



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

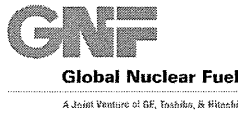
図 5.4-1	被覆管熱膨張歪の温度依存性	5.4-3
図 5.4-2	被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性	5.4-6
図 5.4-3	ペレット熱膨張歪の温度依存性	5.4-15
図 5.4-4	ペレットスエリングに関するハルデン炉試験データ	5.4-18
図 5.4-5	ペレットスエリングに関する商用炉試験データ	5.4-19
図 5.4-6	初期リロケーションの概念図	5.4-25
図 5.4-7	ペレットクリープ速度の温度依存性 (核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)	5.4-29
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 (%) = $\left(\frac{1\% \text{塑性歪相当出力}}{\text{設計出力}} - 1 \right) \times 100$

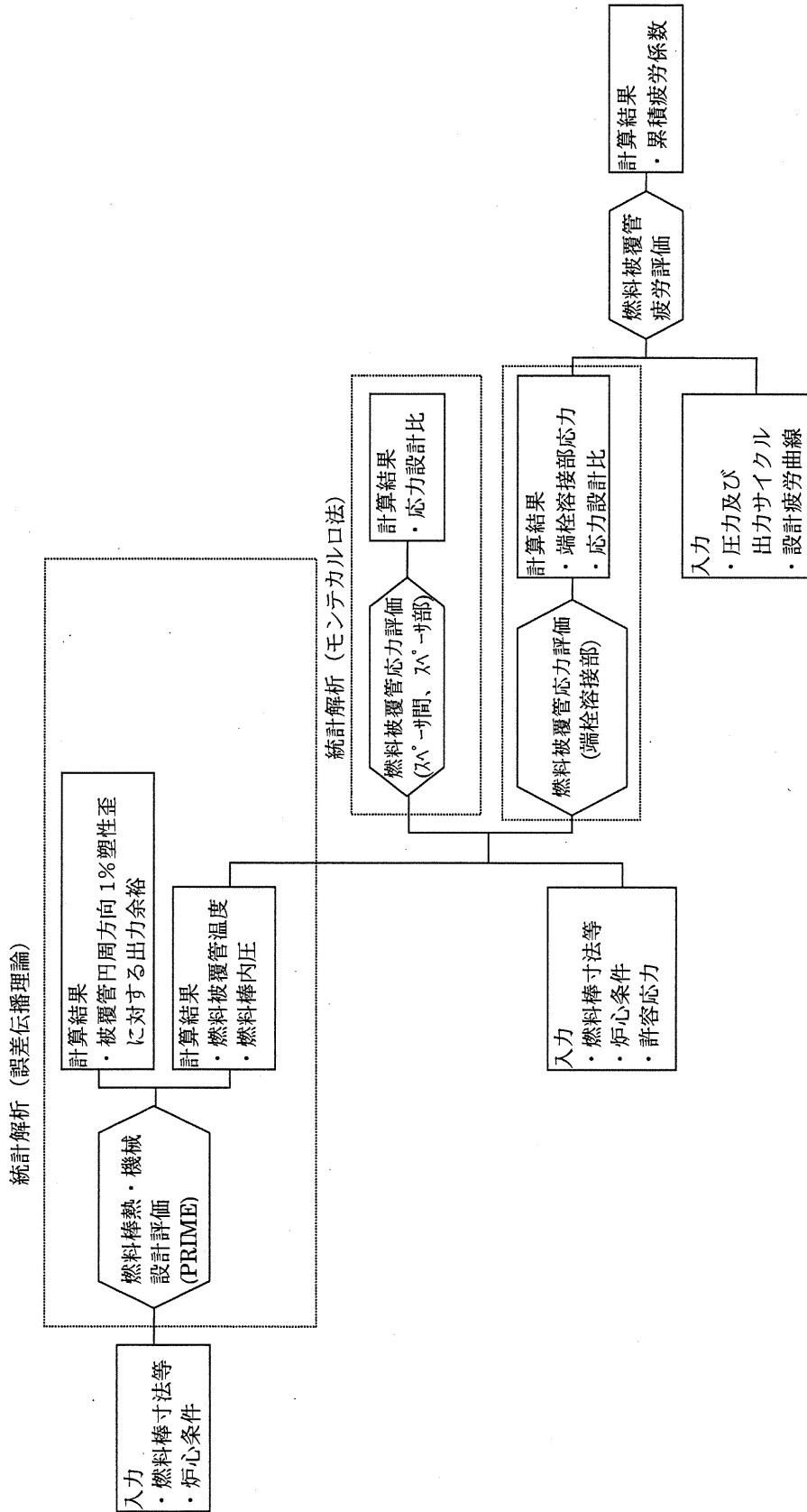


図 2-1 燃料設計評価フロー

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。



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。

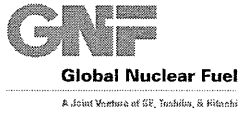
