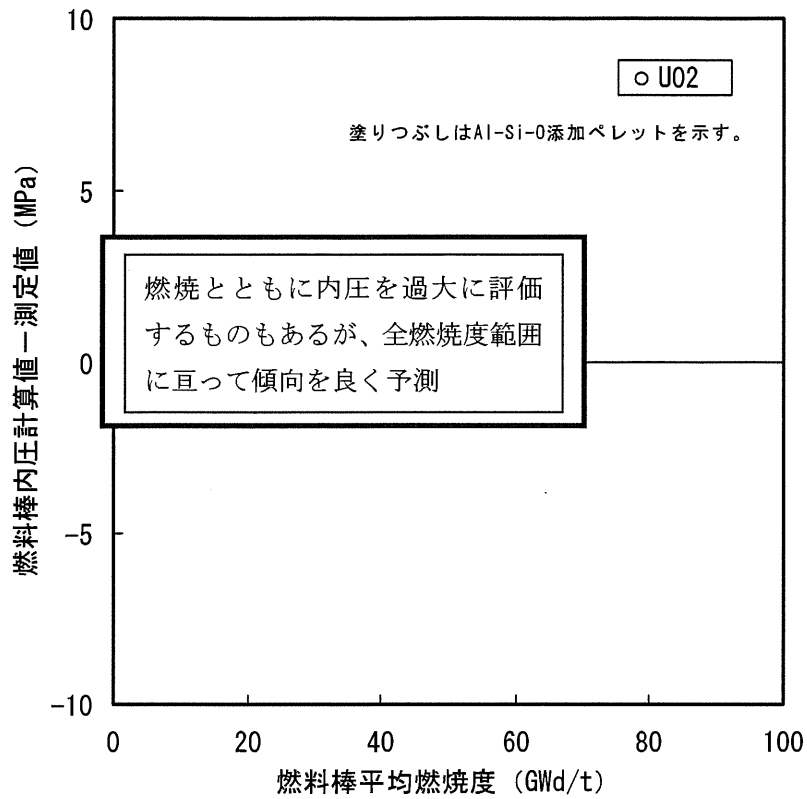


図 3-8 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(燃料棒内圧の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

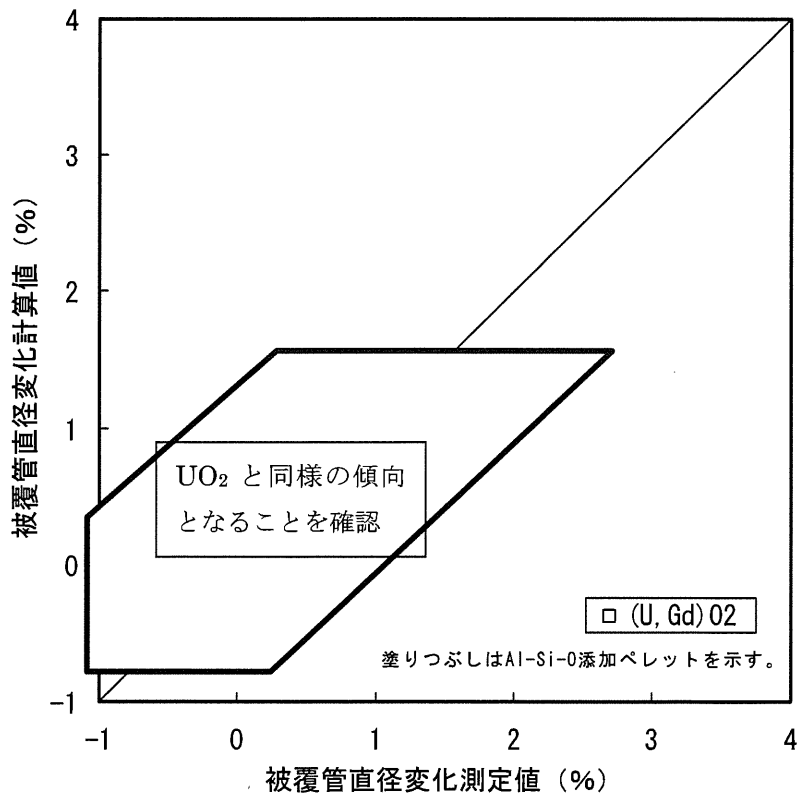
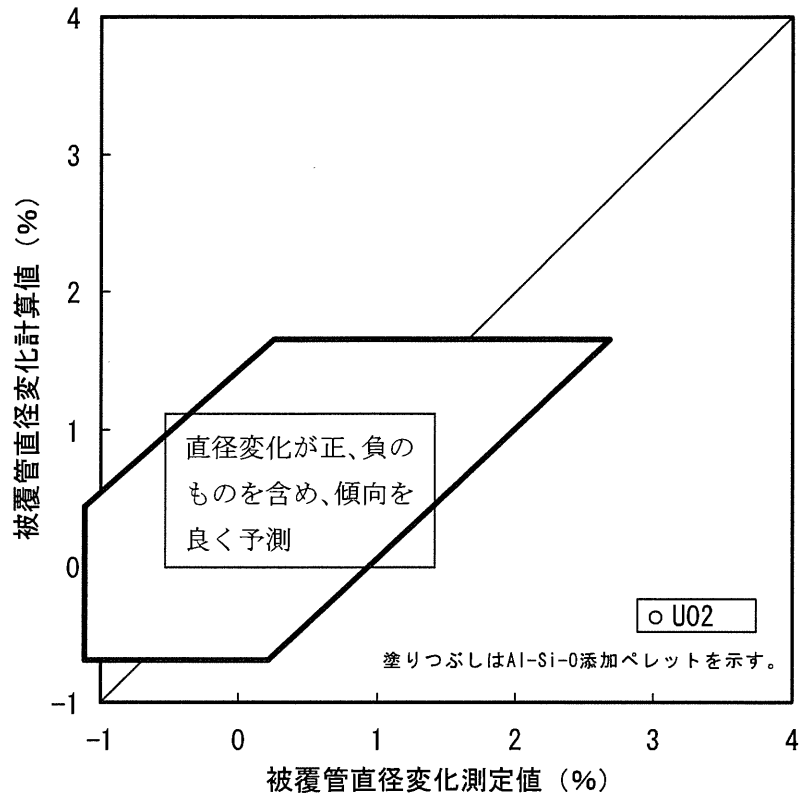


図 3-9 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

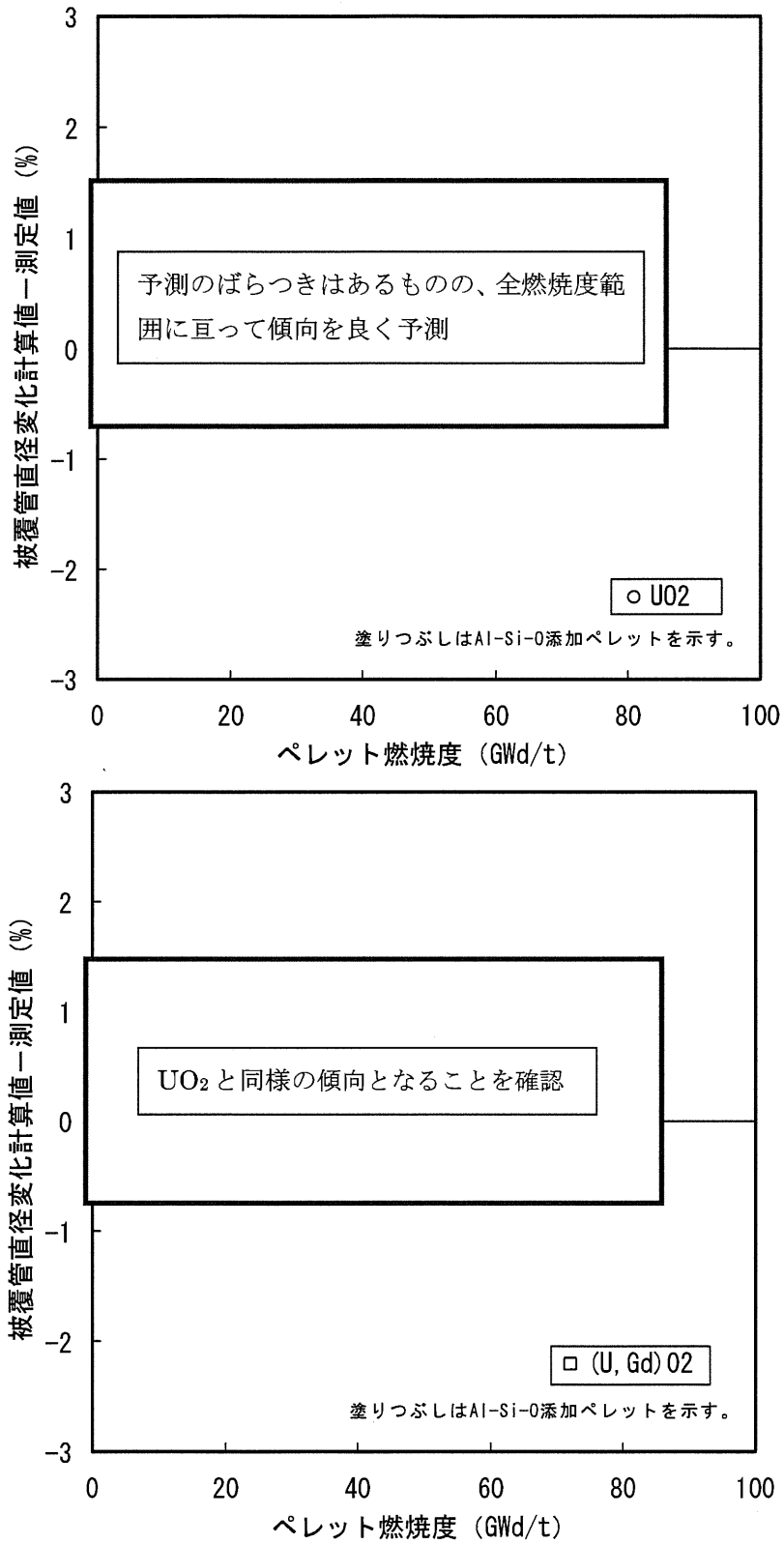


図 3-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
 (被覆管直径変化の (計算値 - 測定値) の燃焼度変化)

4. コードの予測の不確かさ

検証結果で示したように PRIME03 による計算値は測定値と傾向として良い一致を示しているものの、計算値と測定値との間にばらつきがありコードの予測の不確かさがある。燃料棒熱・機械設計評価においては、このコードの予測の不確かさを定量化し、統計解析における入力変数（変動解析項目）の一つとして取り扱い、コードの予測の不確かさを考慮している。

コードの予測の不確かさの評価方法について以下に示す。

- (1) PRIME03 によるペレット中心温度と冷却材温度との差の計算値と測定値の間のばらつきを統計評価し、標準偏差 (σ) として % が得られた。このばらつきを、熱・機械特性評価に大きく影響する出力のばらつきと等価に置き換え、ペレット中心温度検証データの出力履歴における出力を $+2\sigma$ (= %) 相当上昇させた解析を行った結果、図 3-1 に示すペレット中心温度検証データに対し 2σ 確率 (= 約 97.7%) 以上で保守側（計算値 \geq 測定値）となることを確認した。
- (2) 同様に、FP ガス放出率（図 3-3）、燃料棒内圧（図 3-7）、被覆管直径変化^(注)（図 3-9）の検証データについてもその出力履歴における出力を $+2\sigma$ 相当上昇させた解析を行った結果、燃料棒内圧、被覆管直径変化に対し 2σ 確率以上で保守側となった。
- (3) FP ガス放出率に対しては、出力履歴の出力を $+2\sigma$ 相当上昇させるのに加え、
ことにより、保守側となる確率が 2σ 以上となった。
- (4) 以上より、燃料棒熱・機械設計評価においては、コードの予測の不確かさを、
① 出力の $+2\sigma$ (= %) 相当上昇させ、かつ、

^(注) 燃料棒熱・機械設計評価における被覆管円周方向 1% 塑性歪基準への適合性評価に PRIME03 を使用することの妥当性確認が目的であり、被覆管直径変化の測定誤差を考慮し、測定値が % 以上のデータを対象とした。

②

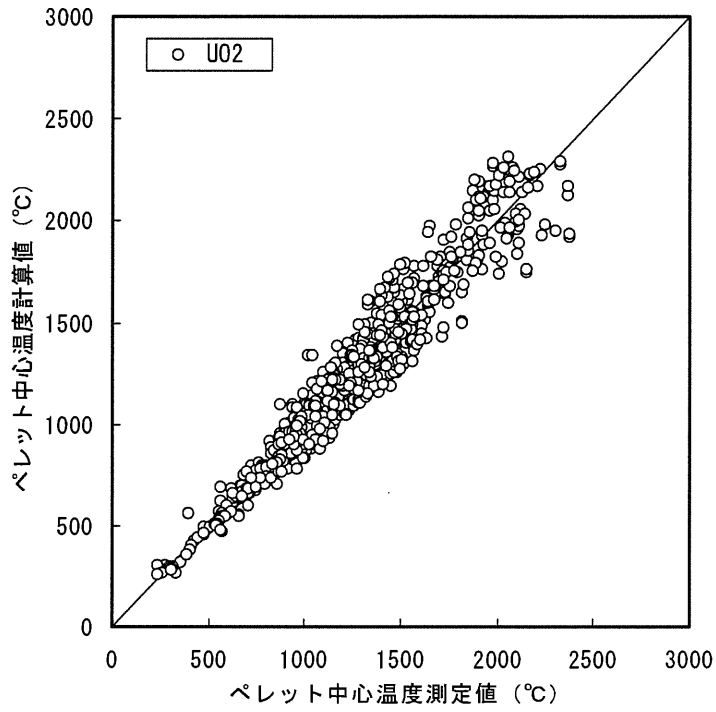
こととし、変動解析項目の1つとして取り扱うこととした。

なお、各評価結果の計算値と測定値の間のばらつきは全てがコードの予測の不確かさに起因しているものではなく、局所出力等の入力の不確かさも寄与しているものと考えられるが、ここでは保守的にばらつきが全てコードの予測の不確かさに起因しているものとしている。

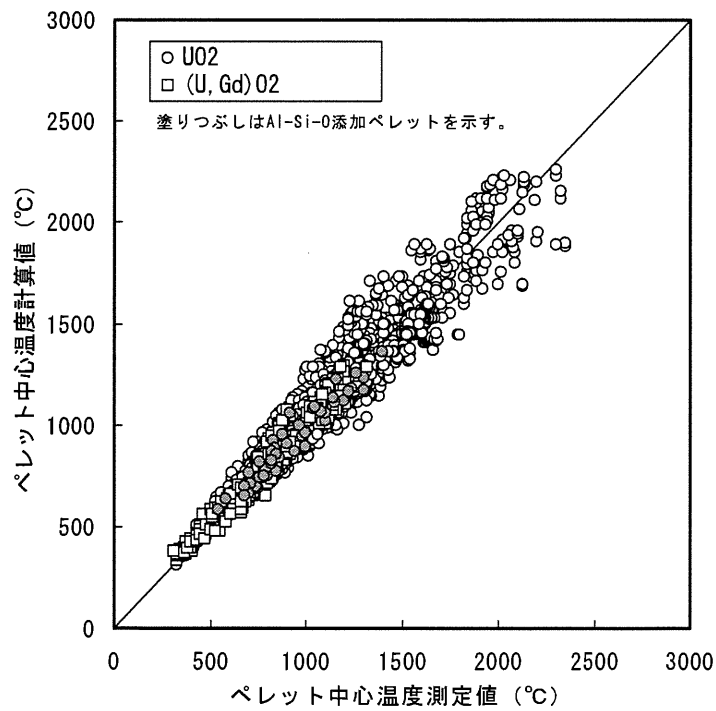
5. 検証結果の比較

3章で示した PRIME03 の検証結果と PRIME01 の検証結果の比較を以下に示す。

- 図 5-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較
- 図 5-2 ペレット中心温度の計算値／測定値の燃焼度変化
- 図 5-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較
- 図 5-4 FP ガス放出率の計算値／測定値の燃焼度変化
- 図 5-5 FP ガス放出率の（計算値－測定値）の燃焼度変化
- 図 5-6 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較
- 図 5-7 燃料棒内圧の（計算値－測定値）の燃焼度変化
- 図 5-8 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較
- 図 5-9 被覆管直径変化の（計算値－測定値）の燃焼度変化
- 図 5-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較（出力急昇試験データの識別）
- 図 5-11 被覆管直径変化の（計算値－測定値）の燃焼度変化（出力急昇試験データの識別）

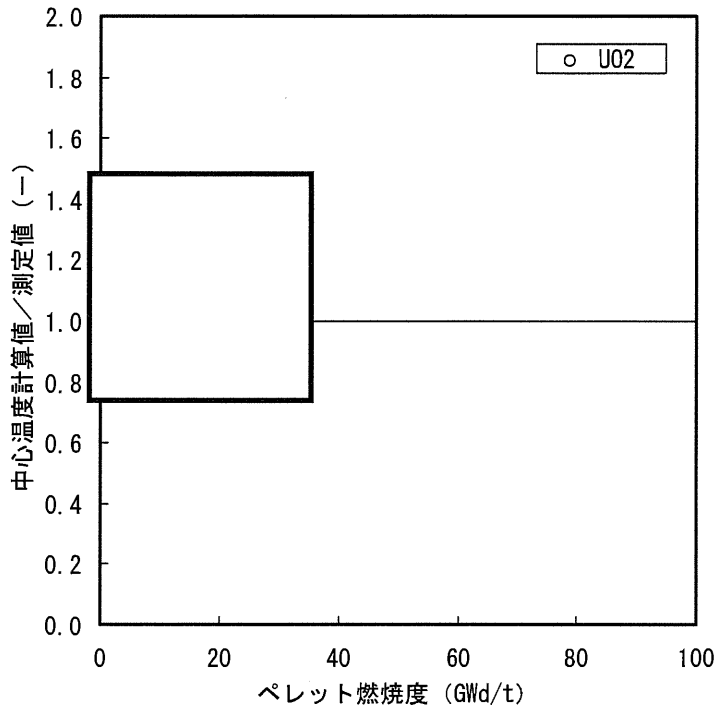


PRIME01

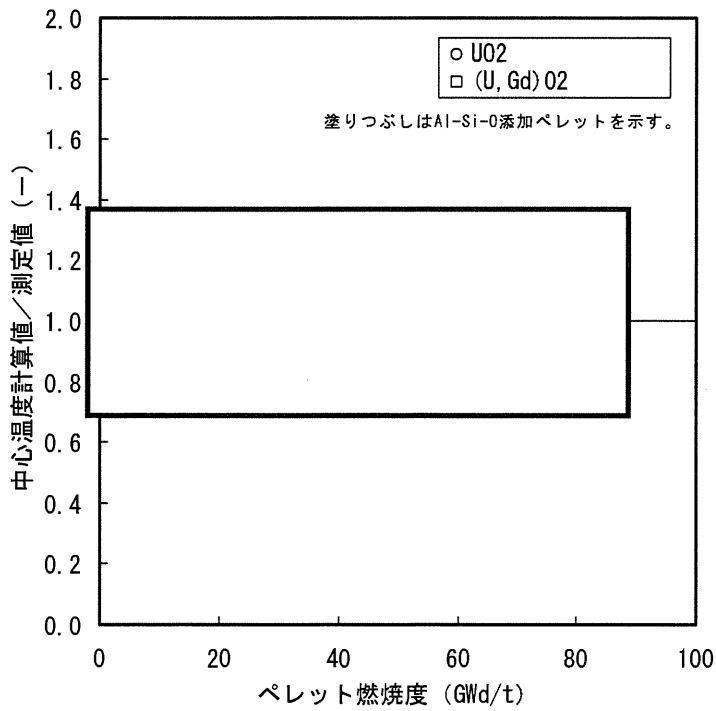


PRIME03

図 5-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較



PRIME01



PRIME03

図 5-2 ペレット中心温度の計算値/測定値の燃焼度変化

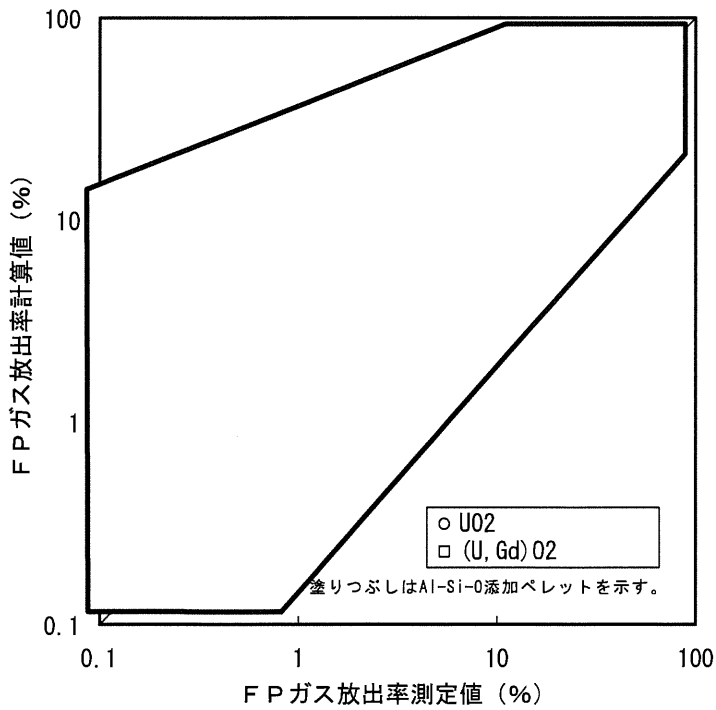
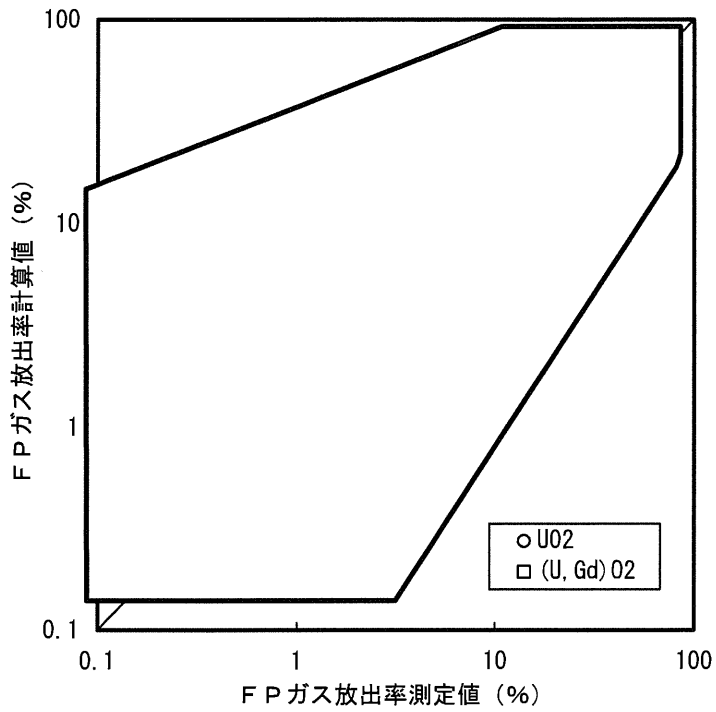


