



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

GLR-002改訂2

(DRF 0000-0090-3833)

Global Nuclear Fuel Japan Proprietary Information

トピカルレポート

燃料棒熱・機械設計コード PRIME03 について

公開用

(本公開用は、トピカルレポート GLR-002
の非公開情報をマスキングし、公開に供
するために作成したものである。)

平成 22 年 4 月

株式会社 グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

【開示制限】本技術資料に記載された技術情報の一部または全部を第三者に開示することがないようにお願いします。

【免責条項】本資料のトピカルレポートとしての目的以外の使用は認められていません。本資料の目的外の使用に対して、株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンは、(1)(i)本資料に含まれる情報に関して、あるいは、(ii)目的外の使用により第三者が個人的に有する権利を侵害しないこと、を明示的であると黙示的であるとを問わず、如何なる保証または表明も行わず、また、(2)目的外の使用に起因する如何なる種類の義務または損害賠償に対する責任も負いません。

【著作権】本資料の著作権は株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンに帰属します。

【外為法】本品は外国為替及び外国貿易法に定める規制貨物・規制技術に該当する為、非居住者に提供する場合には、同法に基づく輸出許可が必要です。

【米国法】本品は米国輸出規制に定める規制貨物・規制技術に該当する為、第三者への移転、輸出又は海外への提供が規制されています。

目 次

1. はじめに	1-1
2. 燃料設計手法	2-1
3. PRIME コードの概要	3-1
3.1 計算のフロー	3-1
3.2 高燃焼度照射試験データの反映	3-5
4. PRIME03 コードの適用範囲	4-1
5. PRIME03 コードのモデル	5.1-1
5.1 物性値及びモデルの改訂	5.1-1
5.2 熱的解析モデル	5.2-1
5.2.1 被覆管温度分布	5.2-1
5.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達	5.2-5
5.2.2.1 固体接触による熱伝達成分	5.2-5
5.2.2.2 ガスによる熱伝達成分	5.2-6
5.2.2.3 輻射による熱伝達成分	5.2-10
5.2.3 ペレット温度分布	5.2-12
5.2.3.1 ペレット熱伝導率	5.2-13
5.2.3.2 径方向出力分布	5.2-22
5.2.3.3 融点	5.2-25
5.3 被覆管、ペレットの弾塑性	5.3-1
5.3.1 被覆管弾塑性	5.3-1
5.3.1.1 ヤング率	5.3-1
5.3.1.2 ポアソン比	5.3-3
5.3.1.3 降伏及び歪硬化	5.3-4
5.3.1.4 照射硬化の回復	5.3-8
5.3.2 ペレット弾塑性	5.3-11
5.3.2.1 ヤング率	5.3-11



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2.2	ポアソン比	5.3-13
5.3.2.3	降伏応力	5.3-14
5.3.2.4	歪硬化指数及び接線係数	5.3-15
5.4	被覆管、ペレットの変形モデル	5.4-1
5.4.1	被覆管	5.4-1
5.4.1.1	熱膨張	5.4-1
5.4.1.2	照射成長	5.4-4
5.4.1.3	クリープ	5.4-7
5.4.2	ペレット	5.4-14
5.4.2.1	熱膨張	5.4-14
5.4.2.2	スエリング	5.4-16
5.4.2.3	焼きしまり	5.4-20
5.4.2.4	リロケーション	5.4-21
5.4.2.5	クリープ	5.4-26
5.4.2.6	ホットプレス	5.4-31
5.4.3	ペレット-被覆管の軸方向すべり	5.4-34
5.5	ペレットリム組織の形成	5.5-1
5.6	機械的解析モデル	5.6-1
5.6.1	形状モデル	5.6-1
5.6.2	数値解析モデル	5.6-5
5.6.3	増分形式の構成関係	5.6-10
5.6.4	ペレットの割れと縮約された構成関係	5.6-16
5.6.5	ペレット及び被覆管の変形の取扱い	5.6-20
5.6.6	被覆管酸化減肉	5.6-20
5.6.7	ペレット-被覆管機械的相互作用	5.6-21
5.7	核分裂生成ガスの放出	5.7-1
5.7.1	FP (Xe + Kr) ガスの放出	5.7-1
5.7.2	He ガスの放出	5.7-16
5.7.3	再組立燃料棒の取扱い	5.7-19
5.8	燃料棒内圧	5.8-1
6.	PRIME03 コードの検証	6-1



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

6.1	検証データ	6-1
6.2	検証結果	6-8
6.3	コードの予測の不確かさ	6-18
7.	品質保証計画	7-1
7.1	概要	7-1
7.2	品質マネジメントシステム	7-1
7.3	コードの設計開発の組織体制	7-7
7.4	コードの設計開発のプロセス	7-10
7.5	内部監査	7-15
7.6	不適合管理	7-15
7.7	新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセス	7-16
8.	参考文献	8-1

添付-1 BWR 燃料の設計手法

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

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）」	

表 一 覧

表 3-1	PRIME03 における高燃焼度照射試験データ等の反映	3-6
表 4-1	PRIME03 の適用範囲	4-3
表 4-2	設置（変更）許可申請書における PRIME03 の許認可 解析適用範囲	4-4
表 5.2-1	ガスの熱伝導率における定数	5.2-7
表 5.2-2	温度ジャンプ距離	5.2-9
表 5.2-3	径方向出力分布モデルに使用する係数	5.2-23
表 6-1	PRIME03 コード検証データの内訳	6-7

図 一 覧

図 2-1	燃料設計評価フロー	2-2
図 3-1	PRIME の計算点模式図	3-7
図 3-2	PRIME コードの計算フロー	3-8
図 3-3	PRIME コードの燃料棒径方向温度分布計算の概要	3-9
図 3-4	PRIME コードの燃料棒機械計算のモデル	3-10
図 3-5	ペレット-被覆管機械的相互作用の計算フロー	3-11
図 5.2-1	ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率	5.2-4
図 5.2-2	UO ₂ ペレット熱伝導率の温度依存性 (密度 97%TD の場合)	5.2-16
図 5.2-3	(U,Gd)O ₂ ペレット熱伝導率の温度依存性 (密度 97%TD の場合)	5.2-17
図 5.2-4	1270K におけるペレット熱伝導率の気孔率依存性	5.2-18
図 5.2-5	ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較	5.2-19
図 5.2-6	ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較 (ペレット熱伝導率の計算値/測定値の燃焼度変化)	5.2-20
図 5.2-7	ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較	5.2-21
図 5.2-8	ペレット径方向出力分布の燃焼度依存性 (U-235 濃縮度 : 3.7wt%、ペレット外径 : 約 9.6mm の場合)	5.2-24
図 5.2-9	ペレット融点の燃焼度及び Gd ₂ O ₃ 濃度依存性	5.2-27
図 5.2-10	ペレット融点の燃焼度依存性データ (その 1)	5.2-28
図 5.2-11	ペレット融点の燃焼度依存性データ (その 2)	5.2-29
図 5.3-1	被覆管ヤング率の温度依存性	5.3-2
図 5.3-2	被覆管ポアソン比の温度依存性	5.3-3
図 5.3-3	ジルカロイ被覆管降伏応力の温度依存性	5.3-7
図 5.3-4	照射硬化の残存割合と照射硬化回復評価におけるグループ分割	5.3-10
図 5.3-5	ペレットヤング率の温度依存性 (ペレット密度 97%TD の場合)	5.3-12
図 5.3-6	ペレットポアソン比の密度依存性	5.3-13
図 5.3-7	ペレット降伏応力の温度依存性	5.3-14



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

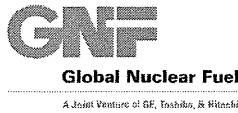
図 5.4-1	被覆管熱膨張歪の温度依存性	5.4-3
図 5.4-2	被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性	5.4-6
図 5.4-3	ペレット熱膨張歪の温度依存性	5.4-15
図 5.4-4	ペレットスエリングに関するハルデン炉試験データ	5.4-18
図 5.4-5	ペレットスエリングに関する商用炉試験データ	5.4-19
図 5.4-6	初期リロケーションの概念図	5.4-25
図 5.4-7	ペレットクリープ速度の温度依存性 (核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)	5.4-29
図 5.4-8	ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較	5.4-30
図 5.5-1	リム組織形成幅の燃焼度依存性	5.5-4
図 5.5-2	気孔率と局所燃焼度の関係	5.5-5
図 5.6-1	理想化したペレットクラックパターン	5.6-3
図 5.6-2	有限要素燃料セグメントのモデル概略図	5.6-3
図 5.6-3	ペレット-被覆管軸方向歪の差の模式図	5.6-4
図 5.6-4	リング要素の模式図	5.6-8
図 5.6-5	燃料棒断面における有限要素形状モデル	5.6-9
図 5.6-6	固定ノード NF の変位量としてモデル化されるリロケーション の概念図	5.6-9
図 5.6-7	クリープにおける時間硬化と歪硬化の概念	5.6-14
図 5.6-8	歪増分の定義	5.6-14
図 5.6-9	接線係数の定義	5.6-15
図 5.6-10	初期リロケーション発生後のペレット表面	5.6-23
図 5.7-1	FP ガス放出率の燃焼度及び温度依存性 (結晶粒径 $14 \mu\text{m}$ の場合)	5.7-9
図 5.7-2	結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度	5.7-10
図 5.7-3	ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較	5.7-11
図 5.7-4	ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較 (ペレット結晶粒径の計算値/測定値の燃焼度変化)	5.7-12
図 5.7-5	大粒径化による FP ガス放出率の抑制	5.7-13
図 5.7-6	FP ガス放出しきい温度に関する補正	5.7-14
図 5.7-7	ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較	5.7-15
図 5.7-8	He ガス放出量の FP ガス放出率及び燃焼度依存性	5.7-17



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

図 5.7-9	He ガス放出量の測定値と計算値の比較	5.7-18
図 6-1	ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)	6-9
図 6-2	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)	6-10
図 6-3	FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)	6-11
図 6-4(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)	6-12
図 6-4(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)	6-13
図 6-5	燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)	6-14
図 6-6	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)	6-15
図 6-7	被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)	6-16
図 6-8	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)	6-17
図 7-1	QMS 文書体系	7-5
図 7-2	品質保証組織	7-6
図 7-3	PRIME03 コードの設計開発に関わる組織	7-9
図 7-4	コードの設計・開発及び関連のプロセス	7-14



1. はじめに

燃料棒熱・機械設計コード“PRIME”は、様々な出力燃焼度履歴で使用される BWR 燃料棒の熱的、機械的挙動を精度良く予測評価できるよう構成した計算機プログラムである。

1980 年代半ば頃、原子力プラントのより効率的運用を目指して BWR 燃料集合体の最高燃焼度を 40,000MWd/t から段階的に高めることが検討され、燃料棒熱・機械設計コード（以下、PRIME01 と称する。）を用いた燃料設計手法を開発・導入した。この燃料設計手法では、PRIME01 導入により設計余裕の定量的評価が可能になったことに基づき統計的評価方法を採用した。

PRIME01 を用いた燃料設計手法^{[1-1] [1-2]}については、通商産業省原子力発電技術顧問会高燃焼度化検討会（昭和 60 年 11 月～昭和 61 年 4 月）及び原子力安全委員会原子炉安全基準専門部会燃料設計評価小委員会（昭和 62 年 10 月～昭和 63 年 4 月）にて検討が行われ、妥当であると判断された。また、原子炉安全基準専門部会報告書「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」（昭和 63 年 5 月 12 日原子力安全委員会了承）として公表された。以降、高燃焼度 8×8 燃料及び 9×9 燃料の設計、許認可において本設計手法を適用している。

その後、軽水炉の取替燃料の一部として MOX 燃料を装荷する計画が進められ、上記設計手法を MOX 燃料にも適用するために PRIME01 に MOX 燃料の特性を取り込んだ燃料棒熱・機械設計コード（以下、PRIME01-MOX と称する。）を開発した^{[1-3] [1-4]}。

PRIME01-MOX コードを用いた燃料設計手法については通商産業省原子力発電技術顧問会（基本設計）MOX 燃料検討会（平成 4 年 4 月～平成 5 年 7 月）及び原子力安全委員会原子炉安全基準専門部会 MOX 燃料検討小委員会（平成 6 年 3 月～平成 7 年 3 月）において検討され、ウラン燃料に用いている燃料設計手法に MOX 燃料の特性を適切に取り込むことにより MOX 燃料の挙動を評価することが可能であり、MOX 燃料に関する設計の考え方、判断基準についてウラン燃料と同一のものを適用できると判断された。また、原子炉安全基準専門部会報告書「発電用軽水型原子炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

(平成 7 年 6 月 19 日原子力安全委員会了承) として公表された。

最近の燃料照射挙動に関する知見によれば、

- ペレット熱伝導率は照射とともに低下すること、
- 高燃焼度領域でペレット外周部に微細組織変化（リム組織の形成）が生じる
こと、

が明らかとなってきた。

PRIME01、PRIME01-MOX ではこれらを直接モデル化していないが、コードの検証に用いた照射試験・照射後試験データはこれらの影響が含まれたものであり、コード全体として試験データを良く予測するように較正することによって、これらの挙動を考慮したものとなっている。一方、更なる高燃焼度化を進めるにあたっては、設計評価上、最近の燃料照射挙動データを踏まえた評価を行うことが適切であると報告されている^[1-5]。

本資料は、PRIME01 を最近の燃料照射挙動データに基づき改訂した PRIME03 について説明するものである。

PRIME03 は現行燃料である 9×9 燃料から更なる高燃焼度化を目標とした新燃料の設計・許認可に適用可能とするものである。

なお、特に断りのない限り本資料では現行コード及び PRIME03 を PRIME^(注) と総称する。

^(注) PRIME の物性値、モデルの多くはヤード・ポンド法を基本に作成しており、これらに関してはコード内でもヤード・ポンド単位で記述しているが、本資料では SI 単位に換算し表示している。

2. 燃料設計手法

BWR 燃料の設計手法は下記の 3 項よりなる。PRIME の改訂にともなう燃料設計手法の変更はない。前述したように本燃料設計手法は原子炉安全基準専門部会報告書「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」（昭和 63 年 5 月 12 日原子力安全委員会了承）で妥当と判断されたものである。

(1) PRIME を用いて行う燃料棒熱・機械設計評価

燃料棒熱・機械設計評価では、炉心内の全ての燃料棒が燃料寿命中に経験する出力^(注1)を包絡できる出力履歴を設計用出力履歴と仮定した上で、入力変数（燃料棒仕様、炉心条件）の統計的分布及びコードの予測の不確かさを考慮し、誤差伝播理論に基づき、被覆管円周方向 1% 塑性歪に対する出力余裕^(注2)、燃料棒内圧、燃料被覆管温度等を統計的に評価する。

(2) 上記評価結果を用いて行う燃料被覆管応力評価

PRIME による燃料被覆管温度等の解析結果及び燃料棒寸法等を用いて燃料被覆管応力評価を行う。スペーサ部及びスペーサ間では簡易弾性解析による応力評価を行い、モンテカルロ法に基づき応力設計比を統計的に評価する。端栓溶接部は形状が複雑であることから有限要素法による応力評価を行い、決定論的に応力設計比を評価する。

(3) 燃料被覆管疲労評価

累積損傷の法則 (Miner の仮説) に基づいて燃料被覆管の疲労評価を行う。なお、燃料被覆管疲労評価は、切り欠きと類似した形状を有し、応力集中が発生する端栓溶接部について行う。

本設計評価フローを図 2-1 に示す。燃料設計手法（設計基準及び評価方法）の概要を添付-1 に記述する。

(注1) 本トピカルレポートでは、「線出力密度」を「線出力」あるいは「出力」と略して記すが、これらは全て線出力密度を表す。

(注2) 出力余裕 (%) = $\left(\frac{1\% \text{塑性歪相当出力}}{\text{設計出力}} - 1 \right) \times 100$

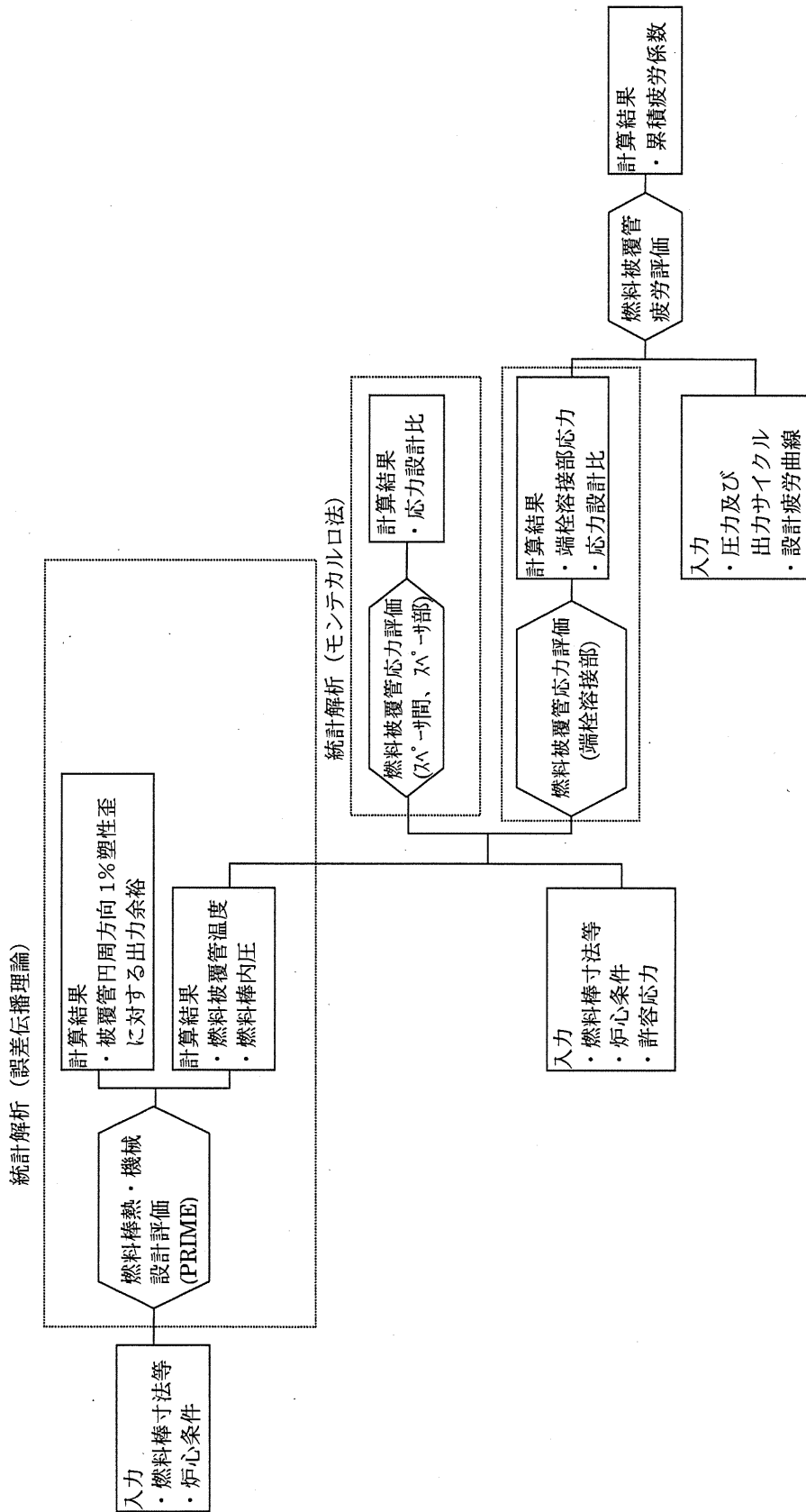


図 2-1 燃料設計評価フロー

3. PRIME コードの概要

3.1 計算のフロー

PRIME03 の計算フロー及び基本的なモデルは PRIME01、PRIME01-MOX と同じである。

PRIME では、出力燃焼度履歴（以下、出力履歴という。）に対応したペレット-被覆管のギャップ変化とガスの熱伝導率をもとにペレット-被覆管のギャップ熱伝達係数を求め、燃料棒の熱的挙動を評価すると同時に軸対称次元有限要素法（FEM）により、ペレットと被覆管の相互作用等の機械的挙動を評価する。

燃料棒の熱・機械計算は、燃料棒を長さ方向（軸方向）に分割した各ノード（最大 ）について、出力履歴に沿って各計算時点（以下、タイムステップという。）で行う。

入力された出力履歴に対するコード内での実際の計算点の概略を図 3-1 に示す。

内部
分割された各計算点でペレット-被覆管のギャップ変化とギャップ熱伝達係数を決定するため繰り返し計算を行う。出力及び時間増分は繰り返し計算が収束するよう設定される。

入力データは、燃料棒寸法等の諸元のように時間に依存しないものと出力、燃焼度等、時間に依存するものがありタイムステップ毎に時間依存のデータを入力し、下記（1）～（7）及び図 3-2 のフローに従って収束計算により燃料棒内温度分布、燃料棒内圧及び被覆管変形等を計算する。

(1) 燃料棒内圧計算

燃料棒内の空間体積と空間内のガス原子のモル数からボイル-シャルルの法則に基づき、その燃焼度における内圧を計算する。空間体積としてプレナム部及びペレット-被覆管のギャップ体積等を、また、ガス原子として初期封入ガス、燃焼に伴いペレットから放出される FP ガス及び He ガスを考慮する。

燃料棒内圧計算の詳細を 5.8 節「燃料棒内圧」に示す。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

(2) 燃料棒径方向温度分布計算

燃料棒温度分布計算は、燃料棒を軸方向及び径方向に分割した各ノードについて、軸対称一次元熱伝達理論に基づいて行う。図 3-3 に燃料棒径方向温度分布計算の概要を示す。冷却材温度から、被覆管外面温度、被覆管内面温度、ペレット表面温度、ペレット径方向温度分布の順に計算する。

燃料棒径方向温度分布計算の詳細を 5.2 節「熱的解析モデル」に示す。

(3) ペレット－被覆管機械的相互作用の計算

ペレットと被覆管の機械的相互作用は、図 3-4 に示す一次元軸対称有限要素法 (FEM) により、軸方向の各ノードについて評価する。ペレット、被覆管及びギャップは次のようにモデル化している。

(a) ペレットモデル

ペレットの挙動としては、温度分布に基づく熱膨張、溶融が発生する場合には相変化に伴う体積膨張、及び照射の効果に基づく焼きしまり、スエリング、リロケーションを考慮している。

これらの体積変化要因ならびに被覆管の拘束力を考慮し、弾塑性及びクリープの計算を行う。この際ペレットが気孔を含む多孔性の物質であることからホットプレスと呼ばれる体積変化を考慮している。

ペレットクラックの取扱いの説明

(b) 被覆管モデル

被覆管の機械計算においては、被覆管の温度に基づく熱膨張を考慮し弾塑性及びクリープの計算を行う。この際荷重としてはペレットからの荷重、燃料棒の内圧、外圧を考慮している。また、ジルカロイが高速中性子照射によって軸方向に寸法変化する照射成長を考慮している。

ジルコニウムライナ被覆管においてはライナ部と被覆管母材の応力－歪状態を独立に解析するため、各々1つの要素を割り当てている。

(c) ギャップモデル

ペレットと被覆管の間のギャップは、ギャップ要素を用いてモデル化している。

ギャップ要素は、ペレットと被覆管が接触した時に、両者の荷重を伝えるための仮想的要素である。すなわちギャップが開いている時は剛性を実質的に0とすることで、ペレットと被覆管が独立に変位するようにしている。

また、ギャップが閉じている時は剛性を大きくすることで、ペレットと被覆管の荷重を伝える働きをもたせている。

以上のペレット、被覆管、ギャップモデルにより、図 3-5 に示す計算フローに従ってペレット-被覆管の機械的相互作用の計算を行う。

ペレット-被覆管機械的相互作用の計算の詳細を 5.6 節「機械的解析モデル」に示す。また、計算に用いる被覆管、ペレットの弾塑性及び変形モデルを 5.3 節「被覆管、ペレットの弾塑性」、5.4 節「被覆管、ペレットの変形モデル」に示す。

(4) ペレット-被覆管ギャップ幅の収束計算

(3)の計算結果であるペレットと被覆管のギャップ幅により、ギャップ熱伝達係数を見直し、ペレット-被覆管ギャップ幅が収束するまで(2)~(4)を繰り返し計算する。

(5) FP ガス及び He ガス放出量の計算

燃焼度、ペレット温度等から FP ガス及び He ガス放出量を求める。

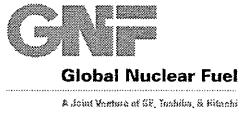
計算の詳細を 5.7 節「核分裂生成ガスの放出」に示す。

(6) 燃料棒内全ガス量の算出

(2)から(5)により燃料棒の全軸方向ノードについて計算し、燃料棒内の全ガス量を計算する。

(7) 燃料棒内圧の収束

(6)の計算結果である燃料棒内全ガス量に基づきガス組成を見直し、燃料棒内圧が収束するまで(1)~(7)を繰り返し計算する。



さらに次のタイムステップに進む場合には、出力履歴に沿って時間（燃焼度）を増加させて計算を行う。新たな収束計算の初期値としては、直前のタイムステップでの燃料棒温度分布、燃料棒寸法、燃料棒内圧の収束値を使用する。

3.2 高燃焼度照射試験データの反映

PRIME03 では最近の高燃焼度照射試験データ等から得られた新知見を反映し、表 3-1 に示すペレットの物性、照射挙動のうち、下記モデルの改訂、追加を行った。これらの詳細については、5 章で記述する。

- ペレット融点燃焼度依存性の改訂
- ペレット熱伝導率燃焼度依存性のモデル化
- ペレットリム組織形成のモデル化
- FP ガス放出モデルの改訂
- アルミナシリケート(Al-Si-O)添加ペレット^(注)への適用

なお、被覆管の物性・照射挙動に関しては全 PRIME で同一モデルを適用している。

^(注) 耐 PCI 特性の向上と FP ガス放出の抑制を目的とした改良型ペレット。
本トピカルレポートでは、「アルミナシリケート添加ペレット」を「Al-Si-O 添加ペレット」と記す。

表 3-1 PRIME03 における高燃焼度照射試験データ等の反映

項目*1		PRIME03 *2
ペレット物性関係	融点	燃焼度依存性の見直し
	熱伝導率	燃焼度依存性の考慮 (FPの蓄積、照射欠陥の蓄積・回復)
	熱膨張率	PRIME01と同一
	ヤング率	PRIME01と同一
	ポアソン比	PRIME01と同一
	クリープ	PRIME01と同一 *3
	ホットプレス	PRIME01と同一
	降伏及び歪硬化	PRIME01と同一
照射挙動関係	径方向出力分布	PRIME01と同一
	焼きしまり	PRIME01と同一
	スエリング	PRIME01と同一
	リロケーション	PRIME01と同一 (係数の見直し*4)
	リム組織形成	データに基づきモデル化
	F P ガス放出	燃焼度効果の見直し及び粒径効果の追加 *4
	H e ガス放出	PRIME01と同一

*1：被覆管の物性・照射挙動に関しては全 PRIME で同一モデルを適用。

*2：網掛部分が現行許認可コード PRIME01 からの変更点。詳細は 5 章に示す。

*3：但し、Al-Si-O 添加効果項を追加。

*4：Al-Si-O 添加の影響についても考慮。

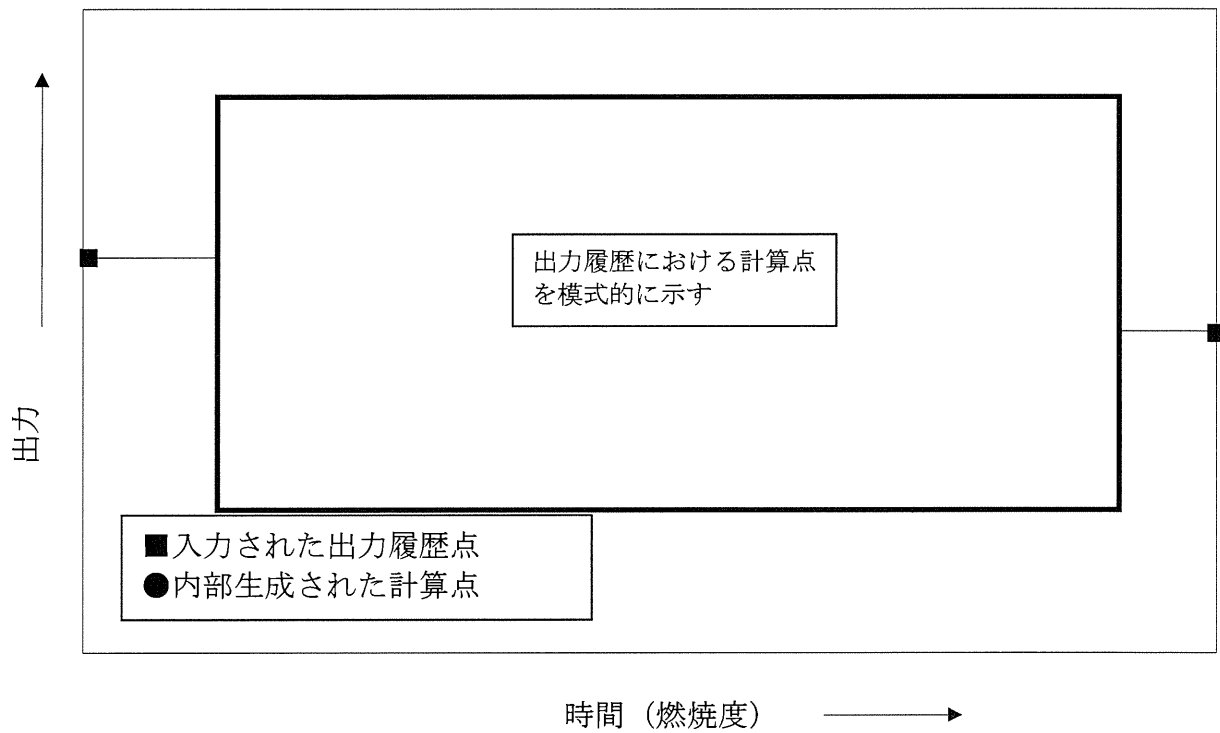


図 3-1 PRIME の計算点模式図

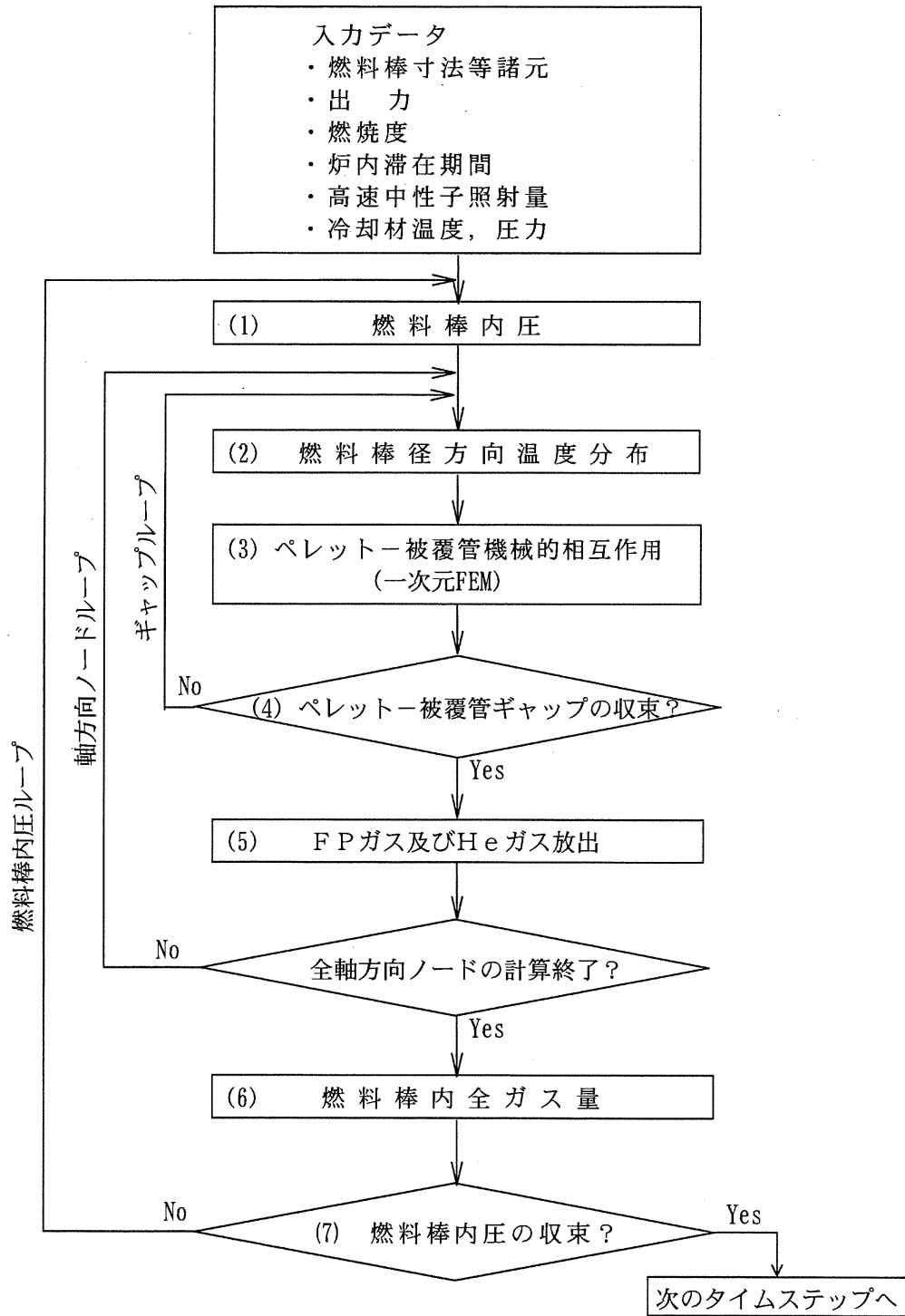


図 3-2 PRIME コードの計算フロー

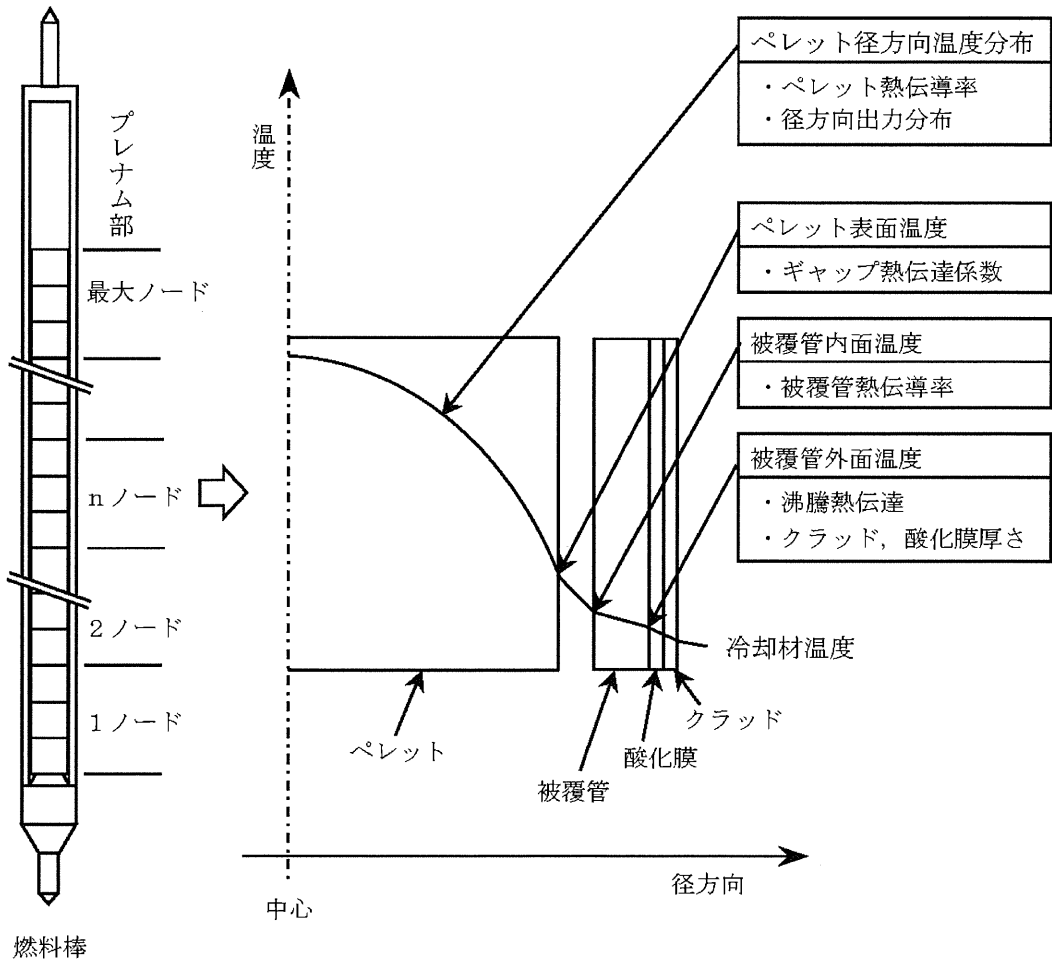


図 3-3 PRIME コードの燃料棒径方向温度分布計算の概要

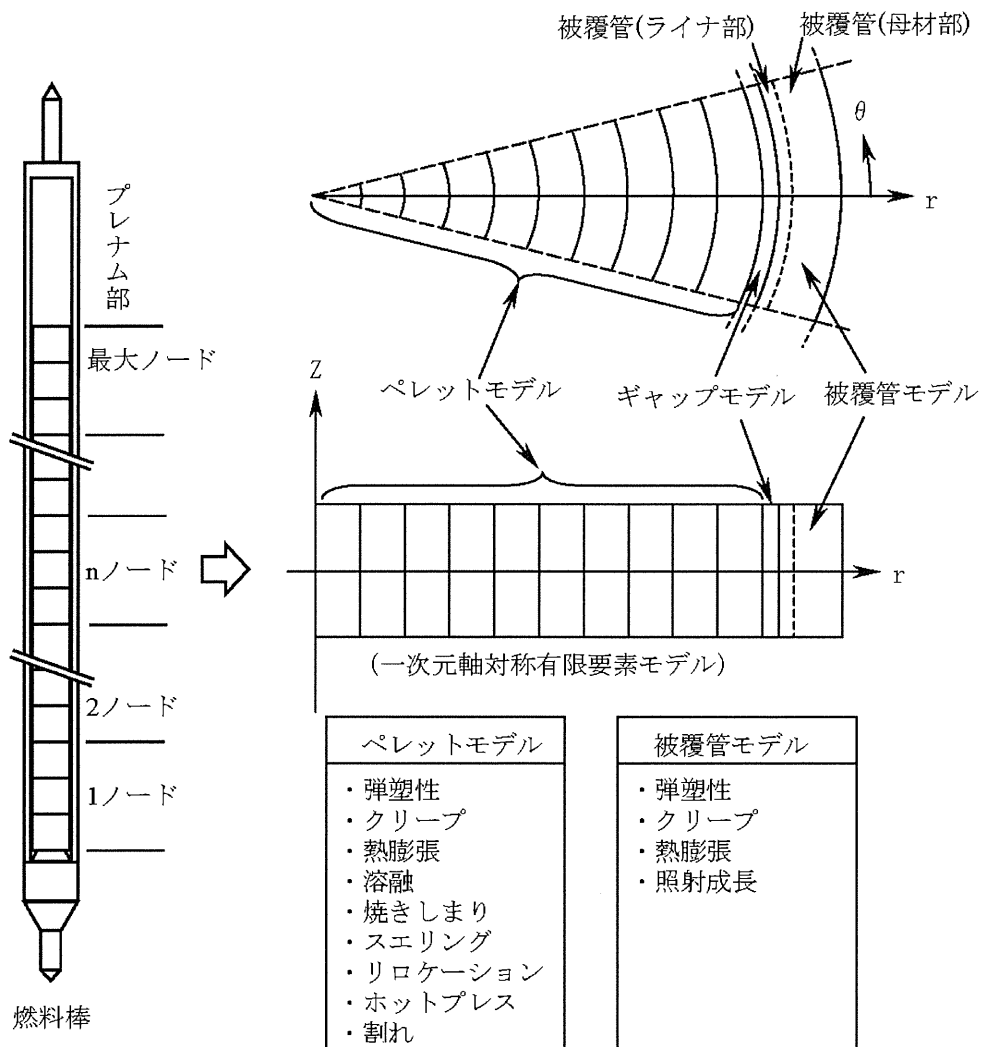


図 3-4 PRIME コードの燃料棒機械計算のモデル

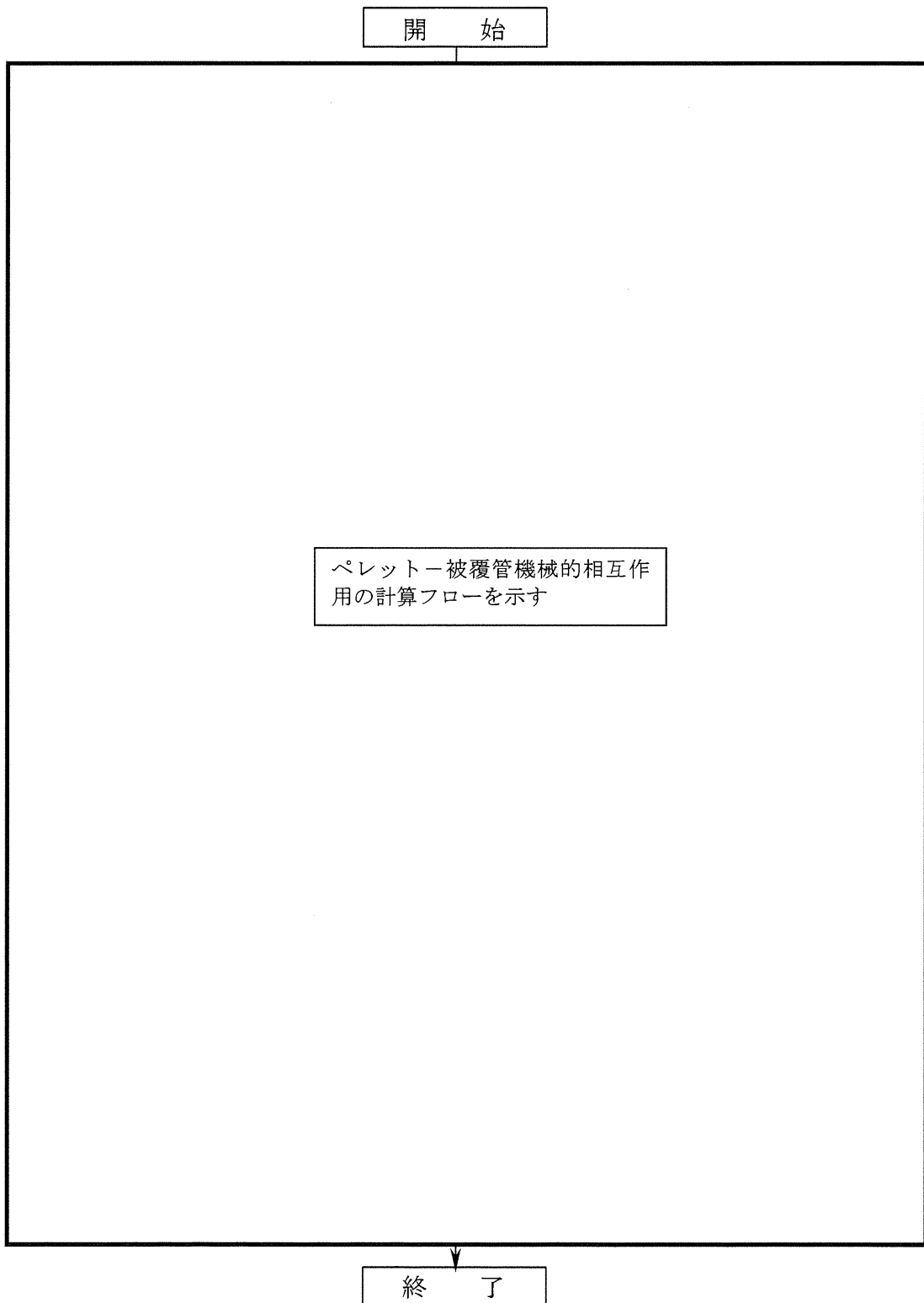


図 3-5 ペレット-被覆管機械的相互作用の計算フロー



4. PRIME03 コードの適用範囲

PRIME03 コードは、ジルカロイ製被覆管 (GNF-Ziron 製^(注1) [4-1]、ジルコニウム内張を含む) 及び二酸化ウランペレット^(注2) (ガドリニア入り二酸化ウランペレット^(注3)、Al-Si-O 添加ペレットを含む) 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 4-1 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 4-1 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、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

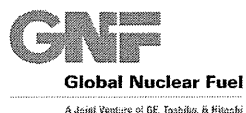
PRIME03 は設置 (変更) 許可申請書 添付書類 八に記載される燃料棒熱・機械特性評価、並びに添付書類 八及び添付書類 十に記載される動特性解析や過渡・事故解析の入力条件の評価に適用する。解析項目、評価内容を表 4-2 に示す。なお、動特性解析や過渡・事故解析の具体的な入力条件は、個々の解析における安全裕度設定の考え方にしたがって適切に設定される。これらの入力条件設定法に関しては個別の安全審査の場で妥当性が確認される。

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

(注1) Fe 濃度を高めたジルカロイ (機械特性はジルカロイと同等)

(注2) 本トピカルレポートでは、「二酸化ウランペレット」を「UO₂ペレット」と記す。

(注3) 本トピカルレポートでは、「ガドリニア入り二酸化ウランペレット」を「Gd₂O₃入り UO₂ペレット」あるいは「(U,Gd)O₂ペレット」と記す。



いについては解析対象としていない。

なお、物性モデル、照射挙動モデルのデータ範囲及び検証データ範囲を含めて適用範囲の検討の詳細を Appendix-D 「PRIME03 コードの適用範囲」 に示す。

表 4-1 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)		44.0
通常運転時	≦ 60	(最大設計
異常な過渡変化時	≦ 100	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 (ジルコウム内張を含む) 再結晶化焼鈍材	同左

*1 : Appendix-B 「PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用」 参照

表 4-2 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



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5. PRIME03 コードのモデル

5.1 物性値及びモデルの改訂

PRIME03 では PRIME01 より以下のモデルの改訂を行っている。

- ペレット融点燃焼度依存性の改訂
最近の知見に基づき、燃焼度 30GWd/t まではペレットの融点は低下せず、燃焼度 30GWd/t 以上において 10GWd/t 当り 32°C 低下するモデルとした。
(5.2.3.3 項に詳細を示す。)
- ペレット熱伝導率燃焼度依存性のモデル化
燃焼度の増加に伴う固溶性 FP や照射欠陥の蓄積、温度上昇に伴う照射欠陥の回復によるペレット熱伝導率の燃焼変化をモデル化した。(5.2.3.1 項に詳細を示す。)
- ペレットリム組織形成のモデル化
高燃焼度においてペレット外周部に形成されるリム組織の形成幅および平均リム気孔率を燃焼度の関数としてモデル化し、リム組織形成に伴う熱伝導率及び体積増加への影響を考慮した。(5.5 節に詳細を示す。)
- FP ガス放出モデルの改訂
高燃焼度における FP ガス放出率データに基づき、燃焼度の増大に伴う FP ガス放出の加速を表現する項を改訂した。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、放出しきい温度が燃焼に伴って低下するとした。また、結晶粒径の影響を組み込んだ。
(5.7.1 項に詳細を示す。)
- アルミナシリケート(Al-Si-O)添加ペレット^[5-1]への適用
改良型ペレットである Al-Si-O 添加ペレットへの PRIME の適用を図るため、ペレットクリープ、FP ガス放出、及びリロケーションの各モデルへの Al-Si-O 添加の影響をモデル化した。(5.4.2.5、5.7.1 項に詳細を示す。)
Al-Si-O 添加ペレットは、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



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

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、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。

また、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[5-2]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。

PRIME03 コードは、Al-Si-O 添加ペレットとともに、改良被覆管である GNF-Ziron 被覆管にも適用可能である。GNF-Ziron 被覆管^[4-1]については、従来被覆管と同一のモデルを適用する。PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用に関する妥当性については、詳細を Appendix-B 「PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用」に示す。

PRIME03 コードのモデルの改訂項目の詳細、及び改訂項目以外のモデル計算式、コード全体の構成、等について、5.2 節~5.8 節に示す。また、PRIME03 コードの改訂モデルについては、PRIME01 モデルとの比較、関連補足データを含め、詳細を Appendix-A 「PRIME03 コードの改訂モデル」に示す。また、Appendix-A では、PRIME03 コードで使用している物性値、照射モデルの根拠データ等を改訂項目以外のモデルも含めまとめて示す。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.2 熱的解析モデル

燃料棒径方向温度分布計算は燃料棒の軸方向に分割された各ノードについて、軸対称一次元熱伝達理論に基づき行う。被覆管及びペレットは同心円筒として取り扱う。温度計算は冷却材からペレット中心に向けて以下のように進める。

5.2.1 被覆管温度分布

被覆管の外面温度は冷却材温度及び液相膜、腐食生成物（以下、クラッドと称する。）、酸化膜による熱抵抗より次式で計算する。

$$T_{co} = T_b + \Delta T \quad (5.2-1)$$

ここで、

T_{co} : 被覆管外面温度 (K)

T_b : 冷却材温度 (K)

ΔT : 液相膜、クラッド、酸化膜の熱抵抗に起因する被覆管外面と冷却材の温度差 (K)

それぞれの熱抵抗による温度上昇は次式で表せる。

$$\Delta T_{j\ell} = q_{cr} / h_{j\ell} \quad (5.2-2)$$

$$\Delta T_{cr} = \frac{q_{cr} \cdot D_{cr}}{2 \cdot K_{cr}} \cdot \ln \left(\frac{D_{cr}}{D_{ox}} \right) \quad (5.2-3)$$

$$\Delta T_{ox} = \frac{q_{ox} \cdot D_{ox}}{2 \cdot K_{ox}} \cdot \ln \left(\frac{D_{ox}}{D'_{co}} \right) \quad (5.2-4)$$

$$h_{j\ell} = a_1 \cdot \exp(P_b / a_2) \cdot q_{cr}^{0.75} \quad (5.2-5)$$

ここで、

$\Delta T_{j\ell}$: Jens-Lottesの式^[5-3]に基づくフィルム熱伝達係数 $h_{j\ell}$ (W/(m²·K)) より求まる温度上昇 (K)

ΔT_{cr} : クラッド付着による温度上昇 (K)

ΔT_{ox} : 酸化膜による温度上昇 (K)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

- q_{cr}, q_{ox} : クラッド層、酸化膜層外面における熱流束 (W/m^2)
 D'_{co} : 被覆管外径 (m) $= D_{co} - 2 \cdot F_{ox} \cdot t_{ox}$
 D_{co} : 初期被覆管外径 (m)
 t_{ox} : 酸化膜層厚さ (m)
 F_{ox} : 被覆管減肉量 (m) と t_{ox} の比 =
 D_{ox} : 酸化膜層外径 (m) $= D'_{co} + 2 \cdot t_{ox}$
 D_{cr} : クラッド層外径 (m) $= D_{ox} + 2 \cdot t_{cr}$
 t_{cr} : クラッド厚さ (m)
 K_{cr} : クラッドの熱伝導率 ($W/(m \cdot K)$)
 K_{ox} : 酸化膜の熱伝導率 ($W/(m \cdot K)$)
 P_b : 冷却材圧力 (MPa)
 a_1 : 定数 (1.26)
 a_2 : 定数 (6.21)

国内のBWRで生じるクラッドは多孔質のクラッド（ソフトクラッド）であり、クラッド付着が熱伝達特性に影響しないことが確認されている^[5-4]。また、ハードクラッドは付着量が少なく^[5-2]熱抵抗としての影響は小さい。したがって、 ΔT は以下とする。

$$\Delta T = \text{} \quad (5.2-6)$$

被覆管の内面温度及び平均温度は次式により計算する。

$$T_{ci} = T_{co} + \frac{q_{co} \cdot D_{co}}{2 \cdot K_c} \cdot \ln \left(\frac{D'_{co}}{D_{ci}} \right) \quad (5.2-7)$$

$$T_{ca} = \frac{T_{co} + T_{ci}}{2} \quad (5.2-8)$$

ここで、

- T_{ci} : 被覆管内面温度 (K)
 T_{co} : 被覆管外面温度 (K)
 T_{ca} : 被覆管平均温度 (K)
 D_{co} : 初期被覆管外径 (m)
 q_{co} : 初期被覆管外径での熱流束 (W/m^2)
 D'_{co} : 被覆管外径 (m)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GNF, Toshiba, & Hitachi

- D_{ci} : 被覆管内径 (m)
 K_c : 被覆管の熱伝導率 (W/(m·K))

ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率は次式で表せるが、被覆管温度評価においては を使うものとする。

$$K = b_1 + b_2 \cdot T + b_3 \cdot T^2 + b_4 \cdot T^3 \quad (5.2-9)$$

ここで、

- K : ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率 (W/(m·K))
 T : 温度 (K)
 (ジルカロイ) (ジルコニウム)

- b_1 :
 b_2 :
 b_3 :
 b_4 :

また、ジルカロイの熱伝導率は温度により図5.2-1に示すように変化するが、 に対応した値を使用する。

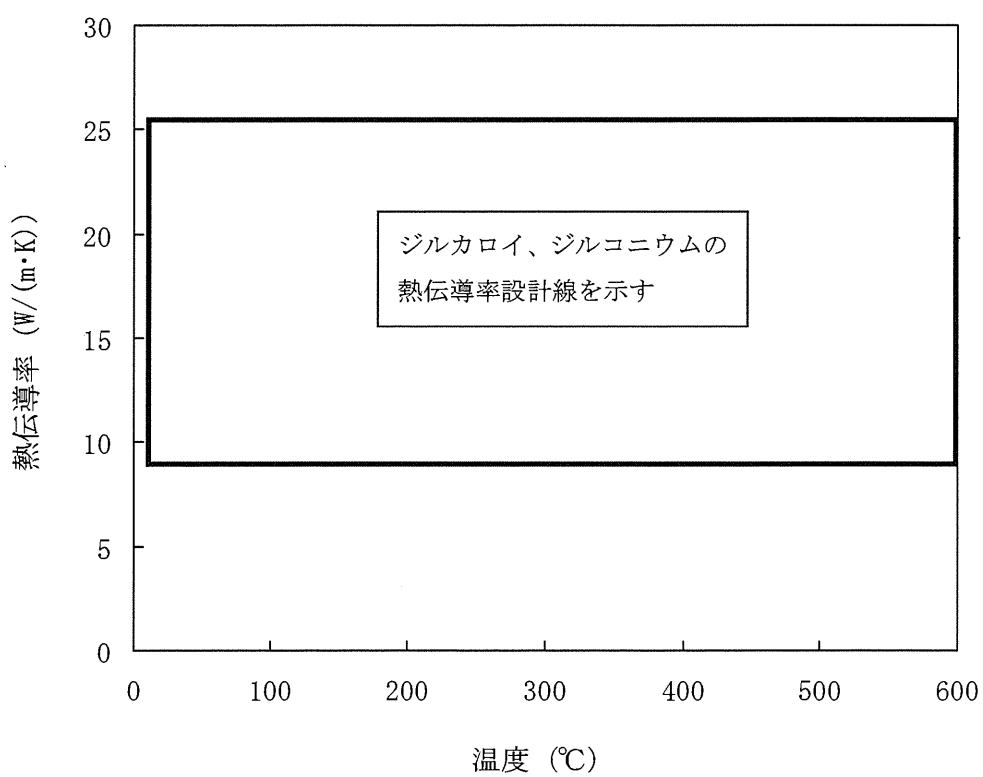


図5.2-1 ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達

ペレット-被覆管ギャップ熱伝達係数は Ross and Stoute モデル^[5-5]を基礎^(注)とした次式により計算する。ギャップ熱伝達係数は次の 3 成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (5.2-10)$$

ここで、

- 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))

5.2.2.1 固体接触による熱伝達成分

固体接触による熱伝達成分は次式により計算する^[5-5]。

$$h_s = \frac{k_m \cdot P_c}{A_o \cdot Hard \cdot \left[\frac{R_1^2 + R_2^2}{2} \right]^{1/4}} \quad (5.2-11)$$

ここで、

- k_m : ペレットと被覆管の平均熱伝導率 (W/(m·K))

$$= \frac{2k_{clad} \cdot k_{fuel}}{k_{clad} + k_{fuel}} \quad (5.2-12)$$
- k_{clad} : 被覆管内面温度における被覆管熱伝導率 (W/(m·K))
- k_{fuel} : ペレット表面温度におけるペレット熱伝導率 (W/(m·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) =
 YS : 降伏応力 (MPa)
- R_1 : 被覆管内表面粗さ (m)
- R_2 : ペレット外表面粗さ (m)

(注) PRIME では、Ross and Stoute モデルに、ガスによる熱伝達成分でのペレット-被覆管のギャップが開いた場合の考慮及び輻射による熱伝達成分を追加したモデルとしている。

5.2.2.2 ガスによる熱伝達成分

ガスによる熱伝達成分は次式により計算する。

$$h_f = \frac{k_{fm}}{C \cdot (R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (5.2-13)$$

ここで、

h_f : ガスによる熱伝達成分 (W/(m²·K))
 k_{fm} : 混合ガスの熱伝導率 (W/(m·K))
 C : ペレット-被覆管接触圧の関数
 $=$ ($C \geq 1.0$) (5.2-14)

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)
 $= 2YS \cdot \frac{(D_{co} - D_{ci})}{(D_{co} + D_{ci})}$ (5.2-15)

YS : 降伏応力 (MPa)

D_{co} : 被覆管外径 (m)

D_{ci} : 被覆管内径 (m)

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_{eff} : ペレットと被覆管の実効半径ギャップ =

実効半径ギャップの定義

混合ガスの熱伝導率は初期封入ガス (あるいは再組立時の封入ガス)、放出された核分裂生成ガスの濃度やガスの平均温度の関数となる。各ガス成分の熱伝導率は以下で表せる。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

$$k_{f_i} = A_{v_i} \cdot T_g^{n_i} \quad (5.2-16)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 k_{f_i} &: \text{ガス成分 } i \text{ の熱伝導率 (W/(m}\cdot\text{K))} \\
 A_{v_i}, n_i &: \text{定数 (表 5.2-1)} \\
 T_g &: \text{ペレット-被覆管ギャップ部の温度 (K)} \\
 &= \frac{T_{ci} + T_{ps}}{2} \quad (5.2-17) \\
 T_{ci} &: \text{被覆管内面温度 (K)} \\
 T_{ps} &: \text{ペレット表面温度 (K)}
 \end{aligned}$$

表 5.2-1 ガスの熱伝導率における定数

ガス	定数 A_{v_i}	定数 n_i	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

混合ガスの熱伝導率は次式で表せる。

$$k_{fm} = \frac{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3} \cdot A_{v_i} \cdot T_g^{n_i}}{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3}} \quad (5.2-18)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 k_{fm} &: \text{混合ガスの熱伝導率 (W/(m}\cdot\text{K))} \\
 X_i &: \text{ガス成分 } i \text{ のモル分率} \\
 A_{v_i} &: \text{ガス成分 } i \text{ の定数 (表 5.2-1)} \\
 M_i &: \text{ガス成分 } i \text{ の質量数 (表 5.2-1)} \\
 n_i &: \text{ガス成分 } i \text{ の定数 (表 5.2-1)}
 \end{aligned}$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ガス成分 i のモル分率 X_i は次式により求める。

$$X_i = \frac{N_i}{N_{TOTAL}} \quad (5.2-19)$$

$$N_{TOTAL} = N_{fill} + N_{fg} + N_{HeRe} \quad (5.2-20)$$

ここで、

- N_i : ガス成分 i の量 (mol)
- N_{TOTAL} : 全ガス成分の量 (mol)
- N_{fill} : 初期封入ガス量 (mol)
- N_{fg} : FP ガス放出量 (mol)
- N_{HeRe} : He ガス放出量 (mol) (5.7.2 項参照)

初期封入ガス量 (N_{fill}) は室温での封入圧及び製造時の燃料棒空間体積より計算する。

燃料棒空間内の全 FP ガス量 (N_{fg}) は、軸方向ノード毎に計算された FP ガス放出量 (各ノードの FP ガス生成量と 5.7.1 項に示す FP ガス放出率から計算される) を合計したものである。

燃料単位体積当たりの FP ガス生成量は次式で求める。

$$n_{fg} = \alpha_f \cdot F \quad (5.2-21)$$

ここで、

- n_{fg} : 燃料単位体積 (cm^3) 当たりの FP ガス生成量
- α_f : 核分裂当たりの FP ガス原子数
 (1.35×10⁻³ mol /MWd に対応する 0.3017 を仮定)
- F : 単位体積あたりの核分裂数 (cm^{-3})

各ガス成分を加えた混合ガスの熱伝導率はデータの不確定性係数 を考慮し以下とする。

$$k_{fm} = \text{□} \cdot \frac{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3} \cdot A_{v_i} \cdot T_g^{n_i}}{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3}} \quad (5.2-22)$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

Ross and Stoute^[5-5] は、大気圧、接触面の温度 150°C~330°Cの条件での UO₂ とジルカロイの組合せにおける各ガスの温度ジャンプ距離 (g_1+g_2) を提示しており表 5.2-2 とする。

表 5.2-2 温度ジャンプ距離

封入ガス	$(g_1 + g_2)_r, \text{ m}$
He	10×10^{-6}
Ar	5×10^{-6}
Xe	0.8×10^{-6}
Kr	1.0×10^{-6}

混合ガスの温度ジャンプ距離は、各ガスのモル分率により重み付けし、また、温度及び燃料棒内圧について、次式で補正する。

$$(g_1 + g_2) = \sum_i X_i \cdot (g_1 + g_2)_r \cdot \frac{T_{ga}}{T_r} \cdot \frac{P_r}{P} \quad (5.2-23)$$

ここで、

- $(g_1 + g_2)$: 温度ジャンプ距離 (m)
- X_i : ガス成分 i のモル分率 (-)
- $(g_1 + g_2)_r$: ガス成分 i の参照温度ジャンプ距離 (m) (表 5.2-2)
- 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)

低出力状態からの最初の出力上昇におけるペレット内の急激な径方向温度分布によりペレットの径方向割れが生じる。したがって、ペレットは多数のくさび形ペレット片でモデル化している。最初の出力上昇において各ペレット片に外方向へのリロケーションが生じ、その一部は他に比較して大きく移動する。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

熱計算におけるリロケーション
の取扱いの説明

5.2.2.3 輻射による熱伝達成分

通常の運転状態であればペレット-被覆管での輻射による熱伝達は無視できる程度であるが、ギャップ部での大きな温度増加がある場合は有意なものとなる。輻射による熱伝達成分は次式により評価する。

$$h_r = \frac{G_{fact} \cdot \sigma_\beta \cdot (T_s^4 - T_c^4)}{T_s - T_c} \quad (5.2-24)$$

ここで、

h_r : 輻射による熱伝達成分 (W/(m²·K))

σ_β : ステファン・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)

$$G_{fact} = \frac{1}{\frac{F_{surf}}{C_{surf}} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\varepsilon_f} - 1 \right) + G_{emfc}} \quad (5.2-25)$$

F_{surf} : ペレット表面積 (m²)

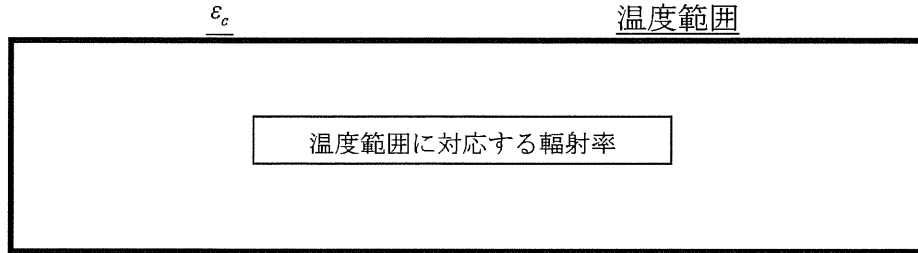
C_{surf} : 被覆管内面積 (m²)

G_{emfc} : 形態係数 (無限平面では 1.0)

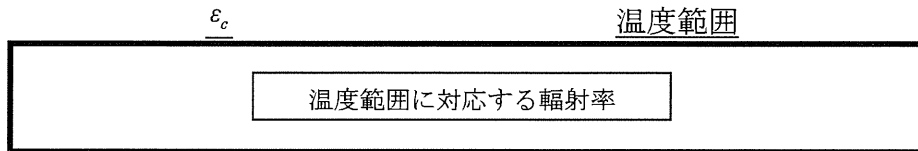
ε_f : ペレット表面の輻射率 =

ε_c : 下記で定義される被覆管内面の輻射率

ジルカロイ被覆管



ジルコニウムライナ被覆管



また、

$$F_{surf} \approx C_{surf}$$

と仮定できるので式(5.2-24)、式(5.2-25)は下式となる。

$$h_r = \frac{\sigma_{\beta} \cdot (T_s^4 - T_c^4)}{(T_s - T_c) \left(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_f} - 1 \right)} \quad (5.2-26)$$

5.2.3 ペレット温度分布

ペレットの表面温度は被覆管の内面温度、被覆管外表面熱流束、ギャップ熱伝達係数などから次式により計算する。

$$T_{ps} = T_{ci} + \frac{q_{co} \cdot (D_{co} / D_{ci})}{h_g} \quad (5.2-27)$$

ここで、

- T_{ps} : ペレット表面温度 (K)
- T_{ci} : 被覆管内面温度 (K)
- q_{co} : 被覆管外面熱流束 (W/m^2)
- D_{co} : 被覆管外径 (m)
- D_{ci} : 被覆管内径 (m)
- h_g : ギャップ熱伝達係数 ($W/(m^2 \cdot K)$)

なお、ギャップ熱伝達係数はペレット表面温度の関数で表されるため反復計算を行う。

ペレット内の半径方向温度分布は、定常状態において内部発熱のある場合の熱伝導の基本方程式に基づいた次式により計算する。

$$\int_{T_{ps}}^{T(r)} K(T) dT = \int_r^{r_{ps}} \frac{1}{r} \left\{ \int_0^r r \cdot q(r) dr \right\} dr \quad (5.2-28)$$

ここで、

- r : ペレット径方向位置 (m)
- T_{ps} : ペレット表面温度 (K)
- $T(r)$: r における温度 (K)
- $K(T)$: ペレット温度 T における熱伝導率 ($W/(m \cdot K)$)
- r_{ps} : ペレット半径 (m)
- $q(r)$: r における発熱量 (W/m^3)

ペレット温度分布は、リム組織が形成されている領域を 個の等体積リングに、リム組織が形成されていない領域を 個の等体積リングに分割して計算する。 リム部の温度計算に関しては 5.5 節に示す。

5.2.3.1 ペレット熱伝導率

ペレット熱伝導率は、フォノン-フォノン散乱とフォノン-点欠陥散乱を考慮した Klemens モデル^[5-6]を基本とし、これに核分裂生成物 (FP) の蓄積、照射欠陥の蓄積・回復の効果をとり入れた次式により計算する。図 5.2-2 と図 5.2-3 に本モデルによって計算したペレット熱伝導率の温度依存性を示す。

$$\lambda = \frac{F \cdot \lambda_0 \cdot \arctan(\chi)}{\chi} + a \cdot T^3 \quad (5.2-29)$$

ここで、

λ : ペレットの熱伝導率 (W/(m·K))
 λ_0 : 未照射 UO_2 (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
 $=$

D_{FP} =

E : ペレット燃焼度 (GWd/t)

$D_{\text{FP}}^0 =$

α : 照射欠陥回復率

$=$ (5.2-30)

T_{co} : 定数 (°C)

G : 原子分率 Gd_2O_3 濃度 (-)

$D_{\text{Gd}} =$

a : 定数 (5.90×10^{-11})

T : ペレット温度 (K)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

燃焼度が増加すると、FP がペレット中に蓄積する。また、照射済ペレットでは、照射誘起欠陥による結晶格子歪の増加や微小気泡の生成も認められる。UO₂ペレットの熱伝導率は、固溶性不純物の濃度が増加するにつれて低下し、また結晶中の欠陥の蓄積によっても低下することが知られている。したがって、燃焼度が増加すると、固溶性 FP や照射欠陥が蓄積するため、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。

本モデルは Amaya/Hirai のモデル^[5-7]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^[5-8]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^[5-9]のフィッティングにより定数を求めたものである。未照射の UO₂ ペレットの熱伝導率は Lyons の式^[5-10]を採用しており PRIME01 のモデルと同じとしている。

式(5.2-30)で示した照射欠陥回復率 α は温度 T における に依存した照射欠陥回復率 $\alpha(E_c)$ は、 を用いて式(5.2-31)により計算している。ここで、 に置き換えて計算する。

$$\alpha(E_c) = \text{[Redacted]} \quad (5.2-31)$$

気孔率が熱伝導率に及ぼす影響については、気孔の形状、気孔率に対して広い適用性があるとされる以下で表す Shulz^[5-11]の気孔率補正式により評価する。

$$\lambda_p = \lambda_M \cdot (1-p)^\gamma \quad (5.2-32)$$

ここで、

λ_p : 気孔率 = p における熱伝導率

λ_M : 気孔率 = 0 (密度 = 100%TD) における熱伝導率

γ は、図 5.2-4 に示す炉外実験結果^[5-12]に基づき 2.47 としている。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

図 5.2-5、図 5.2-6 に式(5.2-29)による熱伝導率計算値と測定値^(注)の比較を示す。本モデルによる計算値は広い燃焼度範囲に亘り測定値と良く合っており、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 Gd_2O_3 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 添加ペレットの熱伝導率は、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ことから、無添加ペレットと同一としている。図 5.2-7 に式(5.2-29)によるペレット熱伝導率計算値と Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率測定値の比較を示すが、無添加ペレットと同様に式(5.2-29)は測定値を良く予測していることを確認している。

なお、Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率モデルも含め、Al-Si-O 添加ペレットの物性モデルについて詳細を Appendix-B 「PRIME03 コードの改良ペレットと改良被覆管への適用」に示す。

^(注) 熱伝導率測定値 (λ_s) は、熱拡散率 (α)、比熱容量 (c_p) 及び試料密度 (ρ) より次式で求めた。

$$\lambda_s = \alpha \cdot c_p \cdot \rho$$

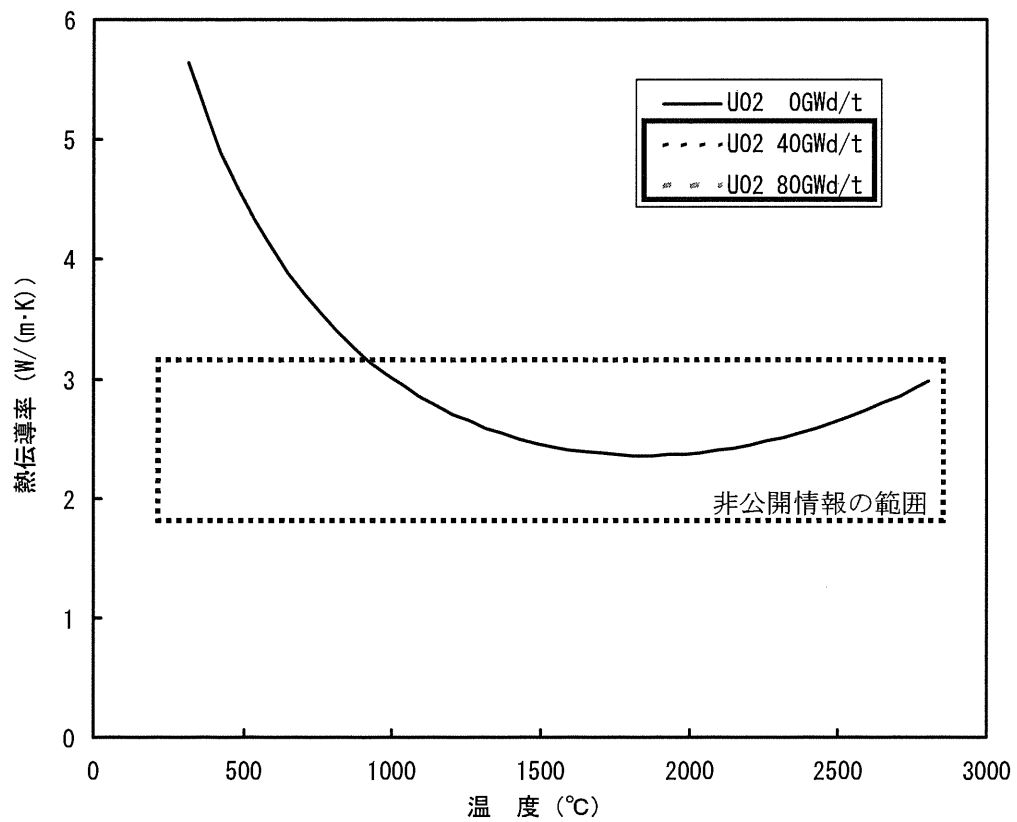


図 5.2-2 UO₂ペレット熱伝導率の温度依存性
(密度 97%TD の場合)