計算の詳細を 5.7 節「核分裂生成ガスの放出」に示す。

(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。

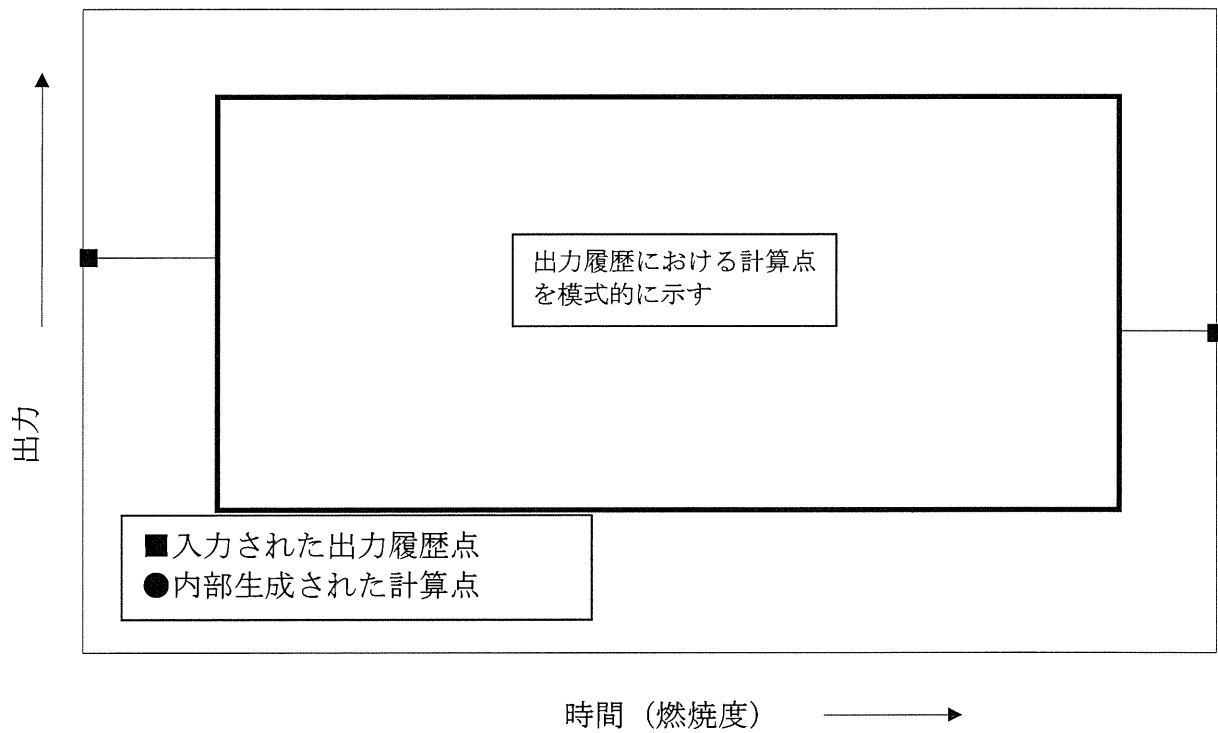


図 3-1 PRIME の計算点模式図

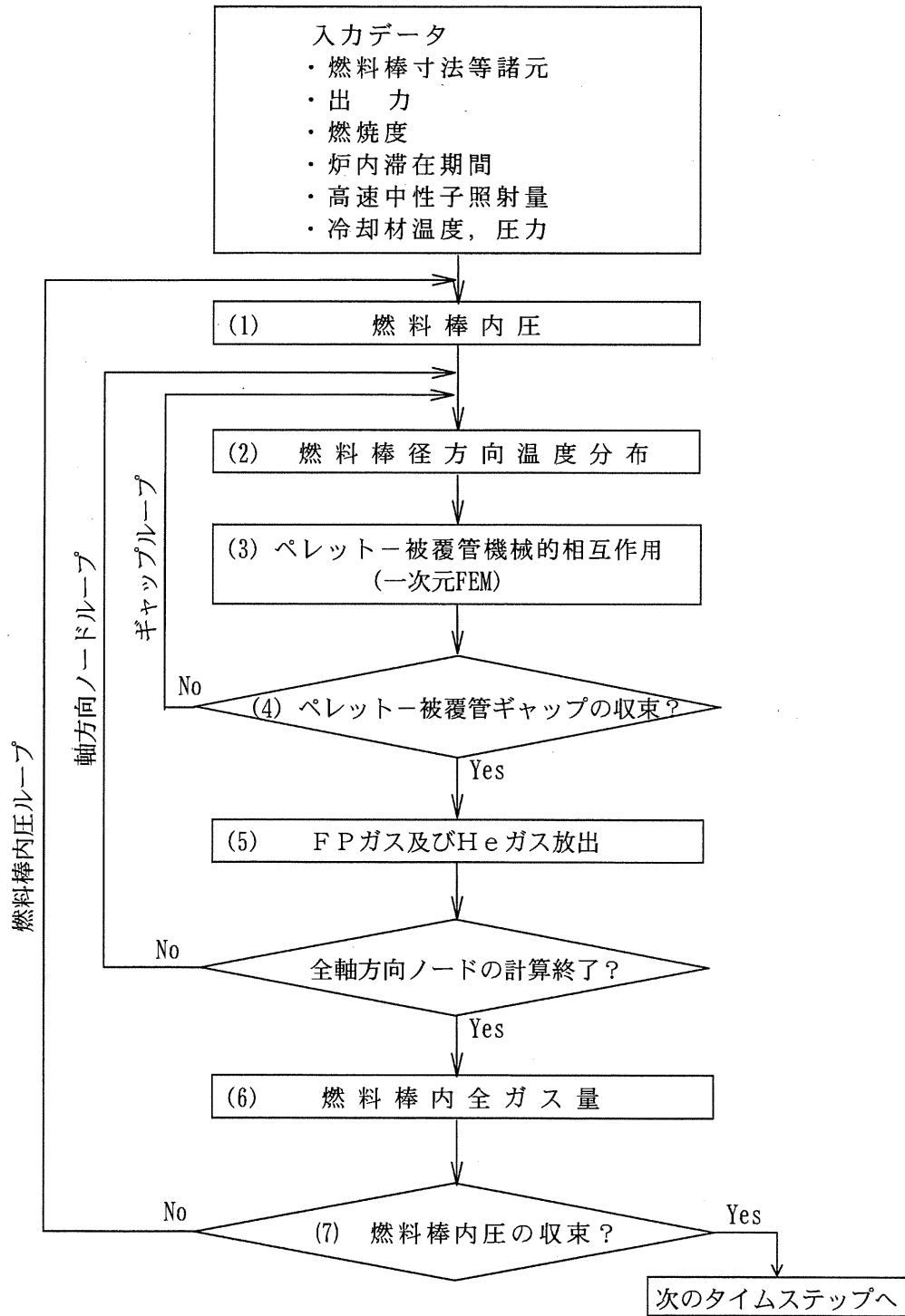


図 3-2 PRIME コードの計算フロー

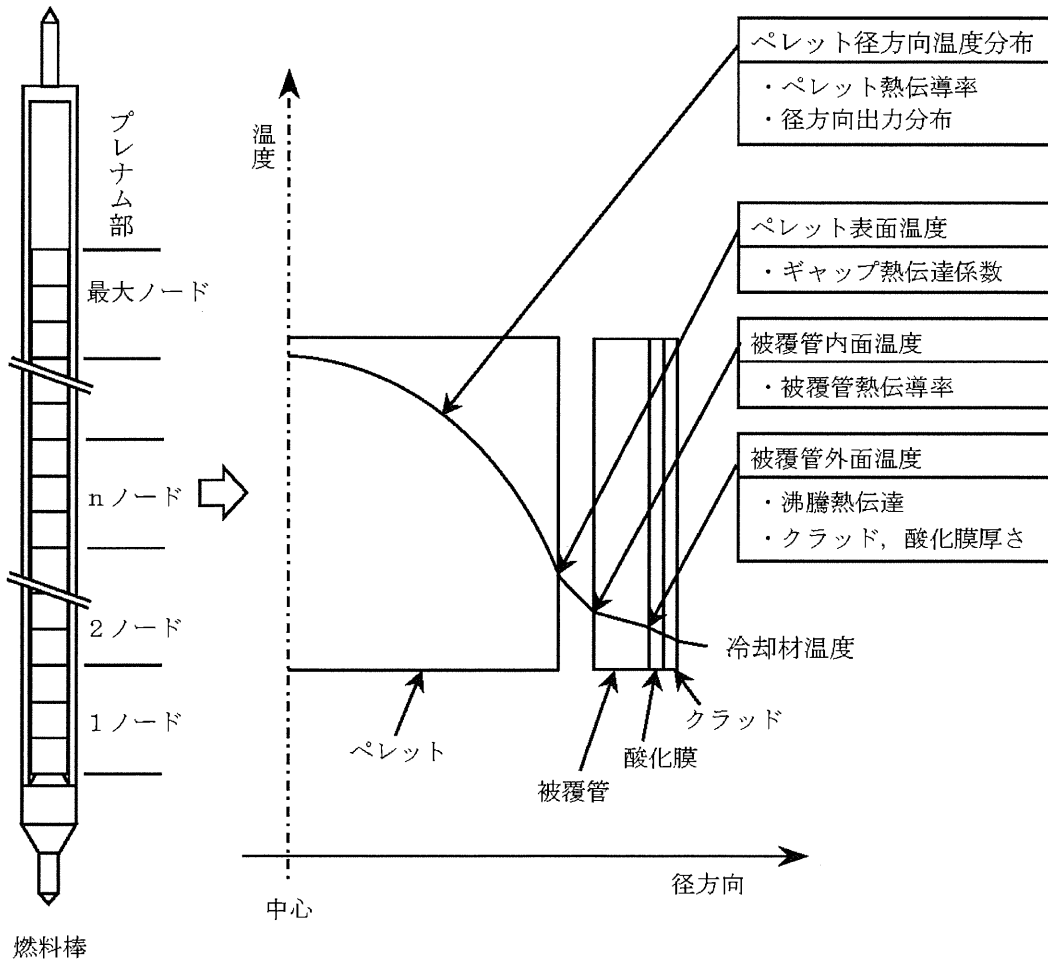


図 3-3 PRIME コードの燃料棒径方向温度分布計算の概要

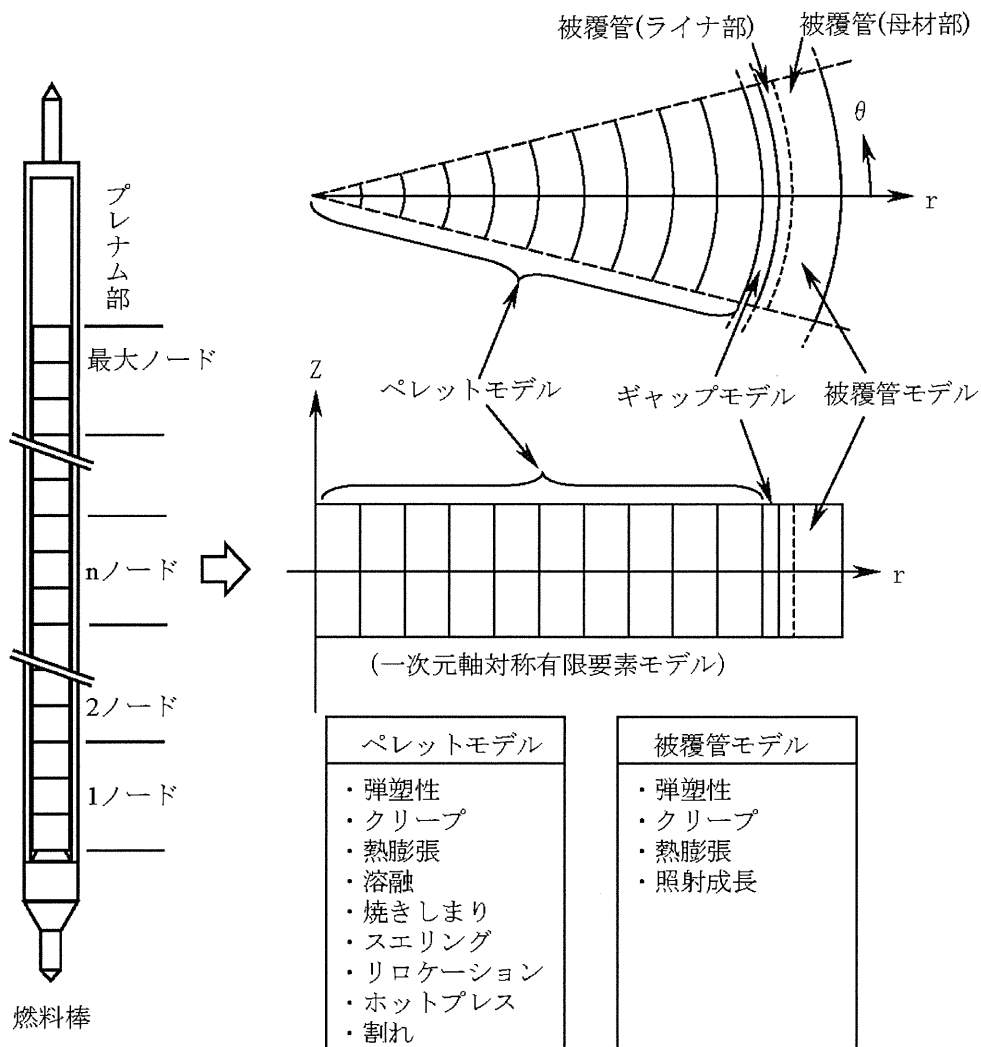


図 3-4 PRIME コードの燃料棒機械計算のモデル

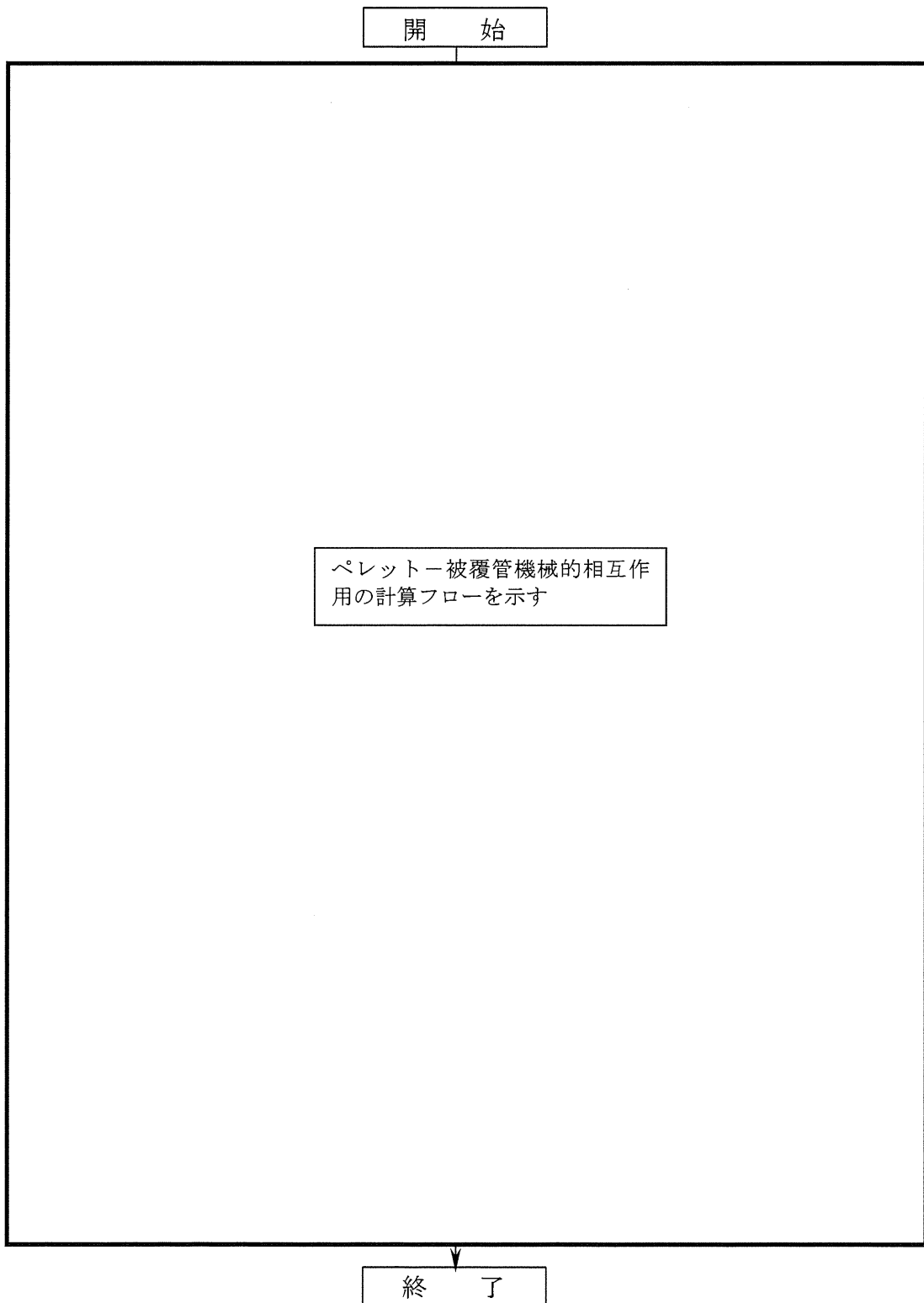


図 3-5 ペレット-被覆管機械的相互作用の計算フロー



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

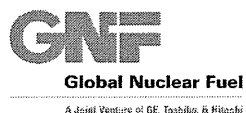
PRIME03 は設置（変更）許可申請書 添付書類 八に記載される燃料棒熱・機械特性評価、並びに添付書類 八及び添付書類 十に記載される動特性解析や過渡・事故解析の入力条件の評価に適用する。解析項目、評価内容を表 4-2 に示す。なお、動特性解析や過渡・事故解析の具体的な入力条件は、個々の解析における安全裕度設定の考え方にしたがって適切に設定される。これらの入力条件設定法に関しては個別の安全審査の場で妥当性が確認される。