図 5-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較

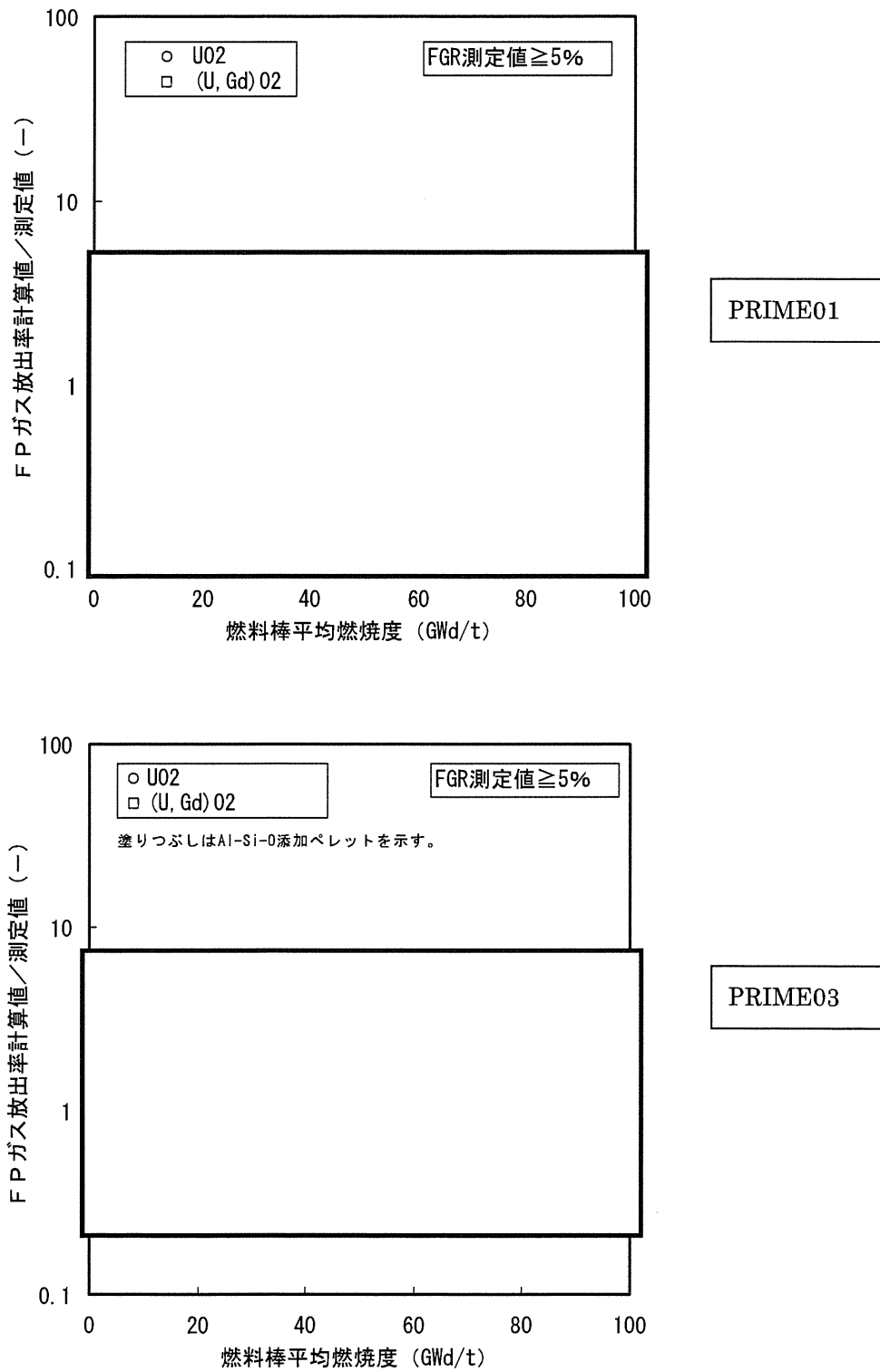


図 5-4 FP ガス放出率の計算値/測定値の燃焼度変化

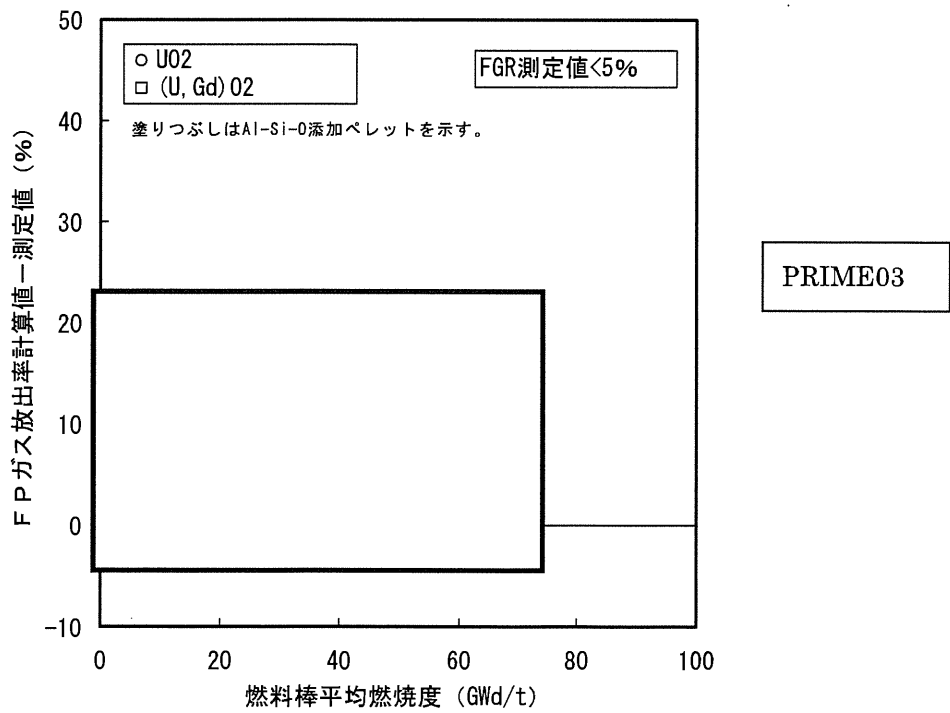
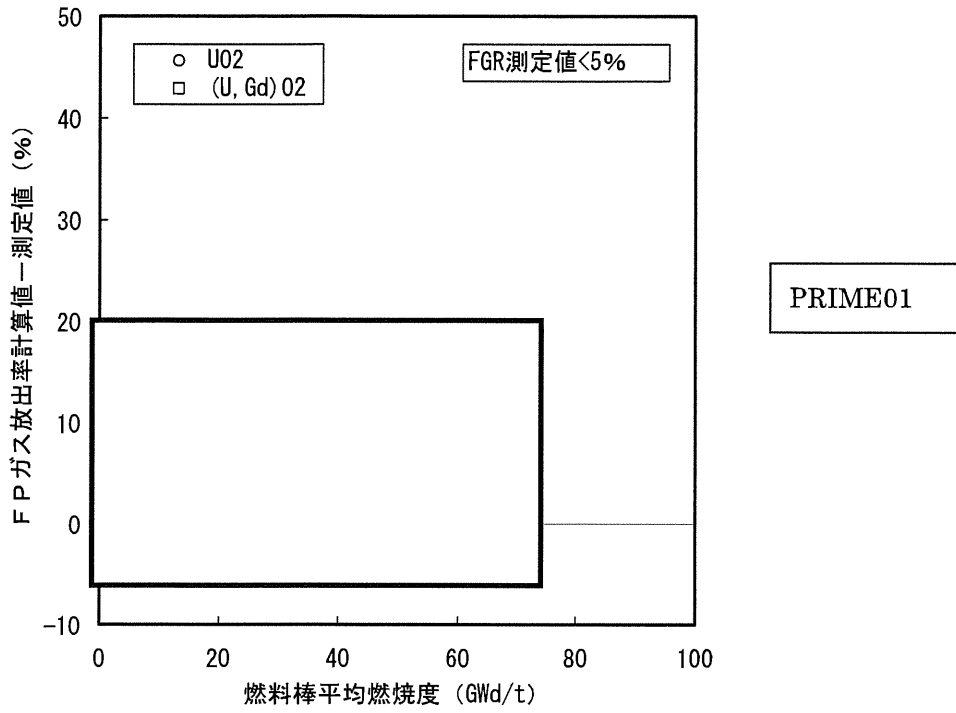
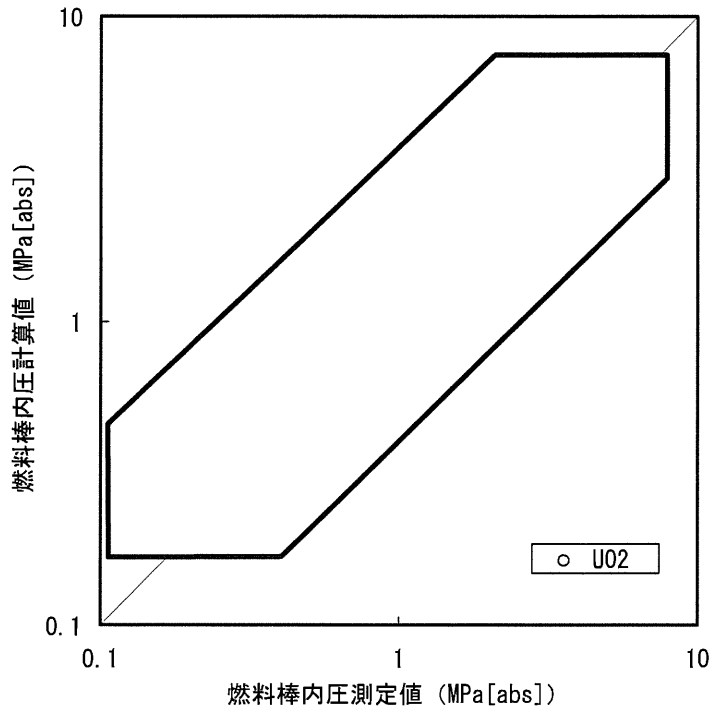
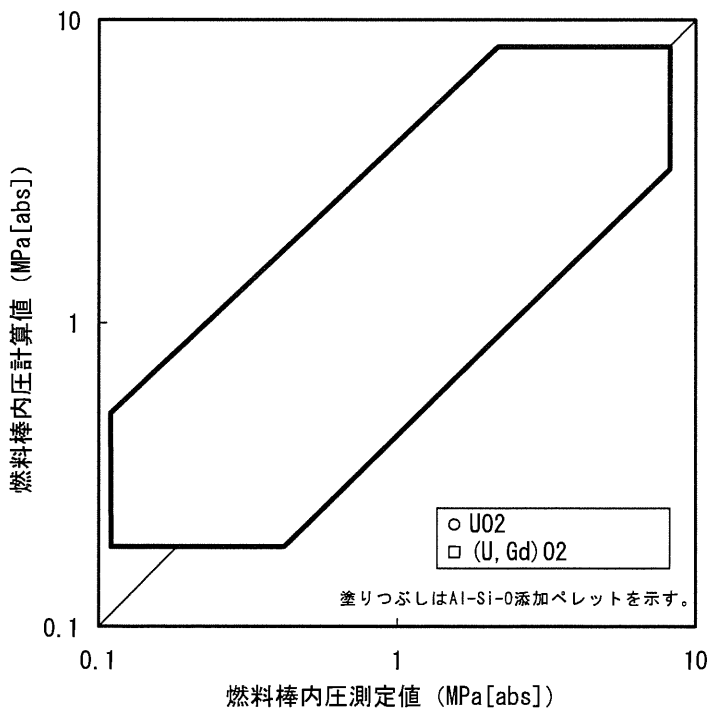


図 5-5 FP ガス放出率の (計算値－測定値) の燃焼度変化

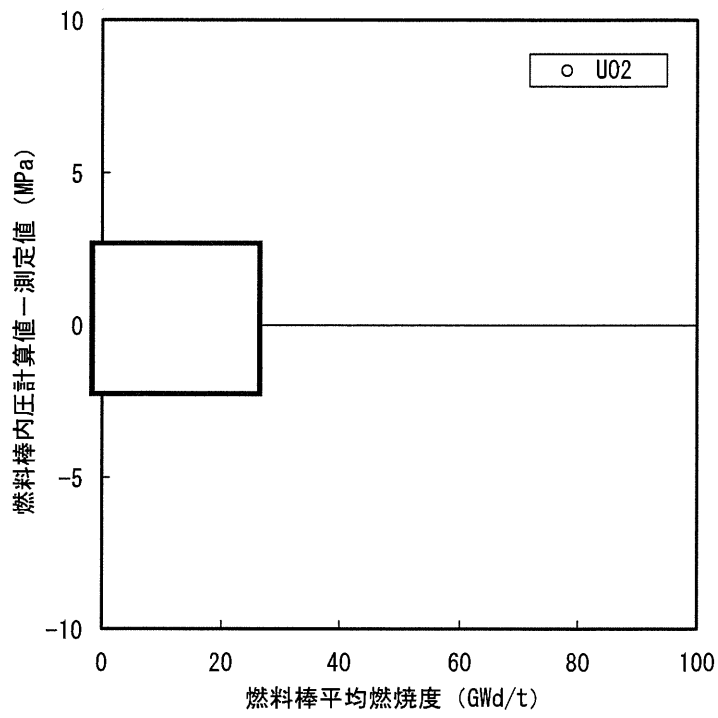


PRIME01

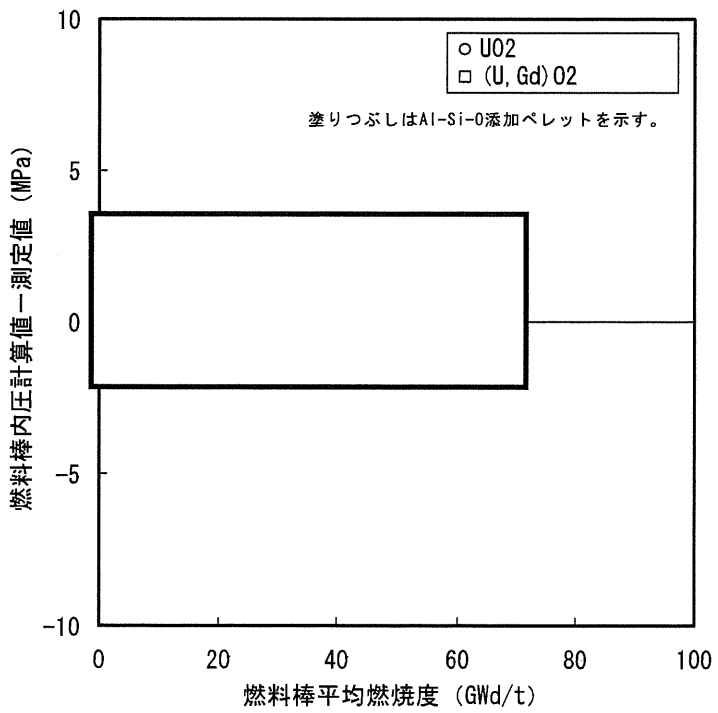


PRIME03

図 5-6 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較

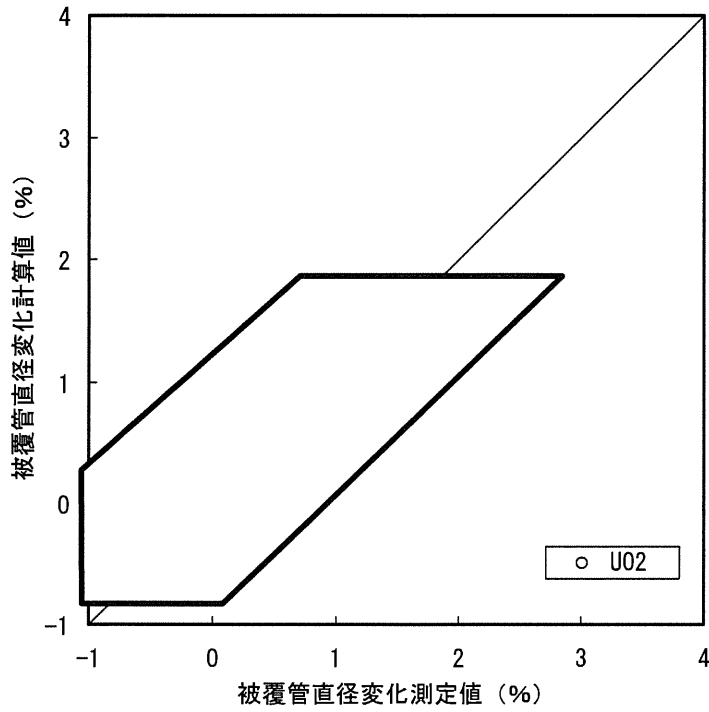


PRIME01

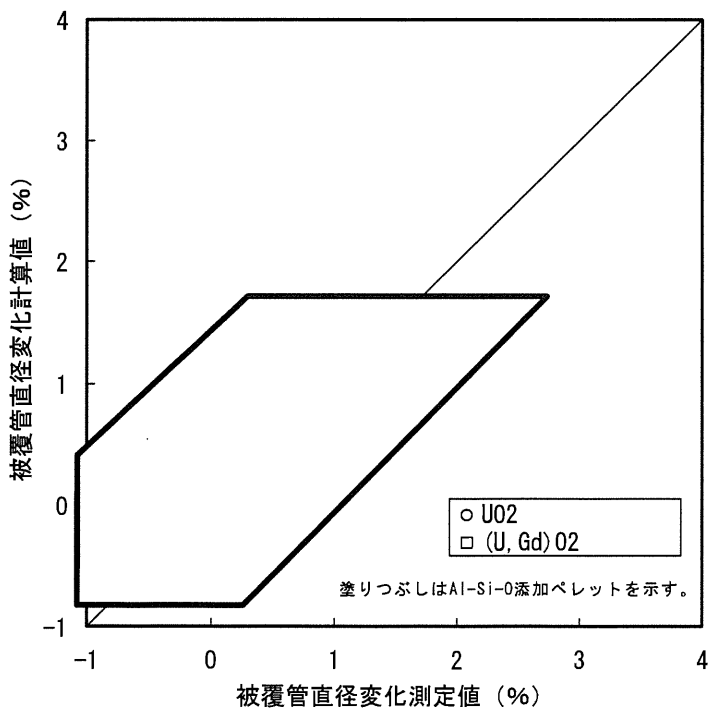


PRIME03

図 5-7 燃料棒内圧の (計算値－測定値) の燃焼度変化



PRIME01



PRIME03

図 5-8 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較

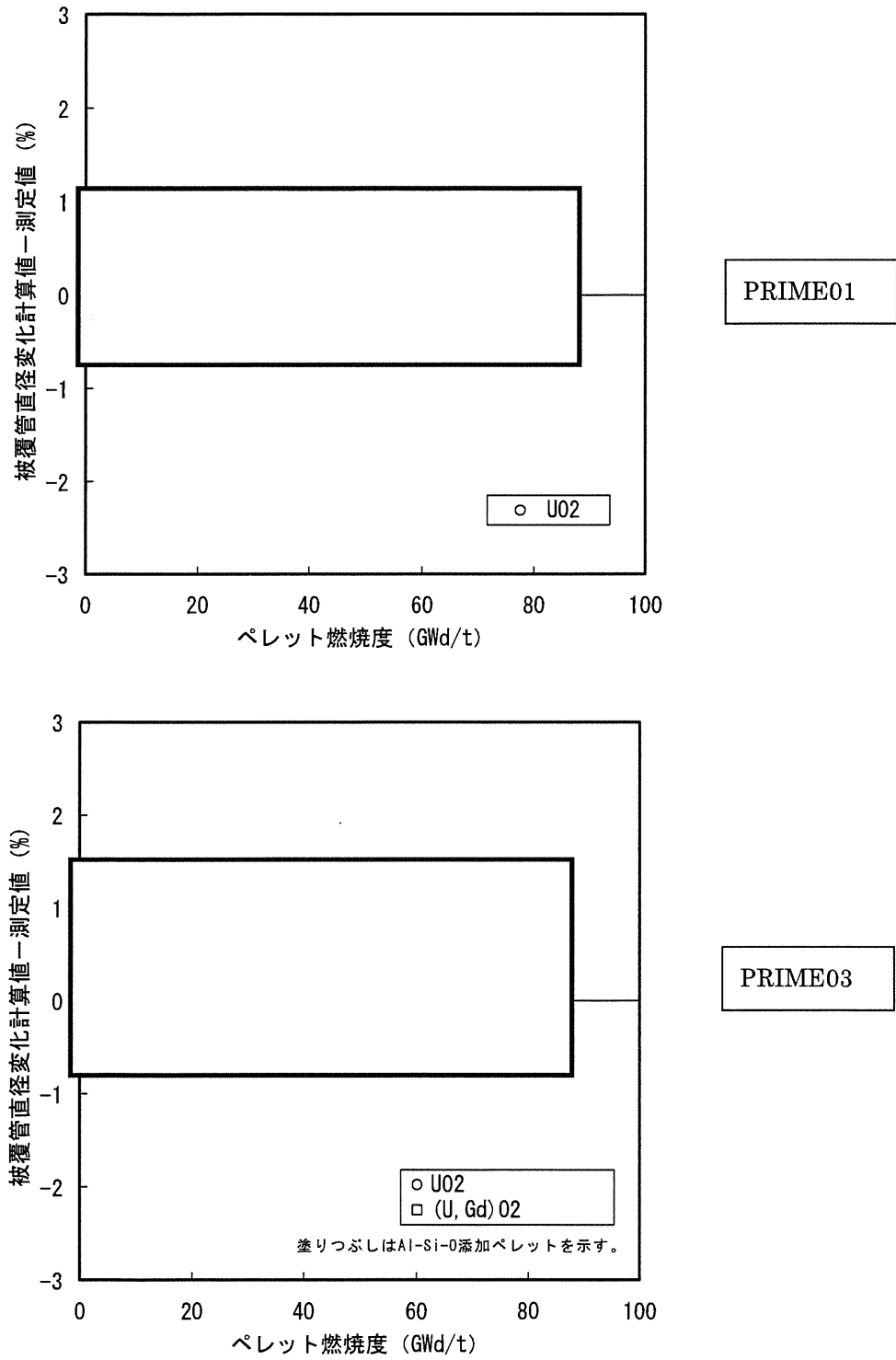
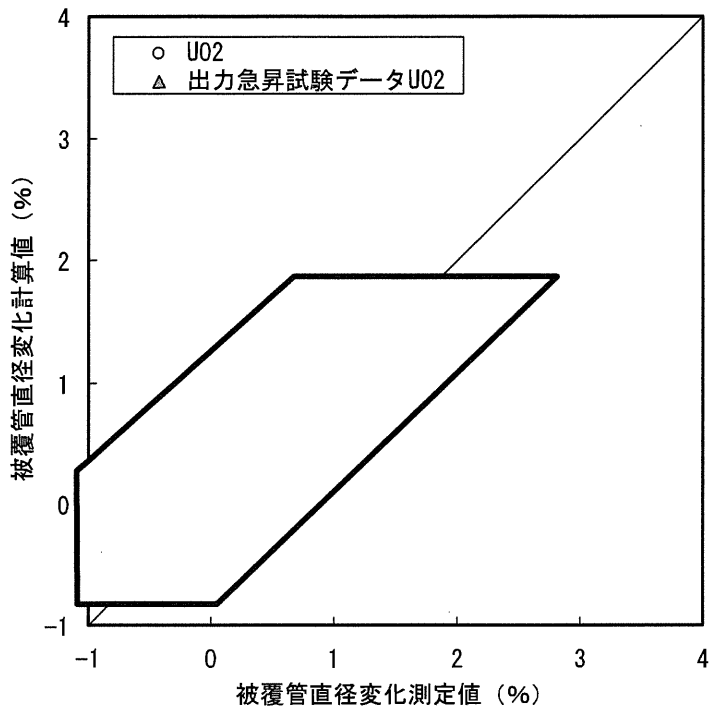
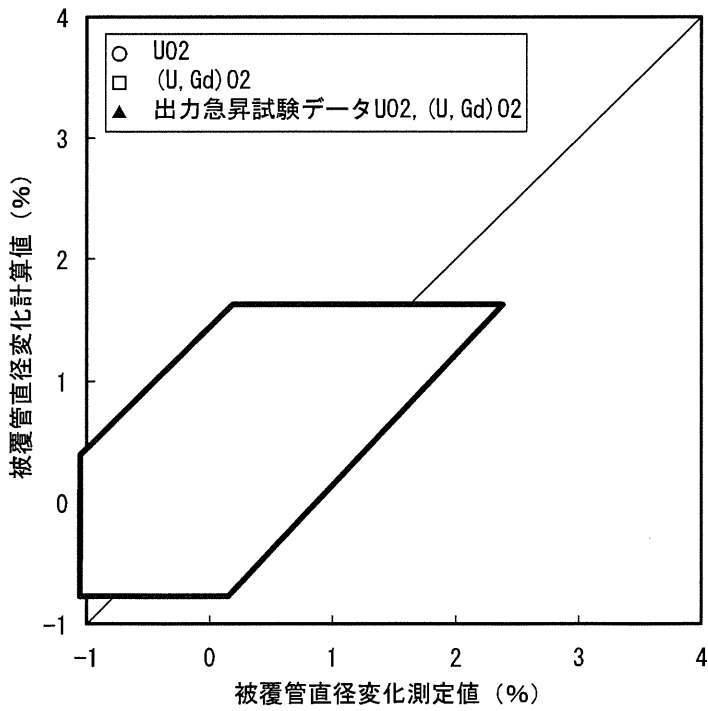


図 5-9 被覆管直径変化の（計算値-測定値）の燃焼度変化



PRIME01



PRIME03

図 5-10 被覆管直径变化の測定値と計算値の比較 (出力急昇試験データの識別)

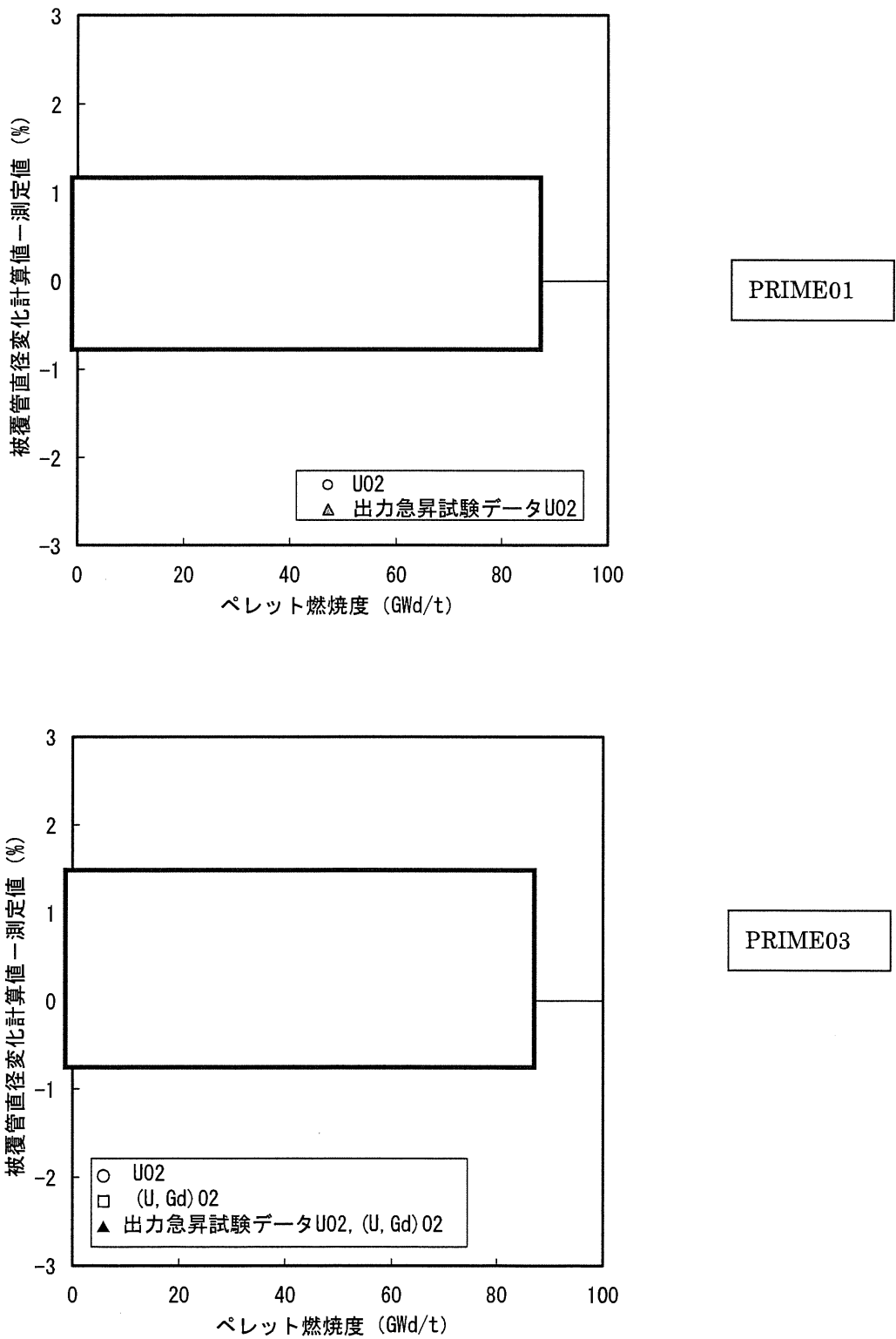


図 5-11 被覆管直径変化の (計算値-測定値) の燃焼度変化 (出力急昇試験データの識別)

6. 参考文献

- [1] H. Mogard et al., "The Studsvik INTER-RAMP Project - An International Power Ramp Experimental Study", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, April 29 - May 3, 1979
- [2] H. Mogard et al., "The International SUPER-RAMP Project at Studsvik", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, 21-24 April, 1985
- [3] T. E. Hollowell et al., "The International OVER-RAMP Project at Studsvik", ANS Topical Meeting on LWR Extended Burnup - Fuel Performance and Utilization, Williamsburg, Va, 4-8 April, 1982
- [4] J. O. Barner et al., "High Burnup Effects Program - Final report", DOE/NE/34046-1, HBEP61(3P27), April 1990
- [5] M. G. Balfour et al., "BR-3 High Burnup Fuel Rod Hot Cell Program", WCAP-10238, Vols. 1 & 2, DOE/ET 34073-1, November 1982
- [6] P. Knudsen and C. Bagger, "Power Ramp and Fission Gas Performance of Fuel Pins M20-1B, M2-2B, and T9-3B", RISO-M-2151, December 1978
- [7] C. Bagger et al., "Details of Design, Irradiation, and Fission Gas Release for the Danish UO₂ - Zr Irradiation Test 022", RISO-M-2152, December 1978
- [8] The Third Riso Fission Gas Project, RISO-FGP3-FINAL (1991)
- [9] P. Blanpain et al., "High Rated and High Burnup Gadolinia Fuel Irradiated in the BR3 17 X 17 PWR", IAEA-SM-288/40, Improvements in Water Reactor Fuel Technology and Utilization, Stockholm, 1986
- [10] J.H.Davies et al., "Fuel Ramp Tests in Support of A Barrier Fuel Demonstration", GEAP-22076, July 1984
- [11] "BWR Fuel Bundle Extended Burnup Program", DOE/ET/34031-18, December 1984
- [12] 三島ら、「沸騰水型原子炉燃料集合体の信頼性実証試験」、(社)日本原子力学会誌、Vol. 29、No. 2、(1987)
- [13] 「平成13年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財)原子力発電技術機構、平成14年3月