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

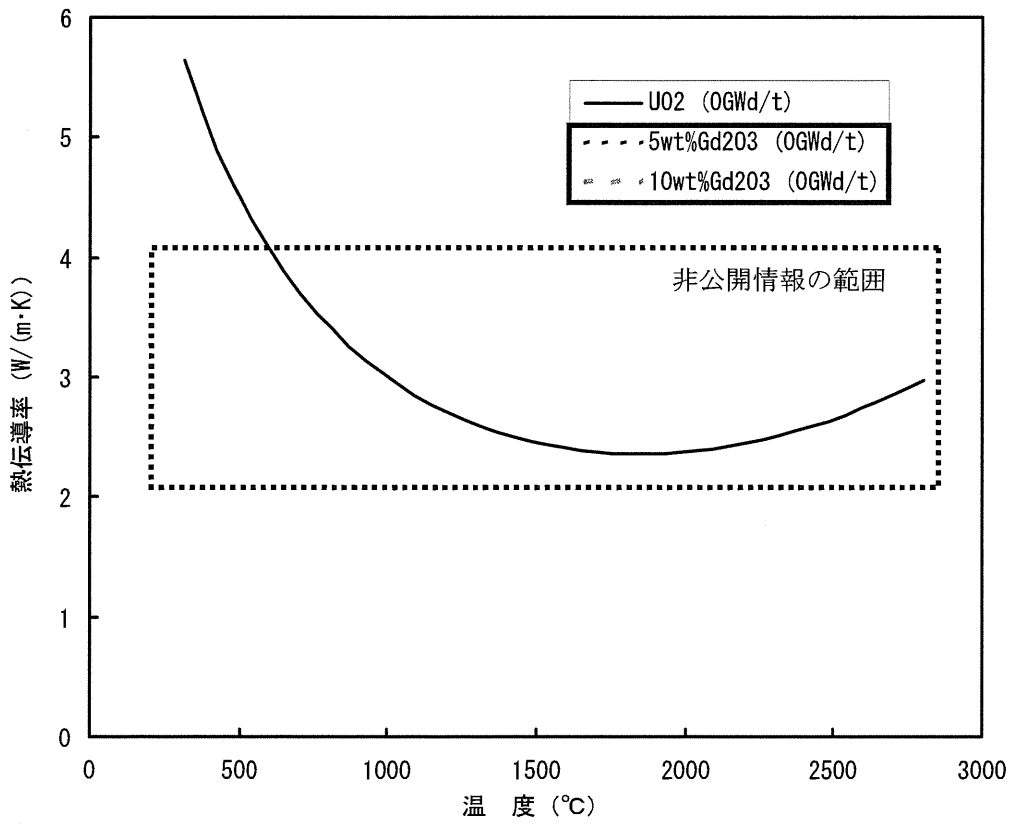


図 5.2-3 (U,Gd)O₂ ペレット熱伝導率の温度依存性
(密度 97%TD の場合)

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

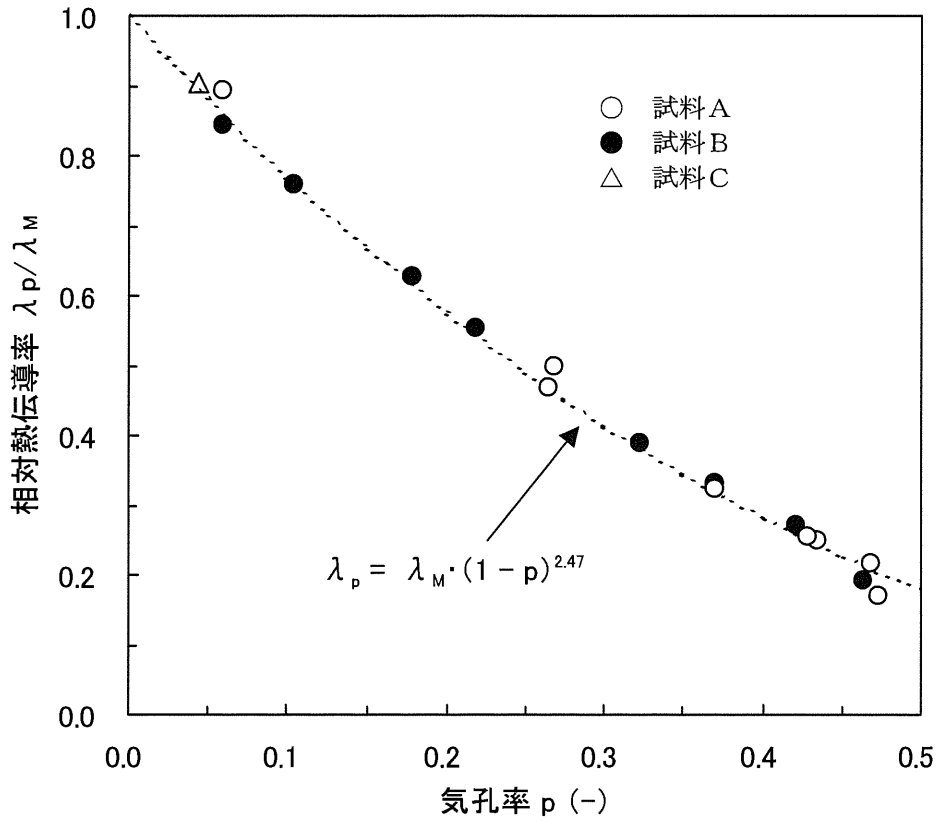


図 5.2-4 1270K におけるペレット熱伝導率の気孔率依存性

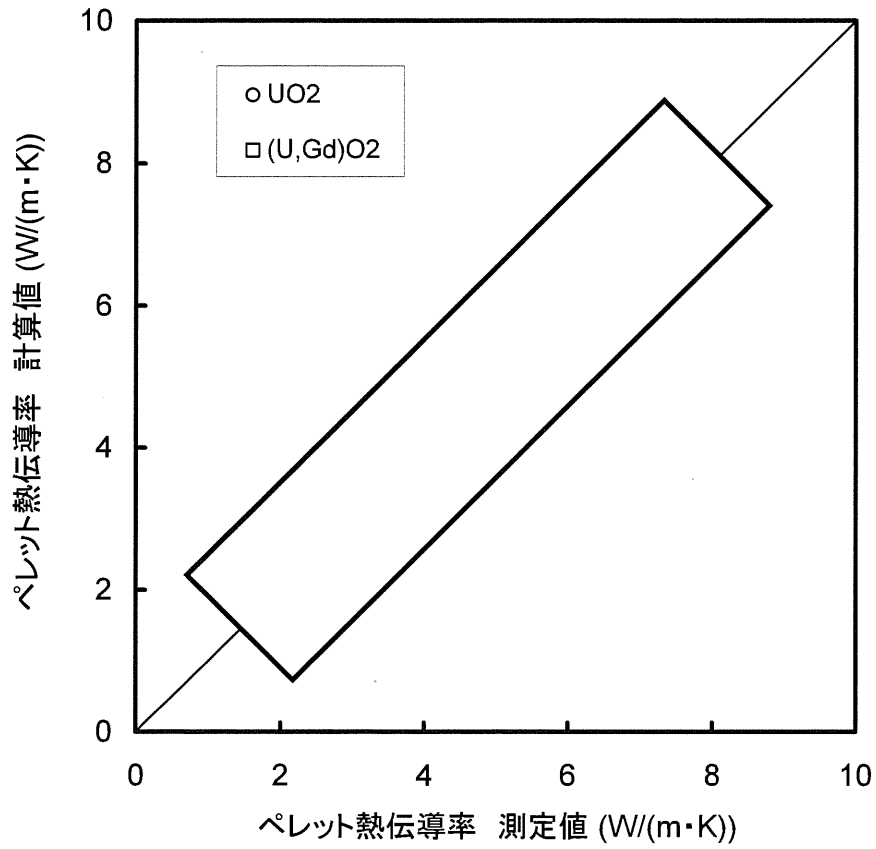


図 5.2-5 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

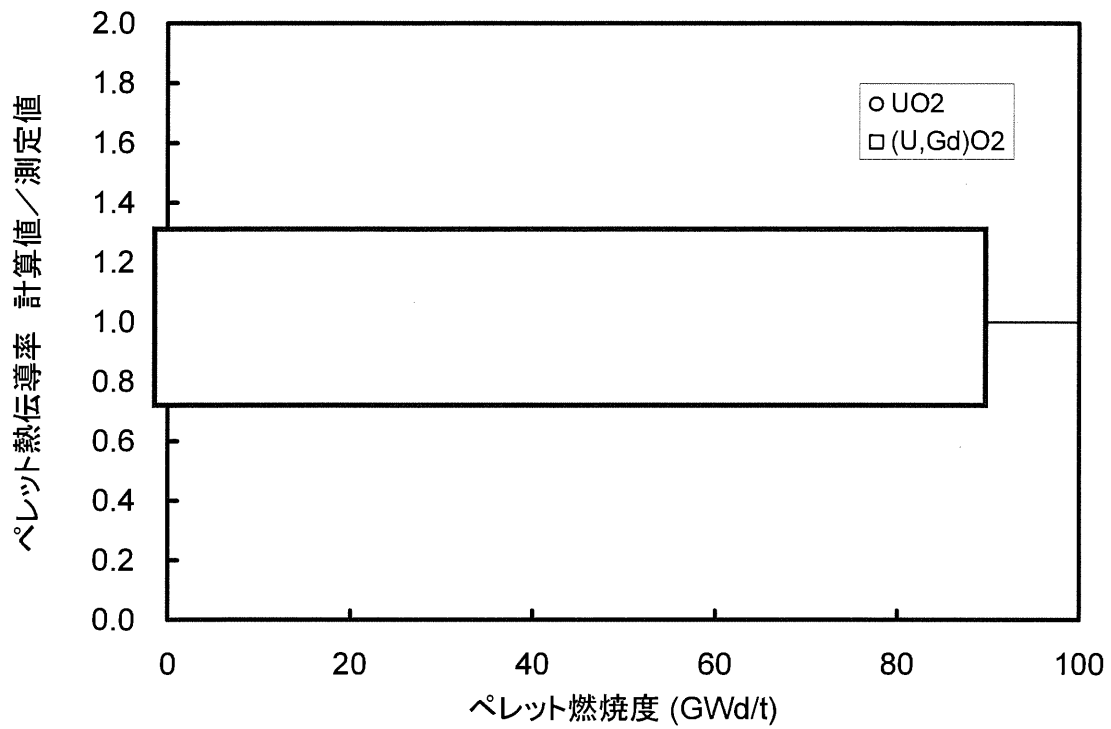


図 5.2-6 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較
(ペレット熱伝導率の計算値/測定値の燃焼度変化)

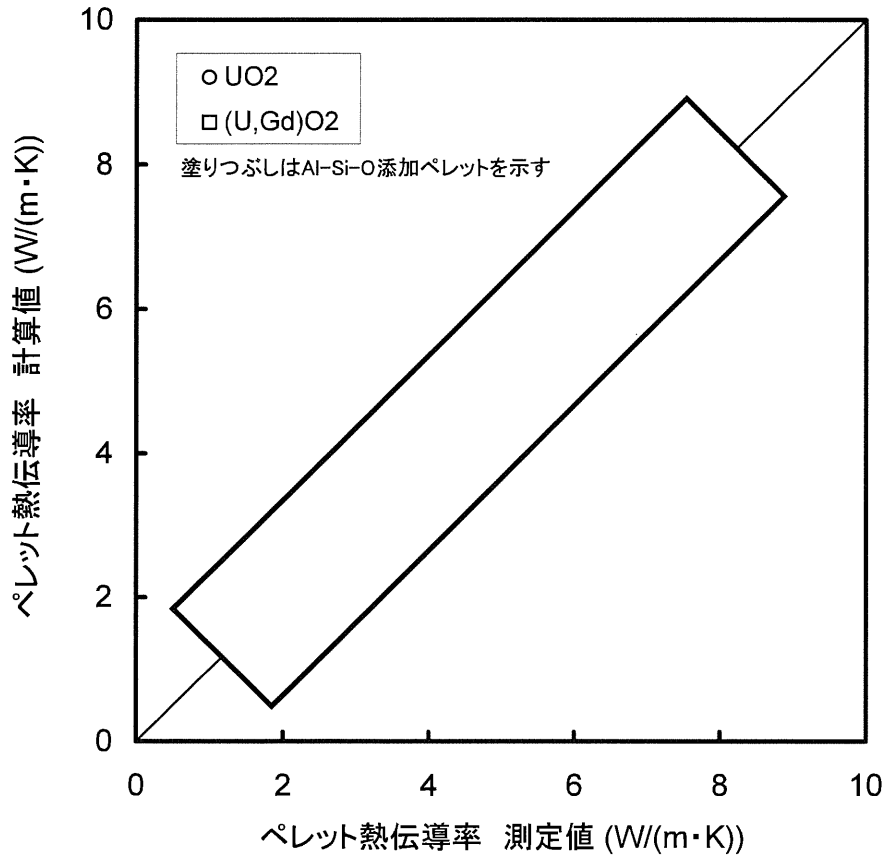


図 5.2-7 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.2.3.2 径方向出力分布

ペレット内の径方向出力分布は、燃焼に伴い変化する。ペレット内熱中性子束分布の偏りにより、ペレット表面近くの出力は中心部より大きい。この傾向は燃焼が進むにつれ大きくなる。これは、燃焼が進むに伴いペレット周辺部にプルトニウムが生成し、プルトニウムの核分裂が発熱に寄与するためである。

ペレット内径方出力分布は次式により計算する。また、ペレット径方向出力分布（ペレット平均出力が1になるよう規格化したもの）を図 5.2-8 に示す。

$$F(r) = \boxed{} \quad (5.2-33)$$

ここで、

$F(r)$: ペレット径方向出力分布

r : ペレット規格化半径

径方向出力分布モデルの変数、係数等の説明

表 5.2-3 径方向出力分布モデルに使用する係数

径方向出力分布モデル(式(5.2-33))
の係数の値を示す

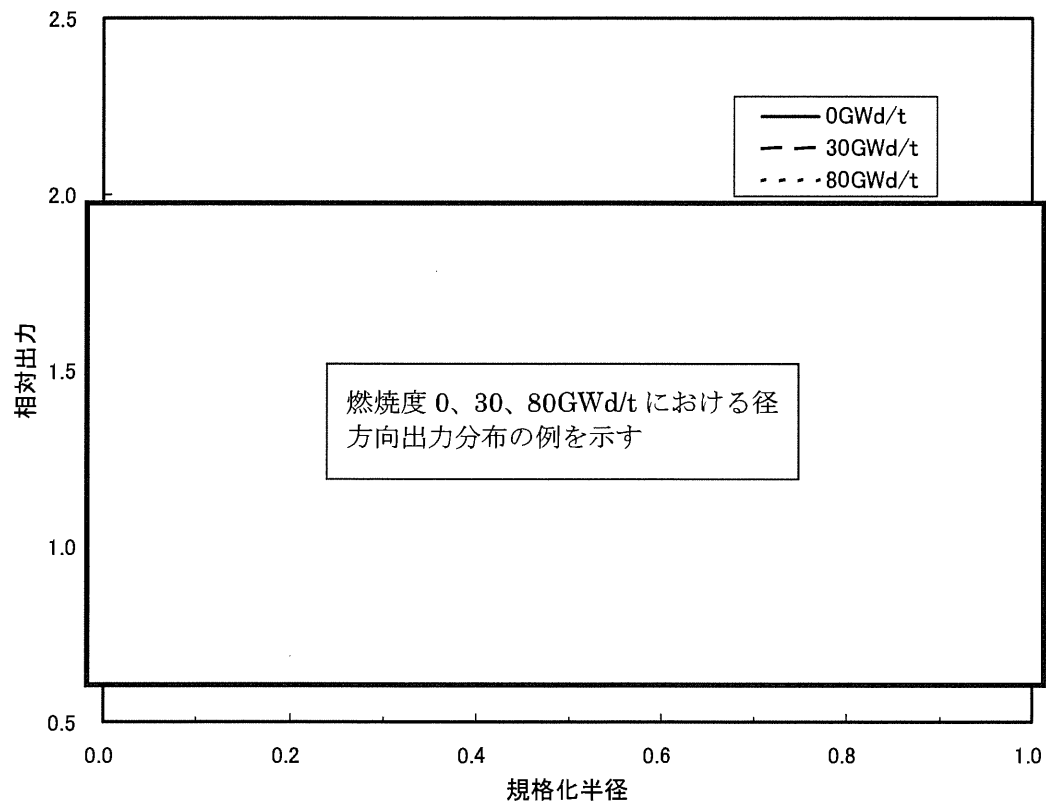


図 5.2-8 ペレット径方向出力分布の燃焼度依存性
(U-235 濃縮度 : 3.7wt%、ペレット外径 : 約 9.6mm の場合)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.2.3.3 融点

ペレットの融点は、燃焼度並びに Gd_2O_3 濃度の増加に伴い低下するとし、次式により計算する。図 5.2-9 にペレット融点の燃焼度及び Gd_2O_3 濃度依存性を示す。

$$\begin{aligned} T_{\text{melt}} &= 2805 - f(G) && (E \leq 30) \\ &= 2805 - f(G) - 3.2 \cdot (E - 30) && (E > 30) \end{aligned} \quad (5.2-34)$$

ここで、

$$\begin{aligned} T_{\text{melt}} &: \text{融点 (}^\circ\text{C)} \\ G &: \text{Gd}_2\text{O}_3 \text{濃度 (wt\%)} \\ E &: \text{燃焼度 (GWd/t)} \\ f(G) &= \boxed{} \text{ (PRIME01 と同一)} \end{aligned}$$

ペレットの燃焼に伴う融点変化については Christensen ら^{[5-13],[5-14]}や Bates^[5-15]、それに Yamanouchi ら^[5-16]のデータがある。ペレットの融点の燃焼度依存性データを図 5.2-10^[5-16]に示す。

1964年に報告された Christensen ら^[5-14]のデータ（図 5.2-10 中の B）は燃焼度 10GWd/t 当たり 32°C と燃焼の進行に伴って顕著な融点の低下を示している。しかし、Bates のデータ（図 5.2-10 中の C）及び最近の Yamanouchi らのデータ（図 5.2-10 中の E）は、燃焼度依存性が極めて小さく、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を示している。また、 UO_2 -2wt% Gd_2O_3 のデータ（図 5.2-10 中の E）も UO_2 と同様に燃焼に伴う低下がほとんどないことを示している。この傾向は Tachibana ら^[5-17]が燃焼度 43GWd/t までの試料を用いて測定した UO_2 -18wt% PuO_2 の融点の燃焼度変化（図 5.2-10 中の D）とも良く一致している。

Yamanouchi らのデータは、10g 程度の試料をサーマルアレスト法を用いて測定したものであり、同一試料に対する測定を繰り返し行うことによって高い精度を有することが確認されている。同様にサーマルアレスト法を用いた原田ら^[5-18]のデータを図 5.2-11 に示すが燃焼に伴う融点の低下はほとんどないことを示している。また、サーマルアレスト法による（独）原子力安全基盤機構（以下、JNES と称する。）の試験^[5-2]においても燃焼に伴う融点の低下は大きくない



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ことが示唆されている。これに対して、融点が顕著な燃焼度依存性を示した Christensen らのデータは、僅か 0.1g 程度の試料を V 型フィラメント法により測定し得られたものであり、測定中に不均一な蒸発により試料の組成が変化した可能性が指摘されている^[5-16]。

PRIME01 では、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。一方、「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」^[5-19]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。

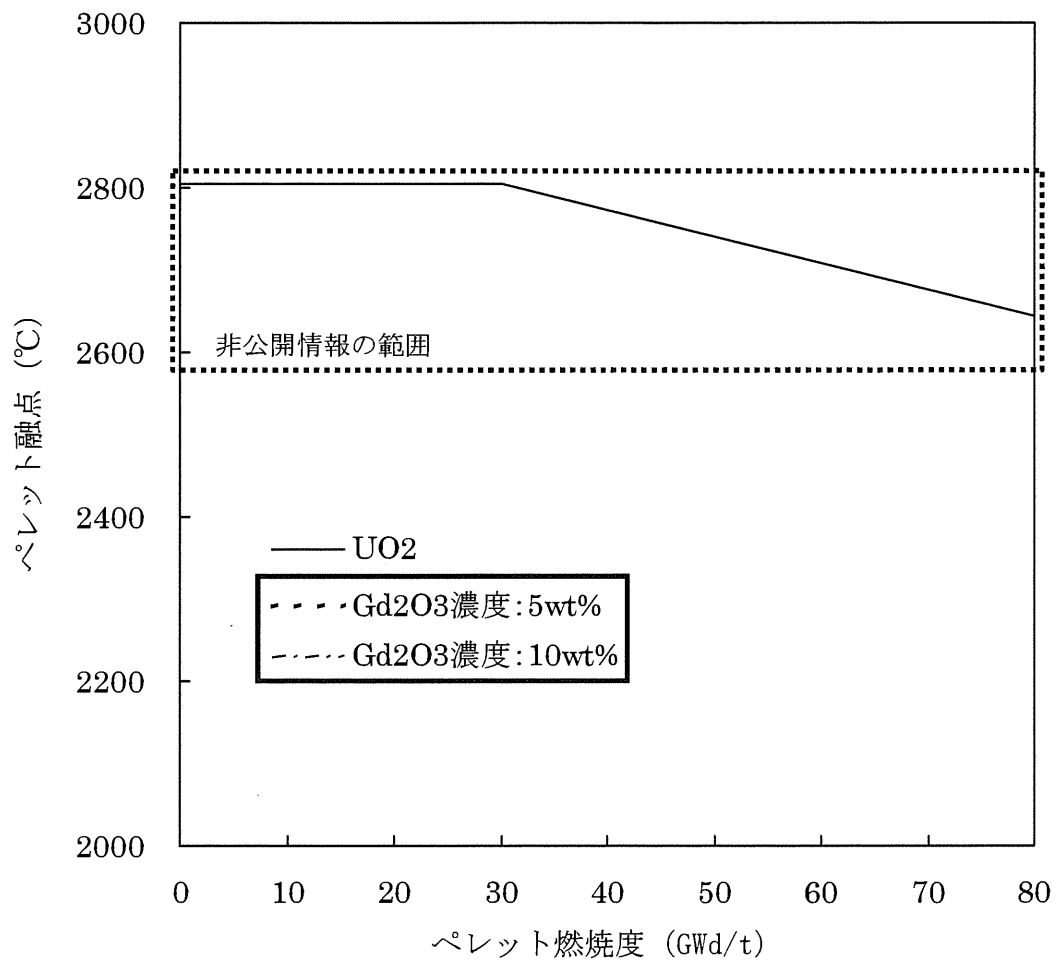


図 5.2-9 ペレット融点の燃焼度及び Gd₂O₃ 濃度依存性

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

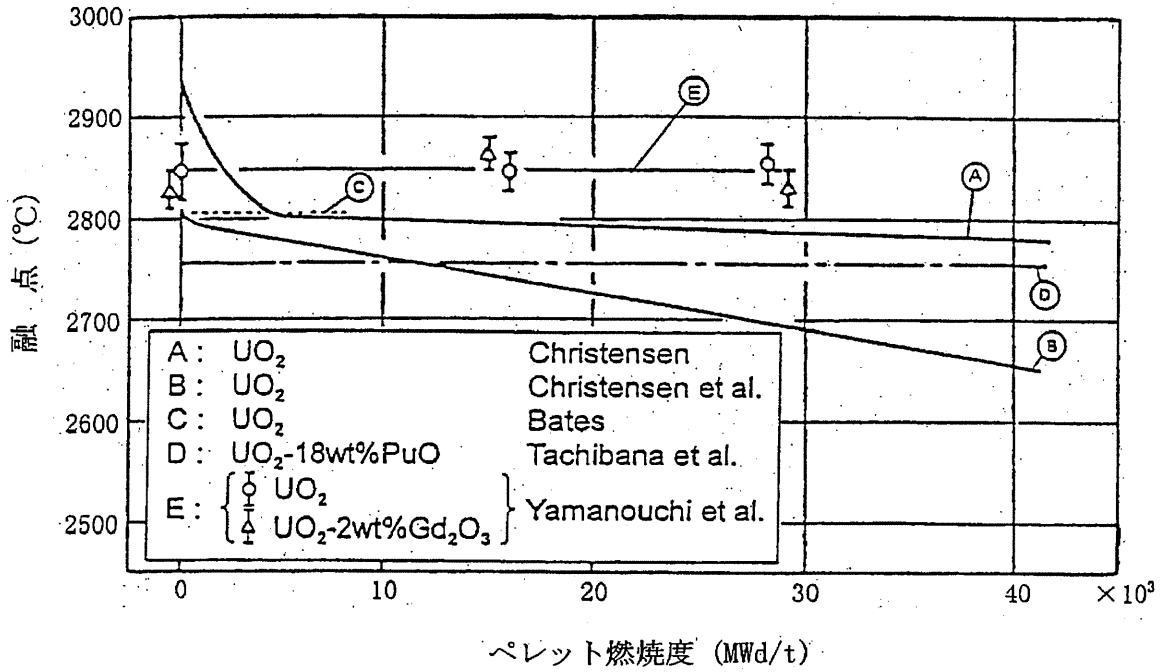


図 5.2-10 ペレット融点の燃焼度依存性データ (その1) [5-16]

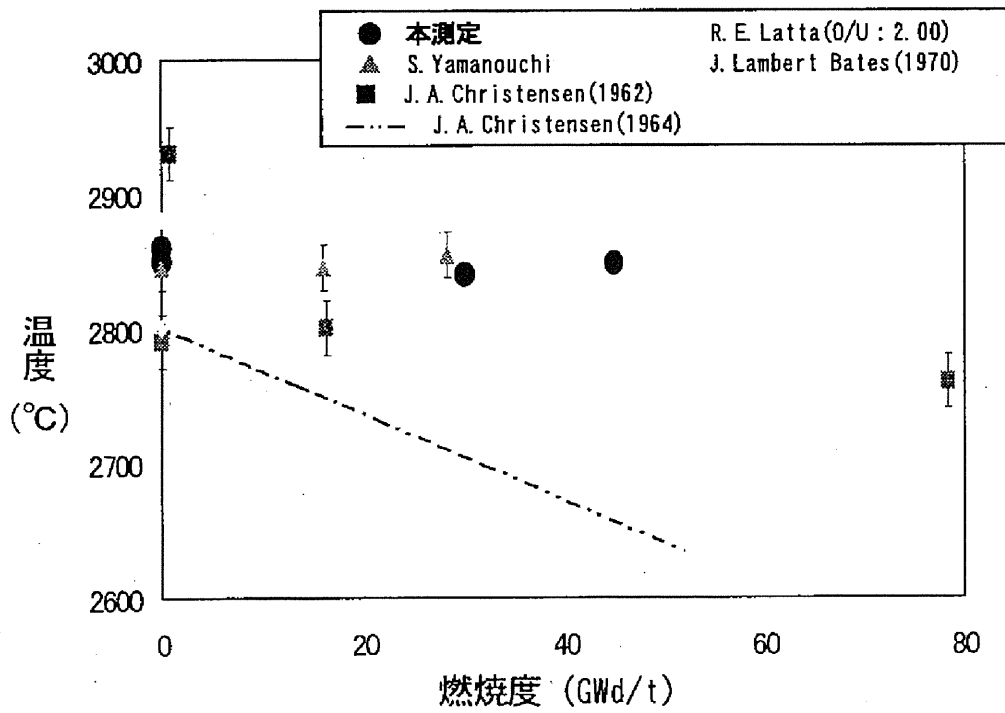


図 5.2-11 ペレット融点の燃焼度依存性データ (その 2) [5-18]



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Exelion, & Hitachi

5.3 被覆管、ペレットの弾塑性

5.3.1 被覆管弾塑性

5.3.1.1 ヤング率

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。
また、ヤング率の温度依存性を図 5.3-1 に示す。

$$E_c = a_1 + a_2 \cdot T_{ca} \quad (5.3-1)$$

ここで、

E_c : 被覆管ヤング率 (MPa)

T_{ca} : 被覆管平均温度 (°C)

a_1 : 定数 ()

a_2 : 定数 ()

上式は異方性のある被覆管ヤング率の周方向と軸方向の平均を示したものであり、機械解析における算術式で必要な等方的な評価式として使用する。

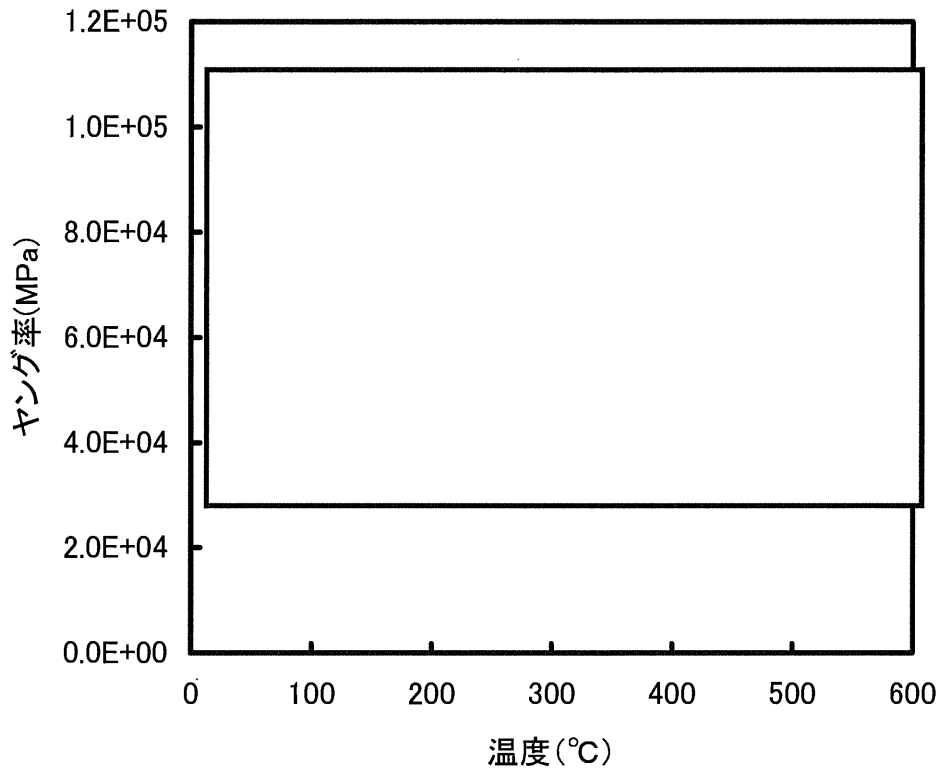


図 5.3-1 被覆管ヤング率の温度依存性

5.3.1.2 ポアソン比

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。また、ポアソン比の温度依存性を図 5.3-2 に示す。

$$\nu_c = b_1 + b_2 \cdot T_{ca} \quad (5.3-2)$$

ここで、

ν_c : 被覆管ポアソン比 (-)

T_{ca} : 被覆管平均温度 (°C)

b_1 : 定数 ()

b_2 : 定数 ()

上式は周方向と軸方向の変形に関するポアソン比の平均を示したものである。

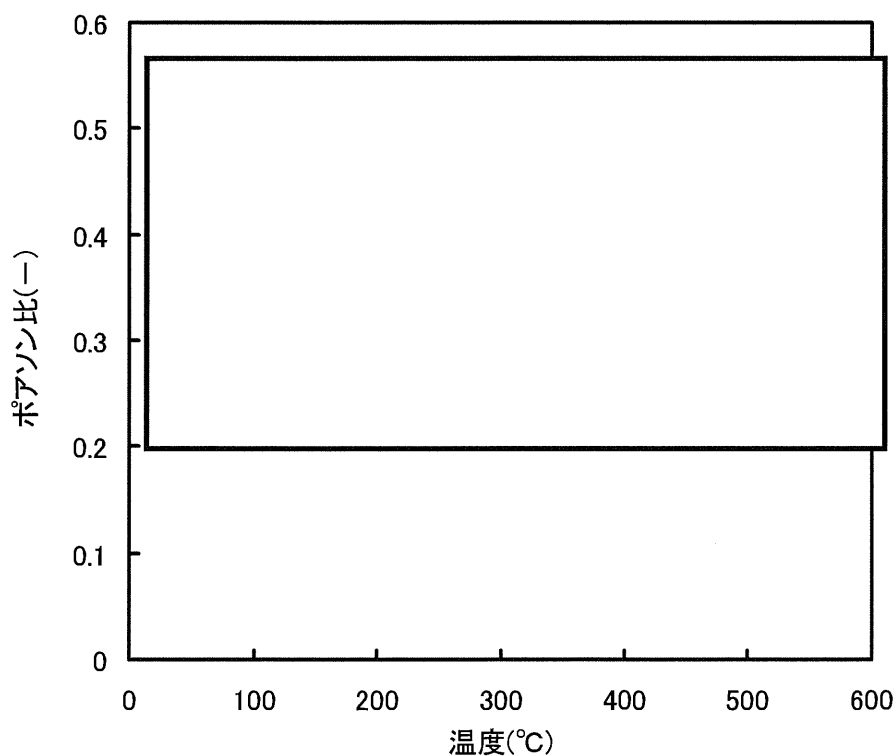


図 5.3-2 被覆管ポアソン比の温度依存性

5.3.1.3 降伏及び歪硬化

塑性領域においては、ジルカロイ被覆管及びジルコニウムの（単軸）真応力や（単軸）真歪は、MATPRO Version 11^[5-20]と同様に次式で計算する。

$$\sigma = K \cdot (\varepsilon_p)^n \cdot (\dot{\varepsilon})^m \quad (5.3-3)$$

ここで、

σ	:	応力 (MPa)
ε_p	:	永久歪 (-)
$\dot{\varepsilon}$:	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

したがって、降伏応力（0.2%耐力）は

$$\varepsilon_p = 0.002$$

とすると、次式となる。また、ジルカロイ被覆管の降伏応力を図 5.3-3 に示す。

$$\sigma_y = K \cdot (0.002)^n \cdot (\text{})^m \quad (5.3-4)$$

ここで、

σ_y	:	降伏応力 (MPa)
------------	---	------------

塑性係数 K、歪硬化指数 n、歪速度感受性指数 m の計算式を以下に示す。

(1) 塑性係数 K

塑性係数 K は次式で計算する。

$$K = \min(K^{\text{high}}, K^{\text{low}}) \quad (5.3-5)$$

本式において K^{high} は高温データ ($\geq 450^\circ\text{C}$) より、 K^{low} は低温データ ($< 450^\circ\text{C}$) より決定した。

$$V = \text{[]}$$

$$= \text{[]}$$

R, ψ , T は前記と同じである。n を表す式の中で、N は温度依存性を、V は高速中性子照射量依存性を、R は温度による焼鈍効果を表している。

(3) 歪速度感受性指数 m

歪速度感受性指数 m は次式で計算する。

➤ ジルカロイ被覆管

$$m = \text{[]}$$

$$= \text{[]}$$

➤ ジルコニウム

$$m = \text{[]}$$

$$= \text{[]}$$

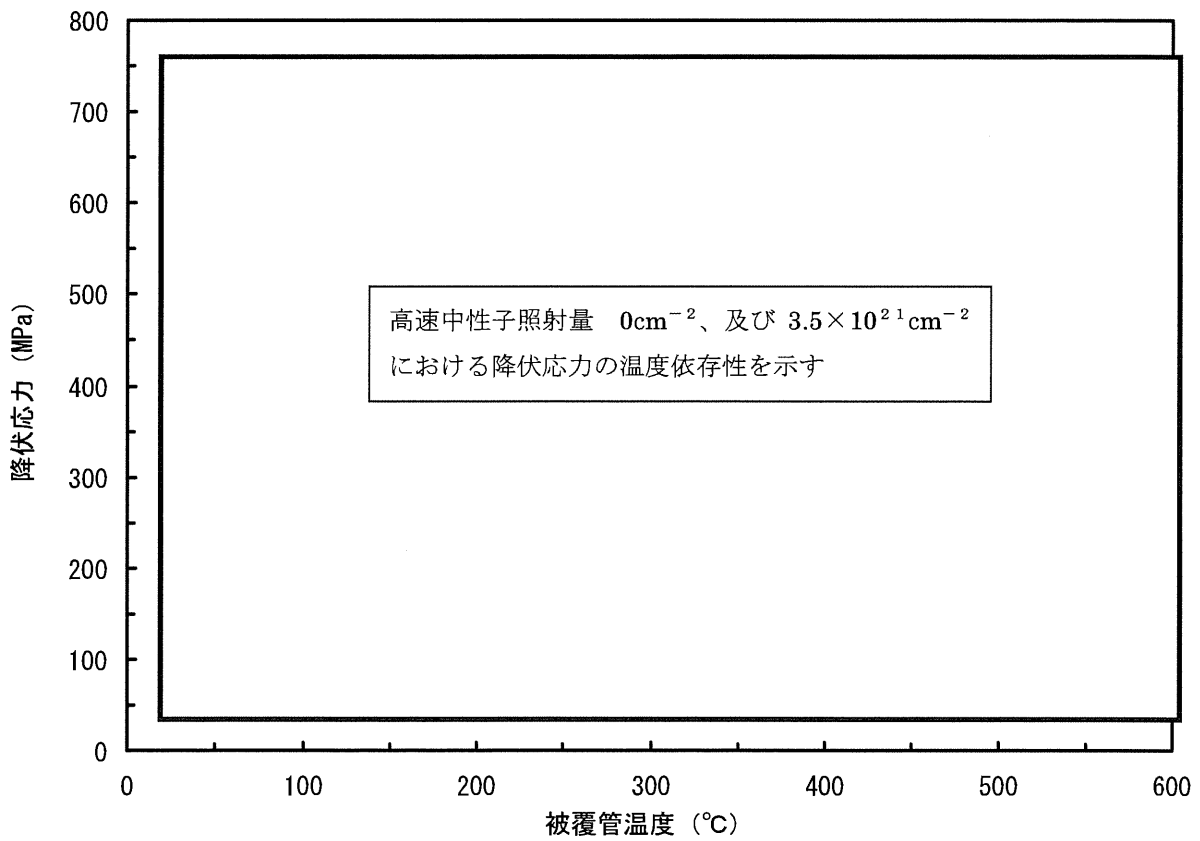


図 5.3-3 ジルカロイ被覆管降伏応力の温度依存性

5.3.1.4 照射硬化の回復

照射硬化とその回復の影響は、歪硬化指数 n 、塑性係数 K で表しており、温度と時間の関数としてモデル化できる。

5.3.1.3 項に示すように n 、 K は次式で表せる。

被覆管の照射硬化の回復を示すモデル
の説明 (n 、 K について定式化)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

被覆管の照射硬化の回復モデルの説明

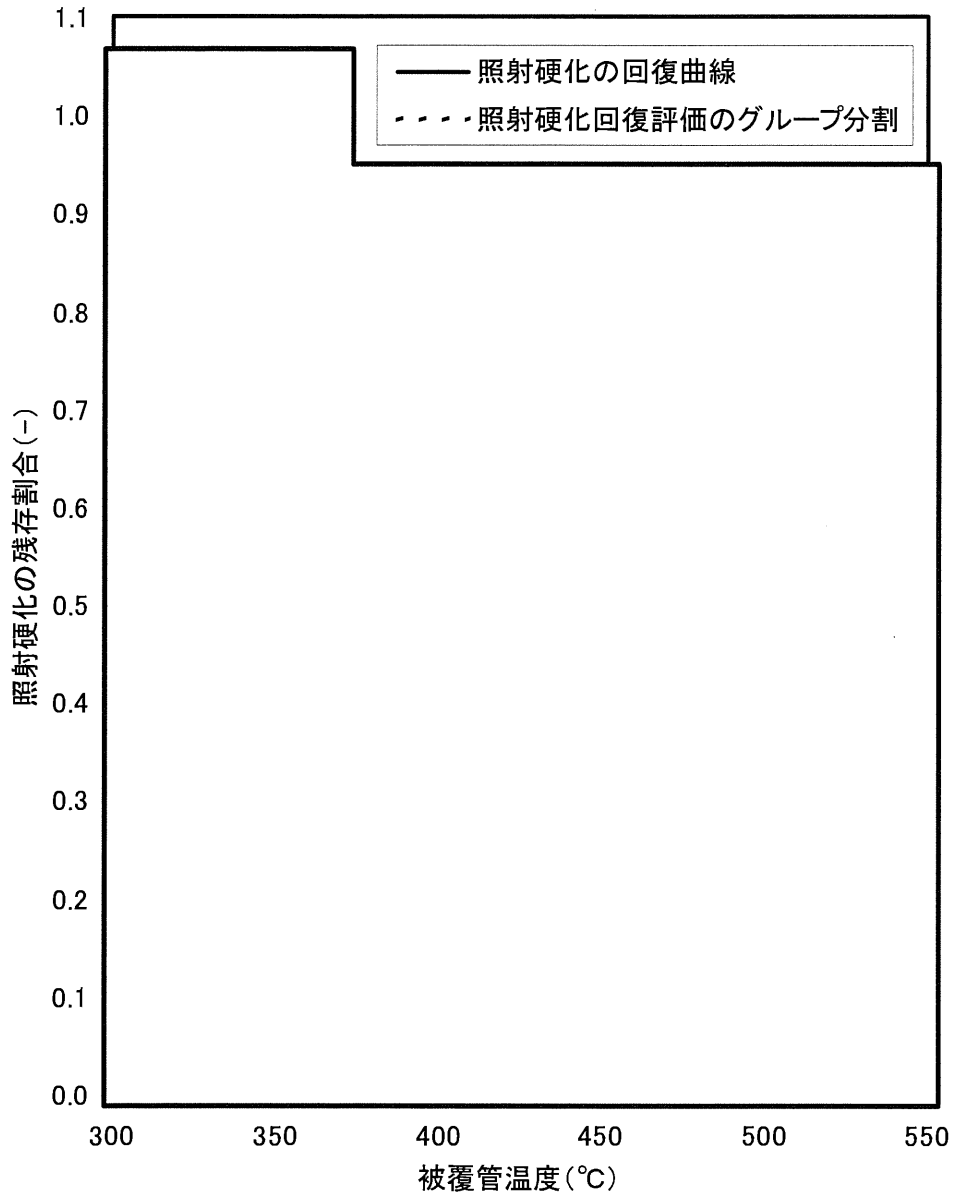


図 5.3-4 照射硬化の残存割合と照射硬化回復評価におけるグループ分割



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2 ペレット弾塑性

5.3.2.1 ヤング率

UO₂ 及び (U,Gd)O₂ ペレットのヤング率は次式で表す。また、図 5.3-5 にペレットのヤング率の温度依存性を示す。

$$E_U = \boxed{\hspace{10em}} \quad (5.3-10)$$

ここで、

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 (%TD)

a_1 : 定数

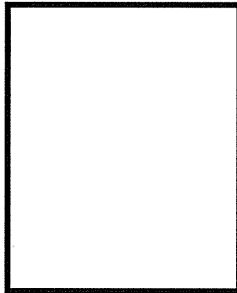
a_2 : 定数

a_3 : 定数

a_4 : 定数

a_5 : 定数

a_6 : 定数



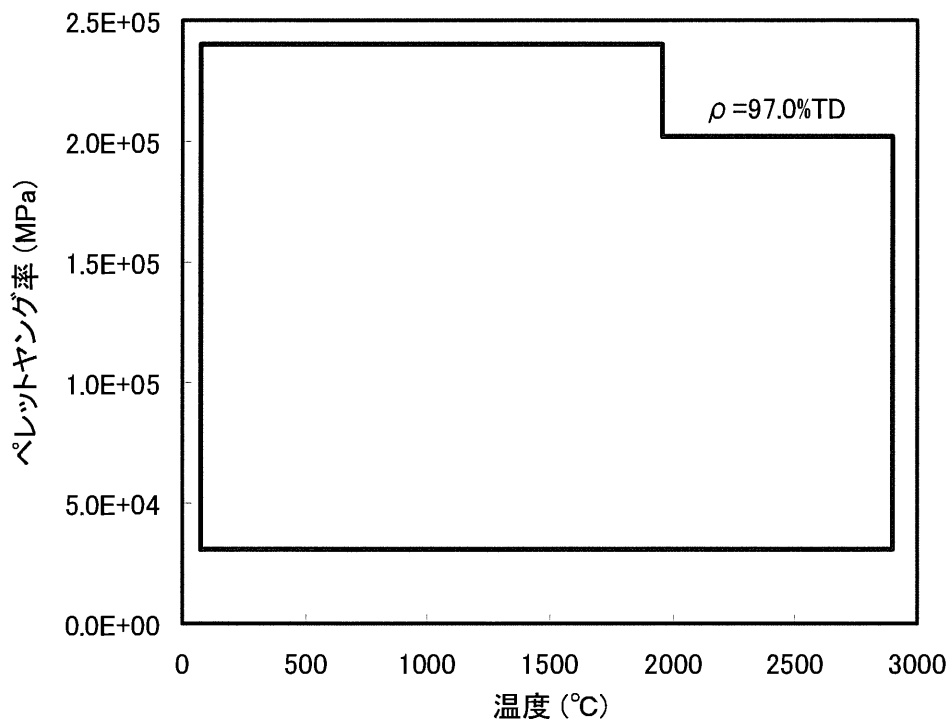


図 5.3-5 ペレットヤング率の温度依存性
(ペレット密度 97%TD の場合)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2.2 ポアソン比

UO₂ 及び (U,Gd)O₂ ペレットのポアソン比は次式で表す。また、図 5.3-6 にペレットポアソン比の密度依存性を示す。

$$v_f = \boxed{} \quad (5.3-11)$$

ここで、

v_f : ペレットポアソン比 (-)

ρ : ペレット密度 (%TD)

b_1 : 定数

b_2 : 定数

b_3 : 定数

b_4 : 定数

b_5 : 定数

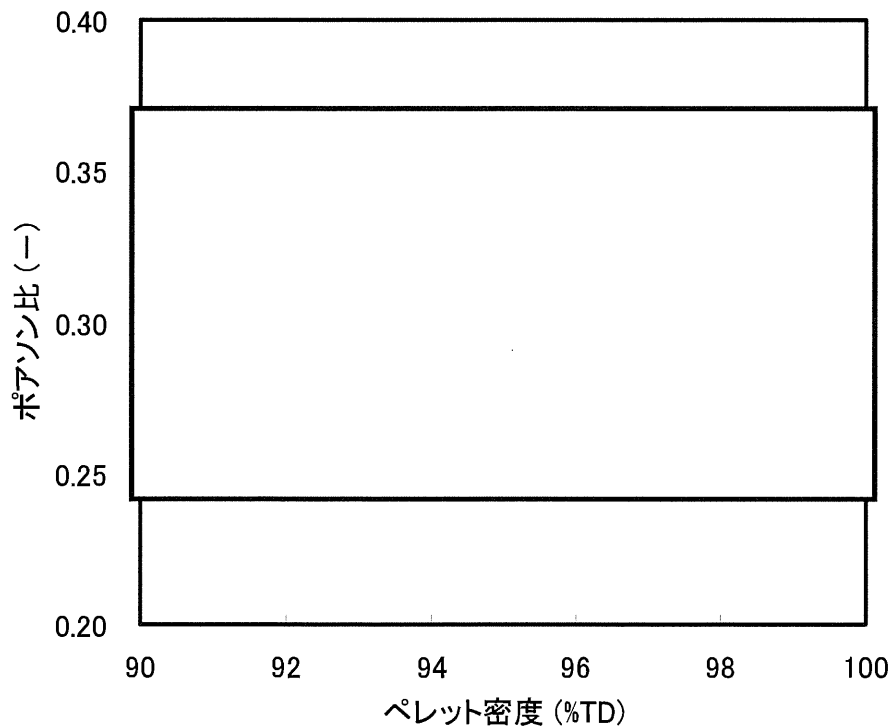


図 5.3-6 ペレットポアソン比の密度依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2.3 降伏応力

UO₂ 及び(U,Gd)O₂ペレットの降伏応力は歪速度を $\square \text{ h}^{-1}$ とした歪速度依存性をもとに次式で表す。また、図 5.3-7 にペレット降伏応力の温度依存性を示す。

$$\sigma_y = \square \quad (5.3-12)$$

ここで、

- σ_y : ペレット降伏応力 (MPa)
- T_{ra} : ペレット温度 (°C)
- c_1 : 定数 \square
- c_2 : 定数
- c_3 : 定数

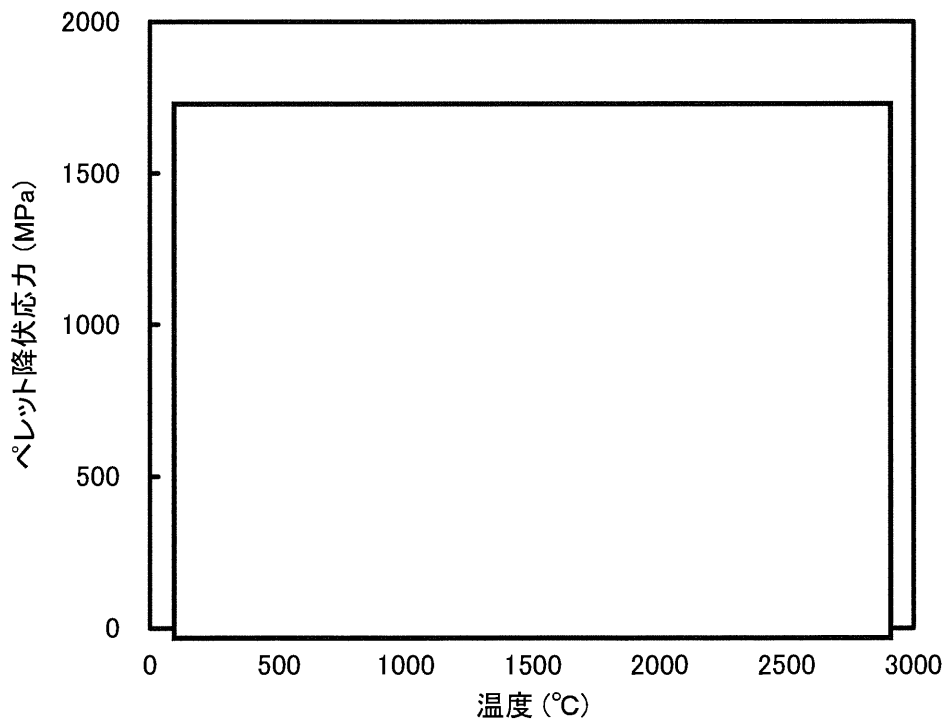


図 5.3-7 ペレット降伏応力の温度依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2.4 歪硬化指数及び接線係数

UO₂ 及び(U,Gd)O₂ペレットの応力-歪曲線は次式で表す。

$$\varepsilon = \boxed{} \quad (5.3-13)$$

ここで、

- ε : ペレット歪 (-)
- E_u : ペレットヤング率 (MPa)
- σ : ペレット応力 (MPa)

$$\boxed{}$$

接線係数 E_T は、

$$E_T = \frac{d\sigma}{d\varepsilon}$$

で定義されるものであり、以下となる。

$$E_T = E_u \quad \sigma \leq \sigma_y \quad (5.3-14)$$

$$E_T = \boxed{} \quad \sigma > \sigma_y \quad (5.3-15)$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4 被覆管、ペレットの変形モデル

5.2 節に記載したようにペレットと被覆管の温度が決まると、機械的解析により有限要素を用いてペレット-被覆管相互作用の状態が決定される。相互作用の状態としては、ペレット-被覆管ギャップが開いた状態か、ペレット-被覆管接触圧を有する状態のいずれかである。機械的解析の入力には、(1) ペレットと被覆管の熱膨張、(2) 被覆管の照射成長、(3) ペレットのスエリング、(4) ペレットの焼きしまり、(5) ペレットのリロケーション、(6) ペレットと被覆管のクリープ変形、及び (7) ペレットのホットプレスによるペレットと被覆管の歪増分が含まれる。相対的なペレット-被覆管軸方向伸びも、ペレット-被覆管のギャップの状態に影響を及ぼす。

以下 5.4 節においては、機械的解析の入力となるこれらの被覆管、ペレットの変形モデルについて記載する。

5.4.1 被覆管

5.4.1.1 熱膨張

被覆管のジルカロイ部及びジルコニウムライナ部は個別にモデル化しているが、熱膨張に関しては両者とも次式を用いている。

$$\alpha_{c_r} = \boxed{\phantom{\alpha_{c_r}}} \quad (5.4-1)$$

$$\alpha_{c_\theta} = \boxed{\phantom{\alpha_{c_\theta}}} \quad (5.4-2)$$

$$\alpha_{c_z} = \boxed{\phantom{\alpha_{c_z}}} \quad (5.4-3)$$

ここで、

α_{c_r} : 被覆管径方向の熱膨張係数($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

α_{c_θ} : 被覆管周方向の熱膨張係数($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

α_{c_z} : 被覆管軸方向の熱膨張係数($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

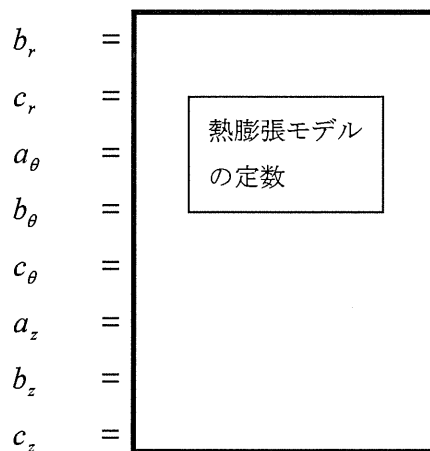
T_{ca} : 被覆管平均温度($^{\circ}\text{C}$)

$$a_r = \boxed{}$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi



被覆管の各方向の熱膨張歪は次式で表せる。

$$\varepsilon_{i_i} = \alpha_{c_i} \cdot (T_{ca} - 20) \quad (5.4-4)$$

ここで、

ε_{i_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 5.4-1 に示す。

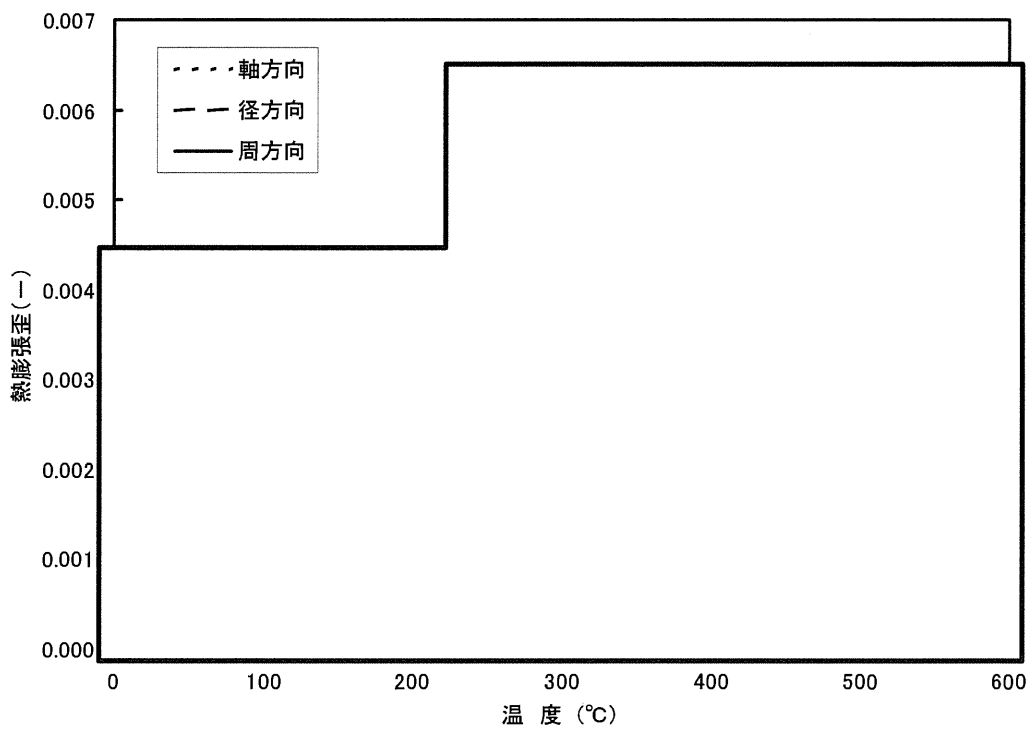
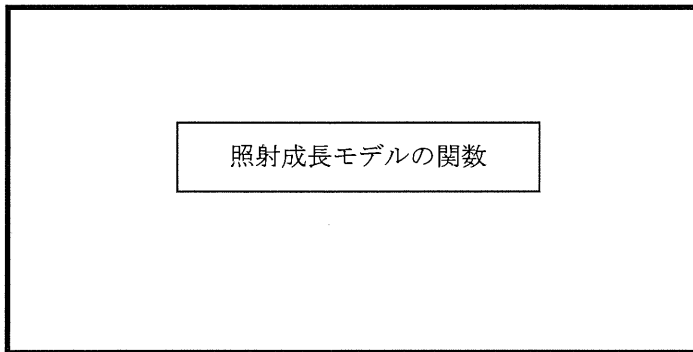


図 5.4-1 被覆管熱膨張歪の温度依存性

5.4.1.2 照射成長

ジルカロイ被覆管の照射成長は、次式で表す。また、図 5.4-2 に被覆管照射成長歪の高速中性子照射量依存性を示す。

$$\varepsilon_z = \boxed{\hspace{10em}} \tag{5.4-5}$$



ここで、

ε_z : 照射成長による被覆管の軸方向歪 (-)

$$\boxed{\hspace{10em}}$$

ψ : 被覆管高速中性子照射量 (cm^{-2} , $E > 1 \text{ MeV}$)

T_c : 照射中の被覆管温度 ($^{\circ}\text{C}$)

a_1 : 定数

a_2 : 定数

a_3 : 定数

a_4 : 定数

a_5 : 定数

b_1 : 定数

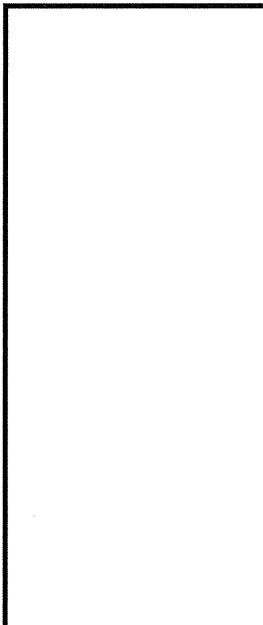
b_2 : 定数

b_3 : 定数

b_4 : 定数

b_5 : 定数

ψ_1 : 定数





Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

[Redacted]

照射成長計算式は、

[Redacted]

[Redacted] のデータベースを反映したものである。

ジルコニウムライナに対しては、照射成長は以下で表す。

$$\varepsilon_{z\text{Zirconium}} = \text{[Redacted]} \quad (5.4-6)$$

ここで、

$\varepsilon_{z\text{Zirconium}}$: ジルコニウムの照射成長による軸方向歪 (-)

$\varepsilon_{z\text{Zircaloy}}$: ジルカロイ管の照射成長による軸方向歪 (-)

c : 定数 [Redacted]

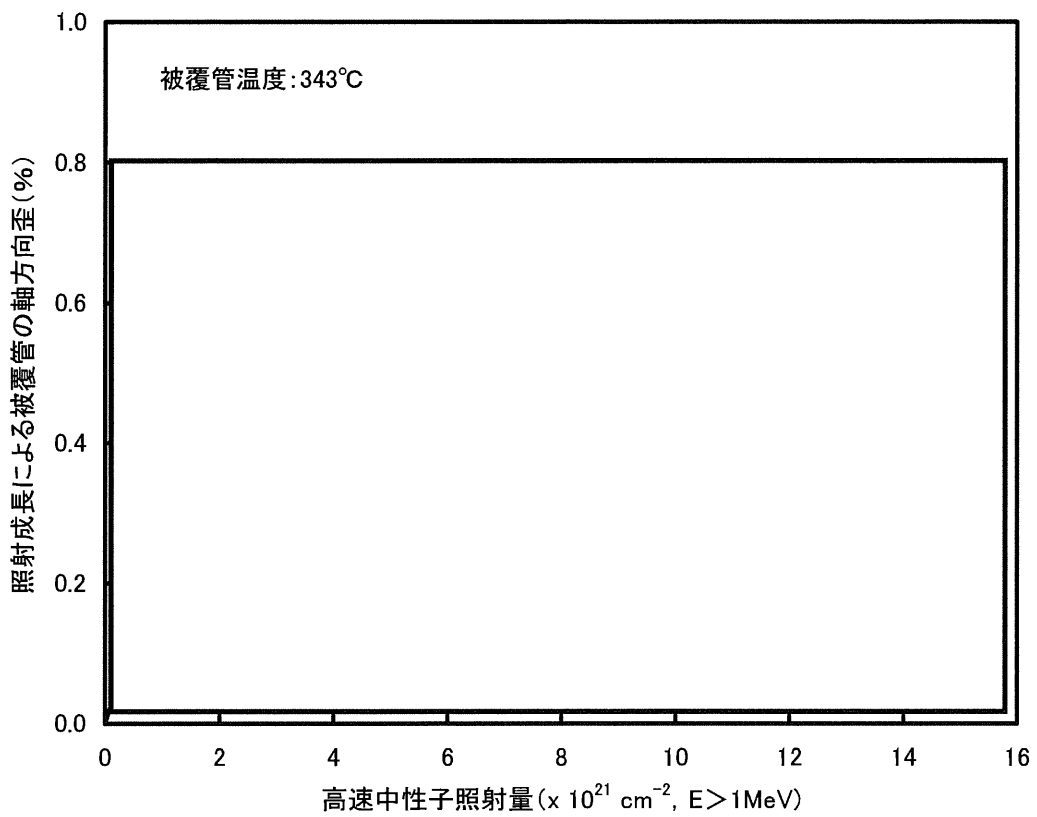


図 5.4-2 被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.1.3 クリープ

ジルカロイ及びジルコニウムのクリープ評価式は、応力状態に依存する。一定応力及び一定温度における低応力状態及び中間応力状態のクリープ式は以下で与えられる。

$$\varepsilon_g = \boxed{} \quad (5.4-7)$$

ここで、

ε_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)

また、

クリープモデルの関数、定数



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

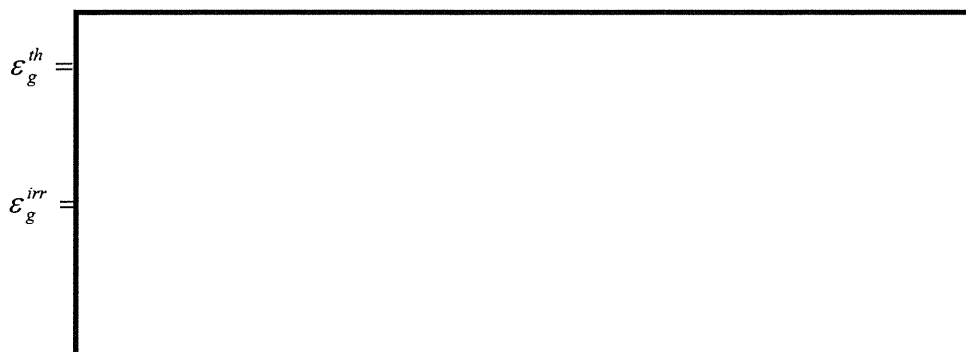
クリープモデルの関数、定数

これらの式において、 ϕ は高速($E > 1$ MeV)中性子束密度($\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$)で、 T は温度($^{\circ}\text{C}$)である。 ϵ_g^{th} 及び ϵ_g^{irr} については、本項の後半で(1)低応力状態、(2)中間応力状態の各応力状態毎に説明する。

クリープモデルの関数に関する説明

(1) 低応力状態 ($\sigma \leq \square$)

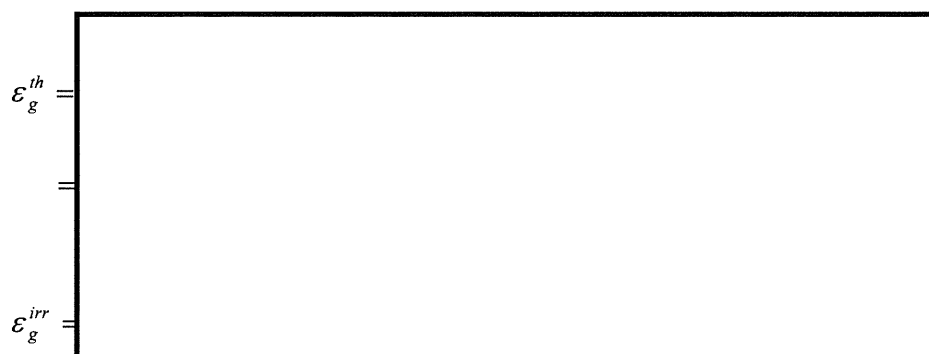
低応力状態においては、ジルコニウム及びジルカロイの ε_g^{th} と ε_g^{irr} は、以下で与えられる。



ここで、 σ_y は降伏応力(MPa)、 t は時間(s)、 T , σ 及び ϕ は前述の定義と同じである。

(2) 中間応力状態 ($\square \leq \sigma \leq \square$)

中間応力状態においては、ジルカロイ及びジルコニウムの ε_g^{th} と ε_g^{irr} は、以下で与えられる。



ここで、

また、 σ 、 T 及び t は、前述の定義と同じである。

(3) 高応力状態 ($\sigma \geq$)

高応力状態においては、ジルカロイ及びジルコニウムの歪速度は、5.3.1.3 項で述べた 以下のように計算される。

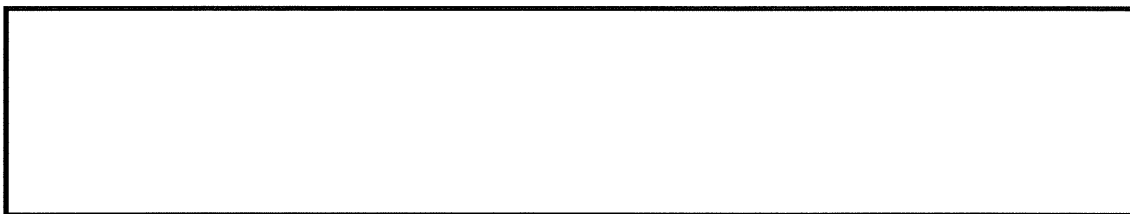
$$\dot{\epsilon}_g = \text{} \quad (5.4-8)$$

ここで、

$$A_1 \text{ } \begin{array}{l} \text{ジルカロイ} \\ \text{ジルコニウム} \end{array}$$

$\dot{\epsilon}_g$: 一般化(クリープ)歪速度 (s^{-1})

σ : 一般化応力 (MPa)



クリープ解析では、状態方程式に基づく解析を実施している。この方法ではクリープ歪速度の評価が要求される。低応力状態及び中間応力状態においては、歪速度は式(5.4-7)を時間で微分することにより得られる。

$$\dot{\epsilon}_g = \text{} \quad (5.4-9)$$

ここで、

$\dot{\epsilon}_g^{th}$: 一般化熱クリープ歪速度 (s^{-1})

$\dot{\varepsilon}_g^{irr}$: 一般化照射クリープ歪速度 (s⁻¹)

式(5.4-9)中の $\dot{\varepsilon}_g^{th}$ と $\dot{\varepsilon}_g^{irr}$ は、式(5.4-7)に示された ε_g^{th} と ε_g^{irr} を微分することにより得られる。式(5.4-9)中における他の変数の定義も前と同じである。

各応力状態（低応力、中間応力、高応力）
でのクリープ歪計算の取扱いの説明

上記のクリープ関係式は、一定応力及び一定温度において適用される。応力及び/又は温度が時間の経過中に変化する場合、追加の考え方が必要となる。最も広く使われている考え方として、時間硬化則と歪硬化則がある。利用可能なデータが限られている場合には、一般的に歪硬化則の方がより確からしく材料の応答を表すとされている。

異方性を示す状態でのクリープ
モデル式の適用の説明

ここで、

σ : 一般化応力 (MPa)

$\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$: 径方向、周方向及び軸方向応力 (MPa)

応力状態（低応力、中間応力、高応力）
でのクリープモデル式の適用の説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

応力状態（低応力、中間応力、高応力）
でのクリープモデル式の適用の説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.2 ペレット

5.4.2.1 熱膨張

UO₂ 及び(U,Gd)O₂ ペレットリングの熱膨張歪は等方性を仮定し次式で表す。
また、図 5.4-3 にペレット熱膨張歪の温度依存性を示す。

$$\varepsilon_r = \boxed{} \quad (5.4-11)$$

ここで、

- ε_r : ペレットリング熱膨張歪 (-)
- T_{ra} : ペレットリングの平均温度 (°C)
- a_1 : 定数 $\boxed{}$
- a_2 : 定数
- a_3 : 定数

融点より高い温度となった場合のペレットリング熱歪は、 $\boxed{}$

溶融による体積変化の取扱いの説明

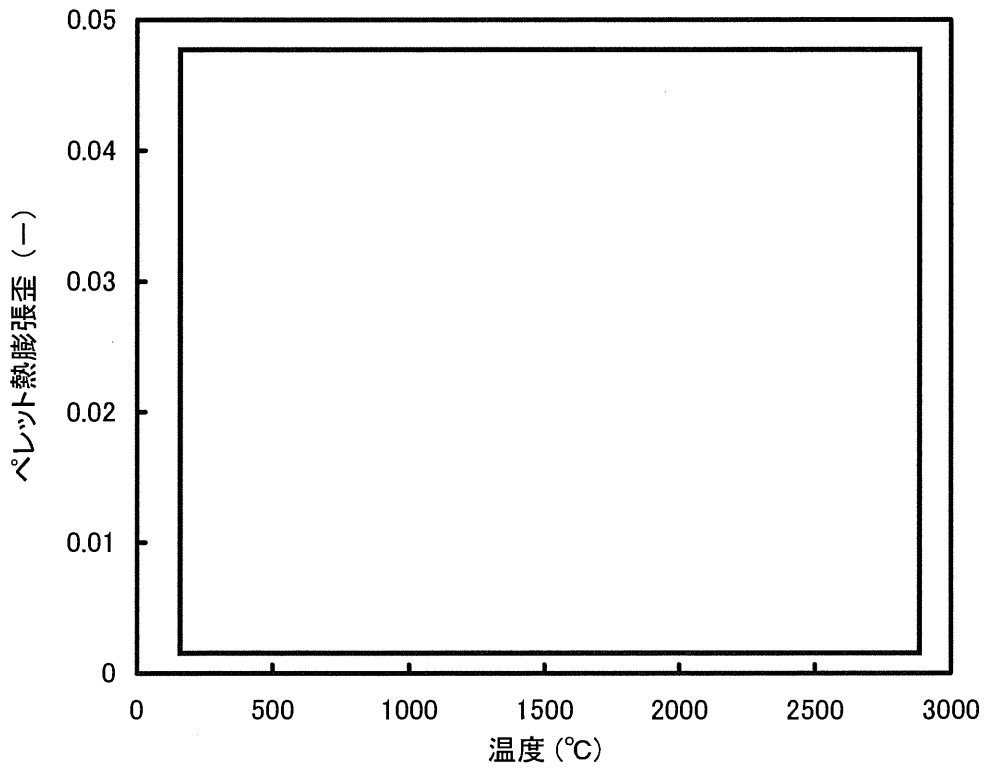


図 5.4-3 ペレット熱膨張歪の温度依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.2.2 スエリング

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。

$$\frac{\Delta V_s}{V} = \boxed{} \quad (5.4-12)$$

ここで、

α_s : スエリング率 ($\Delta V/V$ per 10^{20} fissions/cm³)

F : 積算核分裂密度 (fissions/cm³)

積算核分裂密度を表す式

ρ : ペレット密度 (%TD)

G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)

A : Al-Si-O 添加量 (wt%)

PRIME では図 5.4-4、図 5.4-5 に示すハルデン炉試験データ及び商用炉データ [5-4] よりスエリング率は以下としている。

$$\alpha_s = \boxed{}$$

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歪は次式となる。

$$\varepsilon_{IS} = \frac{1}{3} \cdot \frac{\Delta V_s}{V}$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

前記の核分裂生成物によるスエリングに加えて多孔質なリム組織の形成による付加的なスエリングが生じる。この付加的なスエリング ε_{rim} は次式で表す。 ε_{rim} に関しては 5.5 節で説明する。

$$\varepsilon_{rim} = \frac{1}{3} \cdot \left(F_{comp} \cdot \frac{\Delta V}{V_{total}} \right)$$

以上より実効的なスエリングによる等価歪 ε_{IS} は次式となる。

$$\varepsilon_{IS} = \frac{1}{3} \cdot \frac{\Delta V_S}{V} + \varepsilon_{rim} \quad (5.4-13)$$

最近のデータでは、高燃焼度領域のスエリング率はより大きくなる可能性を示しているものもあるが、上記の実効的なスエリングによる等価歪を用いることにより、実際の挙動を良く予測できることを 6 章に示す PRIME の検証で確認している。