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)

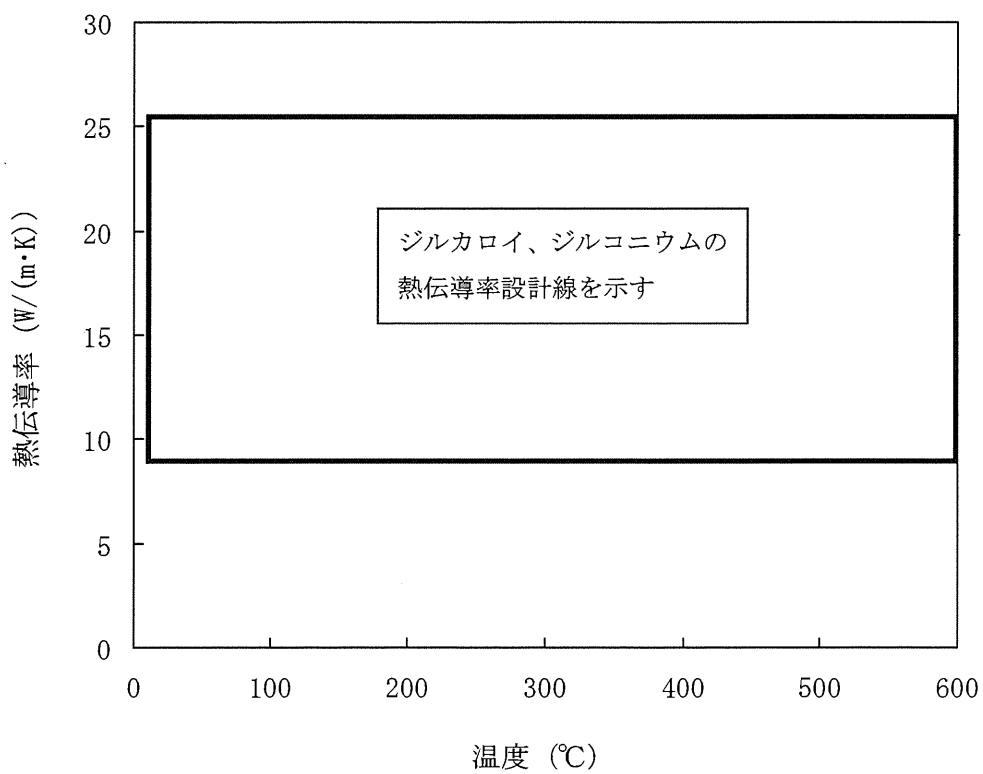


図5.2-1 ジルカロイ、ジルコニウムの熱伝導率



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)

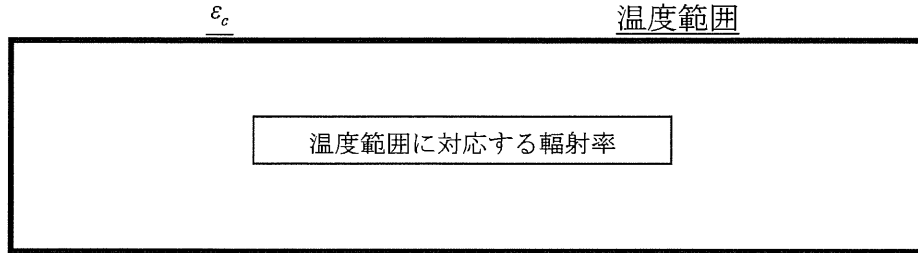
C_{surf} : 被覆管内面積 (m²)

G_{emfc} : 形態係数 (無限平面では 1.0)

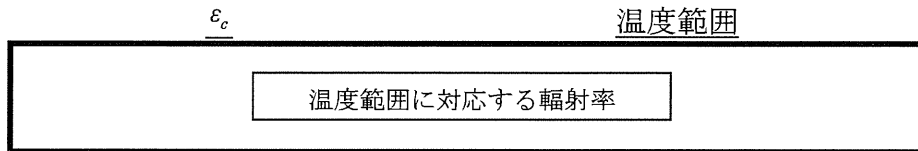
ε_f : ペレット表面の輻射率 =

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。



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。

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

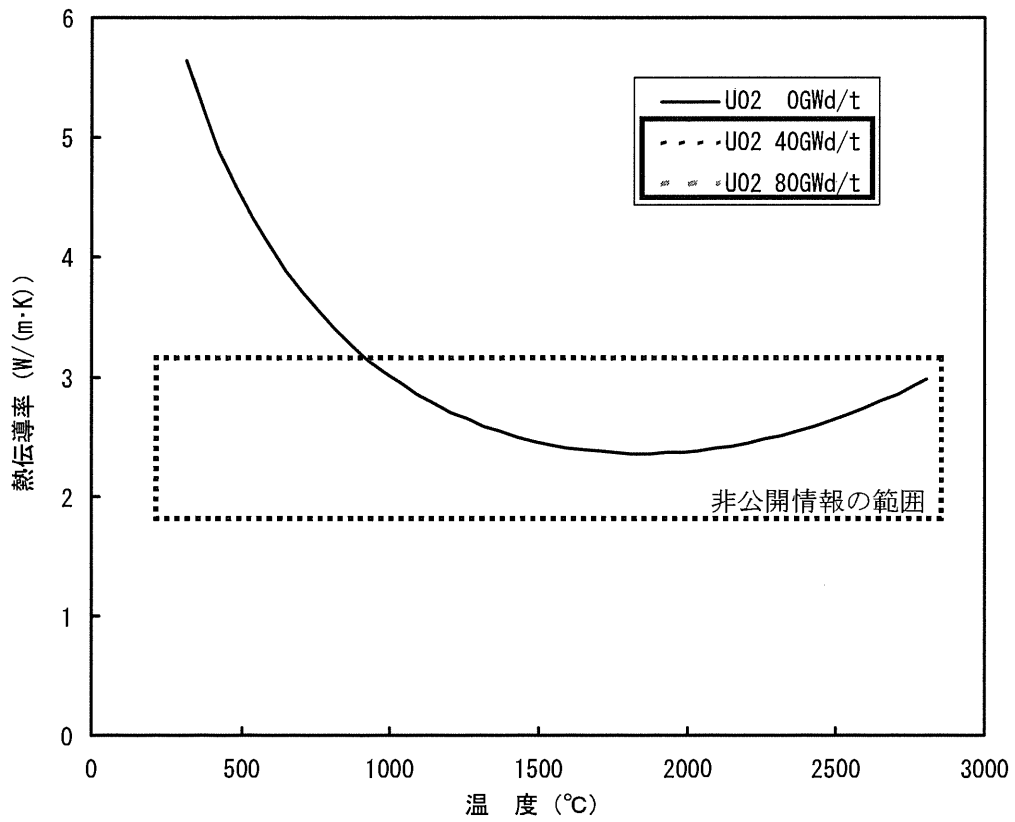


図 5.2-2 UO₂ペレット熱伝導率の温度依存性
(密度 97%TD の場合)

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

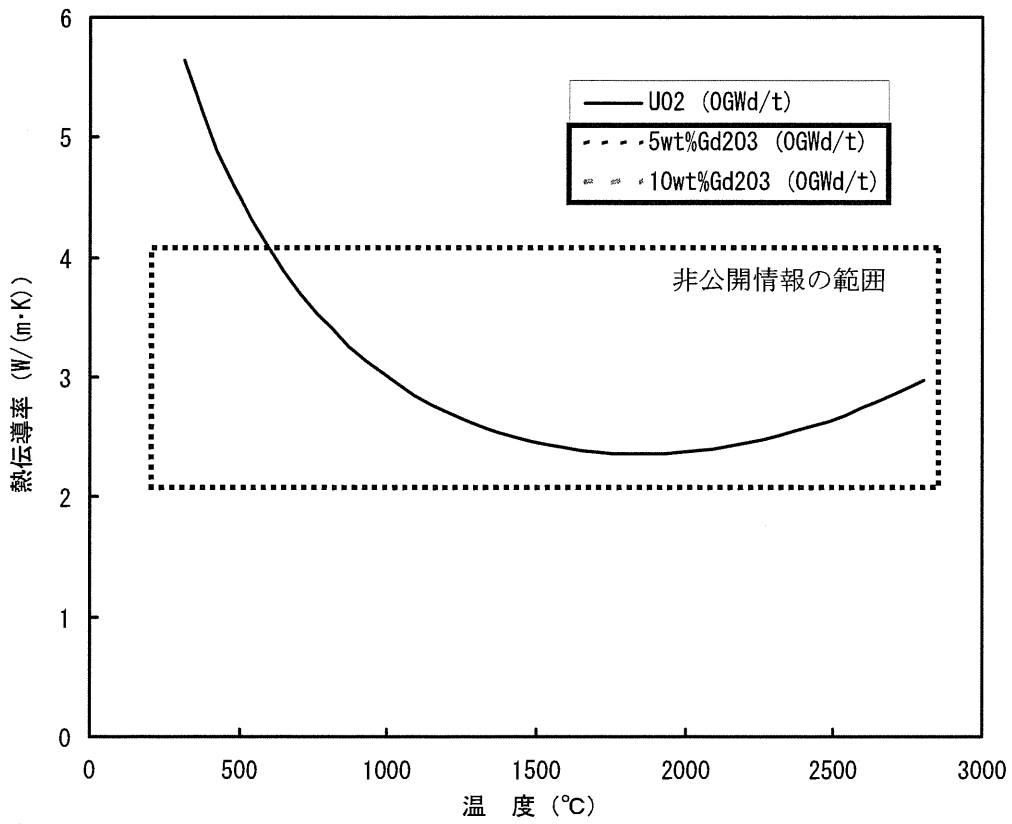


図 5.2-3 (U,Gd)O₂ ペレット熱伝導率の温度依存性
(密度 97%TD の場合)