- [14] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月
- [15] M. F. Lyons et al., “UO₂ Fuel Rod Operation with Gross Central Melting”, GEAP-4264 (1963)
- [16] T. C. Rowland et al., “Fission Product Swelling in BWR Fuels”, NEDO-20702 (1974)
- [17] C. E. Beyer and C. R. Hann, “Prediction of Fission Gas Release from UO₂ Fuel”, BNWL-1875 (1974)
- [18] F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University California publ. Eng. vol.2, October 1930

Appendix-D

第2回 WG 付録資料-4

PRIME03 コードの適用範囲

1. 適用範囲

PRIME03 コードは、ジルカロイ製被覆管（GNF-Ziron 製、ジルコニウム内張を含む）及び二酸化ウランペレット（ Gd_2O_3 入りペレット、Al-Si-O 添加を含む）により構成される BWR 燃料棒の設置（変更）許可申請書における許認可解析に適用する。MOX 燃料に対しては PRIME03 の適用外である。

(1) 燃料仕様の適用範囲

PRIME03 の適用範囲を表 1 に示す。PRIME03 のモデル構成からは、ペレット・被覆管寸法等の燃料棒仕様の幅広い範囲にわたって適用可能であると考えられ、また検証に用いた燃料データは広範囲であることから、PRIME03 の適用範囲は使用実績のある燃料型式あるいは今後導入が予定されている 10×10 燃料の仕様範囲（表 1 中に示す）より十分広いと考えられる。しかし、本コードが設置（変更）許可申請書における許認可解析に使用することを前提として考え、2章に示す物性モデル及び照射挙動モデルの根拠としたデータ範囲、並びに3章に示す検証データの範囲及び分布を参考に、使用実績のある燃料型式あるいは今後導入が予定されている 10×10 燃料の仕様範囲に絞って適用範囲を設定した。

(2) 許認可解析の適用範囲

PRIME03 は設置（変更）許可申請書 添付書類 八に記載される燃料棒熱・機械特性評価、並びに添付書類 八及び添付書類 十に記載される動特性解析や過渡・事故解析の入力条件の評価に適用する。解析項目、評価内容を表 2 に示す。なお、動特性解析や過渡・事故解析の具体的な入力条件は、個々の解析における安全裕度設定の考え方にしたがって適切に設定される。これらの入力条件設定法に関しては個別の安全審査の場で妥当性が確認される。

なお、PRIME03 による動特性解析や過渡・事故解析の入力条件評価は事象開始前の燃料の状態を評価するものであり、過渡時及び事故時等の燃料棒ふるまいについては解析対象としていない。

2. 物性モデル、照射挙動モデルのデータ範囲

PRIME03 で使用しているペレット及び被覆管の物性モデル、並びに照射挙動モデルの根拠としたデータ範囲を添付-1 に示す。各モデルは適用における考え方に記載したように、表 1 に示す PRIME03 の適用範囲を満足するものであるといえる。

なお、PRIME03 においては多くのモデルが相互に影響しあって繰り返し計算を行っており、コードの検証は、個々のモデルではなく、コード全体としての計算結果が実際の挙動を良く予測することを確認している。

3. 検証データ範囲及び分布

PRIME03 の検証データ範囲を表 3 に示す。

全検証データにおける燃料仕様等の各パラメータのデータ分布と表 1 に示す PRIME03 の適用範囲を比較した結果を添付-2 の付図 2-1 に示す。PRIME03 の適用範囲は各パラメータのデータ分布の範囲内となっている。

また、検証項目別に各パラメータのデータ範囲と表 1 に示す適用範囲を比較した結果を添付-2 の付図 2-2 に示す。なお、付図 2-1 で選定したパラメータのうち、他で代表できるもの、影響の小さいものは除いている。検証解析に用いた燃料仕様、照射条件（前記のパラメータ）の組合せは適用範囲をほぼ包絡している。

4. 適用範囲の検討

PRIME03 で使用しているペレット及び被覆管の物性並びに照射挙動に関する各モデルについては、添付-1 においてモデルの根拠となったデータ範囲及び各モデルの適用における考え方に記載した考察から、表 1 に示す PRIME03 の適用範囲を満足するものであるといえる。

また、表 1 に示す燃料仕様、燃焼度、出力などの適用範囲の条件で、表 2 に示す許認可解析項目に対して PRIME03 が適用できることを、付図 2-2 に示したコード検証における各パラメータのデータ範囲と比較して検討した。表 2 に

記載した評価項目（燃料温度（ペレット温度、被覆管温度）、燃料棒内圧、ガス組成（FP ガス放出率、He 放出量）、被覆管歪、ギャップ熱伝達係数）ごとに以下に示す。

・燃料棒温度（ペレット温度、被覆管温度）

ペレット温度については、付図 2-2 に示すような広範囲な燃料仕様の燃料についてペレット中心温度の検証を実施している。

ペレット中心温度の検証データの燃料仕様（ペレット外径、ペレット被覆管ギャップ幅、ペレット密度）は、広範囲であり表 1 の PRIME03 の適用範囲を包絡している。検証データのペレット燃焼度については、表 1 に記載の適用範囲 80GWd/t を超える燃焼度の検証データも含まれている。また、燃焼度と出力の組合せで見た場合、ペレット燃焼度 80GWd/t まで燃焼した燃料の最大経験出力は約 40kW/m となっており、通常運転領域をほぼ包絡している燃料棒が検証データ内に含まれていることが分かる。なお、最大線出力密度については、通常出力運転時の多くのデータ（60kW/m 以下）で検証されていること、及びペレット熱伝導率などの物性値モデルが高温まで確認されていることと合わせて、60kW/m 以上の出力に関しても適用に問題ないといえる。

ガドリニア入り燃料に関しては、ガドリニア濃度 8wt% までの燃料棒についてペレット中心温度の検証を実施している。8wt% ガドリニア入り燃料は、ペレット燃焼度約 60GWd/t、最大出力約 25kW/m を経験している。これらのガドリニア入り燃料のペレット中心温度検証データに加え、前述のように UO₂ 燃料については表 1 の適用範囲で適用可能であることからペレット温度計算体系として妥当であることが確認されていること、更にペレット熱伝導率モデルが 10wt% まで検証されていることから、10wt% までのガドリニア入り燃料のペレット温度計算も妥当といえる。

燃料仕様と燃焼度等との組合せについては、幅広い燃料仕様で幅広い燃焼度においてペレット中心温度が検証されていることから表 1 の適用範囲であればペレット温度評価は妥当といえる。すなわち、ある程度燃焼度が進んだ領域において様々な仕様の燃料が検証されていれば、ペレット温度計算体系として妥当であることが確認されていること、更にこれに加えペレット熱伝導率モデルが 80GWd/t 以上まで検証されていることから、様々な燃料仕様と燃焼度等との組合せの場合においてもペレット温度計算は妥当といえる。

なお、被覆管温度については、被覆管熱伝導率等の物性モデルできまること、物性モデルが表 1 の適用範囲内で問題ないことが確認されていることから、表 1 の適用範囲は妥当といえる。

・ガス組成 (FP ガス放出率、He ガス放出量)

FP ガス放出率については、付図 2-2 に示すような広範囲な燃料仕様の燃料について FP ガス放出率の検証を実施している。

FP ガス放出率の検証データの燃料仕様 (ペレット外径、ペレット被覆管ギャップ幅、ペレット密度) は、広範囲であり表 1 の PRIME03 コードの適用範囲を包絡している。燃料棒平均燃焼度については、表 1 に記載の適用範囲 73GWd/t を超える燃焼度の検証データも含まれている。また、燃焼度と出力の組み合わせで見た場合、平均燃焼度約 70~90GWd/t まで燃焼した燃料の最大経験出力は約 40~60kW/m となっており、通常運転領域をほぼ包絡している燃料棒が検証データ内に多く含まれている。なお、最大線出力密度については、100kW/m を超えるデータも含まれている。

ガドリニア入り燃料に関しては、ガドリニア濃度 10wt%まで FP ガス放出率の検証を実施している。10wt%ガドリニア入り燃料は、燃料棒平均燃焼度約 55GWd/t、最大出力約 60kW/m を経験している。

燃料仕様と燃焼度等との組合せについては、幅広い燃料仕様で幅広い燃焼度において FP ガス放出率が検証されていることから表 1 の適用範囲であれば FP ガス放出率評価は妥当といえる。すなわち、ある程度燃焼度が進んだ領域において様々な仕様の燃料が検証されていれば、ペレット温度計算-FP ガス放出率計算体系として妥当であることが確認されていること、ペレット熱伝導率モデルが 80GWd/t 以上まで検証されていること、ペレット中心温度はペレット燃焼度 80GWd/t 以上まで検証されていること、更に FP ガス放出率の検証データには平均燃焼度 99GWd/t までのデータ含まれていることから、様々な燃料仕様と燃焼度等との組合せの場合においても FP ガス放出率の計算は妥当といえる。

ガス組成は FP (Xe+Kr) ガス、He ガス量で決まるが、He ガス放出量は初期 He 封入量、FP ガス放出量に比較して少ないこと、He ガス放出量は FP ガス放出率に依存するモデルであるが上述のように FP ガス放出率の計算は妥当であることより、ガス組成の計算は妥当といえる。

・燃料棒内圧

燃料棒内圧については、付図 2-2 に示すような広範囲な燃料仕様の燃料について燃料棒内圧の検証を実施している。

燃料棒内圧の検証データの燃料仕様（ペレット外径、ペレット-被覆管ギャップ幅、ペレット密度）は、広範囲であり表 1 の PRIME03 の適用範囲を包絡している。検証データの燃料棒平均燃焼度については 67GWd/t までのデータがある。燃料棒内圧は、ペレット温度、FP ガス放出率に強く依存するものであり、ペレット温度、FP ガス放出率に関しては表 1 に記載の適用範囲 73GWd/t を超える燃焼度のデータも含まれていることから、燃料棒平均燃焼度 73GWd/t までの適用に問題はない。また、燃焼度と出力の組合せで見た場合、燃料棒平均燃焼度約 55~67GWd/t まで燃焼した燃料の最大経験出力は約 40~60kW/m となっており、通常運転領域をほぼ包絡している燃料棒が検証データ内に含まれている。なお、燃料棒内圧に関しては過渡あるいは事故事象の事象開始前の燃料棒内圧評価が重要であることから、線出力密度約 60kW/m までの十分なデータで検証されていることから問題ないといえる。

ガドリニア入り燃料については、燃焼度約 55GWd/t、経験最高出力約 60kW/m を経験した 10wt%ガドリニア入り燃料で燃料棒内圧の検証を実施している。

燃料仕様と燃焼度等との組合せは、幅広い仕様について幅広い燃焼度で検証を行っていることから表 1 の適用範囲であれば燃料棒内圧評価は妥当といえる。すなわち、ある程度燃焼度が進んだ領域において様々な仕様の燃料が検証されていれば、燃料棒内圧の計算体系として妥当であることが確認されていること、燃料棒内圧が強く依存するペレット温度及び FP ガス放出率についてはそれぞれペレット燃焼度 80GWd/t 以上、燃料棒平均 73 GWd/t 以上まで検証されていることから、様々な燃料仕様と燃焼度等との組合せの場合においても燃料棒内圧計算は妥当といえる。

・被覆管歪

被覆管歪については、付図 2-2 に示すような広範囲な燃料仕様の燃料について被覆管直径変化の検証を実施している。

被覆管直径変化の検証データの燃料仕様（ペレット外径、ペレット-被覆管ギャップ幅、ペレット密度）は、広範囲であり表 1 の PRIME03 の適用範囲を包絡している。検証データのペレット燃焼度については、表 1 に記載の適用範

囲 80GWd/t を超える燃焼度の検証データも含まれている。また、燃焼度と出力の組合せで見た場合、最大経験出力約 75kW/m、ペレット燃焼度約 55GWd/t と異常な過渡変化時の出力を十分上回る燃料棒が検証データ内に含まれていることが分かる。

最大線出力密度については、約 70kW/m までの多くのデータやペレット溶融を伴う約 90kW/m までのデータで検証を実施している。また、ペレット熱伝導率などの物性値モデルは高温までの適用性が確認されており、被覆管歪に大きく影響するペレット熱膨張量を支配するペレット温度評価に関してはペレット中心温度の検証により適用性が確認されている。更に、融点を越えたペレット領域に対しては溶融による体積増加を考慮しており、ペレットの一部が溶融するような出力範囲では、ペレット温度、溶融領域（体積増加）は出力上昇に伴い連続的に変化する。これらより、線出力密度 100kW/m までの被覆管歪評価に問題ないといえる。

ガドリニア入り燃料に関しては、ガドリニア濃度 5wt% までの燃料棒について検証を実施している。5wt% ガドリニア入り燃料は、ペレット燃焼度約 60GWd/t、最大出力約 25kW/m を経験している。これらのガドリニア入り燃料の被覆管直径変化データに加え、前述のように UO₂ 燃料については表 1 の適用範囲で適用可能であることから被覆管直径変化計算体系として妥当であることが確認されていること、更に 10wt% ガドリニア入り燃料までのペレット温度計算が問題ないことより、10wt% ガドリニア入り燃料までの被覆管歪評価も問題ないといえる。

燃料仕様と燃焼度等との組合せについては、高出力、高燃焼度を経験した燃料を含んだ幅広い燃料仕様において被覆管歪が検証されていることから表 1 の適用範囲であれば被覆管歪評価は妥当といえる。

・ギャップ熱伝達係数

ギャップ熱伝達係数は Ross and Stoute モデルを基礎とし、FP ガス、He ガスの混合ガスによる熱伝達、ギャップが閉じた場合の固体接触による熱伝達、及び輻射による熱伝達を考慮したモデルにより計算されている。ギャップ熱伝達係数は、ペレット表面と被覆管内面との温度差および熱流束とで決まるが、被覆管及びペレット温度に影響する被覆管熱伝導率、ペレット熱伝導率、半径方向出力分布などのモデルが適用範囲内で妥当であること、及び冷却材温度、

線出力密度、ペレット中心温度が既知の検証データを用いてペレット中心温度の検証を実施していることから、計算されるギャップ熱伝達係数は妥当なものといえる。

従って、ペレット温度の項での記載と同様に、ギャップ熱伝達係数についても表1の適用範囲は妥当といえる。

5. まとめ

PRIME03の適用範囲は、各モデル作成の根拠としたデータ範囲、検証データ範囲並びに許認可解析における評価項目への適用性を考慮し設定したものであり、妥当なものとして判断される。また、表1に示すように今後導入が予定されている10×10燃料への適用が可能となっている。

なお、将来において本設定の適用範囲から外れる仕様の型式燃料を設計する場合には過去の実績、検証データなどを再評価し適用性に問題ないことを検討することとする。

表 1 PRIME03 の適用範囲

仕 様	適用範囲	10×10 燃料
被覆管外径 (mm)	9.0 - 13.0	約 10
被覆管肉厚 (mm)	0.50 - 0.95	約 0.6
ペレット外径 (mm)	8.0 - 11.0	約 9
ペレット-被覆管ギャップ幅 (直径ギャップ) (mm)	0.13 - 0.25	約 0.2
ペレット密度 (%TD (理論密度))	93.0 - 98.0	約 97
初期 He 封入圧 (MPa[abs])	0.1 - 1.1	約 0.7
ペレット燃焼度 (GWd/t)	≤ 80	≤ 80
燃料棒平均燃焼度 (GWd/t)	≤ 73	≤ 73
線出力密度 (kW/m) 通常運転時 異常な過渡変化時	≤ 60 ≤ 100	44.0 (最大設計 線出力密度)
ペレット材	UO ₂ 、Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ 焼結体 (Al-Si-O 添加*1を含む)	同左
U 濃縮度 (wt%)	≤ 8	< 5
Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)	≤ 10	≤ 10
Al-Si-O 添加量 (ppm)	250 - 2500	
被覆材	ジルカロイ-2、GNF-Ziron*1 (ジルコニウム内張を含む) 再結晶化焼鈍材	同左

*1: 「付録資料-2、PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用」 参照

表 2 設置（変更）許可申請書における PRIME03 の許認可解析適用範囲

申請書区分	解析対象 *1	評価内容
添付書類 八	<u>3.1.5 機械設計</u> ・燃料棒熱・機械設計評価 ・被覆管応力解析の入力条件 <u>3.4.2 熱水力設計</u> ・最大線出力密度	・燃料棒温度、燃料棒内圧、被覆管歪 ・被覆管温度、燃料棒内圧 ・被覆管 1%塑性歪相当線出力密度、出力余裕
	<u>3.4.3 動特性</u> 「炉心安定性」、「領域安定性」、「プラント安定性」解析の入力条件 *2	ギャップ熱伝達係数
添付書類 十	<u>2.3 過渡解析</u> ・「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」解析の入力条件 *2 ・「炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化」、「原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化」解析の入力条件 *2	・燃料棒内圧、ギャップ熱伝達係数、ガス組成 ・ギャップ熱伝達係数
	<u>3. 事故解析</u> 「原子炉冷却材喪失」、「原子炉冷却材流量の喪失」、「主蒸気管破断」、「制御棒落下」解析の入力条件 *2	燃料棒内圧、ギャップ熱伝達係数、ガス組成

*1：章節項番号は最新 ABWR の例

*2：事象開始前の燃料状態

表 3 PRIME03 コードの検証データ範囲

検証項目	本数	データ範囲										データソース
		被覆管外径 (mm)	被覆管肉厚 (mm)	ペレット径 (mm)	キャップ幅 (mm)	ペレット密度 (%TD)	Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)	Al-Si-O 濃度 (ppm)	He 封入圧 (MPa)	燃焼度 (GWd/t)	線出力密度 (kW/m)	
ペレット 中心温度	71											<ul style="list-style-type: none"> ・ハルデン炉試験 ・RISO-3 試験
F P ガス 放出率	531											
燃料棒 内圧	51											
被覆管 直径変化	176											

*1: ペレット燃焼度 *2: 燃料棒平均燃焼度

付表 1-1 PRIME03 で使用しているペレット及び被覆管の物性モデル、並びに照射挙動モデルの根拠としたデータ範囲

1. ペレット関連モデル

項目	パラメータ	データ範囲	参考文献	適用における考え方
熱伝導率	ペレット温度		[1]~[6]	低温側で支配的なフォノン熱伝導の項は適用範囲をほぼ包絡したデータ範囲のペレットの熱拡散率測定結果に基づいている。詳細については、付録資料-1を参照。高温側で支配的なフォトン熱伝導の項は、高出力で融点以上の温度を経験した照射ペレットの照射後試験結果より評価された融点までの積分熱伝導率に基づき決定されており、燃焼度依存はないと考えている。
	ペレット燃焼度			
	ペレット密度			
	Gd ₂ O ₃ 濃度			
熱膨張	ペレット温度			
融点	ペレット燃焼度	0~45GWd/t	[7],[8]	30GWd/t以降の融点低下率を保守側に設定している。詳細については、付録資料-1を参照。
	Gd ₂ O ₃ 濃度			MATPRO Ver.11 ^[9] と同様に、ヤング率はデータ範囲以上の温度に対して直線的に低下しており、融点まで適用可能と判断している。
ヤング率	ペレット温度			
	ペレット密度			
	ペレット燃焼度			
ポアソン比	ペレット温度		[10]	データ範囲以上の温度では降伏応力が小さいので問題ない。
降伏応力	ペレット温度		[11]	固体状FPの蓄積によるスエリング速度は燃焼依存なしと考えている。リム組織形成の影響については付録資料-1を参照。
スエリング	積算核分裂密度	~9 × 10 ²⁰ cm ³		
焼きしまり	積算核分裂密度	~4 × 10 ²⁰ cm ³ (15GWd/t)	[12]~[14], [16]	低燃焼度で終了する現象であり、製造時の炉外試験で評価される最大焼きしまり量を入力することにより計算される。
	ペレット結晶粒径	3~35 μm		
クリープ (ホットプレス)	単位時間当たりの核分裂密度		[15],[16]	燃料棒熱・機械設計における通常運転時の解析では、ペレット温度はデータ範囲内に留まる。約1800℃以上の高温においてはクリープ速度は大きくなる方向であるが、クリープ速度が大きいとクリープ変形による応力緩和が生じるため、定常解析における燃料棒全体の変形挙動への影響は小さい。
	ペレット密度			Al-Si-O添加の影響については、付録資料-2を参照。
	ペレット応力			
	ペレット温度			
	ペレット結晶粒径			

注記；熱膨張、ヤング率及びポアソン比については、Gd₂O₃添加の影響が小さいことを確認している^{[17],[18]}。
機械設計への影響が小さいことを確認している^{[17],[18]}。

付表 I-1 PRIME03 で使用しているペレット及び被覆管の物性モデル、並びに照射挙動モデルの根拠としたデータ範囲 (続き)

2. 被覆管関連モデル

項目	パラメータ	データ範囲	参考文献	適用における考え方
熱伝導率 熱膨張 ヤング率 ポアソン比	被覆管温度			データ範囲は、定常及び過渡解析の被覆管の温度範囲を包含している。
	被覆管温度			
	被覆管温度			
	被覆管温度			
	被覆管温度			
降伏及び歪硬化	被覆管温度			温度のデータ範囲は定常及び過渡解析の被覆管の温度範囲を包含している。高速中性子照射量については、約 $2 \times 10^{21} \text{ cm}^{-2}$ で照射硬化が飽和し、その傾向が約 $1.3 \times 10^{22} \text{ cm}^{-2} \text{ d}^{-1}$ まで維持されていることを確認している。
	高速中性子照射量			
クリープ	至速度			
	被覆管温度			
	被覆管応力			
	高速中性子束密度			
照射成長	時間			
	高速中性子照射量			
	被覆管温度			

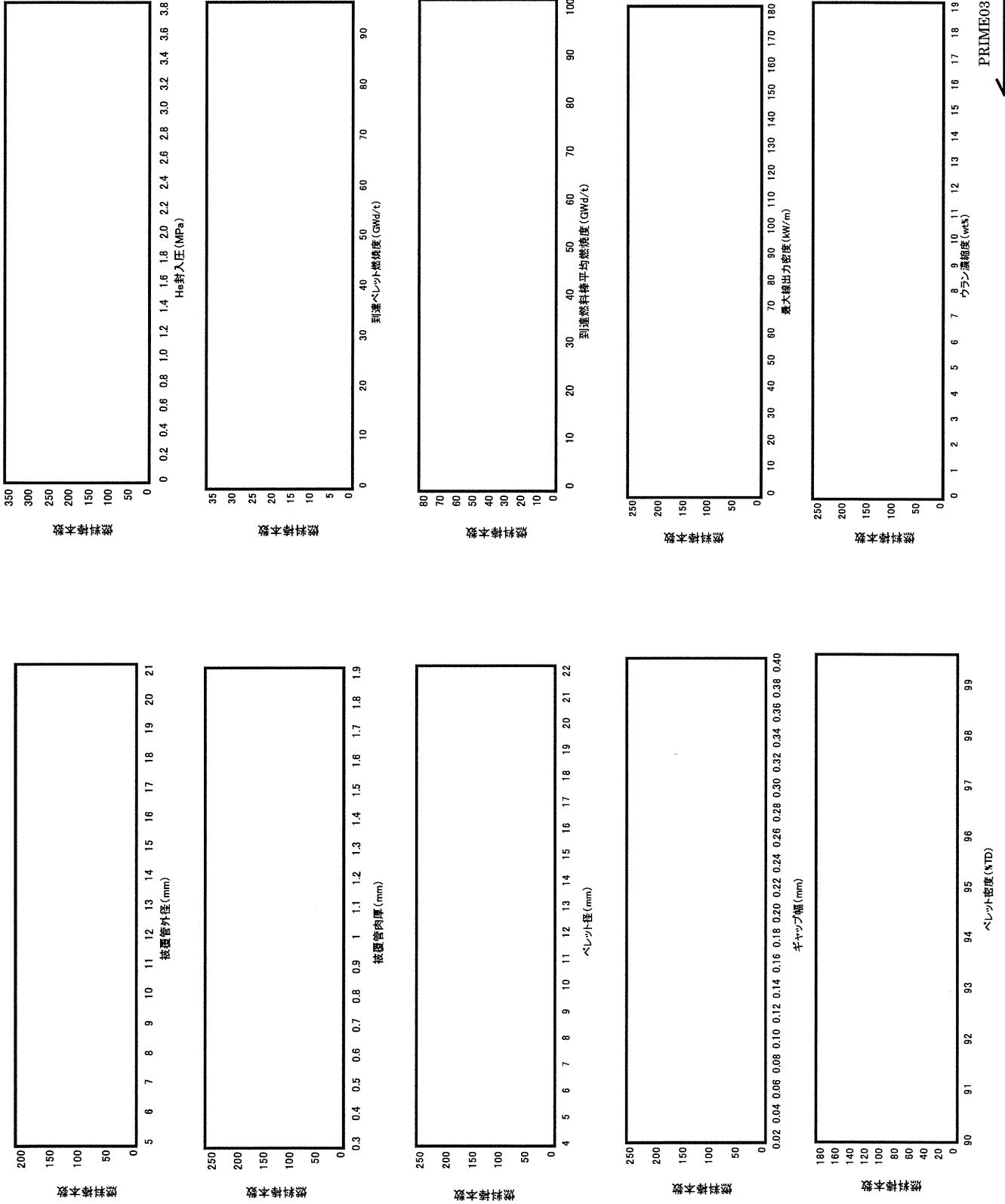
3. 照射挙動モデル

項目	パラメータ	データ範囲	参考文献	適用における考え方
ギャップ熱伝達係数	P/C 接触面温度	140~360°C	[19], [20]	Ross & Stoute モデルを基礎として、燃料棒での評価のためガスによる熱伝達成分にペレットと被覆管の有効ギャップを追加し、理論的に導出した放射による熱伝達成分を追加している。計算モデル中の温度ギャップ距離のガス圧力補正に関しては、大気圧以下の試験に基づき温度ギャップ距離が分子平均自由行程に比例するのでガス圧力には逆比例すると評価されている[19]。この特性は高圧力側でも変わらないため高圧力でも適用可能と判断している。ペレットと被覆管の有効ギャップを含めた本モデルによる燃料棒温度計算の妥当性については、左記の初期ギャップ範囲の燃料棒におけるペレット燃焼度 85GWd/t までのペレット中心温度の検証において間接的に確認されている。
	P/C 接触圧力	5~58MPa		
	被覆管内表面粗さ	0.18~1.7 μm		
	ペレット外表面粗さ	0.25~3.4 μm		
	ガス圧力(燃料棒内圧)	真空~0.1MPa(大気圧)		
	ガス雰囲気	He, Ar, Kr, Xe 及び混合ガス		
	P/C ギャップ幅			
径方向出力分布				
リム組織形成	ペレット平均燃焼度		[4], [21]~[30]	詳細については、付録資料-1 を参照。
	ペレット最外周部燃焼度			
FP ガス放出	ペレット温度			左記の範囲の検証データに基づき設定した経験式である。詳細については、付録資料-1 及び付録資料-2 を参照。
	ペレット燃焼度			
	ペレット結晶粒径			
He ガス放出				