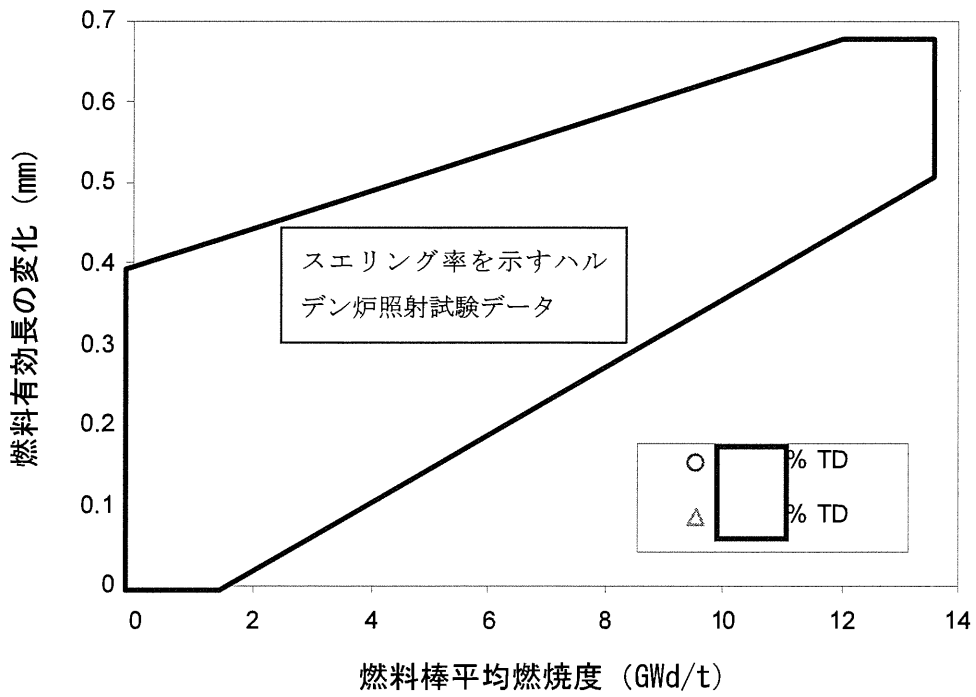


図 5.4-4 ペレットスエリングに関するハルデン炉試験データ

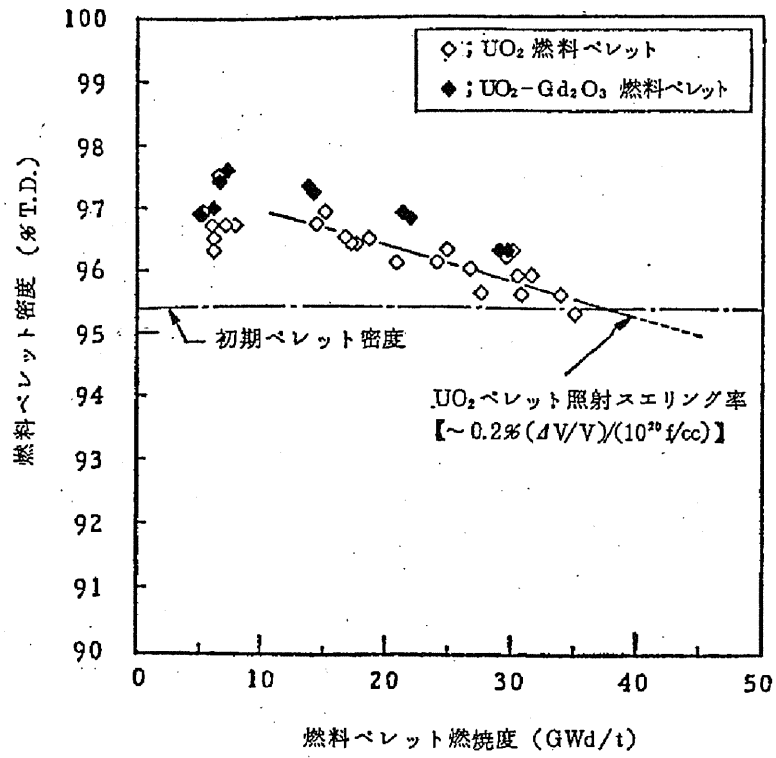


図 5.4-5 ペレットスエリングに関する商用炉試験データ [5-4]



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.2.3 焼きしまり

焼きしまりによる密度変化は次式で表す[5-21]。

$$\Delta\rho = \frac{M}{A} \cdot \ln \left[1.0 + \frac{A \cdot D_{irr}^o \cdot F}{G_0^3} \right] \quad (5.4-14)$$

ここで、

- $\Delta\rho$: 密度の増加量 (% TD)
- M : 焼きしまり速度定数 (%・cm)
- A : 粒成長速度定数 (cm) =
- D_{irr}^o : 照射拡散に関する係数
=
- F : 積算核分裂密度(fissions/cm³)
- G_0 : 初期粒径 (cm)

等方体の径方向一様焼きしまりを仮定すると、ペレットリングの焼きしまりによる等価歪は次式となる。

$$\varepsilon_D = \frac{\Delta\rho}{3 \cdot (\rho_o + \Delta\rho)} \quad (5.4-15)$$

ここで、

- ε_D : 径方向、周方向、軸方向のペレットリング焼きしまりによる等価歪 (-)
- ρ_o : 製造時ペレット密度 (%TD)

最大焼きしまり量についての説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.2.4 リロケーション

低出力状態からの最初の出力上昇におけるペレット内の急激な径方向温度分布によりペレットの径方向割れが生じる。この割れが生じると、ペレット片が被覆管に向けて外側に移動する。これを初期リロケーションと称する。

初期リロケーションではペレットが多数のくさび状のペレット片となるモデルとしている。ペレット径方向の [] 場合、このくさび状ペレット片が径方向外側に [] だけ移動する。

ここで、

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_0 : 定数 []

ΔT : []

ペレット片はペレット周方向一律に移動することではなく、直径変化 ΔD_0 は次の2つの要素からなると仮定している。

$$\Delta D_0 = [] \quad (5.4-16)$$

ここで、

ΔD_{01} : []
 ΔD_{02} : []

初期リロケーションが生じた後のペレット形状を模式的に図 5.4-6 に示す。初期リロケーションの構成要素 ΔD_{01} 、 ΔD_{02} は [] として次式で表せる。

$$\Delta D_{01} = []$$

$$\Delta D_{02} = []$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ここで、

g :

C₁ : 定数C₂ : 定数

[] されるとリロケーションは燃焼とともに進行するモデルとしており^(注)、リロケーションギャップ g_r は [] [] ペレット片が移動するモデルとしている。リロケーションギャップ g_r は図 5.4-6 に示すように [] [] になるとリロケーションは終了する。

燃焼とともに進行するリロケーションによるギャップ幅の変化は次式のように、 [] の関数としている。

$$\frac{dg_r}{dE} = [] \quad (5.4-17)$$

ここで、

 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 [] $\Delta T, \Delta T_0$: 前記参照

上式を積分することにより、リロケーションによるギャップ幅の変化は次式となる。

$$\Delta g_r = [] \quad (5.4-18)$$

ここで、

 g_{r_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)

(注) 但し、Al-Si-O 添加ペレット燃料については、 []

[] ものとしている。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

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 ΔD_E は直接 Δg_r より評価でき、以下となる。

$$\Delta D_E = \boxed{\phantom{\Delta D_E = \text{[redacted]}}}$$

初期リロケーションと同様に、 ΔD_E は

燃焼度依存リロケーションの取り扱いの説明

と等しいとしている。

同様に、初期リロケーション、燃焼度依存リロケーション及びリロケーションの押し戻しを合計した全リロケーション (ΔD) も、

で表せる。

初期及び燃焼度依存リロケーションによる変位とは別にペレット片は熱膨張等でも変位する。

ペレットと被覆管のギャップ状態（ソフトコンタクトとハードコンタクト）によるリロケーションの取り扱いの説明

また、ハードコンタクト後に出力低下によりペレットが収縮し、ペレットー



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

被覆管ギャップが開くと、としている。
る。

熱的ギャップの説明

したがって、熱的ギャップは以下で表す。

$$g_T = \text{} \quad (5.4-19)$$

ここで、

g_T : ペレット-被覆管熱的直径ギャップ (mm)

ここで、経験定数である ΔT_o 、
 定数 C_1, C_2 、 R_4 及び
 は、PRIME のペレット中心温度や被覆管変形
量予測がベストエスティメイトになるように決定した。

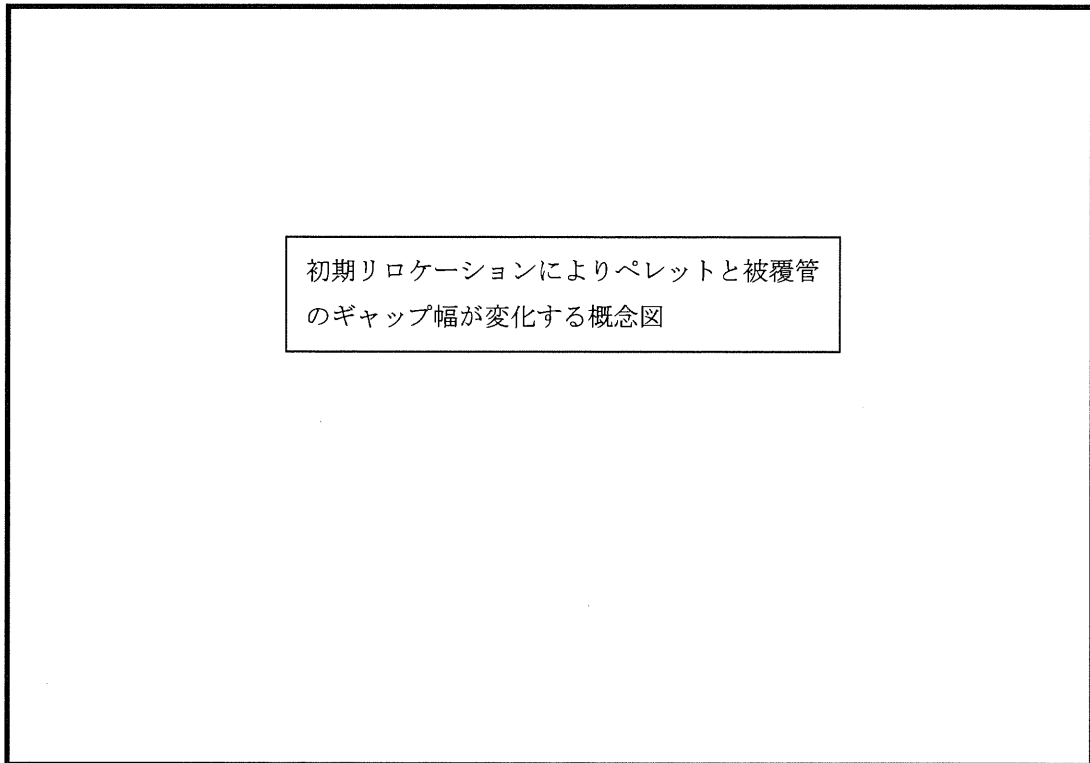


図 5.4-6 初期リロケーションの概念図



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.2.5 クリープ

ペレットのクリープ歪モデルを下記に示す。

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{fg} = & F_1 \cdot \sigma^{4.5} \cdot \exp(-Q_1 / (R \cdot T)) \\ & + \frac{F_2 \cdot \sigma}{d^2} \cdot \exp(-Q_2 / (R \cdot T)) \\ & + M \cdot \sigma \cdot \dot{f} \\ & + \end{aligned} \quad (5.4-20)$$

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 (cm³·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

クリープ特性を求めるために行われた単軸圧縮試験の結果に基づき Solomon ら [5-22] 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 5.4-7



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

にペレットクリープ速度の温度依存性を示す。

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 5.4-8 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。

ペレットのクリープ歪増分は、次式で与えられる。

$$\Delta \varepsilon_g = \dot{\varepsilon}_g \cdot \Delta t \quad (5.4-21)$$

ここで

- $\Delta \varepsilon_g$: クリープ歪増分 (—)
- $\dot{\varepsilon}_g$: クリープ歪速度 (s⁻¹)
- Δt : 時間増分 (s)

クリープ歪増分に関する説明

ここで

- σ_g : ペレットに発生する応力 (MPa)
- E : ヤング率 (MPa)

各方向のクリープ歪は次式で与えられる。

$$\Delta \varepsilon_r =$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{\theta} &= \\ \Delta \varepsilon_z &= \end{aligned} \quad \boxed{\hspace{10em}} \quad (5.4-23)$$

ここで

$\sigma_r, \sigma_{\theta}, \sigma_z$: 半径方向、周方向、軸方向の各応力成分

ν_p : ポアソン比 $\boxed{\hspace{1em}}$

式(5.4-20)のクリープ式は、 UO_2 、 $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ 及び Al-Si-O 添加ペレットに適用する。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

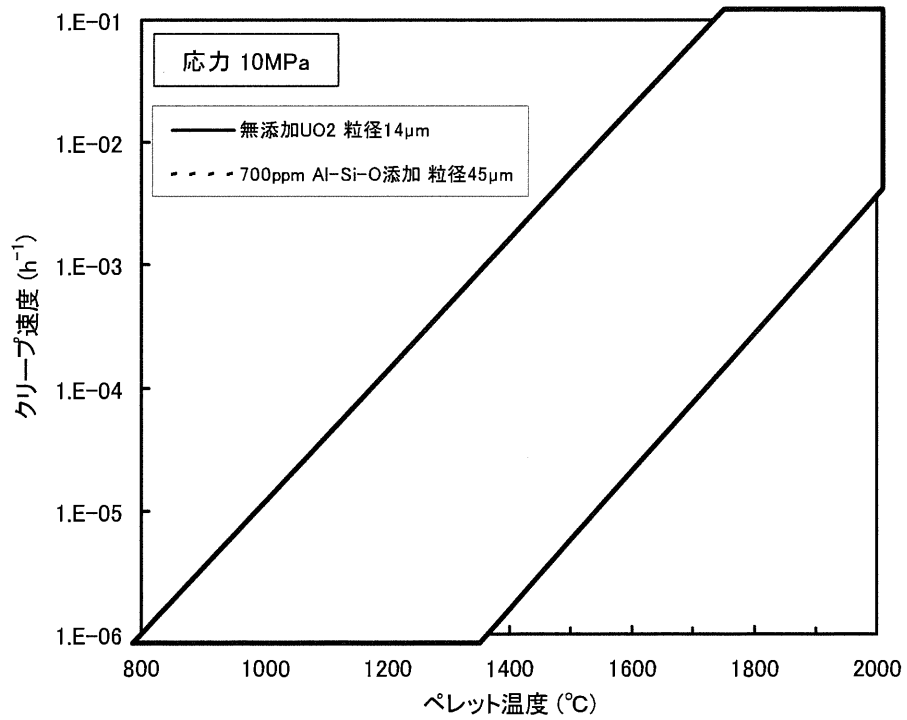
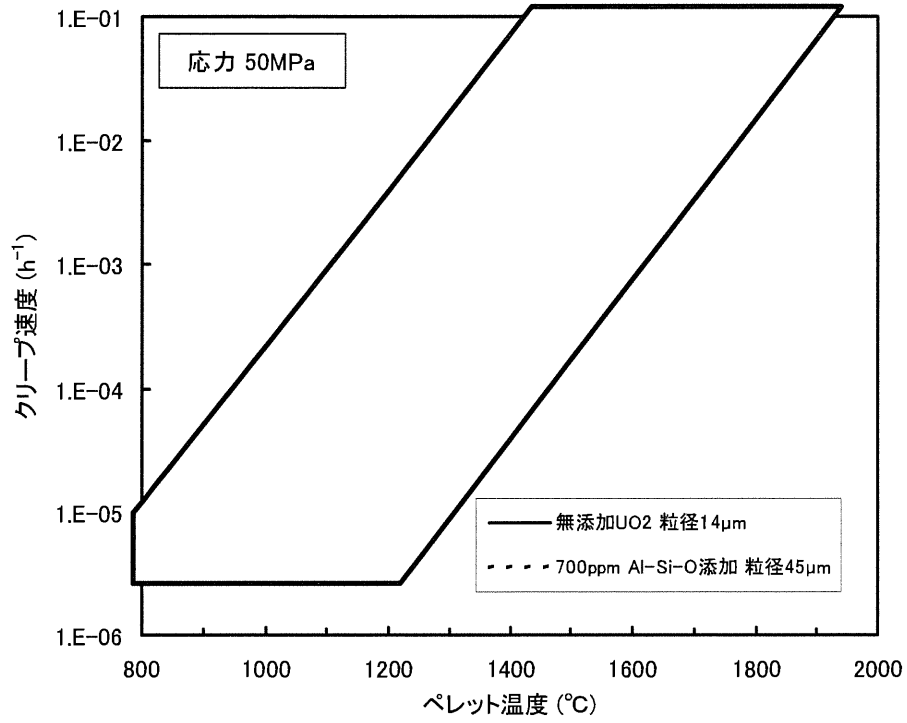


図 5.4-7 ペレットクリープ速度の温度依存性
 (核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)

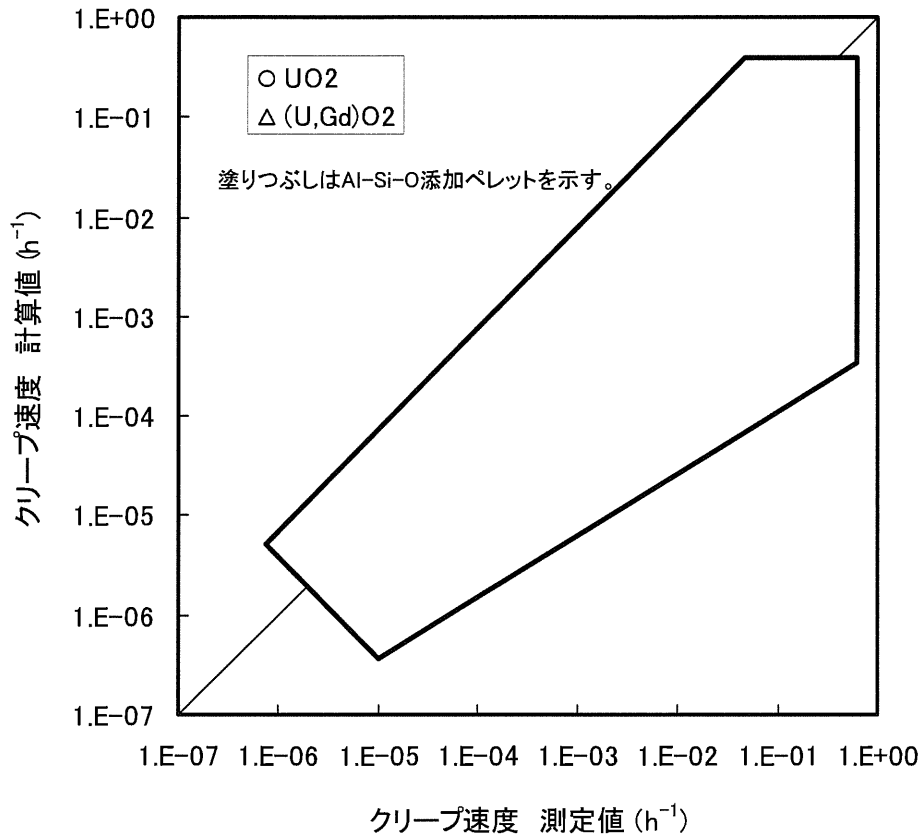
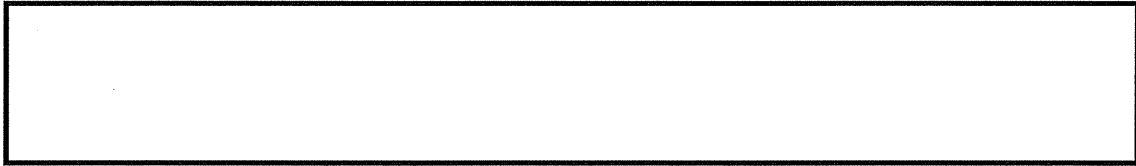


図 5.4-8 ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較

5.4.2.6. ホットプレス

燃料ペレットのような空孔を含む物質は、応力場ではクリープにより機械的な焼きしまり（密度上昇）あるいは空孔の減少を起こす。



$$\dot{\epsilon}_t = \text{[Empty Box]} \quad (5.4-24)$$

ここで、

$\dot{\epsilon}_t$: [Empty Box] のクリープ歪速度 (s⁻¹)

A, n : 定数

b : [Empty Box]

a : [Empty Box]

σ_h : 静水圧による応力 (MPa)

$$= \frac{1}{3} \cdot (\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)$$

$\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$: 半径方向、周方向、軸方向の各応力成分(MPa)

本頁はホットプレスによるクリープ歪速度式導出の説明

そこでペレットリングのホットプレスによるクリープ歪速度は次式で与えられる。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

$$\dot{\epsilon}_{hp} = \boxed{\hspace{15em}} \quad (5.4-25)$$

ここで

$\dot{\epsilon}_{hp}$: 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})

A, n : 定数

ρ : ペレット密度 (理論密度比)

5.4.2.5 項のペレットクリープモデルから式(5.4-25)は次のようになる。

$$\dot{\epsilon}_{hp} = \boxed{\hspace{15em}} \quad \text{ホットプレスによるクリープ歪モデル}$$

ここで

$$F_1 = \boxed{\hspace{15em}}$$

$$F_2 = \boxed{\hspace{15em}}$$

\dot{f} : 単位時間当たりのペレットリング平均核分裂密度 ($cm^{-3} \cdot s^{-1}$)

Q_1 : $\boxed{\hspace{2em}}$ kJ/mol

Q_2 : $\boxed{\hspace{2em}}$ 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 $\boxed{\hspace{4em}}$

d : 初期結晶粒径 (μm)

$c1$: 定数 $\boxed{\hspace{4em}}$

$c2$: 定数 $\boxed{\hspace{4em}}$

n : 定数 $\boxed{\hspace{4em}}$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ホットプレスによるクリープ歪増分の取扱いの説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.4.3 ペレット－被覆管の軸方向すべり

熱的及び機械的解析では、ペレットと被覆管は中心が同じ理想的な円柱として取扱っている。ペレットの偏心及び／又は傾きは、燃料有効部におけるペレットと被覆管のロッキングを起し、その結果ペレットの径方向変位と被覆管の軸方向変位を大きくする可能性がある。熱解析においてはペレットの偏心や傾きの影響は直接的には考慮していないが、機械解析ではロッキングの影響をペレット－被覆管の軸方向すべりにより評価している。このペレット－被覆管の軸方向すべりは、ペレットと被覆管の軸方向全歪の差として定義される。

ペレット－被覆管軸方向すべりは、以下で与えられる。

$$\varepsilon_{S_{free}} = \left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{fuel} - \left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{clad} \quad (5.4-27)$$

ここで、

$\varepsilon_{S_{free}}$: ペレット－被覆管のすべり(-)

$\left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{clad}$: 被覆管の軸方向熱膨張歪(-)

$\left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{fuel}$: ペレットの熱膨張、スエリング及び焼きしまりによる軸方向歪(-)

ペレット－被覆管すべりの評価についての説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ペレット-被覆管最大すべり量の評価式

5.5 ペレットリム組織の形成

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 [5-23], [5-24], [5-25], [5-29], [5-32]。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次式でモデル化している。また、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。

$$t_{rim} = \boxed{} \quad (5.5-1)$$

$$P_{rim} = \boxed{} \quad (5.5-2)$$

ここで

- 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)

リム組織形成幅の燃焼依存性は、照射ペレットの金相観察から得られた図 5.5-1 のリム組織形成幅とペレット平均燃焼度との関係（図中の実線）から、式 (5.5-1) のように定式化した。リム気孔率（リム組織の形成に伴う気孔率の増分）の燃焼依存性は、図 5.5-2 のリム組織の気孔率と局所燃焼度との関係から式 (5.5-2) のように定式化した。

リム組織の最も外側の部分（ペレット最外周）でのリム気孔率は、式 (5.5-2) にペレット最外周部分の燃焼度 (E_{edge}) を代入して得られる P_{rim} であり、 $\boxed{}$ をリム組織全体の平均的な気孔率としている。すなわち、平均リム気孔率 (P_{ave} : リム部の平均的なリム組織形成に伴う気孔率の増分) を次式で表している。

$$P_{ave} = \boxed{} \quad (5.5-3)$$



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ここで

 P_{ave} : 平均リム気孔率 (%) E_{edge} : ペレット最外周部燃焼度 (GWd/t)

PRIME03 では、リム組織が形成され気孔率が増加した領域の相対内半径 (R_{rim}) と平均リム気孔率 (P_{ave}) を用いて、ペレット熱伝導率低下による温度上昇とペレット体積増加によるスエリングの増加を評価している。

リム領域の相対内半径 (R_{rim}) は以下で表される。

$$R_{rim} = (R_0 - t_{rim}) / R_0 \quad (5.5-4)$$

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)

ペレットの温度分布の計算においては、

リング分割法の説明

に分割している。リム組織が形成されていない場合はリム領域の計算は実施されない。ペレットの熱伝導率はペレット密度の関数である (5.2.3.1 項参照)。

ペレット密度の取扱い

リム組織が形成されている領域の熱伝導率はリム組織が形成されていない領域より小さいので、ペレットの温度はリム組織の形成により高くなる。

上記の温度計算により

機械計算におけるペレット温度の取扱い

ペレット-被覆管機械的相互作用 (PCMI) の計算においては、リム組織形成による付加的なスエリングの増加を考慮する。リム組織が形成されると気孔率が増加するため、リム領域の体積が増加する。このリム領域のペレット全体に



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

対する体積増加率 ($\Delta V/V_{total}$) は以下で表せる。

$$\frac{\Delta V}{V_{total}} = (1 - R_{rim}^2) \cdot \frac{P_{ave}}{\rho_0 - P_{ave}} \quad (5.5-5)$$

ペレットの直径増加は、5.4.2.2 項の照射スエリングと同様に体積増加率の 1/3 として計算する。

式(5.5-6)の設定の説明

れる。このことから、定数 (F_{comp}) を導入し、リム組織形成による体積増加率を以下で計算することとした。

$$F_{comp} \cdot \frac{\Delta V}{V_{total}} \quad (5.5-6)$$

なお、 F_{comp} は、被覆管直径変化の検証結果より としている。

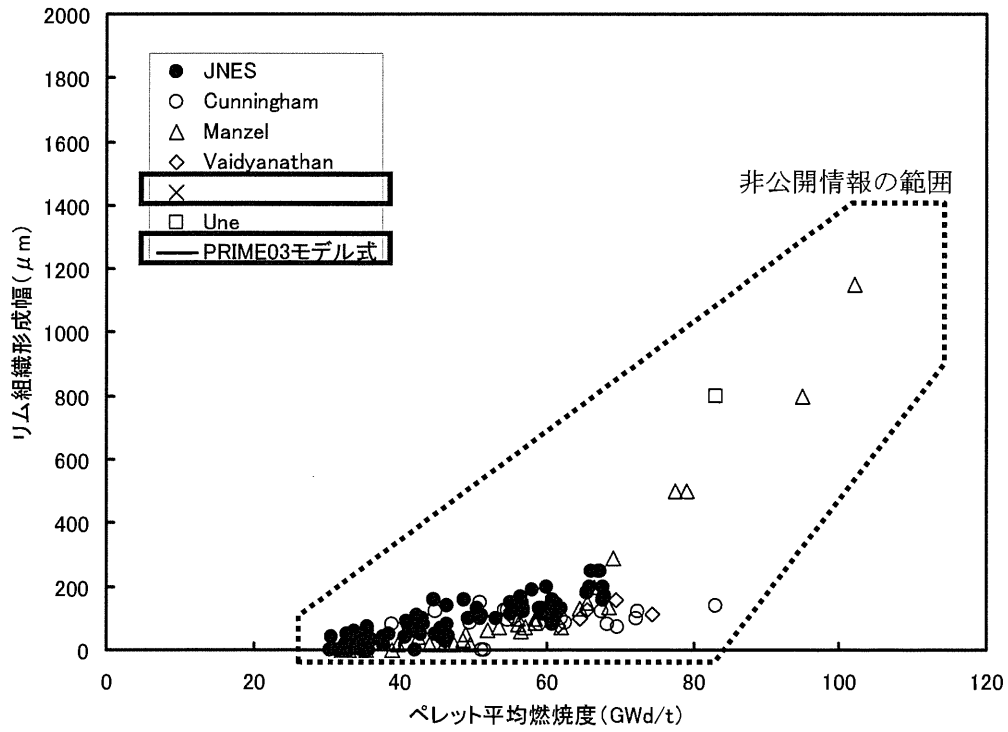


図 5.5-1 リム組織形成幅の燃焼度依存性 [5-2], [5-24], [5-25], [5-26], [5-27]

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

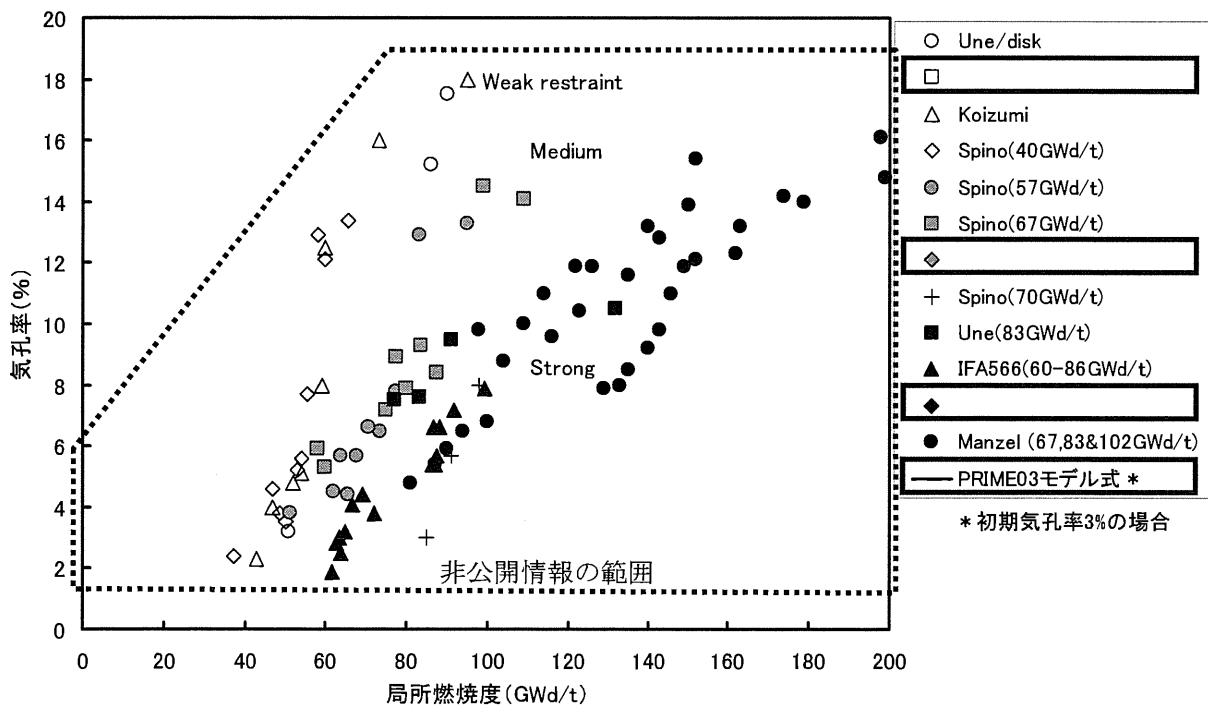


図 5.5-2 気孔率と局所燃焼度の関係 [5-25], [5-27], [5-28], [5-29], [5-30], [5-31], [5-32], [5-33]

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



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.6 機械的解析モデル


最初の出力上昇において、ペレットには径方向及び断面方向のクラックが生じる。これらのクラックは、ペレットの温度が低くて延性が小さい低出力で発生する。これらの初期クラックはペレット中心に向けて伝播する。その後の出力サイクルにより、ペレットと被覆管の間では径方向及び軸方向の相互作用が断続的に発生する。径方向の相互作用は、主にペレットと被覆管の膨張量の相違に起因して発生する。軸方向の相互作用は、主に摩擦の積重ねや被覆管内部におけるペレット配置の確率的な分布に依存する「ロッキング」に起因して生じ、径方向のハードコンタクトがなくても発生する可能性がある。

PRIME では、熱的挙動と機械的挙動の相互作用を連成問題として取り扱っている。熱的解析については、5.2 節に記載した。本節では燃料棒の機械的解析における取扱いを記載する。

5.6.1 形状モデル

燃料棒は真直ぐな円筒の被覆管の中に多くの同一円柱のペレットが同心円状に並んだ構造をしている。図 5.6-1 に示すように、ペレットは、最初の出力上昇において割れ、等間隔の径方向及び断面方向のクラックを有して分散した模式図で表すことができる。

形状モデルにおけるペレットクラックの説明

ペレットについては、等幅の  リングに分割し、各リングを有限要素によりモデル化している。なお、多孔質のリム領域の機械的影響については、5.5 節に記載したように付加的なスエリングとして取り扱っている。

形状モデルにおけるペレット-被覆管
ギャップ、ジルコニウムライナの説明

機械解析モデルでは、ペレットのどの径方向位置においても周方向及び軸方向の応力が約 MPa を超えた場合に初期クラックが発生すると仮定している。ペレット内のクラックの伝播はモデル化していないが、わずかな出力上昇のみでペレット中心まで割れることを模擬するため低い応力で割れが生じるとしている。

機械解析モデルにおけるペレットクラックの取扱いの説明

機械解析モデルでは、径方向と軸方向の相互作用を考慮している。径方向の相互作用は、ギャップが開いている場合は無視できるほど小さい剛性を、ギャップが閉じている場合は非常に大きい剛性を持ったギャップ要素を用いて模擬される。軸方向の相互作用の計算では、ペレットと被覆管の軸方向応力が釣り合っている場合、

機械解析モデルにおける軸方向歪の取扱いの説明

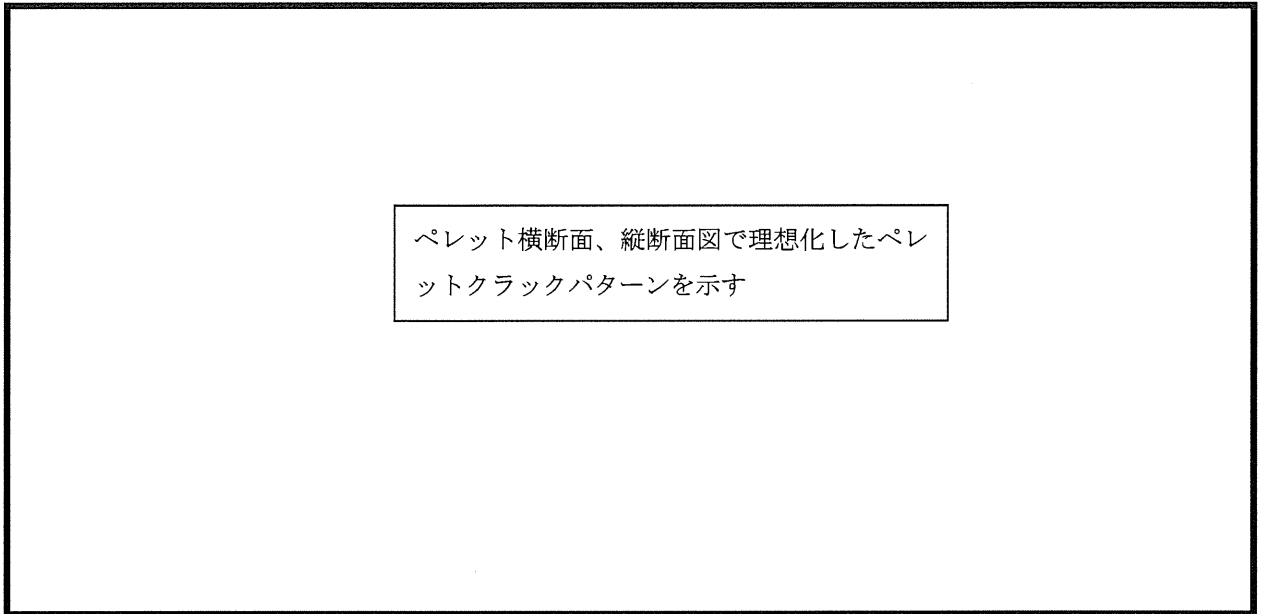


図 5.6-1 理想化したペレットクラックパターン

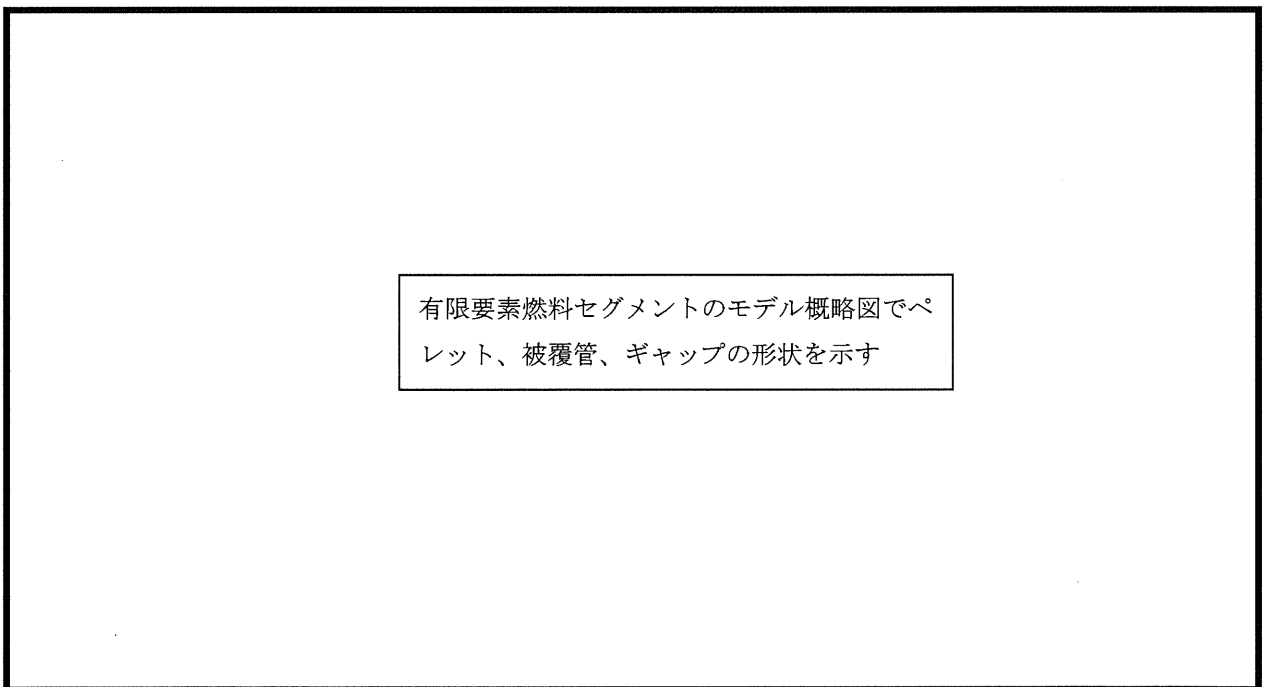
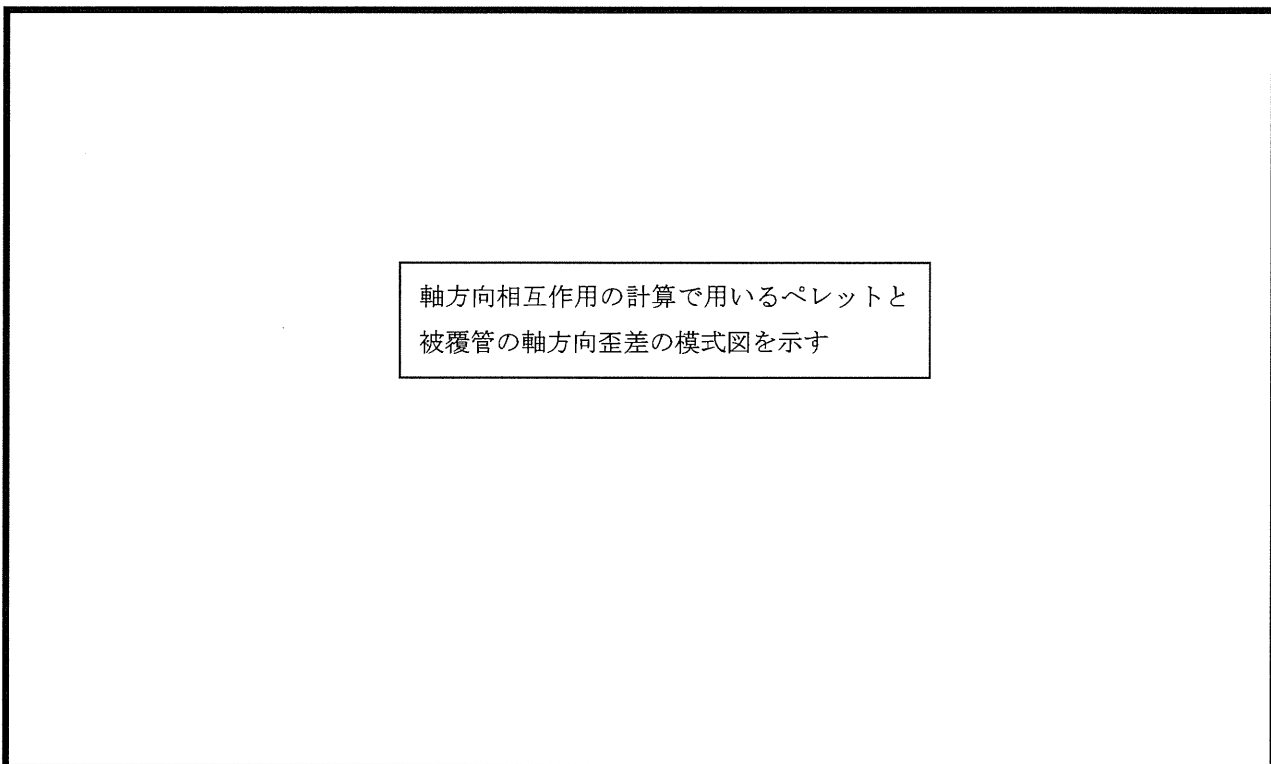


図 5.6-2 有限要素燃料セグメントのモデル概略図



(a) 軸方向ノード A-B の初期の相対位置

(b) 燃焼後のペレット-被覆管軸方向歪差 Δ

図 5.6-3 ペレット-被覆管軸方向歪の差の模式図



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.6.2 数値解析モデル

数学的には、機械解析モデルは有限要素法をベースとしている。燃料棒の単位要素は自由度が有限な数値解析モデルで表されている。モデルにおける釣り合い方程式は有限要素体系のポテンシャルエネルギーが最小となる状態として得られる。

入力された出力履歴は、時間増分 0 での出力変化と一定出力における保持期間の組合せで成り立っている。出力変化時の解析においては、ペレットと被覆管の両方に対して、弾塑性理論に基づく増分形式の構成関係が有限要素法を用いて適用される。一定出力保持期間においては、クリープに関する増分形式の状態方程式に基づいて、クリープ変形を初期歪として扱った解析が行われる。

有限要素セグメントにおける基本的な要素は、

要素の模式図を図 5.6-4 に示す。

有限要素モデルにおける、負荷の増加に対する要素の変位の増加は以下で与えられる。

$$\underline{K} \cdot \Delta \underline{u} = \Delta \underline{f} \quad (5.6-1)$$

ここで、節点の変位の増分ベクトル $\Delta \underline{u}$ は、以下で与えられる。

(5.6-2)

式(5.6-1)において、 $\Delta \underline{f}$ は節点に作用する荷重の増分ベクトル、 \underline{K} は要素の剛性マトリクスで、リング要素の場合は以下となる。

Δf 、 K の式

(5.6-3)

ここで、

応力-歪関係式を示す

式(5.6-3)及び式(5.6-4)において、 Δp_1 、 Δp_2 は、要素の表面に作用する圧力の増分で、 $\Delta \sigma_i$ 、 $\Delta \varepsilon_i$ 、 $\Delta \varepsilon'_i$ は応力、歪及び初期歪の増分である。

図 5.6-2 に示した有限要素セグメントはリング要素を連ねてモデル化される。ペレットは 個のリング要素で、被覆管は 個のリング要素で構成されている。ペレットと被覆管のリング要素は

構成する各要素の説明

燃料棒断面における有限要素形状モデルを図 5.6-5 に示す。

負荷の増加に対する有限要素セグメントのリング要素の変位の増分ベクトルは、個々の要素の剛性マトリクスと荷重増分ベクトルに基づいて組立てられた連立一次方程式の解として得られる。

連立方程式の求解の前に、ペレットの拘束状態が特定される。

機械解析モデルでのペレット
拘束状態の取扱いの説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

機械解析モデルにおけるリロケーション、
ペレットクラックなどの取扱いの説明

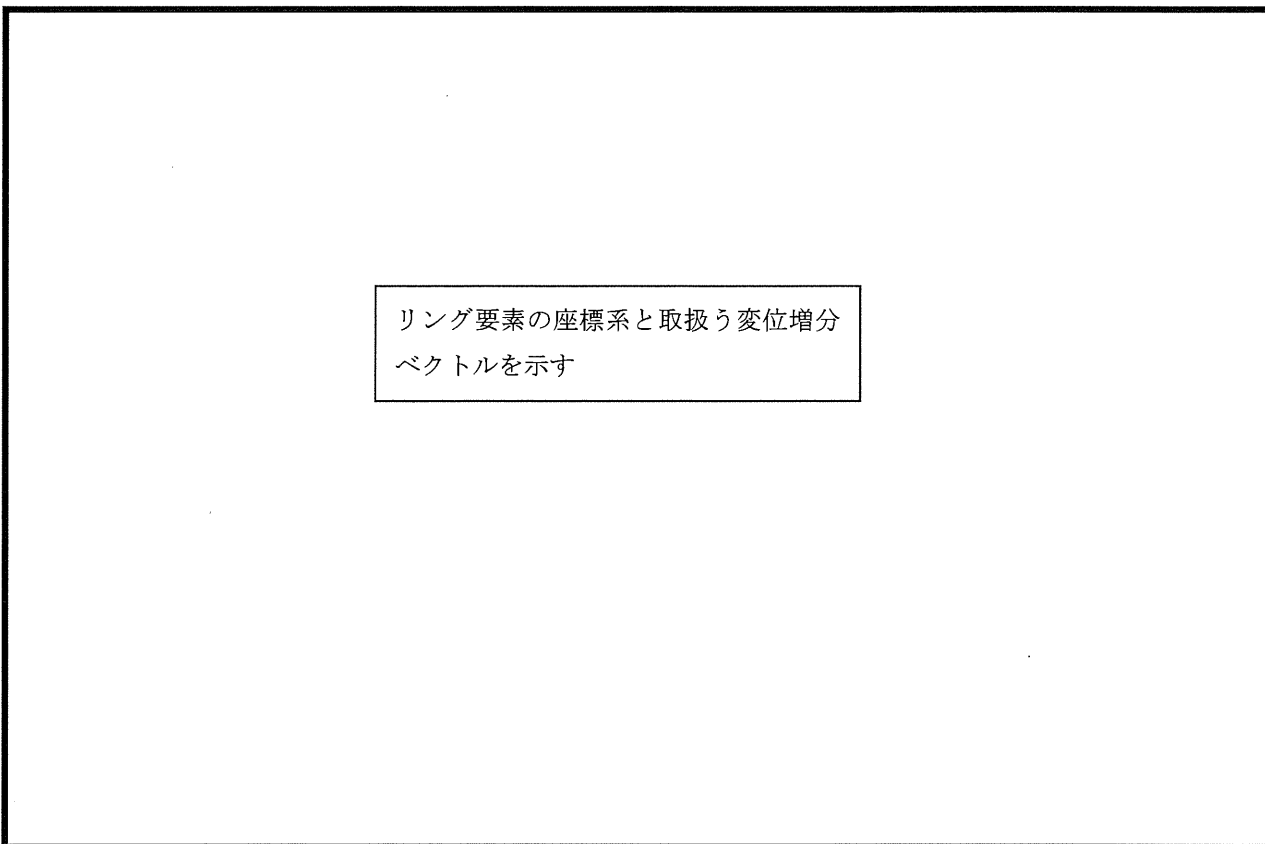


図 5.6-4 リング要素の模式図



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

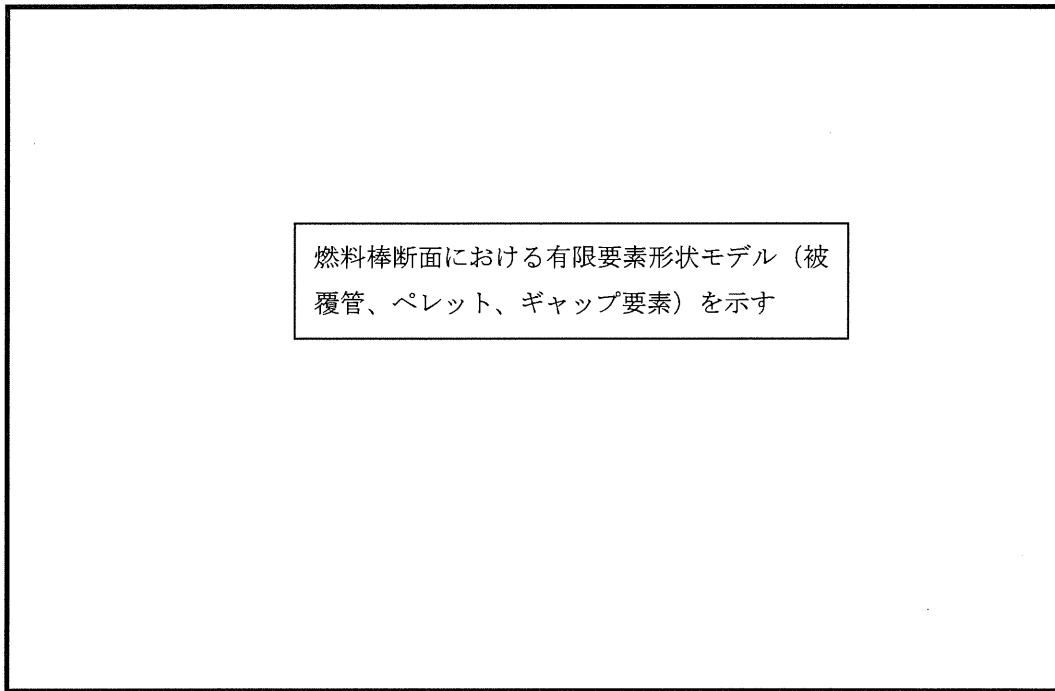


図 5.6-5 燃料棒断面における有限要素形状モデル

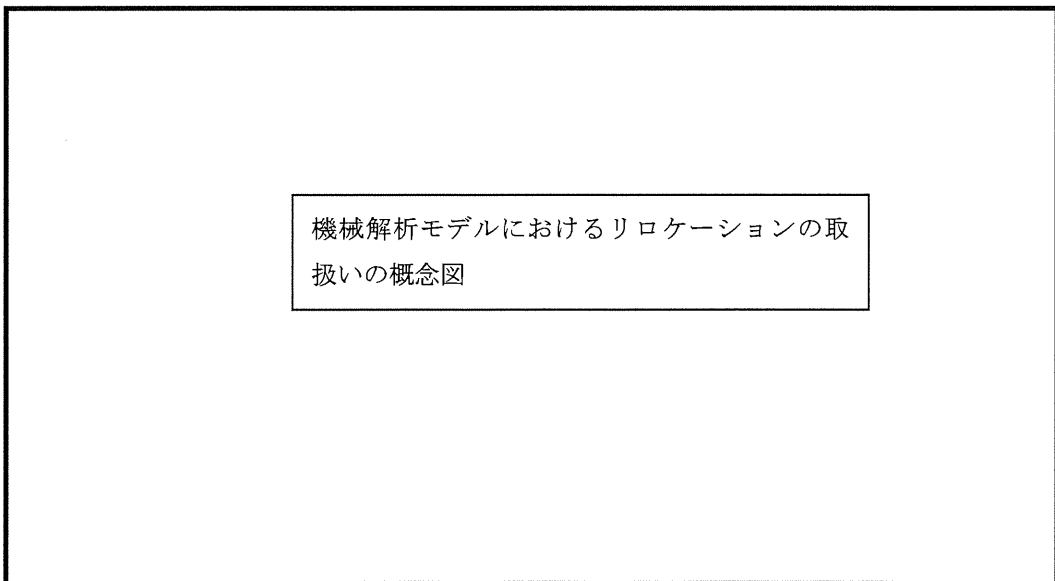


図 5.6-6 固定ノード NF の変位量としてモデル化されるリロケーションの概念図



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.6.3 増分形式の構成関係

荷重の増加に対応する応力と歪の増分の関係は、増分形式の構成関係により定義される。

$$\Delta \underline{\varepsilon} = \underline{D} \cdot \Delta \underline{\sigma} + \boxed{\phantom{\Delta \underline{\varepsilon}^i}} + \Delta \underline{\varepsilon}^i \quad (5.6-5)$$

ここで、

$\Delta \underline{\varepsilon}$: 全歪増分のベクトル

$\boxed{\phantom{\Delta \underline{\varepsilon}^i}}$

$\Delta \underline{\varepsilon}^i$: 初期歪増分のベクトル

$\Delta \underline{\sigma}$: 応力増分のベクトル

\underline{D} : 材料のコンプライアンスマトリックス (D マトリックス)

式(5.6-5)において、 $\Delta \underline{\varepsilon}$ と $\Delta \underline{\sigma}$ は解析により決定される未知変数であるが、 \underline{D} 、

$\boxed{\phantom{\Delta \underline{\varepsilon}^i}}$ 及び $\Delta \underline{\varepsilon}^i$ は解析ステップの初期条件により固定されている。

初期歪増分は、熱膨張、焼きしまり、スエリング、照射成長、クリープ及び相変化に伴う体積変化に基づく歪増分である。

クリープ歪増分の評価式等についての説明

クリープ歪増分の評価式等についての説明

時間硬化と歪硬化の概念を図 5.6-7 に示す。一定の応力 σ_1 で時間 t_c まで照射後、応力が σ_2 まで上昇した場合を考える。時間硬化則の場合、応力 σ_2 におけるクリープ曲線の B 点が C 点と一致するまで下方に移動させる。歪硬化則の場合、応力 σ_2 におけるクリープ曲線の A 点が C 点と一致するまで右に移動させる。

応力-歪状曲線に基づく歪増分計算方法の説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

応力-歪状曲線に基づく歪増分計算方法の説明

歪増分 $\Delta\epsilon^*$ は、温度や照射量の変化に基づく応力-歪曲線の変化、あるいは前ステップでの過大評価の影響を受ける可能性がある。

初期歪増分 $\Delta\epsilon_i^j$ は、体積変化による歪増分と熱歪増分 $\Delta\epsilon_i^T$ の和として得られる。体積変化としては、ペレットについてはスエリング、焼きしまり、ホットプレス及び相変化が含まれ、被覆管については照射成長だけがあげられる。

初期歪増分以外の歪増分の評価式に関する説明

D マトリックスの評価式に関する説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

Dマトリックスの評価式に関する説明

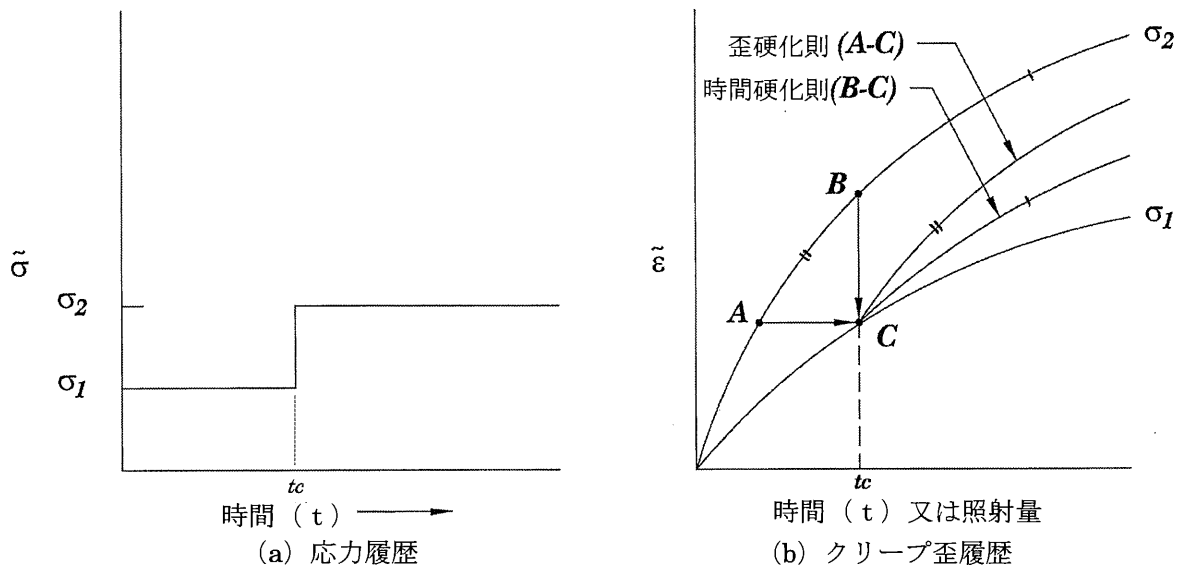


図 5.6-7 クリープにおける時間硬化と歪硬化の概念

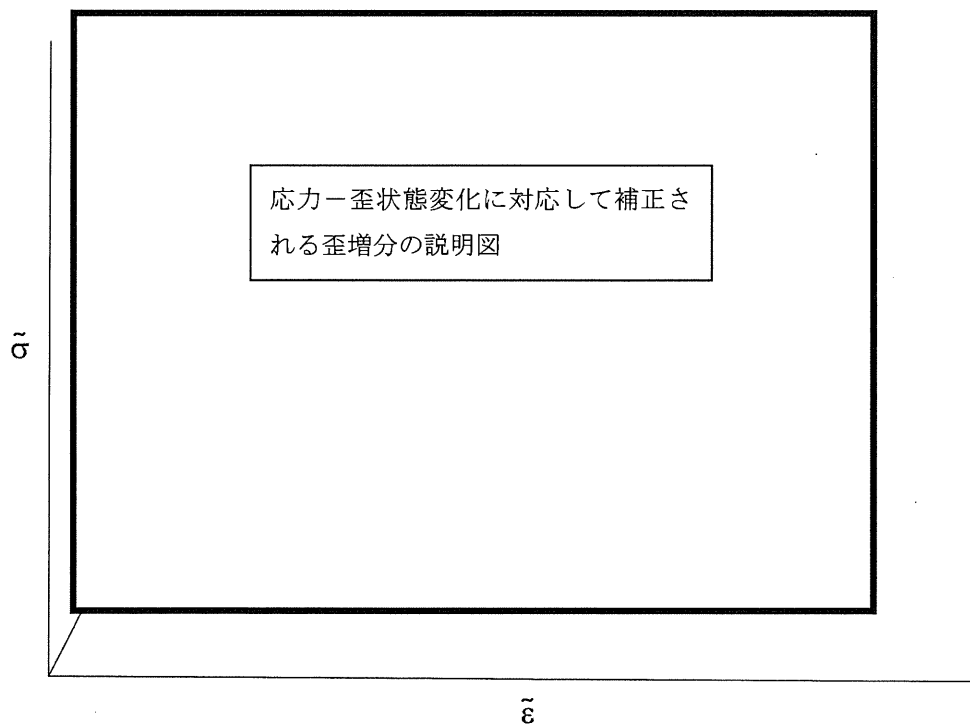


図 5.6-8 歪増分の定義

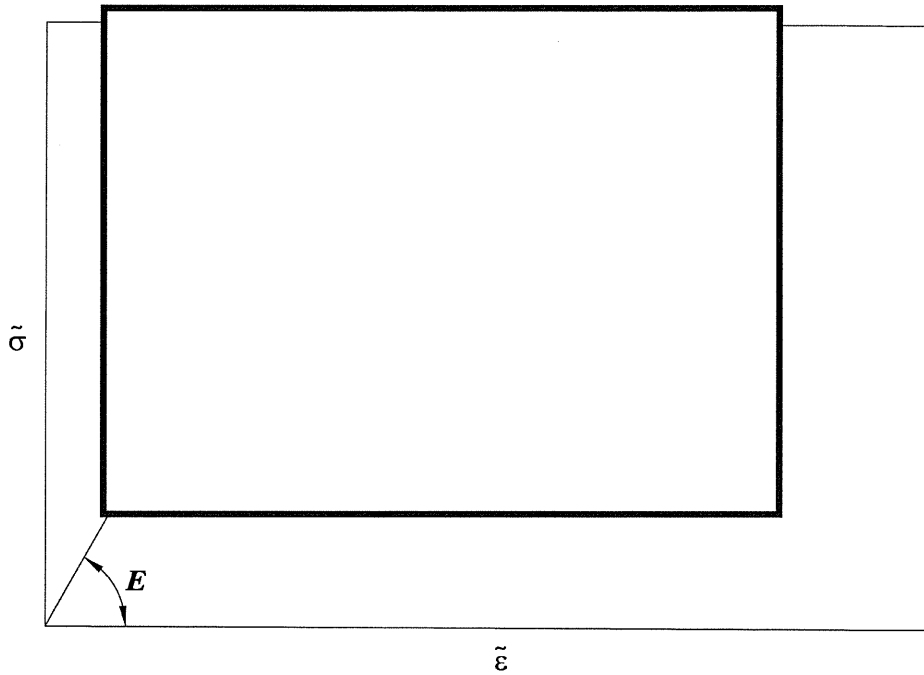


図 5.6-9 接線係数の定義



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.6.4 ペレットの割れと縮約された構成関係

ペレットクラックが生じていない場合の縮約された構成関係式の導出に関する説明

ペレットクラックが生じていない場合の縮約された構成関係式の導出に関する説明

ペレット断面方向クラックがある場合の縮約された構成関係式の導出に関する説明



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ペレット径方向クラックがある場合の縮約された構成関係式の導出に関する説明

5.6.5 ペレット及び被覆管の変形の取扱い

運転中の燃料棒には、ペレットと被覆管の形状を変化させる現象として熱膨張やクリープに加えて下記がある。

ペレットでは、

- a. リロケーション
- b. スエリング
- c. 焼きしまり
- d. 熔融や再凝固による相変化に伴う体積変化

被覆管では、照射成長がある。

リロケーション以外の現象は、構成関係 (式(5.6-5)) により PRIME の機械解析モデルに組み込まれている。個々の現象による各主方向の寸法増分は、5.4 節に記載したモデルにより、照射量、温度や応力状態のような項目の関数として予測される。リロケーション以外のこれらの増分は、5.6.3 項で議論したように、歪増分に焼き直して初期歪増分ベクトル $\Delta \varepsilon^i$ に組み込まれる。

リロケーション以外の現象は、拘束されていないペレットや被覆管の応力状態を直接変えることはないので、ペレットの体積増加はリング要素に均一に与える。しかしながら、ペレットと被覆管に歪/変位が生じるとペレット-被覆管相互作用に影響するためペレットと被覆管の応力状態に影響を及ぼす。

5.6.6 被覆管酸化減肉

商用軽水炉で燃料棒を照射すると被覆管の肉厚減少を伴う被覆管外面の酸化が生じる。照射の継続により、酸化膜厚さは増加し被覆管肉厚は減少する。被覆管酸化膜が被覆管表面温度及び径方向の温度分布に及ぼす影響については直接取扱っている (5.2.1 項参照)。被覆管酸化膜が被覆管応力及び歪に及ぼす影響については、以下のように取扱っている。

被覆管の周方向及び軸方向応力の増分は、荷重増分ステップ毎に有限要素法により計算される。酸化膜による被覆管肉厚減少の影響は、各増分計算において被覆管外径 D'_c (5.2.1 項に記載した酸化減肉を考慮した被覆管外径) を用いること、各ステップ初期の周方向及び軸方向応力からステップ中の酸化減肉による応力の増加に相当する径方向及び軸方向の荷重増分を適用することにより

計算に取り込まれる。

5.6.7 ペレット-被覆管機械的相互作用

機械解析と熱解析モデルは、ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデルを通して連成問題として扱われる。ギャップ熱伝達係数はペレット-被覆管の径方向相互作用 (I) の関数である。現ステップにおける I の値は、現ステップにおけるペレットと被覆管の径方向変位と初期（製造時）のペレット-被覆管ギャップ幅の関数であり、以下の式で与えられる。

$$I = 2 \cdot \left(u_r^c - u_r^p + \frac{G_o}{2} \right) \quad (5.6-34)$$

ここで、

- u_r^p : 現ステップにおけるペレット表面の径方向変位
- u_r^c : 現ステップにおける被覆管内面の径方向変位
- G_o : 製造時ペレット-被覆管直径ギャップ幅

ペレットの径方向変位には、ペレットのリロケーションの影響が含まれる。5.4.2.4 項で議論したように、リロケーションの進行においてくさび形のペレット片の再配置が生じ、図 5.6-10 に示すようにペレット表面は不揃いになる。こ

ペレット-被覆管機械的相互作用の評価
におけるリロケーションの取扱いの説明

ペレット-被覆管機械的相互作用の評価
モデル、ギャップ要素、評価方法の説明

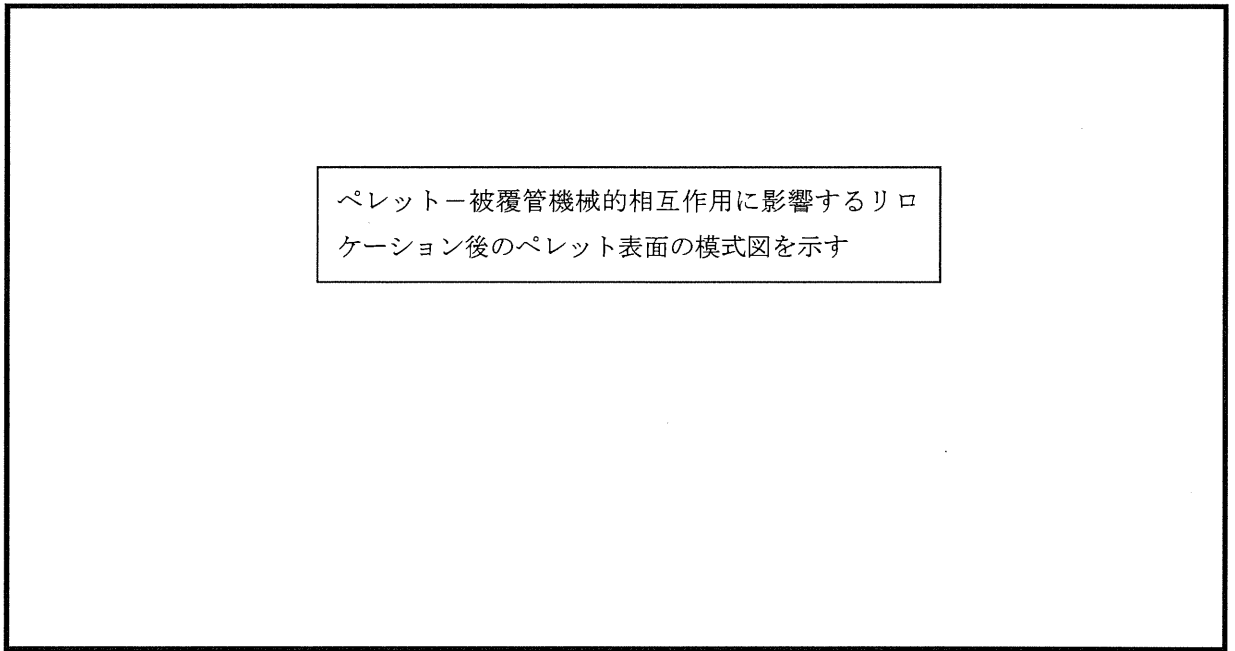


図 5.6-10 初期リロケーション発生後のペレット表面



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.7 核分裂生成ガスの放出

燃料の燃焼が進むとガス状及び固体状の核分裂生成物がペレット内で生成されるが、ガス状の核分裂生成物の一部は燃料棒内の空間に放出される。放出されるガス状の核分裂生成物は主に Xe、Kr、He から成っている。PRIME では Xe ガス+Kr ガス (FP ガス) と 5.7.2 項に示す He ガスの放出を別モデルとして取り扱っている。

5.7.1 FP (Xe + Kr) ガスの放出

PRIME03 では、PRIME01 と同様にペレットの出力 (温度) と燃焼度で整理した FP (Xe + Kr) ガス放出率データに基づいて作成した次式で示す経験的な FP ガス放出モデルを用いている。FP ガス放出率の燃焼度及び温度依存性を図 5.7-1 に示す。

$$F = \max(F_0, F_2) + F_1 \quad (5.7-1)$$

ここで、

F : FP ガス放出率

F₀ : 拡散による放出項 (ペレット温度に依存)
(式(5.7-2)参照)

F₁ : 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)
(式(5.7-3)参照)

F₂ : 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)
(式(5.7-5)参照)

一般に、FP ガス放出挙動は以下のようにまとめられる。

(a) ガス気泡の連結以前

ペレット外表面近傍あるいは割れたペレットの表面近傍で生じたガス原子は温度に依存しない反跳 (リコイル) やはじき出し (ノックアウト) により、また温度に依存した拡散により放出される。ペレット内部に生じたガス原子は結晶粒界まで拡散し、最終的には結晶粒界上に気泡を形成する。

(b) ガス気泡の連結以後

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。

(c) 連結のしきい温度

FP ガス放出に関するしきい温度がハルデン炉の試験データにより評価されている。しきい温度は燃焼度と相関があり、Vitanza のしきい温度^[5-34]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。単純な拡散モデルに基づく Turnbull の計算^[5-35]もこの傾向と一致しており、最近のハルデン炉での試験データにも一致している。また、商用炉で照射された燃料棒は Vitanza や Turnbull のしきい温度よりも有意に低い傾向にある。PRIME03 の検証データベースはこの傾向を示している。その理由として、軸方向に移動する以前にペレット-被覆管ギャップ部に放出された FP ガスによる局所的な熱伝達の低下により軸方向の局所で生じるペレット温度上昇に起因すると考えられる。これは短尺の試験炉燃料棒より長尺の商用炉燃料棒で顕著となる。PRIME03 は商用炉燃料棒への適用を主としており、図 5.7-2 に示すように結晶粒界での FP 気泡の連結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。

(d) 高燃焼度リム組織からの温度に依存しない FP ガス放出

5.5 節に示すように高燃焼度領域ではペレット外周部にリム組織が形成されると FP ガスは粗大化したリム気泡に偏在する。ガスは再結晶した粒界にそったマイクロクラックによる気泡の連結により放出される可能性がある。Mogensen による高燃焼度 UO_2 燃料の Xe 濃度の測定では 15~20%の放出が示唆された^[5-36]が、他の報告ではリム組織からの放出は有意ではないとされている^[5-37]。現状ではリム組織からどの程度 FP ガスが放出されるか明らかとなっていないことより、PRIME03 ではリム組織からの FP ガス放出はないとし、高燃焼度を含む多くの FP ガス放出データを用いて FP ガス放出モデルを作成している。

以上の知見より PRIME03 の FP ガス放出モデルは次の F_0 、 F_1 、 F_2 の 3 項より成っている。

F_0 : 拡散による放出項

低燃焼度のデータに基づいており、温度に律速された拡散による FP ガス放出を表す (PRIME01 と同一)。

F_1 : リコイル、ノックアウトによる放出項

低出力におけるデータに基づいており、リコイルとノックアウトによる FP ガス放出を表す (PRIME01 と同一)。

F_2 : 結晶粒界の気泡連結による放出項

主として高燃焼度におけるデータに基づいており、燃焼により加速された温度依存の FP ガス放出を表す。この項は PRIME01 から改訂している。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い低下させている。

式(5.7-1)で示した FP ガス放出モデルの $\max(F_0, F_2)$ は、 F_0 項と F_2 項の表現する現象が互いに競合することを考慮したものである。各項は各軸方向ノードにおいて等幅の ペレットリング (機械計算モデルと同じ) に分割し計算する。各項 (F_0 、 F_1 、 F_2) の詳細を以下に示す。

(1) 拡散による放出項

$$F_0 = D_0 \cdot \exp\{-Q_0/(R \cdot T_K)\} \quad (5.7-2)$$

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)

T_R^* の定義

D : 3次元結晶粒径 (μm)

V_{frac} : 各リングのしきい温度を超えた領域の体積割合。

以上で説明した FP ガス放出モデルを用いて FP ガス放出率の測定値と計算値を比較した結果を 6 章、図 6-3、図 6-4 に示すが、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。

式(5.7-5)で示す F_2 項は結晶粒径の関数としており、結晶粒径 D は以下により計算する。

$$\frac{dD}{dt} = \text{[Redacted]} \quad (5.7-6)$$

ここで、

定数	単位	UO ₂ の場合	(U,Gd)O ₂ の場合
k	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%; min-height: 100px;"> </div>	
k_I	$\mu\text{m}^4/\text{h}$		
Q	J/mol		
Q_I	J/mol		
$(1-f)$	-		

以下に式(5.7-6)の導出根拠を示す。

UO₂ 及び (U,Gd)O₂ ペレットの結晶粒の成長 (粒成長) は、炉外試験結果 (Gd₂O₃ 濃度 : wt%、温度 : °C) より次式で表すことができた。

$$D^4 - D_0^4 = \text{[Redacted]} \quad (\text{UO}_2 \text{ の場合}) \quad (5.7-7)$$

$$D^4 - D_0^4 = \text{[Redacted]} \quad ((\text{U,Gd})\text{O}_2 \text{ の場合}) \quad (5.7-8)$$

ここで、



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

- D_0, D : 初期及び最終の 3 次元結晶粒径(μm)
 R : ガス定数 = 8.314 (J/(mol·K))
 T : 温度 (K)
 t : 時間 (h)