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

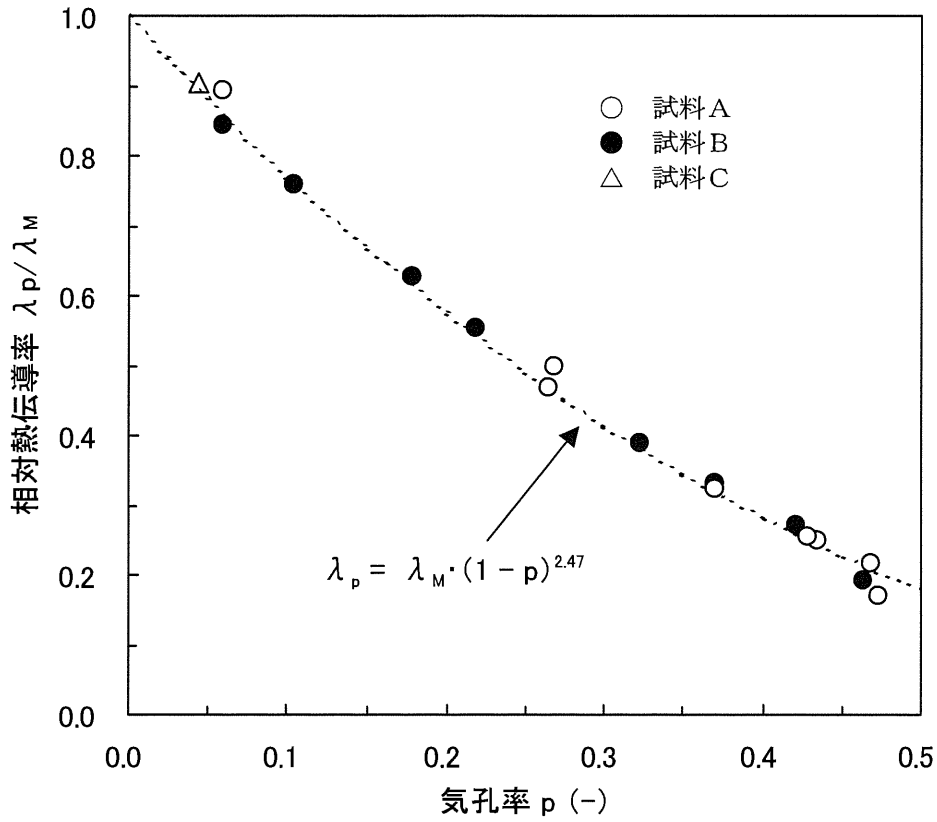


図 5.2-4 1270K におけるペレット熱伝導率の気孔率依存性

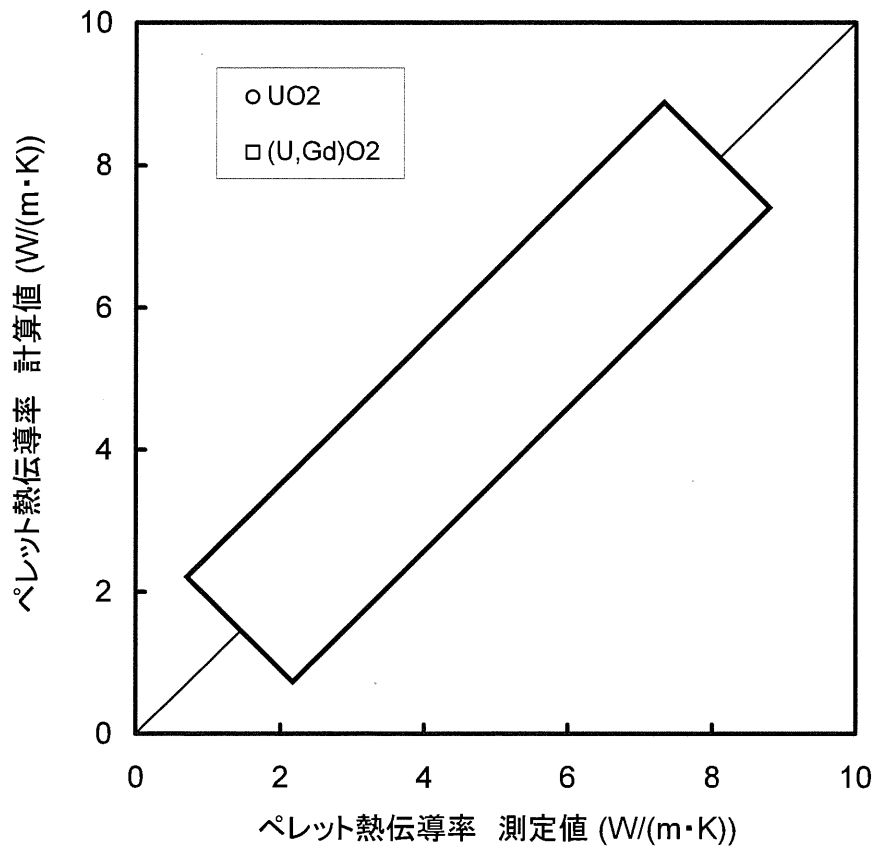


図 5.2-5 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較

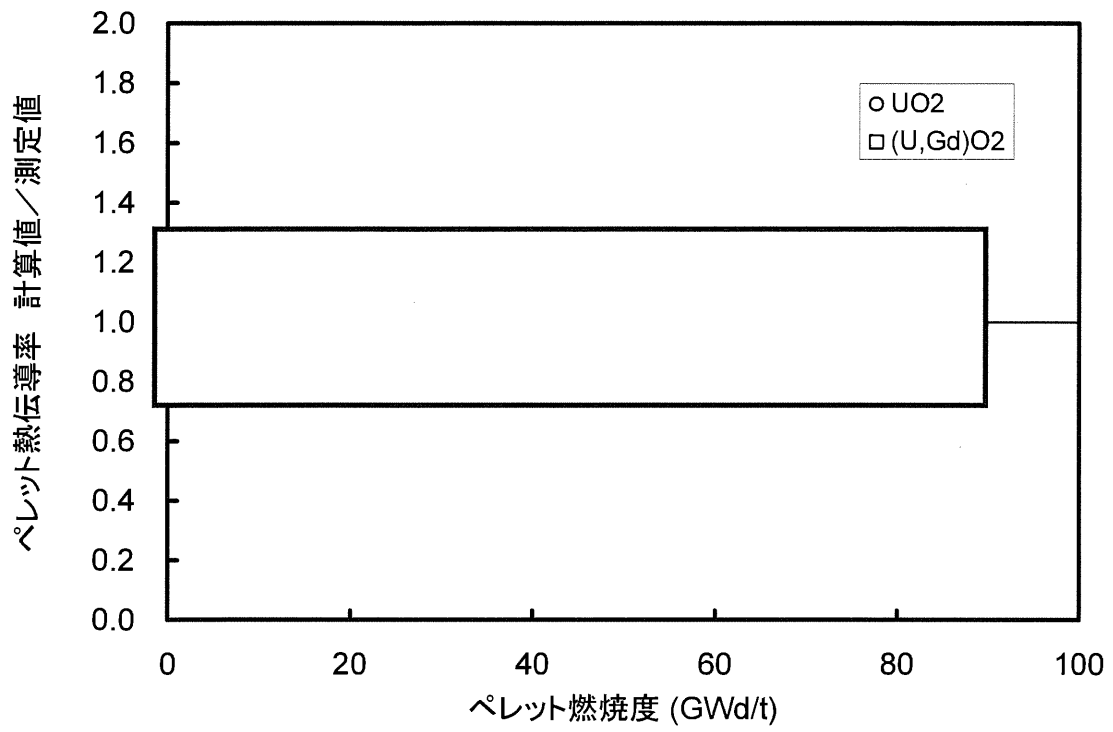


図 5.2-6 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較
(ペレット熱伝導率の計算値/測定値の燃焼度変化)