参考文献

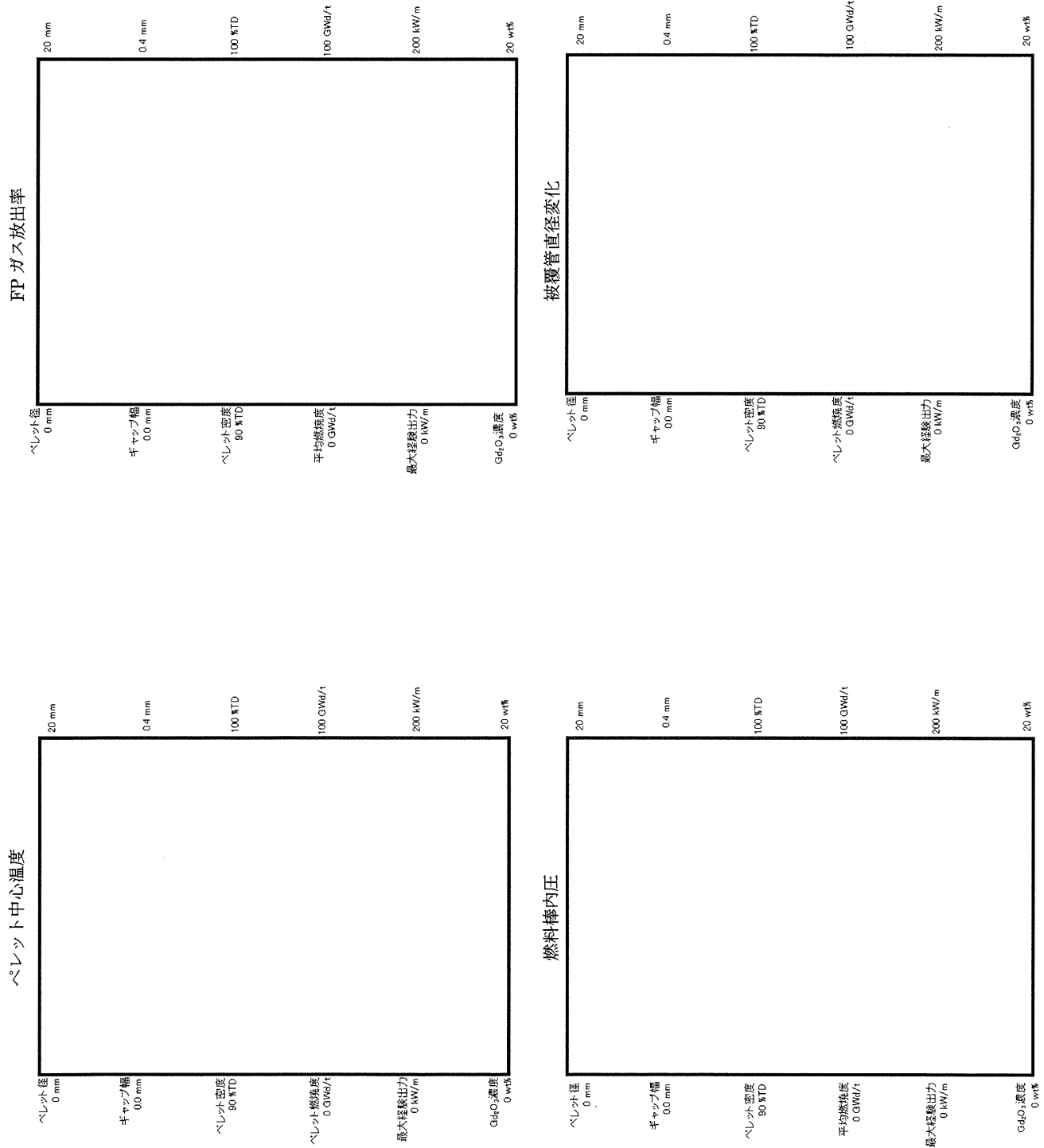
- [1] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO_2 and $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57
- [2] Hirai et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ ", J. Nucl. Sci. Tech. 28 (1991) 995
- [3] 「平成13年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書 (BWR 高燃焼度燃料 総合評価編)」、(財) 原子力発電技術機構、平成14年3月
- [4] 「平成18年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成19年12月
- [5] M. Amaya et al., "Effects of Rim Structure Formation on the Thermal Conductivity of UO_2 Pellets", Actinides 2001, Hayama, Japan, Nov. 4-9, 2001.
- [6] M. F. Lyons et al., " UO_2 Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, July 1964
- [7] S. Yamanouchi et al., "Melting Temperature of Irradiated UO_2 and $\text{UO}_2\text{-2wt}\%\text{Gd}_2\text{O}_3$ Fuel Pellet up to Burnup of about 30GWd/tU", J. Nucl. Sci. Technol., 25 (1988) 528
- [8] 原田ら、「高燃焼度燃料ペレットの融点測定」、(社) 日本原子力学会「2000年秋の大会」M24
- [9] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981
- [10] K. C. Radford et al., "Compressive Deformation of Polycrystalline UO_2 " J. Am. Ceram. Soc 58 (1975) 274.
- [11] 三島ら、「沸騰水型原子炉燃料集合体の信頼性実証試験」、(社) 日本原子力学会誌、Vol. 29、No. 2、(1987)
- [12] M.O. Marlowe, "In-Reactor Densification Behavior of UO_2 ", General Electric Company, NEDO-12440, July 1973
- [13] R.O. Meyer, "The Analysis of Fuel Densification", NUREG -0085, July 1976
- [14] M.F. Lyons, D.H. Coplin, B. Weidenbaum, "Analysis of UO_2 Grain Growth Data From Out of Pile Experiments", GEAP-4411, November 1963.
- [15] A.A.Solomon et al., "Fission-Induced Creep of UO_2 and Its Significance to Fuel-Element Performance", ANL-7857 (1971)
- [16] P.E. Bohaboy et al., "Compressive Creep Characteristics of Stoichiometric Uranium Dioxide", GEAP-10054 (1969)
- [17] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」、株式会社 日立製作所、HLR-033 訂1、平成10年2月

- [18] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」、株式会社 東芝、TLR-045 改訂 1、平成 10 年 1 月
- [19] A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO_2 and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962
- [20] H. von Ubisch, S. Hall and R. Srivastav, "Thermal Conductivities of Mixtures of Fission Product Gases with Helium and with Argon", U.N. International Conference Peaceful Uses of Atomic Energy, A/conference 15/P/143, Sweden (1958).
- [21] M. E. Cunningham et al., "Development and Characteristics of the Rim Region in High Burnup UO_2 Fuel Pellets", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 19
- [22] R. Manzel et al., "High Burnup Fuel Microstructure and its Effect on Fuel Rod Performance", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000.
- [23] K. Une et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO_2 Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20
- [24] J. Spino et al., "High Burnup Rim Structure: Evidences that Xenon-Depletion, Pore Formation and Grain Subdivision Start at Different Local Burn-ups", J. Nucl. Mater. 256 (1998) 189
- [25] S. Vaidyanathan et al., "High Burnup BWR Fuel Pellet Performance", Proceedings of the 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 2-6, 1997
- [26] K. Une et al., "Microstructural Change and its Influence on Fission Gas Release in High Burnup UO_2 Fuel", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 65
- [27] S. Koizumi et al., "Study on Fission Gas Release from High Burnup Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on Fuel Performance at High Burnup for Water Reactors, Studsvik, Nykoping, June 5-8 1990
- [28] J. Spino et al., "Microstructure and Fracture Toughness Characterization of Irradiated PWR Fuels in the Burnup Range 40-67 GWd/tM ", IAEA Technical Committee Meeting on Advances in Pellet Technology for Improved Performance at High Burnup, Tokyo, Japan, 28 October - 1 November 1996
- [29] J. Spino et al., "Detailed Characterization of the Rim Microstructure in PWR Fuels in the Burn-up Range 40-67 GWd/tM ", J. Nucl. Mater., 231 (1996) 179
- [30] K. Une et al., "Effects of Grain Size and PCI Restraint on the RIM Structure Formation of UO_2 Fuels", Proceedings of the 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000



PRIME03 適用範囲

付図 2-1 各パラメータのデータ分布と適用範囲 (対象: 全検証データ)



注) 破線は PRIME03 適用範囲の上限値及び下限値を示す。
 線出力密度の上限値は通常運転時で 60kW/m、異常な過渡変化時で 100kW/m としている。

付図 2-2 各パラメータのデータ範囲と適用範囲 (対象：検証項目別)

Appendix - E

第4回 WG 付録資料1

PRIME03 コードに関するコメント回答

No.	資料 No.	コメント内容
1	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-1	ペレット融点の測定値は、最新データ（JNES の測定値も含む）を加えたものとする事。
2	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-1	ペレット熱伝導率の式に照射欠陥回復率が含まれている。炉外試験では照射欠陥の回復が起こるが、炉内では同時に欠陥が生成・蓄積する。この点についてどのように考えるのか。
3	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-1	ペレット熱伝導率について、「FP の蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復…」としているが、FP の蓄積の影響の割合はどの程度か。また、その考え方及び根拠を示すこと。
4	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-1	ペレット熱伝導率の式のうち第 1 項は、学術誌などで発表されている一般的なものか。
5	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-2	Al-Si-O 添加ペレットについては、9×9 実証試験の結果に基づいて気泡連結のしきい温度を補正しているが、試験によって気泡連結のしきい温度が低いことを確認した上で補正しているのか。
6	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-3	表 2-1 の「FP ガス放出率」の欄で、被覆管肉厚を「0.36 ~ <u>6.97mm</u> 」としているが、6.97mm は正しいか確認すること。また、被覆管直径変化の欄で、Al-Si-O 添加量の濃度が 250ppm となっているが 2500ppm のデータはないのか。
7	第 2 回 WG 付録資料-3	チューニングの方法について、ペレットのリロケーション、FP ガス放出モデル等の定数を調整したとしているが、調整した具体的な定数や調整のプロセスを説明すること。
8	第 2 回 WG 資料 1 付録資料-3	Al-Si-O 添加ペレット燃料は、9×9 実証試験の結果に基づいて としているが、ハルデン炉での燃料中心温度測定についてはよく再現できている。詳しく説明をすること。

9	第2回 WG 資料1 付録資料-4	最後の図に、10×10 燃料の仕様の位置を示す線を入れること。
10	第2回 WG 資料1 付録資料-4	10×10 燃料の Al-Si-O 添加量は、 <input type="text"/> ppm としている。これは、カテゴリーとして Al-Si-O 添加ペレットになるのか、それともウランペレットになるのか。Al-Si-O 添加ペレットとする濃度の範囲を明確にすること。
11	第2回 WG 全般	燃料のモデルについては、毎年のように国際会議が開かれている。このようなことを踏まえても最新の知見が取り入れられたものとなっているのか。
12	第2回 WG 資料1 付録資料-3	検証データ（燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管外径変化）は、PWR 燃料を区別して示すこと。
13	第2回 WG 資料1 付録資料-3	新旧コードによる解析比較結果について、下記項目を追加すること。 <ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ幅の燃焼度に伴う変化 ・FP ガス放出率 ・被覆管 1%塑性歪相当出力の燃焼度に伴う変化 ・BOL、MOL、EOL における出力上昇時の被覆管塑性歪の変化
14	第2回 WG 資料1 付録資料-4	適用範囲で、検証データの範囲に収まらず、外挿が必要なものについては、外挿の方法とその妥当性の根拠を示すこと。指定のフォーマットを用いて整理のこと。

コメント No.1 (第2回 WG 資料1、付録資料-1)

ペレット融点の測定値は、最新データ (JNES の測定値も含む) を加えたものとする。

(回答)

付録資料-1、表1、PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点) の根拠とした融点測定値として、表1中の参考文献[2]、[3]で公開されている図を追加する。

付録資料-1、表1の改訂版を次頁以降に示す。

参考文献

[2]原田ら、「高燃焼度燃料ペレットの融点測定」、(社)日本原子力学会「2000年秋の大会」M24

[3]「平成18年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成19年12月

表 1 (1 / 5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル	ペレット融点
<p>(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】 PRIME01 では、燃料ペレットの融点低下を燃焼の初期から 10GWd/t 当たり 32℃としていた。 PRIME03 では、燃焼度 30GWd/t まではペレットの融点低下は考慮せず、燃焼度 30GWd/t 以上について、10GWd/t 当り 32℃の融点低下を見込んで設定している (図参照)。</p> <p>【改訂の根拠】 PRIME01 では、1964 年に報告された Christensen らのデータを考慮し、保守側の設定となるように燃料ペレットの融点低下を燃焼の初期から 10GWd/t 当たり 32℃としていた。しかし、最近のデータ [1][2][3]によれば、少なくとも燃焼度 30GWd/t までは融点がほとんど低下しないことが示されている。 また、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」(平成 10 年 4 月 13 日、原子力安全委員会了承) [4]における事故時の燃料エンタルピの制限値では、燃焼度 30GWd/t まではペレットの融点低下は考慮せず、燃焼度 30GWd/t 以上について、10GWd/t 当り 32℃の融点低下を見込んで設定している。 以上のように、BWR 燃料の熱・機械設計におけるペレット融点低下の燃焼度依存性は保守側に設定していたが、PRIME03 では、事故時の燃料エンタルピの制限値における考え方と同様の融点低下を適用する。</p>	<p>凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません</p>

表 1 (2/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル	(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較	
ペレット 融点	PRIME03	PRIME01
	<p> $T_{\text{melt}} = 2805 - f(G)$ $= 2805 - f(G) - 3.2 \cdot (E - 30)$ </p> <p> $(E \leq 30)$ $(E > 30)$ </p> <p>ここで、</p> <p> T_{melt} : 融点 (°C) G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%) E : 燃焼度 (GWd/t) $f(G) =$ <input type="text"/> </p>	<p> $T_{\text{melt}} = 2805 - f(G) - 3.2 \cdot E$ </p> <p>ここで、</p> <p> T_{melt} : 融点 (°C) G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%) E : 燃焼度 (GWd/t) $f(G) =$ <input type="text"/> </p>

表 1 (3/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル ペレット 融点	PRIME03	PRIME01
	(3) モデルの特性と旧モデルとの比較	
	<p>(3) 融点と燃焼度</p> <p>非公開情報の範囲</p> <p>— UO2 - - - Gd2O3濃度:5wt% - · - · Gd2O3濃度:10wt%</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p>	<p>(3) 融点と燃焼度</p> <p>非公開情報の範囲</p> <p>— UO2 - - - Gd2O3濃度:5wt% - · - · Gd2O3濃度:10wt%</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p>

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

表 1 (4/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

<p>モデル ペレット 融点</p>	<p>(4) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p><u>燃焼度依存性</u> 最近のサーマルアレスト法による融点測定値^{[1][2][3]}に基づき設定した。測定値を図 1、図 2、図 3 に示す。事故時の燃料エントラルピの制限値でも融点の燃焼度依存性は同様の設定としている^[4]。</p>	<p>(5) 参考文献</p> <p>[1] S. Yamanouchi et al., "Melting Temperature of Irradiated UO₂ and UO₂-2wt%Gd₂O₃ Fuel Pellet up to Burnup of about 30GWd/tU", J. Nucl. Sci. Technol., 25 (1988) 528</p> <p>[2] 原田ら、「高燃焼度燃料ペレットの融点測定」、(社) 日本原子力学会「2000 年秋の大会」M24</p> <p>[3] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月</p> <p>[4] 「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」、平成 10 年 4 月 13 日、原子力安全委員会了承</p>
----------------------------	--	---

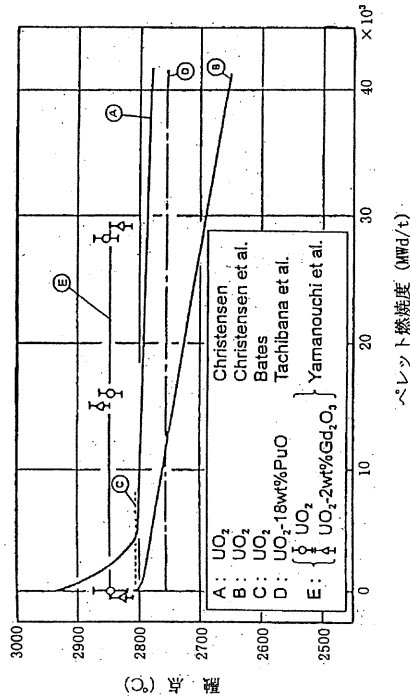


図 1 融点測定データ^[1]

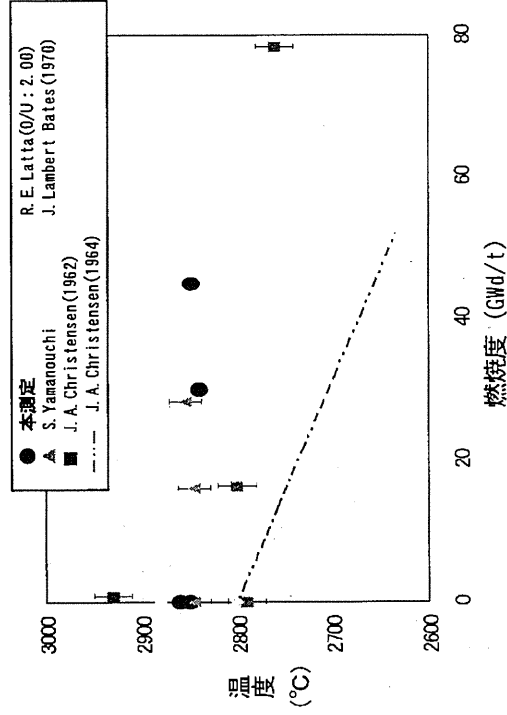


図 2 融点測定データ^[2]

表 1 (5/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

モデル	<p data-bbox="231 824 255 1265">(4) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)</p> <div data-bbox="271 1097 718 1792"> <p>5サイクル燃焼後データ</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 9x9B型燃料 ■ Yamanouchi #s1.0 ◆ 原田 #s1.0 ○ Letta and Fryzell #s1.0 □ Hausner #s1.0 ◇ Lyon and Baily #s1.0 △ Bates #s1.0 Christensen #s1.0 </div> <p data-bbox="742 1310 774 1556">図 3 融点測定データ</p> <p data-bbox="821 1657 853 1848"><u>Gd₂O₃ 濃度依存性</u></p> <p data-bbox="861 1052 1005 1848">GE 社で実施されたサマーアレスト法による Gd₂O₃ 濃度約 wt%までの融点測定結果を図 4 に示す。Gd₂O₃ 添加ペレットの融点設計式は、UO₂ ペレットの融点設計値 2805°C (多くの研究者の測定データより保守的に設定した値) を原点とし、Gd₂O₃ 濃度増加による融点の低下量を差し引いたものとしている。</p>
ペレット融点	<div data-bbox="750 369 1276 940"> <p data-bbox="1308 425 1340 806">図 4 融点の Gd₂O₃ 濃度依存性データ</p> </div>

コメント No.2 (第2回 WG 資料 1、付録資料・1)

ペレット熱伝導率の式に照射欠陥回復率が含まれている。炉外試験では照射欠陥の回復が起こるが、炉内では同時に欠陥が生成・蓄積する。この点についてどのように考えるのか。

コメント No.3 (第2回 WG 資料 1、付録資料・1)

ペレット熱伝導率について、「FP の蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復…」としているが、FP の蓄積の影響の割合はどの程度か。また、その考え方及び根拠を示すこと。

(回答)

PRIME03 のペレット熱伝導率モデルは、照射に伴う固溶性 FP の蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復によるフォノン熱伝導率の低下・回復を定式化した Amaya/Hirai のモデル^[1]を基にしたものである。照射によるフォノン熱伝導率の低下割合は、下式にその概略を示すが、固溶性 FP 蓄積の寄与と照射欠陥蓄積の寄与の和の関数としている。

$$\begin{aligned} & (\text{照射ペレットの熱伝導率}) / (\text{未照射ペレットの熱伝導率}) \\ & = f(\text{固溶性 FP 蓄積の寄与} + \text{照射欠陥蓄積の寄与}, \text{温度}) \end{aligned} \quad (\text{式 1})$$

ここで、

$$\begin{aligned} \text{固溶性 FP 蓄積の寄与} & \propto \text{燃焼度} \\ \text{照射欠陥蓄積の寄与} & \propto \text{燃焼度} \times (1 - \text{照射欠陥回復率}) \end{aligned}$$

固溶性 FP と照射欠陥の蓄積はともに燃焼度に比例すると仮定し、このうち照射欠陥については高温になると回復してその寄与が小さくなるよう照射欠陥回復率を温度の関数として定義している。文献[2][3]などで報告されている照射済ペレットのレーザーフラッシュ法による熱伝導率測定では、昇降温が到達温度を上げながら数回繰り返され、昇温過程では照射欠陥の回復が進むため同一温度における熱伝導率はしだいに高くなっている。モデルの照射欠陥回復率の温度依存性は、このような測定温度履歴に伴う熱伝導率の変化に十分良く追従するよう設定した。モデルの計算値と測定値とを比較した例を図 1 に示す。

コードは、温度の昇降のある現実的な照射履歴に対応できるよう、ペレット局所の温度履歴を記憶し、経験した温度履歴に対応した合理的な欠陥回復率を与えるようにしている。すなわち、照射に伴い形成される照射欠陥は基本的に

その時の温度に応じた回復率で同時に回復し、形成量から回復量を差し引いた量が蓄積するとして扱うが、

照射欠陥回復率の算出の考え方の説明

温度履歴に対応した照射欠陥の蓄積・回復の様子

子を模式的に図 2 に例示した。

モデルの計算する UO_2 ペレットの熱伝導率の温度依存性を図 3 に示す。図の横軸の温度は経験最高温度を表したものである。上段の図は未照射と燃焼度 40GWd/t との比較を示したもので、 40GWd/t についてモデルが通常計算する FP と照射欠陥の蓄積をともに考慮した熱伝導率の値のほか、FP 蓄積のみを考慮した場合の熱伝導率の値を便宜上表示した。図から分かるように、 500°C 程度の比較的低温では熱伝導率低下に占める FP 蓄積の寄与は半分程度である。高温になるにしたがい照射欠陥は回復していくため、FP 蓄積の影響の割合が大きくなっていく。高温では照射欠陥はほとんどすべて回復し、熱伝導率の低下はほとんど FP 蓄積によるものとなる。下段には 80GWd/t の場合を図示したが、 40GWd/t の場合と同様の傾向となっている。

FP 蓄積の影響、照射欠陥の蓄積の影響に関する考え方及び根拠は以下のとおりである。FP 蓄積の影響は、固溶性 FP の UO_2 マトリクスへの固溶に伴う結晶格子の歪によるフォノン熱伝導率の低下を考慮したものである。この影響は、固溶性 FP 元素を添加して燃焼度 90GWd/t までの照射済ペレットを模擬したペレットの熱伝導率データ^[4]から直接的に評価された^[1]。他方、照射欠陥蓄積の寄与は、実際の照射済ペレットの熱伝導率^[2]とその燃焼度相当の模擬 FP 添加ペレットの熱伝導率との差を照射欠陥蓄積の寄与と見なし定式化した。ここでは、照射済ペレットの熱伝導率データをモデルが良く予測するように固溶性 FP 蓄積の寄与に対する照射欠陥蓄積の寄与の相対的な大きさを設定するとともに、照射欠陥回復率の温度依存性を上述のように熱伝導率の測定温度履歴に伴う変化を参照して設定した。なお、 Gd_2O_3 添加の効果については、 Gd_2O_3 添加ペレットの熱伝導率データ^[2]に基づき、固溶性 FP 蓄積の効果と同様にフォノン熱伝

導率の低下を定式化している。

上に述べたペレット熱伝導率モデルの計算する熱伝導率を測定値と比較した結果を図4に示す。測定値は、未照射ペレット 12 試料及び照射済ペレット 31 試料（燃焼度範囲 9~87GWd/t）の熱伝導率データで、測定時の最初の昇温(1st Run)におけるデータも含んでいる。計算値は測定値と比較的良く一致している。但し、出力急昇試験に供された試料の 1st Run のデータ（図中に注記）については大きく過小評価している。これは、図における計算値は照射中にペレットが経験した温度履歴は不確かであるため考慮せず照射後の熱伝導率測定中の温度履歴のみを考慮して算出しているが、実際には照射末期に高温を経験することにより照射欠陥が顕著に回復していたためと考えられる。

なお、照射中に測定されたペレット中心温度データに対し、本モデルを含む PRIME03 コードは十分な予測精度をもっていることを確認している(図5)。

参考文献

- [1] M. Amaya and M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76.
- [2] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57.
- [3] 「平成 13 年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書（BWR 高燃焼度燃料 総合評価編）」、(財) 原子力発電技術機構、平成 14 年 3 月
- [4] S. Ishimoto et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Technol., 31 (1994) 796.