Kogai ら^[5-38]は、炉内での粒成長は結晶粒界のガス気泡により遅れるため炉外試験結果に基づく粒成長モデルは過大評価することを指摘している。この炉内でのメカニズムを扱うために炉内の粒成長は以下の時間微分形式で表現している。

$$\frac{dD}{dt} = \frac{k}{4D^3} \cdot \exp(-Q/(R \cdot T)) \cdot (1-f) \quad (5.7-9)$$

ここで、

- f : 結晶粒界のガス気泡が占める割合
 k : 式(5.7-7)、式(5.7-8)における係数
 Q : 式(5.7-7)、式(5.7-8)における活性化エネルギー

式(5.7-7)、式(5.7-8)で計算された値と商用炉 UO_2 燃料棒及び $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ 燃料棒 (ベース照射後及び出力急昇試験後) から得られた粒成長データとの比較から、

となることが分かった。

式(5.7-6)から式(5.7-9)までの説明

図 5.7-3、図 5.7-4 に本モデルによるペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較を示すが、全燃焼度範囲に亘って良く予測している。

Al-Si-O 添加ペレットの FP ガス放出モデルについて以下に示す。

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^[5-39]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 5.7-5)。一方、高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[5-2]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 (粒径効果は本 5.7.1 項の前半に記載) 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、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、



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ものとしている。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(5.7-4)) を Al-Si-O 添加ペレット燃料の場合は下式のように補正する。また、図 5.7-6 に補正前後の FP ガス放出しきい温度を示す。

$$T_{th} = \left\{ \begin{array}{l} \text{[Redacted Box]} \end{array} \right. \quad (5.7-10)$$

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 6 章、図 6-3、図 6-4 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 (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 5.7-7 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。

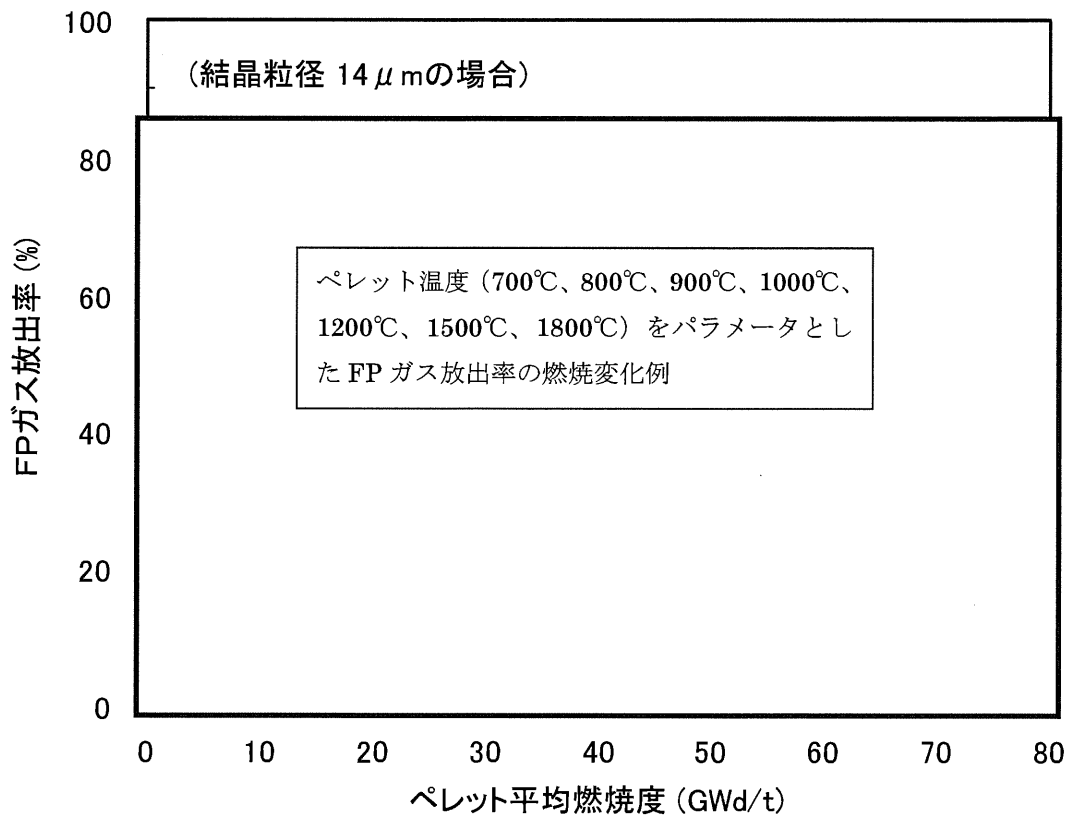


図 5.7-1 FP ガス放出率の燃焼度及び温度依存性
(結晶粒径 14 μ m の場合)

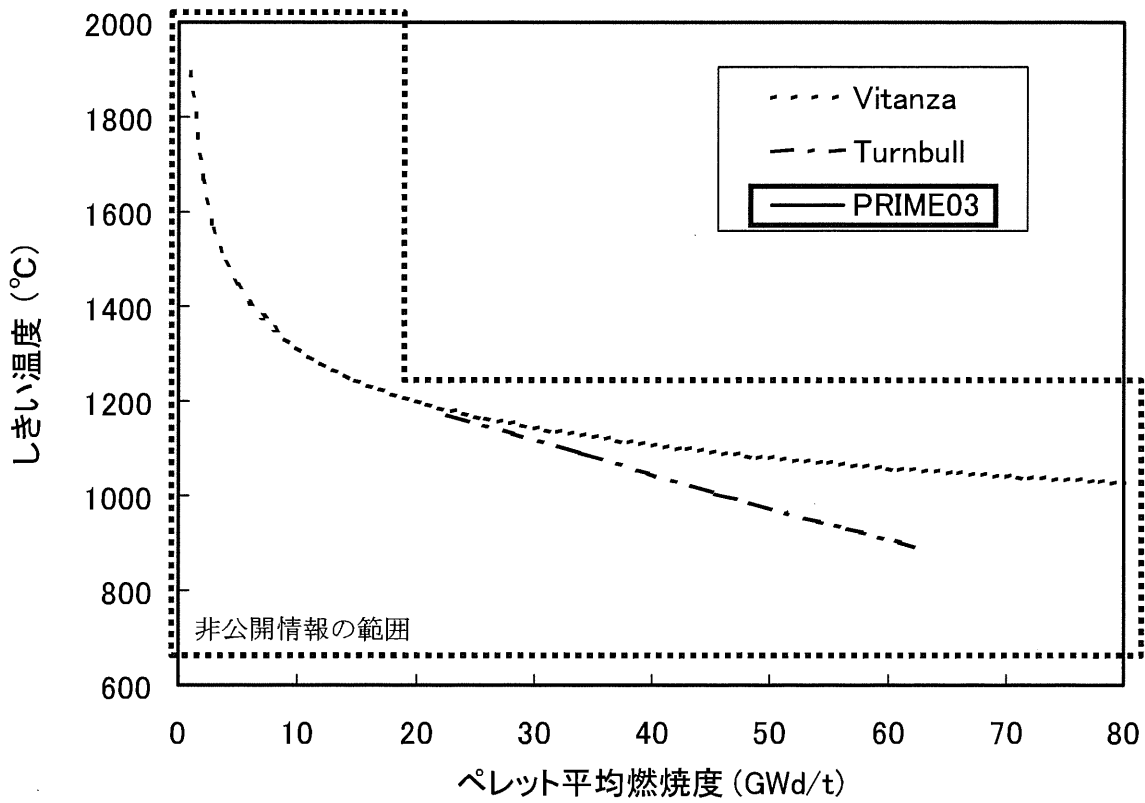


図 5.7-2 結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度

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

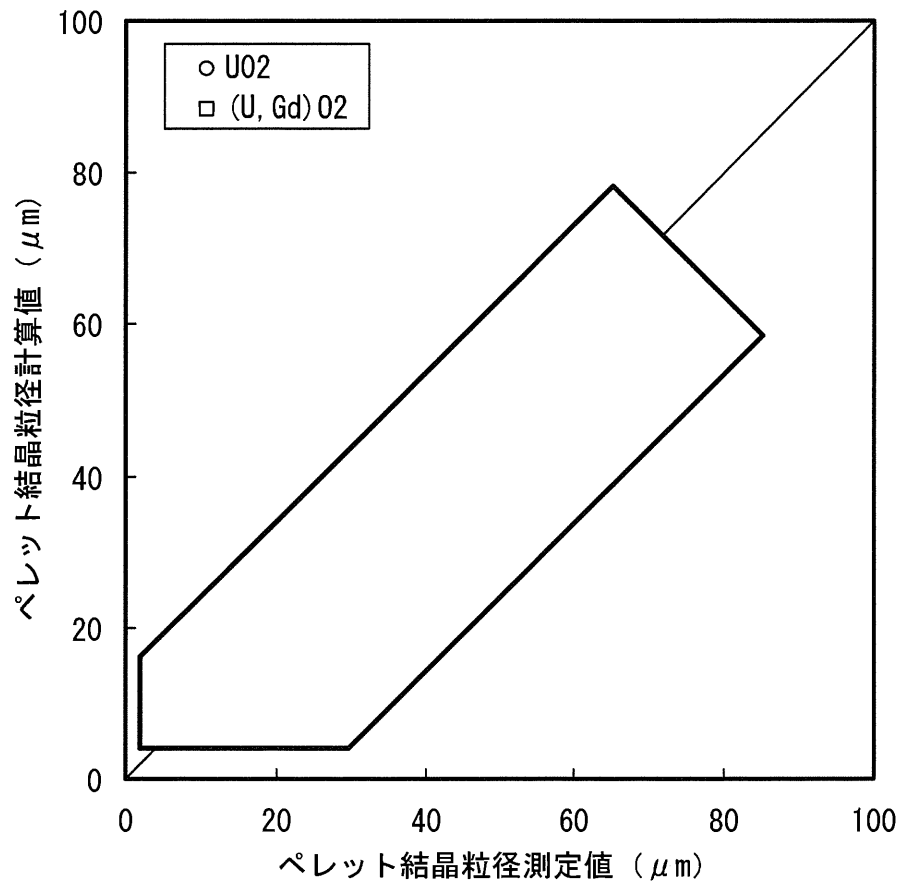


図 5.7-3 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

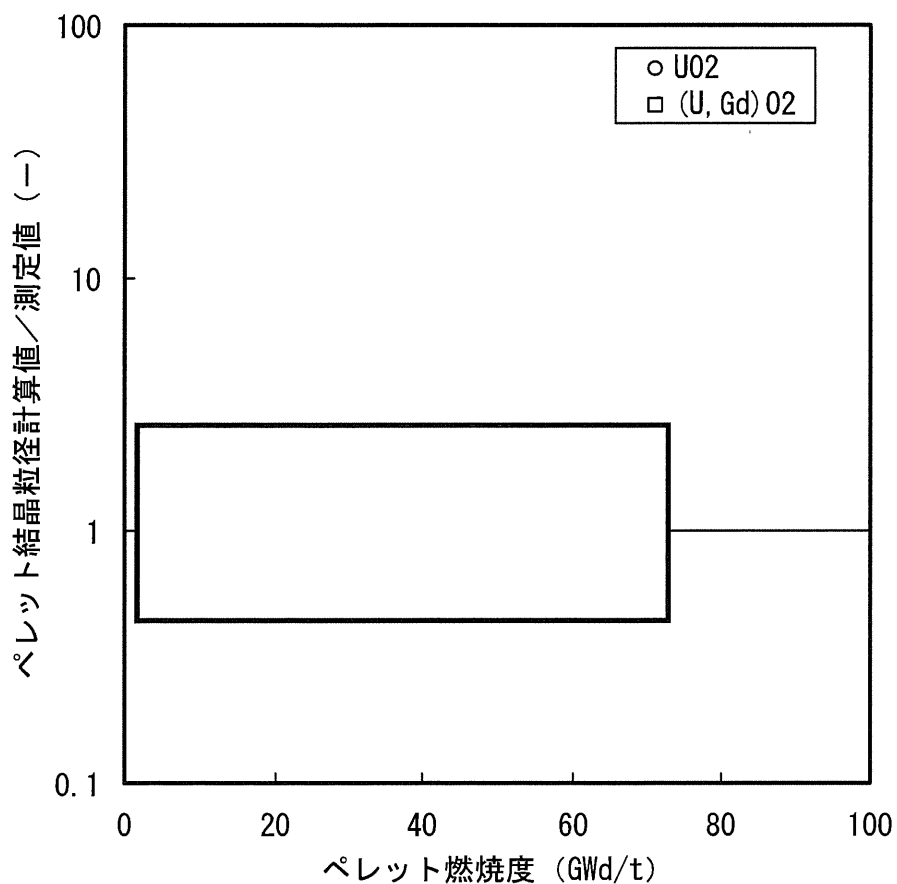


図 5.7-4 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較
(ペレット結晶粒径の計算値／測定値の燃焼度変化)

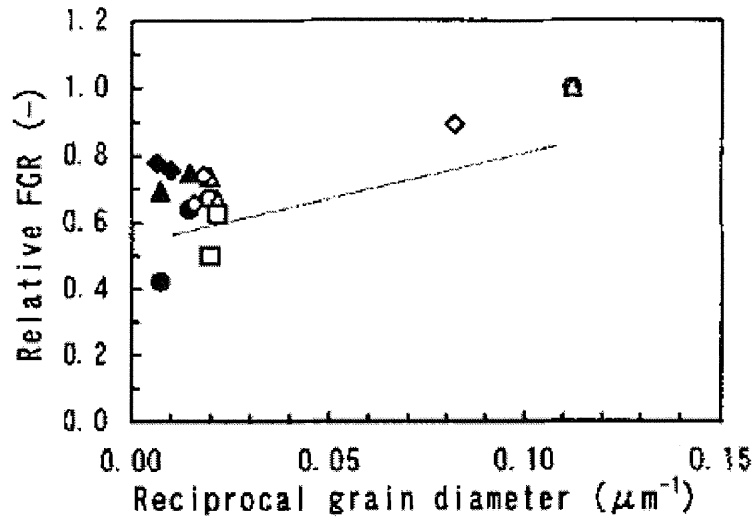


Fig. 6 Grain size dependence of relative FGR.
 ○ and ●: 31 GWd/t, △ and ▲: 60 GWd/t,
 □ and ■: 75 GWd/t, ◇ and ◆: 43 GWd/t,
 Open marks: standard, undoped large grained and Al-Si-O added large grained, Solid marks: TiO₂ added large grained and Ti-Si-O added large grained.

図 5.7-5 大粒径化による FP ガス放出率の抑制^[5-39]

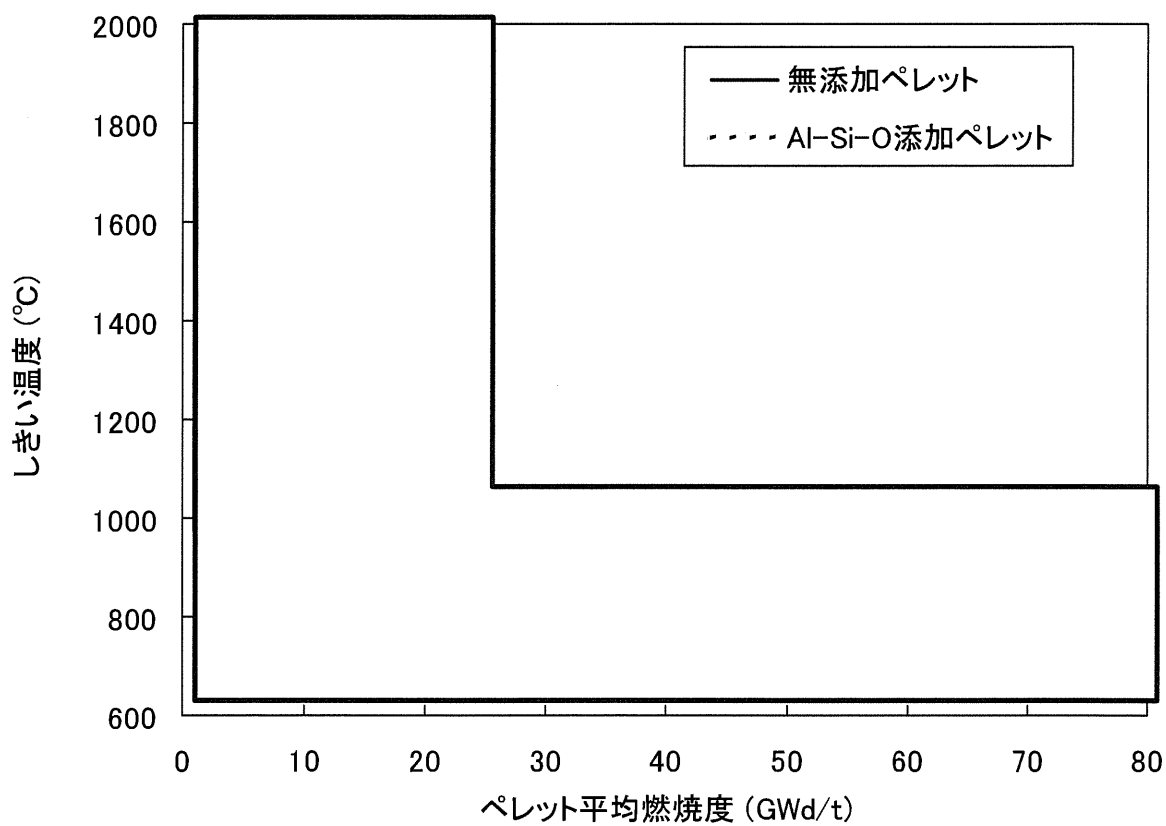


図 5.7-6 FP ガス放しきい温度に関する補正

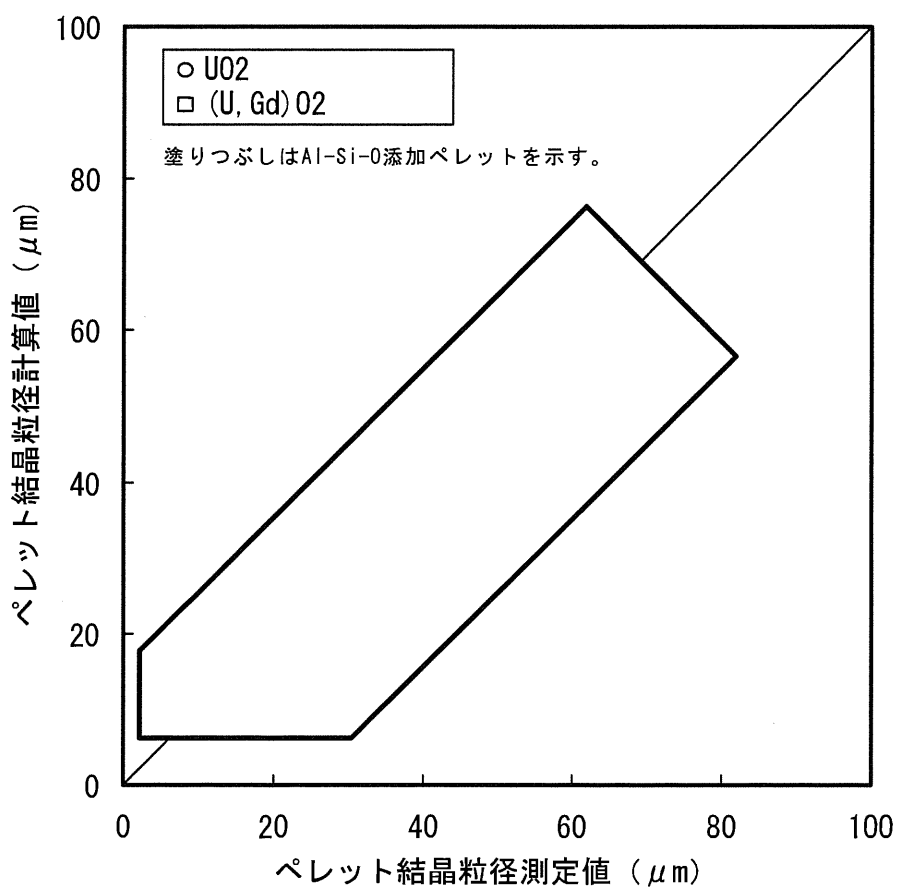


図 5.7-7 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

5.7.2 He ガスの放出

高燃焼度燃料の破壊試験における核分裂生成ガス測定データでは、初期 He 封入圧が低い燃料棒において燃焼末期の He ガス量が初期封入 He ガス量に比較して有意に多いものがあった。統計的な評価によれば燃焼の増加及び FP ガス (Xe+Kr) 放出の増加に従い He ガス放出量も多くなることが示唆された。

He ガス放出量は、測定データに基づき [] の関数として次式で表す。また、He ガス放出量の FP ガス放出率及び燃焼度依存性を図 5.7-8 に示す。

$$He_{Re} = [] \quad (5.7-11)$$

ここで、

He_{Re} : He ガス放出量 (mol/g-fuel)

$$[]$$

a_1 : 定数

a_2 : 定数

a_3 : 定数

He ガス放出量の測定値と計算値の比較を図 5.7-9 に示す。

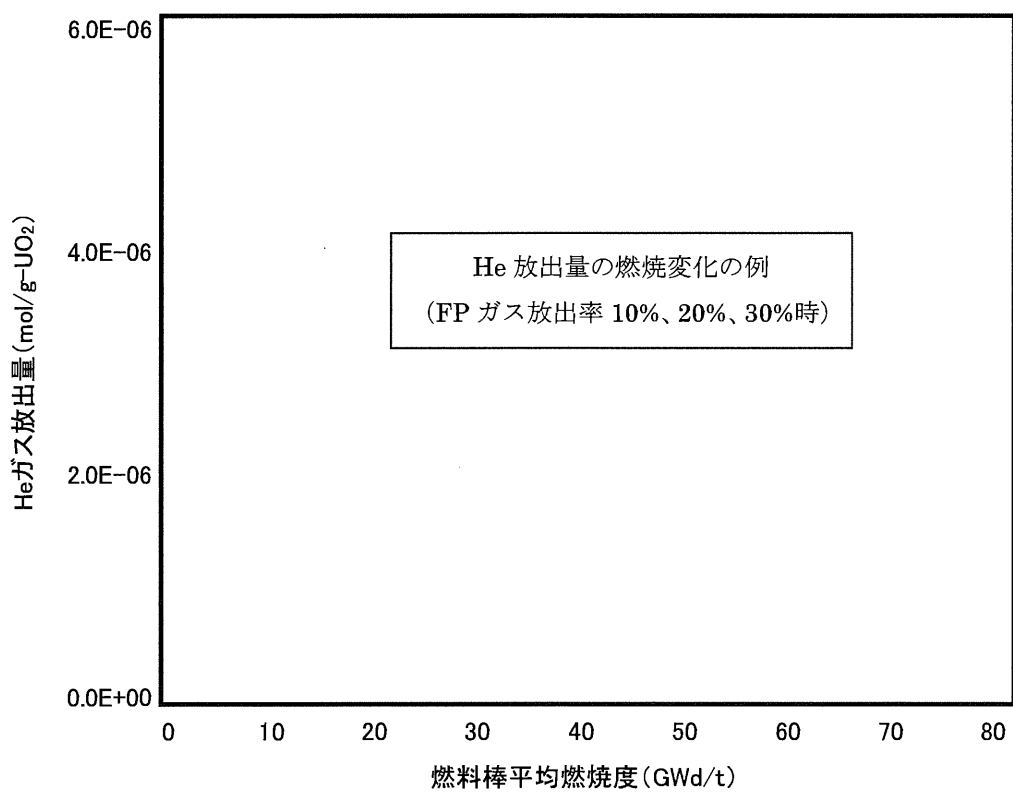


図 5.7-8 He ガス放出量の FP ガス放出率及び燃焼度依存性

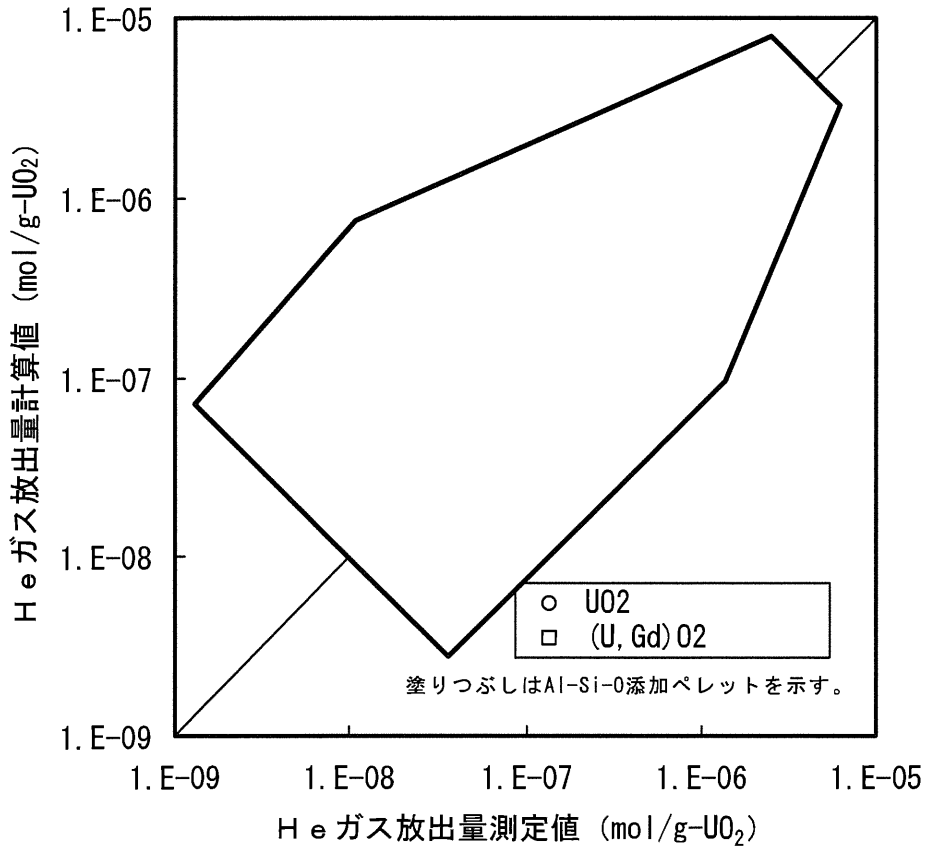


図 5.7-9 He ガス放出量の測定値と計算値の比較



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.7.3 再組立燃料棒の取扱い

最近の高燃焼度燃料特性データ取得における進歩として、試験用燃料棒（セグメント燃料棒）の再組立及び再照射による燃料中心温度測定データがある。これら試験は、試験用セグメント燃料棒を目的の燃焼度まで照射した後、ホットセルにて燃料スタックに中心孔を開け、熱電対を挿入し、特定の混合ガスを封入し、再度試験用セグメント燃料を炉に装荷し、高燃焼度でのデータを取得するものである。

PRIME03 では上記再組立の過程を模擬可能とするため、再組立後の計算ステップにおいては燃料棒内の混合ガスは入力した再封入混合ガス（組成及びモル数）に置き換えて計算することが可能としている。

5.8 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、燃料棒内の空間体積と空間内のガス原子モル数から理想気体の法則より次式で計算する。

$$P = \frac{\eta \cdot R}{\sum_i \left(\frac{V}{T} \right)_i} \quad (5.8-1)$$

ここで、

P : 燃料棒内圧 (Pa)

η : ガスの全モル数 (mol)

R : ガス定数 = 8.314 (J/(mol·K))

$\left(\frac{V}{T} \right)_i$: 空間 i における体積と温度の比(m³/K)

空間体積としてはペレットー被覆管ギャップ部、ペレットの径方向・断面方向割れ部、ペレットディッシュ部、プレナム部、及びペレットチャンファやペレット装荷時のスタッキングによる空間体積の増加を考慮しており、次式で表せる。

$$\sum_i \left(\frac{V}{T} \right)_i = \boxed{\hspace{15em}} \quad (5.8-2)$$

プレナム体積等に関する説明

ペレットチャンファ及びスタッキングによる空間体積の増加は次式により評価する。

$$V_{stack} = \boxed{\hspace{15em}} \quad (5.8-3)$$

ここで、

V_{stack} : ペレットチャンファ及びスタッキングによる空間体積 (m³)

V_f : 燃料有効部のコラム体積 (理想円柱) (m³)

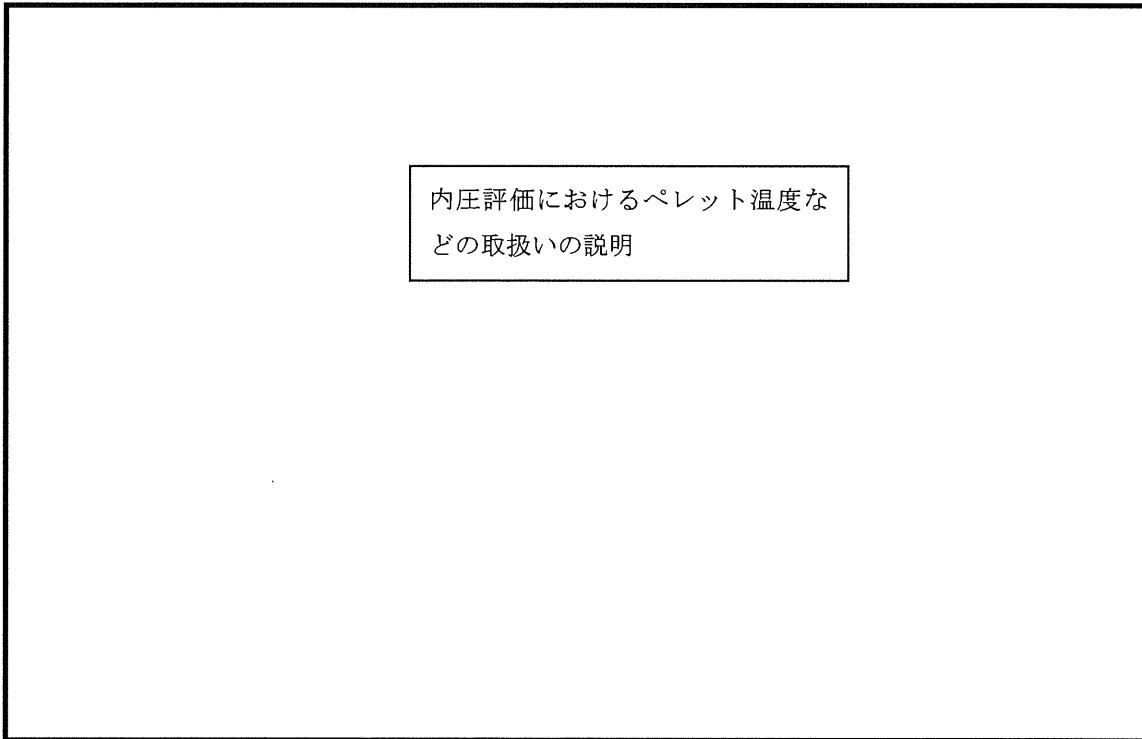
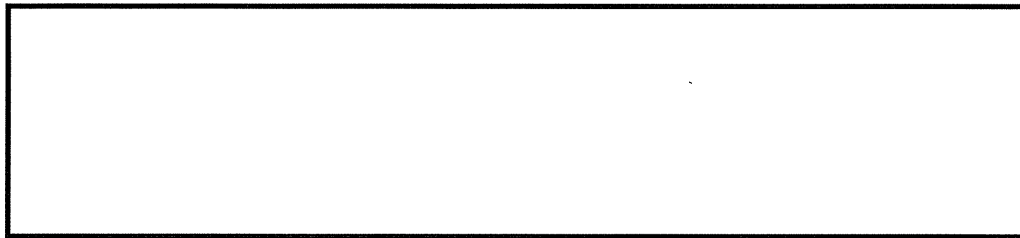


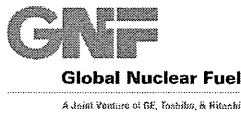
Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

$$= \frac{\pi}{4} \cdot L \cdot (D_{f_0}^2 - D_{f_i}^2)$$

L : 燃料有効長 (m)

 D_{f_0} : ペレット外径 (m) D_{f_i} : ペレット内径 (m)



6. PRIME03 コードの検証

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

6.1 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 6-1 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



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

■ 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、国際共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)

■ 国際共同研究データ

(1) インターランプ試験^[6-1]

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^[6-2]

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

(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これらを考慮したものとしている。



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Exelion, & Hitachi

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^[6-3]

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^[6-4]

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^[6-5]

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^{[6-6], [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^[6-8]



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Mitsubishi

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^[6-9]

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^[6-10]

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^[6-11]



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）^[5-4]

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）^[6-12]

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、従来の燃料や高性能燃料と対比してその健全性を段階的に確認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（現 JNES）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^[5-2]

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 JNES 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^{[6-13], [6-14]}

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 (バットル研究所) [6-15]

Beyer-Hann 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し集めたデータである。

表 6-1 PRIME03 コード検証データの内訳

検証項目	本数	データ範囲										線出力密度 (kW/m)	燃焼度 (GWd/t)	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											≤ 73	≤ 85*1	<ul style="list-style-type: none"> ・ハルゲン炉試験 ・RISO-3 試験
F P ガス放出率	531											≤ 157	≤ 99*2	<ul style="list-style-type: none"> ・商用炉データ ・ハルゲン炉試験 ・GETR 試験 ・インターニア試験 ・スパーニア試験 ・オーバニア試験 ・RISO-試験 ・HBEP 試験 ・BR-3 試験 ・SRP 試験 ・GAIN 試験 ・Beyer-Hann
燃料棒内圧	51											≤ 77	≤ 67*2	<ul style="list-style-type: none"> ・ハルゲン炉試験 ・RISO-3 試験
被覆管直径変化	176											≤ 91	≤ 83*1	<ul style="list-style-type: none"> ・商用炉データ ・GETR 試験 ・インターニア試験 ・スパーニア試験 ・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

6.2 検証結果

(1) ペレット中心温度

ペレット中心温度の検証には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。

ペレット中心温度の測定値と計算値の比較を図 6-1、図 6-2 に示す。

(2) FP ガス放出率

5.7.1 項で説明したように 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。

FP ガス放出率の測定値と計算値の比較を図 6-3、図 6-4 に示す。

(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出力運転中の燃料棒内圧データを使用している。

燃料棒内圧の測定値と計算値の比較を図 6-5、図 6-6 に示す。

(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。

被覆管直径変化の測定値と計算値の比較を図 6-7、図 6-8 に示す。

なお、各検証結果の詳細な検討、及び PRIME01 の検証結果との比較を Appendix-C 「PRIME03 コードの検証」 に示す。

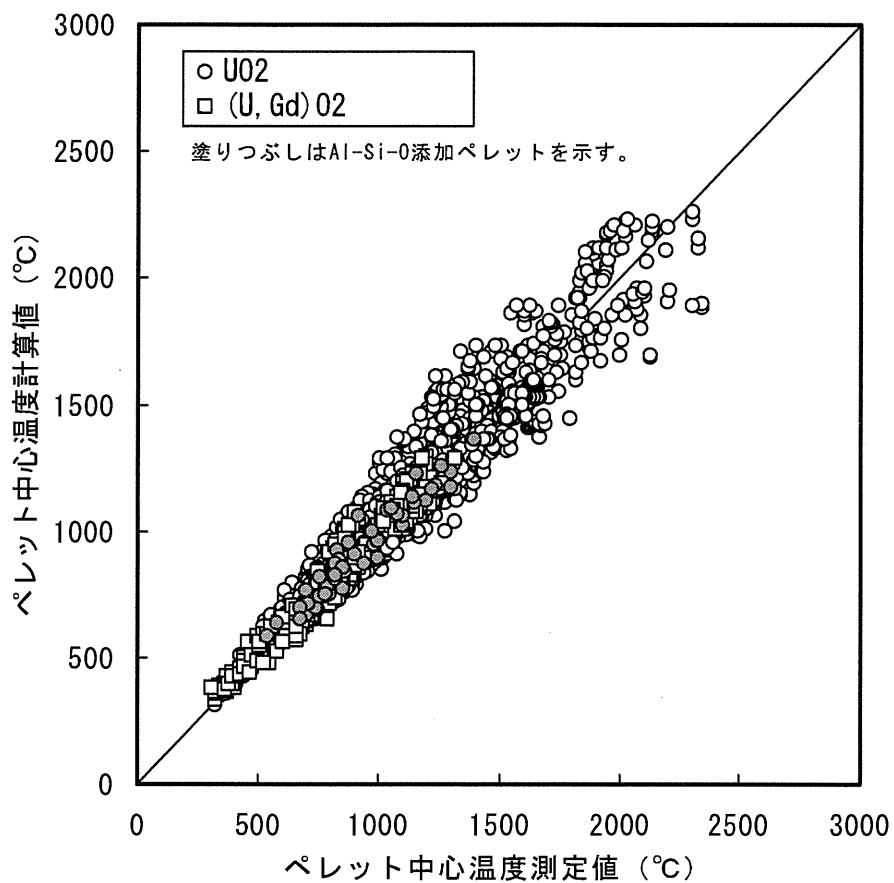


図 6-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

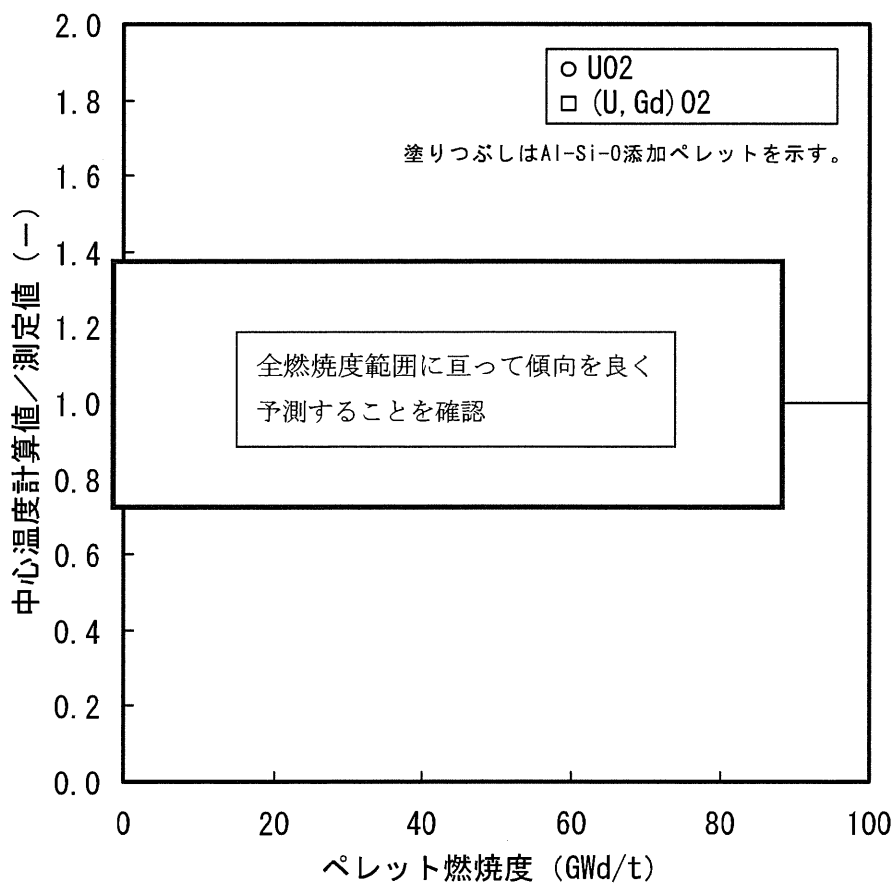


図 6-2 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(ペレット中心温度の計算値／測定値の燃焼度変化)

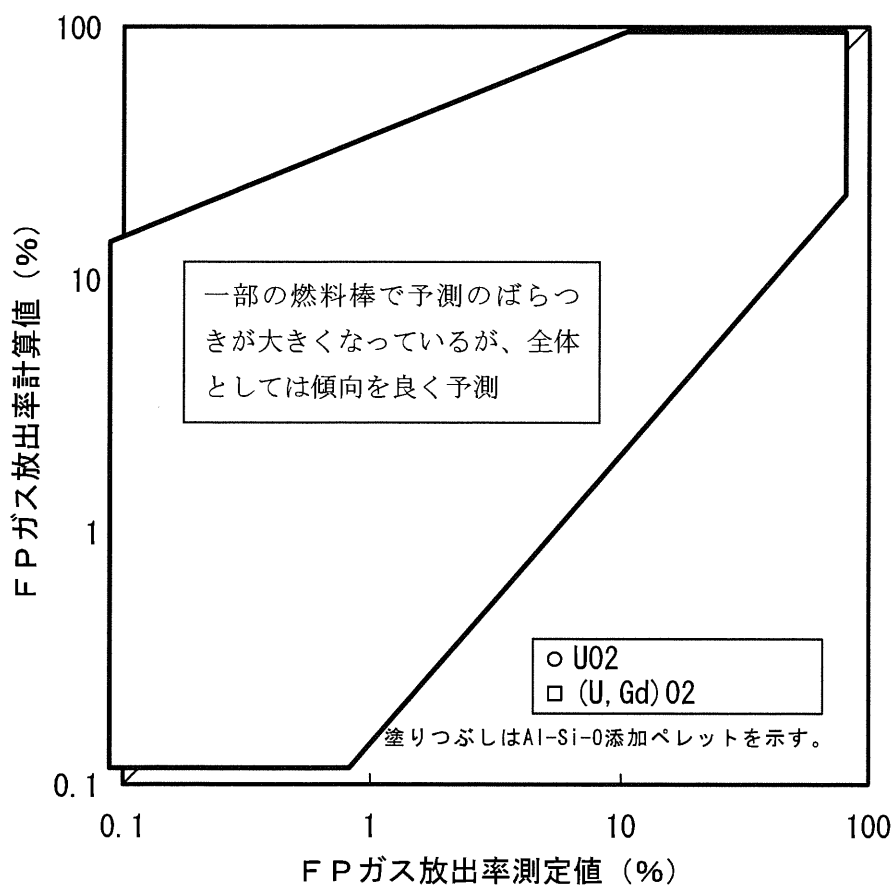


図 6-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

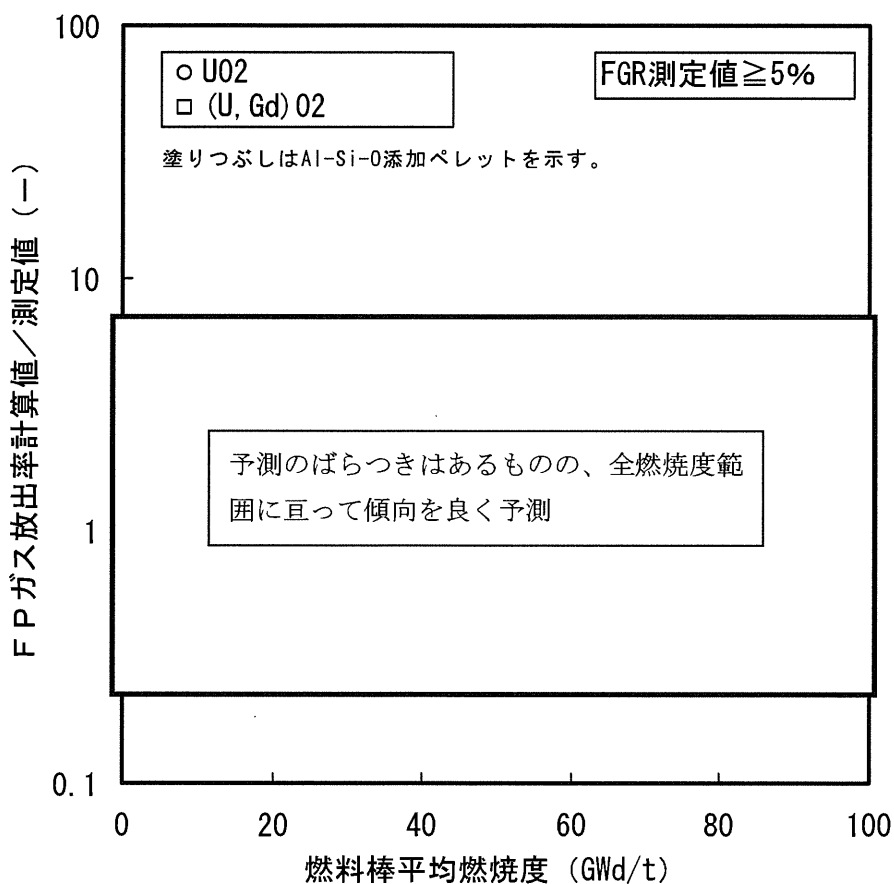


図 6-4 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値/測定値の燃焼度変化)

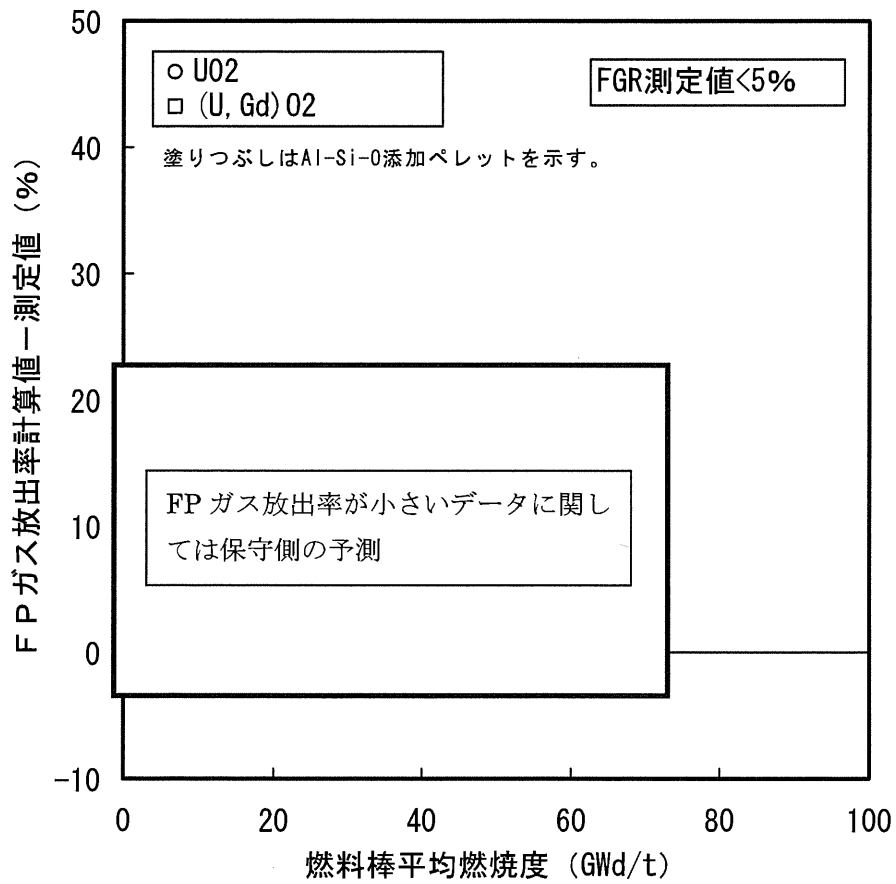


図 6-4 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

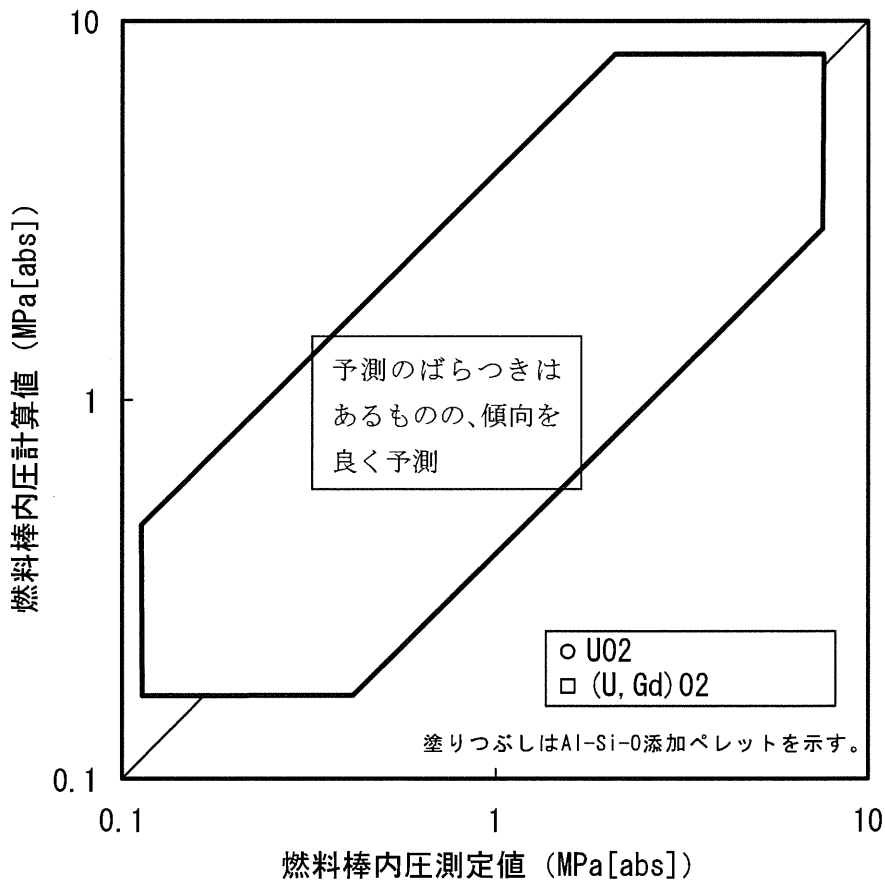


図 6-5 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

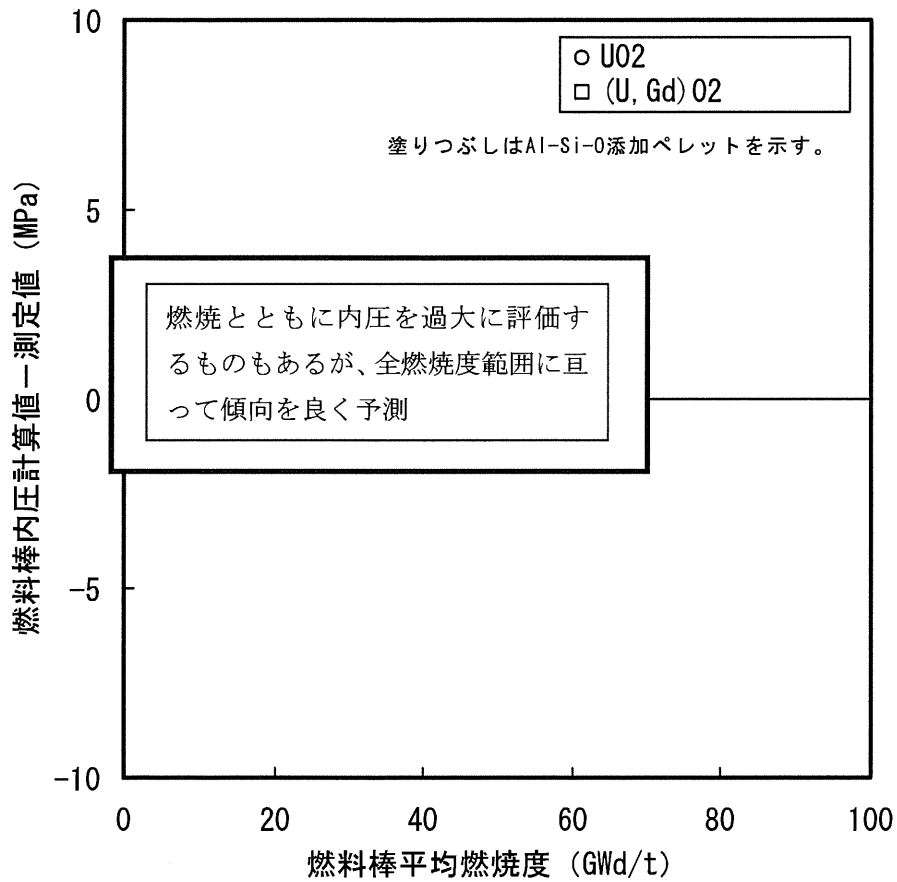


図 6-6 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(燃料棒内圧の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

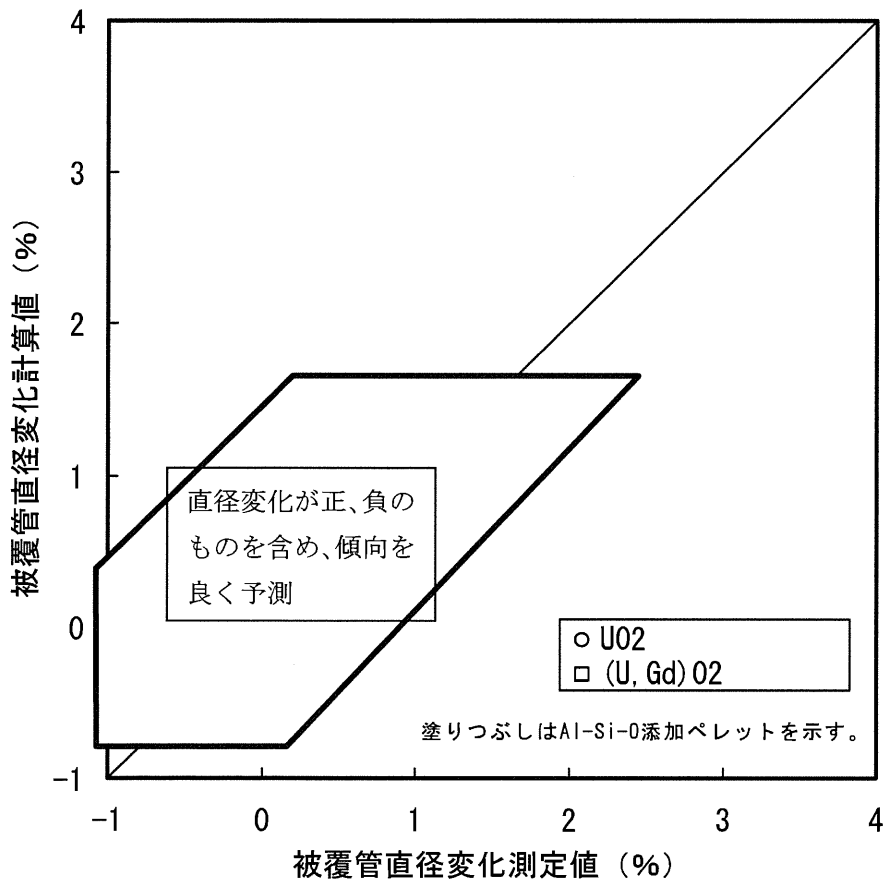


図 6-7 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

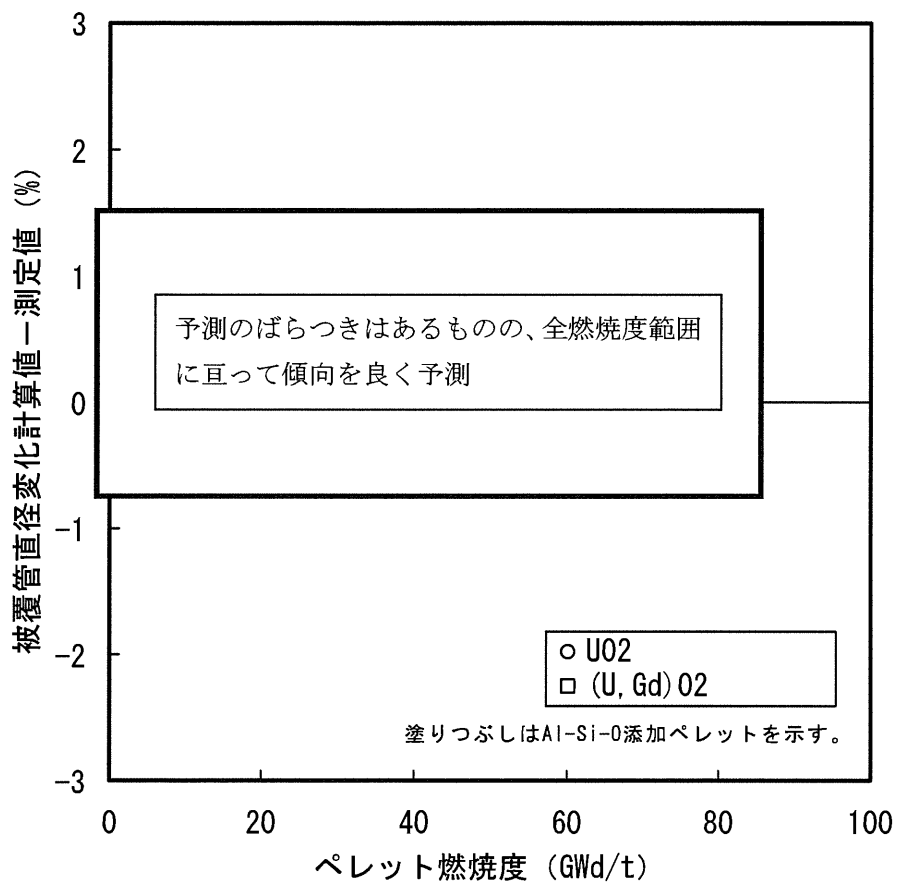


図 6-8 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(被覆管直径変化の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

6.3 コードの予測の不確かさ

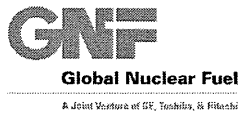
検証結果で示したように PRIME03 による計算値は測定値と傾向として良い一致を示しているものの、計算値と測定値との間にばらつきがありコードの予測の不確かさがある。燃料棒熱・機械設計評価においては、このコードの予測の不確かさを定量化し、統計解析における入力変数（変動解析項目）の一つとして取り扱い、コードの予測の不確かさを考慮している。

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。

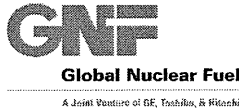
- (1) PRIME03 によるペレット中心温度と冷却材温度との差の計算値と測定値の間のばらつきを統計評価し、標準偏差 (σ) として % が得られた。このばらつきを、熱・機械特性評価に大きく影響する出力のばらつきと等価に置き換え、ペレット中心温度検証データの出力履歴における出力を $+2\sigma$ (= %) 相当上昇させた解析を行った結果、図 6-1 に示すペレット中心温度検証データに対し 2σ 確率 (= 約 97.7%) 以上で保守側 (計算値 \geq 測定値) となることを確認した。
- (2) 次に、FP ガス放出率 (図 6-3)、燃料棒内圧 (図 6-5)、被覆管直径変化^(注1) (図 6-7) の検証項目についても、検証データが 2σ 確率で保守側 (計算値 \geq 測定値) になることを評価する。評価の結果、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。
- (3) 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、
 - ②
 こととし、変動解析項目の 1 つとして扱うこととした。

(注1) 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。

(注2) 式(5.7-4)、図 5.7-2 及び式(5.7-10)、図 5.7-6 参照。



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。



7. 品質保証計画

7.1 概要

PRIME03コードは、品質マネジメントシステム（QMS）のもとに品質管理を行い、設計開発を進めている。コードの設計開発は、QMSを規定した品質マニュアル及びその下位規程に定められた組織体制のもと、品質マニュアル及びその下位規程である設計コード管理規程に則って管理しており、計画、設計及び検証の各段階でデザインレビューを実施している。また、内部監査及び外部機関による監査が定期的に行われている。コードに不適合が見いだされた場合は、品質マニュアル及び設計コード管理規程に従い、当該コードの修正を確実に行うとともに、コードの不適合が設計解析に影響する場合にはその是正処置及び予防処置を実施する。また、コードの継続的な改善を図るため、設計コード管理規程などにに基づき、関連する新知見を常に調査・収集し、コードに反映すべき知見が得られた場合にはコードの変更管理を実施する。

7.2 品質マネジメントシステム

株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン（GNF-J）は、品質保証活動を効果的に行うために、2000年4月に外部認証機関（Lloyd's Register Quality Assurance社）によりISO9001の認証を受け、ISO9001:2008、JEAG4121-2009 附属書に準拠するとともに、

にも準拠した品質マネジメントシステムを構築、品質マニュアルとして制定し、これに従い品質保証活動を実施する。

7.2.1 文書管理

QMSの文書体系を図7-1に示す。GNF-Jの文書体系は、品質マニュアルを最上位の文書とし、次の階層として業務規程及びGNF-AとGNF-Jで同じ手順で実施する業務を規定した共通手順書、さらにその下位の作業文書（手順書）から成っている。GNF-Jの品質マニュアル、規程、手順書類は、文書の起案から審査・承認を経て配布作業に至るまで電子文書管理システムにより管理する。

及び共通手順書



の文書管理全般の責務は

。文書の変更管理については、原則として最初に審査及び承認した同一の機能を有する組織が審査し、承認する。また、文書の発行及び配布に際しては、配布先を明確にして配布するとともに、発行文書の台帳又はそれと同等の方法で最適版管理を行う。

7.2.2 記録の管理

品質記録は、製品要求事項への適合及びQMSの効果的運用の証拠を示すために作成し、維持する。製品の品質が要求されたとおりに達成され、維持されていることを客観的に立証するための記録を「製品記録」、製品の品質に影響を与える活動が定められたとおりに実施されたことを客観的に立証するための記録を「活動記録」としてリストに定め、所定の期間保管する。

7.2.3 品質方針

社長の、「私は、ISO*1の理念のもと、原子力安全を最優先とした操業により社会と共存し、顧客の期待する製品の提供をもって社会に貢献するため、株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンの品質方針を次の通り定める。この品質方針は、当社の全ての役員及び従業員が理解し実行する。」との「品質に関する宣言」に従い、以下の品質方針を定めている。この品質方針は、毎年、マネジメントレビューでレビューしている。

*1 : I: Integrity, S: Safety, Q: Quality, O: Output

<品質方針>

- 1 【約束の遵守】ゆるぎないインテグリティとリーダーシップを発揮し、法令・規制・契約・標準及び手順を遵守する。
- 2 【安全と品質】健全な施設と確固とした安全意識を維持し、信頼性が高くパフォーマンスの優れた製品を創出する。
- 3 【継続的改善】品質マネジメントシステムを有効的に運用し、安全文化醸成と顧客満足向上を目指して継続的に改善する。
- 4 【形成と共生】良好な意思疎通と透明性を確保し、活気に満ちた職場の形成及び行政・顧客・地域との共生を図る。

7.2.4 品質目標

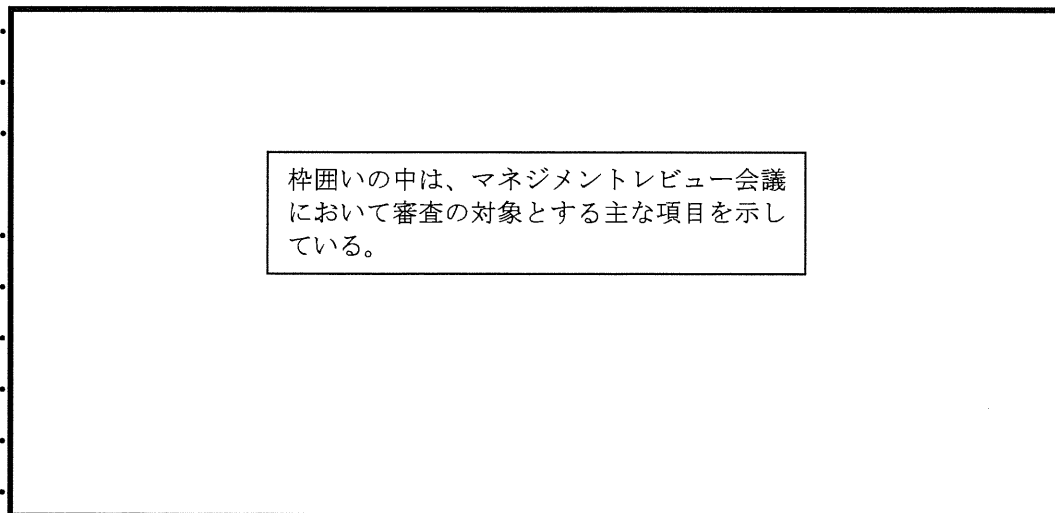
毎年、品質方針と社長の年度業務方針及びそれに従い作成された部門長の年度業務方針を基に、部門毎に品質目標を設定し、目標達成に向けて活動している。目標の達成度は毎月フォローされ、最終的にマネジメントレビュー会議で1年間の活動状況を総括する。

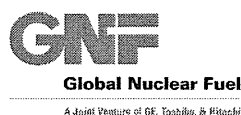
7.2.5 責任及び権限

品質保証組織を図 7-2 に示す。品質保証の最高責任者である社長は、その所掌に対する品質保証責任を各センター長及び品質保証部長に分掌させる。また、社長は、マネジメントレビュー会議を開催して、品質保証に関する活動を総合的に統括する。

品質保証部は、GNF-J の全製品に関する品質保証活動に責任と権限を有しており、「管理責任者」として品質保証部長が指名されている。管理責任者は、QMS を確立・実行・維持するとともに、QMS の状況を社長へ報告する責任を有する。また、各センター長及び各部長は、その所掌範囲における品質保証責任を負うとともに、関連部門と相互協力して品質向上に努める。

社長は、組織の品質マネジメントシステムが引き続き適切で、妥当で、かつ有効であることを確実にするために、年1回以上のマネジメントレビュー会議において、レビューを実施する。マネジメントレビュー会議において、審査する主な内容は、以下のとおりである。





7.2.6 教育・訓練

各部門長は自部門内の品質に影響する業務に関し、必要となる力量を明確化するとともに、業務に従事する要員に対し、必要な力量が持てるように教育・訓練する。教育・訓練などの実施にあたっては計画の立案を行い、実施後の記録を作成し、これを維持するとともに、教育・訓練などの有効性を評価する。

また、検査・試験に従事する者、及び品質監査に従事する者等については、資格認定を行い、これらの業務を有資格者以外の者が行わないよう管理している。

7.2.7 調達

各部門は、調達品（役務を含む）に関する品質要求及び技術的要求を明確にし、それらの要求に関する確認手段を確立し、管理を行っている。

品質保証部は、品質監査等による調達先の評価結果と、資材部等による調達先の調査結果とを総合評価して調達先を承認する。当該業務の担当部署は、上記で承認された適切な調達先に対して、品質保証上の要求事項及び技術的要求事項を明記した購入仕様書を資材部経由で送付して発注し、納入物の検証、不適合管理等を実施する。

7.2.8 内部監査

品質マネジメントシステムが効果的に実施され、維持されていること等を確認するために内部監査を実施する。

品質保証部は、品質監査規程に基づき、監査の対象となる部門及びプロセスの状態と重要性、並びにこれまでの監査結果を考慮して、監査プログラムを策定する。内部監査は、監査プログラムに基づき、認定された監査員により、計画的に実施する。内部監査により発見された不適合事象は、改善活動要求書を発行し、是正処置・予防処置が完了するまでフォローする。内部監査結果は、定期的に品質会議（社長及び各部門長の出席の下、製品品質に関する報告、議論を行う品質保証部主催の会議）及びマネジメントレビュー会議へ報告する。

7.2.9 不適合管理、是正・予防処置

社内外で発生、発見した製品品質上及び QMS 運用上の不適合・改善点を明確にし、その原因を速やかに除去することにより再発防止を図るための手順を定

め、是正・予防処置を実施する。

具体的には、不適合が発見された場合、不適合が判るような方法で識別等を行い、是正・予防処置規程に基づき、発生、発見した問題点に対して改善活動要求書を発行し、処置が完了するまで電子的なシステムでフォローし是正・予防処置を実施する。また、是正・予防処置の内容が効果的であるか否かの確認を行うとともに、是正・予防処置の状況は、定期的に品質会議（社長及び各部門長の出席の下、製品品質に関する報告、議論を行う品質保証部主催の会議）及びマネジメントレビュー会議へ報告する。

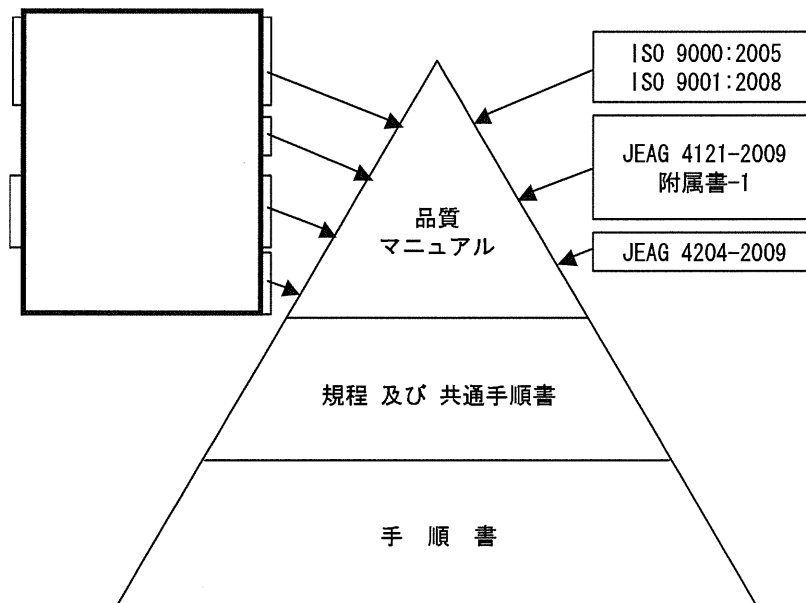


図 7-1 QMS 文書体系

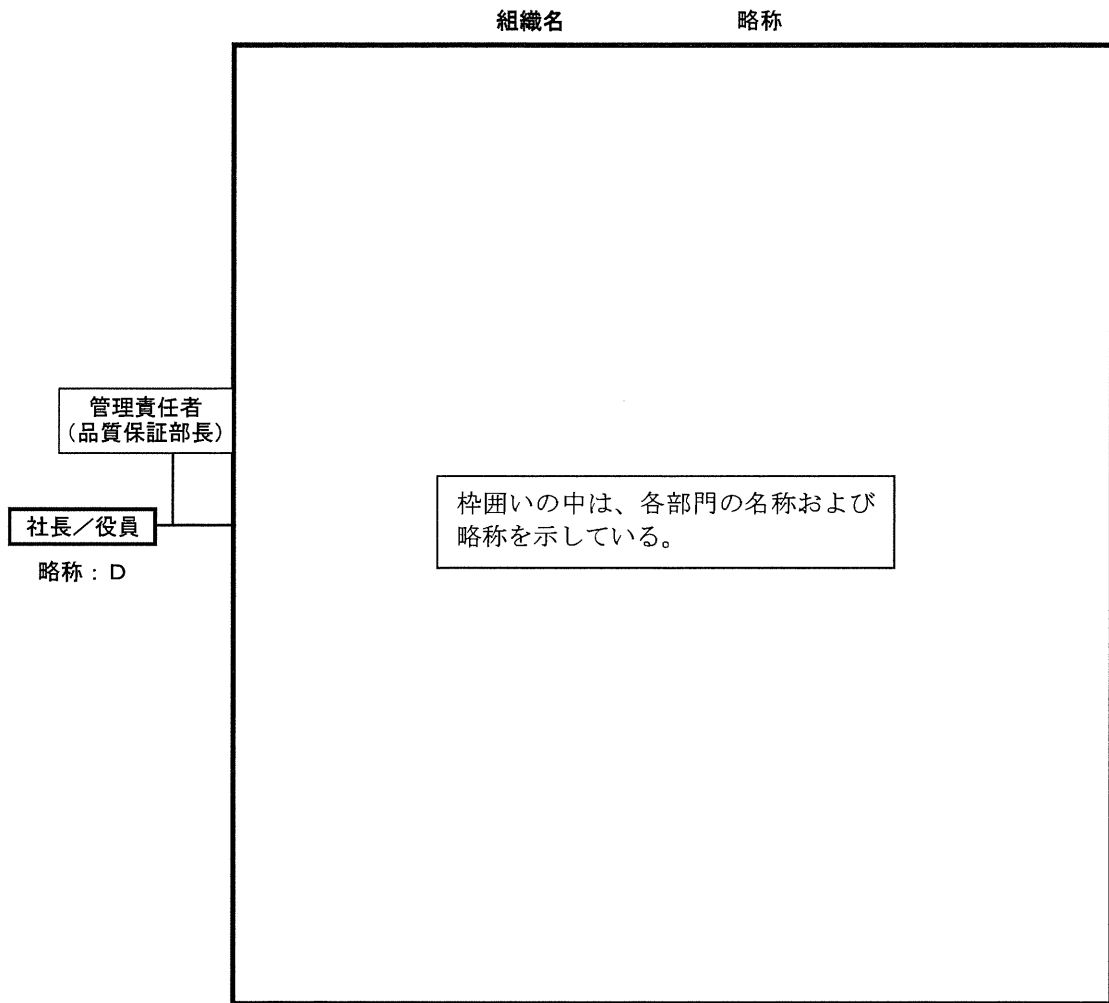


図 7-2 品質保証組織

7.3 コードの設計開発の組織体制

7.3.1 コードの設計開発に関わる組織

PRIME03コードの設計開発に関わる組織を図7-3に示す。品質マニュアル(5.5.1節 責任及び権限)において、燃料設計に必要なコードの設計開発は燃料技術部の所掌と定めており、PRIME03コードはこれに該当する。すなわち、PRIME03コードの設計開発に関わる最終的な責任は燃料技術部長（以下、部長と呼ぶ）が負う。 [redacted] 手順書に従い、燃料技術部内に常設された [redacted] がPRIME03コードの設計開発を担当する。 [redacted]。PRIME03コードの設計開発に直接携わる者（以下、コード開発者と呼ぶ）は7.3.2項に示す力量を考慮して [redacted] が指定する。通常、コード開発者は複数人からなる開発チームを形成し [redacted] [redacted]。また、 [redacted] は、設計コード管理規程に基づき、当該コードの設計開発全般を管理する（開発管理者）。開発管理者がPRIME03コードの設計開発に関わる直接的な権限と責任を有する。