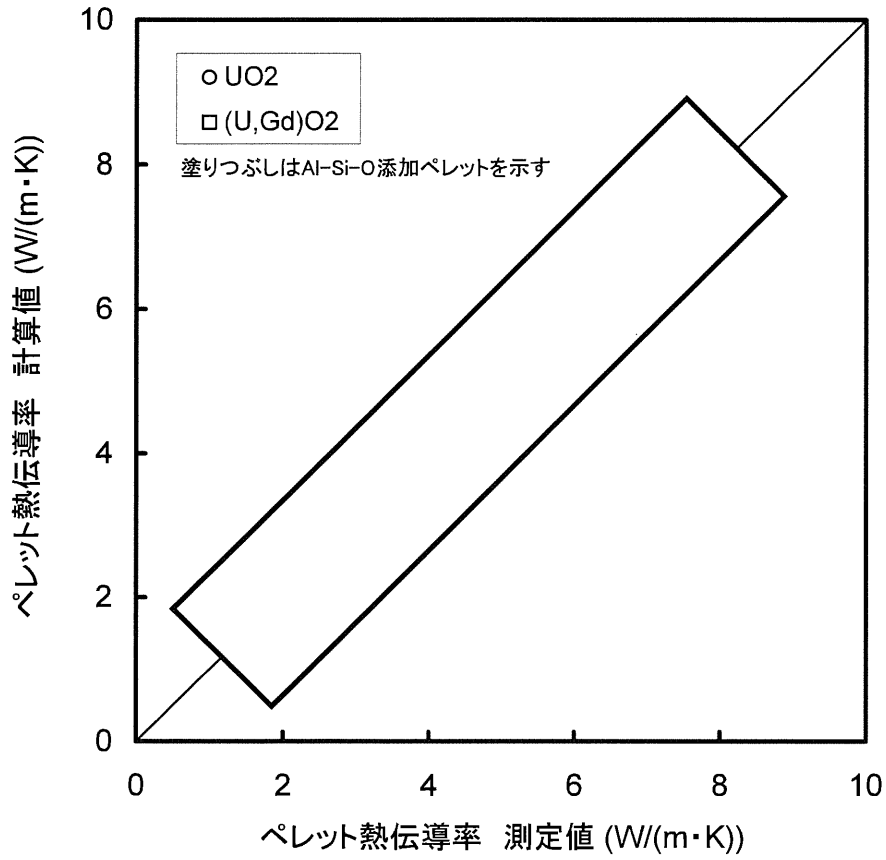


図 5.2-7 ペレット熱伝導率の測定値と計算値の比較



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。

$$F(r) = \boxed{\hspace{10em}} \quad (5.2-33)$$

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

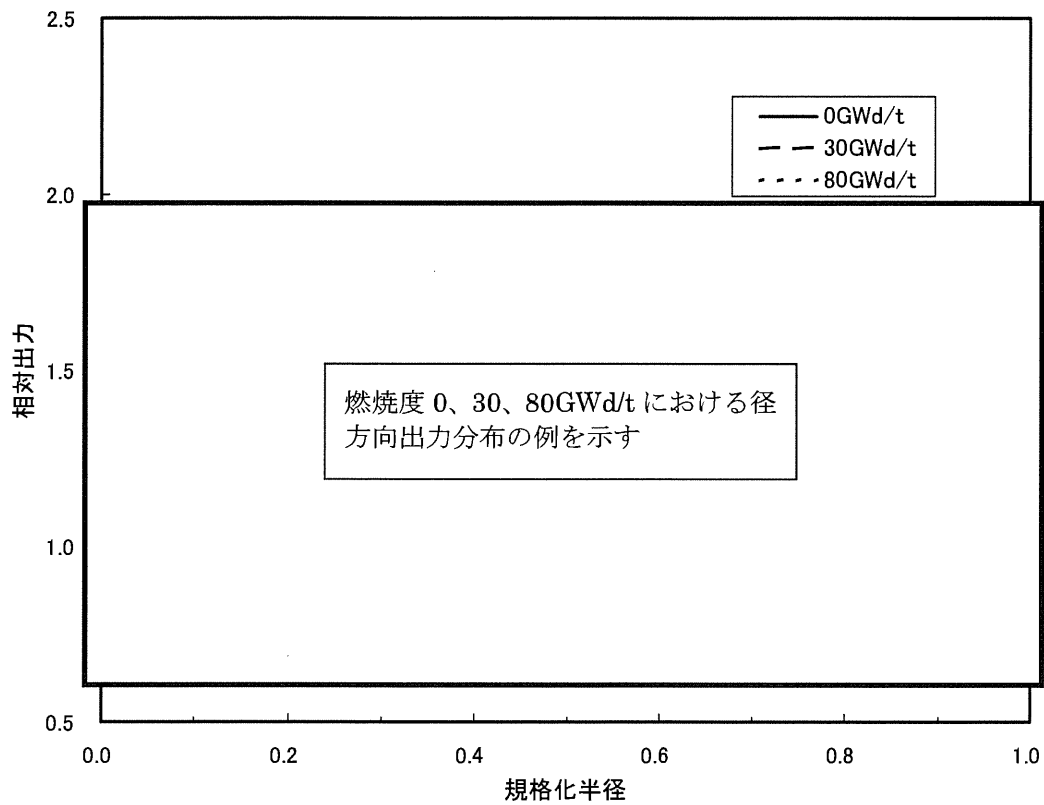


図 5.2-8 ペレット径方向出力分布の燃焼度依存性
(U-235 濃縮度 : 3.7wt%、ペレット外径 : 約 9.6mm の場合)



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。

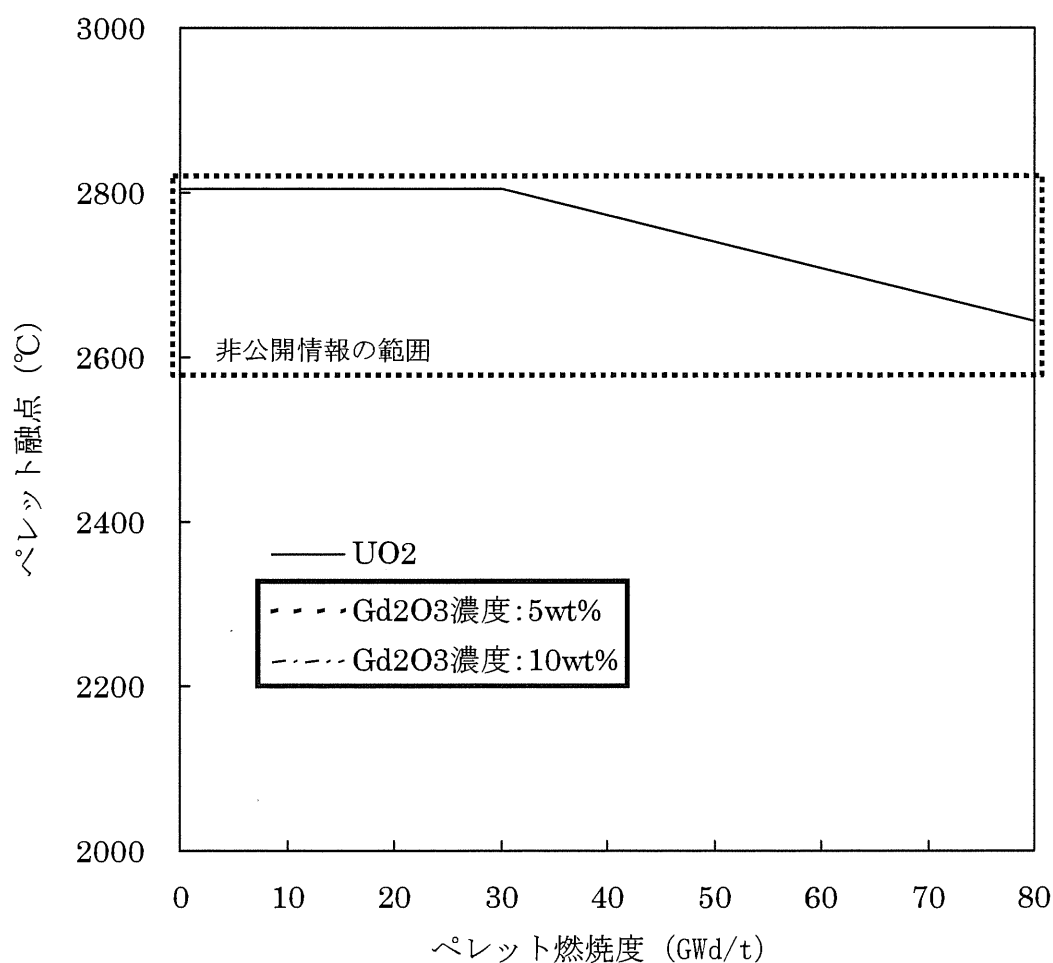


図 5.2-9 ペレット融点の燃焼度及び Gd₂O₃ 濃度依存性

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

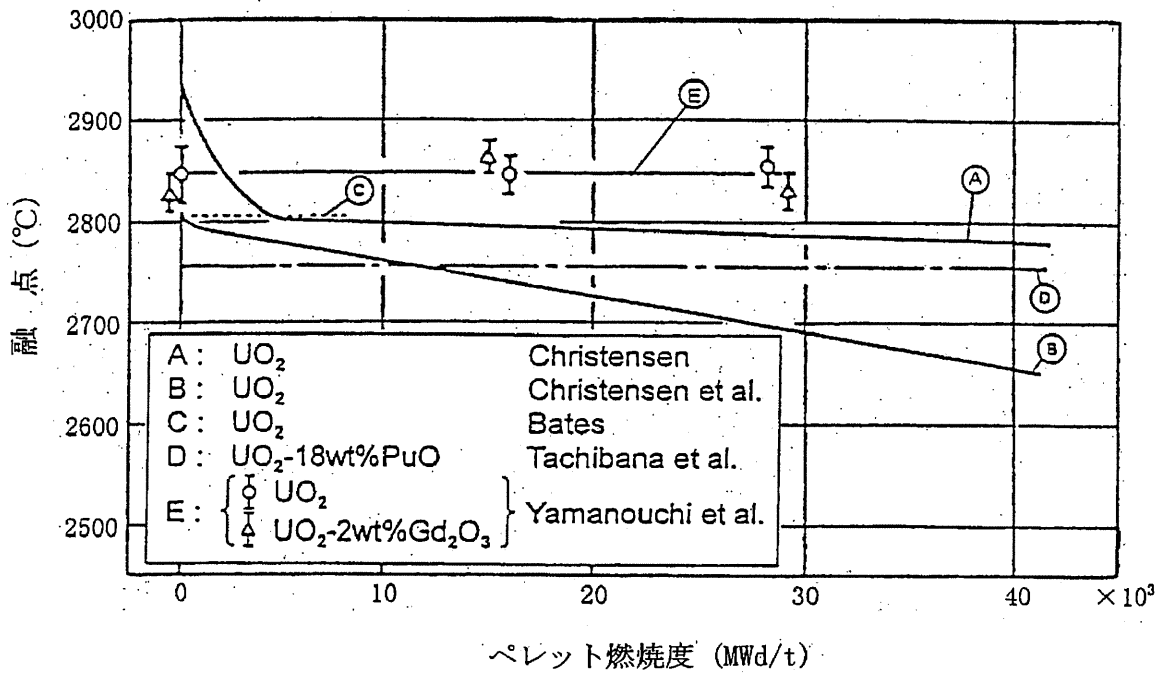


図 5.2-10 ペレット融点の燃焼度依存性データ (その1) [5-16]