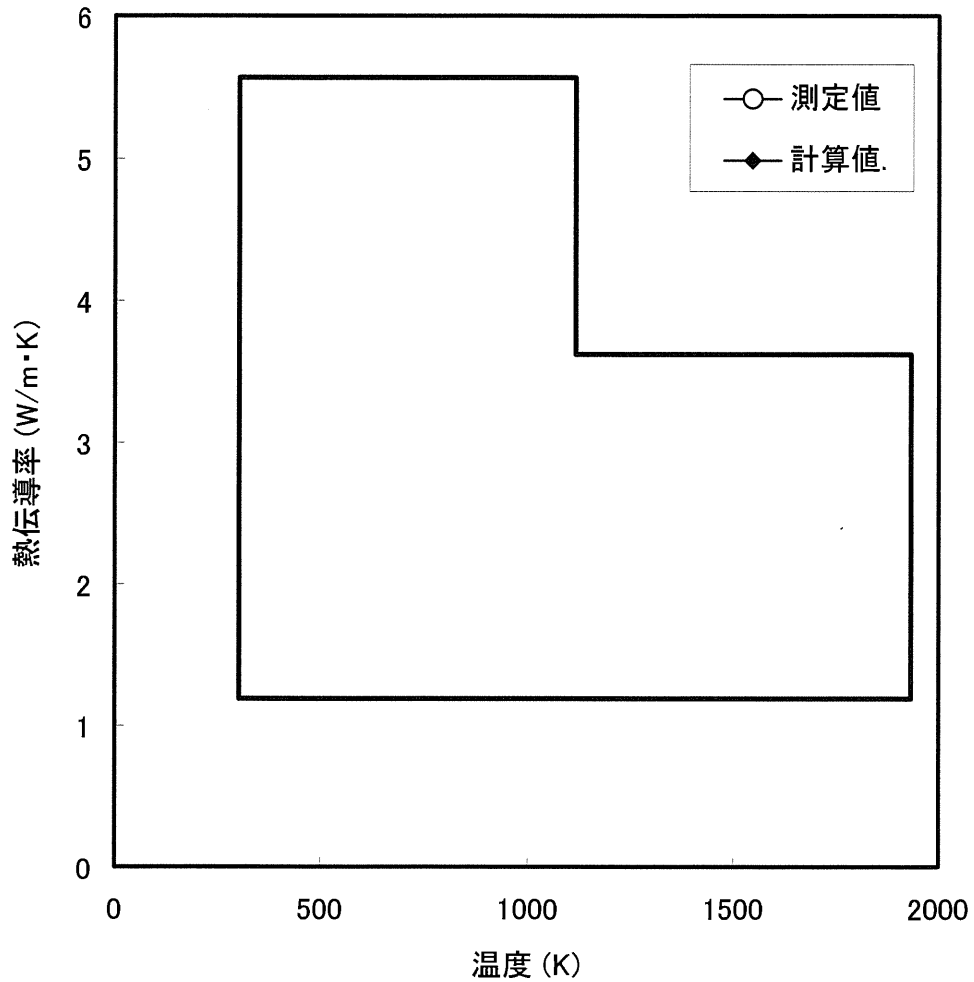


図1 熱伝導率の計算値と測定値との比較の例

図中の測定値は、2F2D2 F6 燃料（試料名：THP-202、燃焼度約 30 GWd/t）の熱拡散率データ^①を試料密度及び比熱（MATPRO-Ver.11 の式）により熱伝導率に換算したものの。

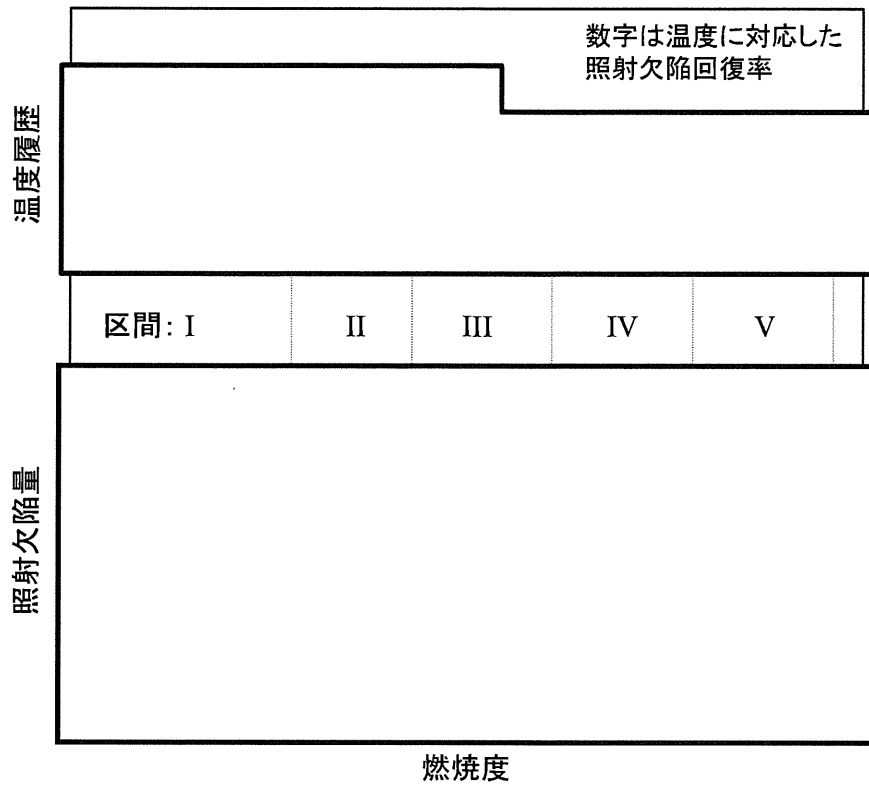


図 2 温度履歴に対応した照射欠陥の蓄積・回復の模式図

(説明)

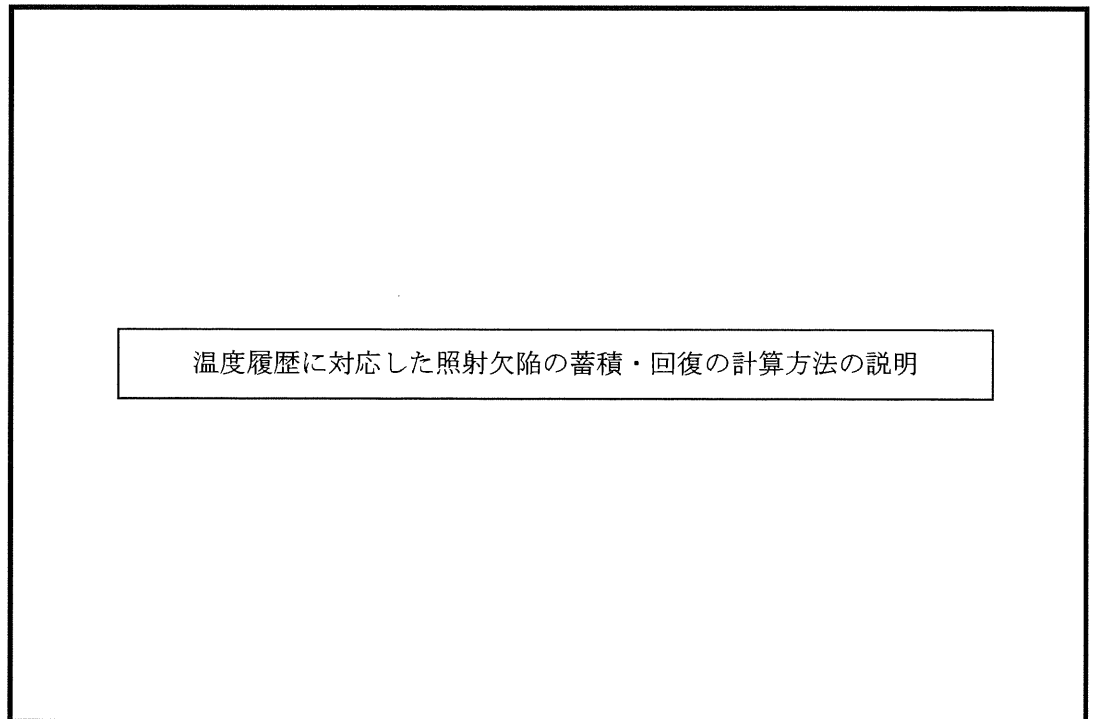
区間 I :

区間 II :

区間 III :

区間 IV :

区間 V :



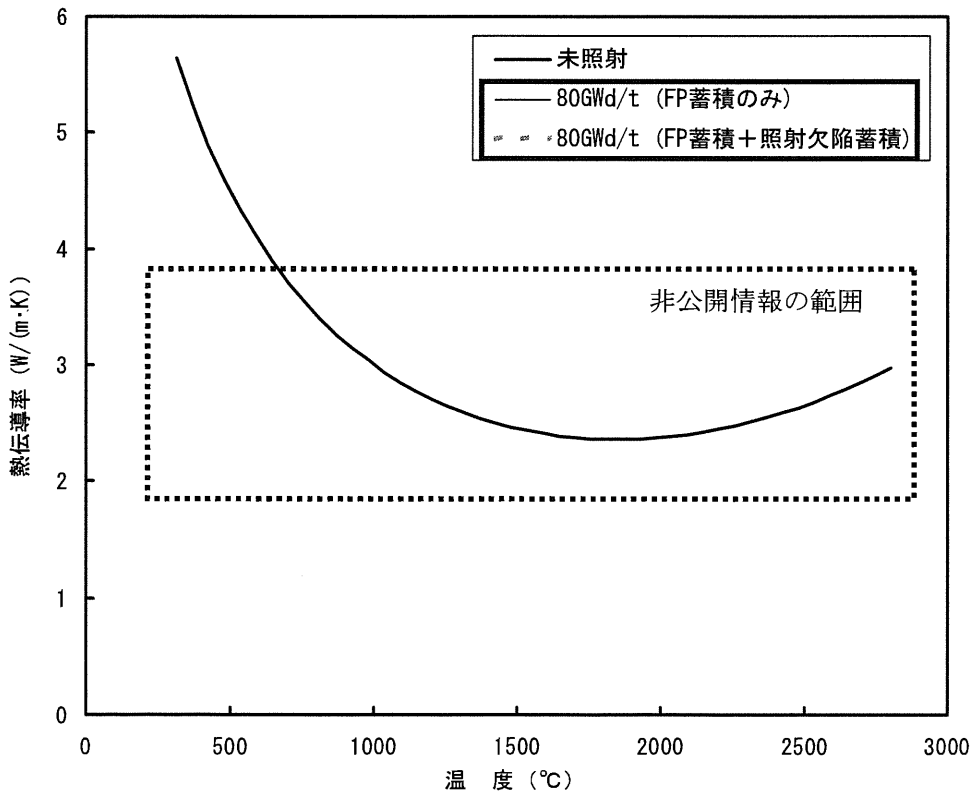
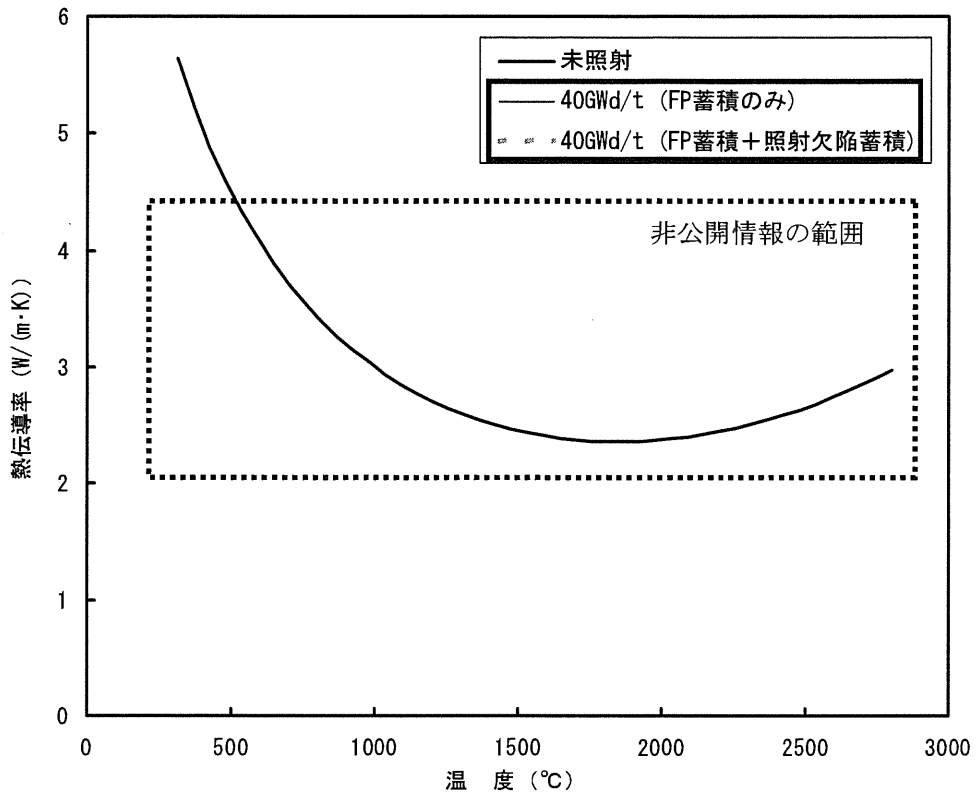


図3 UO₂ペレット熱伝導率の温度依存性 (密度 97%TD の場合)

凡例内の枠囲いの情報は商業機密に属しますので公開できません

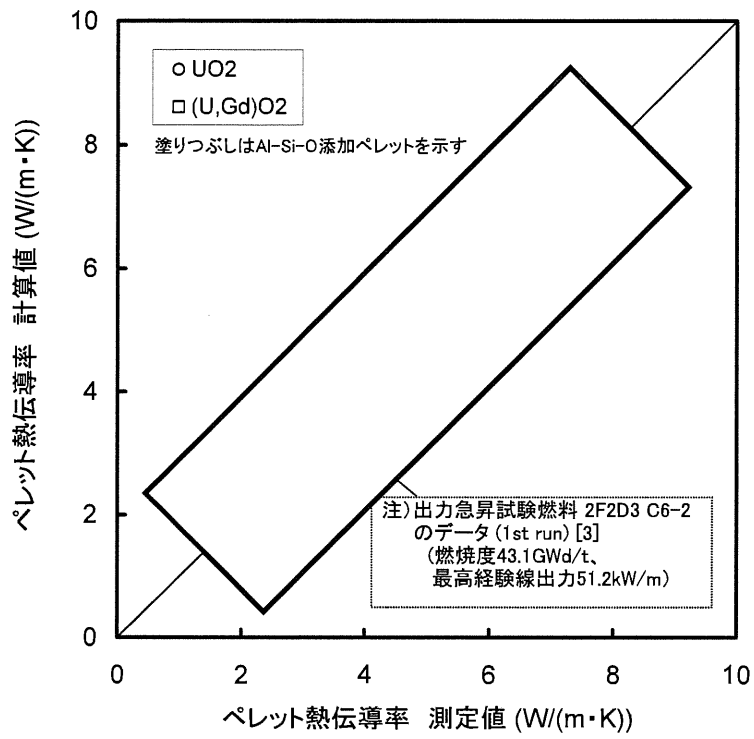


図4 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

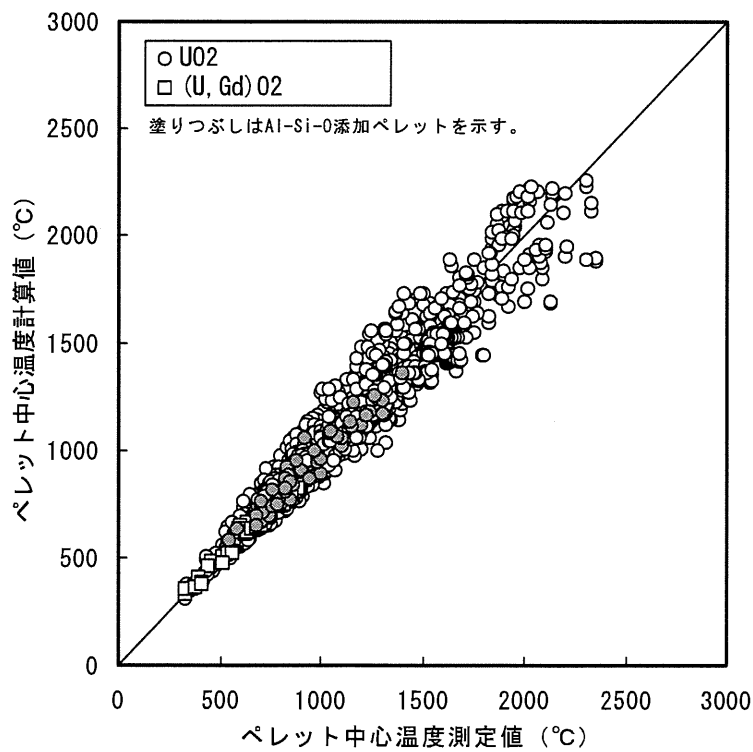


図5 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較

コメント No.4 (第2回 WG 資料 1、付録資料-1)

ペレット熱伝導率の式のうち第1項は、学術誌などで発表されている一般的なものか。

(回答)

ペレット熱伝導率の式の第1項の定式は、フォノン-フォノン散乱とフォノン-点欠陥散乱とを考慮した Klemens モデル^[1]を基本としたものである。Klemens によれば、点欠陥によるフォノン熱伝導率の低下は次式のように表される。

$$\lambda/\lambda_0 = \arctan(\chi)/\chi$$

ここで、 λ は点欠陥のある物質の熱伝導率、 λ_0 は点欠陥のない場合の熱伝導率、 χ はフォノン散乱の強さを表すパラメータである。このパラメータ χ を Gd 及び FP の固溶と照射欠陥の蓄積の関数として実用的に定式化したものが Amaya/Hirai のモデル^[2]であり、PRIME03 のモデルはこの Amaya/Hirai のモデルに基づいている。

なお、一般的によく用いられる $1/(a+bT)$ の定式 (T は絶対温度) は、Klemens の定式における欠陥が少ない場合の近似に相当する。

参考文献

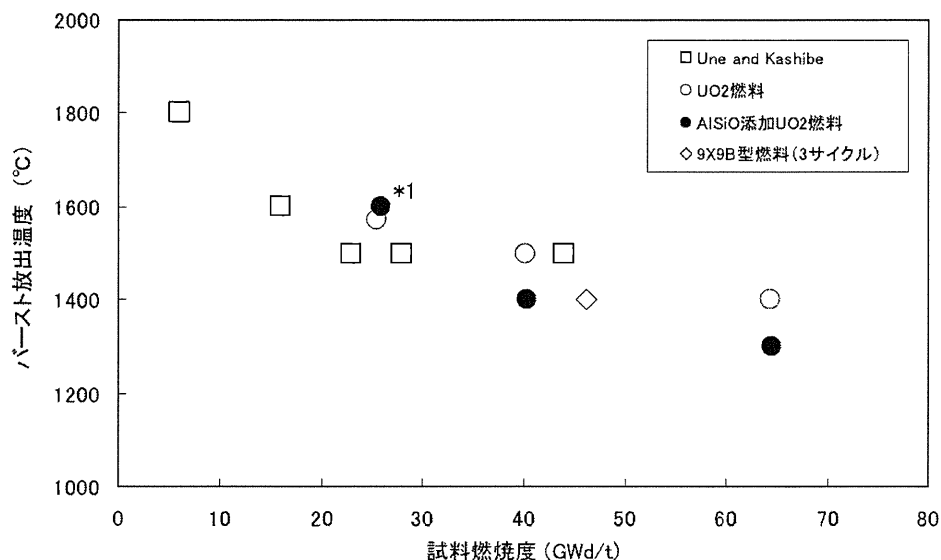
- [1] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507
- [2] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76

コメント No.5 (第2回 WG 資料 1、付録資料-2)

Al-Si-O 添加ペレットについては、9×9 実証試験の結果に基づいて気泡連結のしきい温度を補正しているが、試験によって気泡連結のしきい温度が低いことを確認した上で補正しているのか。

(回答)

Al-Si-O 添加ペレットに対するしきい温度は、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[1]の FP ガス放出率データに合わせて低く補正したものであり、Al-Si-O 添加ペレットの気泡連結のしきい温度が低いことが確認された上での補正ではない。但し、同試験の照射済ペレットの炉外再加熱試験において、FP ガスのバースト放出温度がばらつきの範囲内とも見られるが無添加燃料に比べ若干低いとの報告がなされている (下図)。



(*1: 3サイクル燃焼燃料は直線状温度上昇、他は階段状温度上昇)

図 3.10.12 バースト放出温度と燃焼度の関係

(参考文献[1]より)

参考文献

- [1] 「平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書」、(独) 原子力安全基盤機構、平成 19 年 12 月

コメント No.6 (第2回 WG 資料 1、付録資料-3)

表 2-1 の「FP ガス放出率」の欄で、被覆管肉厚を「0.36 ~ 6.97mm」としているが、6.97mm は正しいか確認すること。また、被覆管直径変化の欄で、Al-Si-O 添加量の濃度が 250ppm となっているが 2500ppm のデータはないのか。

(回答-1)

本データは、米国バットル研究所の C.E.Beyer と C.R.Hann が高温時の FP ガス放出モデル等を検討するために、公開文献データ等を調査する目的で集めたデータ (Beyer-Hann データ) [1]のうち、CEA が報告した試験炉 (EL3 炉) で照射された燃料棒 (UO₂ ペレット/ジルカロイ-2 被覆管) データである。

この照射試験[2]は、厚肉被覆管を用いてペレットの変形を拘束した場合の照射挙動を検討したものであり、被覆管外径は 27.0mm、被覆管肉厚は 6.97mm となっている。

参考文献

- [1] C. E. Beyer and C. R. Hann, "Prediction of Fission Gas Release from UO₂ Fuel", BNWL-1875 (1974)
- [2] Jean-Claude Janvier, et al., "Irradiation of Uranium Dioxide in a Resistant Cladding Effects of Initial Diametral Gap on Overall Behavior", CEA-R-3358 (1967)

(回答-2)

被覆管直径変化の検証データについては、これまでに Al-Si-O 添加量 250ppm のデータしか得られていない。しかし、第2回 WG 付録資料-2 で示したように、添加量 2500ppm 以下の Al-Si-O 添加ペレットの物性は、ペレットクリープを除き無添加ペレットとほぼ同等であること、また、ペレットクリープモデルは添加量 2500ppm までのクリープ試験データにより検証されていることから、添加量 2500ppm までの Al-Si-O 添加ペレット燃料の温度、熱膨張、ペレット-被覆管相互作用の評価は妥当と考えられる。したがって、被覆管直径変化の予測に関しても、Al-Si-O 添加量 2500ppm までをコードの適用範囲としても問題ないものとする。

コメント No.7 (第2回 WG 資料1、付録資料-3)

チューニングの方法について、ペレットのリロケーション、FP ガス放出モデル等の定数を調整したとしているが、調整した具体的な定数や調整のプロセスを説明すること。

(回答)

第2回 WG 付録資料-3 添付2に示した「PRIME03 コードのチューニング方法」に、調整した具体的な定数や調整のプロセスを分かりやすく説明するためのフロー図を追加して改訂する。以下改訂案を示す(文章の改訂部分は下線部のみ)。

注記：WG 資料では GLR-002 改訂1 の節・項・式の番号を参照したが、本 Appendix では本 GLR-002 改訂2 における番号を参照する。

----- (改訂案) -----

基本的に、4項目の全検証データ(ペレット中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化)に対して、コードの予測が総合的に満足できる精度となるようにコード内のモデル式に含まれる定数を調整することによりコードをチューニングした。チューニングの流れの概要を図に示す。

実験データから直接的にモデル式が作成されている今回追加・変更した以下のモデルについては、調整パラメータを含んでいないため、確定したモデルをコードに組み込み、以降変更は行わなかった。

- ・ペレット熱伝導率モデル(燃焼度依存性の追加)
- ・ペレット融点モデル(燃焼度依存性の変更)
- ・ペレットリム組織形成(リム組織形成幅、気孔率)(*)
- ・ペレットクリープモデル(Al-Si-O 添加効果項の追加)

(*) 但し、スエリングへの影響の程度を表す定数を追加して調整した(後述)。

上記のモデルに加えて、暫定的な改訂 FP ガス放出率モデルを組み込んだコードに対して、全検証データ(Al-Si-O 添加ペレット燃料のデータを除く)により上記4項目に対する予測精度を確認しながら、以下の調整を行った。

- ・ペレットリロケーションモデルの定数の調整

ペレット熱伝導率モデルに燃焼度依存性を追加したため、高燃焼度域においてペレット温度が過大評価傾向となったので、ペレット-被覆管ギャップ(特に残存ギャップ)が小さくなる方向に定数を調整した。

(GLR-002 改訂 2 5.4.2.4 項 式(5.4-16), 式(5.4-17)内の定数、及び p.5.4-23 本文中に示した定数を調整した。)

・FP ガス放出モデルの定数の調整

FP ガス放出モデル式のうち、気泡連結による放出項に含まれる定数（放出しきい温度等）を FP ガス放出率の予測精度を高める方向に調整した。

(GLR-002 改訂 2 5.7.1 項 式(5.7-4)内の定数、式(5.7-5)の温度依存項、及び燃焼度依存項に含まれる定数を調整した。)

・リム組織形成のスエリングへの影響の程度を表す定数の調整

高燃焼度側で被覆管直径変化を過大評価する傾向が見られたため、リム組織形成のペレットスエリングへの影響の程度を表す定数(GLR-002 改訂 2 5.5 節 式(5.5-6)の F_{comp}) を追加し、高燃焼度側での被覆管直径変化の予測を改善する方向に調整した。

上記の 3 モデルの調整は、最終的に 4 項目の検証データに対して満足できる精度となるまで、多数回繰り返して実施した。

最後に、Al-Si-O 添加ペレット燃料の検証データ、及び、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験での Al-Si-O 添加ペレット燃料に対する考察に照らして、以下の 2 モデルについて、Al-Si-O 添加ペレット燃料の評価用モデルを調整した。

・FP ガス放出モデル： 放出しきい温度を低下

(GLR-002 改訂 2 5.7.1 項 式(5.7-4)に補正係数を 1 つ追加して式(5.7-10)とし、その補正係数を調整した。)

・リロケーションモデル： 燃焼度依存リロケーションを抑制

(GLR-002 改訂 2 5.4.2.4 項 式(5.4-17)内の定数を調整した。)