7.4節に示すコードの設計開発のプロセスにおいて実施されるデザインレビュー（DR）は、DRの実施要領を定めた手順書に従い、レビュー責任者と数名のレビューアからなるレビューチームが実施する。レビュー責任者は、技術的に適任でかつ当該コードの設計開発に直接関係しない者の中から [redacted] が指定し、それを [redacted] が承認する。他のレビューアは、レビュー対象に応じた技術的能力・経験を有しかつ当該コードの設計開発に直接関係しない者の中から [redacted] が選任する。レビューチームは、 [redacted] [redacted] などから構成する。必要に応じて、燃料技術部以外の部署から選任する。

設計開発されたコードの承認及び管理は、 [redacted] [redacted] 計算機ソフトウェアの管理責任をもつコード管理者が設計コード管理規程に則って行う。コード管理者は [redacted] が指名する。





Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

7.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理

コードの設計開発に携わる者の力量管理は、他の業務の場合と同様、品質マニュアル及び教育・訓練に関する手順書に則り、以下のように、力量の明確化、教育・訓練の実施とその記録管理、教育・訓練の有効性評価等を通じて行う。□

□

(1)力量の明確化

□について、担当業務ごとに力量を文書にて明確化する。力量は□などにより以下の3段階に評価され、□がこれを承認する。

- A 評価 : □
□
- B 評価 : □
□
- C 評価 : □
□

(2)教育・訓練の実施

□は、必要な力量が持てるように教育・訓練などの計画の立案を行う。□がこれを承認する。教育・訓練の内容としては、□

□などが含まれる。

(3)有効性の評価

□は、上記(2)にて実施した教育・訓練などについて、その有効性を評価する。例えば、□
□などにより有効性を評価する。これらの評価結果は、力量の定期的な見直しに反映する。

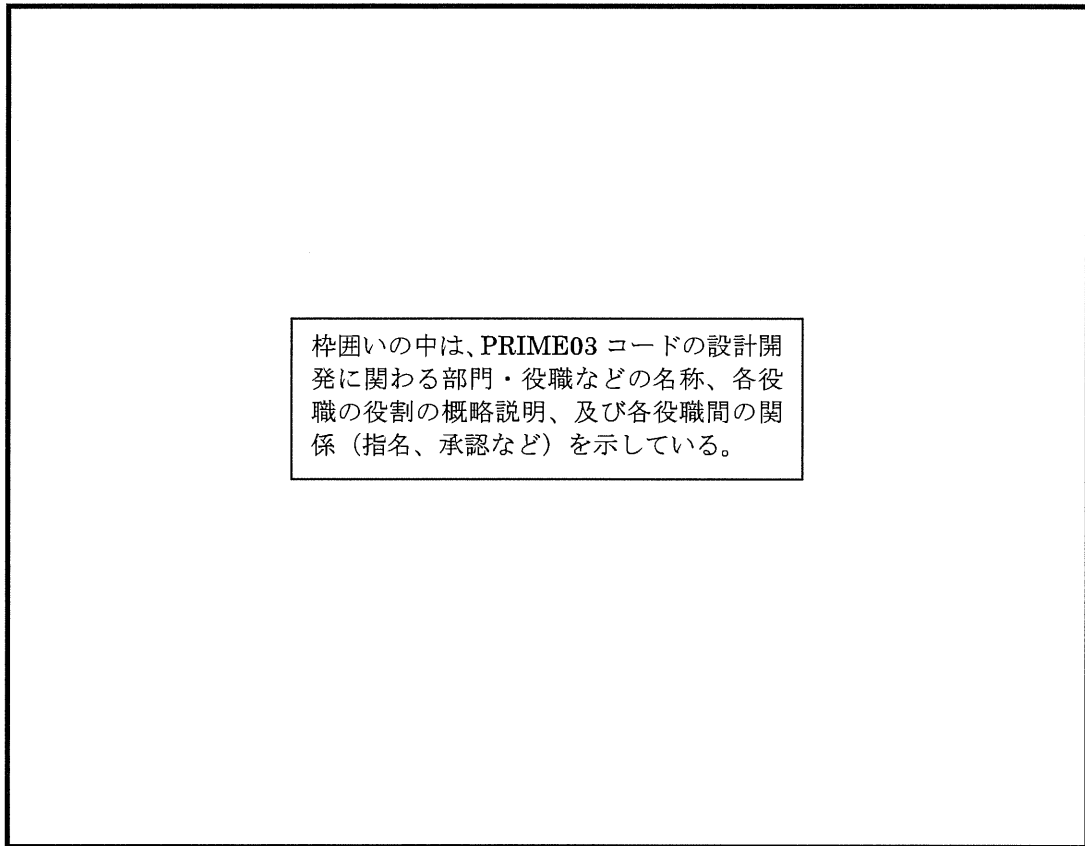


図 7-3 PRIME03 コードの設計開発に関わる組織



7.4 コードの設計開発のプロセス

本節に示すPRIME03コードの設計開発のプロセスは、設計コード管理規程に従って実施する。以下の項では、コードの設計開発及び管理に関するプロセスを説明する。コードの設計開発及び関連プロセスを、関係する規程類、文書、責任部門等と対応づけて図7-4に示す。

7.4.1 設計開発の計画

コード開発チームは、
などを記した開発計画書を作成する。開発計画書の作成に当たっては、7.7節に示す新知見の収集・判断の結果をコードに要求される機能等に反映する。開発計画書は、レビューチームがデザインレビュー（DR）により審査する(7.4.2項(1))。

7.4.2 設計開発のレビュー

設計開発のレビューは、計画、設計、作成及び検証の4段階において実施する。

(1) 計画段階のレビュー

7.4.1項に示したように、コード開発チームが作成した開発計画書をレビューチームがデザインレビュー（DR）により審査する。レビューチームは審査内容及び結果を記述したDR報告書を作成する。DRでのコメントへの対応を含めDRが終結した後、が開発計画書及びDR報告書を承認する。

(2) 設計段階のレビュー

コード開発チームは、上記の開発計画書に基づき、コードを設計する。すなわち、
等を規定する。これらの設計の結果をコードへの要求仕様として要求仕様書*1に文書化する。また、コード開発チームは、コードの設計及び作成が適切になされたことを確認するための検証試験の計画を立案し検証試験計画書*2を作成する。

この要求仕様書と検証試験計画書については、レビューチームがDRにより審

*1

*2



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

査する。レビューチームは審査内容及び結果を記述したDR報告書を作成する。DRが終結した後、が要求仕様書、検証試験計画書及びDR報告書を承認する。

(3) 作成段階でのレビュー

コード開発チームは、上記の開発計画書と要求仕様書とに基づき、コードを作成（プログラミング）する。ここでは、
に従って、
ことなど、プログラミングの基準や約束が守られていることをコード開発チーム以外の技術者が審査し、が承認する。

また、コード開発チームは、作成したコードに対して、
等を記載したユーザーマニュアルを作成する。ユーザーマニュアルは、コード開発チーム以外の技術者が審査し、が承認する。

(4) 検証段階でのレビュー

7.4.3項に示すように、コード開発チームによって行われる設計開発の検証の結果は検証試験報告書にまとめられる。この検証試験報告書をレビューチームがDRにより審査する。レビューチームは審査内容及び結果を記述したDR報告書を作成する。DRが終結した後、が検証試験報告書及びDR報告書を承認する。

7.4.3 設計開発の検証

コード開発チームは、作成したコードが要求仕様に適合していることを検証するため、上記7.4.2項で作成し承認された検証試験計画書に基づき、単体試験、統合試験及びシステム試験を含むコードの検証試験を実施する。ここで、単体試験、統合試験、及びシステム試験とは、それぞれ以下の試験を指す。

(1) 単体試験

コードを構成する個々のモデルが要求仕様書の記述どおりにプログラミングされていることを確認するための試験である。コードが計算し出力する値と、要



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

求仕様書に記載された数式に基づいて []
[] 計算した値とを比較し、両者が一致することを確認する。
単体試験は、コードの改訂の場合には、改訂したモデルに対して実施する。

(2)統合試験

コードが全体として要求仕様を満たしていることを確認するための試験であり、典型的な設計の燃料に対してコードが異常なく実行できることの確認、及び、照射試験データ等によるコードの計算結果の検証などが含まれる。後者については、ペレット中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、及び被覆管直径変化の4項目を設計基準に対する評価において重要であるなどの理由で検証データ項目に選定している。これらの各項目について、照射試験に供された多数の燃料棒から取得されたデータと、対応する PRIME03 コードの計算結果とを比較し、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。

(3)システム試験

当該コードを含む一連の解析システムにおいて、当該コードの上流側コード及び下流側コードとのデータ受け渡し等に関する要求仕様を満たしていることを確認するための試験である。PRIME03 コードの入力を作成する上流側コードから、PRIME03 コードの [] 下流側コードまでの解析を実施し、PRIME03 コードを含むこれら一連の解析が正常に実施されることを確認する。

上記の検証試験で問題点が確認された場合、コード開発チームは、その問題の影響範囲、及び問題を修正することによる影響範囲を明確にした上で、必要な修正を行った後、関連する検証試験を再度実施する。

コード開発チームは、上記の試験結果を検証試験報告書にまとめ、7.4.2 項に示したように、検証試験報告書はレビューチームがDRにより審査する。

7.4.4 設計開発の妥当性確認

PRIME03コードがその意図された用途やニーズに適合することを確認する妥当性確認は、7.4.3項に示した (2)統合試験、及び(3)システム試験において同



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

時に実施する。すなわち、以下により妥当性を確認する。

- 統合試験において、照射試験に供された多数の燃料棒から取得されたデータと、対応するPRIME03コードの計算結果とを比較して、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し、コードがその使用目的に照らして十分な予測精度をもつことを確認する。
- システム試験において、PRIME03コードの入力を作成する上流側コードから、PRIME03コードの [] 下流側コードまでの解析を実施し、PRIME03コードを含むこれら一連の解析が正常に実施されることを確認し、解析設計コードとして設計解析への適用性を確認する。

7.4.5 設計開発の変更管理

コードの改訂・修正は、上に示した設計コードの設計開発と同様な手順に従って行う。

コード管理者は、コードに変更があった場合は、変更前のコードの管理記録に基づき、変更の影響を受ける部門に通知する。コードの改訂・修正により、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は、 [] [] が指名したトピカルレポート担当がトピカルレポートの発行・管理を定めた手順書に則ってトピカルレポートを改訂する。トピカルレポートの改訂は、燃料技術部において組織的にレビューし、 [] が承認する。

設計開発（変更）されたコードは、 [] []、検証までの各段階が完了していることをコード管理者が確認して承認される。コード管理者は、当該コードをコード管理システムへ登録した後、関連部門へコードの適用開始を通知する。

適用されるコードの実行モジュールは、コード管理者の管理下に置かれ、一般ユーザーによる書き替え等を防止するとともに、常に最新版が用いられるようにする。

なお、コード管理システムは、 []

[] これらの文書あるいは記録は品質記録として規程に定められた期間保管される。

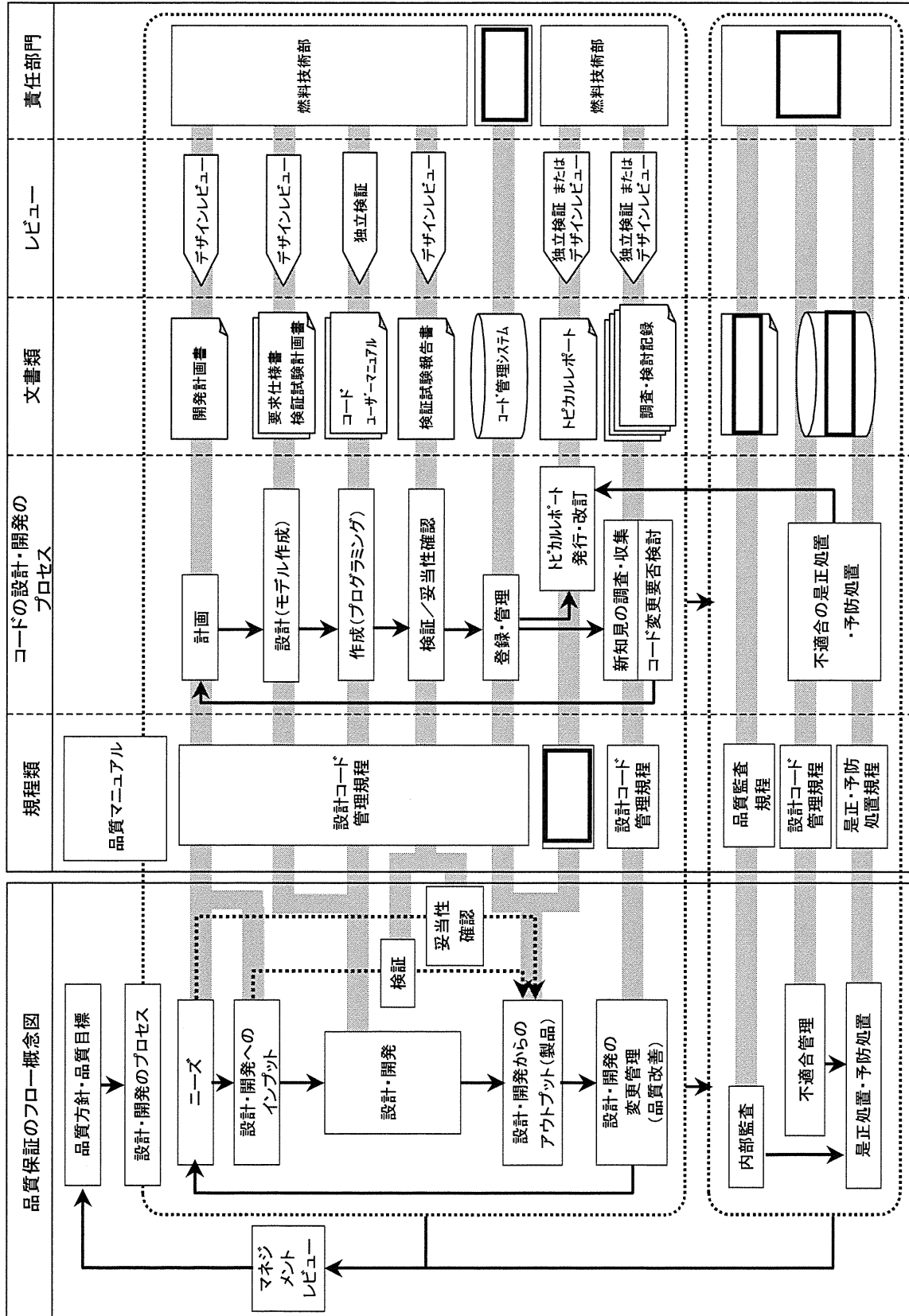


図 7-4 コードの開発・開発及び関連のプロセス



7.5 内部監査

PRIME03 コードの責任部署である燃料技術部は、7.2.8 項に示した内部監査に加え、親会社による監査、顧客による監査、外部認証機関（Lloyd's Register Quality Assurance 社）による ISO9001:2008 の更新監査（3 年毎）を受けている。PRIME03 コードはこれらの監査の対象となりうる。

7.6 不適合管理

PRIME03 コードの不適合管理は設計コード管理規程に基づき実施する。不適合の是正はコード開発チームが責任をもって実施し、コード管理者がこれを承認する。以下にその手順の詳細を示す。

設計コード管理規程に基づき、コードの使用者（コード開発者を含む）は、不適合を発見した場合（社外から指摘された場合も含む）、コード開発チームとコード管理者に通知する。コード開発チームは、問題点を特定してコードの是正処置案を不適合報告書にまとめ、コード管理者による承認を得る。

当該不適合が設計解析結果に影響していた場合には、7.2.9 項に示した是正・予防処置の手順に従ってコード及び当該設計解析結果の不適合管理を実施する。この手順には、原因の明確化・分析、是正処置及び予防処置の決定・実施・実施状況の確認などが含まれる。

コード開発チームは、コード管理者により承認された是正処置に従い、コードの修正を行う。修正内容がコードの根本的な変更にあたる場合には、7.4 節に述べたコードの設計開発と同様の手順に従い、コード開発チームがコードの設計、作成（変更）、検証を行い、レビューチームによるデザインレビューを受ける。修正内容が軽微な場合には、コード管理者の承認のもと、以下の簡略な手順を用いる。すなわち、

コード開発チーム以外の技術者が独立検証する。いずれの場合も、不適合是正のための所定の手続きが踏まれたことをコード管理者が確認し、修正されたコードを承認する。

なお、コードの修正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は、 が指名したトピカルレ



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

ポート担当がトピカルレポートの発行・管理を定めた手順書に則ってトピカルレポートを改訂する。トピカルレポートの改訂は、燃料技術部において組織的にレビューし、が承認する。

7.7 新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセス

燃料挙動等に関する新たな知見はコードへの要求事項になりうるものであり、コードの継続的な改善を図るため、新知見の調査・収集及びコードへの反映を設計コード管理規程に則ってコードの変更管理の一環として継続的に実施する。但し、得られた新知見によりコードの不適合が判明した場合には、その知見の反映は不適合管理として行う。以下にその詳細を示す。

燃料設計コードに関わる新知見の収集・判断はそのプロセスを詳細に定めた設計コード管理規程の下位手順書に従って以下のように実施する。コード開発チームは、燃料技術部の他の技術者の協力のもと、燃料挙動等に関する新たな知見を国内外の報告（学術論文誌、学会発表、国際試験プロジェクト報告書等）から継続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、
は、半年毎にその期間内に収集した知見を調査記録に取りまとめる。は、その知見を PRIME03 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（原子炉施設の安全設計との関連性等）、設計解析（設置許可申請書記載値等）への影響度、新知見の技術的妥当性などを検討して判断する。この判断は、燃料技術部のコード開発チーム以外の他の技術者によるレビュー（独立検証）、あるいは、燃料技術部及び関連部署の技術者からなるレビューチームによるデザインレビューにより検証する。判断及びレビューの結果は、が承認する。なお、得られた知見のうち、原子力施設の安全設計上、速やかにコードの変更を要すると判断されるものについては、半年毎の取りまとめを待たずに速やかに上記の検証、承認を受ける。

上記において PRIME03 コードへ反映を要すると判断された新知見がある場合には、コード開発チームがこれを反映するためのコードの変更管理を実施する。コードの変更は、7.4 節に述べたコード開発と同様な手順に従って行う。すなわち、計画段階において変更の必要性の再確認、変更箇所の明確化を行った後、コードを変更・修正し、検証、デザインレビューを行う。設計検証された

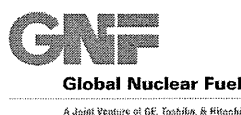


Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Nippon

後、コード管理者が規程に従い改訂コードの登録・管理を行う。

コードの変更により、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は、が指名したトピカルレポート担当がトピカルレポートの発行・管理を定めた手順書に則ってトピカルレポートを改訂する。トピカルレポートの改訂は、燃料技術部において組織的にレビューし、が承認する。また、同手順書に則って、トピカルレポート担当は、コード開発チームによる新知見に関する調査結果を参考にして、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（3年毎）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。この定期的な検討・確認の結果は、燃料技術部において組織的にレビューする。これにより、トピカルレポートの継続的改善がなされることを確実にする。



8. 参考文献

- [1-1] 「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)
- [1-2] 「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)
- [1-3] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX燃料への適用)」(株式会社日立製作所、HLR-053 訂2、平成11年2月)
- [1-4] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX燃料への適用)」(株式会社東芝、TLR-045A 改訂2、平成11年2月)
- [1-5] 「PWR燃料の高燃焼度化(ステップ2)及び燃料の高燃焼度化に係る安全研究の現状と課題について」、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、平成13年12月7日
- [4-1] S. Ishimoto et al., "Improved Zr alloys for High Burnup BWR Fuel", Top_Fuel 2006, 22-26 October 2006, Salamanca, Spain
- [5-1] J. H. Davies, S. Vaidyanathan and R. A. Rand, "Modified UO₂ Fuel for High Burnups", TOPFUEL '99, Avignon, France, September 1999
- [5-2] 「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
- [5-3] W.H. Jens and P.A. Lottes, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High Pressure Water", ANL-4627, May 1951
- [5-4] 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)
- [5-5] A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962
- [5-6] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507
- [5-7] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76
- [5-8] M. Amaya, et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

- [5-9] S. Ishimoto, et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Technol., 31 (1994) 796
- [5-10] M. F. Lyons et al., "UO₂ Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, July 1964
- [5-11] B. Schulz, "Thermal Conductivity of Porous and Highly Porous Materials", High Temp. - High Press., 13 (1981) 649
- [5-12] 清水、平井、日本原子力学会「1993年春の年会」予稿集 p.540.
- [5-13] J. A. Christensen, "Irradiation Effects on Uranium Dioxide Melting", HW-69234 (1962)
- [5-14] J. A. Christensen et al., "Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide", Trans. ANS, 7 (1964) 390
- [5-15] J.L. Bates, "Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide", J. Nucl. Mater., 36 (1970) 234
- [5-16] 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
- [5-17] T. Tachibana et al., "Determination of Melting Point of Mixed-Oxide Fuel Irradiated in Fast Breeder Reactor", J. Nucl. Sci. Technol., 22 (1985) 155
- [5-18] 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
- [5-19] 「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
- [5-20] D.L.Hagrman et al., "MATPRO-Version 11(Revision 2) ; A Handbook of Material Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.2, (1981)
- [5-21] M.O. Marlowe, "In-Reactor Densification Behavior of UO₂", General Electric Company, NEDO-12440, July 1973
- [5-22] A. A. Solomon et al., "Fission Induced Creep of UO₂ and Its Significance to Fuel Element Performance", ANL-7857, Argonne National Laboratory, Sep. 1971



- [5-23] 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.
- [5-24] M. E. Cunningham et al., "Development and Characteristics of the Rim Region in High Burnup UO₂ Fuel Pellets", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 19
- [5-25] 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.
- [5-26] 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
- [5-27] K. Une et al., "Microstructural Change and its Influence on Fission Gas Release in High Burnup UO₂ Fuel", J. Nucl. Mater., 188 (1992) 65
- [5-28] 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
- [5-29] K. Une et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO₂ Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20
- [5-30] 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
- [5-31] 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
- [5-32] 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
- [5-33] K. Une et al., "Effects of Grain Size and PCI Restraint on the RIM Structure Formation of UO₂ Fuels", Proceedings of the 2000



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

- International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, April 10-13, 2000
- [5-34] 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
- [5-35] J. A. Turnbull, "An Assessment of Fission Gas Release and the Effect of Microstructure at High Burn-up", HWR-604 (1999)
- [5-36] M. Mogensen, J.H. Pearce and C.T. Walker, "Behaviour of Fission Gas in the Rim Region of High Burn-up UO_2 Fuel Pellets with Particular Reference to Results from an XRF Investigation", J. Nucl. Mater., 264 (1999) 99
- [5-37] 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
- [5-38] K. Kogai, R. Iwasaki and M. Hirai, "In-Pile and Out-of-Pile Grain Growth Behavior of Sintered UO_2 and $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ Pellets, J. Nucl. Sci. Technol., 26 (1989) 744
- [5-39] M. Hirai et al., "Performance of Improved UO_2 Pellets at High Burnup", p.490-498, ANS International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon, March 1997
- [6-1] 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
- [6-2] H. Mogard et al., "The International SUPER-RAMP Project at Studsvik", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, 21-24 April, 1985
- [6-3] 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
- [6-4] J. O. Barner et al., "High Burnup Effects Program - Final report", DOE/NE/34046-1, HBEP61(3P27), April 1990
- [6-5] M. G. Balfour et al., "BR-3 High Burnup Fuel Rod Hot Cell Program",



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

WCAP-10238, Vols. 1 & 2, DOE/ET 34073-1, November 1982

- [6-6] 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
- [6-7] 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
- [6-8] The Third Riso Fission Gas Project, RISO-FGP3-FINAL (1991)
- [6-9] 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
- [6-10] J.H.Davies et al., "Fuel Ramp Tests in Support of A Barrier Fuel Demonstration", GEAP-22076, July 1984
- [6-11] "BWR Fuel Bundle Extended Burnup Program", DOE/ET/34031-18, December 1984
- [6-12] 「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
- [6-13] M. F. Lyons et al., "UO₂ Fuel Rod Operation with Gross Central Melting", GEAP-4264 (1963)
- [6-14] T. C. Rowland et al., "Fission Product Swelling in BWR Fuels", NEDO-20702 (1974)
- [6-15] C. E. Beyer and C. R. Hann, "Prediction of Fission Gas Release from UO₂ Fuel", BNWL-1875 (1974)

添付-1 BWR 燃料の設計手法

目 次

1. はじめに	1-1
2. 燃料棒熱・機械設計評価	2-1
2.1 設計基準	2-1
2.2 評価方法	2-1
3. 燃料被覆管応力評価	3-1
3.1 設計基準	3-1
3.2 評価方法	3-1
4. 燃料被覆管疲労評価	4-1
4.1 設計基準	4-1
4.2 評価方法	4-1
5. 参考文献	5-1

表 一 覧

表 3-1	スペーサ間及びスペーサ部位置で評価する応力の組合せ	3-2
表 4-1	運転モード	4-1

図 一 覧

図 1-1	燃料設計評価フローの概要	1-2
-------	--------------------	-----



1. はじめに

BWR 燃料の設計評価は、

- ・ PRIME コードを用いて行う燃料棒熱・機械設計評価
- ・ 上記評価結果等を用いて行う燃料被覆管応力評価
- ・ 燃料被覆管疲労評価

より成っており、燃料棒の熱的・機械的挙動を精度よく予測する PRIME コードを用いて行うこと及び統計的評価方法を用いることを特徴としている [1-1],[1-2],[1-3],[1-4],[1-5],[1-6],[1-7]。燃料設計評価フローの概要を図 1-1 に示す。

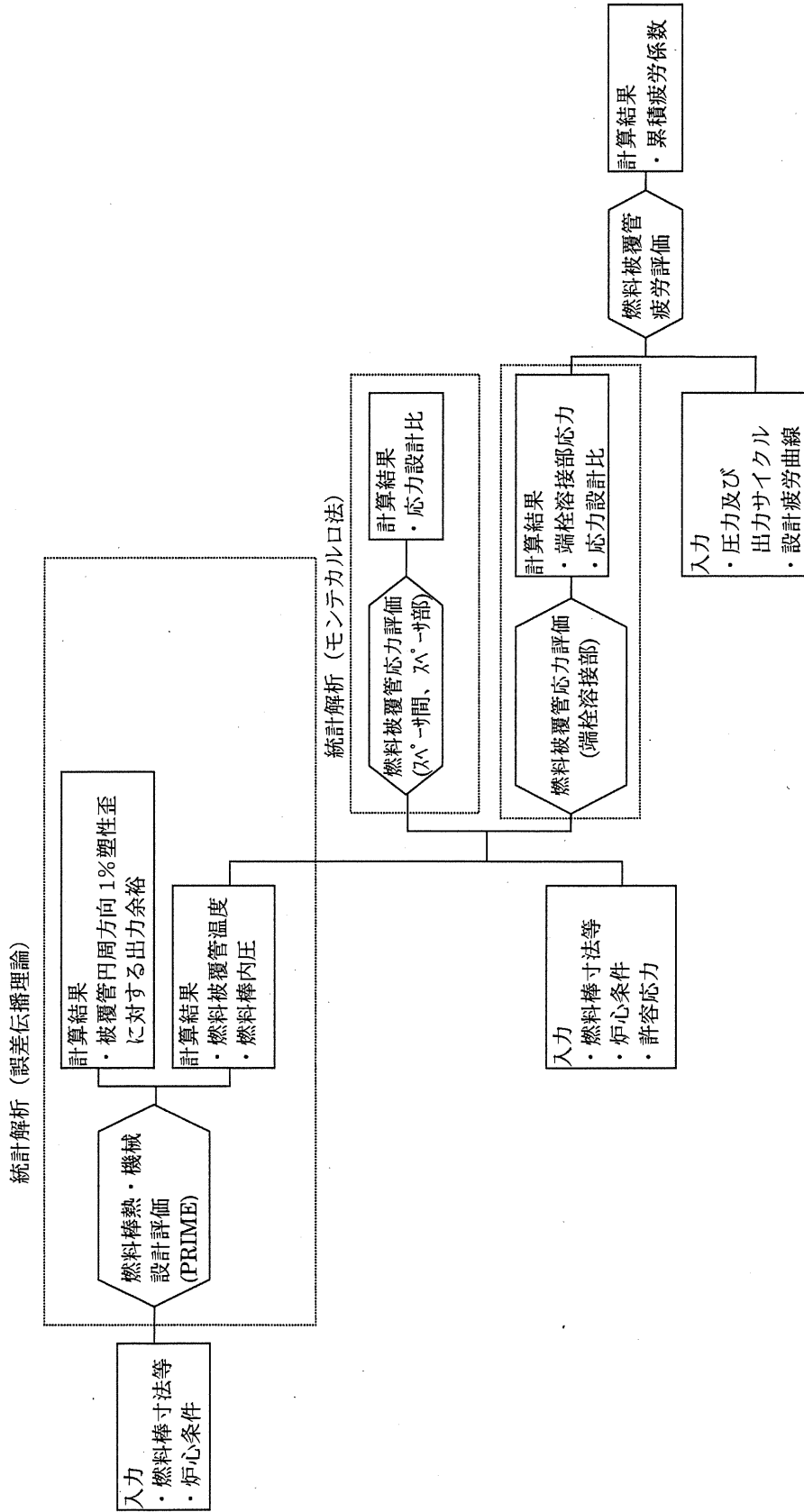


図 1-1 燃料設計評価フローの概要



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

2. 燃料棒熱・機械設計評価

2.1 設計基準

燃料棒熱・機械設計評価では、設計基準として「通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において燃料被覆管の円周方向平均塑性歪が 1%以下であること。」を採用する。

2.2 評価方法

燃料棒熱・機械設計評価では、炉心内の全ての燃料棒が燃料寿命中に経験する出力を包絡できる出力履歴を設計用出力履歴と仮定した上で、入力変数（燃料棒仕様、炉心条件）の統計的分布及びコードの予測の不確かさを考慮し、誤差伝播理論に基づき、被覆管円周方向 1%塑性歪に対する出力余裕^(注)、燃料棒内圧、燃料被覆管温度等を統計的に評価する。

(1) 誤差伝播理論

Y が、Y に影響を及ぼす互いに独立な入力変数 X_1 、 X_2 …、 X_n の任意の関数で表される場合を考える。

$$Y=f(X_1, X_2, \dots, X_n)$$

この場合、Y の入力変数 X_i に対する感度を $\frac{\partial f}{\partial X_i}$ とすると、入力変数 X_i がそれぞれ δX_i だけ変動したとき、Y に波及する量 δY は、

$$\delta Y = \frac{\partial f}{\partial X_1} \delta X_1 + \frac{\partial f}{\partial X_2} \delta X_2 + \dots + \frac{\partial f}{\partial X_n} \delta X_n$$

と表せる。(誤差伝播の関係)

このとき、Y の標準偏差 σ_Y は、 X_i の標準偏差 σ_{X_i} を用いて次のように書ける。

$$\sigma_Y^2 = \sum_{i=1}^n \left[\frac{\Delta Y_i}{\Delta X_i} \right]^2 \cdot \sigma_{X_i}^2$$

^(注) 出力余裕 (%) = $\left(\frac{1\% \text{塑性歪相当出力}}{\text{設計出力}} - 1 \right) \times 100$

(2) PRIME コードを用いた燃料棒熱・機械設計評価方法

まず、PRIME コードにより、1%塑性歪に対する出力余裕、燃料棒内圧、燃料被覆管温度等の燃料棒特性の統計的分布（公称値と標準偏差）を次のように評価する。

- ・入力項目のうち、統計的分布（公称値 \bar{X}_i と標準偏差 σ_{X_i} ）を持った入力変数 X_i として燃料棒寸法、炉心条件等の入力を選定する。入力変数の標準偏差は、製造仕様値、実機運転実績データ等に基づいて設定し、コードの予測の不確かさについては、これを包含できるような出力変動に換算して標準偏差を設定する。なお、これらの入力変数は全て互いに独立であるとしている。
- ・入力変数 X_i の全ての値を公称値 \bar{X}_i とすることにより、燃料棒特性の公称値 \bar{Y} を得る（公称解析）。
- ・一つの入力変数 X_1 を公称値 \bar{X}_1 から ΔX_1 だけ変化させて、燃料棒特性の公称値 \bar{Y} からの変化 ΔY_1 を求める。これを全ての入力変数一つ一つに対して評価する（感度解析）。
- ・誤差伝播理論に基づき入力変数 X_i の標準偏差 σ_{X_i} を用いて、次式により燃料棒特性 Y の標準偏差 σ_Y を計算する。

$$\sigma_Y^2 = \sum_{i=1}^n \left[\frac{\Delta Y_i}{\Delta X_i} \right]^2 \cdot \sigma_{X_i}^2$$

以上により、燃料棒特性の統計的分布（公称値 \bar{Y} と標準偏差 σ_Y ）が求まる。

次に、1%塑性歪までの出力余裕の95%確率下限値を評価し、それが過渡解析で評価されたプラント最大過出力値以上であることを確認する。また、燃料棒内圧、燃料被覆管温度の統計的分布（公称値と標準偏差）は、燃料被覆管応力評価の入力とする。

3. 燃料被覆管応力評価

3.1 設計基準

燃料被覆管応力評価では、設計基準として「燃料被覆管に発生する応力は許容応力以下であること。」を採用する。

すなわち、

$$\text{応力設計比} (= \frac{\text{発生応力}}{\text{許容応力}}) \leq 1$$

とする。

また、許容応力としては、

- ・燃料棒が過度の寸法変化を引き起こすことを防止する観点から、
一次応力に対して降伏応力
- ・燃料棒破損防止の観点から、
一次応力+二次応力に対して引張強さ

とする。なお、被覆管の降伏応力及び引張強さについては、温度依存及び照射効果を考慮する。

3.2 評価方法

燃料被覆管の応力評価は、スペーサ間、スペーサ部及び端栓溶接部について行う。

3.2.1 スペーサ間及びスペーサ部の応力評価

スペーサ間及びスペーサ部の応力評価では、燃料被覆管形状を厚肉円筒とみなした厚肉円筒式を用いた簡易弾性解析により、せん断歪エネルギー説 (von Mises 理論) に基づき燃料被覆管の相当応力^(注)を求め、応力設計比を評価する。

応力計算は、燃料被覆管 (内面及び外面) に発生する以下の応力を三軸方向 (半径方向、円周方向及び軸方向) について解析し、それらより相当応力を評価する。

$$\text{(注) 相当応力} : \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}}$$

σ_{eq} : 相当応力

σ_1 、 σ_2 、 σ_3 : 3 軸方向の応力成分

- (1)内外圧力差に基づく応力
- (2)水力振動に基づく応力
- (3)楕円度に基づく応力
- (4)スペーサ接触圧に基づく応力
- (5)半径方向温度差に基づく応力
- (6)円周方向温度差に基づく応力

スペーサ間及びスペーサ部の位置で評価する応力の組合せを表 3-1 に示す。

応力設計比の評価は、燃料被覆管温度、燃料棒内圧、燃料棒寸法、炉心条件、許容応力等の入力変数の統計的分布を考慮し、モンテカルロ法により統計評価を行う。なお、入力変数の標準偏差は、PRIME コード解析結果、製造仕様値、実機運転実績データ等に基づいて設定する。モンテカルロ法による統計評価では、1 回の応力設計比計算毎に乱数を発生させ、各入力変数の統計的分布に従って設定される入力値を用いて 1 つの応力設計比を得る。この応力設計比計算を繰り返し行い、応力設計比の 95% 確率上限値が 1 以下であることを確認する。

表 3-1 スペーサ間及びスペーサ部位置で評価する応力の組合せ

評価位置	応力分類	応力組合せ
スペーサ間	一次応力	(1)+(2)+(3)
	一次応力+二次応力	(1)+(2)+(3)+(5)+(6)
スペーサ部	一次応力	(1)+(2)+(3)
	一次応力+二次応力	(1)+(2)+(3)+(4)+(5)+(6)

3.2.2 端栓溶接部の応力評価

端栓溶接部は、形状が複雑であることから有限要素法による応力評価を行う。

応力評価は、二次元軸対称モデルにより汎用有限要素法コードを用いて行い、解析結果が厳しくなるような寸法条件、温度条件、荷重条件を設定して、せん断歪エネルギー説に基づき相当応力を求め、応力設計比が 1 以下であることを決定論的に確認する。

なお、応力評価は、そのすぐ上にペレットが乗っていて応力評価結果が厳しくなる下部端栓溶接部について行っている。

4. 燃料被覆管疲労評価

4.1 設計基準

燃料被覆管疲労評価では、設計基準として「燃料被覆管の累積疲労係数が 1 未満であること。」を採用する。

4.2 評価方法

燃料被覆管の疲労評価は、累積損傷の法則（Miner の仮説）に基づいて行う。累積損傷の法則とは、材料が使用期間中に異なった応力レベルで応力サイクルを受ける場合に、各々の応力サイクルの累積効果を評価する方法である。すなわち、応力振幅 $\Delta \sigma_i$ だけが繰り返し負荷されたときの疲労破壊寿命（許容サイクル数）を N_i 回とすると、同じ応力振幅 $\Delta \sigma_i$ が n_i 回負荷されたときの全寿命比の減少量は n_i/N_i であり、 n_i/N_i の積算値（累積疲労係数）が 1 のとき、疲労破壊が生じるとするものである。

なお、燃料被覆管の疲労評価は、切り欠きと類似した形状を有し、応力集中が発生する端栓溶接部について行う。

累積疲労係数は以下のように評価する。

- ・表 4-1 に示す運転モードの各状態について、端栓溶接部に生じる応力を求める。
- ・O'Donnell 及び Langer によって与えられたジルカロイ設計疲労曲線より、サイクル条件毎の応力振幅 $\Delta \sigma_i$ に対する許容サイクル数 N_i を求める。
- ・サイクル条件毎の燃料寿命期間中における予測サイクル数 n_i と、上記の許容サイクル数 N_i との比を積算し、計算された累積疲労係数が 1 より小さいことを確認する。

表 4-1 運転モード

サイクル条件		予測サイクル
室温から	100%出力	～ 4 /年
高温待機状態から	100%出力	～ 1 2 /年
50%出力から	100%出力	～ 6 0 /年
75%出力から	100%出力	～ 2 5 0 /年
100%出力から	過出力	～ 0. 5 /年



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5. 参考文献

- [1-1] 「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)
- [1-2] 「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)
- [1-3] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用) (株式会社日立製作所、HLR-053 訂 2、平成 11 年 2 月)
- [1-4] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX 燃料への適用) (株式会社東芝、TLR-045A 改訂 2、平成 11 年 2 月)
- [1-5] 「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」(昭和 63 年 5 月 12 日、原子力安全委員会了承)
- [1-6] 「発電用軽水型原子炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」(平成 7 年 6 月 19 日、原子力安全委員会了承)
- [1-7] 「改良型沸騰水型原子炉における混合酸化物燃料の全炉心装荷について」(平成 11 年 6 月 28 日、原子力安全委員会了承。一部改訂、平成 13 年 3 月 9 日、原子力安全委員会)

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)

	(1) モデルの改訂点と改訂の根拠
<p>モデル ペレット 融点</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>	

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

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	(4) モデルの根拠、他モデルとの比較	(5) 参考文献
ペレット 融点	<p><u>燃焼度依存性</u> 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> GE 社で実施されたサーマルアレスタ法による Gd₂O₃濃度約 <input type="checkbox"/> 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>[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>

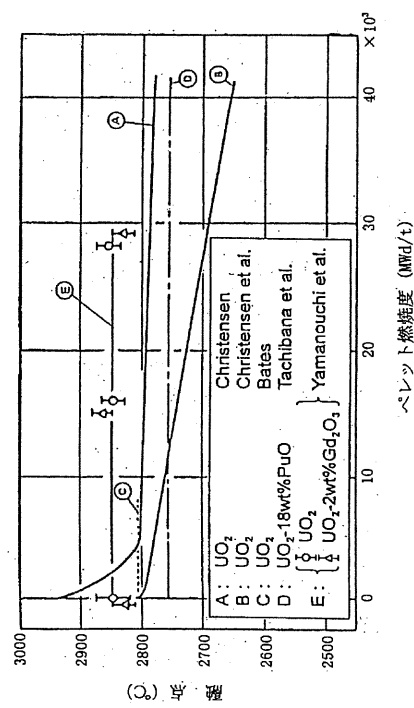


図 1 融点測定データ例^[1]

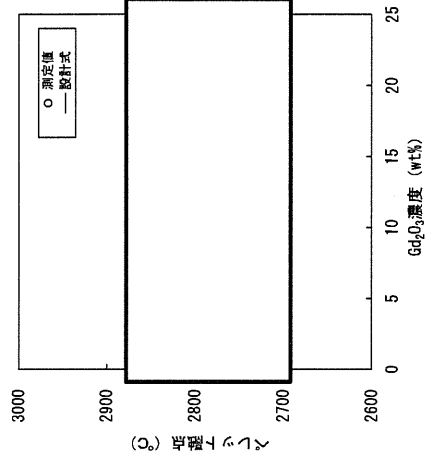


図 2 融点の Gd₂O₃ 濃度依存性データ

表2 (1/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット熱伝導率)

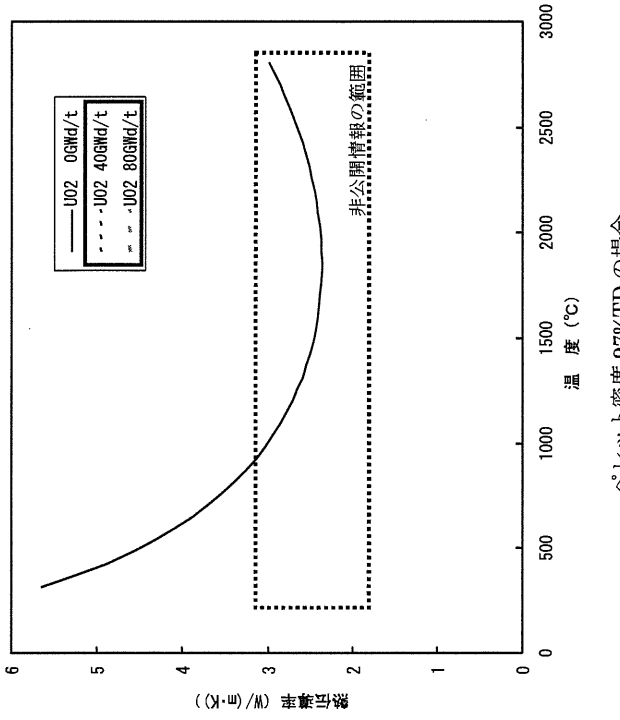
<p>モデル ペレット 熱伝導率</p>	<p style="text-align: center;">(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】 PRIME01 では、未照射ペレットの熱伝導率データに基づき、ペレット熱伝導率はペレットの温度、密度、Gd₂O₃濃度の関数として表し、燃焼度によらず一定としていた。 PRIME03 では、フォノン散乱因子として核分裂生成物 (FP) の蓄積、照射欠陥の蓄積・回復、Gd₂O₃混合の影響を統一的に扱う新しい熱伝導率モデルを採用し、Gd₂O₃混合の影響の定式も含めて見直した。本モデルにより、燃焼に伴う熱伝導率の変化を表現できるようになった (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^④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;">  </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)

モデル	PRIME03	PRIME01
<p>ペレット熱伝導率</p> $\lambda = \frac{F \cdot \lambda_0 \cdot \arctan(\chi)}{\chi} + a \cdot T^3$ <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>$\chi$: ペレット気孔率 (-)</p> <p>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>	<p>(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較</p> $\lambda_p = \frac{1-\alpha \cdot P}{1-0.05 \cdot \alpha} \cdot \lambda_{95}$ $\lambda_{95} = \frac{3824}{T + 129.4} + 6.13 \times 10^{-11} \cdot T^3 \dots \dots \dots \text{UO}_2\text{ペレット}$ $\lambda_{95} = \text{} \dots \dots \dots \text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3\text{ペレット}$ <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>ペレット密度 97%TD の場合</p>
			<p>ペレット密度 97%TD の場合</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)

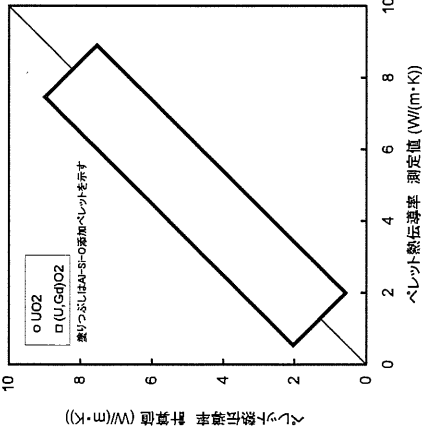
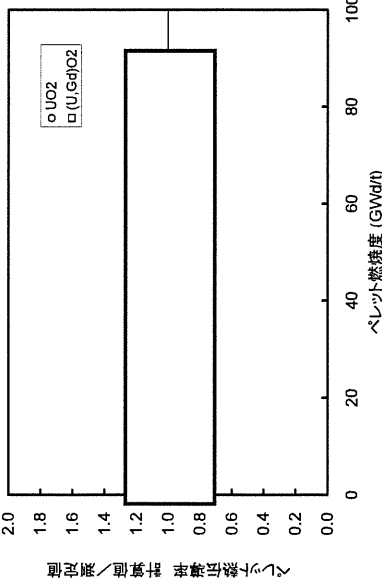
モデル	<p>(4) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>本モデルは文献[1][2][3][4]のモデルを基とし、文献[5][6][7]のデータにより一部の定数を定めたものである。本モデルによる計算値は広い燃焼度範囲に亘り測定値(データの説明は次頁)と良く合っており、FPの蓄積及び照射欠陥の蓄積・回復・回帰、リム組織形成による気孔率の増加や Gd₂O₃の混合に起因する熱伝導率への影響を適切に評価していることを示している。Al-Si-O 添加効果を検討しない本モデルによる Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率の評価のばらつきは無添加の場合と同程度である。</p>  	<p>(5) 参考文献</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>ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較</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クステ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) <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> 試料数 ペレット燃焼度 ペレット密度 ペレット密度 温度範囲 (K) 2 47, 67 94.8, 92.2 460~1910 1 52 92.3 470~1750	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	[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																							

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増加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="287 392 798 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="853 224 1356 1086"> </div> </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	<p>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>表 リム形成幅及びリム気孔率データの概要</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th rowspan="2">試験実施者</th> <th rowspan="2">照射炉</th> <th rowspan="2">燃料仕様</th> <th colspan="2">採取データ</th> <th rowspan="2">参考文献</th> </tr> <tr> <th>リム幅</th> <th>気孔率</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>NUPEC (JNES)</td> <td>商用炉 (BWR)</td> <td>8 × 8、9 × 9 燃料*</td> <td>○</td> <td></td> <td>[8]</td> </tr> <tr> <td>Cunninghamら</td> <td>BR-3 商用炉 (BWR)</td> <td>PWR燃料 BWR燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[2]</td> </tr> <tr> <td>Manzelら</td> <td>商用炉 (PWR)</td> <td>PWR燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[3]</td> </tr> <tr> <td>Vaidyanathanら</td> <td>商用炉 (BWR)</td> <td>PWR燃料*</td> <td>○</td> <td></td> <td>[9]</td> </tr> <tr> <td>Uneら</td> <td>BR-3 商用炉 (BWR)</td> <td>PWR燃料 8 × 8 燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[10]</td> </tr> <tr> <td>Koizumiら</td> <td>JRR-3</td> <td>デイスクペレット</td> <td>○</td> <td></td> <td>[11]</td> </tr> <tr> <td>Uneら</td> <td>商用炉 (PWR)</td> <td>PWR燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[4]</td> </tr> <tr> <td>Spinoら</td> <td>BR-3</td> <td>PWR燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[12], [13]</td> </tr> <tr> <td>Uneら</td> <td>Halden炉</td> <td>細径試験燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[5]</td> </tr> <tr> <td>非公開データ</td> <td>商用炉 (BWR)</td> <td>8 × 8 燃料</td> <td>○</td> <td></td> <td>[14]</td> </tr> <tr> <td>Halden炉</td> <td>Halden炉</td> <td>デイスクペレット</td> <td>○</td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>*: (U,Gd)O₂ペレットを含む</p>		試験実施者	照射炉	燃料仕様	採取データ		参考文献	リム幅	気孔率	NUPEC (JNES)	商用炉 (BWR)	8 × 8、9 × 9 燃料*	○		[8]	Cunninghamら	BR-3 商用炉 (BWR)	PWR燃料 BWR燃料	○		[2]	Manzelら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[3]	Vaidyanathanら	商用炉 (BWR)	PWR燃料*	○		[9]	Uneら	BR-3 商用炉 (BWR)	PWR燃料 8 × 8 燃料	○		[10]	Koizumiら	JRR-3	デイスクペレット	○		[11]	Uneら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[4]	Spinoら	BR-3	PWR燃料	○		[12], [13]	Uneら	Halden炉	細径試験燃料	○		[5]	非公開データ	商用炉 (BWR)	8 × 8 燃料	○		[14]	Halden炉	Halden炉	デイスクペレット	○			<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.</p> <p>[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</p> <p>[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.</p> <p>[4] K. Une et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO₂ Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p>
試験実施者	照射炉	燃料仕様				採取データ			参考文献																																																																				
			リム幅	気孔率																																																																									
NUPEC (JNES)	商用炉 (BWR)	8 × 8、9 × 9 燃料*	○		[8]																																																																								
Cunninghamら	BR-3 商用炉 (BWR)	PWR燃料 BWR燃料	○		[2]																																																																								
Manzelら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[3]																																																																								
Vaidyanathanら	商用炉 (BWR)	PWR燃料*	○		[9]																																																																								
Uneら	BR-3 商用炉 (BWR)	PWR燃料 8 × 8 燃料	○		[10]																																																																								
Koizumiら	JRR-3	デイスクペレット	○		[11]																																																																								
Uneら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○		[4]																																																																								
Spinoら	BR-3	PWR燃料	○		[12], [13]																																																																								
Uneら	Halden炉	細径試験燃料	○		[5]																																																																								
非公開データ	商用炉 (BWR)	8 × 8 燃料	○		[14]																																																																								
Halden炉	Halden炉	デイスクペレット	○																																																																										

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)

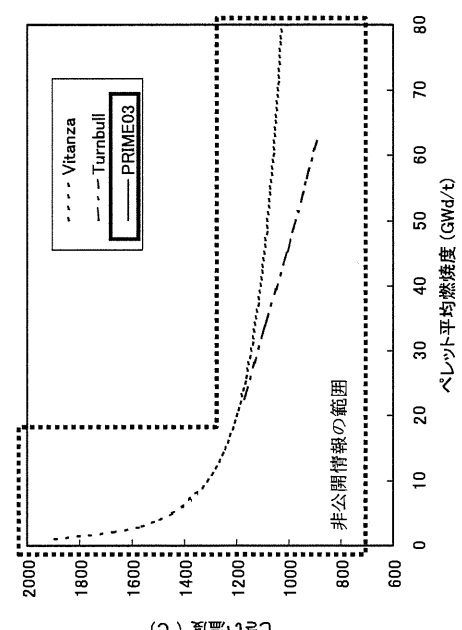
モデル	<p style="text-align: center;">(1) モデルの改訂点と改訂の根拠</p> <p>【改訂点】</p> <p>PRIME01 では、ペレットの出力 (温度) と燃焼度で整理した FP ガス放出率データに基づいて作成した経験的な FP ガス放出モデルを用いている。FP ガス放出率は次の3項の和($F = F_0 + F_1 + F_2$)として定式されている。</p> <p>F_0 : 拡散による放出項 (ペレット温度に依存)</p> <p>F_1 : リコイル、ノックアウトによる放出項 (ペレット燃焼度に依存)</p> <p>F_2 : 燃焼度により加速される放出項 (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> <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 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"/></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"/> 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	<p>(2) モデルの基本式と旧モデルとの比較 (続き)</p> <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; text-align: center;">Tkの定義</div> <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。 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: 20px; 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: 5px 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

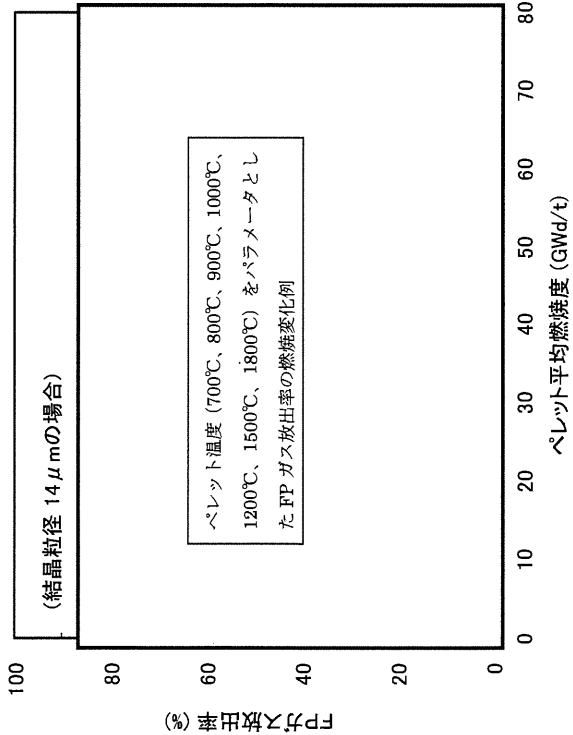
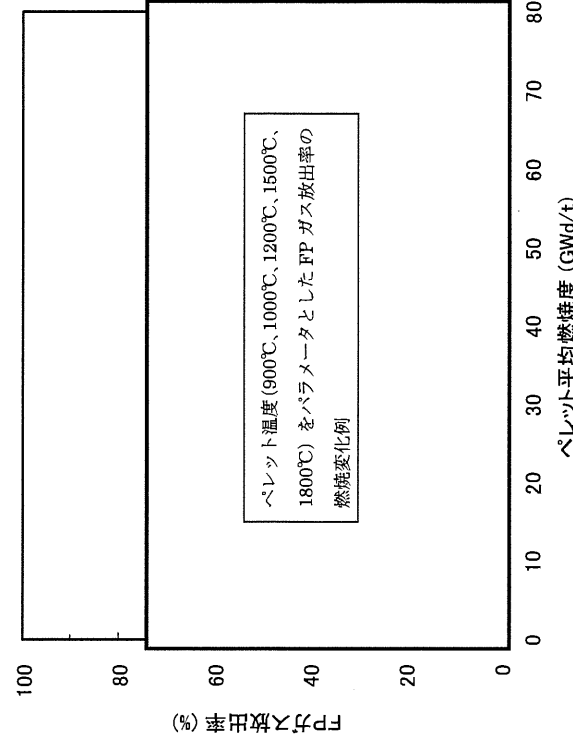
モデル	F Pガス放出
PRIME03	 <p>(結晶粒径 14 μm の場合)</p> <p>ペレット温度 (700°C、800°C、900°C、1000°C、1200°C、1500°C、1800°C) をパラメータとしたFPガス放出率の燃焼変化例</p> <p>FPガス放出率 (%)</p> <p>ペレット平均燃焼度 (GWd/t)</p> <p>FPガス放出率の燃焼度及び温度依存性 (PRIME03)</p>
PRIME01	 <p>ペレット温度 (900°C、1000°C、1200°C、1500°C、1800°C) をパラメータとしたFPガス放出率の燃焼変化例</p> <p>FPガス放出率 (%)</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	<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>FP ガス放出率の測定値と計算値の比較</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、付録資料-3「2. 検証データ」を参照。</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] 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>

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。 [] を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="text-align: center;"> </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)) $F = \frac{3989}{T + 129.4}$ 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 $D_{pp} =$ <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>非公開情報の範囲</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>		<p>非公開情報の範囲</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1-1 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>(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 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 1769"> <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 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																																																																									

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> $\epsilon_r = \dots$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> ϵ_r : 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;"> 溶融による体積変化の取扱いの説明 </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;">(2) モデルの特性</p> <p style="text-align: center;">非公開情報の範囲</p> <p style="text-align: center;">— UO₂</p> <p style="text-align: center;">- - - Gd₂O₃濃度: 5wt%</p> <p style="text-align: center;">- - - Gd₂O₃濃度: 10wt%</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>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)

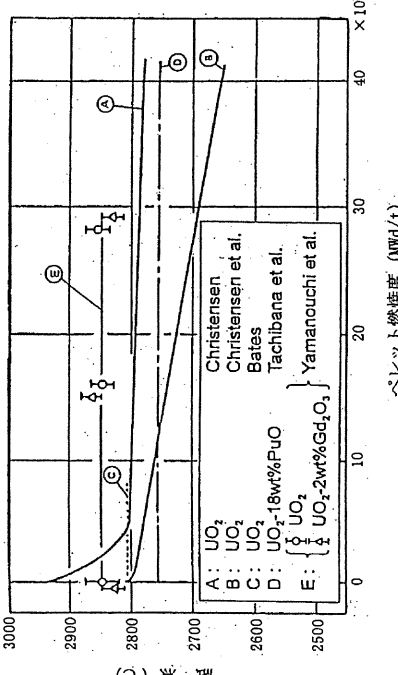
モデル	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較	(4) 参考文献
<p>燃焼度依存性</p> <p>最近のサーマルアレスト法による融点測定値^{[1],[2]}に基づき設定した。測定例を図1に示す。事故時の燃料エンタルピの制限値でも融点の燃焼度依存性は同様の設定としている^[3]。</p> <p><u>Gd₂O₃濃度依存性</u></p> <p>GE社で実施されたサーマルアレスト法による Gd₂O₃濃度約 \square wt%までの融点測定結果を図2に示す。Gd₂O₃添加ペレットの融点設計式は、UO₂ペレットの融点設計値 2805°C (多くの研究者の測定データより保守的に設定した値)を原点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

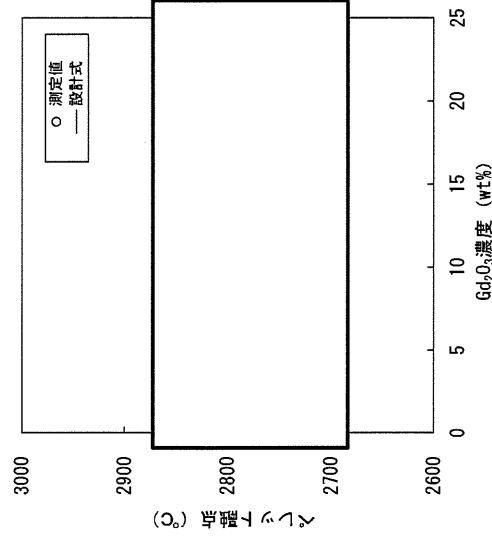


表1-4 ペレットヤング率 (1/2)

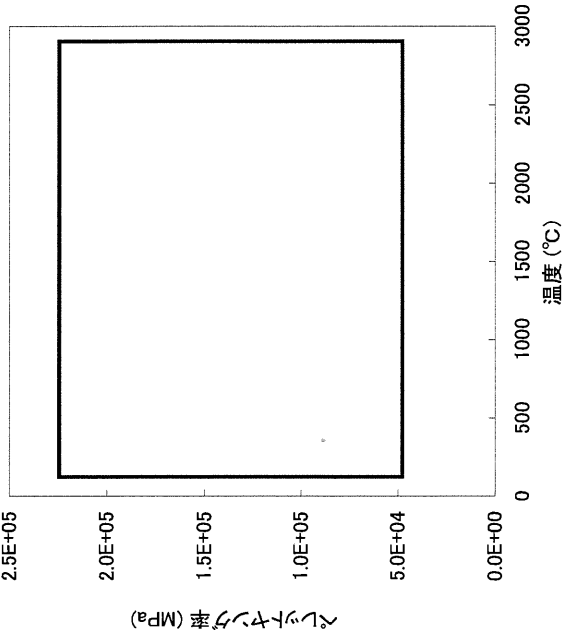
モデル	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ ペレットのヤング率は次式で表す。また、右図にペレットのヤング率の温度依存性を示す。</p> $E_u = \frac{E_u}{1 - \rho \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_1} \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_2} \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_3} \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_4} \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_5} \left(\frac{T_k}{E_u} \right)^{a_6}}$ <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="287 801 861 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	ポアソン比	ポアソン比
<p>モデル</p> <p>ポアソン比</p>	<p>(1) モデルの基本式</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>p : 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>[Blank Box]</p>	<p>(2) モデルの特性</p> <p>図 1 ペレットポアソン比の密度依存性</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>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>	

表 1-6 ペレット降伏応力/歪硬化 (1/1)

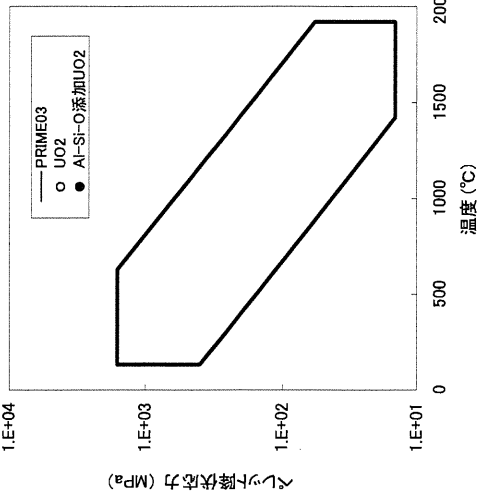
<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>UO₂ 及び(U,Gd)O₂ペレットの降伏応力は歪速度を $\dot{\epsilon}$ h⁻¹ とした歪速度依存性をもとに次式で表す。また、右図にペレット降伏応力の温度依存性を示す。</p> <p>$\sigma_y =$ <input type="text"/></p> <p>ここで、</p> <p>σ_y : ペレット降伏応力 (MPa)</p> <p>T_{ra} : ペレット温度 (°C)</p> <p>c_1 : 定数</p> <p>c_2 : 定数</p> <p>c_3 : 定数</p> <p>また、UO₂ 及び(U,Gd)O₂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)

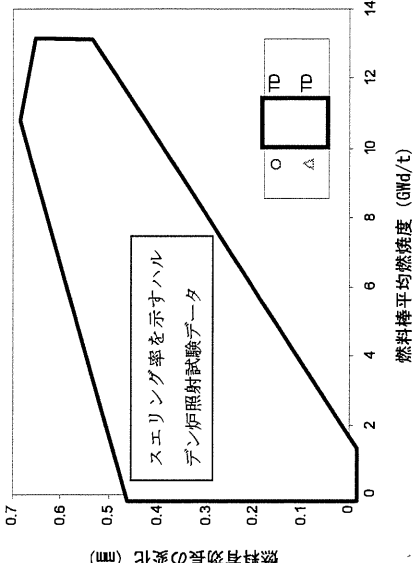
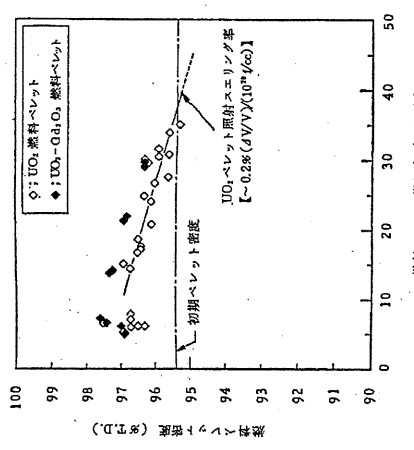
<p>モデル スエリング</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>核分裂生成物の蓄積はペレットの体積膨張を生じさせる。スエリング($\Delta V_s/V$)は次式で表せる。</p> $\frac{\Delta V_s}{V} = \boxed{}$ <p>ここで、</p> <p>α_s : スエリング率 ($\Delta V/V$ per 10^{20} fissions/cm³)</p> <p>F : 積算核分裂密度 (fissions/cm³)</p> <p>$\boxed{}$: 積算核分裂密度を表す式</p> <p>ρ : ペレット密度 (%TD)</p> <p>G : 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> $\alpha_s = \boxed{}$ <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係数は次式となる。</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>   <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)

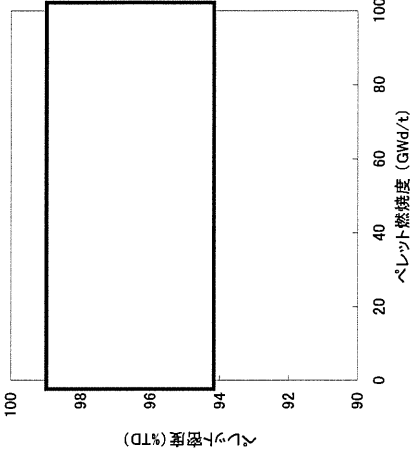
<p>モデル</p>	<p>(1) モデルの基本式</p> <p>焼きしまりによる密度変化は次式で表す。</p> $\Delta\rho = \frac{M}{A} \cdot \ln \left[1.0 + \frac{A \cdot D_{tr}^0 \cdot F}{G_0^3} \right]$ <p>ここで、</p> <p>$\Delta\rho$: 密度の増加量 (% TD)</p> <p>M : 焼きしまり速度定数 (%・cm)</p> <p>A : 粒成長速度定数 (cm) = <input type="text"/></p> <p>D_{tr}^0 : 照射拡散に関する係数 = <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 : 単位時間当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="518 403 726 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>UO₂+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							UO 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																																																						
UO 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)

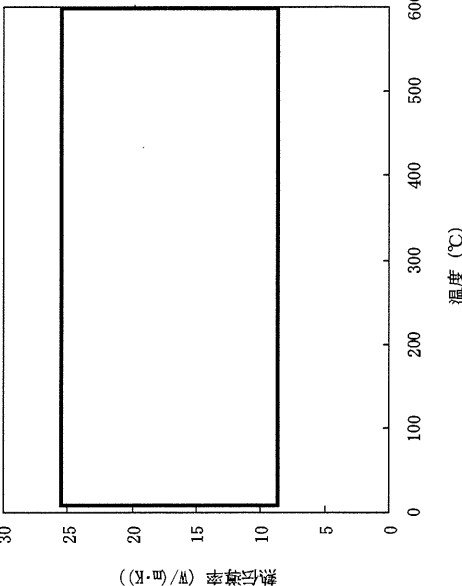
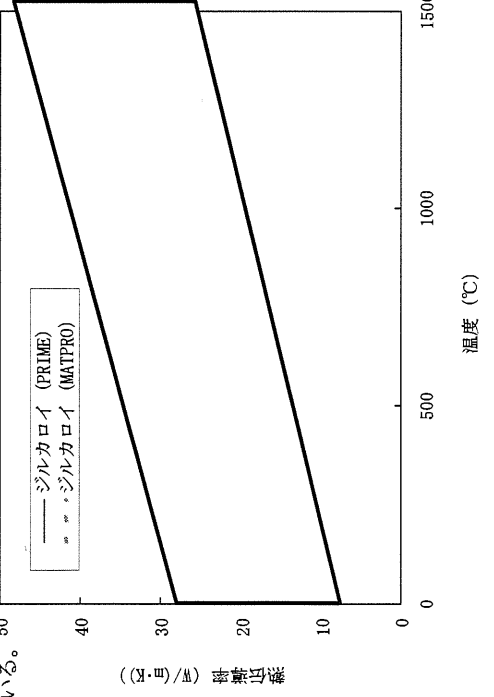
モデル	(1) モデルの基本式	(2) モデルの特性
被覆管熱伝導率	<p> $K = b_1 + b_2 \cdot T + b_3 \cdot T^2 + b_4 \cdot T^3$ ここで、 K : ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率 (W/(m·K)) T : 温度 (K) b_1 : (ジルカロイ) b_2 : (ジルコニウム) b_3 : b_4 : 被覆管温度評価においては </p>	 <p>(4) 参考文献</p> <p>[1] MATPRO-VERSION11(REVISION2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497 TREE-1280, Rev.2, August 1981</p>
モデル	<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> 	

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
熱膨張	<p> $\alpha_{e_r} =$ $\alpha_{e_\theta} =$ $\alpha_{e_z} =$ ここで、 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) $a_r =$ $b_r =$ $c_r =$ $a_\theta =$ $b_\theta =$ $c_\theta =$ $a_z =$ $b_z =$ $c_z =$ </p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> 熱膨張モデル の定数 </div> <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。</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. [2] D.L.Douglass, "The Metallurgy of Zirconium", Atomic Energy Review, Supplement 1971, Vienna 1971. [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>

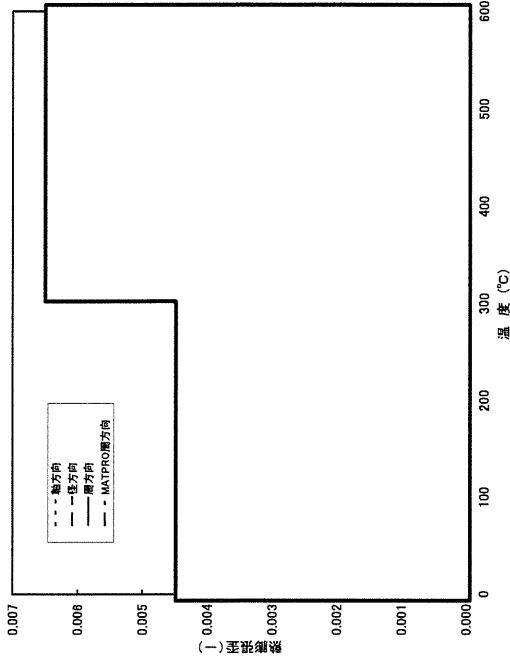


図 1 被覆管熱膨張歪の温度依存性

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、</p> <ul style="list-style-type: none"> 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>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
	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。	[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

表2-5 被覆管降伏及び歪硬化 (1/2)

モデル 被覆管降伏 及び歪硬化	(1) モデルの基本式	(1) モデルの基本式 (続き)
	<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、$\epsilon_p = 0.002$ 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> $K = \min(K^{\text{high}}, K^{\text{low}})$ <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> <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, $E > 1\text{MeV}$)</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"> $K^{\text{high}} =$ <input type="text"/> ➢ ジルコニウム <ul style="list-style-type: none"> $K^{\text{high}} =$ <input type="text"/> <p>(2) 歪硬化指数 n</p> <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> $n =$ <input type="text"/> $N =$ <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>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>(4) 参考文献</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>
		<p>図 1 ジルカロイ被覆管降伏応力の温度依存性</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> $\dot{\epsilon}_g =$ <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;"> <p>クリープモデルの関数、定数</p> </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 ($\sigma \leq$)</p> $\epsilon_g^{th} =$ $\epsilon_g^{irr} =$ <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 ($\sigma \leq$)</p> $\epsilon_g^{th} =$ $\epsilon_g^{irr} =$ <p>ここで、</p> $p =$ <p>(3) 高応力状態 ($\sigma \geq$)</p> $\dot{\epsilon}_g =$ <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]												

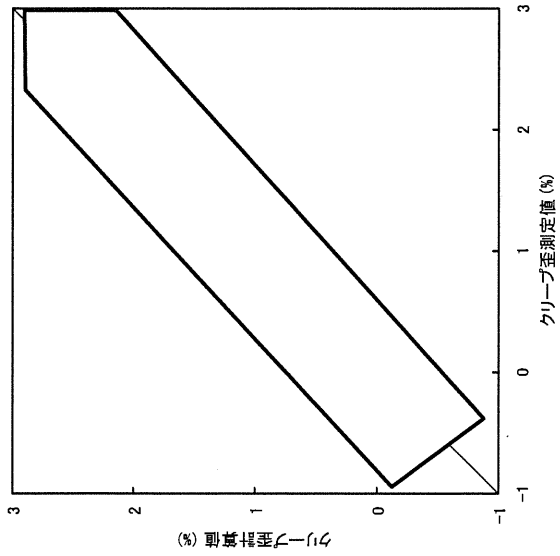


図 1 被覆管クリープ歪の測定値と計算値の比較

表 2-7 被覆管照射成長 (1/2)

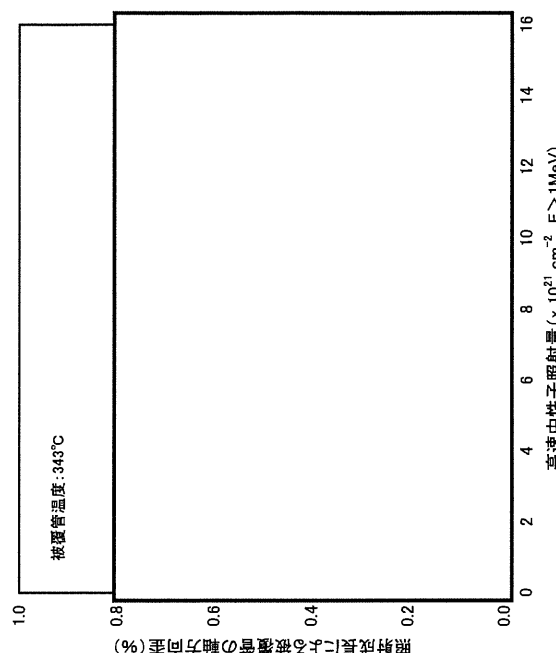
(2) モデルの特性	(1) モデルの基本式
<p>図 1 に被覆管照射成長歪の高速中性子照射量依存性を示す。</p>  <p>図 1 被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性</p>	<p>モデル 照射成長</p> <p>ジルカロイ被覆管の照射成長は、次式で表す。</p> $\epsilon_z = \left[\text{照射成長モデルの関数} \right]$ <p>ここで、</p> <p>ϵ_z : 照射成長による被覆管の軸方向歪 (-)</p> <p>ψ : 被覆管高速中性子照射量 (cm^{-2}, $E > 1 \text{ MeV}$)</p> <p>T_c : 照射中の被覆管温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