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。

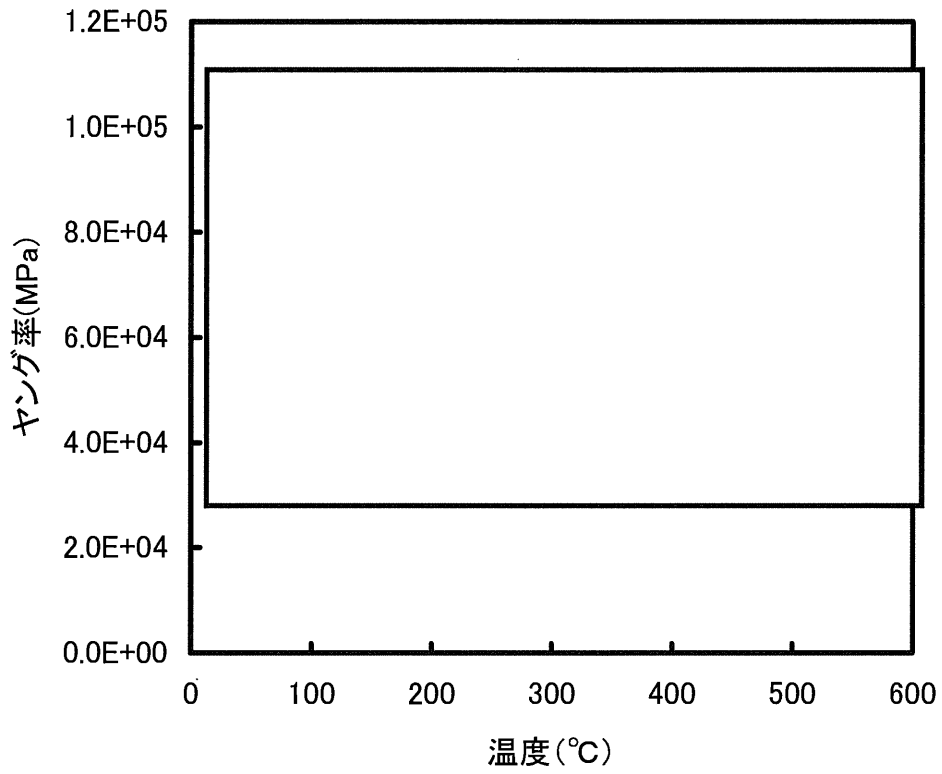


図 5.3-1 被覆管ヤング率の温度依存性

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。

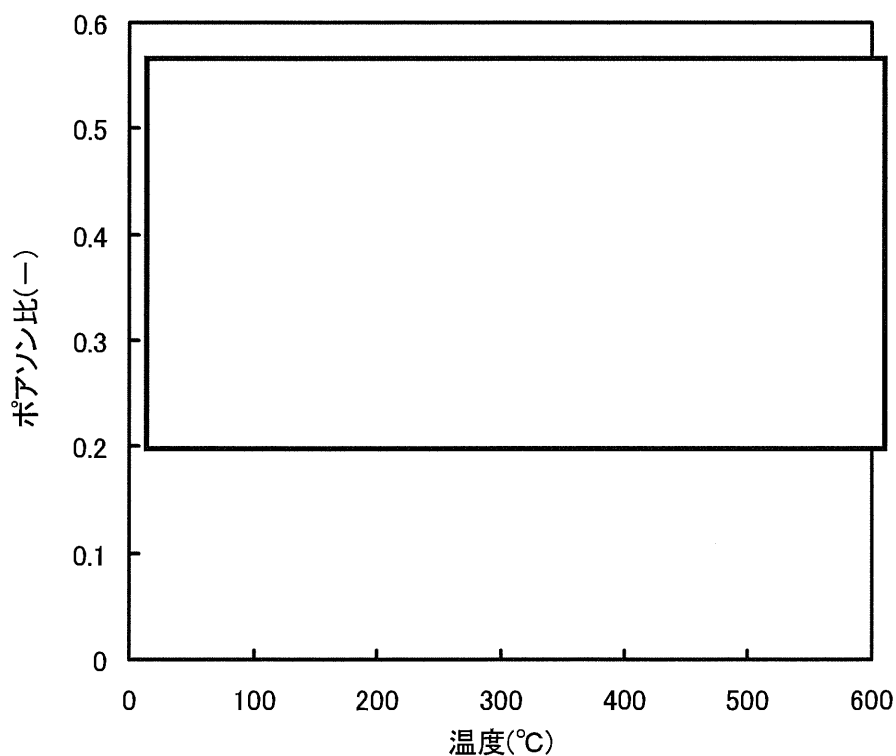


図 5.3-2 被覆管ポアソン比の温度依存性

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) =
- 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。

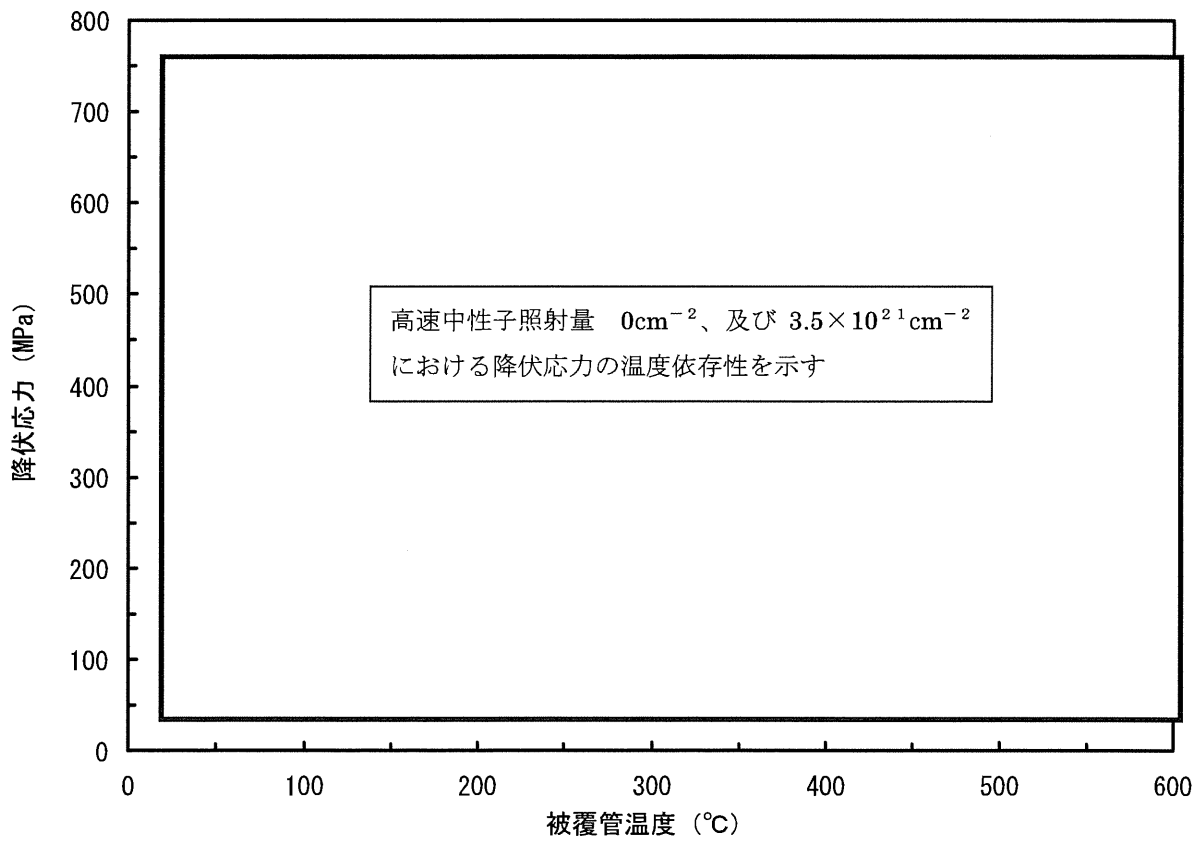


図 5.3-3 ジルカロイ被覆管降伏応力の温度依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

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

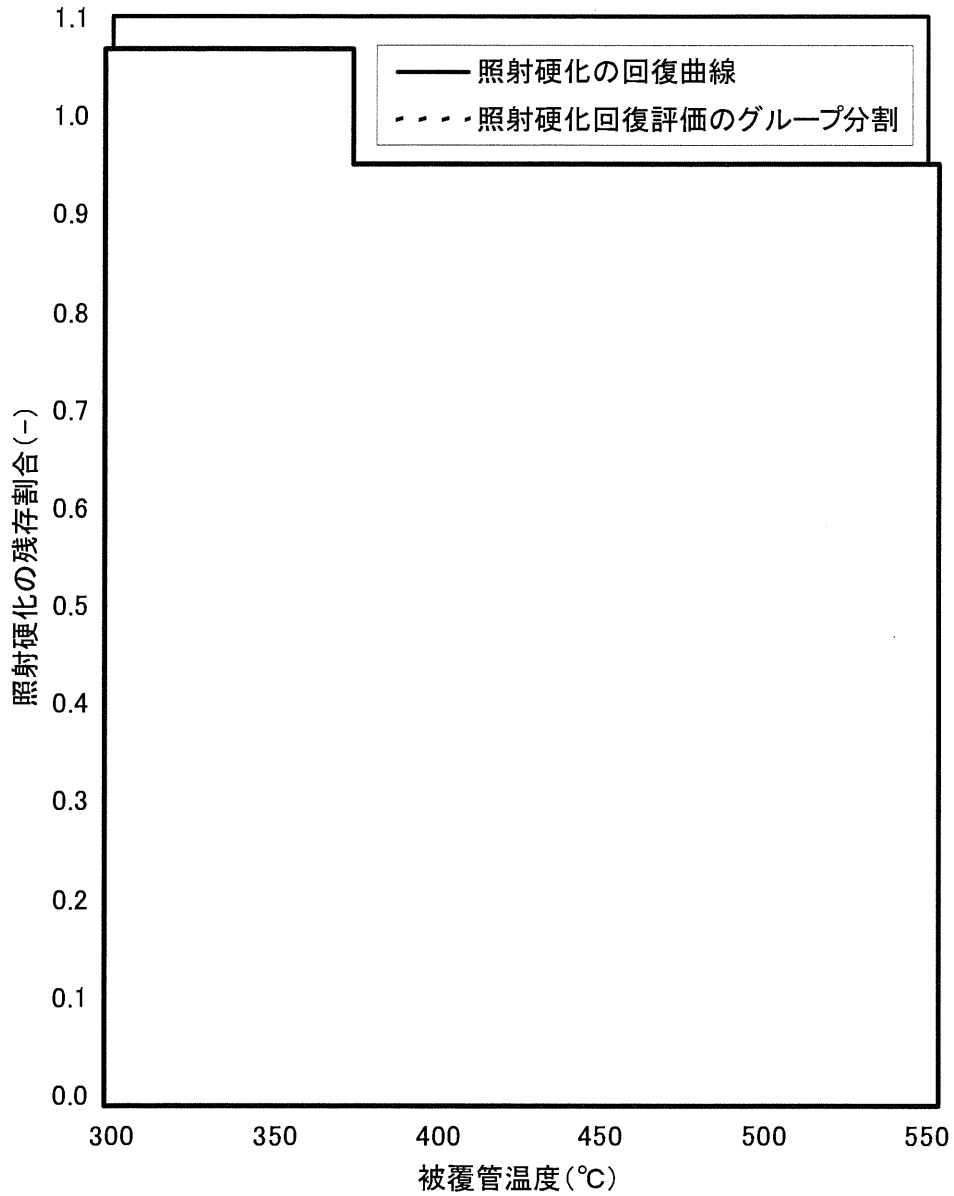


図 5.3-4 照射硬化の残存割合と照射硬化回復評価におけるグループ分割



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

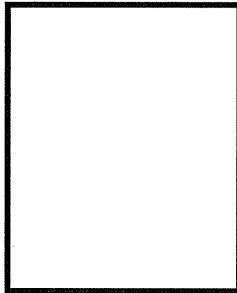
a_2 : 定数

a_3 : 定数

a_4 : 定数

a_5 : 定数

a_6 : 定数



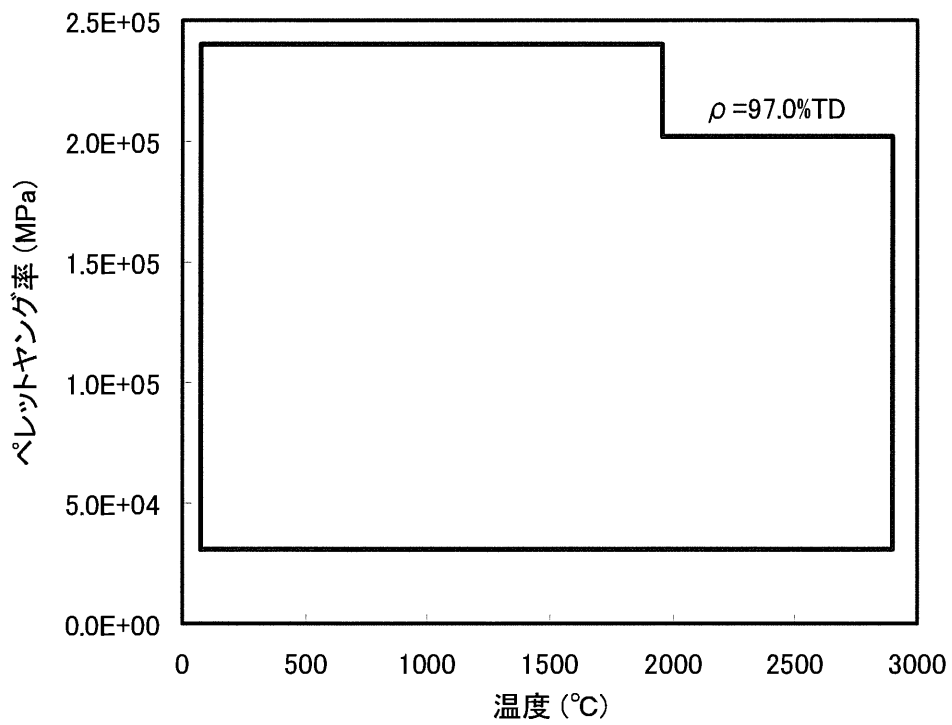


図 5.3-5 ペレットヤング率の温度依存性
(ペレット密度 97%TD の場合)