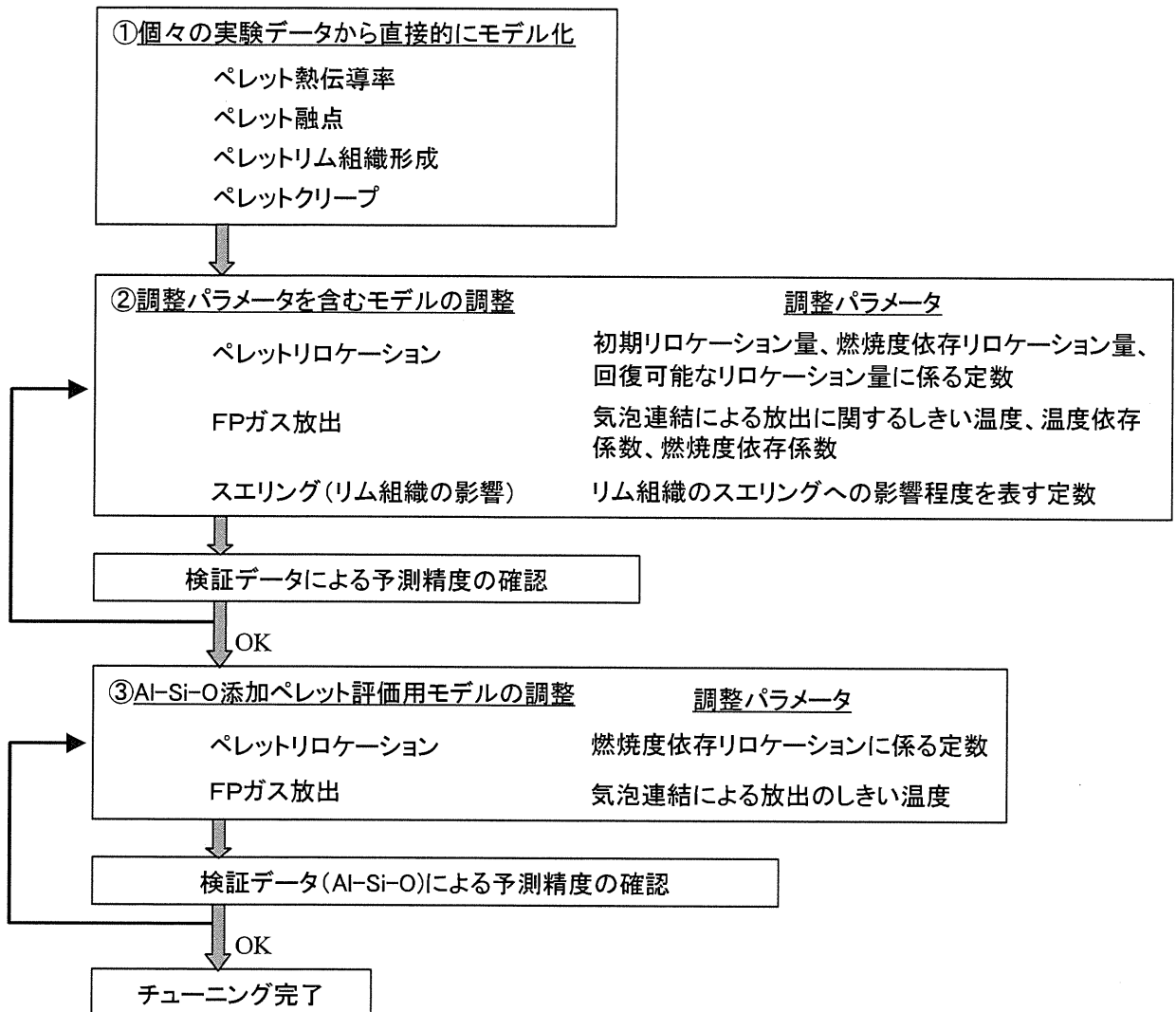


図 PRIME03 コードのチューニングの流れ

コメント No.8 (第2回 WG 資料1、付録資料-3)

Al-Si-O 添加ペレット燃料は、9×9 実証試験の結果に基づいて []
[] としているが、ハルデン炉での燃料中心温度測定についてはよく再現できている。詳しく説明をすること。

(回答)

高燃焼度 9×9 燃料信頼性実証試験^[1]において得られたデータから、Al-Si-O 添加ペレット燃料については []
[] が想定されたため、 []
[] ものとしFPガス放出率を高めにより予測するようにモデル化している。ハルデン炉照射データではこのような明確なデータは得られていないが、同じリロケーションモデルに基づき検証を行っている。 []

ハルデン炉照射データによるペレット中心温度の検証結果

ペレット中心温度の検証結果を図1に示す。Al-Si-O添加ペレット燃料の中心温度を傾向として良く予測しており、 []
[] 予測のばらつきはUO₂燃料のばらつきの中に入っている。

参考文献

[1] 「平成18年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成19年12月

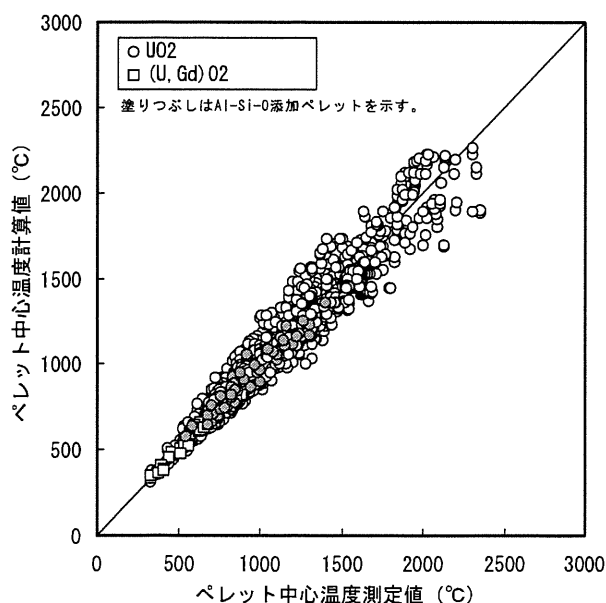


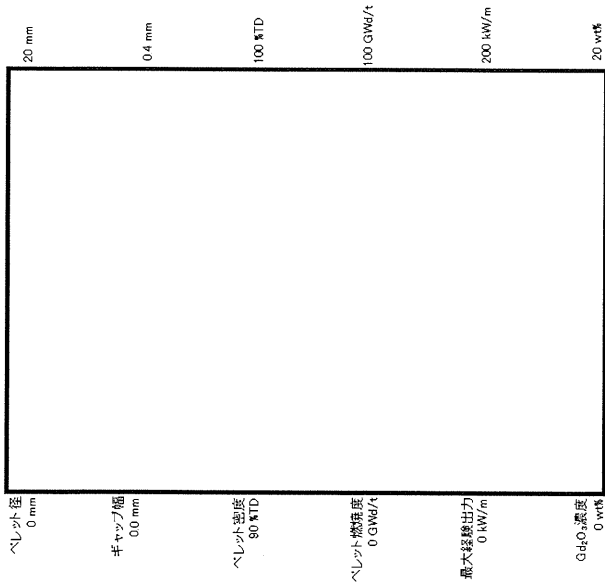
図1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較

コメント No.9 (第 2 回 WG 資料 1、付録資料-4)
最後の図に、10×10 燃料の仕様の位置を示す線を入れること。

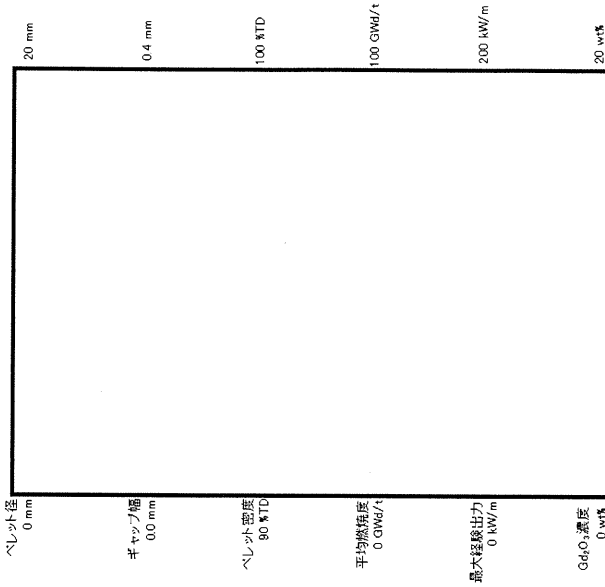
(回答)

付録資料-4、付図 2-2 の改訂版を次頁に示す。

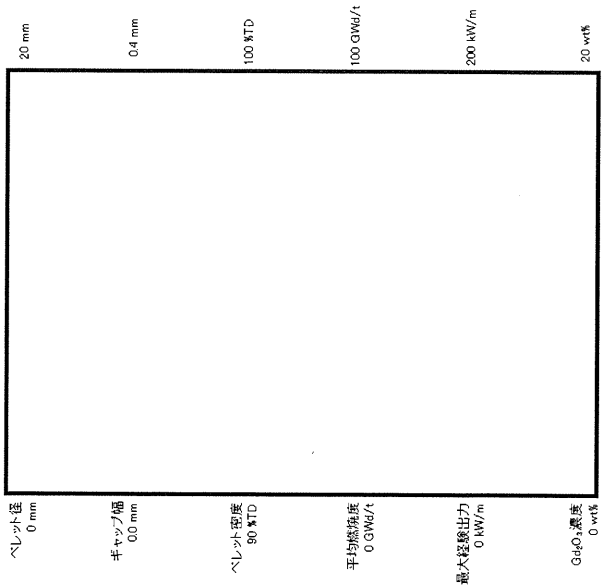
ペレット中心温度



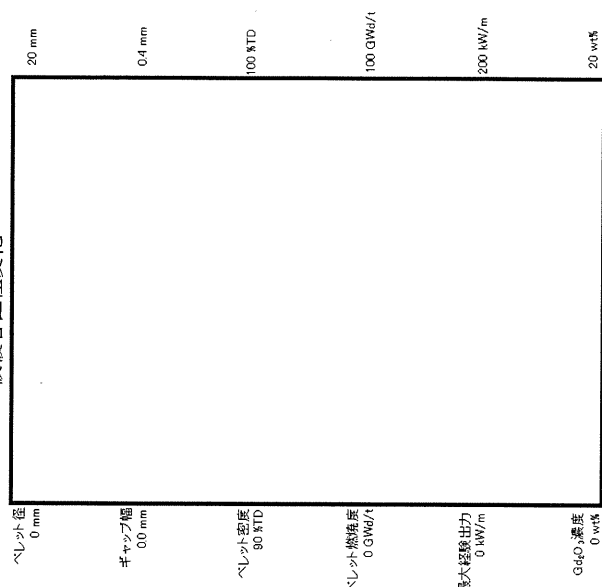
FP ガス放出率



燃料棒内圧



被覆管直径変化



注) 破線は PRIME03 適用範囲の上限値及び下限値を示す。

線出力密度の上限値は通常運転時で 60kW/m、異常な過渡変化時で 100kW/m としている。

(参考として 10×10 燃料の仕様を○で示す。ただし、出力については通常運転時最大出力を、燃焼度及び Gd₂O₃ 濃度については最大値を示している。)

付録資料-4 付図 2-2 改訂 1 各パラメータのデータ範囲と適用範囲 (対象: 検証項目別)

コメント No.10 (第2回 WG 資料 1、付録資料-4)

10×10 燃料の Al-Si-O 添加量は、ppm としている。これは、カテゴリーとして Al-Si-O 添加ペレットになるのか、それともウランペレットになるのか。Al-Si-O 添加ペレットとする濃度の範囲を明確にすること。

(回答)

PRIME03 コードでは、ペレットクリープ、FP ガス放出、及びペレットリロケーションの3モデルにおいて Al-Si-O 添加の影響を考慮している(第2回WG資料 資料1 付録資料-2参照)。ペレットクリープモデルは、添加量250ppm以上の Al-Si-O 添加ペレットの単軸圧縮試験データに基づいて Al-Si-O 添加による加速項を定めている。FP ガス放出及びリロケーションモデルについては、主に高燃焼度9×9型燃料信頼性実証試験^[1]における添加量250ppmの Al-Si-O 添加ペレット燃料からのデータに基づいている。

上記のように Al-Si-O 添加ペレットの物性・挙動モデルは Al-Si-O 添加量250ppm 以上での試験データに基づいていること、また、250ppm を下回る添加量の Al-Si-O 添加ペレットの使用は現時点において想定していないことから、Al-Si-O 添加量に関するコードの適用範囲の下限値は250ppm とする。10×10燃料の仕様案である ppm のペレットは Al-Si-O 添加ペレットとして扱う。

参考文献

- [1] 「平成18年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書」、(独)原子力安全基盤機構、平成19年12月

コメント No.11 (第2回 WG 全般)

燃料のモデルについては、毎年のように国際会議が開かれている。このようなことを踏まえても最新の知見が取り入れられたものとなっているのか。

(回答)

別途示す「PRIME03 コードの品質保証」に、新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセスを示している。以下に概要を示す。

責を有する組織、担当者は、設計コード管理規程等に則って燃料挙動等に関する新たな知見を国内外の報告等から定常的に調査するとともに、試験等を計画・実施することにより、新知見の収集に努める。燃料挙動等に関する新たな知見が得られた場合、それをコードに反映する必要があるかどうかを、その設計上の重要性、設計解析への影響度などを考慮して判断する。この結果、コードの計算モデル式等を変更する場合には、品質マネジメントシステム (QMS) を規定した品質マニュアル及びその下位規定である設計コード管理規程に基づき、コード開発者がコードの変更管理を実施する。ここで、もし得られた新知見によりコードが不適合であると判断される場合には、その是正を不適合管理により速やかに実施する。

この変更により、トピカルレポートの記載内容を変更する必要がある場合には、トピカルレポートを改訂する。また、トピカルレポートの発行・管理を定めた手順書に則って、新知見に照らしたトピカルレポートの改訂の要否について定期的に検討し、必要な新知見がコードに適切に反映されるとともにその内容がトピカルレポートに反映され改訂されていることを確認することとしている。

コメント No.12 (第2回 WG 資料 1、付録資料-3)

検証データ (燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管外径変化) は、PWR 燃料を区別して示すこと。

(回答)

第2回 WG 資料 1、付録資料-3「PRIME03 コードの検証」の検証結果を示す図のうち、PWR 燃料データが含まれる以下の図に関して、PWR 燃料データを区別して示した図を次頁以降に示す。

- ・ 図 3-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
- ・ 図 3-5(1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値/測定値の燃焼度変化)
- ・ 図 3-5(2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の (計算値-測定値) の燃焼度変化)
- ・ 図 3-9 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
- ・ 図 3-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(被覆管直径変化の (計算値-測定値) の燃焼度変化)

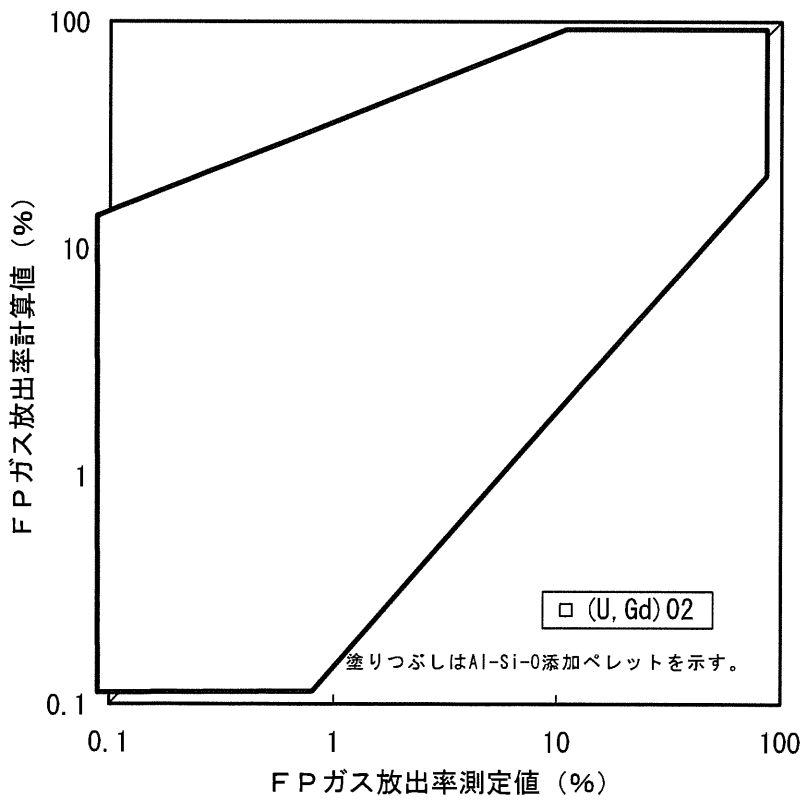
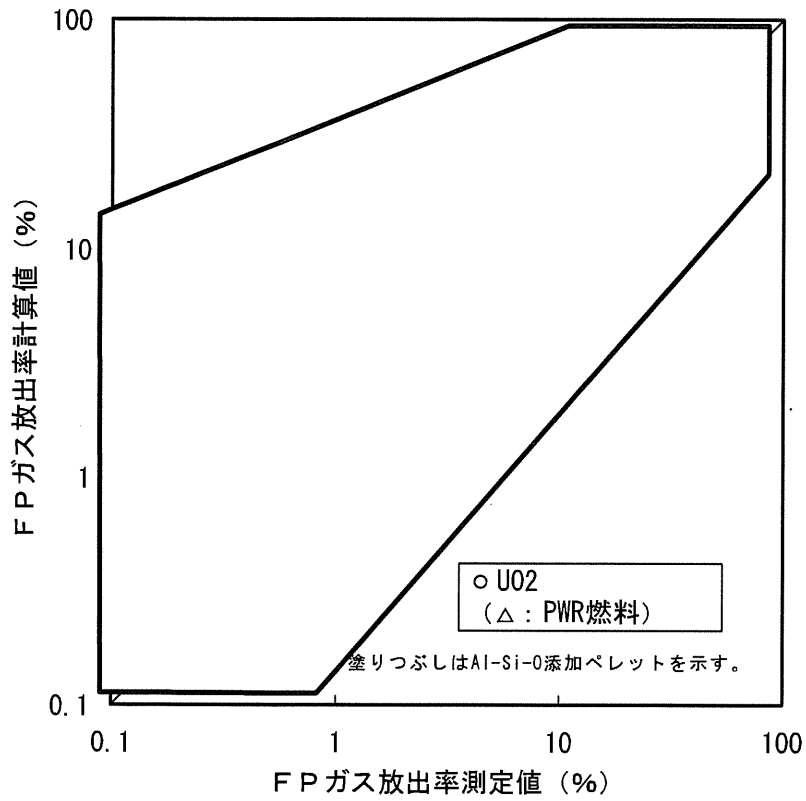


図 3-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

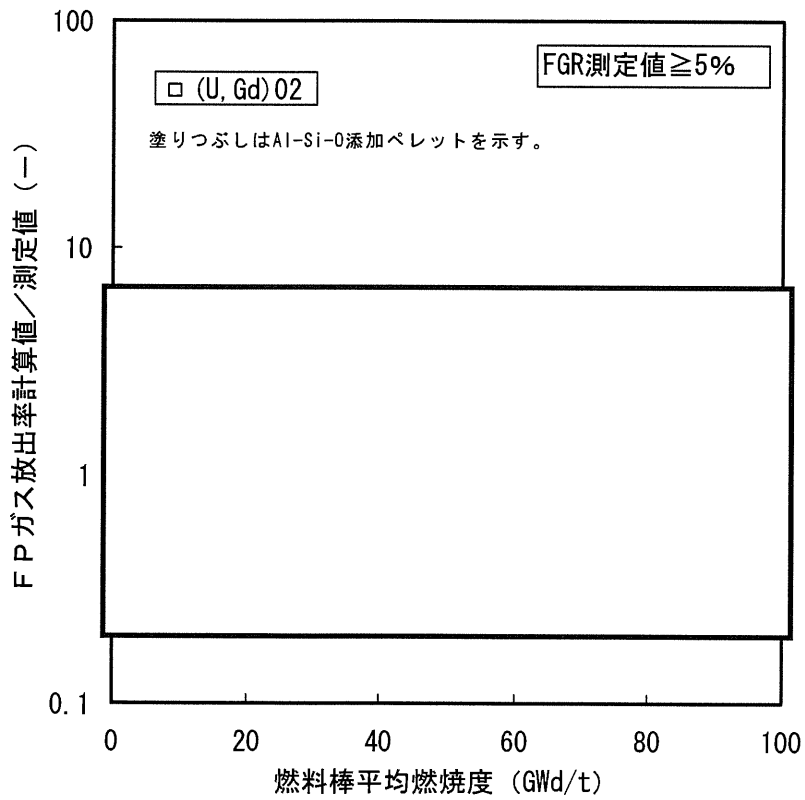
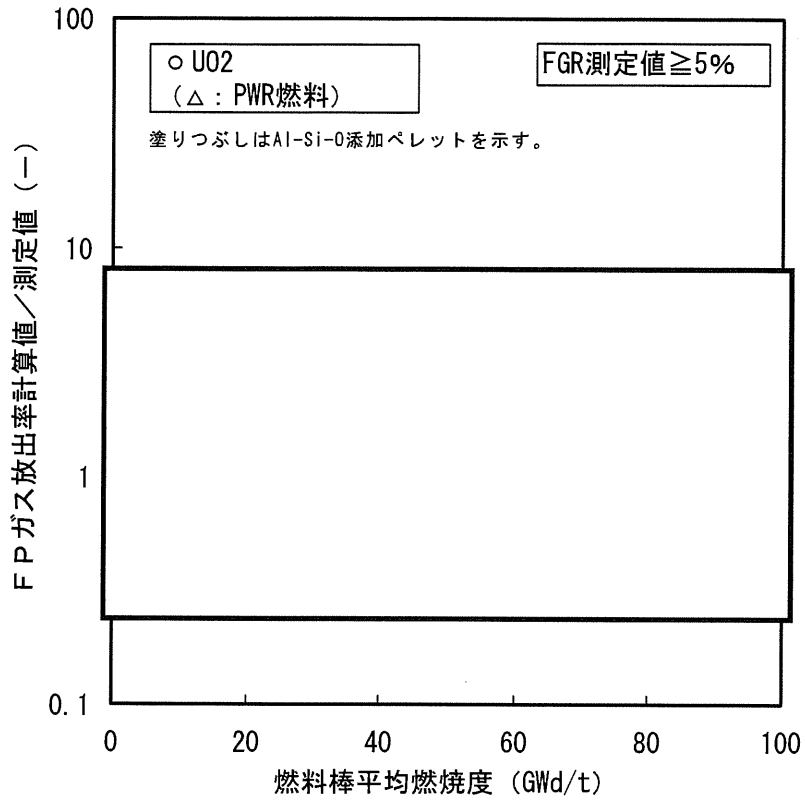


図 3-5 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値／測定値の燃焼度変化)

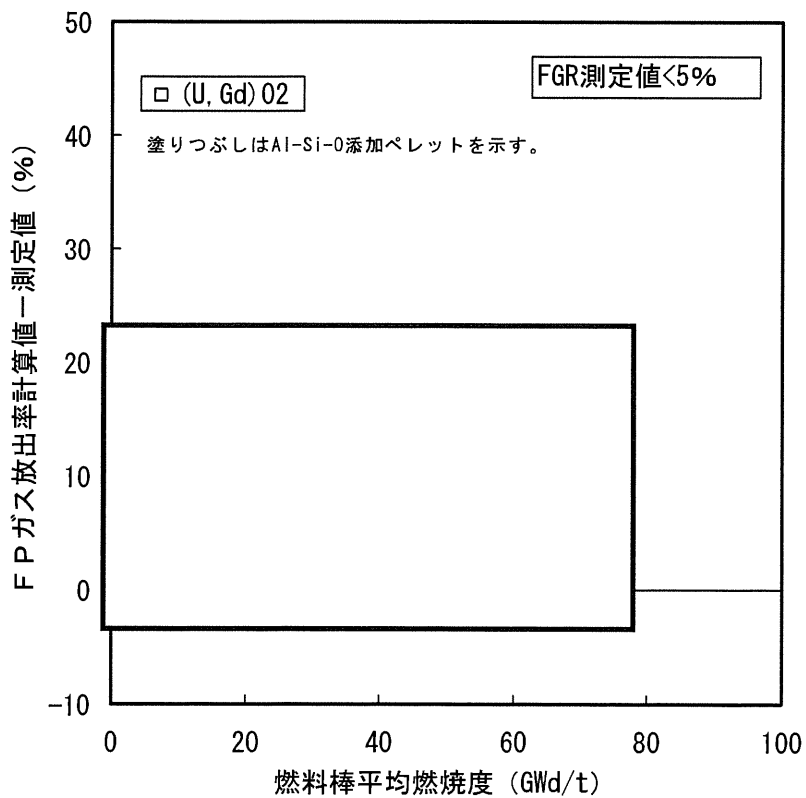
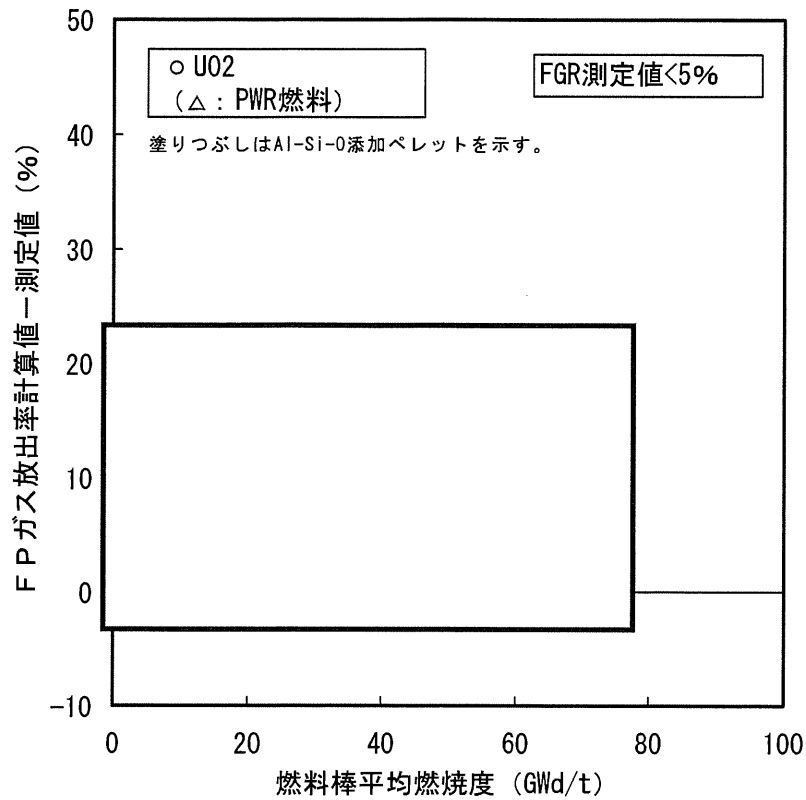