モデル
照射成長

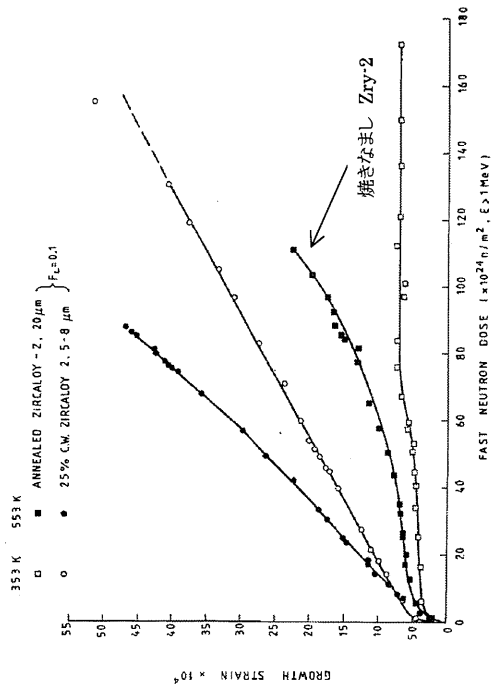


図 2 ジルカロイ-2 の照射成長 [1]

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。

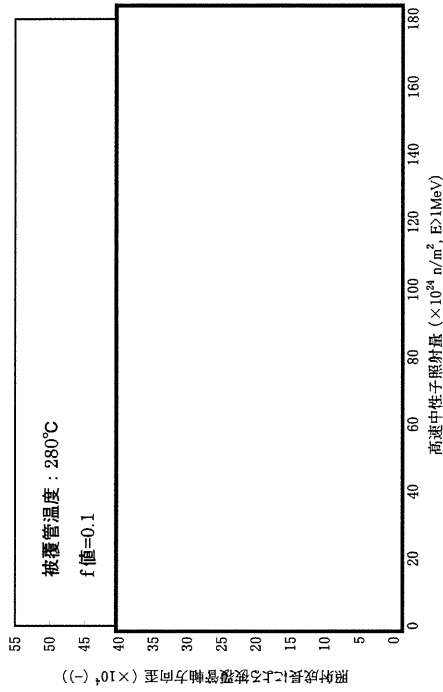


図 3 PRIME03 モデル式による被覆管軸方向歪の計算例

(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> <p> $k_{fm} = \frac{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3} \cdot A_{vi} \cdot T_g^{ni}}{\sum_i X_i \cdot M_i^{1/3}}$ </p> <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="border: 1px solid black; padding: 5px; margin: 10px 0;"> ϵ_c : ジルカロイ被覆管 温度範囲 </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin: 10px 0;"> ϵ_c : ジルコニウムライナ被覆管 温度範囲 </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 (混合ガスの熱伝導率^[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>
<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="531 1332 1029 1865"> <p>(2) 燃料棒中心温度測定値 (°C)</p> </div> <div data-bbox="531 745 1029 1332"> <p>(1) 熱伝達係数/熱伝導率の比</p> </div> </div>		

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; width: 200px; height: 150px; margin: 10px auto; text-align: center;"> <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: 200px; height: 20px; margin: 10px auto;"></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; width: 200px; height: 150px; margin: 10px auto; text-align: center;"> <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)

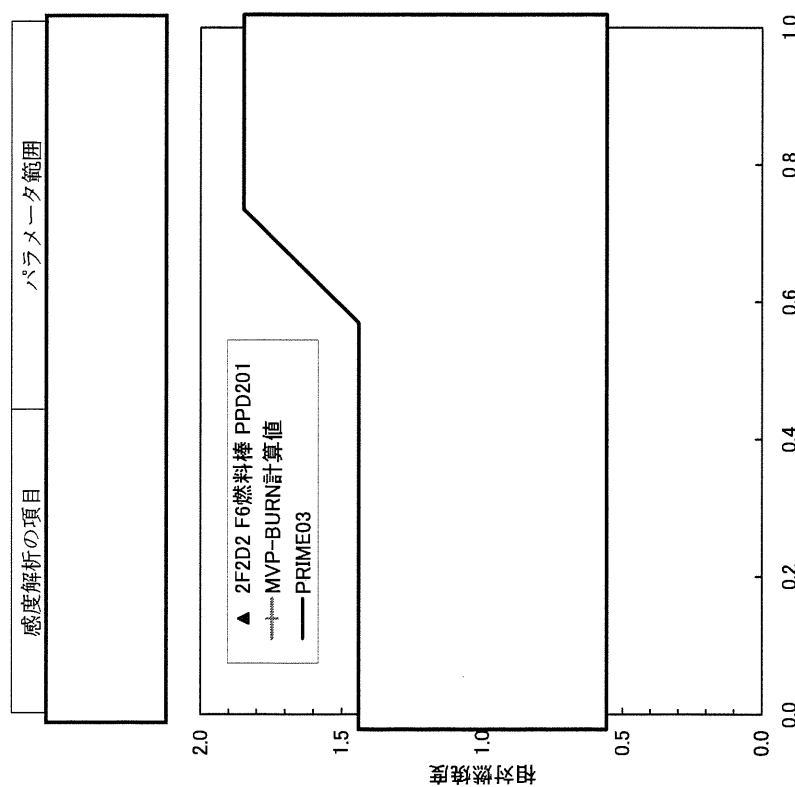
<p>モデル</p> <p>ペレット径方向出力分布</p>	<p>(2) モデルの特性、(3) モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>ペレット径方向出力分布モデルは、エネルギー少数群二次元拡散計算に基づく単位燃料集合体核計算コードMによる出力分布計算結果をフィッティングしたモデルである。単位燃料集合体核計算コードによる計算においては、表2のパラメータ範囲を対象に、ペレットを径方向に等幅分割した10リングについて出力を計算した。これらの計算結果に基づき、の関数として、ペレット径方向出力分布をモデル化している。</p> <p>図1に示すように、ペレット径方向出力分布モデルに基づき計算した燃焼度分布は、測定値^②及びMVP-BURNコードのペレット径方向燃焼度分布^①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;"> <p>感度解析の項目</p> <p style="text-align: center;">パラメータ範囲</p> </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>		

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.</p> <p>[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</p> <p>[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.</p> <p>[4] K. Uney et al., "Rim Structure Formation of Isothermally Irradiated UO₂ Fuel Discs", J. Nucl. Mater., 288 (2001) 20</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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</p> <p>[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	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較 (続き)					(4) 参考文献 (続き)
リム組織形成	表 リム形成幅及びリム気孔率データの概要					
	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 x 8、9 x 9 燃料*	○	[8]	[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
	Cunninghamら	BR-3	PWR燃料	○	[2]	[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
	Manzelら	商用炉 (PWR)	PWR燃料	○	[3]	[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
	Vaithyanathanら	商用炉 (BWR)	BWR燃料*	○	[9]	
	Uneら	BR-3	PWR燃料	○	[10]	
	Koizumiら	商用炉 (BWR)	8 x 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]	
	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 :

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} : 結晶粒界依存項 [] ($F_{BURNUP} \cdot F_{GRAIN} \leq 1$) 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																								
<p>FP ガス放出</p>	<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	(3) モデルの根拠、他モデルとの比較 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。	(4) 参考文献
FP ガス放出	<p>(一) 燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。</p> <p>○ UO₂ □ U, Gd, O₂ ○ UO₂ 燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。 □ U, Gd, O₂ 燃焼度範囲に亘ってその傾向を良く予測している。</p> <p>図4 FPガス放出率の測定値と計算値の比較</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>	[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] M. Mogensen, J.H. Pearce and C.T. Walker, "Behaviour of Fission Gas in the Rim Region of High Burn-up UO ₂ Fuel Pellets with Particular Reference to Results from an XRF Investigation", J. Nucl. Mater., 264 (1999) 99 [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 [5] 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 [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 [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 [8] The Third Riso Fission Gas Project, "Final Report : The Project", RISO-FGP3-FINAL, March 1991

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 (cm³・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。

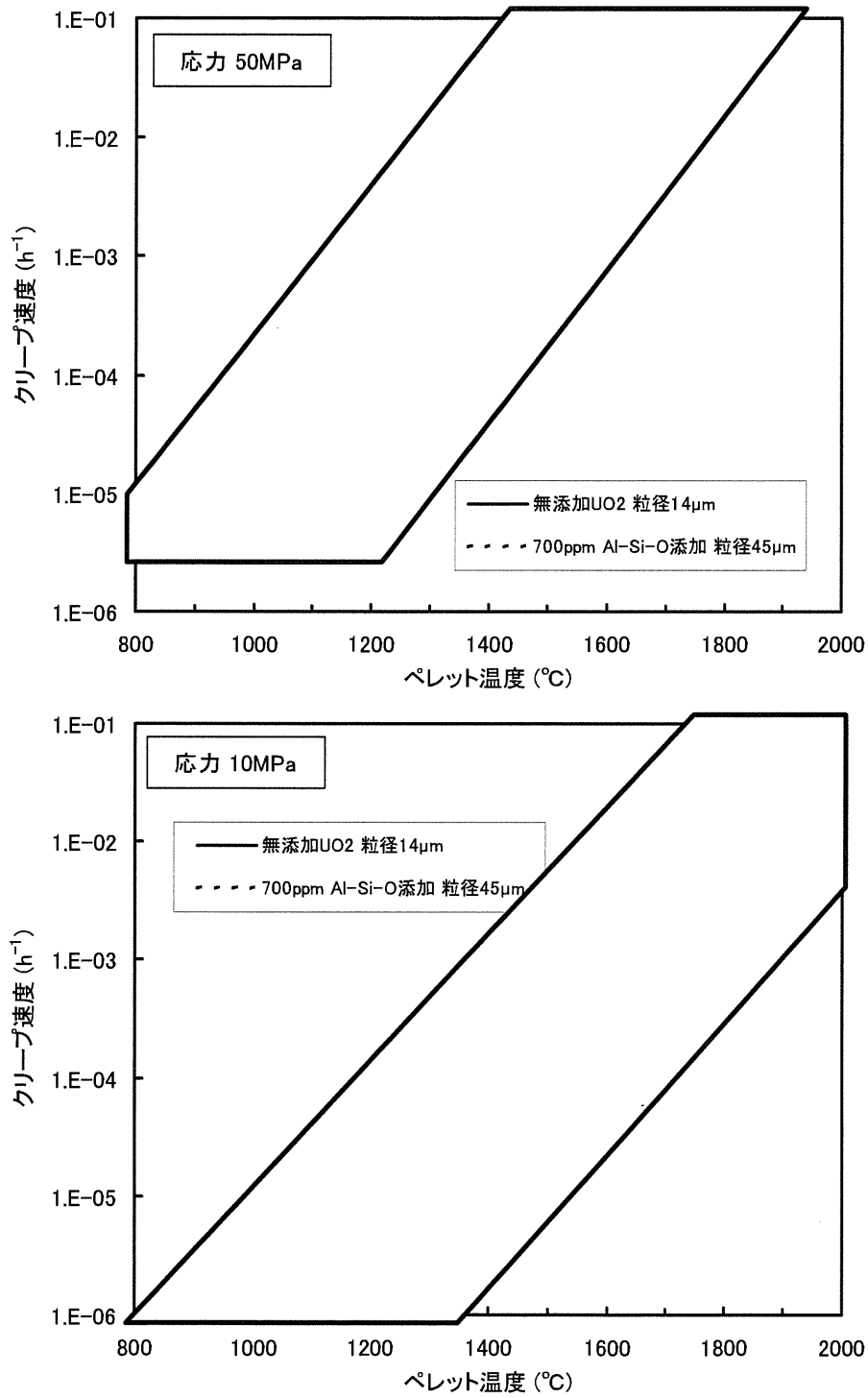


図 2-1 ペレットクリープ速度の温度依存性
(核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)

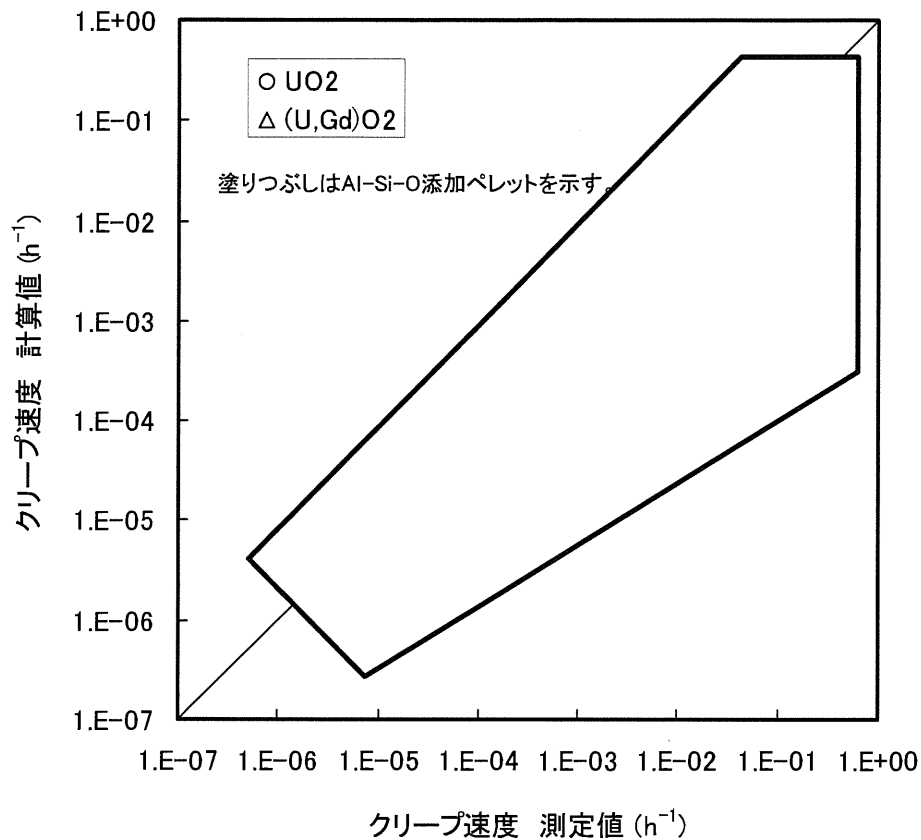


図 2-2 ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較

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 \square

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。

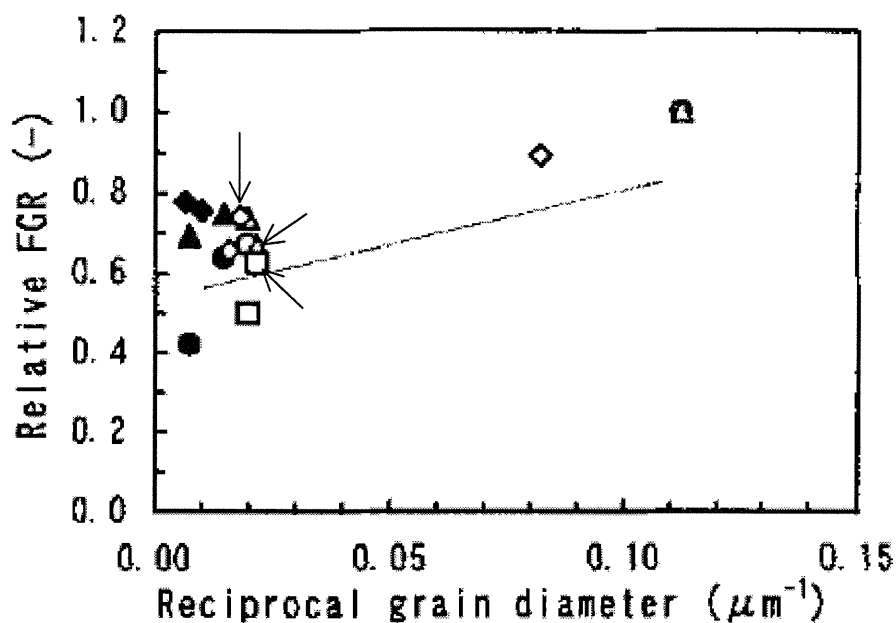


Fig. 6 Grain size dependence of relative FGR.
 ○ and ●: 31 GWd/t, △ and ▲: 60 GWd/t,
 □ and ■: 75 GWd/t, ◇ and ◆: 43 GWd/t,
 Open marks: standard, undoped large grained and Al-Si-O added large grained, Solid marks: TiO₂ added large grained and Ti-Si-O added large grained.

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

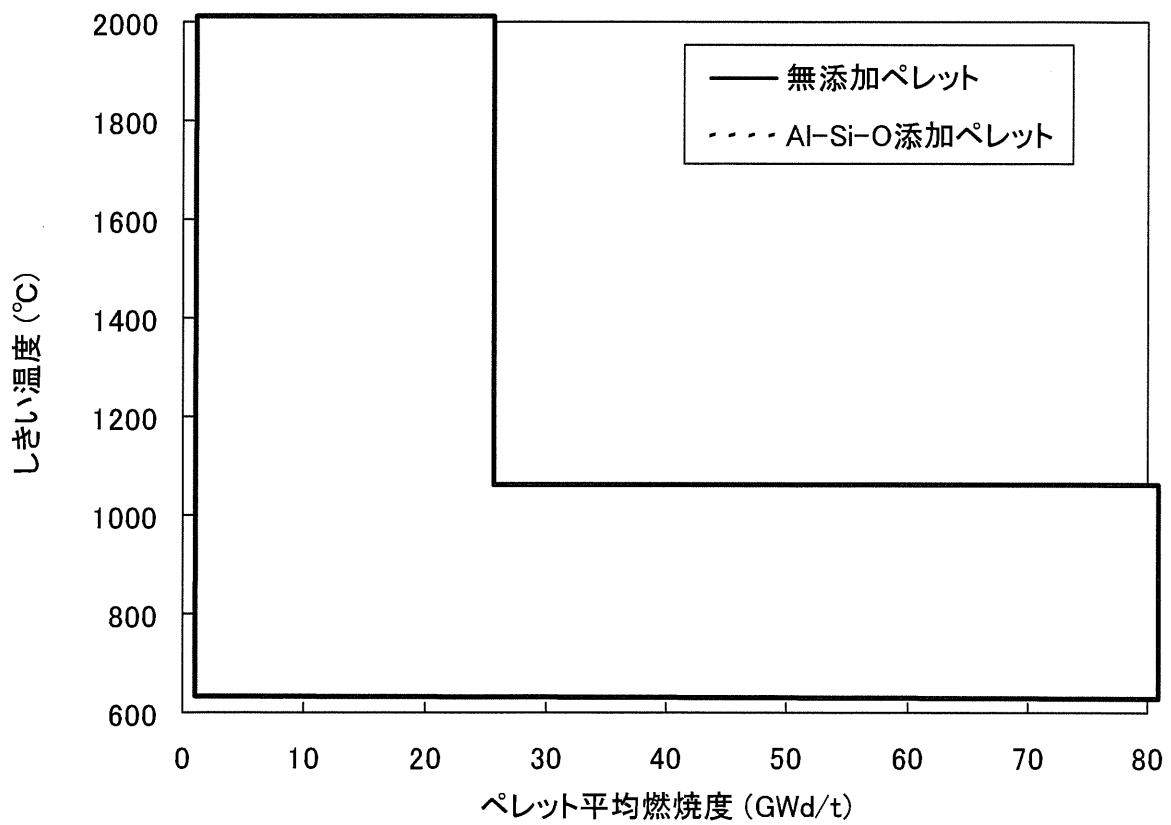


図 2-4 FP ガス放だしきい温度に関する補正

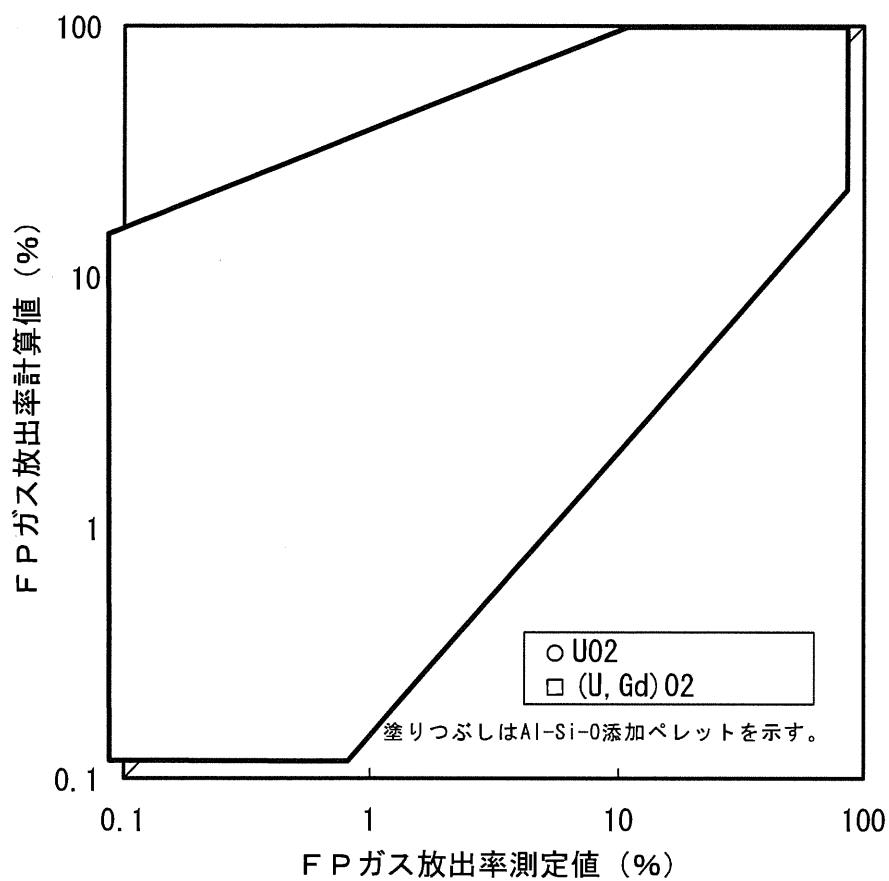


図 2-5 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較

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。

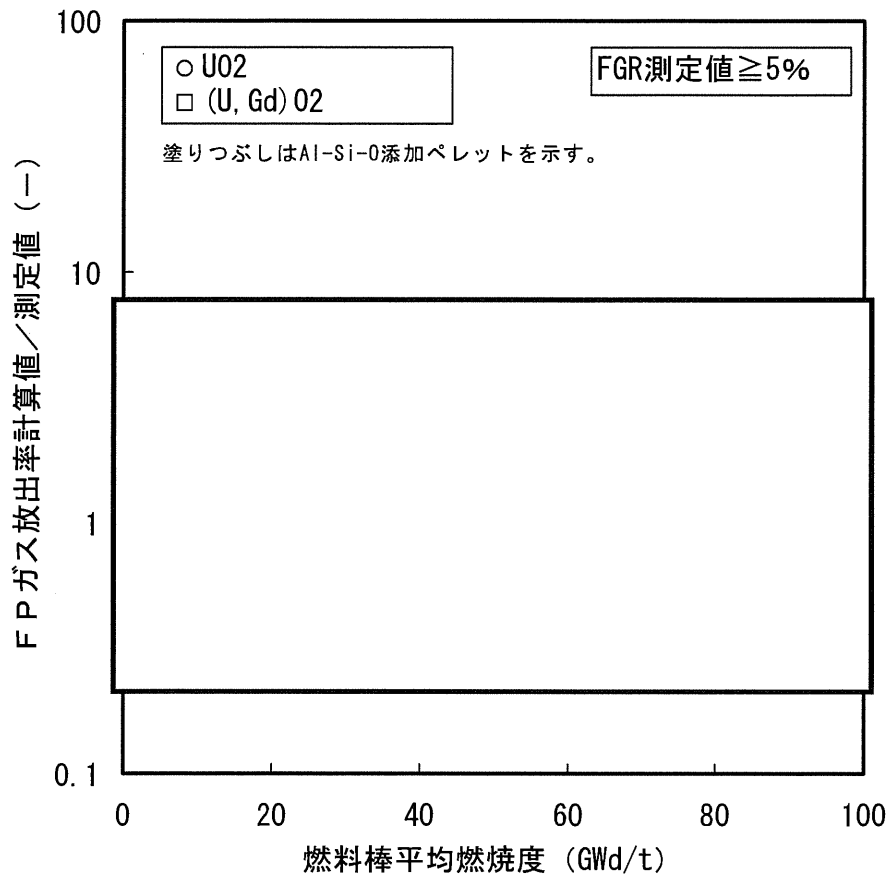


図 2-6 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較
(FP ガス放出率の計算値 / 測定値の燃焼度変化)

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。

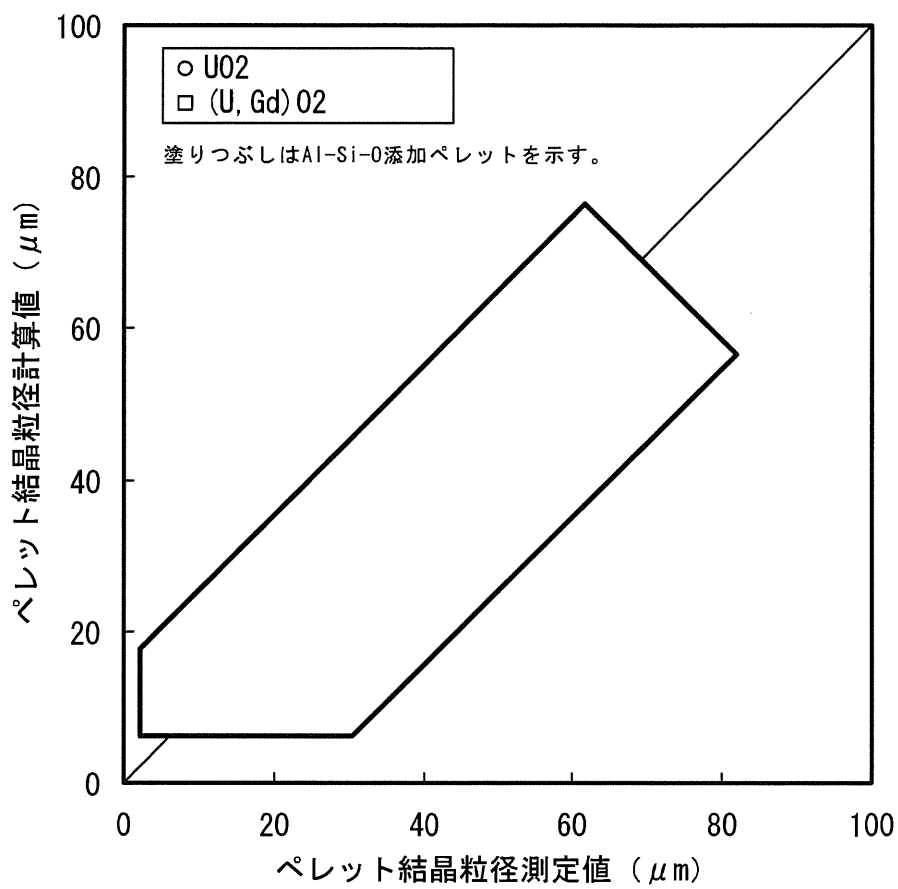


図 2-7 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

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。

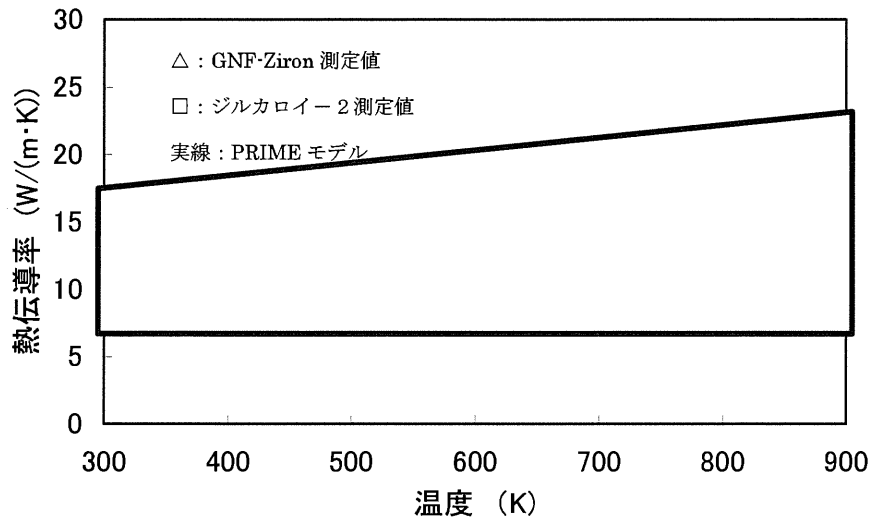


図 3-1 GNF-Ziron の熱伝導率測定データ

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。

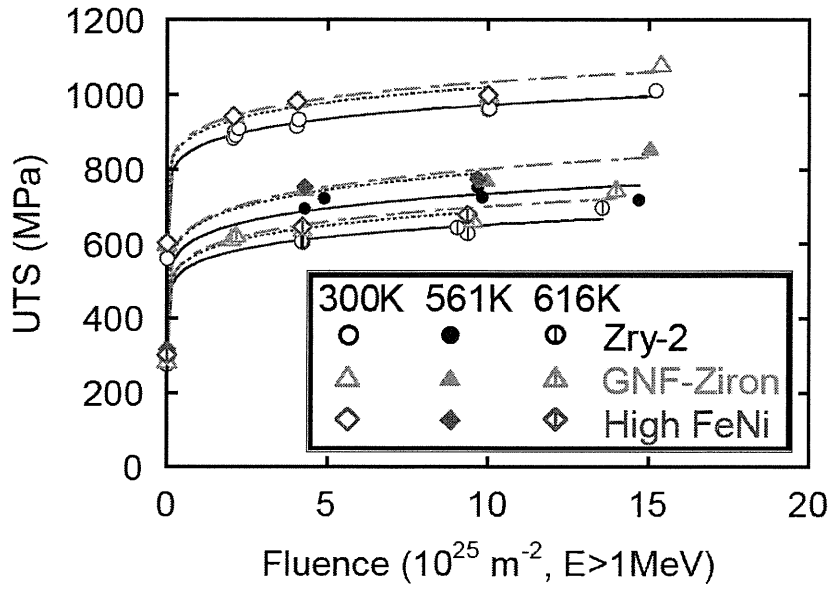


図 3-2 引張試験結果 (引張強さ) [3-1]

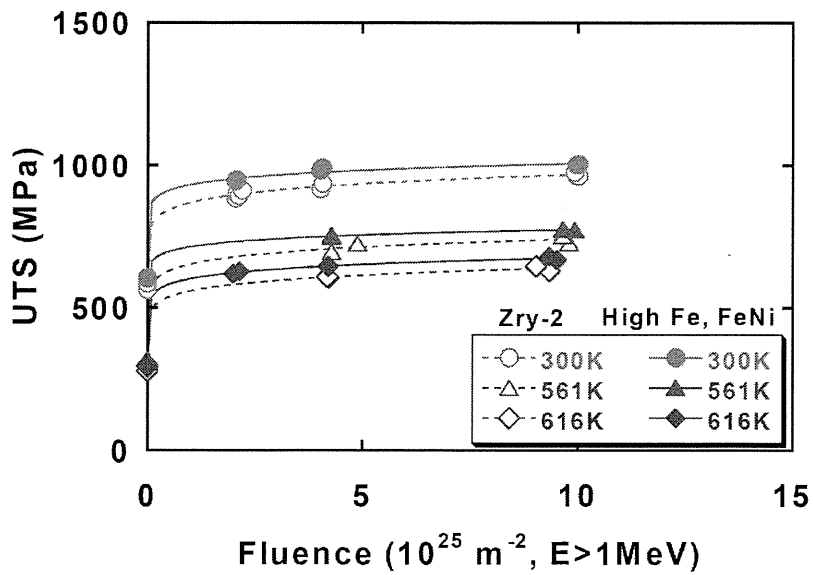


図 3-3 引張試験結果 (引張強さ) [3-5]

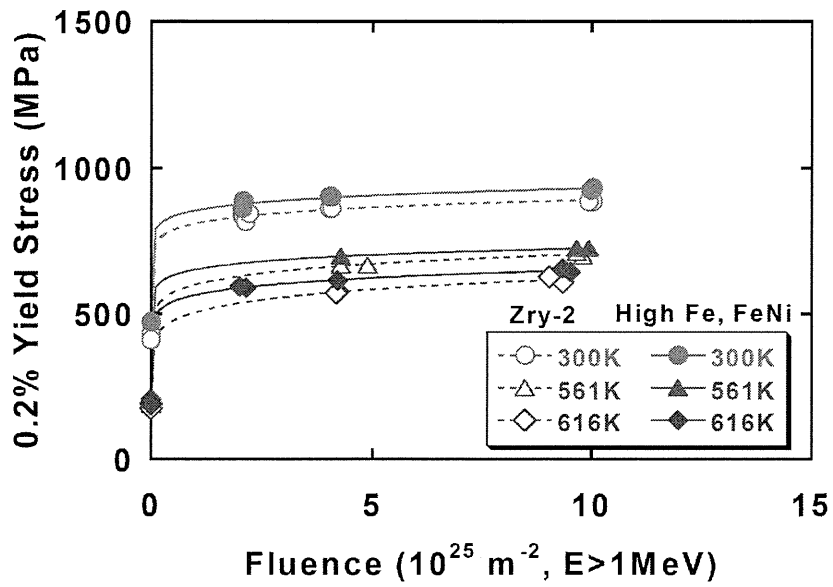


図 3-4 引張試験結果 (降伏応力) ^[3-5]

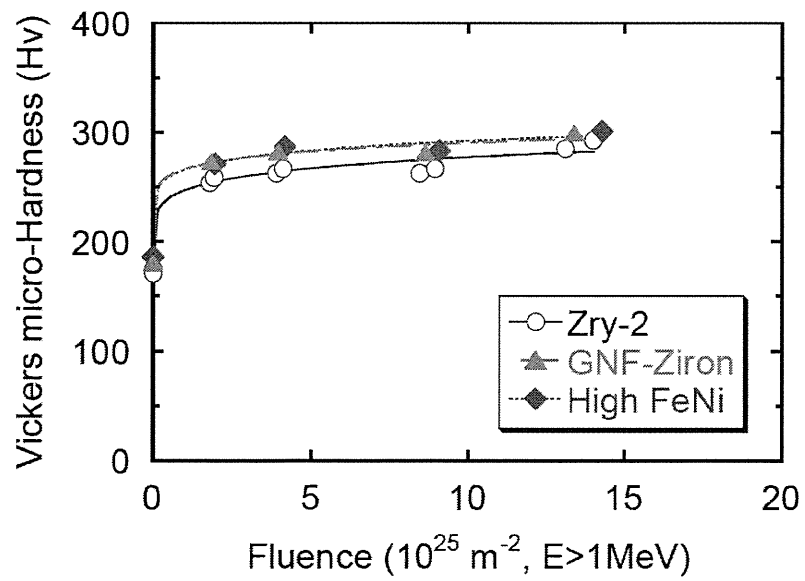


図 3-5 硬さ測定結果^[3-1]

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

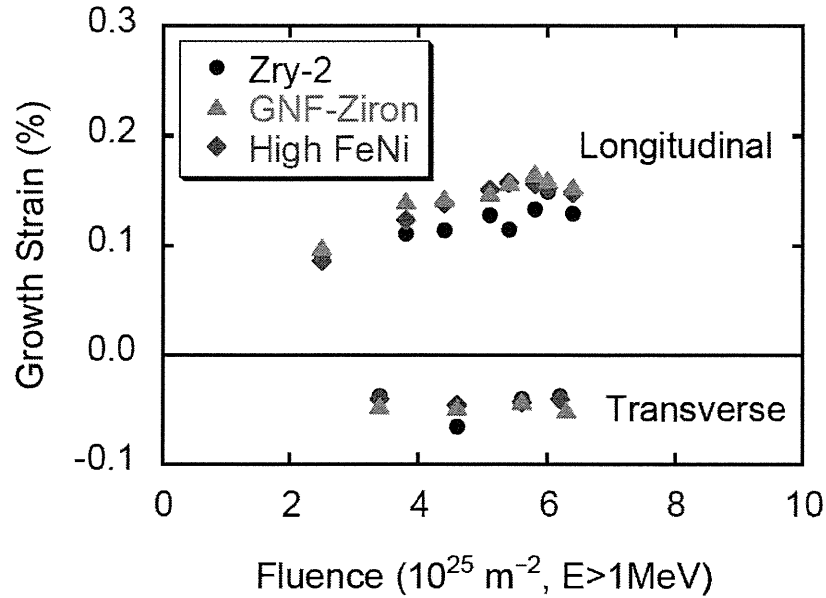
熱膨張係数に関しても合金組成の影響は小さく、PRIME では同一の熱膨張係数式をジルコニウム及びジルカロイ-2に適用している。

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。

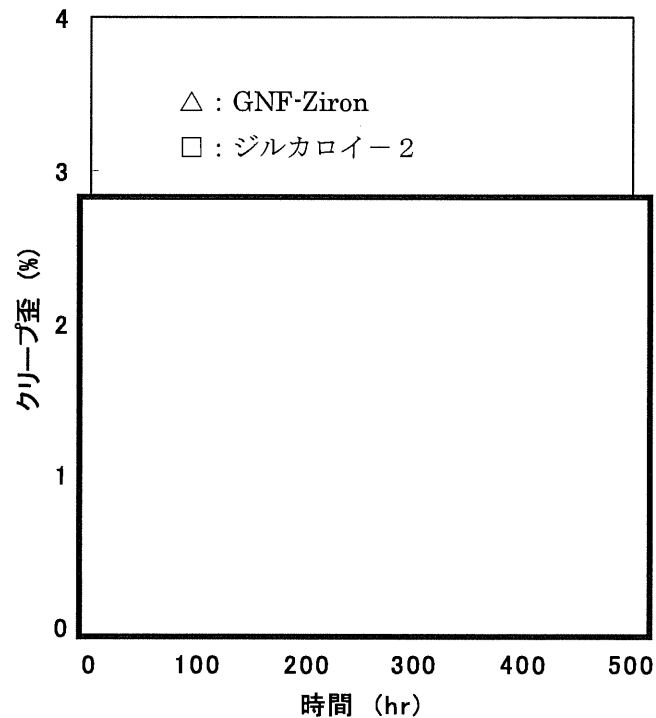


図 3-7 クリープ試験結果（未照射材）

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℃・応力約 160MPa、及び温度 400℃・応力約 80MPa の 2 条件で試験を実施した。

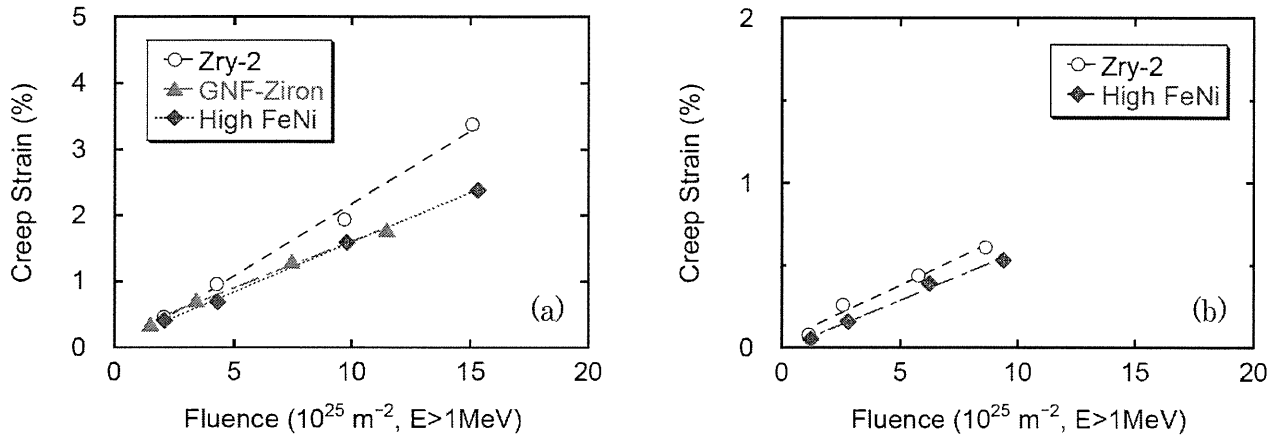


Fig. 19 Creep strain of creep specimen in irradiation test #3 as a function of fast neutron fluence (a) 150 MPa, (b) 80 MPa in circumferential stress at irradiation temperature (Zry-2: Zry-2(2))

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

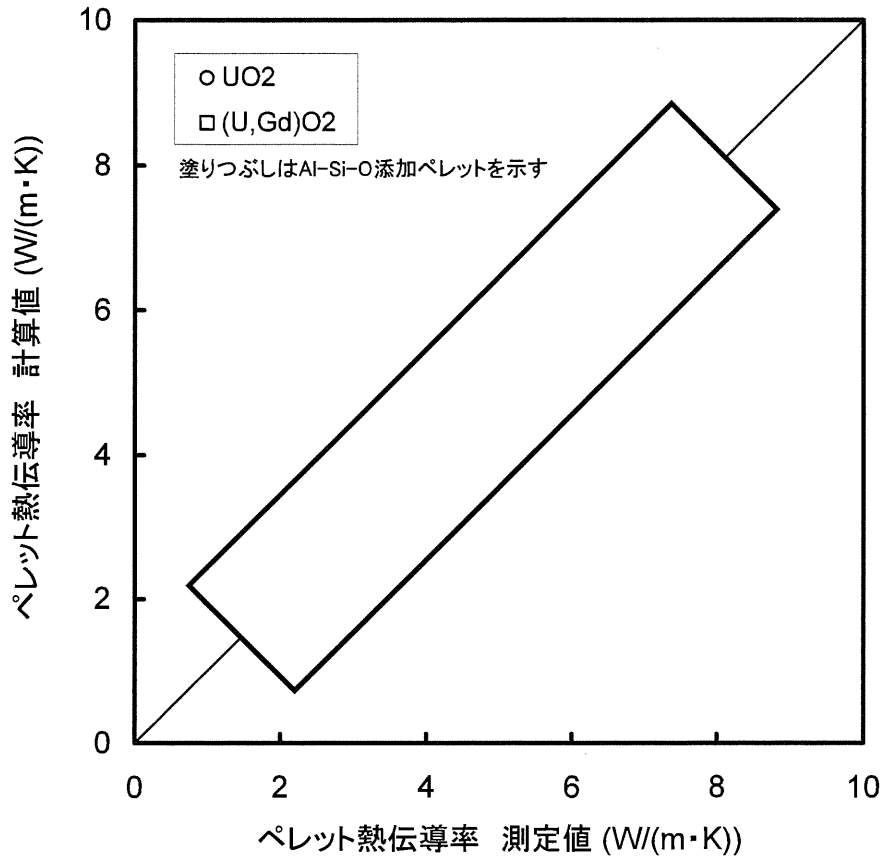
—： 無添加ペレットと同一のモデル

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



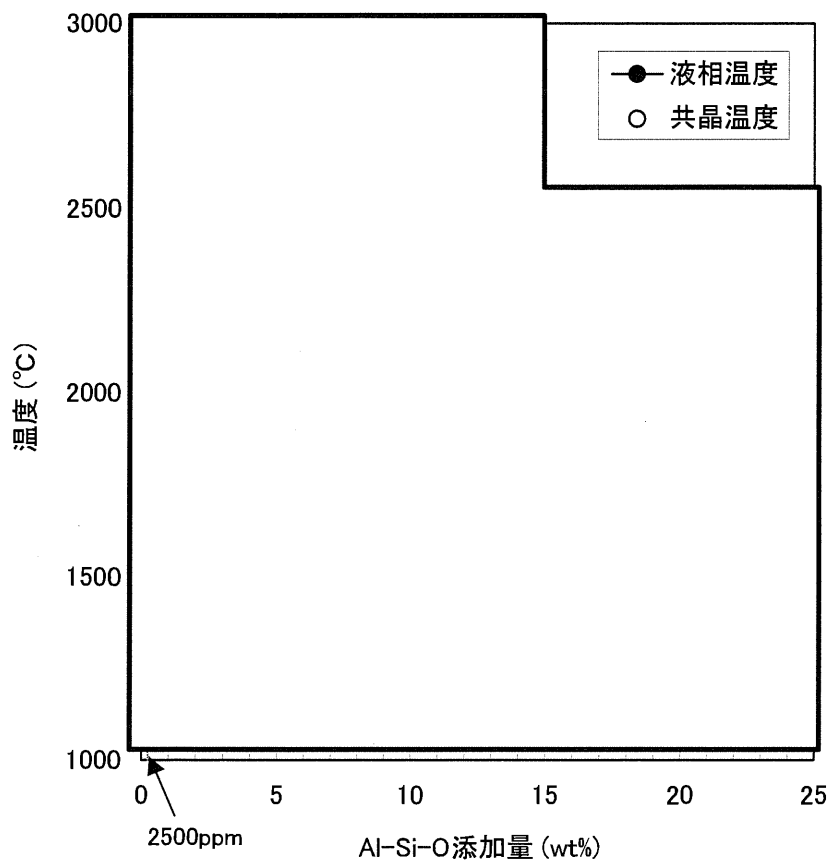
付図1 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

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）。

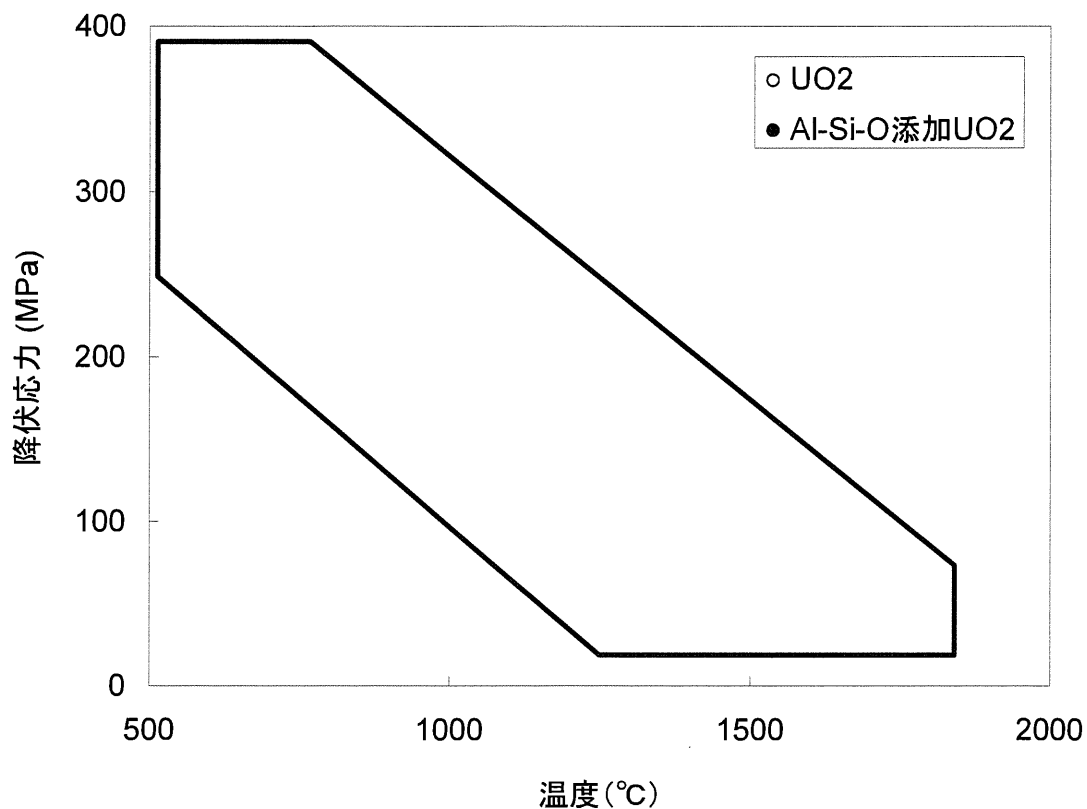
JNES 9x9 データ [2-2]	試料数	ペレット燃焼度 (GWd/t)	ペレット密度 (%TD)	温度範囲 (K)
Al-Si-O 250ppm 添加 UO ₂	2	47, 67	94.8, 92.2	460~1910
Al-Si-O 250ppm 添加(U,Gd)O ₂ (Gd ₂ O ₃ 濃度 5%)	1	52	92.3	470~1750

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)

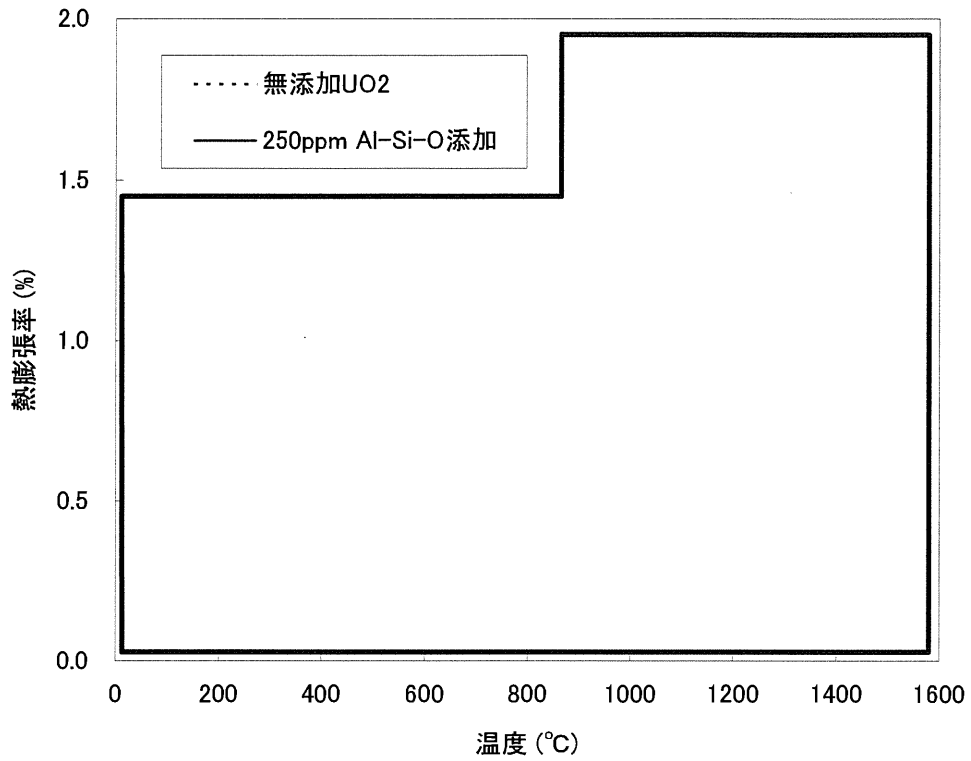
試験方法 : 試料部に電気炉を備えた材料試験機による定速度圧縮法。

[] 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		

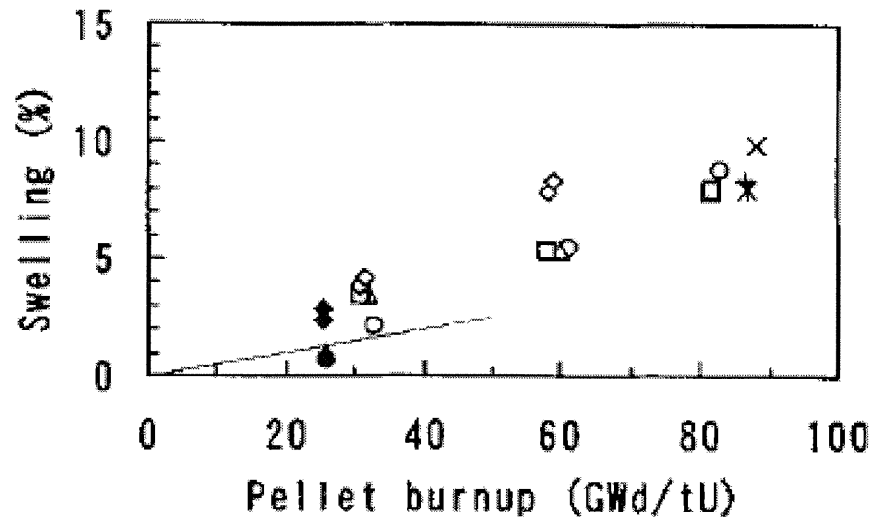


Fig. 10 Pellet swelling during steady state irradiation.

○: 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。

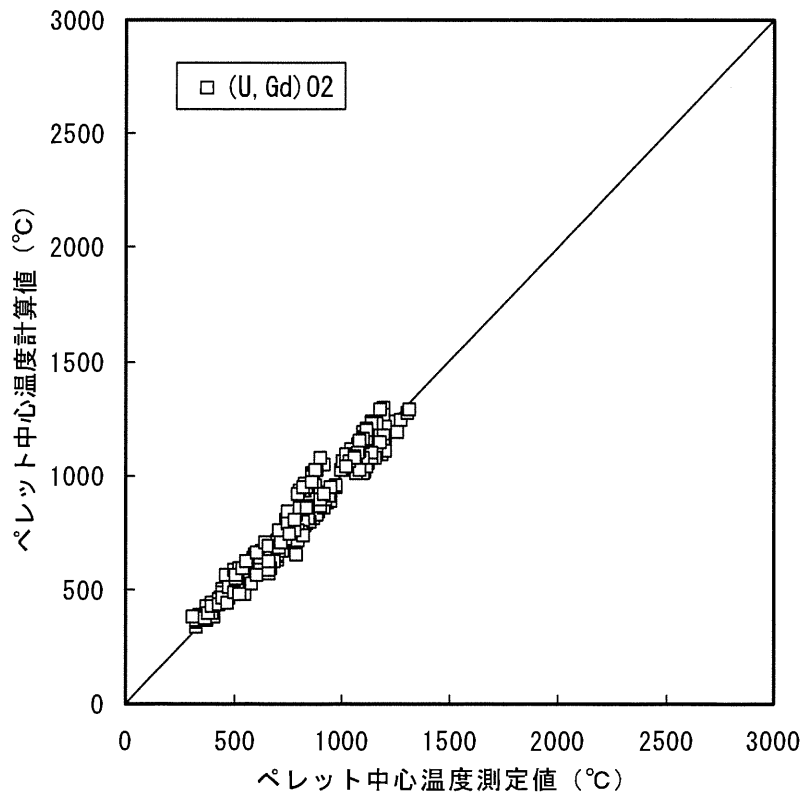
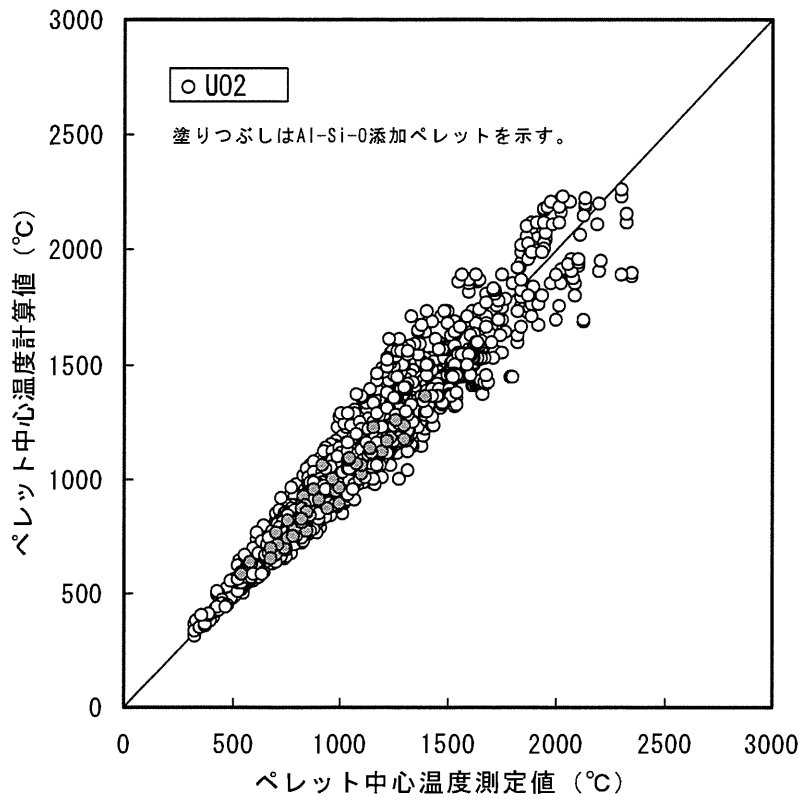


図 3-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

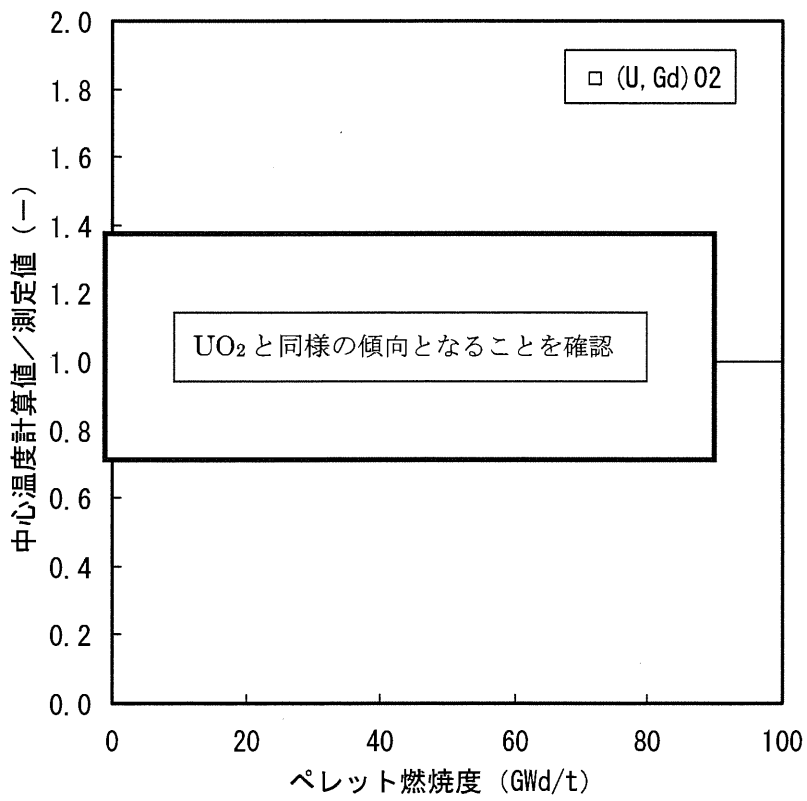
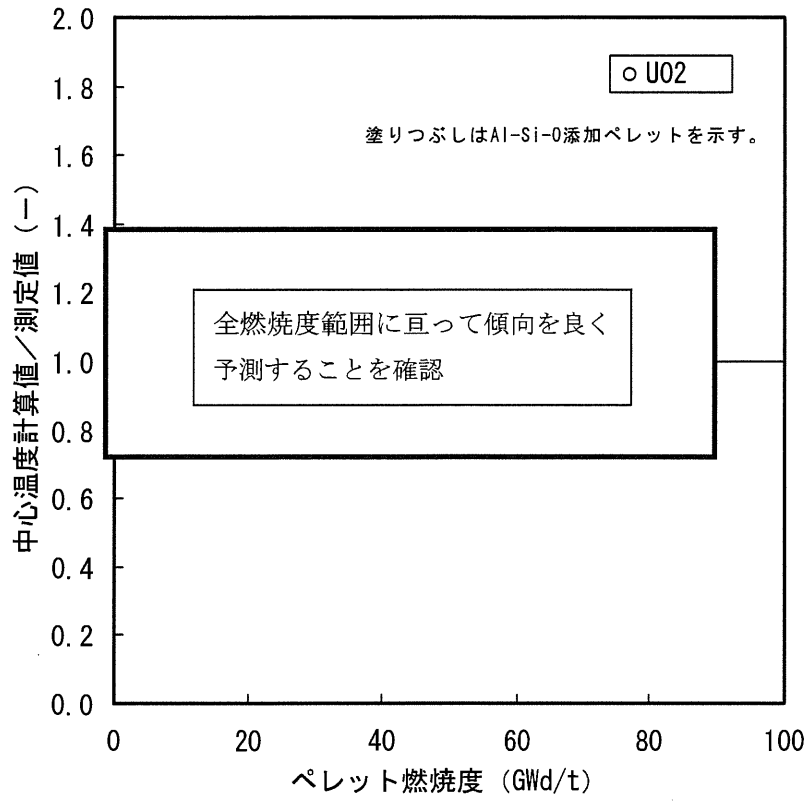


図 3-2 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(ペレット中心温度の計算値/測定値の燃焼度変化)

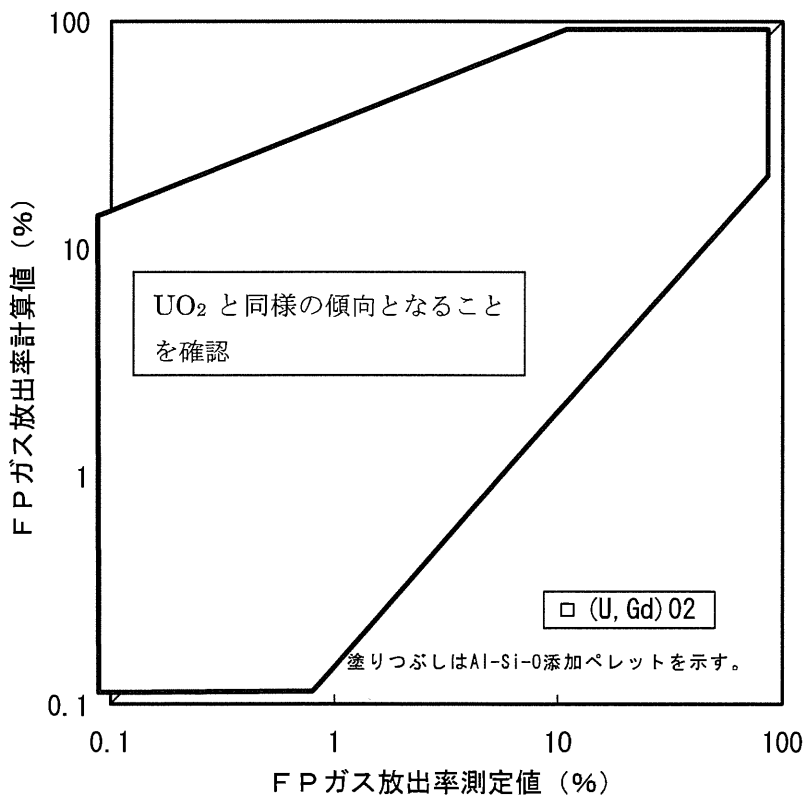
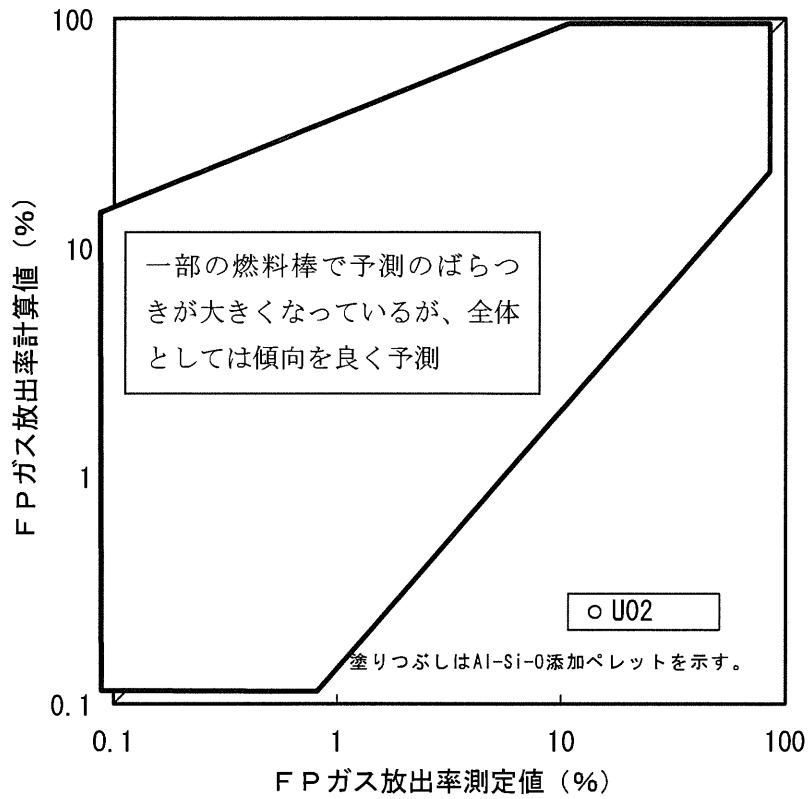


図 3-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

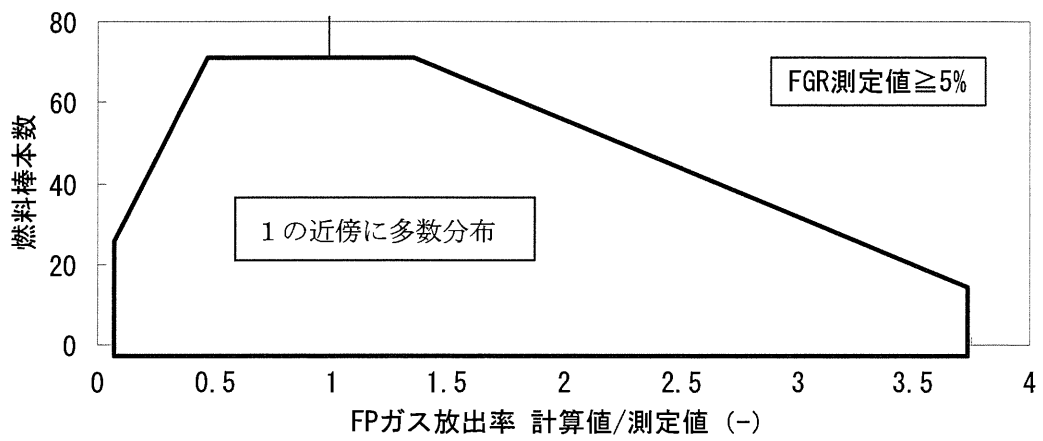


図 3-4 FP ガス放出率の測定値と計算値の比の分布
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

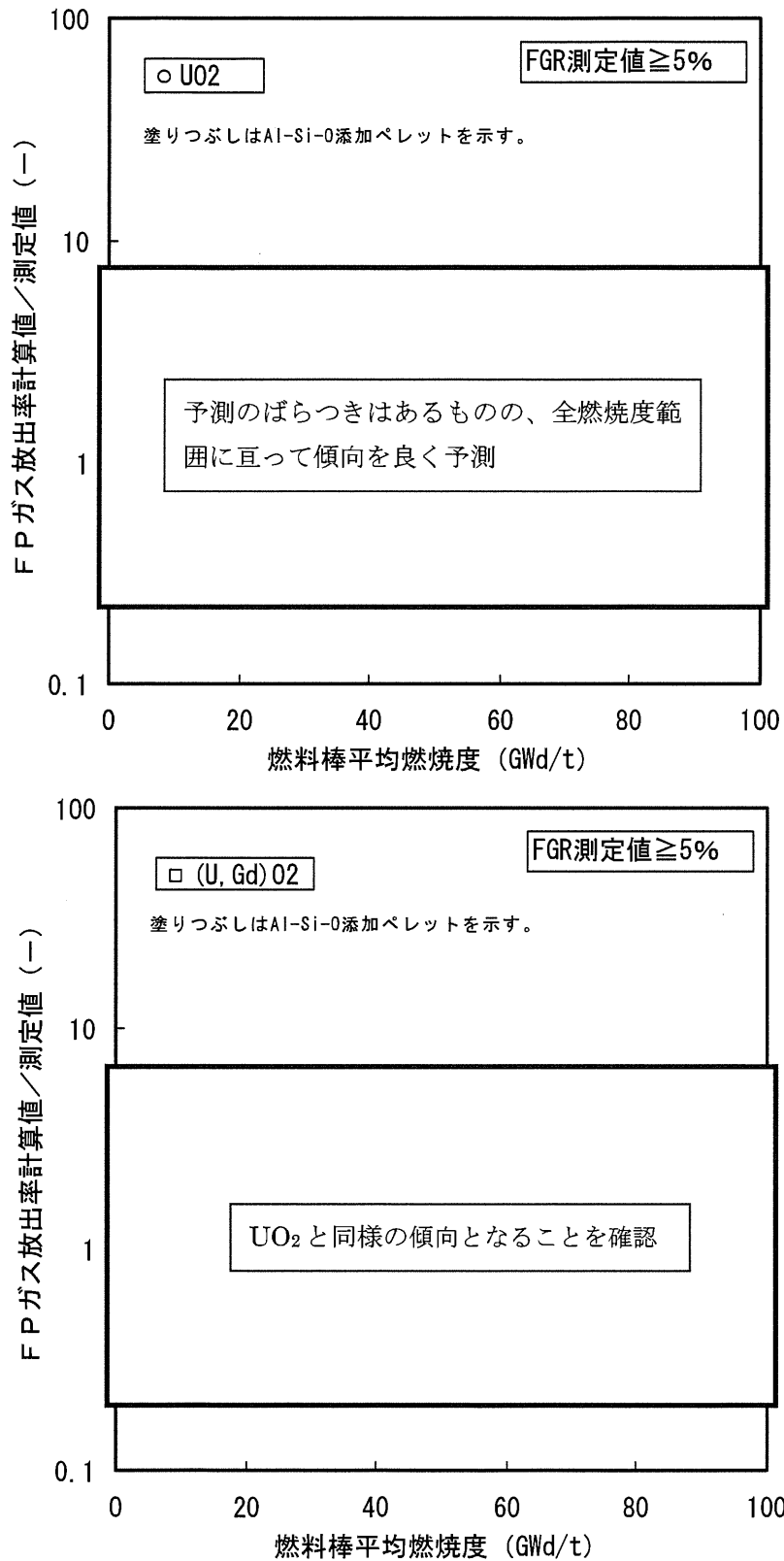


図 3-5 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値／測定値の燃焼度変化)

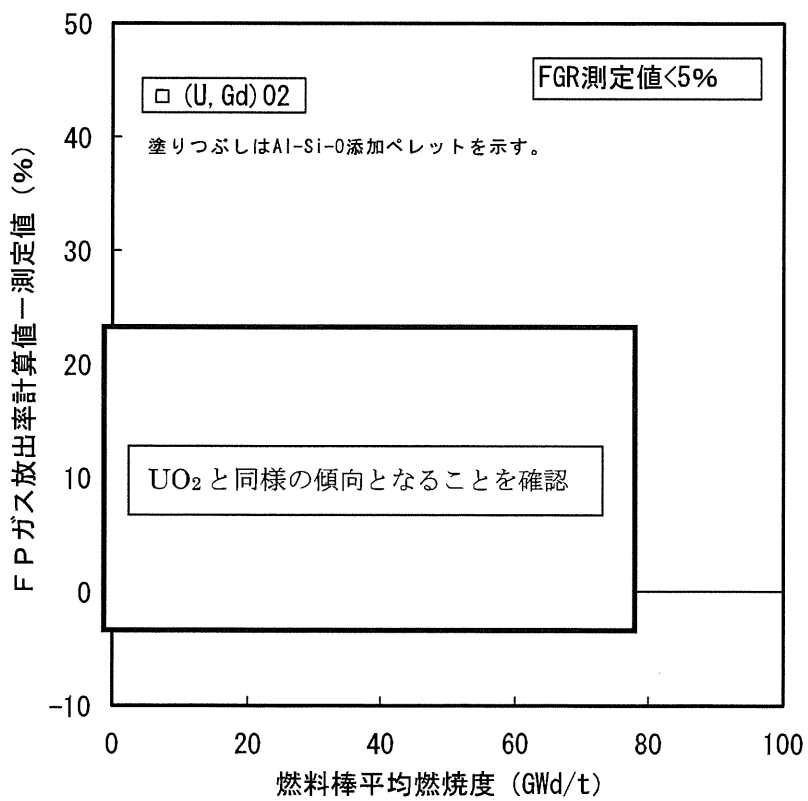
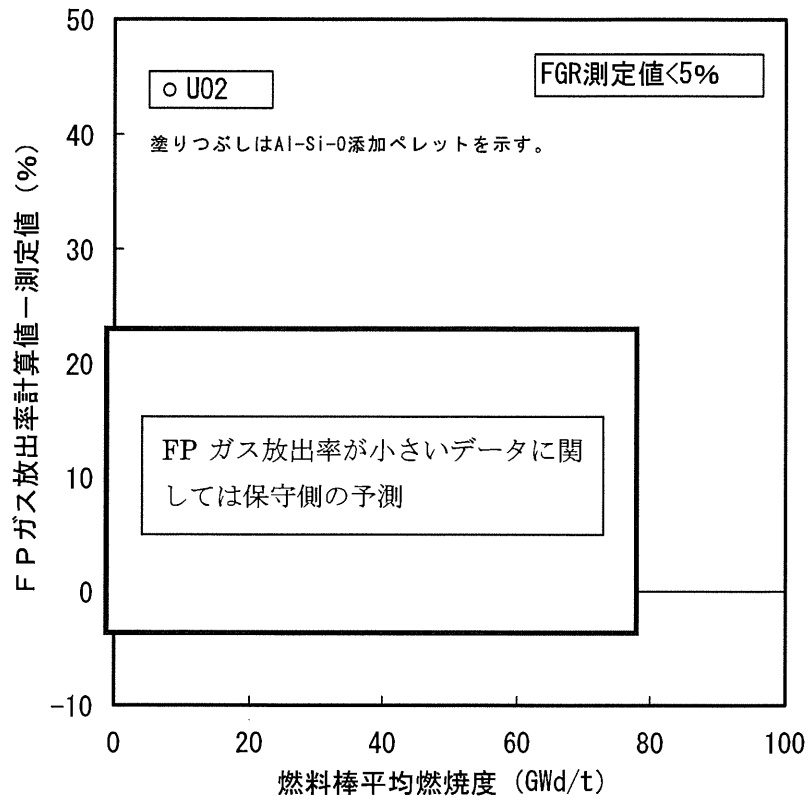