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

5.3.2.2 ポアソン比

UO_2 及び $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ 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

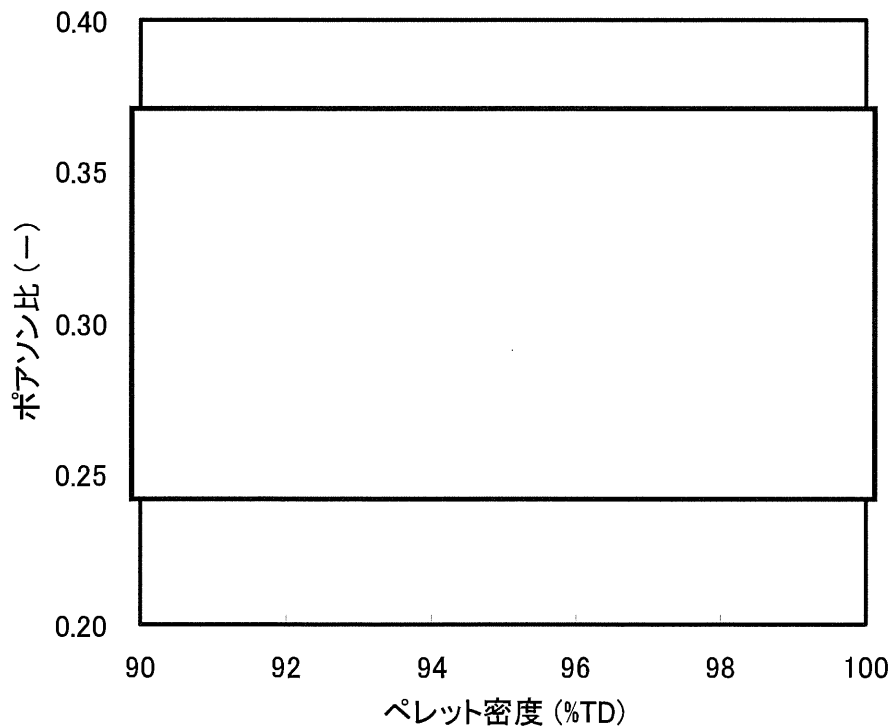


図 5.3-6 ペレットポアソン比の密度依存性



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

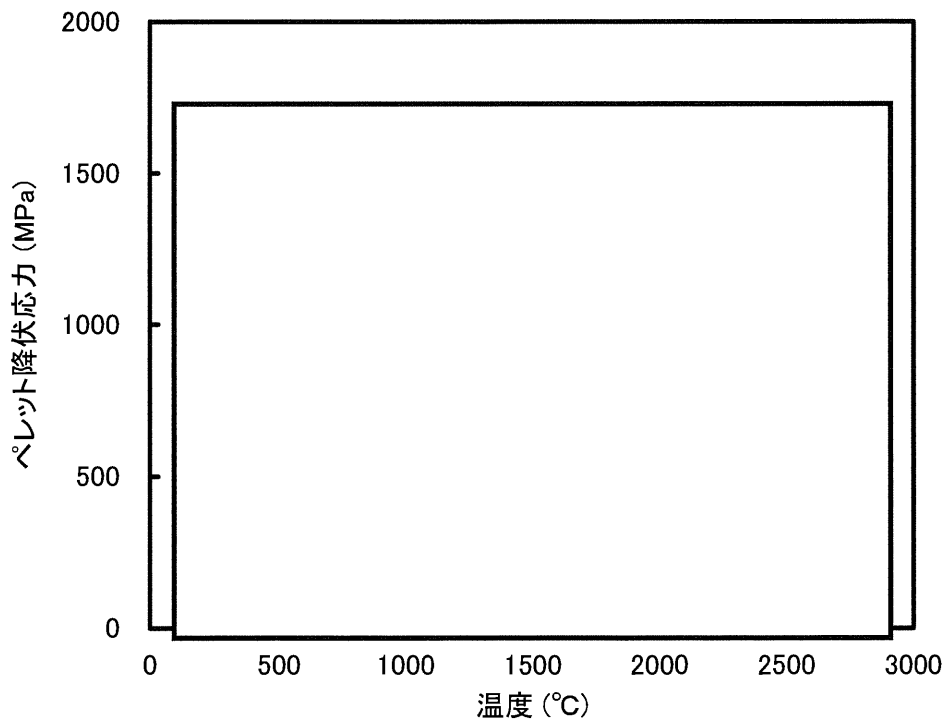


図 5.3-7 ペレット降伏応力の温度依存性



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。

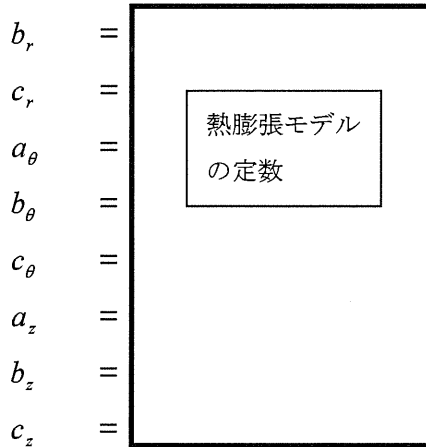
$$E_T = E_u \quad \sigma \leq \sigma_y \quad (5.3-14)$$

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



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi



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。

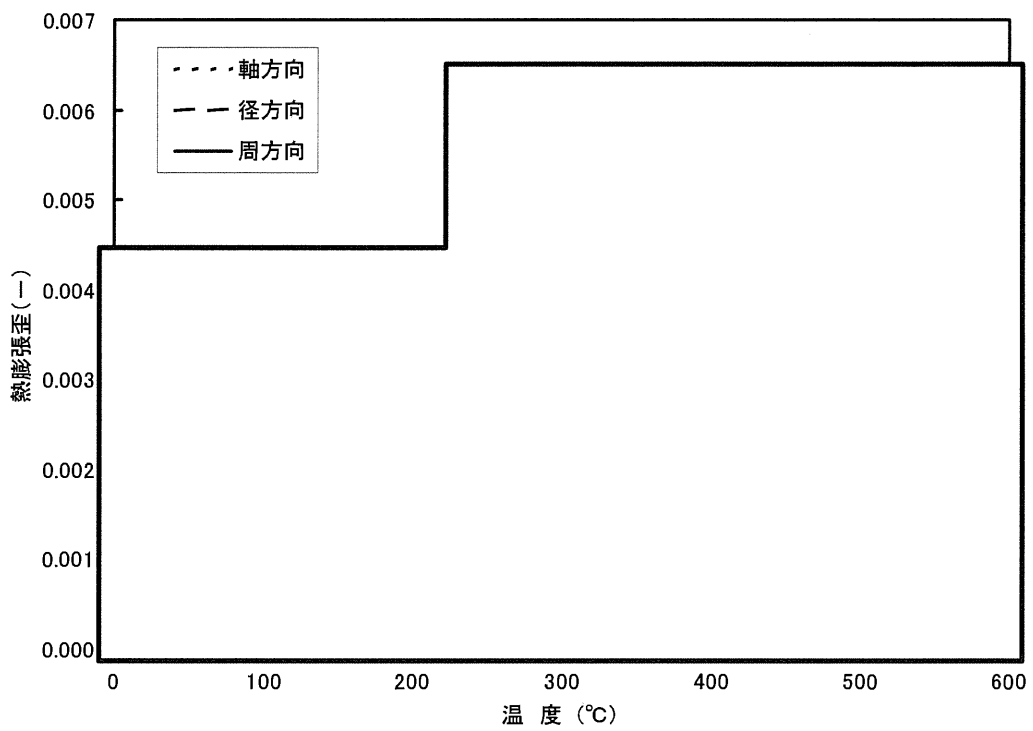
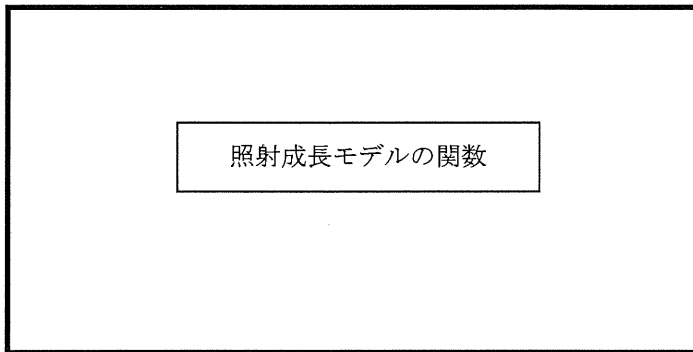


図 5.4-1 被覆管熱膨張歪の温度依存性

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

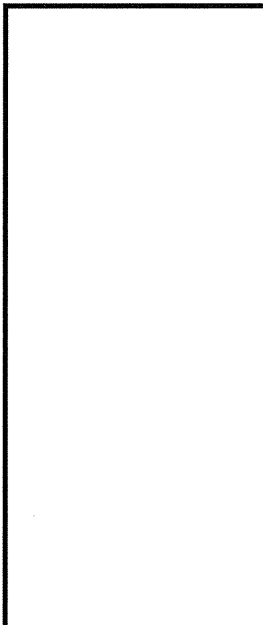
b_2 : 定数

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]