図 3-5 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

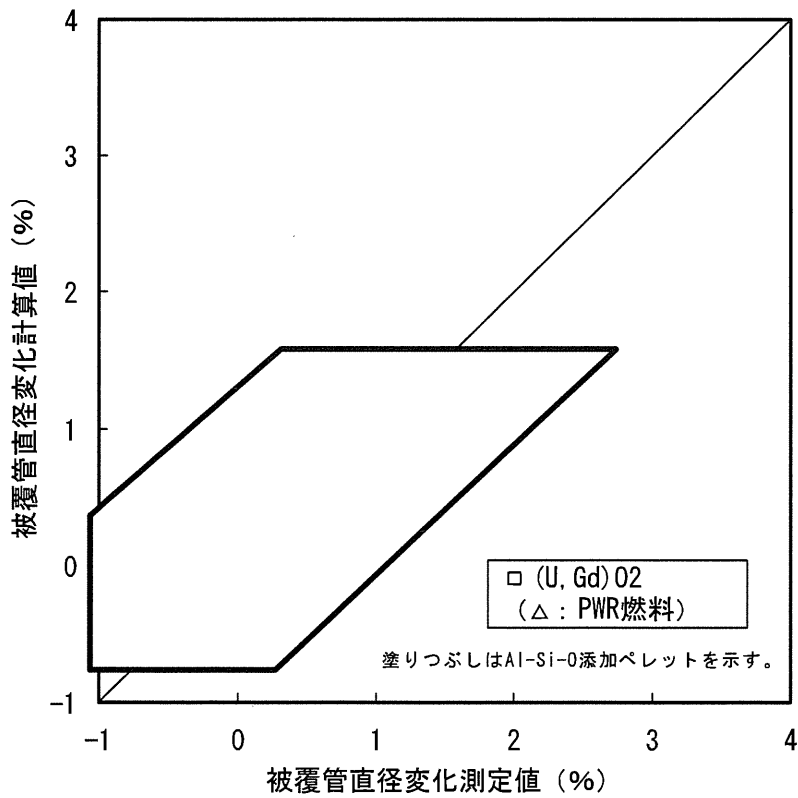
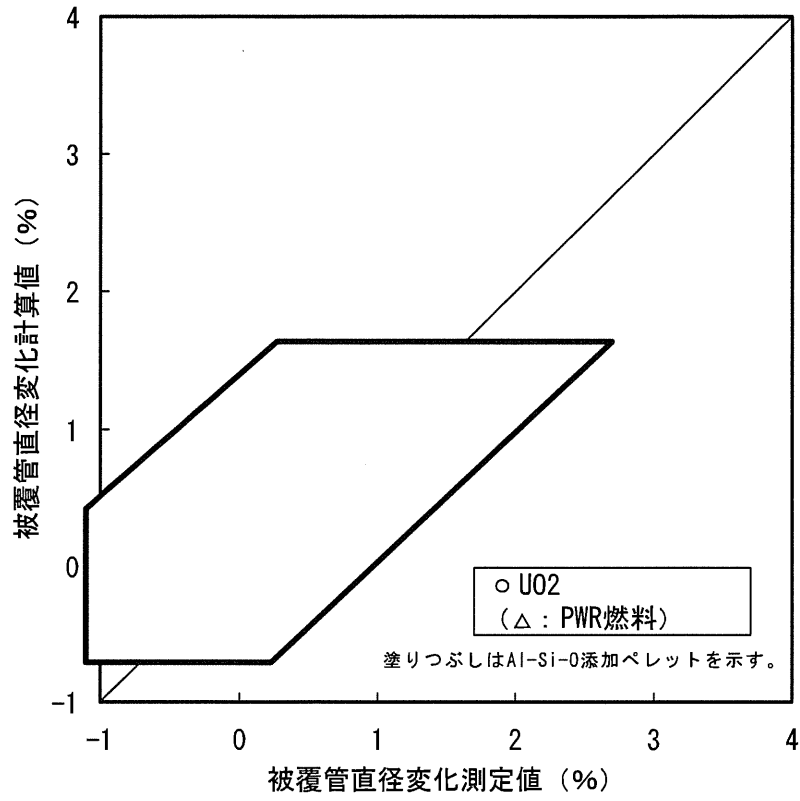


図 3-9 被覆管直径变化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

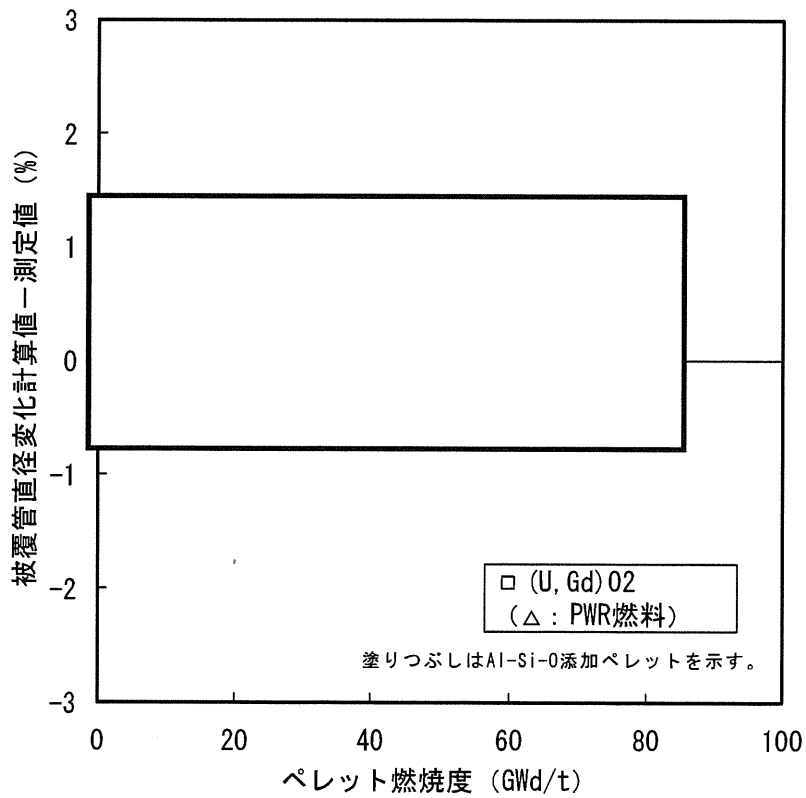
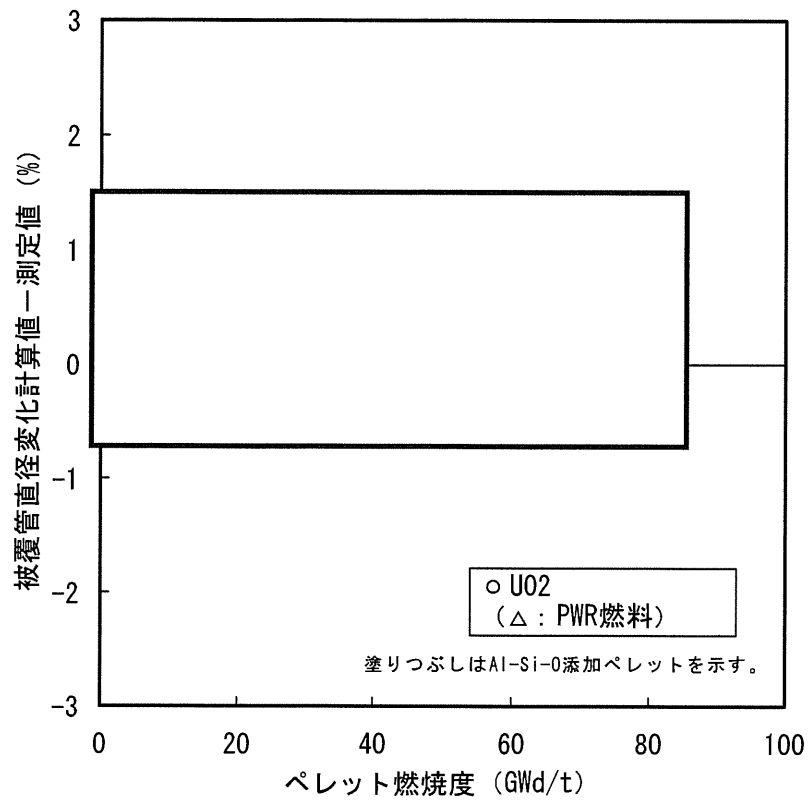


図 3-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(被覆管直径変化の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

コメント No.13 (第2回 WG 資料 1、付録資料-3)

新旧コードによる解析比較結果について、下記項目を追加すること。

- ・ギャップ幅の燃焼度に伴う変化
- ・FP ガス放出率
- ・被覆管 1%塑性歪相当出力の燃焼度に伴う変化
- ・BOL、MOL、EOL における出力上昇時の被覆管塑性歪の変化

(回答)

第2回 WG 資料 1、付録資料-3「PRIME03 コードの検証」添付-1「解析例の比較」の付図 1 を、上記の項目を追加した下記の付図 1-1～付図 1-3 にさしかえるとともに、追加項目に関する説明を追加した。

- ・付図 1-1 燃料温度および燃料棒内圧の比較 (PRIME03、PRIME01)
(10×10 燃料の典型的な出力履歴での計算例)
- ・付図 1-2 ギャップ幅および FP ガス放出率の比較 (PRIME03、PRIME01)
(10×10 燃料の典型的な出力履歴での計算例)
- ・付図 1-3 被覆管 1%塑性歪相当出力及び出力上昇時の被覆管塑性歪の変化
(PRIME03、PRIME01)
(10×10 燃料の典型的な出力履歴での計算例)

以下に改訂した「添付-1 解析例の比較」を示す。

解析例の比較

10×10燃料解析例におけるPRIME03とPRIME01の解析結果(被覆管温度、ペレット温度、燃料棒内圧、ギャップ幅、FPガス放出率)の比較を付図1-1及び付図1-2に示す。また、付図1-3に被覆管1%塑性歪相当出力および出力上昇時の被覆管塑性歪の変化を示す。

付図1-1～1-2は、燃料棒の最大線出力密度を最大出力燃料集合体の平均的な出力に相当する35kW/mとし、付図1-1(a)に示す出力履歴で燃焼したと仮定した場合のPRIME03とPRIME01の解析結果の比較を示している。なお、10×10燃料の概略仕様を第2回WG資料1付録資料-4本文の表1に示す。

付図1-1(b)からわかるように、被覆管温度についてはPRIME03、PRIME01両コードでほぼ同じ解析結果となっている。燃料ペレット温度(付図1-1(b))、燃料棒内圧(付図1-1(c))及びFPガス放出率(付図1-2(e))については寿命初期では同等となっているが、燃焼が進むにつれ差が現れ、PRIME03>PRIME01となっている。これは、PRIME03でおこなったペレット熱伝導率の燃焼度依存性のモデルおよびリム組織形成モデルの導入、並びにFPガス放出モデルの変更の影響が現れている。これらのモデル追加・変更によりペレット温度は高くなる方向になるが、コードの較正においてリロケーションモデルの変更によりペレット-被覆管ギャップ温度差を小さくし、ペレット温度を調整している。(熱ギャップの比較を付図1-2(d)に示す。リロケーションモデルの差によりギャップ幅は、PRIME03<PRIME01となっている。)

しかし、PRIME03とPRIME01の評価結果を全ての検証燃料について同一にすることは難しく、PRIME01よりPRIME03のペレット中心温度評価結果が高くなる傾向となっている。

ペレット中心温度についての比較を以下に示す。

付図1-1(a)の線出力密度が一定である燃焼度0～13GWd/tでは、PRIME01でのペレット中心温度は燃焼とともに低下している。燃焼とともにペレットリロケーションなどによりペレット-被覆管ギャップ幅が小さくなりペレット表面温度が下がり、ペレット熱伝導率が燃焼度で一定であることから燃焼とともにペレット中心温度も低下している。

一方、同じ燃焼度範囲(0～13GWd/t)のPRIME03では、ペレット中心温度はほぼ一定となっている。PRIME01と同様に燃焼とともにペレットリロケーションなどによりペレット-被覆管ギャップ幅が小さくなりペレット表面温度が

下がるが、ペレット熱伝導率が燃焼とともに低下するモデルによりペレット温度は上昇する方向となり、総合的にはペレット中心温度はこの燃焼度範囲でほとんど変わらない結果となっている。

これらの結果、ペレット中心温度の最大値が生じている燃焼度 13GWd/t では PRIME01 に比べ PRIME03 のペレット中心温度は約 9%高くなっている。さらに燃焼度が進むと、線出力密度が低下するのでペレット中心温度は低下していく傾向を示しているが、ペレット熱伝導率の燃焼による低下により PRIME03 と PRIME01 とのペレット中心温度の差は若干増加している。

この解析における PRIME03/PRIME01 の相違を検討するために、この解析の最大線出力密度時点で、PRIME03 でペレット中心温度の最大値が生じている燃焼度点 13GWd/t を含む燃焼度範囲（10～20GWd/t）における PRIME03 と PRIME01 の検証解析結果を比較する。直接比較を可能にするため、この燃焼度範囲の PRIME01 ペレット中心温度検証データベースをもとに比較を行った。なお、それぞれのペレット中心温度の検証結果については本資料（第 2 回 WG 資料 1、付録資料-3）の図 5-1、図 5-2 に示した。

上記燃焼度範囲（10～20GWd/t）のペレット中心温度の計算値/測定値の比の平均値は、PRIME01 で 0.94、PRIME03 で 1.02 であり、燃焼度 10～20GWd/t では相対的には PRIME03 が PRIME01 に比べ約 8%ペレット中心温度が高くなっている。10×10 燃料の解析例で示した前述の燃焼度 13GWd/t における PRIME03/PRIME01 の温度差はこの差と同等となっている。

なお、PRIME03 コードのペレット中心温度の検証については、本資料 3 章(1)で示したように、試験炉におけるペレット中心温度測定技術の向上により高燃焼度までの測定が可能となり測定データの燃焼度領域は PRIME01 の最大約 30GWd/t から PRIME03 では最大約 85GWd/t まで広がっている。また、幅広い燃料仕様の燃料棒について多くの検証燃料データを追加してペレット中心温度を検証し、燃焼度全領域にわたって平均的にはペレット中心温度測定値と計算値の比が 1 に近づくよう較正している。本資料の図 5-2 から分かるように全体ではほぼ 1 になっており、適切にコードがチューニングされているといえる。

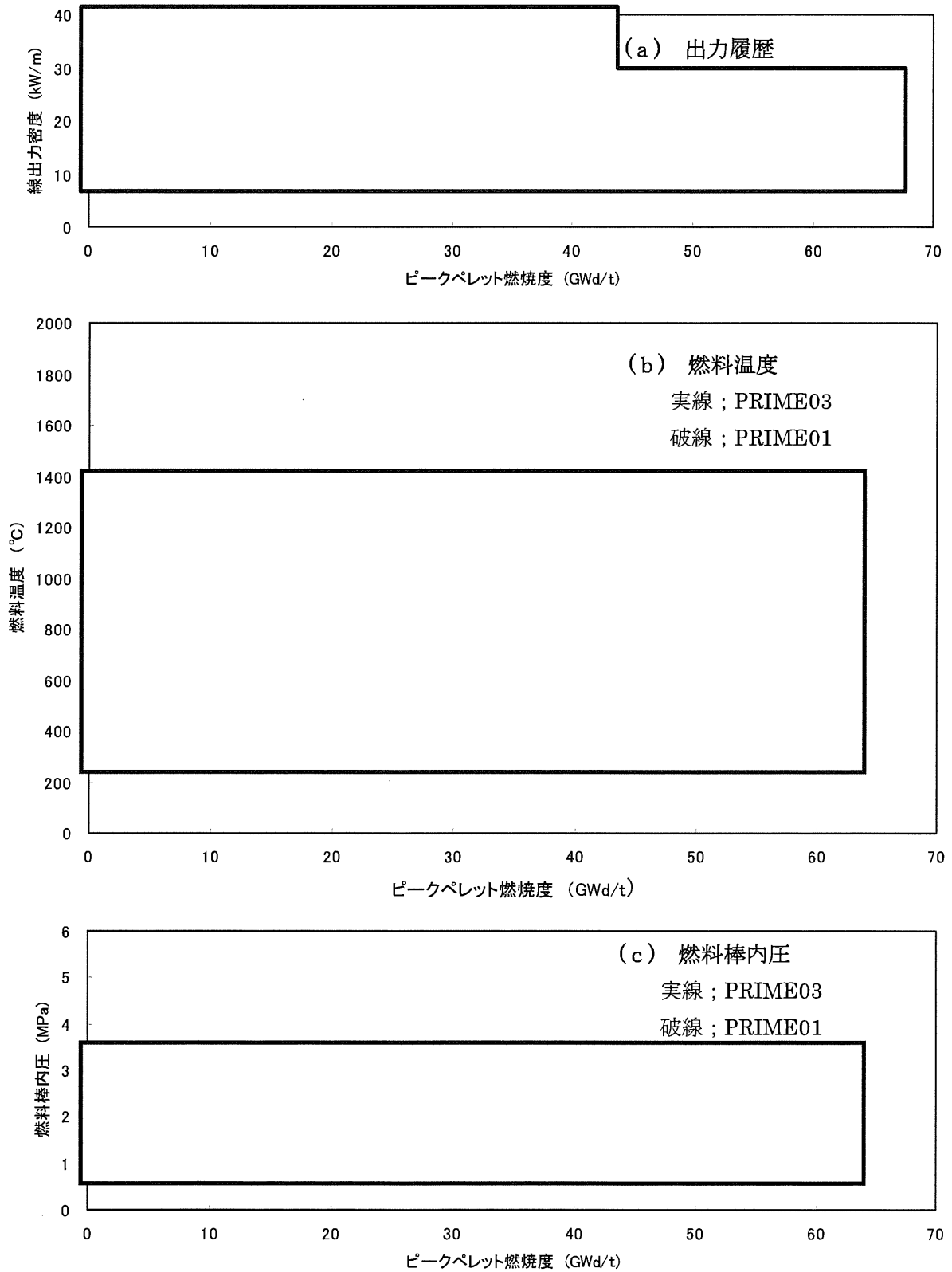
付図 1-3 は、付図 1-1(a)に示す出力履歴の寿命初期（燃焼度 0GWd/t）、寿命中期（燃焼度 13GWd/t）、寿命末期（燃焼度 63GWd/t）の履歴点から出力を上昇させた時の被覆管塑性歪の変化、及び履歴点からの被覆管塑性歪変化幅が 1%となる出力（1%塑性歪相当出力）を示す。これらは公称解析の結果を示

している。

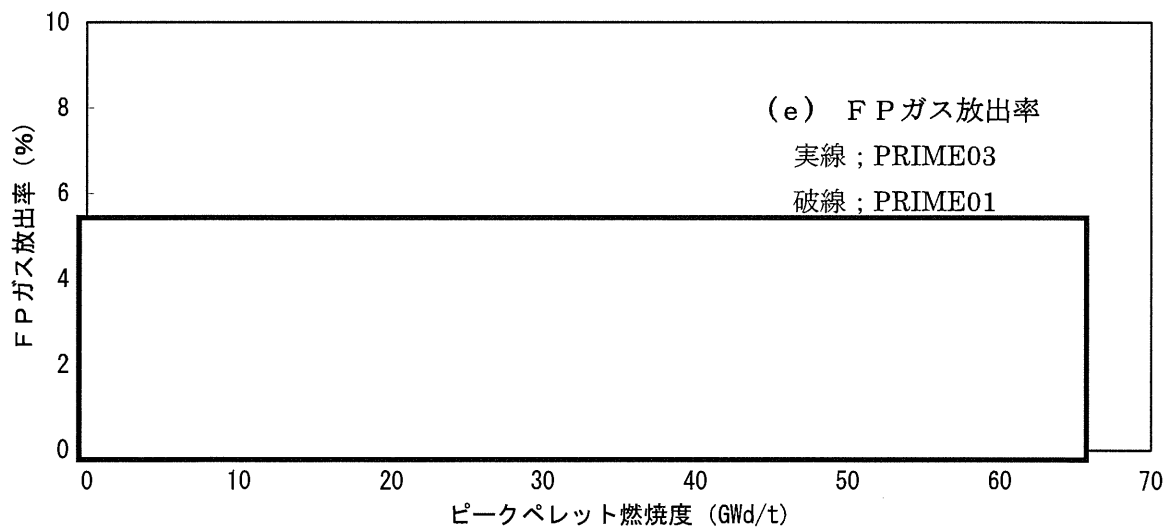
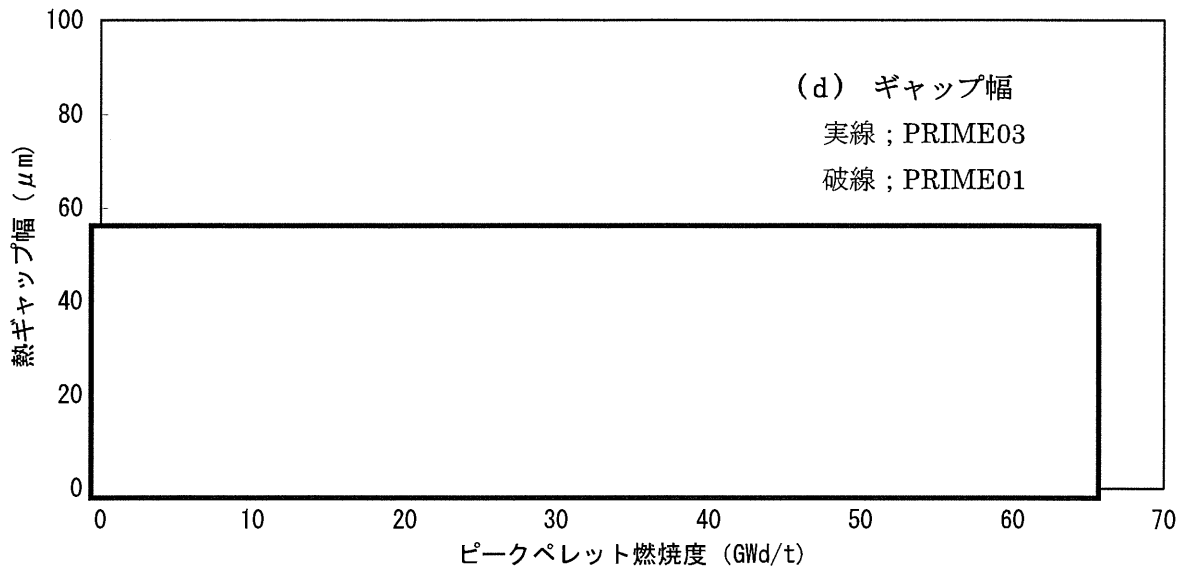
付図 1-3(f)は被覆管 1%塑性歪相当出力の PRIME03 と PRIME01 の比較を示す。ペレット温度の差、それによるペレット熱膨張量の差に基づき、1%塑性歪相当出力は寿命中期、末期で PRIME03 < PRIME01 となり、燃焼とともにその差が大きくなっている。

付図 1-3(g)～(i)は、各寿命時期における出力上昇時の被覆管塑性歪の変化を示す。寿命初期（燃焼度 0GWd/t、付図 1-3(g)）では両コードほぼ同じ変形挙動を示すが、寿命中期（燃焼度 13GWd/t、付図 1-3(h)）、末期（燃焼度 63GWd/t、付図 1-3(i)）においては、塑性歪が上昇し始める出力が PRIME03 < PRIME01 となっており、ペレット温度、ペレット熱膨張量の差の影響が現れている。また、PRIME03 と PRIME01 との塑性歪増加開始点の出力差は、寿命中期（付図 1-3(h)）では約 3kW/m (PRIME03 < PRIME01) であるが、寿命末期（付図 1-3(i)）では約 9kW/m と拡大している。これは、PRIME03 と PRIME01 のペレット温度差が寿命中期より末期で大きくなっていること、及びペレット熱伝導率の燃焼度依存性を考慮している PRIME03 のペレット熱伝導率が PRIME01 より小さく同じ出力変動幅でペレット温度上昇量・ペレット熱膨張量が大きくなっていること、並びにこの差が燃焼度とともに大きくなることの影響していると考えられる。

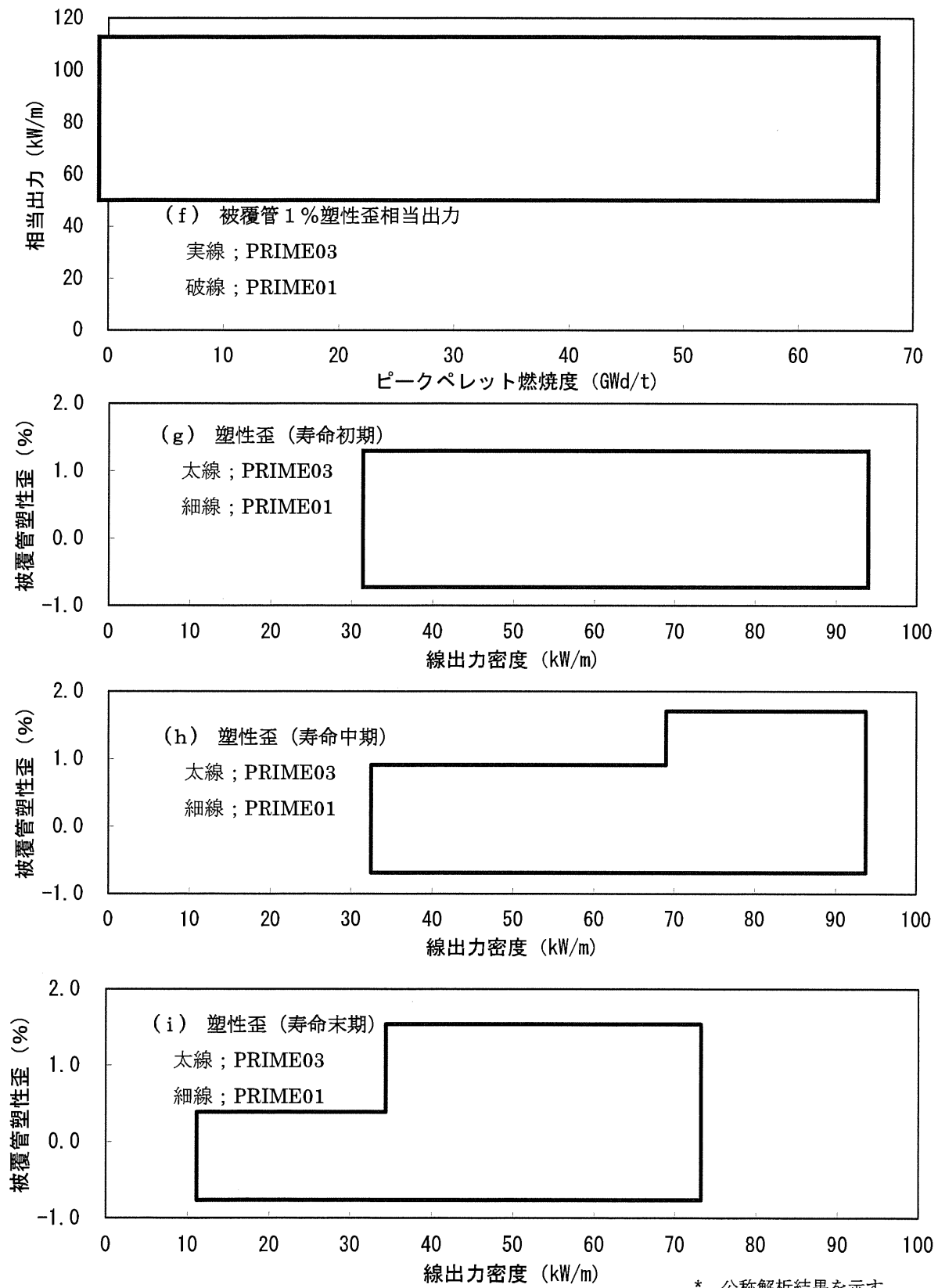
なお、高出力において、出力上昇による被覆管塑性歪の変化率が急激に大きくなる変曲点は、ペレット熔融開始時点に相当している。



付図 1 - 1 燃料温度および燃料棒内圧の比較 (PRIME03、PRIME01)
(10×10 燃料の典型的な出力履歴での計算例)



付図1-2 ギャップ幅およびFPガス放出率の比較 (PRIME03、PRIME01)
(10×10燃料の典型的な出力履歴での計算例)



付図1-3 被覆管1%塑性歪相当出力及び出力上昇時の被覆管塑性歪の変化
(10×10燃料の典型的な出力履歴での計算例) (PRIME03、PRIME01)

コメント No.14 (第2回 WG 資料 1、付録資料-4)

適用範囲で、検証データの範囲に収まらず、外挿が必要なものについては、外挿の方法とその妥当性の根拠を示すこと。指定のフォーマットを用いて整理のこと。

(回答)

検証データを超える適用範囲について、外挿範囲、適用範囲の妥当性などを指定のフォーマットにまとめたものを表-1～表-4に示す。

注記) 表-1～表-4 は、第4回 WG での追加コメントに対応した改訂版を Appendix-F に示すので、ここでは割愛した。

Appendix-F

第5回 WG 付録資料1-1

PRIME03 コードに関するコメント回答 (その2)

No.	資料 No.	コメント内容
15	第4回 WG 付録資料-1 コメント 回答 No.2	① 図1 (10頁) の熱伝導率測定値の試験条件 (Run1、2、3の保持時間) を説明すること。 ② モデル上で、照射欠陥の回復率を保守的に設定していることを説明すること。
16	第4回 WG 付録資料-1 コメント 回答 No.14	① 表-1、表-2、表-3、表-4の各表に、主な外挿要因として最大線出力を追加し、線出力に対する外挿性の有無を示すこと。 ② 表-4(2/2)に、支配因子としてペレットクリープを追加すること。

コメント No.15 (第4回 WG 付録資料 1、コメント回答 No.2)

- ①図 1 (10 頁) の熱伝導率測定値の試験条件 (Run1、2、3 の保持時間) を説明すること。
- ②モデル上で、照射欠陥の回復率を保守的に設定していることを説明すること。

(回答)

- ① 熱伝導率の測定においては、測定点 (図 1 の○) ごとに、試料温度が安定するまである程度の時間を保持している。保持時間は温度によって異なり 30~90 分程度である (高温ほど短い)。試料温度の安定は欠陥回復による発熱が終了したことを示し、保持時間後に得られる熱伝導率データは、その温度で回復しうる照射欠陥の回復が終了した後の値を示すものと考えられる。
- ② モデルにおける照射欠陥回復率は熱伝導率の測定データに対してベストフィットとなるよう設定されたものであり、保守的に設定したものではない。PRIME コードは設置 (変更) 許可申請書 添付書類 八に記載される燃料棒熱・機械特性評価、並びに添付書類 十に記載される動特性解析や過渡・事故解析の入力条件の評価に適用するものであり、過渡時及び事故時等の燃料棒ふるまいについては解析対象としていない。添付書類 八に記載される燃料温度、燃料棒内圧等については定常的な解析であり、コードが扱う時間スケールは上記①に示した保持時間と比較して十分に長く、モデル上の照射欠陥の瞬時回復の仮定が設計評価に有意な影響を与えることはない。

また、添付書類 十で用いられる過渡解析の判断基準の一つである設計損傷限界 (1%塑性歪) 相当出力を求めるに当たっては、PRIME コードにて時間増分なしで出力上昇させた解析を行うが、この場合でも照射欠陥の瞬時回復の仮定が燃料温度の解析結果に与える影響は、燃料温度予測の全体的な不確かさ (コードの予測の不確かさ) に比べて十分に小さいものである。なお、図 2 に示すように、炉外でのペレット加熱試験において、約 K () を約 間経験した照射済ペレット (約 GWd/t) の格子定数に回復が見られたデータがあり、照射欠陥は高温においてはごく短時間で回復しうるものと考えている。

参考文献

- [1] 「平成13年度高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書（BWR 高燃焼度燃料 総合評価編）」、(財)原子力発電技術機構、平成14年3月
- [2] Une et al., “Oxygen Potentials and Lattice Parameter of Irradiated BWR Fuels”, J. Nucl. Sci. Technol., 28 (1991) 409-417.
- [3] Une et al., “Oxygen Potentials of UO₂ Fuel Simulating High Burnup”, J. Nucl. Sci. Technol., 20 (1983) 844-851.