図 3-5 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
 (FP ガス放出率の (計算値-測定値) の燃焼度変化)

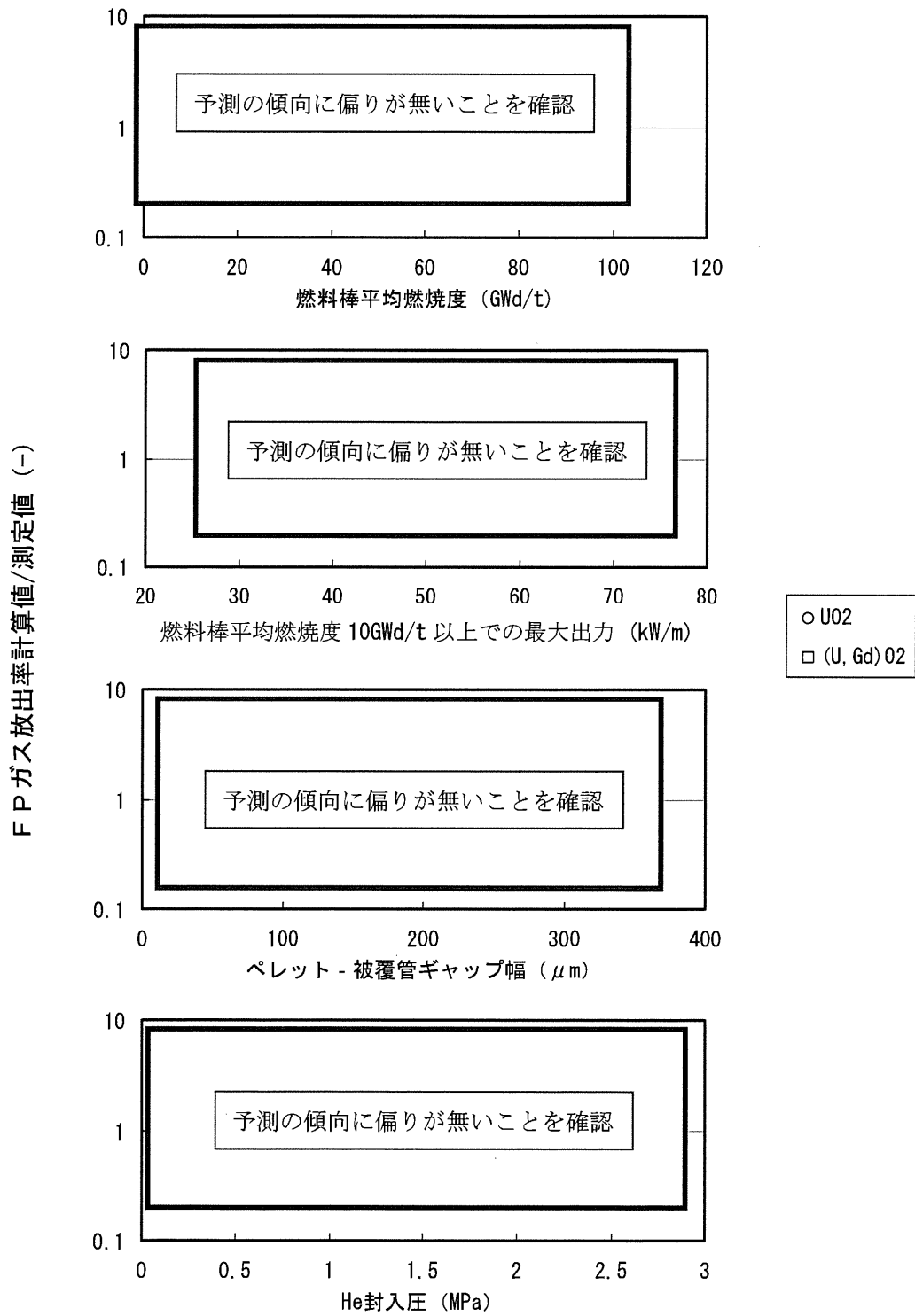


図 3-6 種々のパラメータに対する FP ガス放出率の計算値/測定値
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

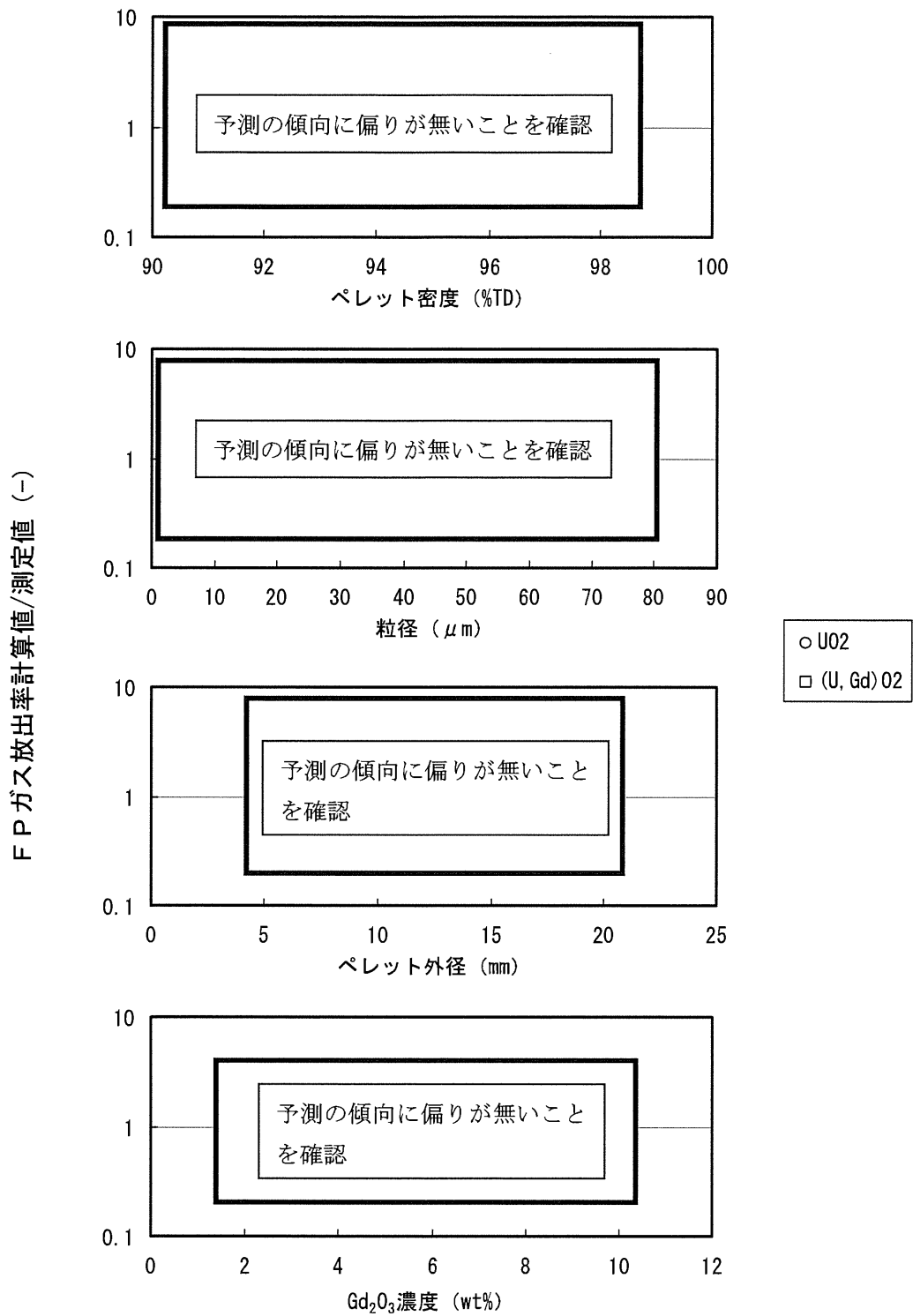


図 3-6 (続き) 種々のパラメータに対する FP ガス放出率の計算値/測定値
(FP ガス放出率の測定値が 5%以上のデータについて)

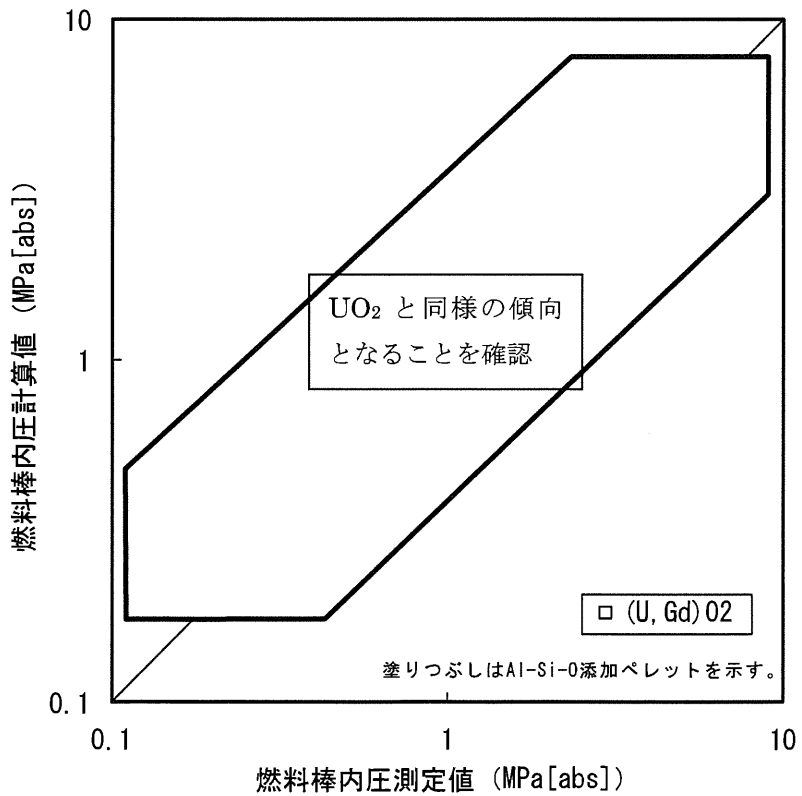
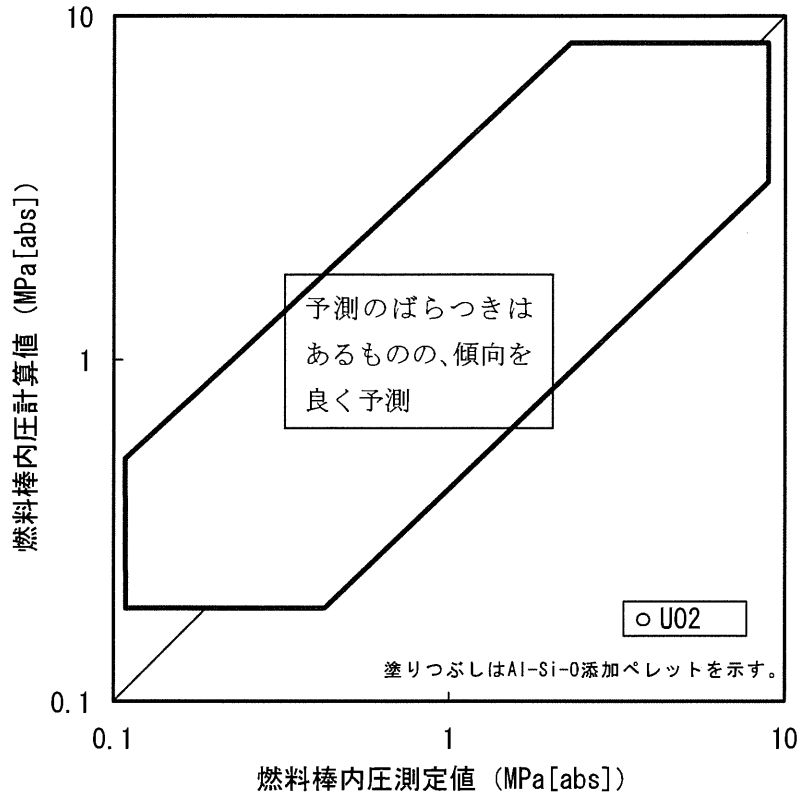


図 3-7 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

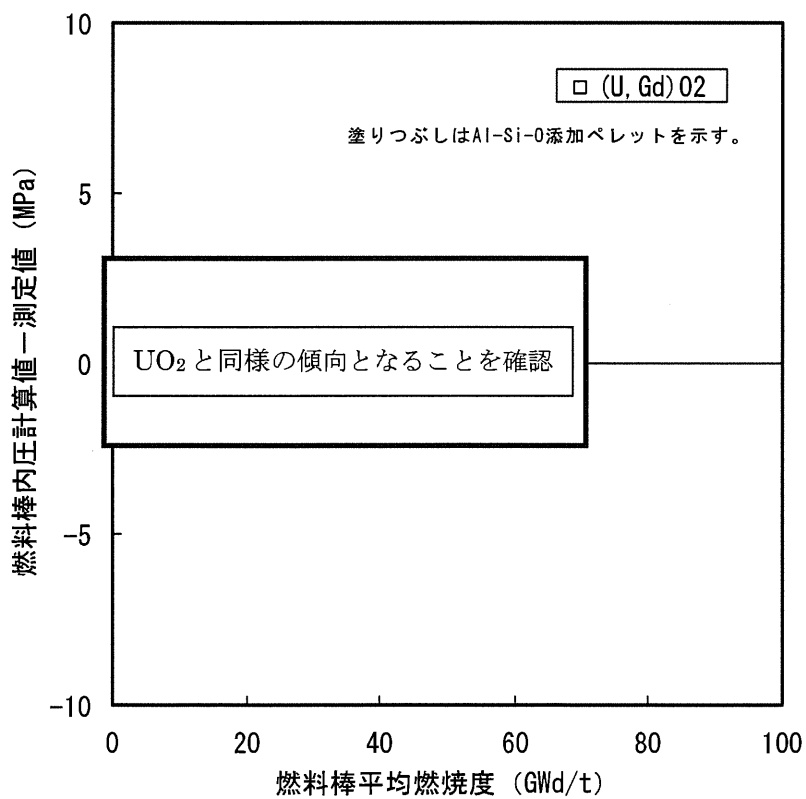
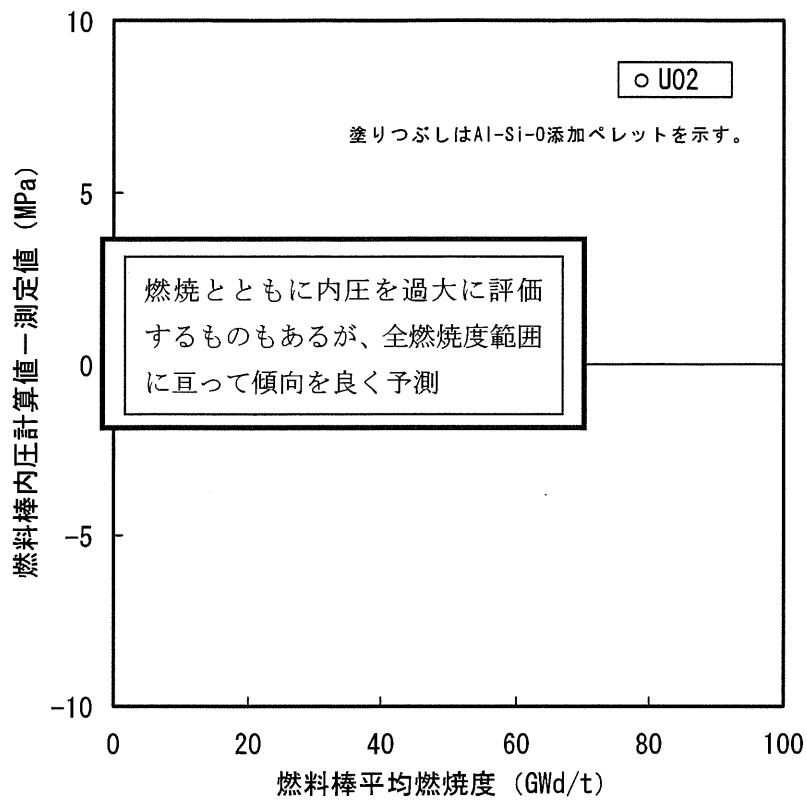


図 3-8 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(燃料棒内圧の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

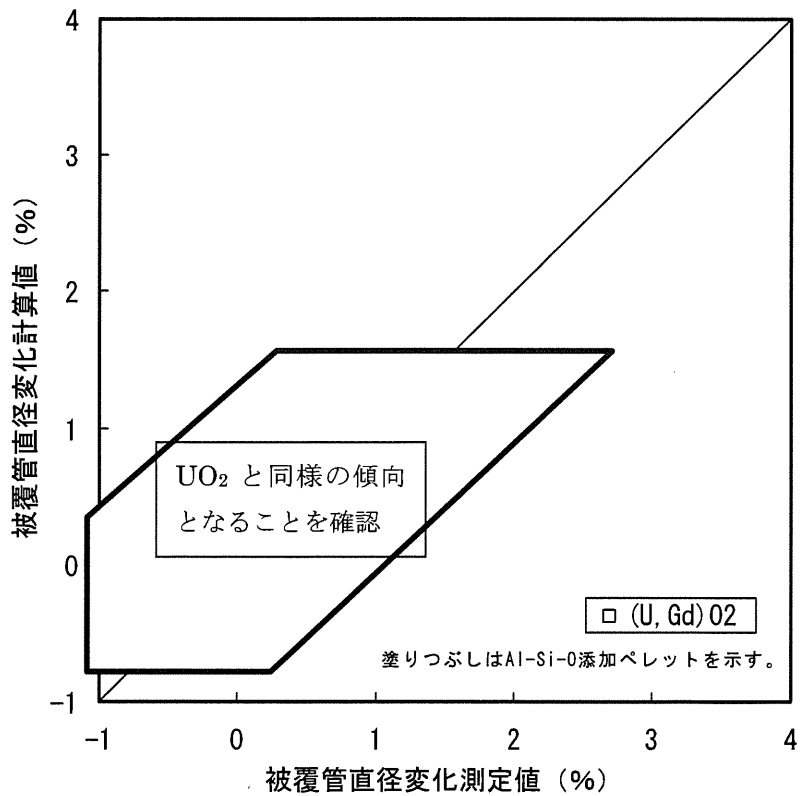
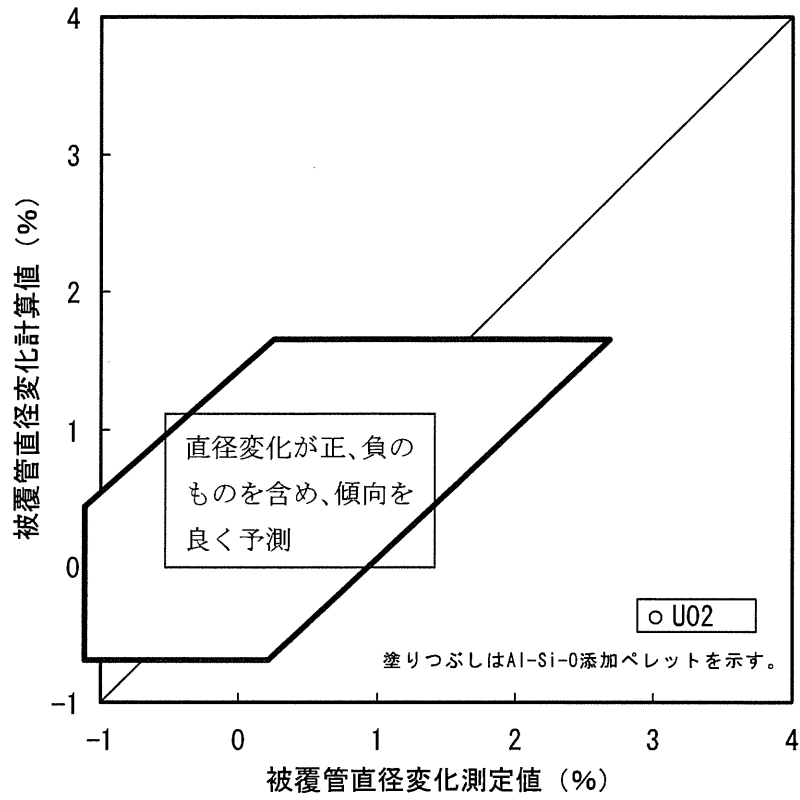


図 3-9 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

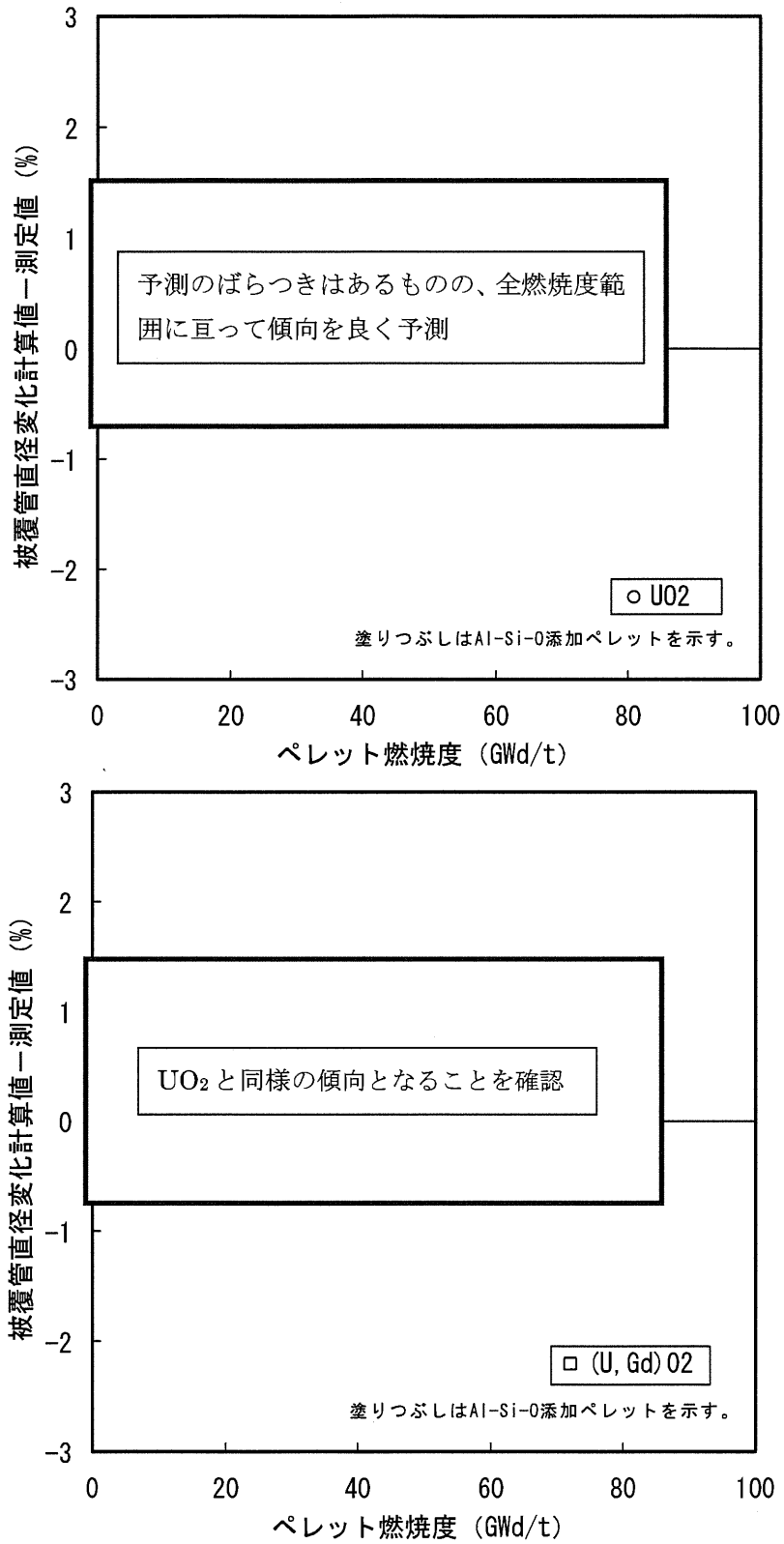


図 3-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
 (被覆管直径変化の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

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

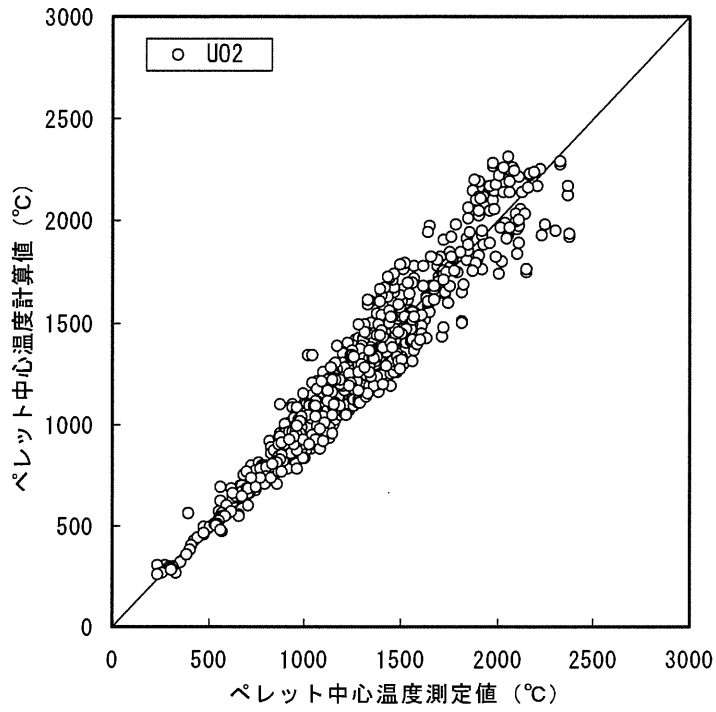
こととし、変動解析項目の1つとして取り扱うこととした。

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。

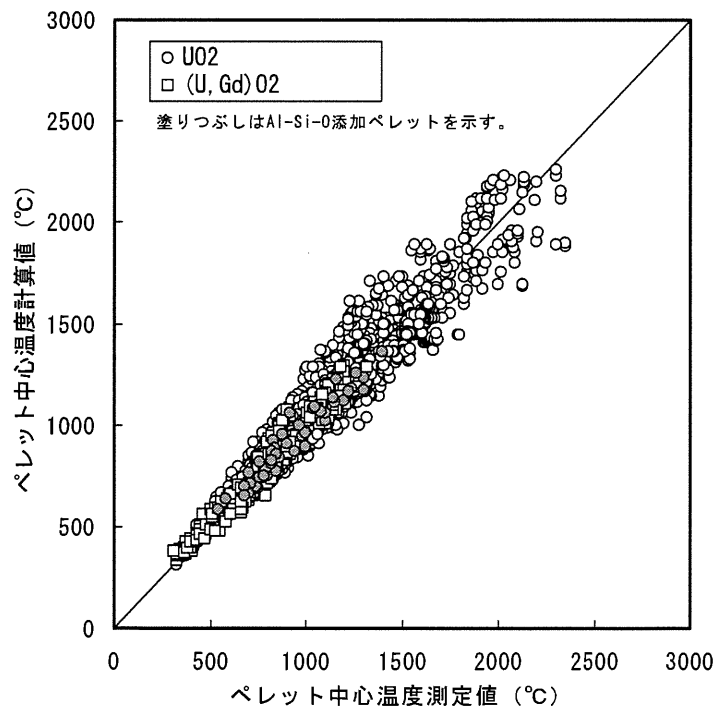
5. 検証結果の比較

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）

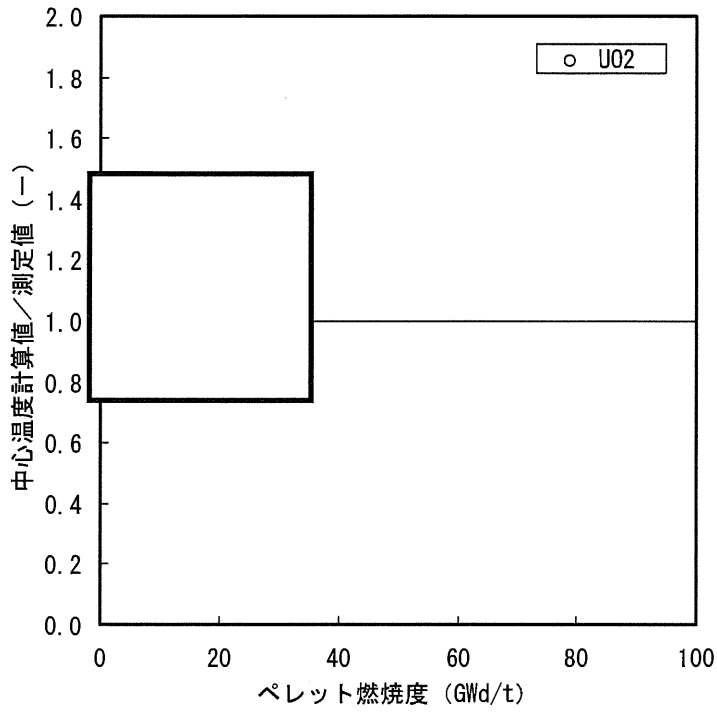


PRIME01

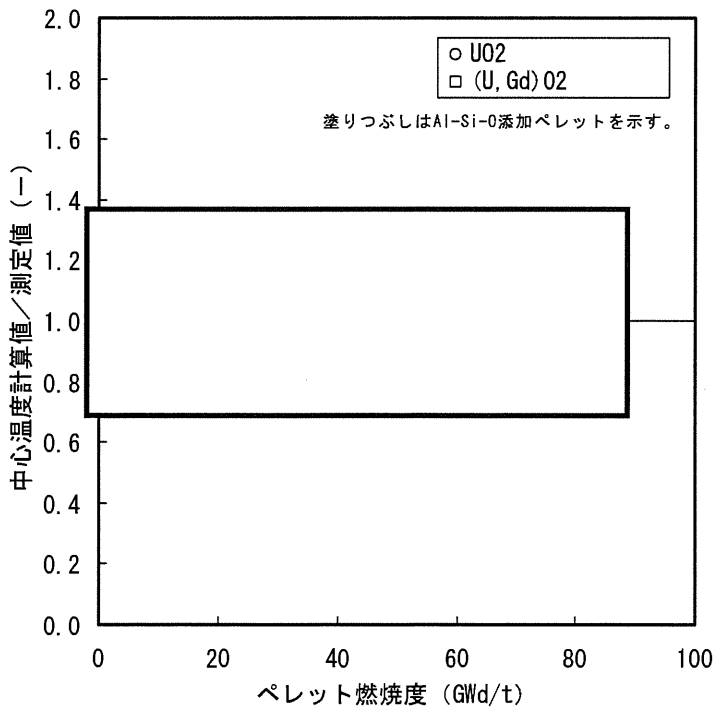


PRIME03

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

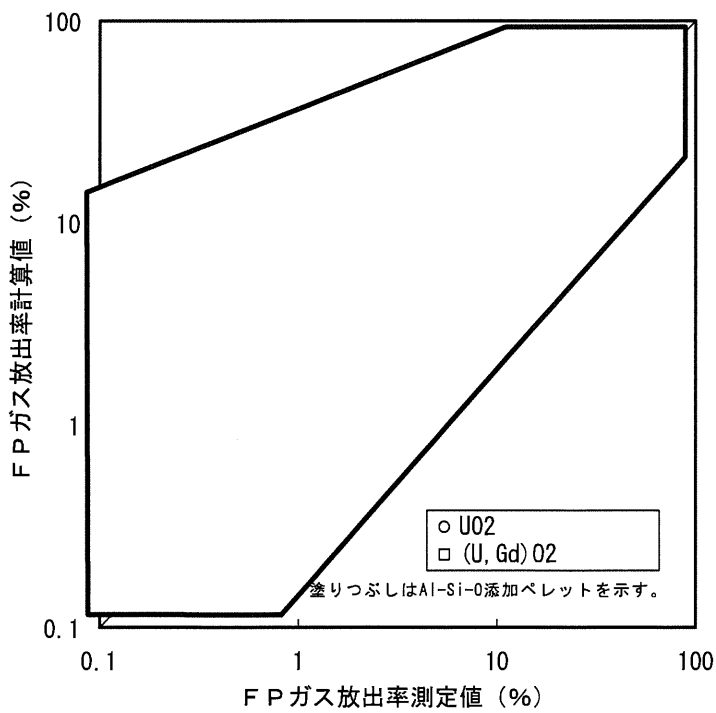
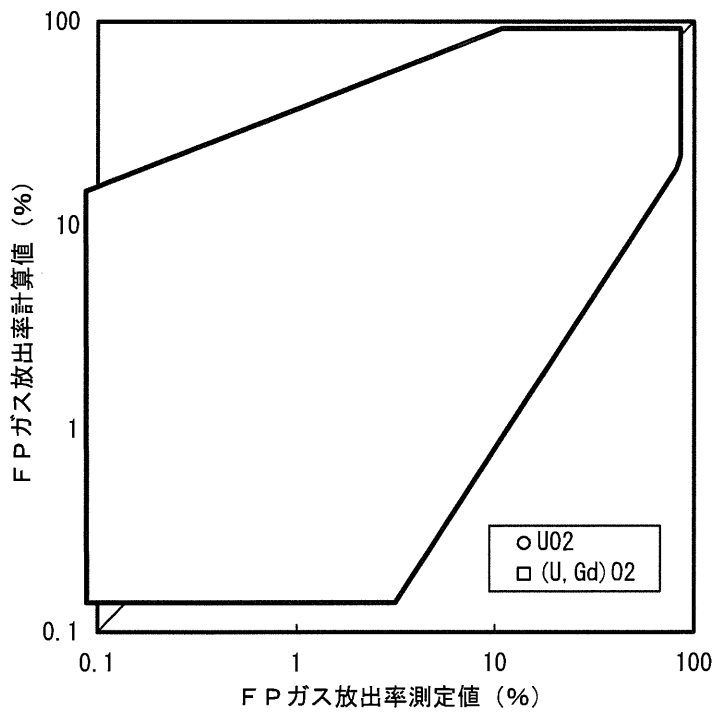


図 5-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較

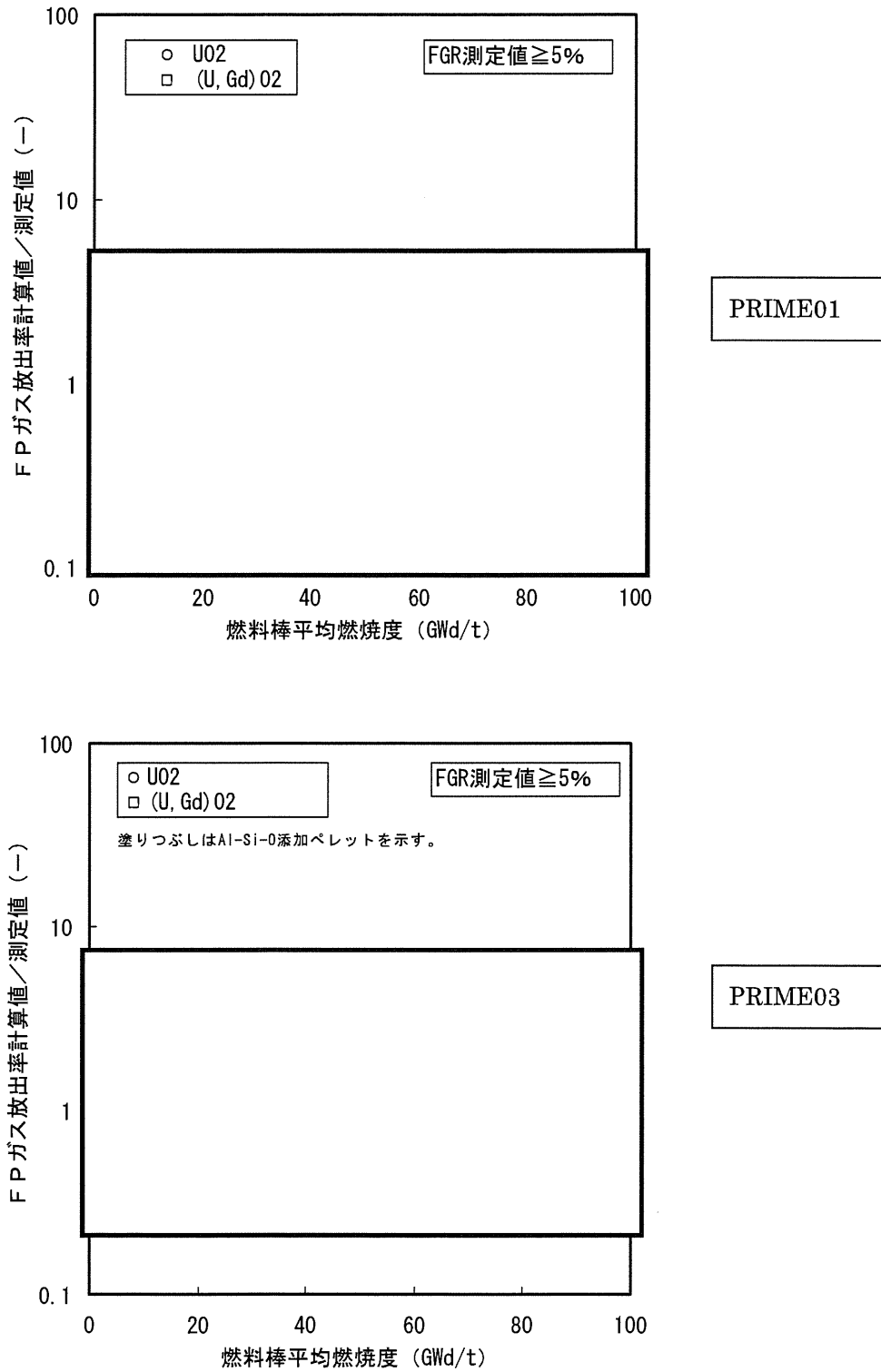


図 5-4 FP ガス放出率の計算値/測定値の燃焼度変化

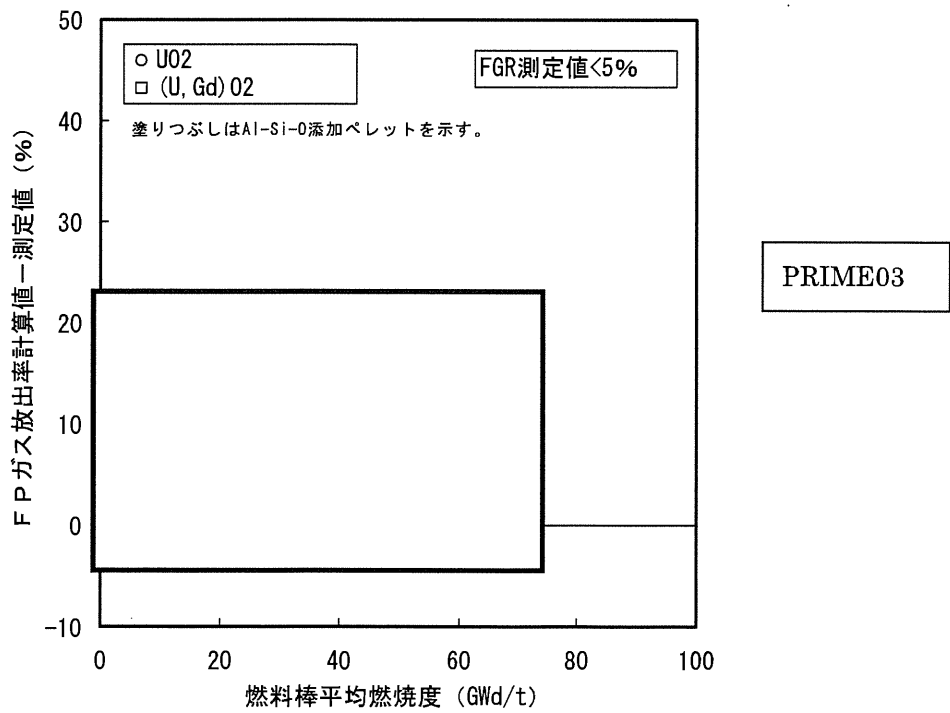
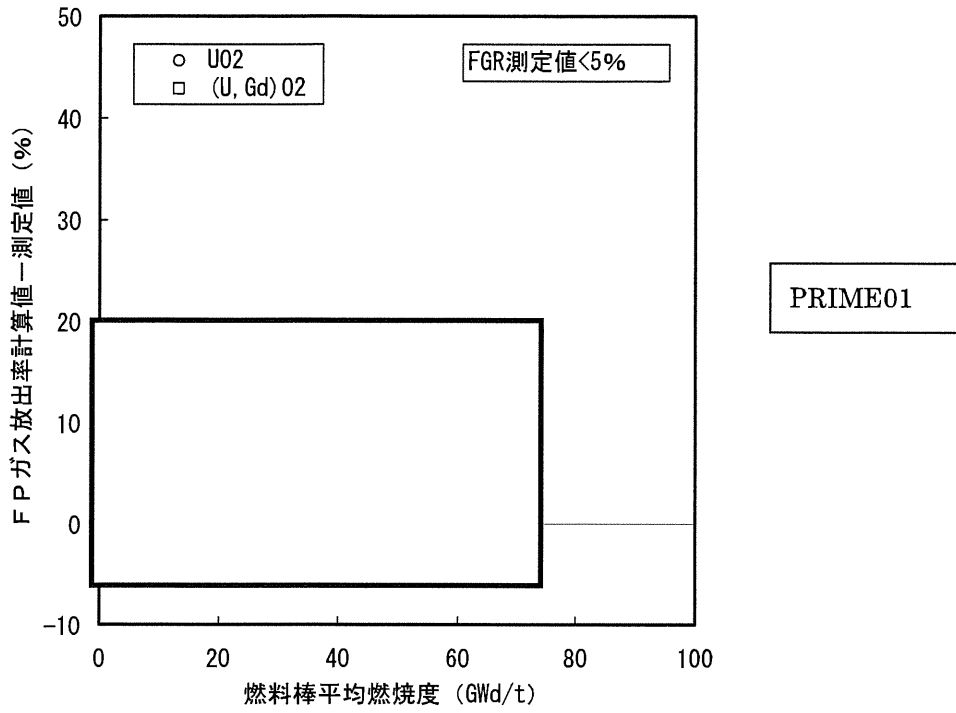


図 5-5 FP ガス放出率の (計算値－測定値) の燃焼度変化

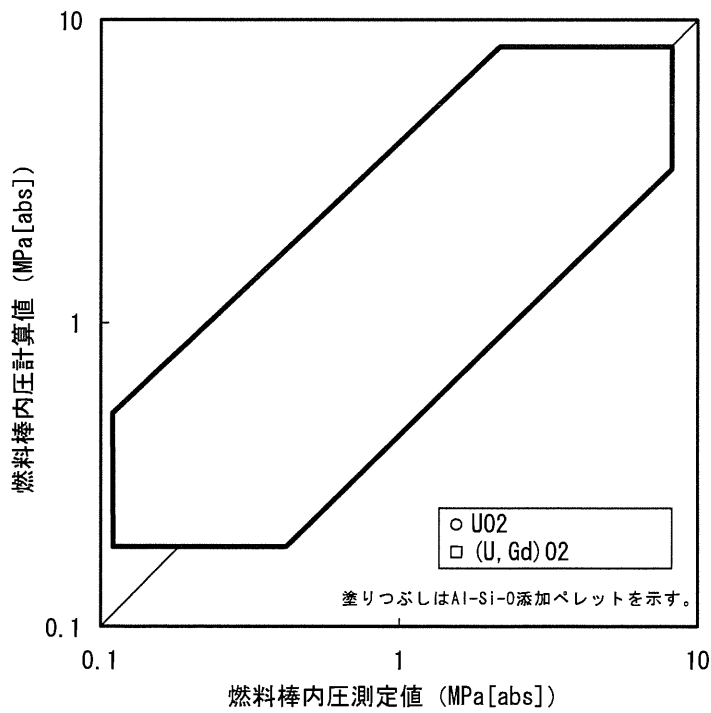
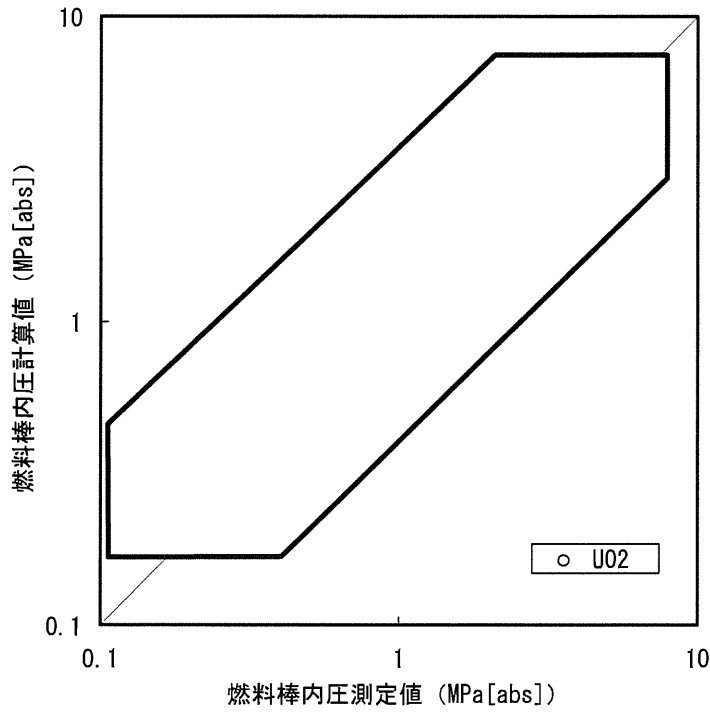
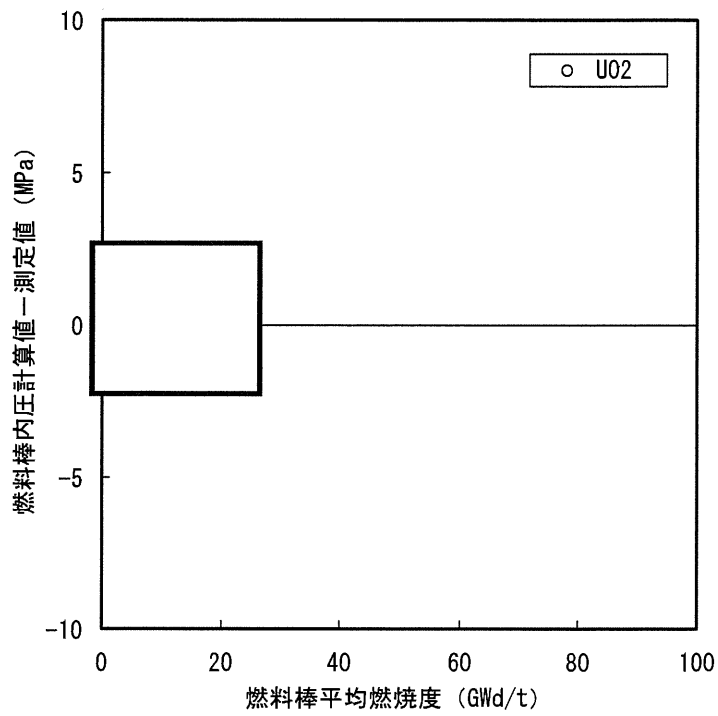
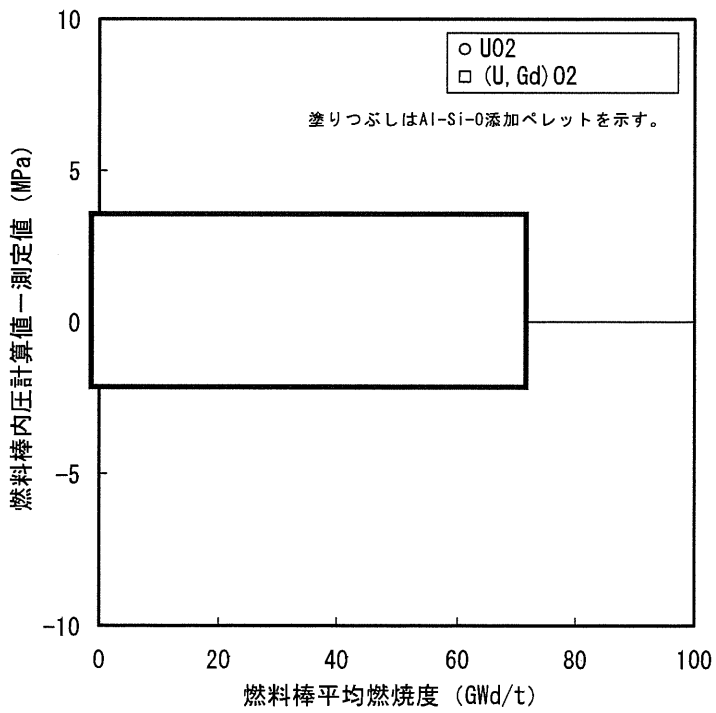


図 5-6 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較

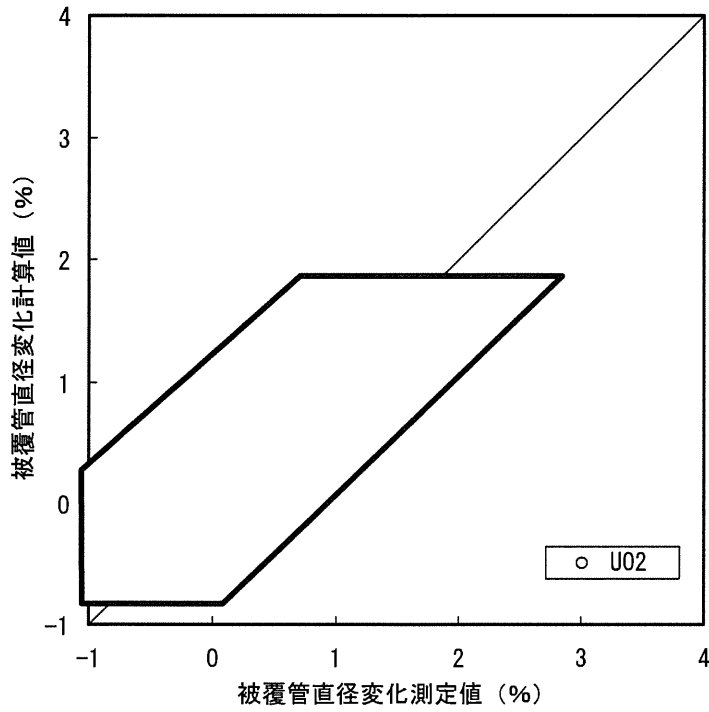


PRIME01

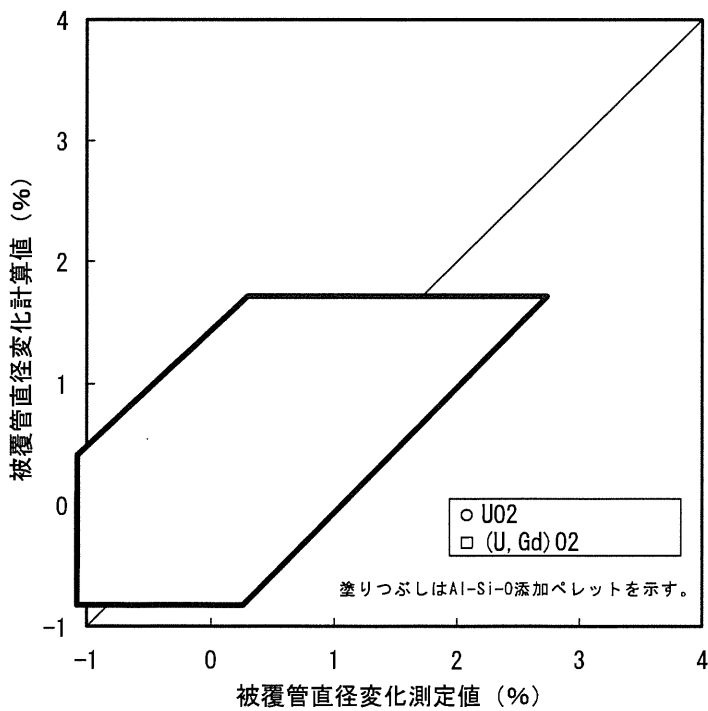


PRIME03

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

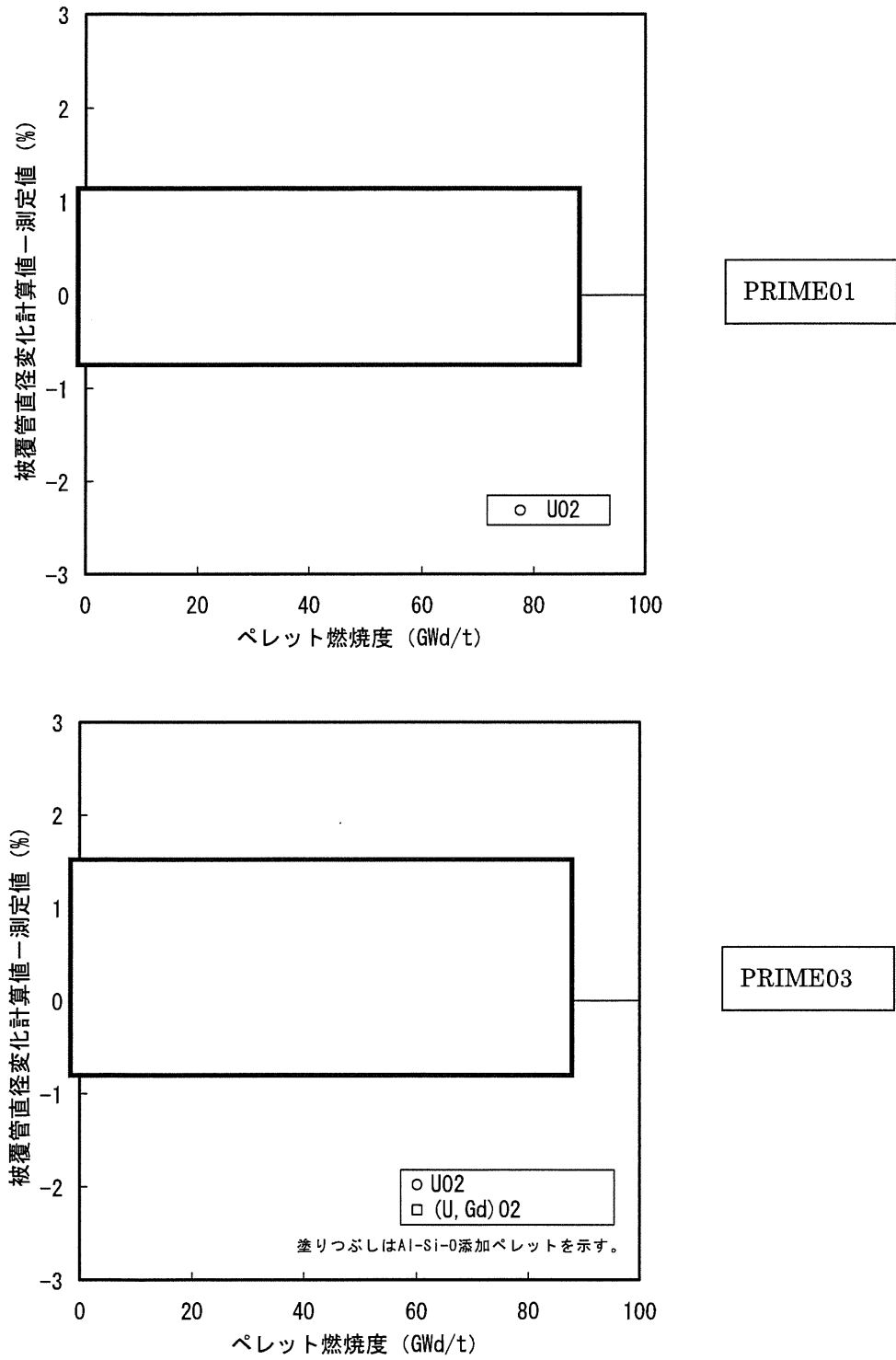
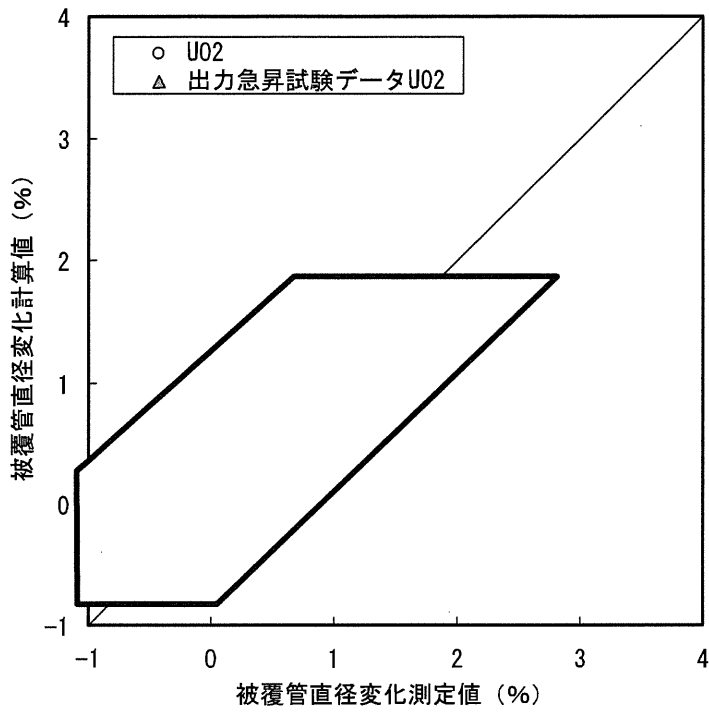
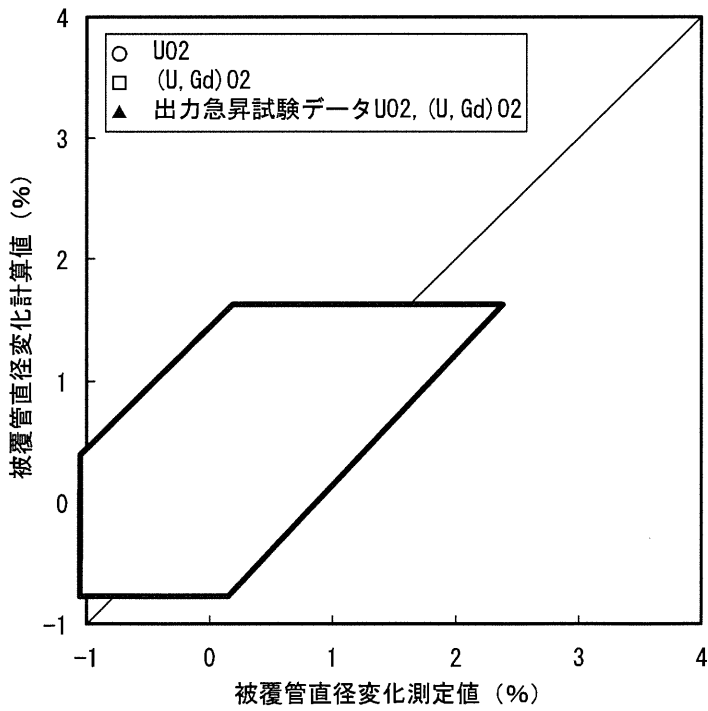


図 5-9 被覆管直径変化の(計算値-測定値)の燃焼度変化



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)

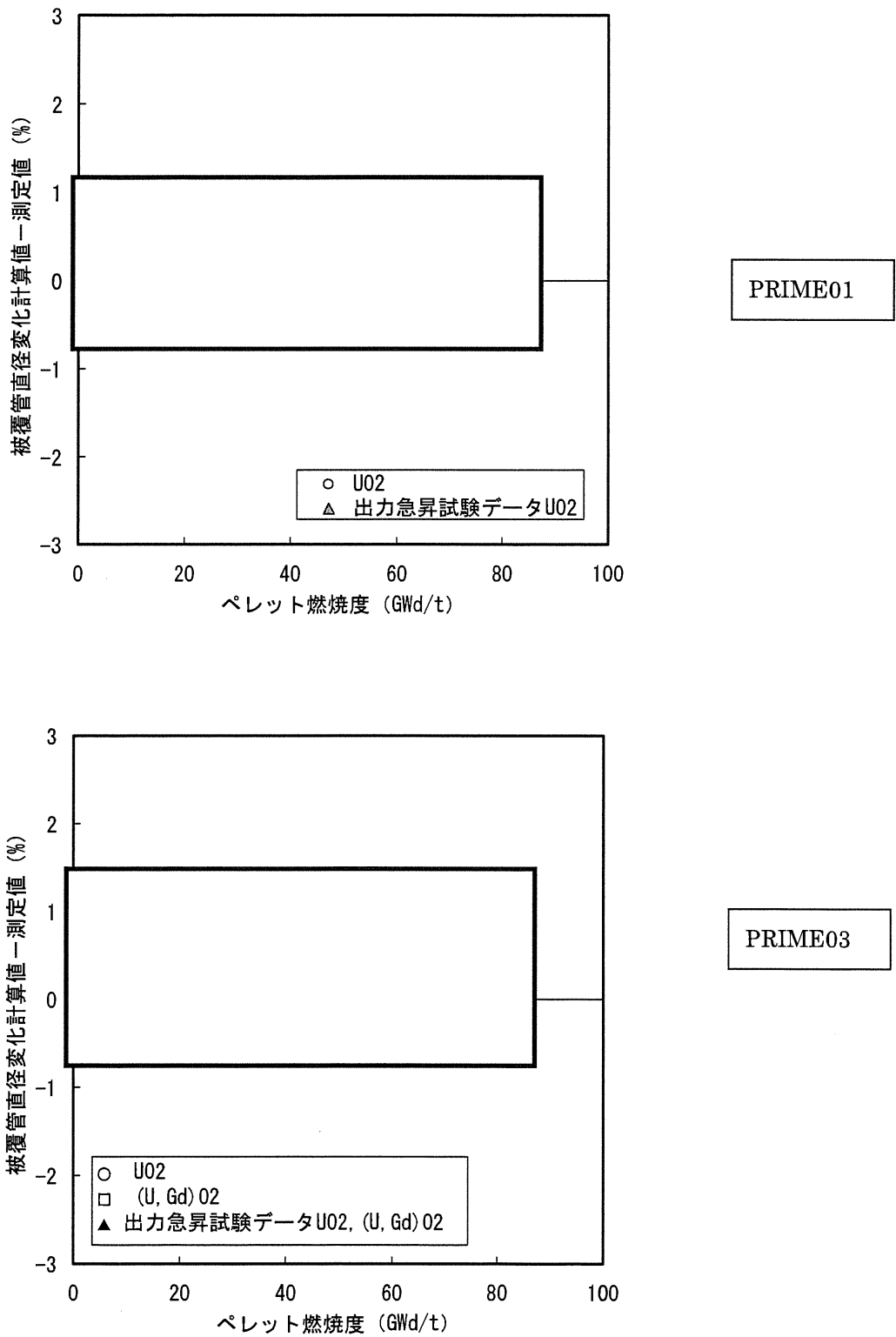


図 5-11 被覆管直径変化の (計算値-測定値) の燃焼度変化 (出力急昇試験データの識別)

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
ペレットー被覆管ギャップ幅 (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
	<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
添付書類 十	<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			

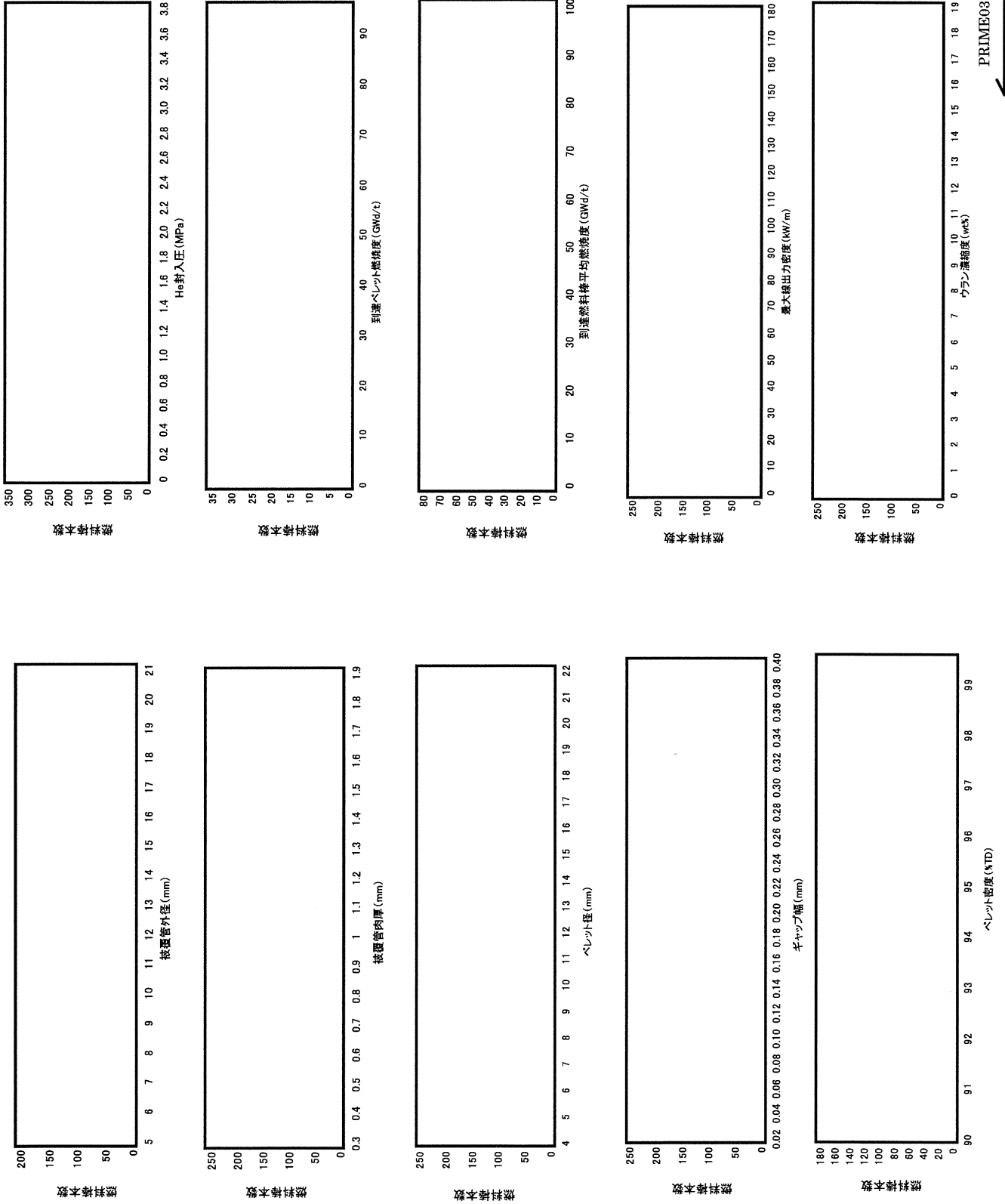
3. 照射挙動モデル

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		
径方向出力分布	P/C ギャップ幅			
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			
He ガス放出	ペレット結晶粒径			

参考文献

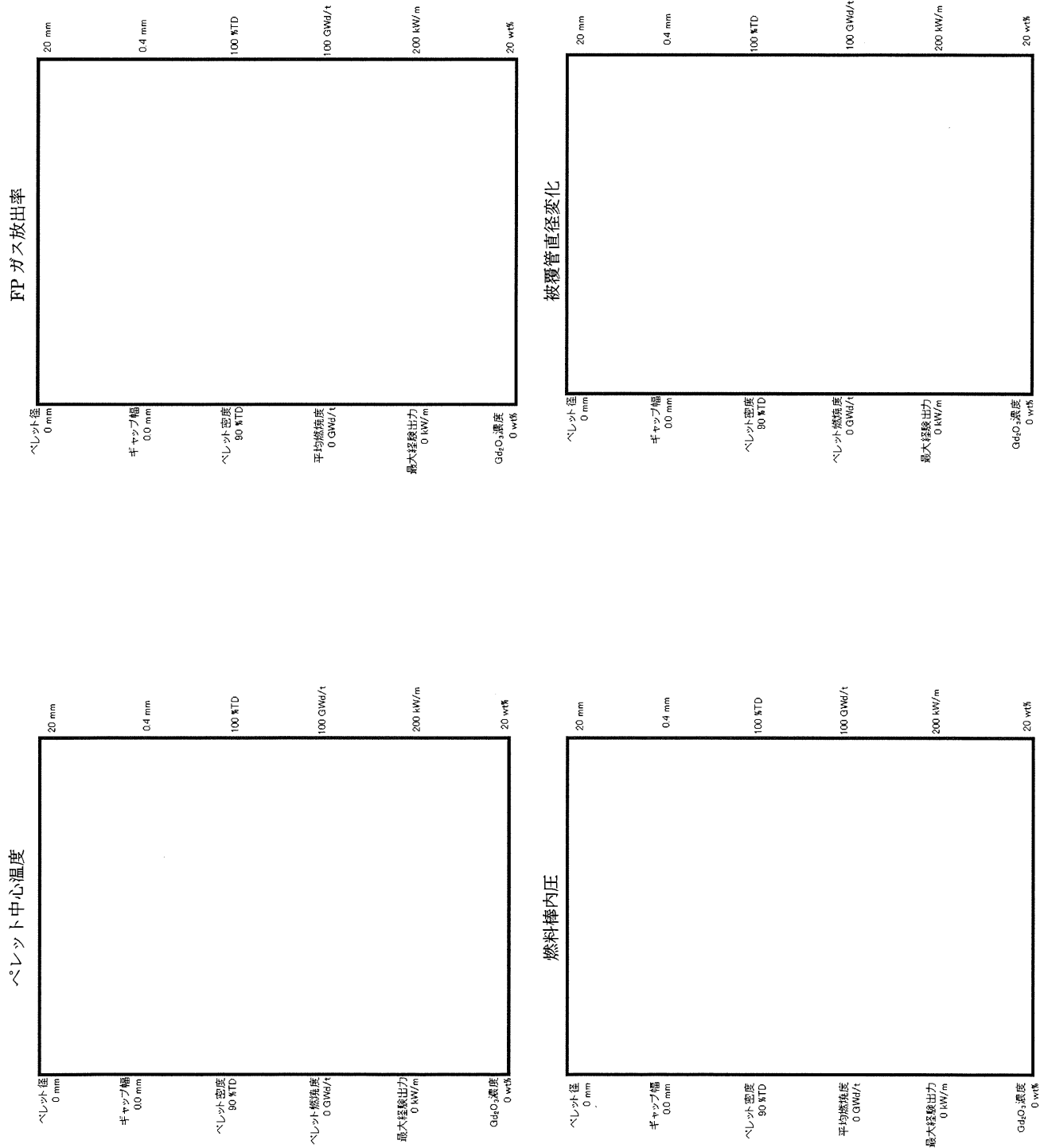
- [1] M. Amaya et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO_2 and $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ Pellets", J. Nucl. Mater., 300 (2002) 57
- [2] Hirai et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ ", J. Nucl. Sci. Tech. 28 (1991) 995
- [3] 「平成13年度 高燃焼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., "UO₂ 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>

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> $T_{\text{met}} = 2805 - f(G)$ $= 2805 - f(G) - 3.2 \cdot (E - 30)$ </p> <p> $(E \leq 30)$ $(E > 30)$ </p> <p>ここで、 T_{met} : 融点 (°C) G : Gd₂O₃ 濃度 (wt%) E : 燃焼度 (GWd/t) $f(G) =$ <input type="text"/> </p>	<p> $T_{\text{met}} = 2805 - f(G) - 3.2 \cdot E$ </p> <p>ここで、 T_{met} : 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																																																																																
	<p>(3) モデルの特性と旧モデルとの比較</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>(O) 単位:℃</p> <table border="1"> <caption>PRIME03 Data (Approximate)</caption> <thead> <tr> <th>燃焼度 (GWd/t)</th> <th>UO2 (℃)</th> <th>Gd2O3 5wt% (℃)</th> <th>Gd2O3 10wt% (℃)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>0</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>10</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>20</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>30</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>40</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>50</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>60</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>70</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>80</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> </tbody> </table>	燃焼度 (GWd/t)	UO2 (℃)	Gd2O3 5wt% (℃)	Gd2O3 10wt% (℃)	0	2800	2800	2800	10	2800	2800	2800	20	2800	2800	2800	30	2800	2800	2800	40	2800	2800	2800	50	2800	2800	2800	60	2800	2800	2800	70	2800	2800	2800	80	2800	2800	2800	<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>(O) 単位:℃</p> <table border="1"> <caption>PRIME01 Data (Approximate)</caption> <thead> <tr> <th>燃焼度 (GWd/t)</th> <th>UO2 (℃)</th> <th>Gd2O3 5wt% (℃)</th> <th>Gd2O3 10wt% (℃)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>0</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>10</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>20</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>30</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>40</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>50</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>60</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>70</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> <tr><td>80</td><td>2800</td><td>2800</td><td>2800</td></tr> </tbody> </table>	燃焼度 (GWd/t)	UO2 (℃)	Gd2O3 5wt% (℃)	Gd2O3 10wt% (℃)	0	2800	2800	2800	10	2800	2800	2800	20	2800	2800	2800	30	2800	2800	2800	40	2800	2800	2800	50	2800	2800	2800	60	2800	2800	2800	70	2800	2800	2800	80	2800	2800	2800
燃焼度 (GWd/t)	UO2 (℃)	Gd2O3 5wt% (℃)	Gd2O3 10wt% (℃)																																																																															
0	2800	2800	2800																																																																															
10	2800	2800	2800																																																																															
20	2800	2800	2800																																																																															
30	2800	2800	2800																																																																															
40	2800	2800	2800																																																																															
50	2800	2800	2800																																																																															
60	2800	2800	2800																																																																															
70	2800	2800	2800																																																																															
80	2800	2800	2800																																																																															
燃焼度 (GWd/t)	UO2 (℃)	Gd2O3 5wt% (℃)	Gd2O3 10wt% (℃)																																																																															
0	2800	2800	2800																																																																															
10	2800	2800	2800																																																																															
20	2800	2800	2800																																																																															
30	2800	2800	2800																																																																															
40	2800	2800	2800																																																																															
50	2800	2800	2800																																																																															
60	2800	2800	2800																																																																															
70	2800	2800	2800																																																																															
80	2800	2800	2800																																																																															

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>
----------------------------	--	---

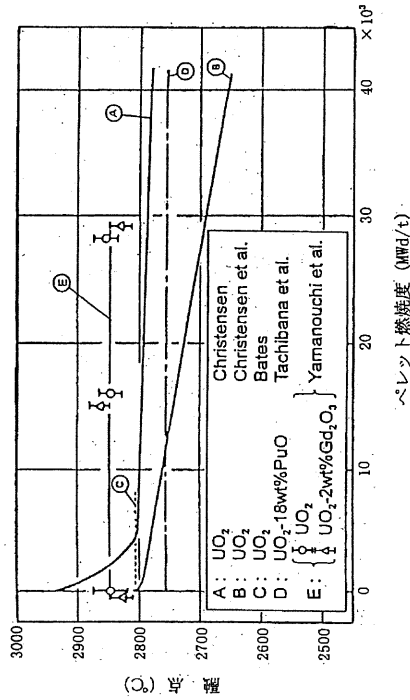


図 1 融点測定データ^[1]

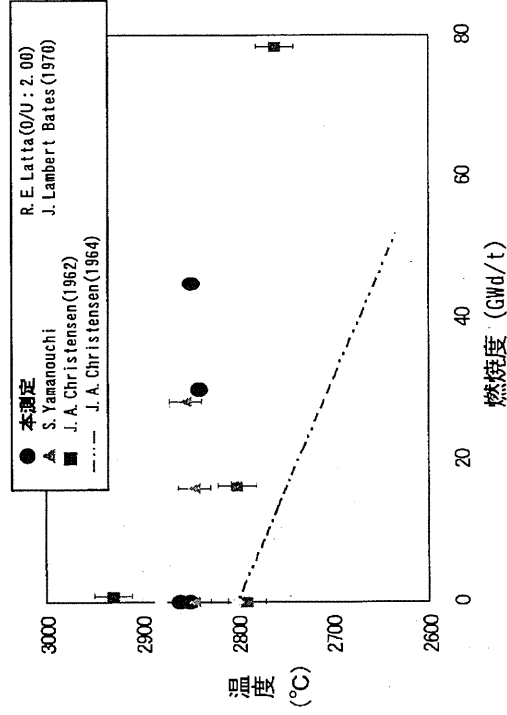


図 2 融点測定データ^[2]

表 1 (5/5) PRIME コードの改訂モデル (ペレット融点)

<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 (続き)</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="287 1075 718 1792"> <p>5サイクル燃焼後データ</p> <p>● 9x9B型燃料 ■ Yamanouchi #31.0 ◆ 原田 #31.19 ○ Letta and Fryzell #31.16 □ Hausner #31.17 ◇ Lyon and Baily #31.18 △ Bates #31.19 Christensen #31.20</p> </div> <div data-bbox="734 1075 1356 1792"> </div> </div> <p>図 3 融点測定データ [8]</p> <p><u>Gd₂O₃ 濃度依存性</u> GE 社で実施されたサーマルアレスト法による 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> <p>図 4 融点の Gd₂O₃ 濃度依存性データ</p>
----------------------------	--

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に、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.

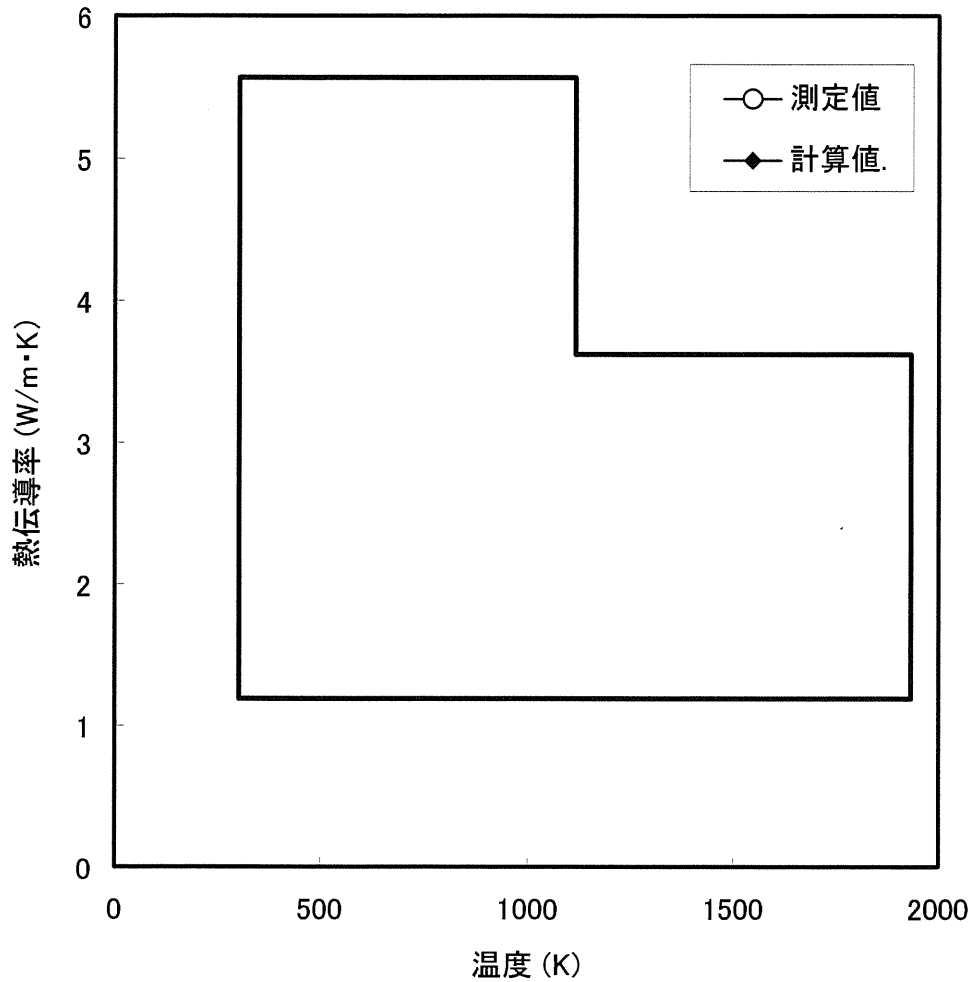


図1 熱伝導率の計算値と測定値との比較の例

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。

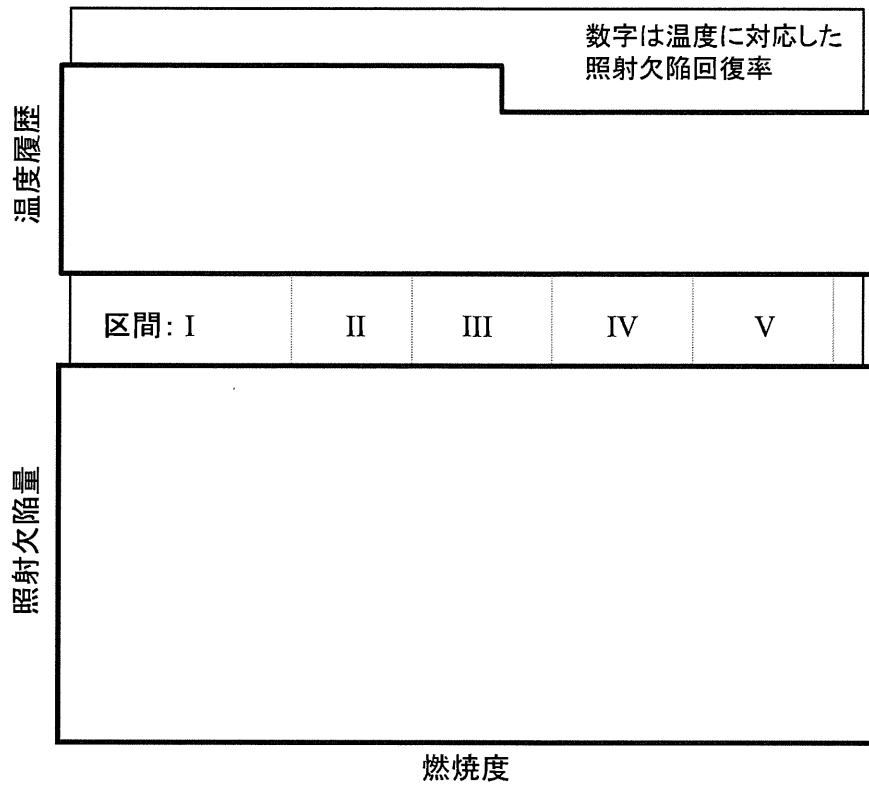


図2 温度履歴に対応した照射欠陥の蓄積・回復の模式図

(説明)

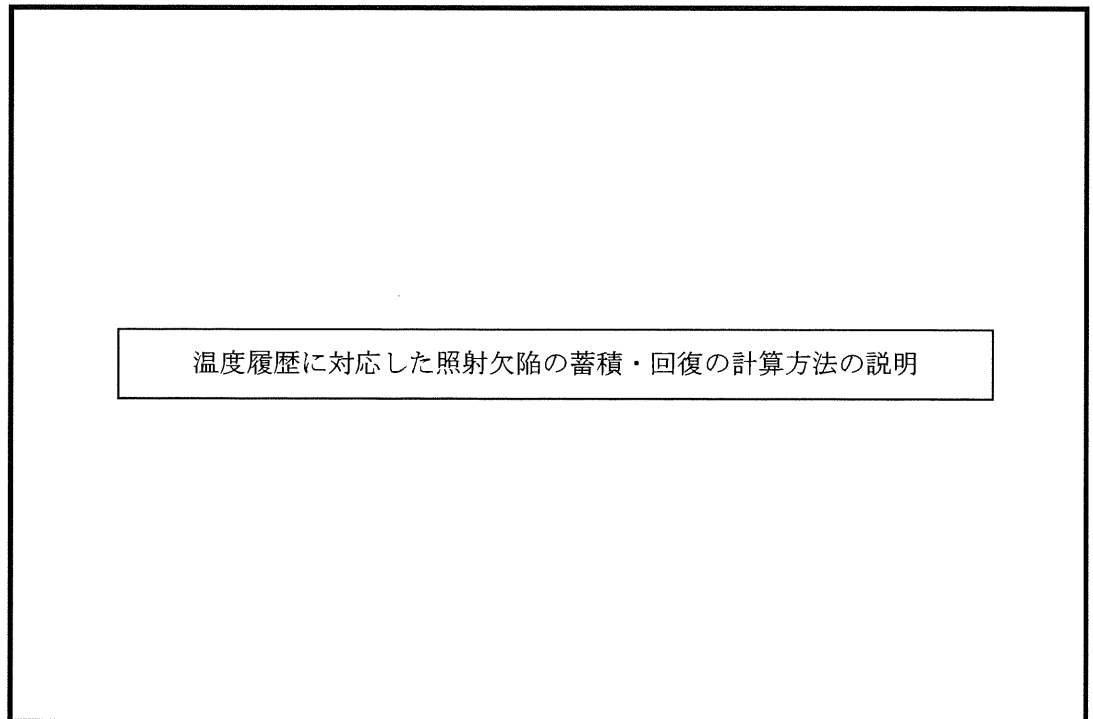
区間 I :

区間 II :

区間 III :

区間 IV :

区間 V :



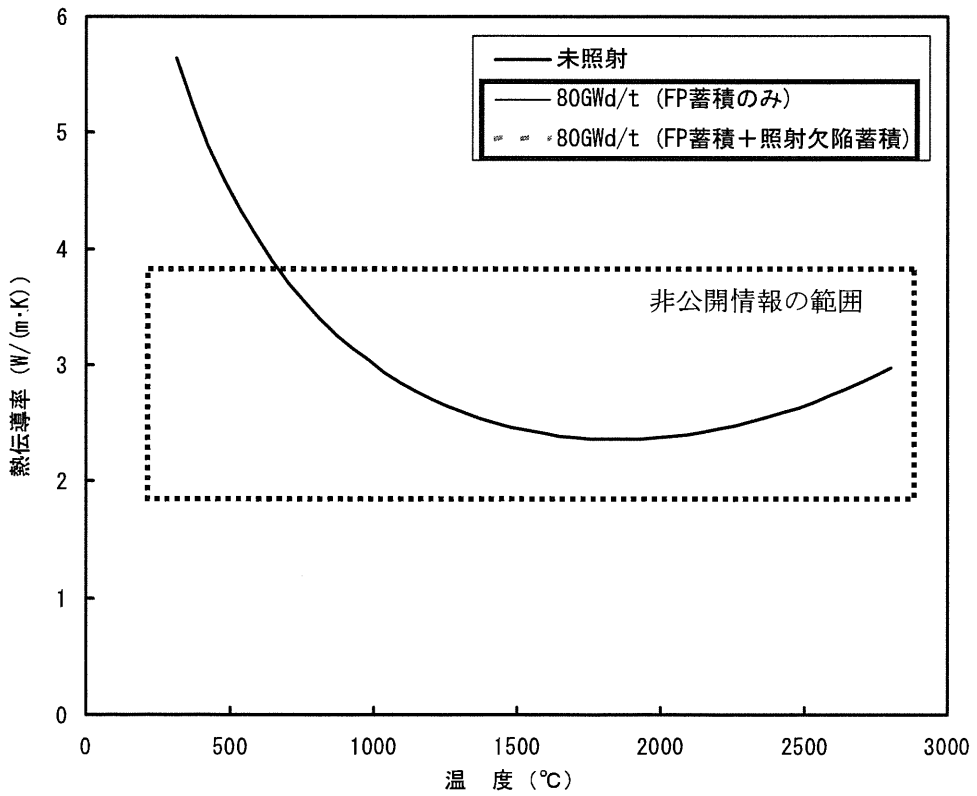
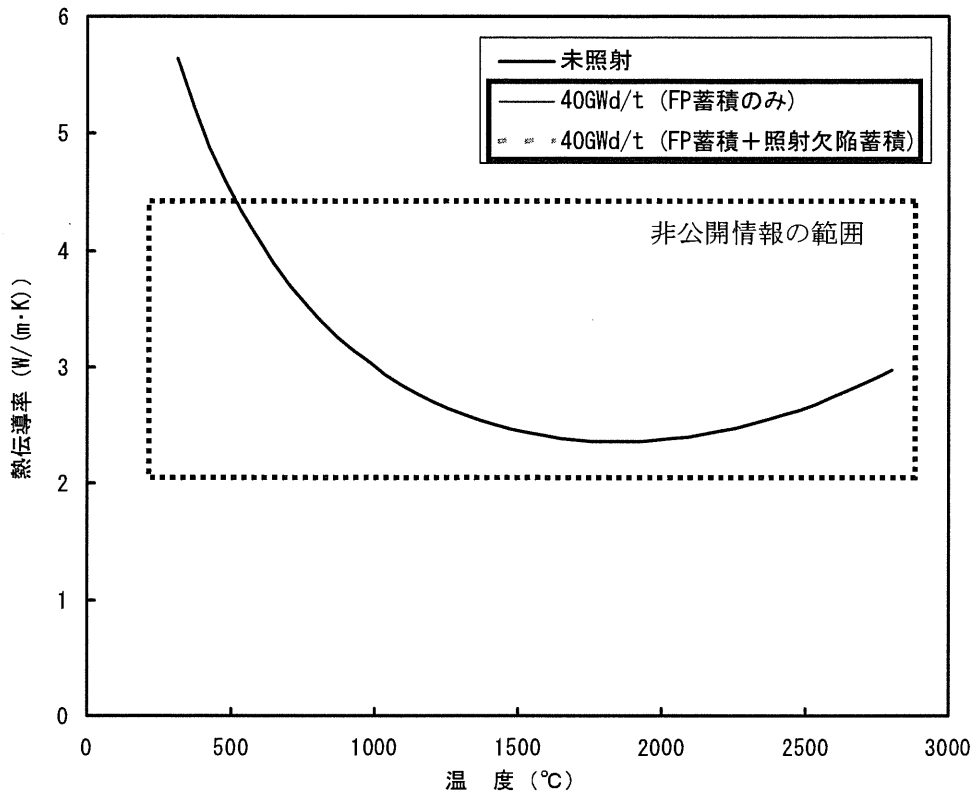


図3 UO₂ペレット熱伝導率の温度依存性 (密度 97%TD の場合)

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

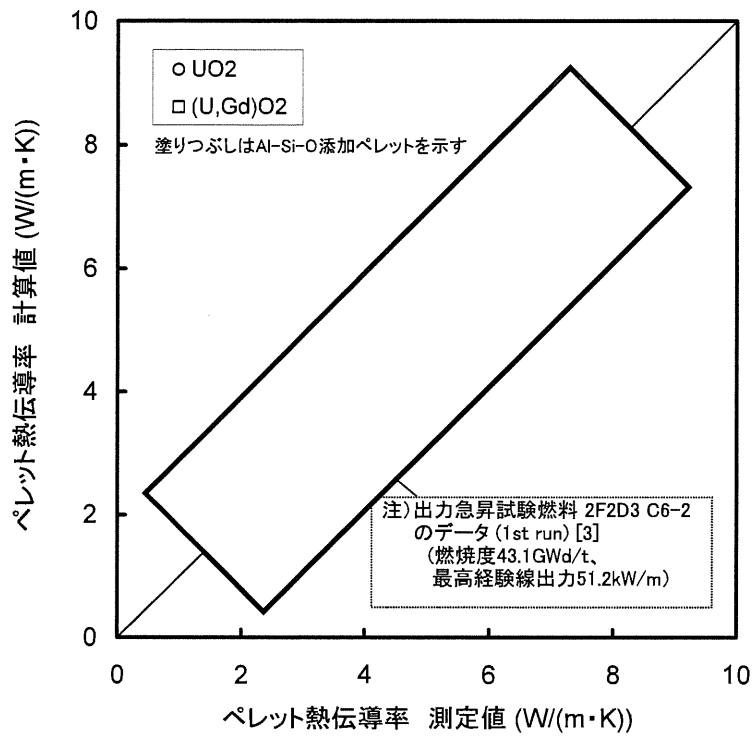


図4 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

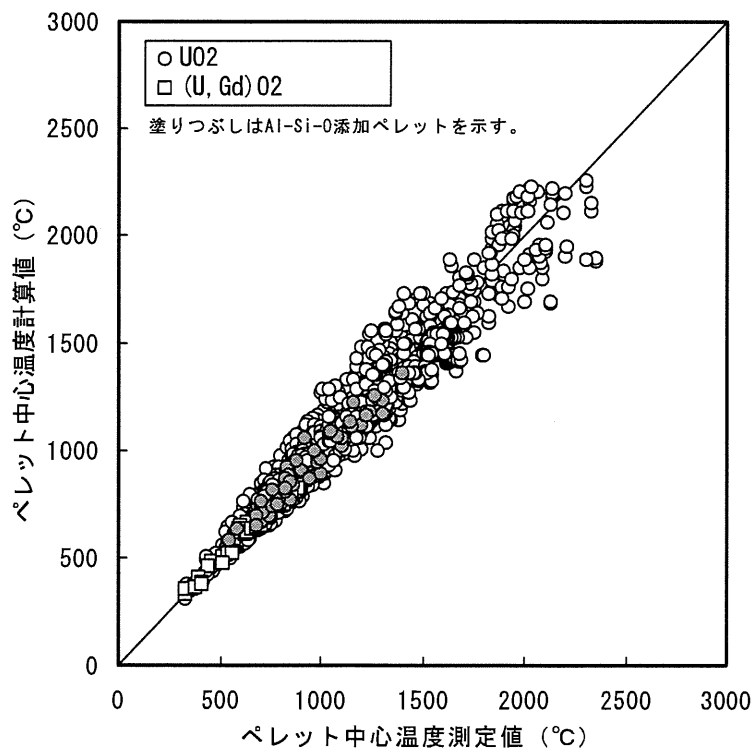


図5 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較

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

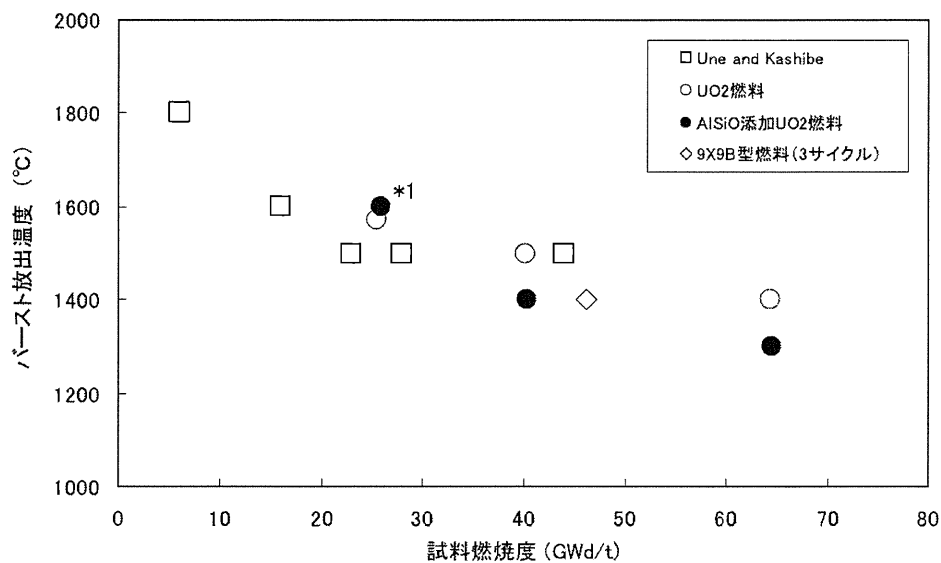
- [1] P. G. Klemens, "Thermal Resistance due to Point Defects at High Temperature", Phys. Rev., 119 (1960) 507
- [2] M. Amaya, M. Hirai, "Recovery Behavior of Thermal Conductivity in Irradiated UO₂ Pellets", J. Nucl. Mater., 247 (1997) 76

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。)

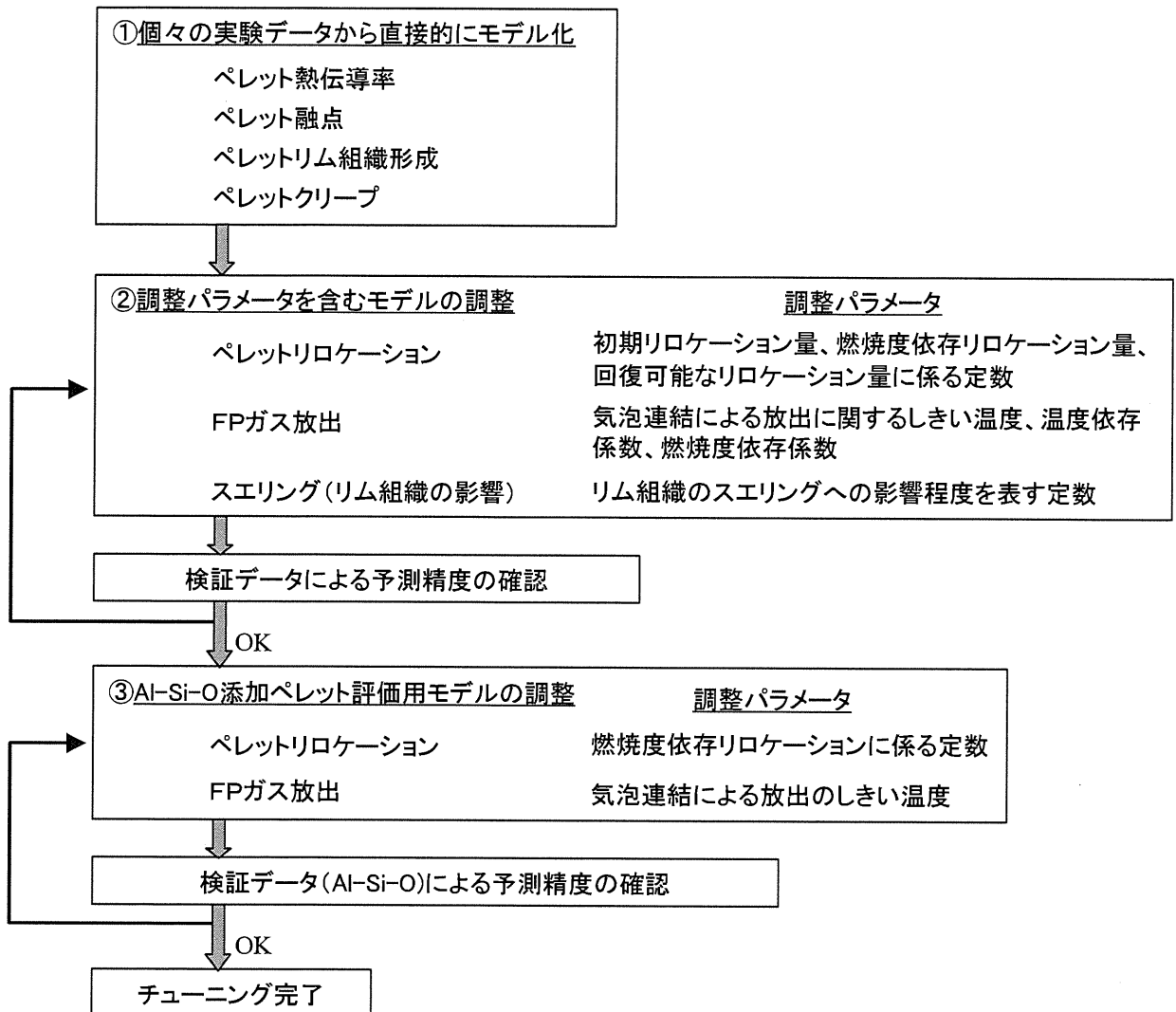


図 PRIME03 コードのチューニングの流れ

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

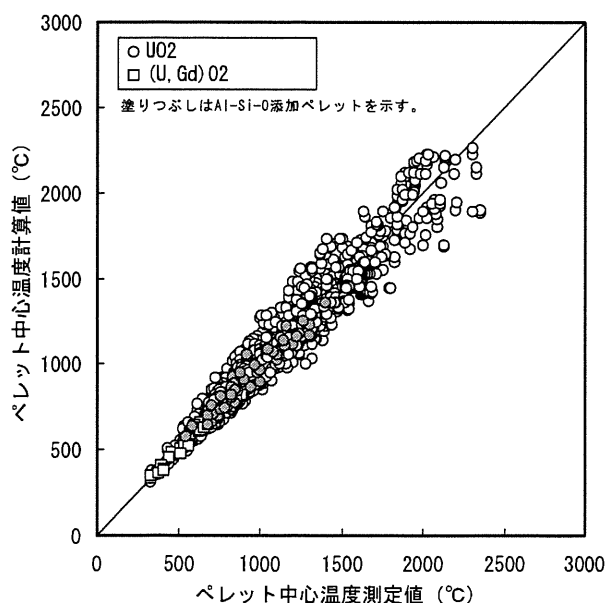


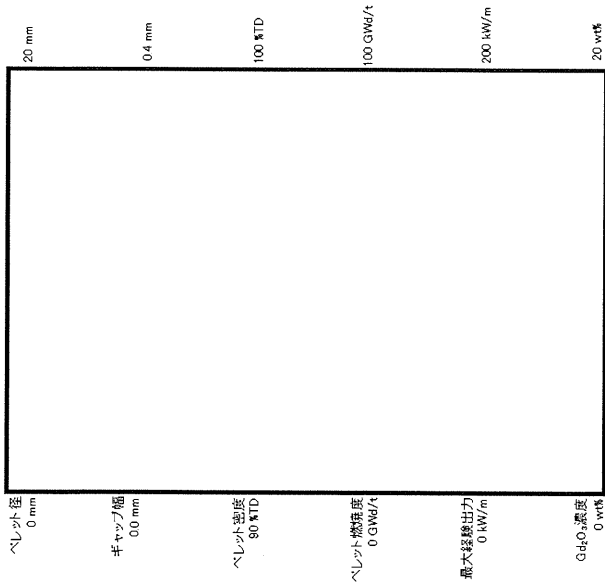
図1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較

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。

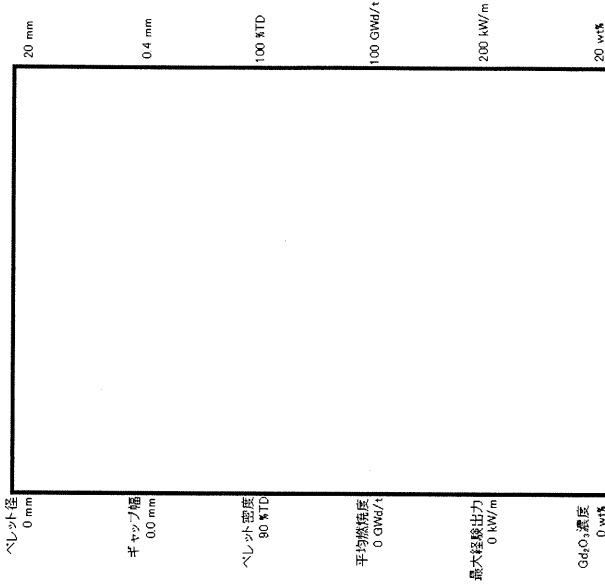
(回答)

付録資料-4、付図 2-2 の改訂版を次頁に示す。

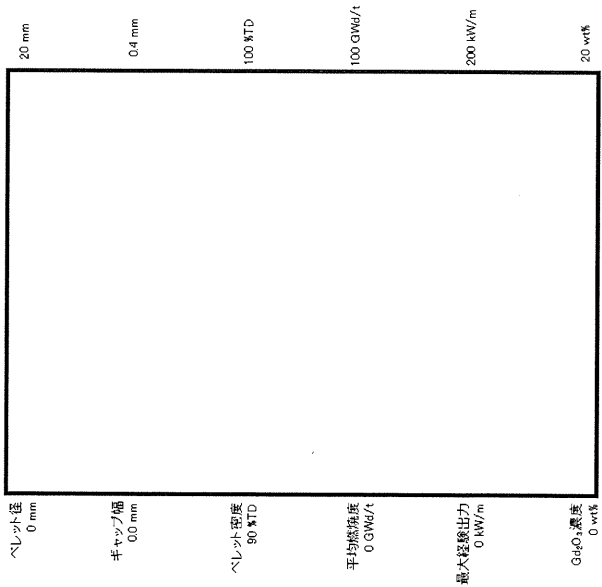
ペレット中心温度



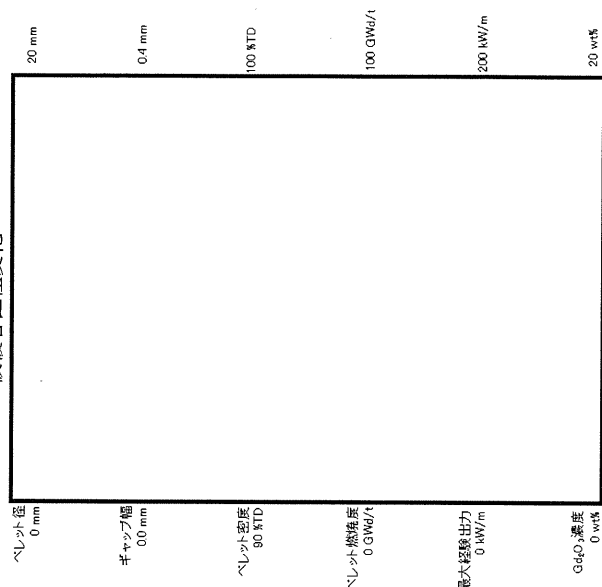
FP ガス放出率



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)

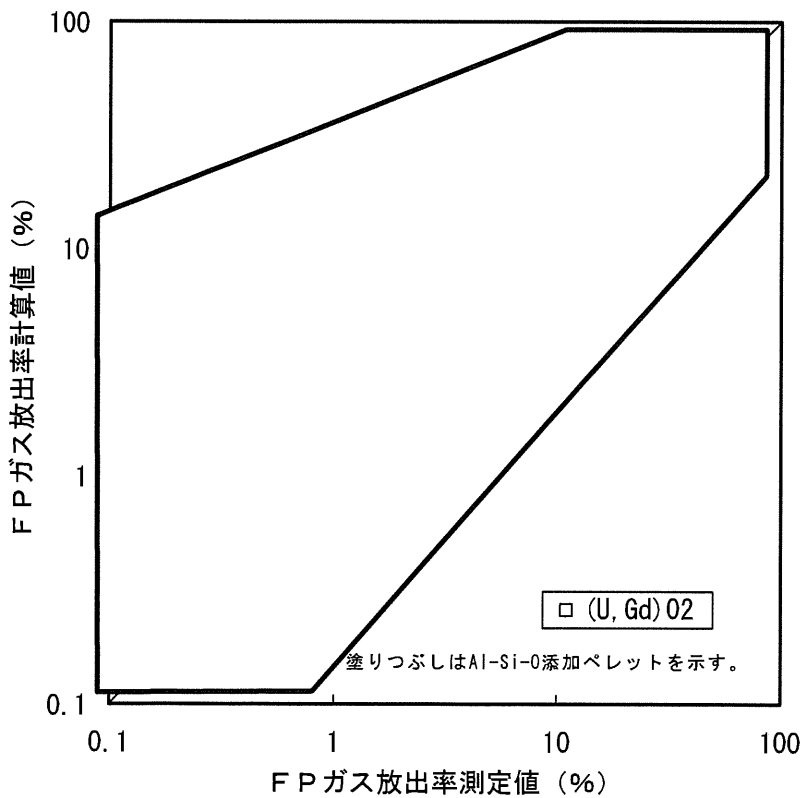
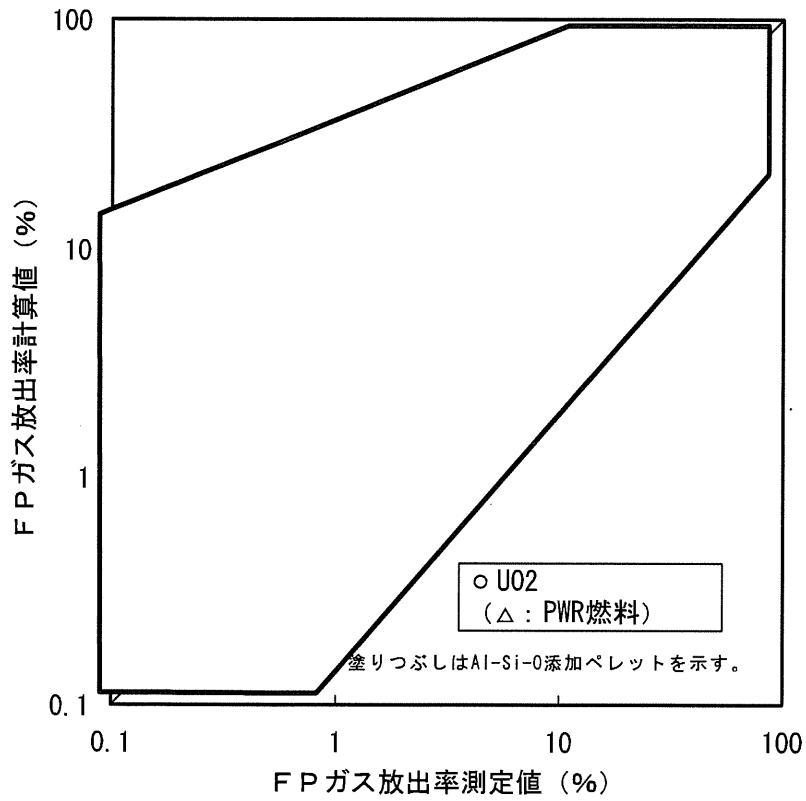


図 3-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

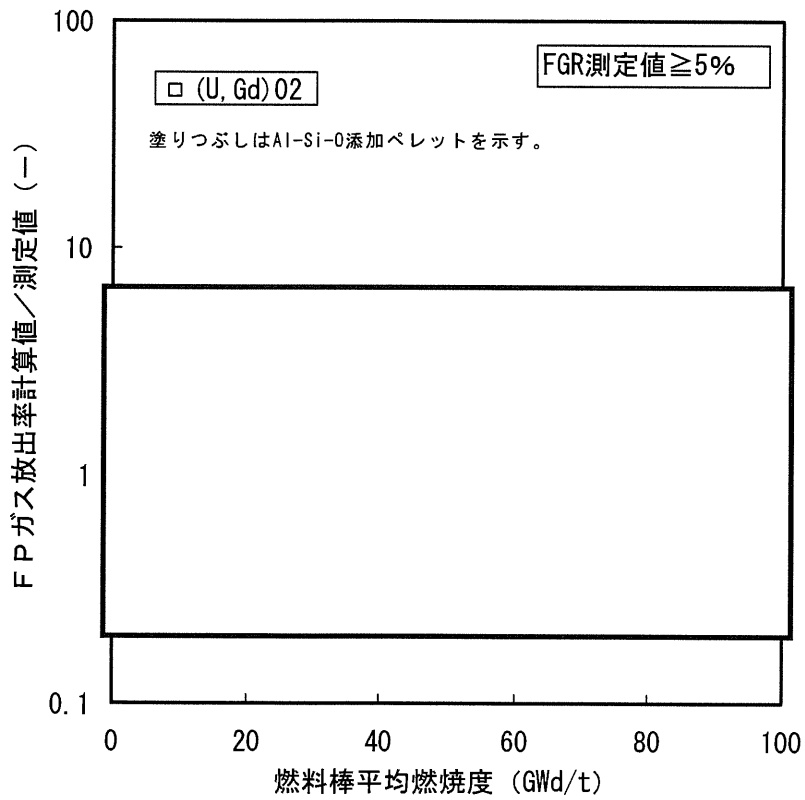
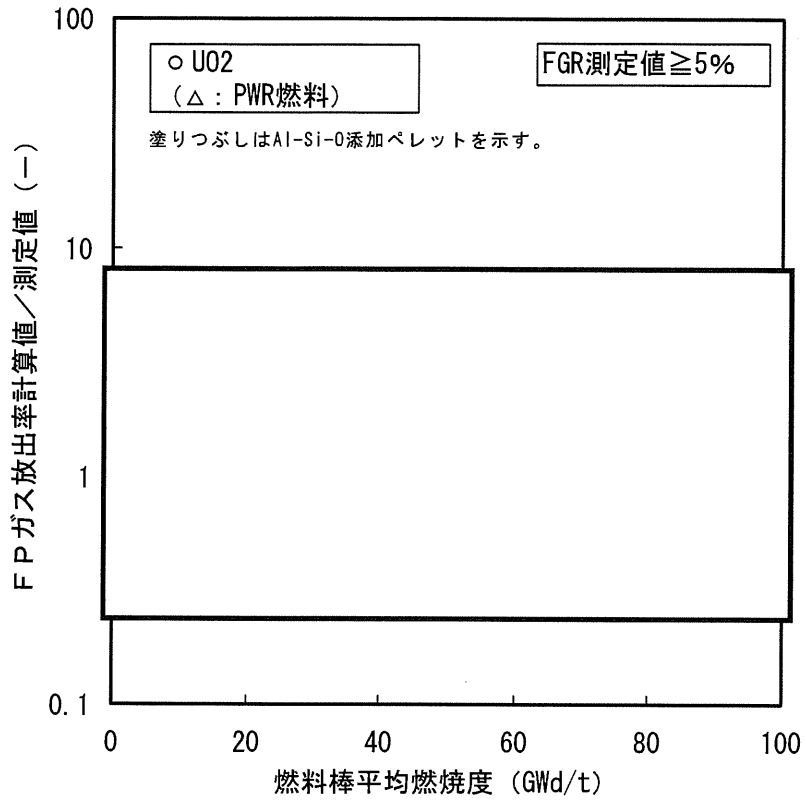


図 3-5 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値 / 測定値の燃焼度変化)

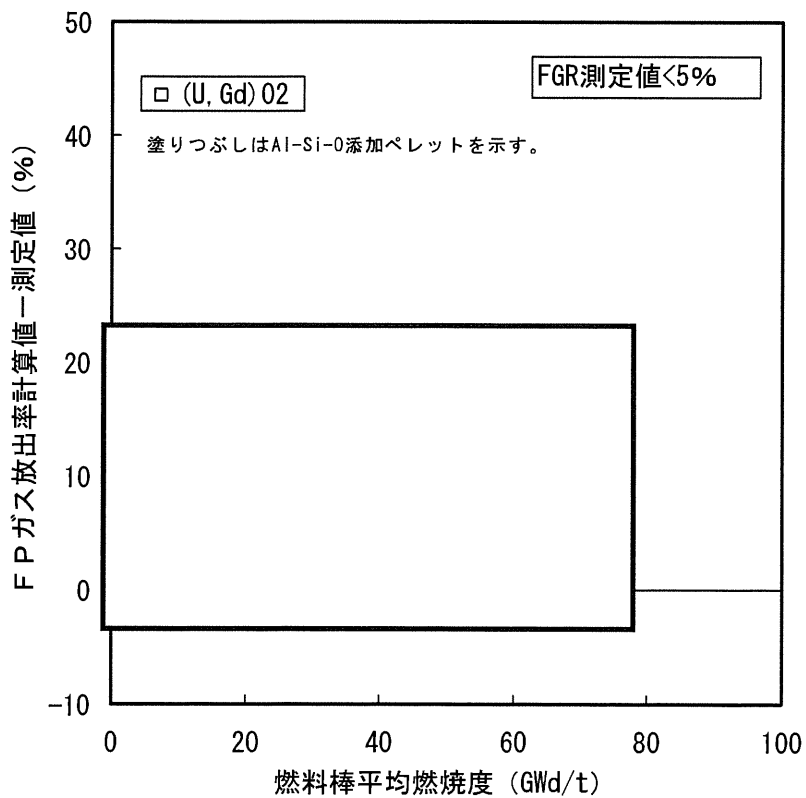
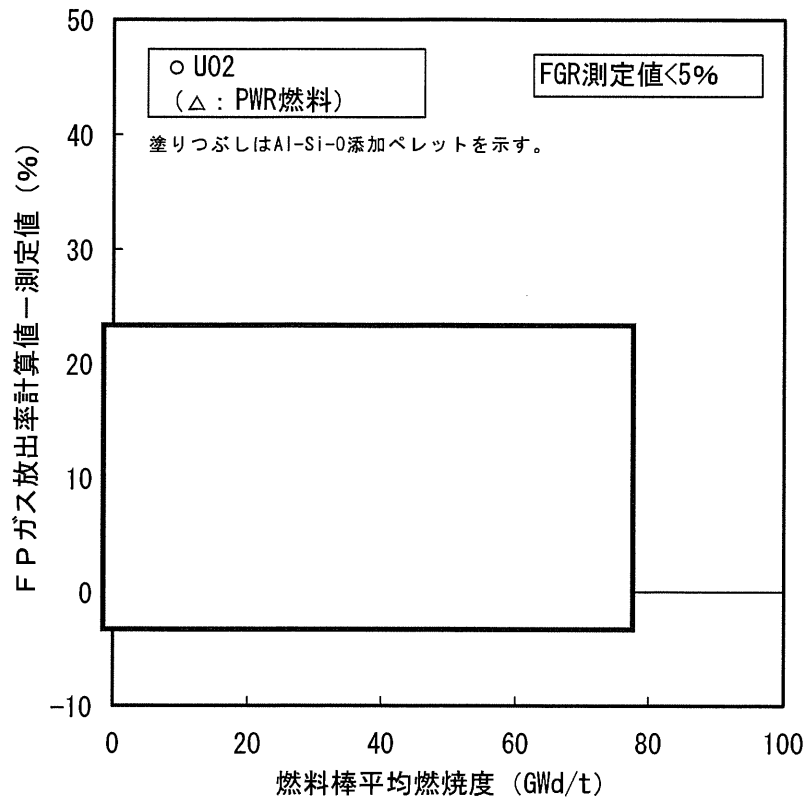


図 3-5 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

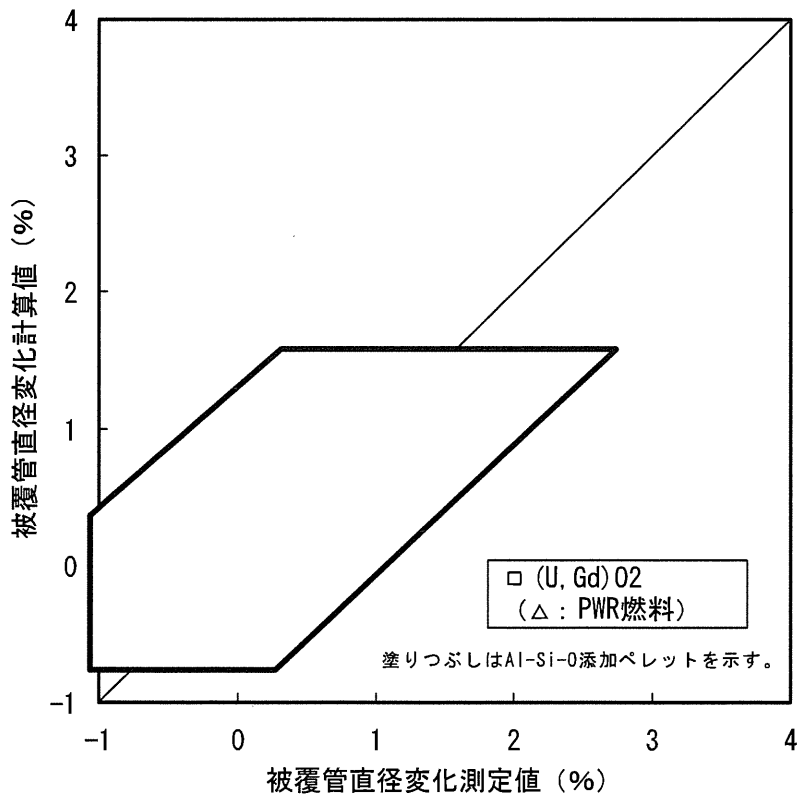
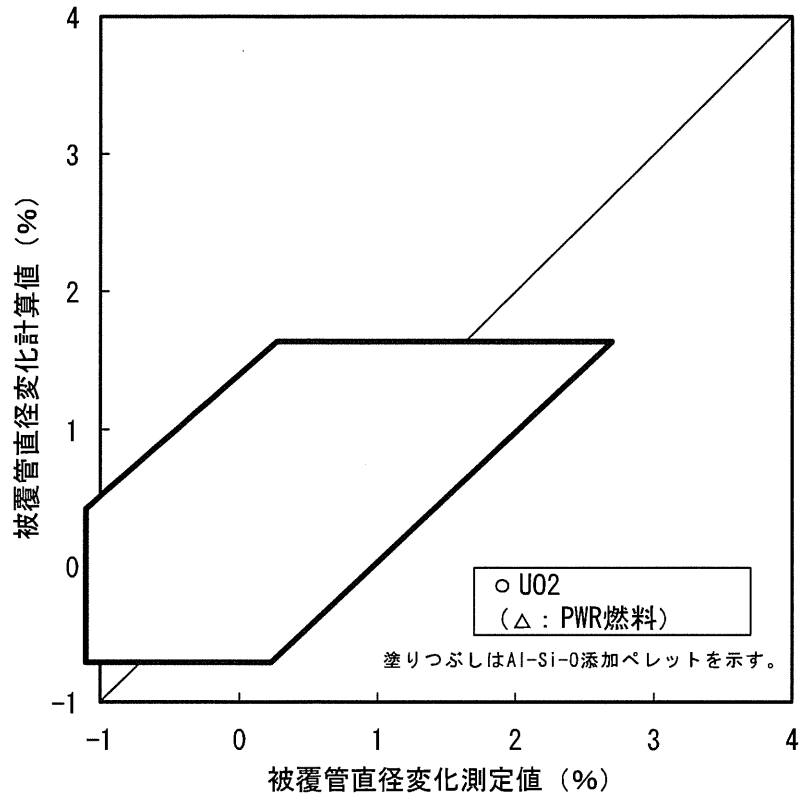


図 3-9 被覆管直径变化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

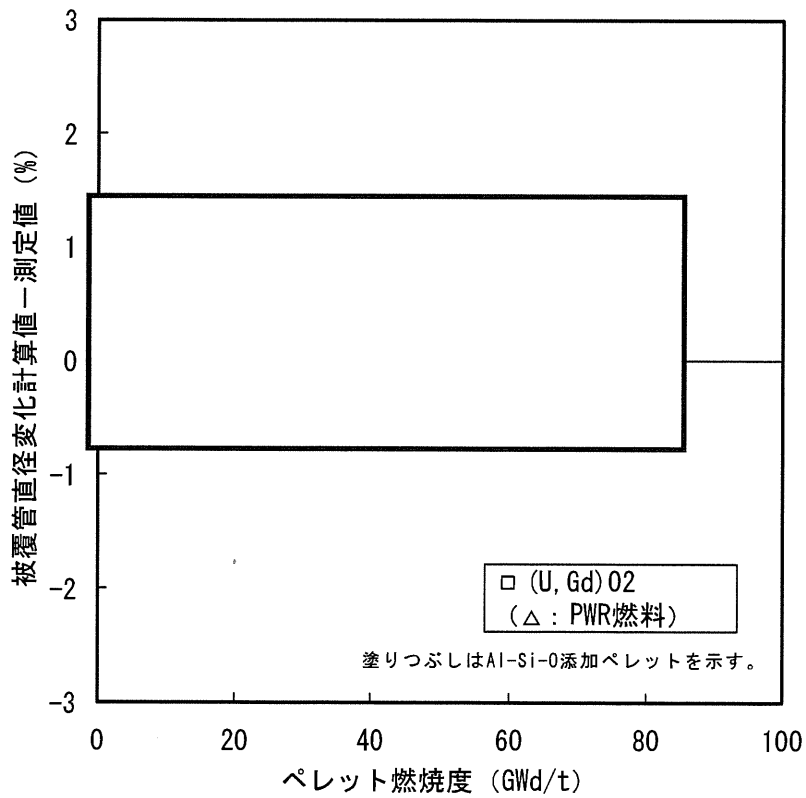
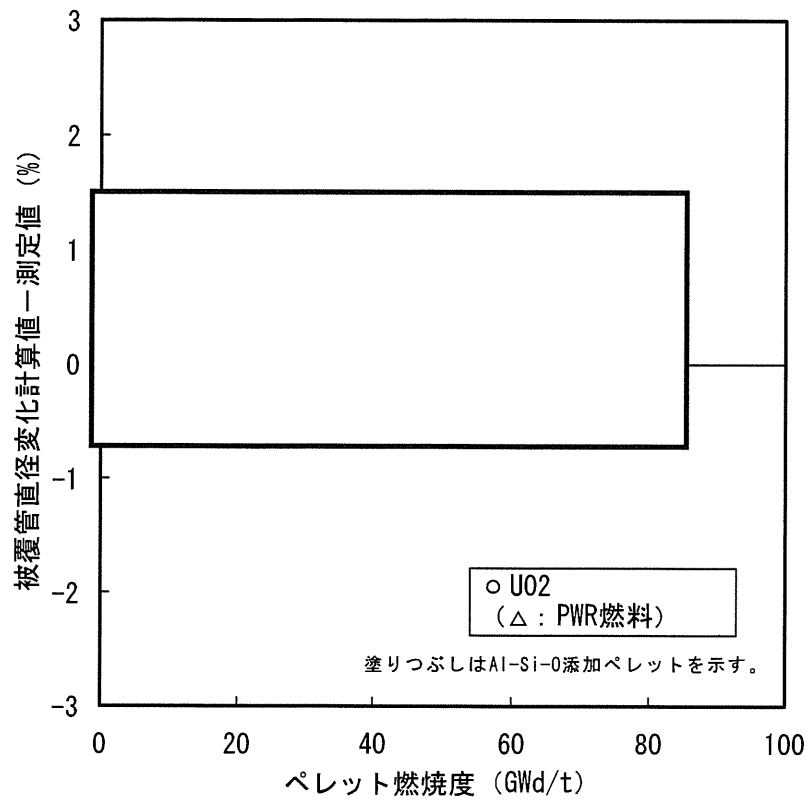


図 3-10 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(被覆管直径変化の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

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。

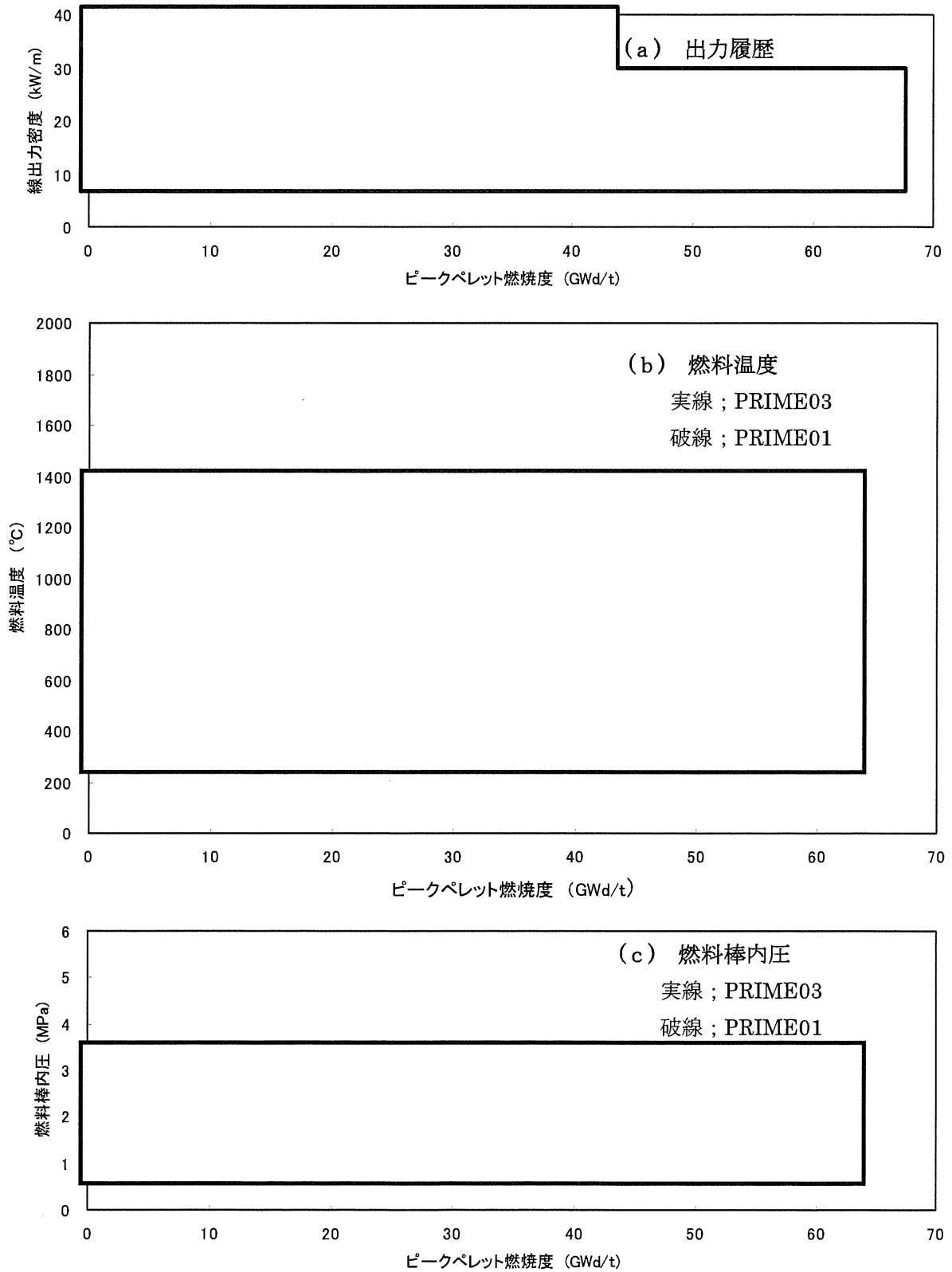
付図 1-3 は、付図 1-1(a)に示す出力履歴の寿命初期（燃焼度 0GWd/t）、寿命中期（燃焼度 13GWd/t）、寿命末期（燃焼度 63GWd/t）の履歴点から出力を上昇させた時の被覆管塑性歪の変化、及び履歴点からの被覆管塑性歪変化幅が 1%となる出力（1%塑性歪相当出力）を示す。これらは公称解析の結果を示

している。

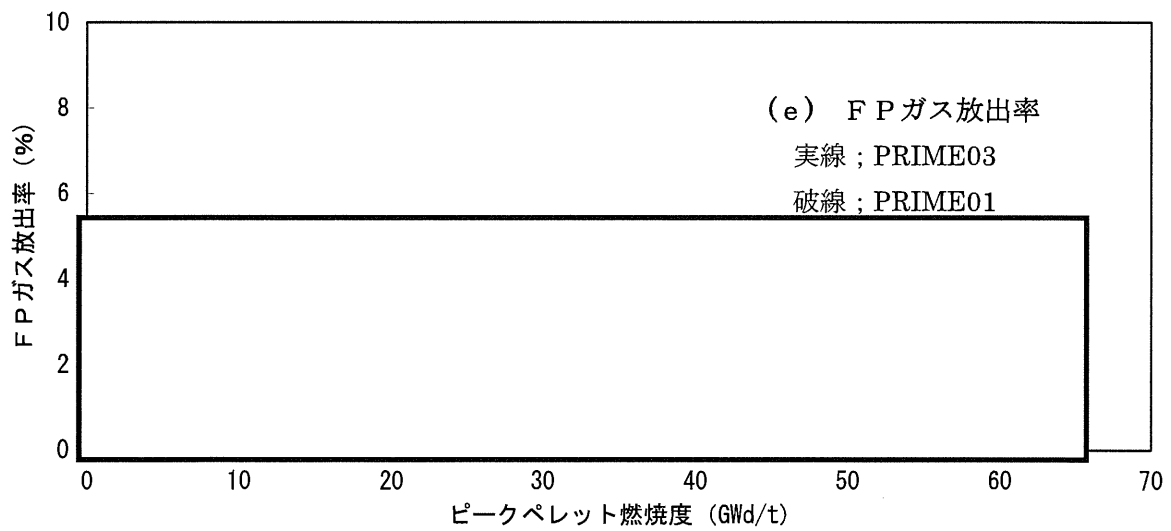
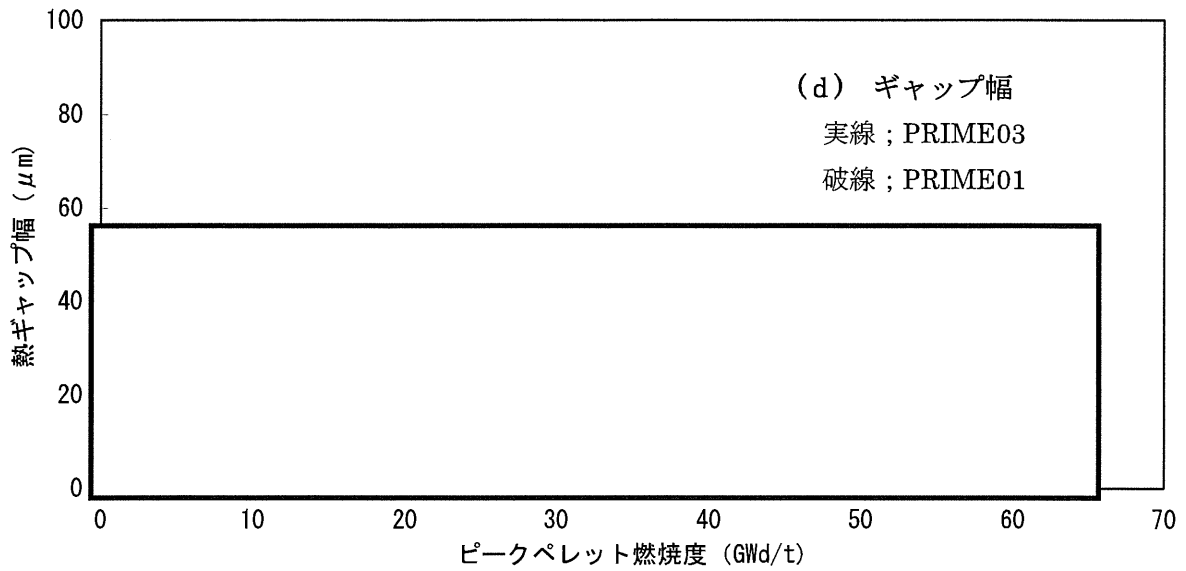
付図 1-3(f)は被覆管 1%塑性歪相当出力の PRIME03 と PRIME01 の比較を示す。ペレット温度の差、それによるペレット熱膨張量の差に基づき、1%塑性歪相当出力は寿命中期、末期で PRIME03 < PRIME01 となり、燃焼とともにその差が大きくなっている。

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。

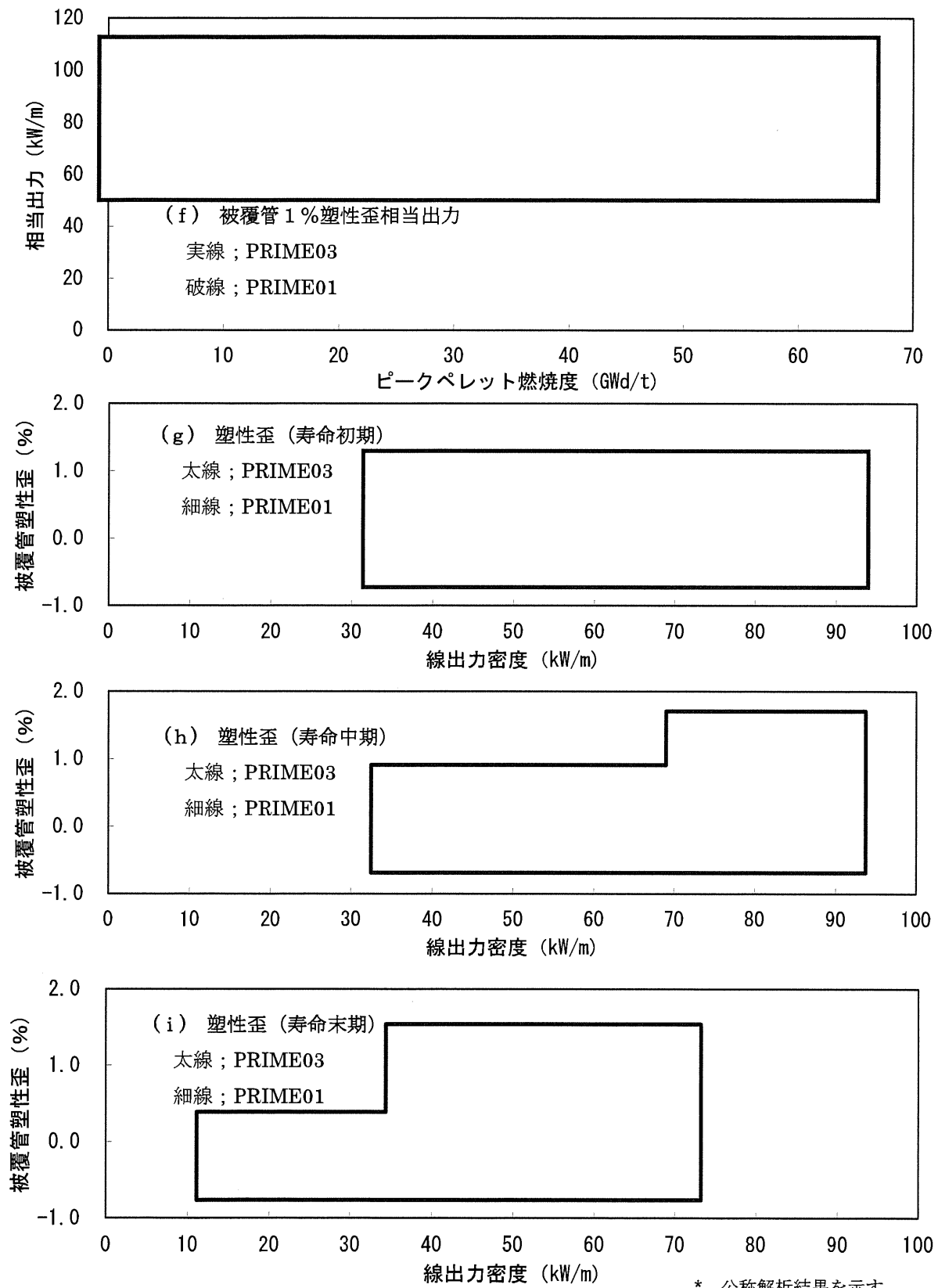
なお、高出力において、出力上昇による被覆管塑性歪の変化率が急激に大きくなる変曲点は、ペレット熔融開始時点に相当している。



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.

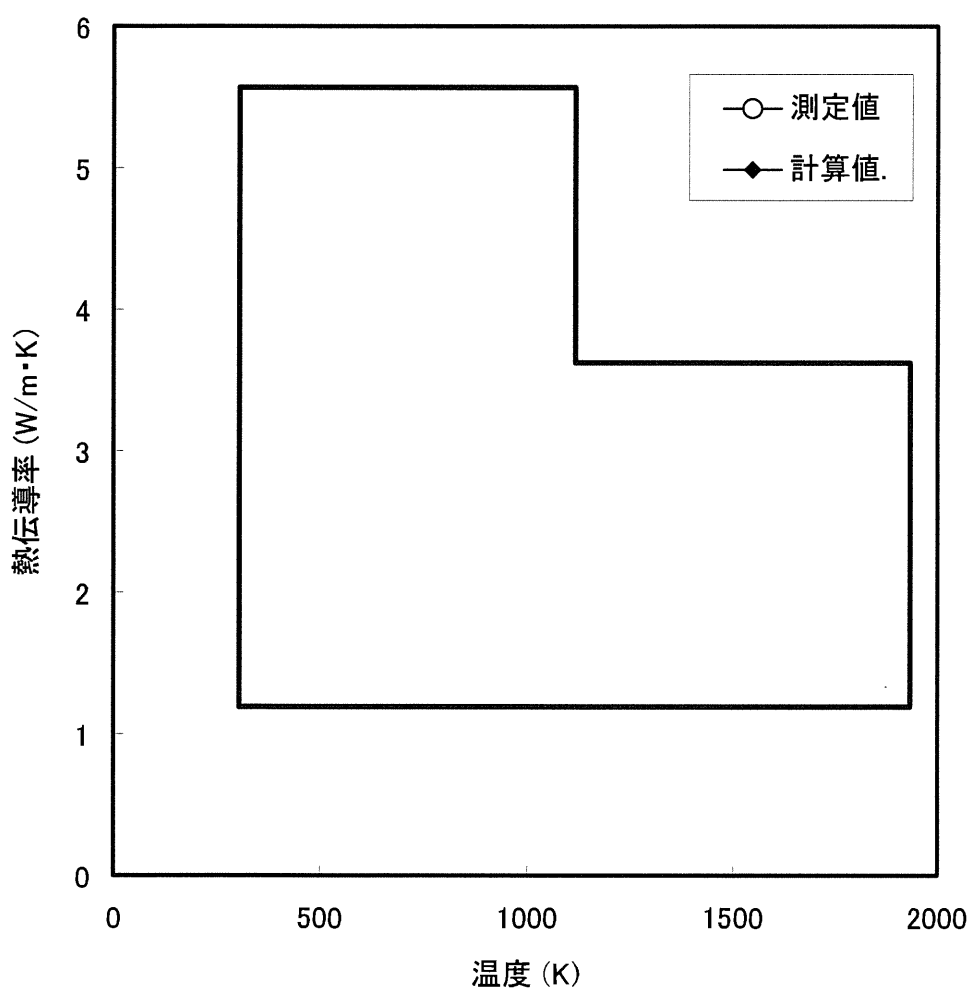


図1 熱伝導率の計算値と測定値との比較の例
(第4回WG 付録資料1 コメント回答 No.2 図1の再掲)

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。

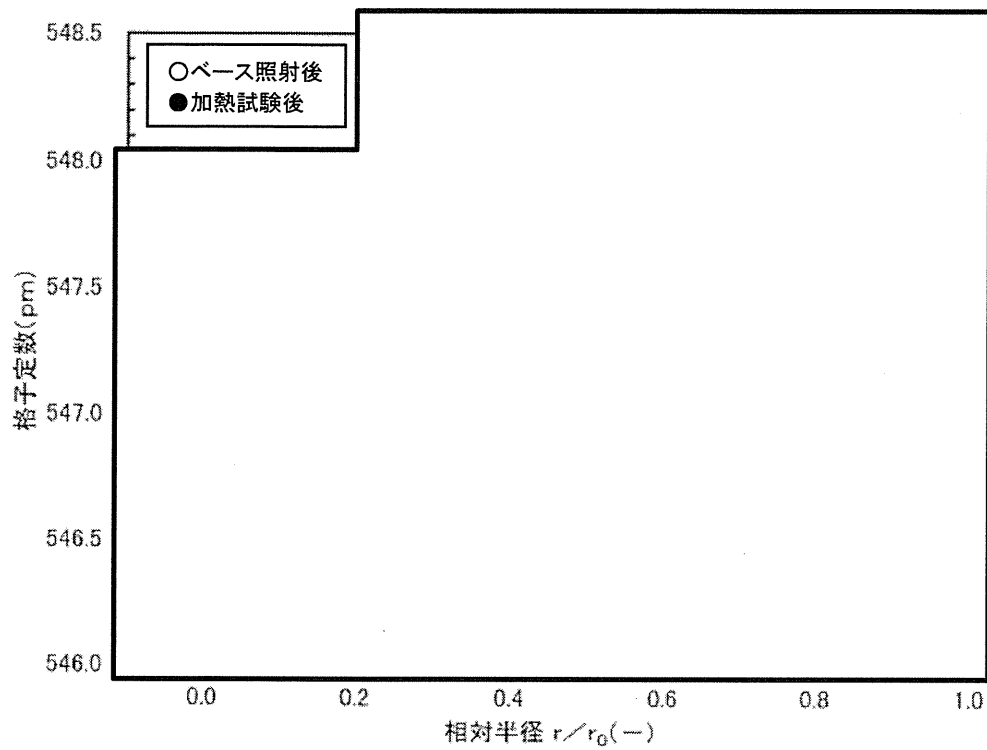


図2 照射欠陥の高温での短時間の回復を示すデータ

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、FP ガス放出率、スエリングによる影響は小さい。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	ペレット熱伝導率	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	<ul style="list-style-type: none"> ペレット温度計算(基本モデル)の燃焼度依存性は UO₂ で 85GWd/t 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、Gd₂O₃ の影響はない。 	<p>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 Gd₂O₃ 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。</p>
	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	<ul style="list-style-type: none"> ペレット温度計算(基本モデル)の出力依存性は UO₂ 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 Gd₂O₃ 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	<ul style="list-style-type: none"> 熱伝導率に対する Gd₂O₃ 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 Gd₂O₃ 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	<ul style="list-style-type: none"> ペレット温度計算(基本モデル)の熱伝導率は <input type="checkbox"/> GWd/t まで確認しており、UO₂ と同等である。 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、UO₂ 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。 	<p>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 Gd₂O₃ 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。</p>
	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	<ul style="list-style-type: none"> ペレット温度計算(基本モデル)の出力依存性は UO₂ で 73kW/m まで確認。 Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率は UO₂ と同等。 	
	Al-Si-O 添加量	<input type="checkbox"/> ppm	250~2500ppm	---	---	<ul style="list-style-type: none"> Al-Si-O 添加ペレットの熱伝導率は UO₂ 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	<ul style="list-style-type: none"> ペレット熱伝導率への Gd₂O₃ の影響は <input type="checkbox"/> wt% まで確認。 	

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に低下する。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こ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 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)。	
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 被覆管直径変化(1/2)

被覆管直径変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 クレープ	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。 ペレットクレープへの 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