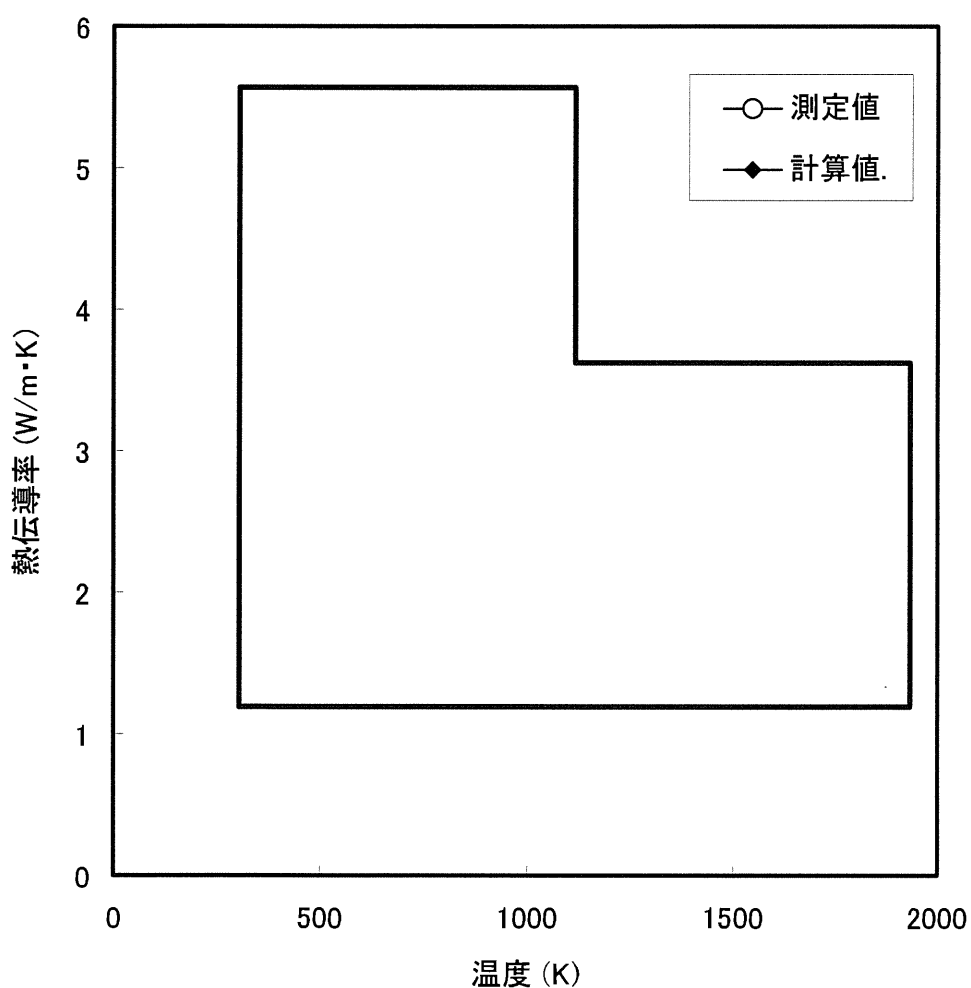


図1 熱伝導率の計算値と測定値との比較の例
(第4回WG 付録資料1 コメント回答 No.2 図1の再掲)

図中の測定値は、2F2D2 F6 燃料（試料名：THP-202、燃焼度約 30 GWd/t）の熱拡散率データを試料密度及び比熱（MATPRO-Ver.11 の式）により熱伝導率に換算したもの。

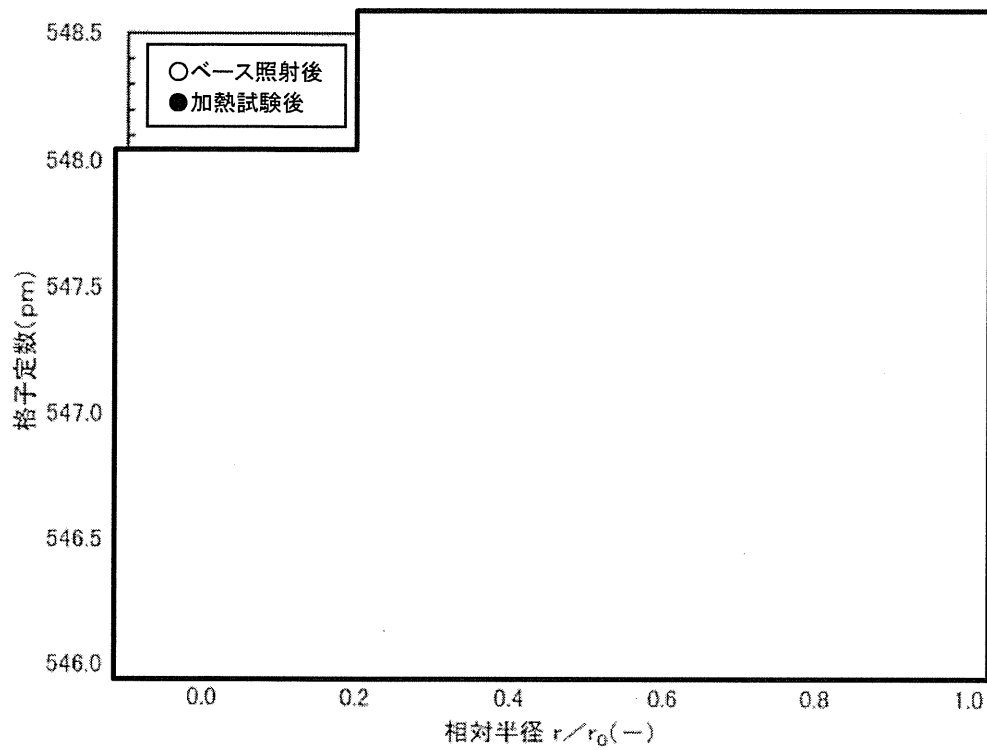


図2 照射欠陥の高温での短時間の回復を示すデータ

データの補足説明：

- ・ 試料

- ・ ペレット加熱試験の方法

- ・ 照射欠陥の回復の確認方法

格子定数は照射欠陥の蓄積に伴い増大し、FP 元素の固溶に伴い低下する^[2]。図中の*1は、当該燃焼度で照射欠陥がすべて回復したと想定した場合の格子定数で、固溶性の模擬FPを添加した未照射(U, FP)O₂の格子定数の測定データ^[3]に基づくもの。

- ・ 結果

ごく短時間の加熱により照射欠陥の大部分が回復したことを示していると考えられる。

コメント No.16 (第4回 WG 付録資料 1、コメント回答 No.14)

- ① 表-1、表-2、表-3、表-4 の各表に、主な外挿要因として最大線出力を追加し、線出力に対する外挿性の有無を示すこと。
- ② 表-4(2/2)に、支配因子としてペレットクリープを追加すること。

(回答)

主な外挿要因として最大線出力を追加し、表-4(2/2)に支配因子としてペレットクリープを追加したものを次の表-1～表-4 に示す。

表-1 ペレット中心温度

ペレット温度の主要な支配因子は、ペレットの熱伝導率、FP ガス放出率、ペレットの熱伝導率、FP ガス放出率、及びペレット一被覆管ギャップに影響するスエリングである。適用範囲の外挿領域では、ペレット一被覆管ギャップは閉じていることからFP ガス放出率、スエリングによる影響は小さい。さらに外挿領域では、FP ガス放出のしきい温度の燃焼度依存性は小さいことから、適用範囲の妥当性検討ではペレット熱伝導率の影響を示す。

燃料タイプ	主な外挿要因	検証データ最大値	コード適用範囲	外挿範囲	外挿範囲における支配因子及び影響評価	適用範囲の妥当性
UO ₂ 燃料	ペレット燃焼度	85GWd/t	~80GWd/t	---	---	---
	線出力密度	73kW/m	~60kW/m	---	---	---
ガドリニア入り燃料	ペレット燃焼度	<input type="checkbox"/> GWd/t	~80GWd/t	<input type="checkbox"/> ~80GWd/t	ペレット熱伝導率	ペレット温度の支配因子は熱伝導率であり、ガドリニア入りペレットの熱伝導率の燃焼度、線出力密度及びGd ₂ O ₃ の影響については左記のとおり確認されていることから、ペレット温度計算に対する適用範囲は妥当である。
	線出力密度	<input type="checkbox"/> kW/m	~60kW/m	<input type="checkbox"/> ~60kW/m	ペレット熱伝導率	・ペレット温度計算(基本モデル)の出力依存性はUO ₂ で73kW/mまで確認。 ・ガドリニア入りペレットの熱伝導率は <input type="checkbox"/> GWd/tまで確認。 ・熱伝導率の燃焼度依存性は、FPの蓄積、照射欠陥の蓄積・回復によるフォノン散乱への影響によるものであり、ペレット温度、燃焼度に依存し、Gd ₂ O ₃ の影響はない。 ・ペレット温度計算(基本モデル)の出力依存性はUO ₂ で73kW/mまで確認。 ・出力外挿範囲におけるペレット温度では、熱伝導率へのGd ₂ O ₃ の影響は小さい。
	ガドリニア濃度	<input type="checkbox"/> wt%	~10wt%	<input type="checkbox"/> ~10wt%	ペレット熱伝導率	・熱伝導率に対するGd ₂ O ₃ の影響を考慮している(FP、照射欠陥と同様にフォノン散乱の因子として影響を考慮)。 ・ペレット熱伝導率へのGd ₂ O ₃ の影響は <input type="checkbox"/> wt%まで確認。
Al-Si-O添加燃料	ペレット燃焼度	<input type="checkbox"/> GWd/t	~80GWd/t	<input type="checkbox"/> ~80GWd/t	ペレット熱伝導率	・ペレット温度計算(基本モデル)の燃焼度依存性はUO ₂ で <input type="checkbox"/> GWd/tまで確認。 ・Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率は <input type="checkbox"/> GWd/tまで確認しており、UO ₂ と同等である。 ・熱伝導率の燃焼度依存性は、FPの蓄積、照射欠陥の蓄積・回復によるフォノン散乱への影響によるものであり、ペレット温度、燃焼度に依存し、Al-Si-O 添加の影響はない。
	線出力密度	<input type="checkbox"/> kW/m	~60kW/m	<input type="checkbox"/> ~60kW/m	ペレット熱伝導率	・ペレット温度計算(基本モデル)の出力依存性はUO ₂ で73kW/mまで確認。 ・Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率はUO ₂ と同等。
	Al-Si-O添加量	<input type="checkbox"/> ppm	250~2500ppm	---	ペレット熱伝導率	・Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率はUO ₂ と同等(2500ppm以下の微量添加であり、熱伝導率は <input type="checkbox"/> ppmまで確認している)。
	ガドリニア濃度	<input type="checkbox"/> wt%	~10wt%	<input type="checkbox"/> ~10wt%	ペレット熱伝導率	・ペレット熱伝導率へのGd ₂ O ₃ の影響は <input type="checkbox"/> wt%まで確認。 ペレットの温度の支配因子は熱伝導率であり、Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率の燃焼度、線出力密度、Al-Si-O 及びGd ₂ O ₃ の影響は左記のとおり確認されていることから、ペレット温度計算に対する適用範囲は妥当である。

表-2 FP ガス放出率

FP ガス放出率の主要な支配因子は、ペレット温度と燃焼度である。ペレット温度に従いFP ガス放出率が増大し、FP ガス放出のしきい温度は燃焼ととも低下する。適用範囲の外挿領域では、FP ガス放出の支配項である気泡連結による放出しきい温度の燃焼度変化は小さいことから、適用範囲の妥当性検討では主にペレット温度の影響を示す。

燃料タイプ	主な外挿要因	検証データ最大値	コード適用範囲	外挿範囲	外挿範囲における支配因子及び影響評価	適用範囲の妥当性
UO ₂ 燃料	燃料棒平均燃焼度	99GWd/t	~73GWd/t	---	---	---
	最大線出力密度	157kW/m	~60kW/m	---	---	---
ガドリニア入り燃料	燃料棒平均燃焼度	□GWd/t	~73GWd/t	□~73GWd/t	<ul style="list-style-type: none"> UO₂のFPガス放出特性(基本モデル)は99GWd/tまで確認。 燃焼度外挿範囲では粒子の気泡連結によるFPガスの放出が支配的であり、FPガス放出率はペレット温度及び燃焼度に依存しGd₂O₃の影響はなく、UO₂のFPガス放出特性との差はない。 ペレット温度を支配するガドリニア入りペレットの熱伝導率は□GWd/tまで確認。 燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1参照)。 	FPガス放出特性はUO ₂ 燃料とガドリニア入り燃料で差はなく、ガドリニア入りペレットの温度を燃焼度及び出力の外挿範囲で適切に評価できることを確認していることから、FPガス放出率計算に対する適用範囲は妥当である。
	最大線出力密度	□kW/m	~60kW/m	□~60kW/m	<ul style="list-style-type: none"> UO₂のFPガス放出特性(基本モデル)は157kW/mまで確認。 FPガス放出特性へのGd₂O₃の影響は□kW/mまで確認しており、出力外挿範囲におけるペレット温度で特性は変わらない。 出力外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 	
	ガドリニア濃度	□wt%	~10wt%	---	(Gd ₂ O ₃)の影響は□wt%まで確認)	
Al-Si-O添加燃料	燃料棒平均燃焼度	□GWd/t	~73GWd/t	□~73GWd/t	<ul style="list-style-type: none"> Al-Si-O添加燃料のFPガス放出モデルは、高燃焼度9×9型燃料信頼性実証試験のFPガス放出率データに基づき、UO₂のFPガス放出モデルを元にしきい温度を低く補正している。 UO₂のFPガス放出特性(基本モデル)は99GWd/tまで確認。 ペレット温度を支配するAl-Si-O添加ペレットの熱伝導率は□GWd/tまで確認。 燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1参照)。 	Al-Si-O添加燃料のFPガス放出モデルは、高燃焼度9×9型燃料信頼性実証試験のFPガス放出率データに基づき、UO ₂ の放出モデルを元にしきい温度を低く補正したものである。また、Al-Si-O添加ペレットの温度を燃焼度外挿範囲で適切に評価できるとを確認していること、及びAl-Si-O添加の影響は□ppmまで、ガドリニアの影響は□wt%まで確認していることから、FPガス放出率計算に対する適用範囲は妥当である。
	最大線出力密度	□kW/m	~60kW/m	---	---	
	Al-Si-O添加量	□ppm	250~2500ppm	---	(Al-Si-Oの影響は□ppmまで確認)	
	ガドリニア濃度	□wt%	~10wt%	---	(Gd ₂ O ₃)の影響は□wt%まで確認)	

表-3 燃料棒内圧

燃料棒内圧の主要な支配因子は、FP ガス放出率、及びFP ガス放出率を支配するペレット温度である。この他に燃料棒内圧を決める項目として燃料棒空間体積があるが、適用範囲の外挿領域ではその影響は小さいことから、適用範囲の外挿領域ではペレット温度及びFP ガス放出率の影響を示す。

燃料タイプ	主な外挿要因	検証データ最大値	コード適用範囲	外挿範囲	外挿範囲における支配因子及び影響評価		適用範囲の妥当性
					ペレット温度	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。	
UO ₂ 燃料	燃料棒平均燃焼度	67GWd/t	~73GWd/t	67~73GWd/t	ペレット温度 FP ガス放出率	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 燃焼度外挿範囲での FP ガス放出率計算は妥当(表-2)。	燃料棒内圧の支配因子であるペレット温度及びFP ガス放出率計算の燃焼度外挿範囲での妥当性が確認されていることから、燃料棒内圧計算に対する適用範囲は妥当である。
	最大線出力密度	77kW/m	~60kW/m	---	---	---	
	燃料棒平均燃焼度	□GWd/t	~73GWd/t	□~73GWd/t	ペレット温度 FP ガス放出率	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 燃焼度外挿範囲での FP ガス放出率計算は妥当(表-2)。	
ガドリニア入り燃料	最大線出力密度	□kW/m	~60kW/m	□~60kW/m	ペレット温度 FP ガス放出率	出力外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 出力外挿範囲での FP ガス放出率計算は妥当(表-2)。	燃料棒内圧の支配因子であるペレット温度とFP ガス放出率計算について、燃焼度及び出力の外挿範囲での妥当性が確認されていることから、燃料棒内圧計算に対する適用範囲は妥当である。
	ガドリニア濃度	□wt%	~10wt%	---	---	(Gd ₂ O ₃)の影響は□wt%まで確認)	
	燃料棒平均燃焼度	□GWd/t	~73GWd/t	□~73GWd/t	ペレット温度 FP ガス放出率	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 燃焼度外挿範囲での FP ガス放出率計算は妥当(表-2)。	
Al-Si-O添加燃料	最大線出力密度	□kW/m	~60kW/m	---	---	---	燃料棒内圧の支配因子であるペレット温度及びFP ガス放出率計算の燃焼度外挿範囲での妥当性が確認されていることから、燃料棒内圧計算に対する適用範囲は妥当である。
	Al-Si-O添加量	□ppm	250~2500ppm	---	---	(Al-Si-Oの影響は□ppmまで確認)	
	ガドリニア濃度	□wt%	~10wt%	---	---	(Gd ₂ O ₃)の影響は□wt%まで確認)	

表-4 被覆管直径变化(1/2)

被覆管直径变化の主要な支配因子は、ペレット-被覆管機械的相互作用の大きさに影響するペレット熱膨張、ペレットスエリングである。熱膨張はペレット温度及びペレット熱膨張率に依存し、スエリングはペレット燃焼度を超える場合には溶融に伴うペレット体積変化が加わり影響する。ガドリニア及びAl-Si-O添加ペレットの燃焼に伴う融点の低下はUO₂と同等である。以上のことから、燃焼度適用範囲の妥当性検討ではペレット温度、ペレット熱膨張率、スエリングの影響を示し、ガドリニア及びAl-Si-Oの添加濃度適用範囲の妥当性検討ではペレット温度、ペレット熱膨張率、ペレット融点を示す。

燃料タイプ	主な外挿要因	検証データ最大値	コード適用範囲	外挿範囲	外挿範囲における支配因子及び影響評価		適用範囲の妥当性
UO ₂ 燃料	ペレット燃焼度	83GWd/t	~80GWd/t	---	---	---	UO ₂ 燃料の被覆管直径変化計算はペレット溶融を含む出力範囲(~91kW/m)まで影響が確認されている。またペレット熱伝導率は融点まで考慮されている。またペレット熱膨張率は溶融開始後の線出力密度増大に伴う溶融領域の拡大が取り扱われることから、被覆管直径変化計算に対する適用範囲は妥当である。
	線出力密度	91kW/m	~100kW/m*	91~100kW/m	ペレット温度 ペレット熱膨張率	<ul style="list-style-type: none"> ペレット温度計算(基本モデル)は73kW/mまで確認。 ペレット熱伝導率は融点まで考慮されている。 熱膨張率は溶融による体積増加も含め評価されている。 被覆管直径変化計算は、ペレット溶融を含む出力範囲(~91kW/m)で溶融の影響を確認している。 	
ガドリニア入り燃料	ペレット燃焼度	□GWd/t	~80GWd/t	□~80GWd/t	ペレット温度 ペレット熱膨張率 スエリング	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 ・ペレット熱膨張率はUO ₂ と同等。 ・UO ₂ 燃料の被覆管直径変化計算は83GWd/tまで確認。 ・ペレットスエリングはUO ₂ と同等。 ・UO ₂ 燃料の被覆管直径変化計算は83GWd/tまで確認。	UO ₂ 燃料の被覆管直径変化計算は、燃焼度は83GWd/t、出力はペレット溶融を含む出力範囲(~91kW/m)まで影響が確認されている。被覆管直径変化の支配因子はペレット温度、ペレット熱膨張率、スエリング及び溶融であり、燃焼度及び出力の外挿範囲におけるペレット温度計算の妥当性は確認されていること、ペレット熱膨張率及びスエリングはUO ₂ と同等であること、及びペレット融点は□wt%まで確認されていることから、ガドリニア入り燃料の被覆管直径変化計算に対する適用範囲は妥当である。
	線出力密度	□kW/m	~100kW/m*	□~100kW/m	ペレット温度 ペレット熱膨張率	・ペレット温度計算(基本モデル)はUO ₂ で73kW/mまで確認。 ・出力外挿範囲におけるペレット温度では、熱伝導率へのGd ₂ O ₃ の影響は小さい。 ・熱膨張率は溶融による体積増加も含め評価されており、UO ₂ と同等。 ・被覆管直径変化計算は、ペレット溶融を含む出力範囲(~91kW/m)で溶融の影響を確認している。	
	ガドリニア濃度	□wt%	~10wt%	□~10wt%	ペレット温度 ペレット熱膨張率 ペレット融点	外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 ペレット熱膨張率はUO ₂ と同等。 ペレット融点へのGd ₂ O ₃ の影響は□wt%まで確認。	

*設計損傷限界(1%塑性歪)相当出力評価時

表-4 被覆管直径变化(2/2)

燃料タイプ	主な外挿要因	検証データ最大値	コード適用範囲	外挿範囲	ペレット温度 ペレット熱膨張率 スエリング	外挿範囲における支配因子及び影響評価	適用範囲の妥当性
Al-Si-O 添加燃料	ペレット 燃焼度	□ GWd/t	~80GWd/t	□ ~ 80GWd/t	ペレット温度 ペレット熱膨張率 スエリング	燃焼度外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 ・ペレット熱膨張率は UO_2 と同等。 ・ UO_2 燃料の被覆管直径変化計算は 83GWd/t まで確認。 ・ペレットスエリングは UO_2 と同等。 ・ UO_2 燃料の被覆管直径変化計算は 83GWd/t まで確認。	UO_2 燃料の被覆管直径変化計算は、燃焼度は 83GWd/t、出力はペレット溶解を含む出力範囲 (~91kW/m) まで影響が確認されている。被覆管直径変化の支配因子はペレット温度、ペレット熱膨張率、スエリング及び溶解であり、燃焼度及び出力の外挿範囲におけるペレット温度計算の妥当性は確認されていること、ペレット熱膨張率及びスエリングは UO_2 と同等であることなどから、Al-Si-O 添加燃料の被覆管直径変化計算に対する適用範囲は妥当である。
	線出力 密度	□ kW/m	~100kW/m*	□ ~ 100kW/m	ペレット温度 ペレット熱膨張率	・ペレット温度計算(基本モデル)は UO_2 で 73kW/m まで確認。 ・出力外挿範囲におけるペレット温度では熱伝導率は UO_2 と同等。 ・熱膨張率は溶解による体積増加も含め評価されており、 UO_2 と同等。 ・被覆管直径変化計算は、ペレット溶解を含む出力範囲 (~91kW/m) で溶解の影響を確認している。	
	Al-Si-O 添加量	□ ppm	250 ~ 2500ppm	□ ~ 2500ppm	ペレット温度 ペレット熱膨張率 ペレット融点 ペレット クリープ	外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 ペレット熱膨張率は UO_2 と同等。 ペレット融点は UO_2 と同等。 ペレットクリープへの Al-Si-O の影響は □ ppm まで確認。	
	ガドリニア 濃度	□ wt%	~10wt%	□ ~ 10wt%	ペレット温度 ペレット熱膨張率 ペレット融点	外挿範囲でのペレット温度計算は妥当(表-1)。 ペレット熱膨張率は UO_2 と同等。 ペレット融点への Gd_2O_3 の影響は □ wt% まで確認。	

*設計損傷限界(1%塑性歪)相当出力評価時