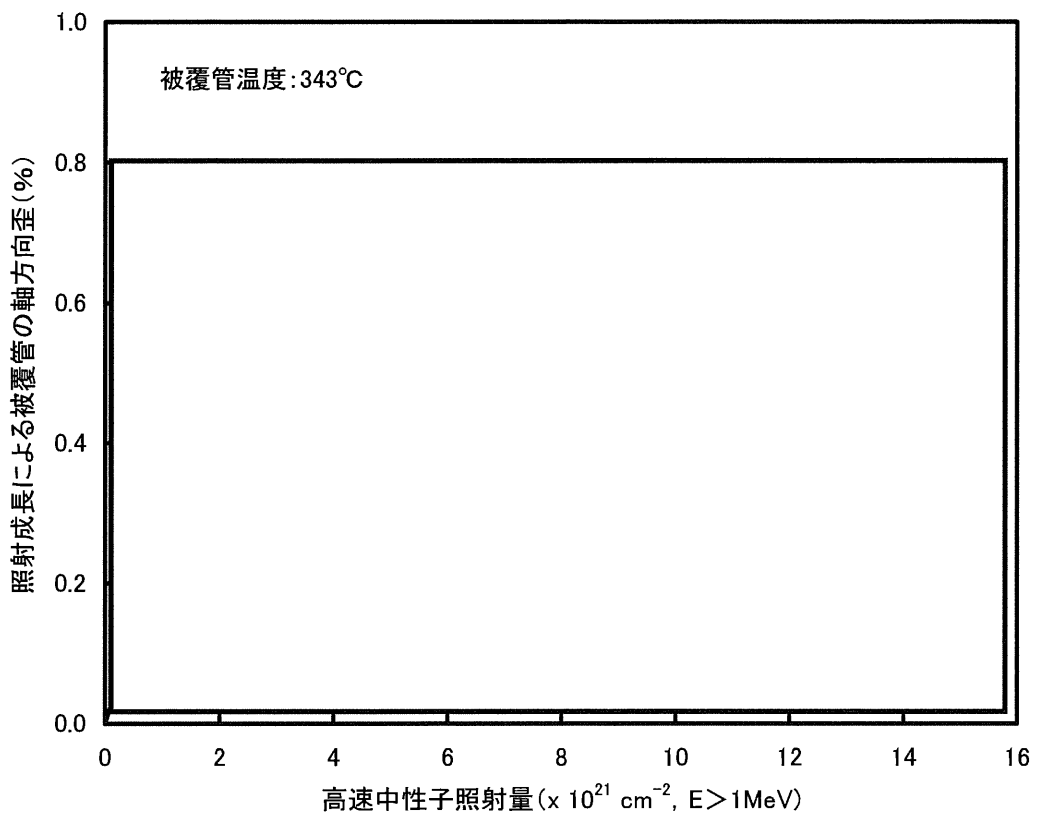


図 5.4-2 被覆管照射成長の高速中性子照射量依存性



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GNF, 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 ($\sigma \leq$)

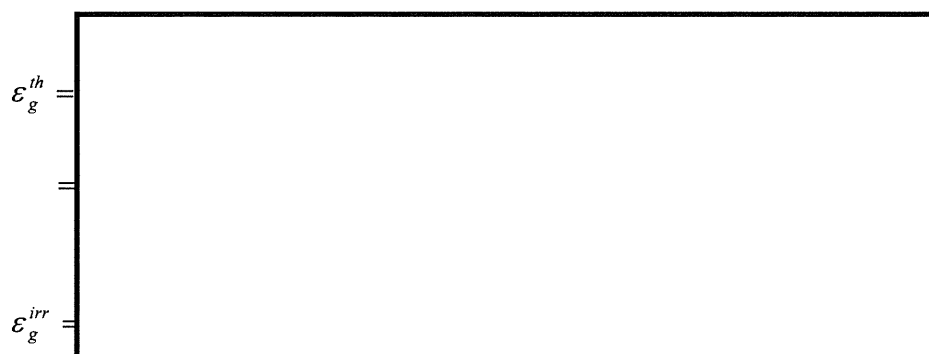
低応力状態においては、ジルコニウム及びジルカロイの ε_g^{th} と ε_g^{irr} は、以下で与えられる。



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 ($\leq \sigma \leq$)

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。

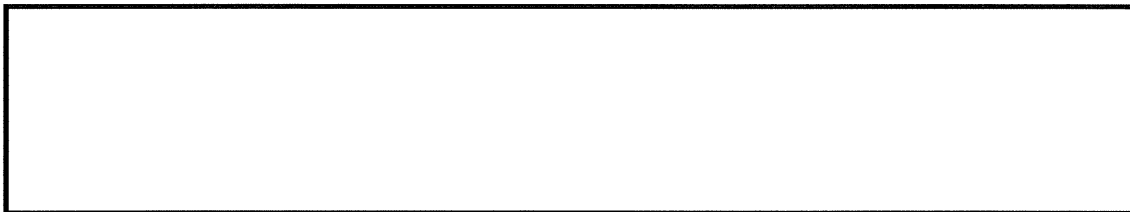
$$\dot{\epsilon}_g = \text{} \quad (5.4-8)$$

ここで、

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

$\dot{\epsilon}_g$: 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。

$$\varepsilon_r = \boxed{\phantom{a_1 T_{ra}^3 + a_2 T_{ra}^2 + a_3 T_{ra}}} \quad (5.4-11)$$

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、 $\boxed{\phantom{a_1 T_{ra}^3 + a_2 T_{ra}^2 + a_3 T_{ra}}}$

溶融による体積変化の取扱いの説明

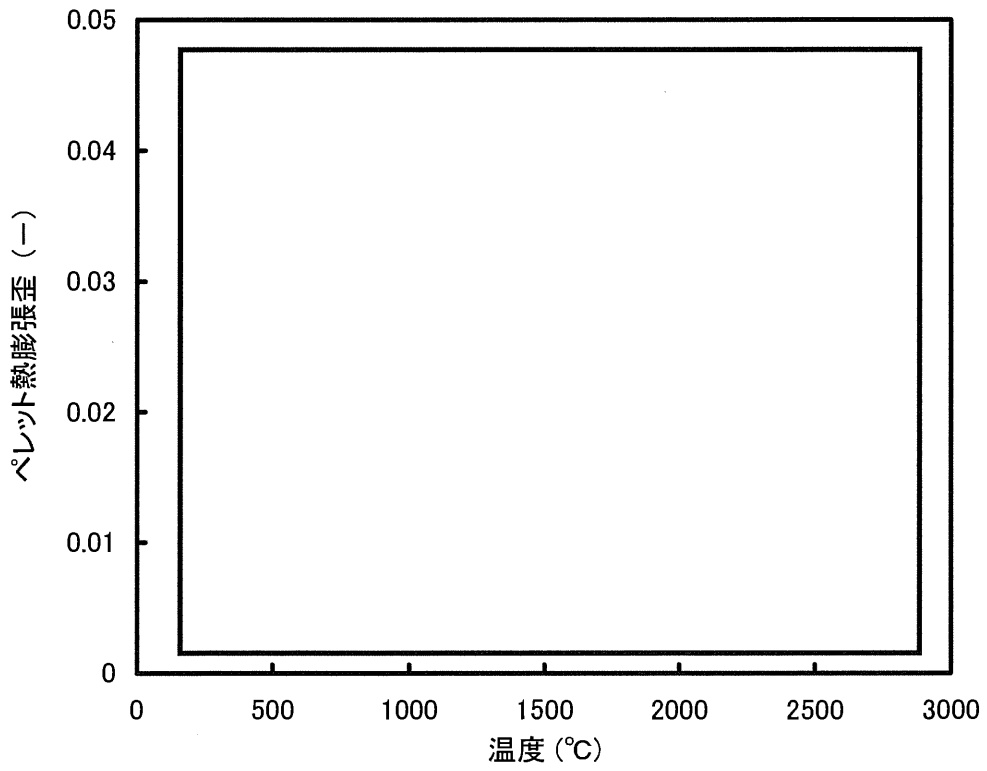


図 5.4-3 ペレット熱膨張歪の温度依存性



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。

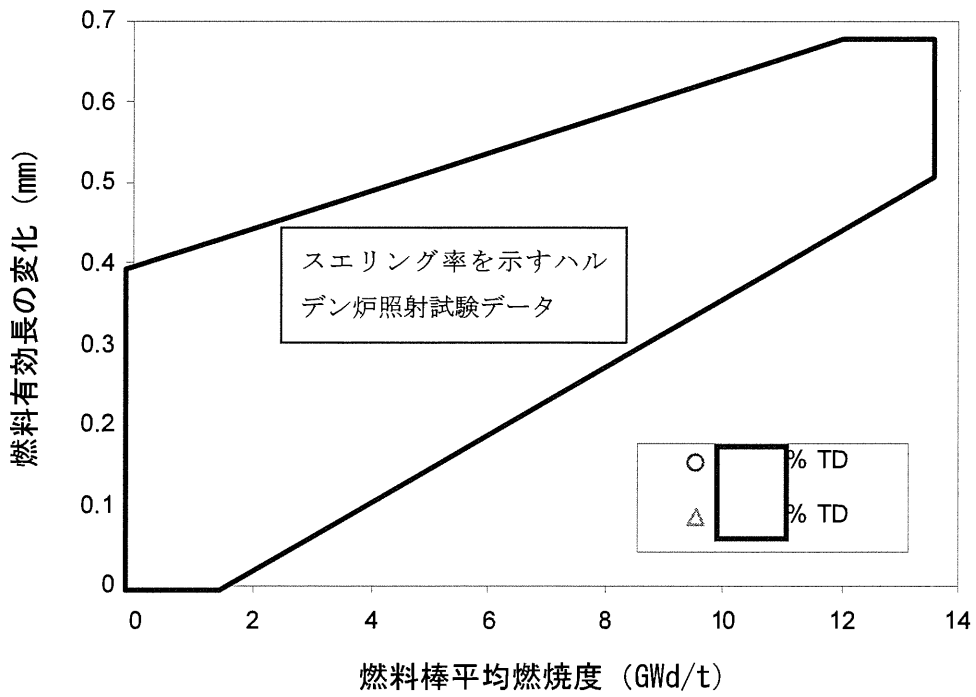


図 5.4-4 ペレットスエリングに関するハルデン炉試験データ

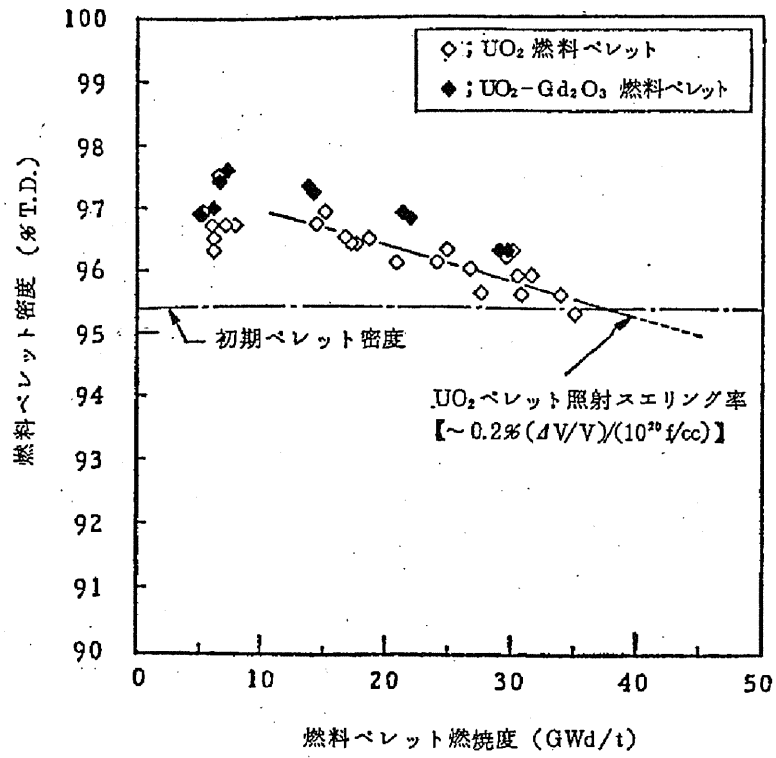


図 5.4-5 ペレットスエリングに関する商用炉試験データ [5-4]



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

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。

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

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

ここで、

g :

C_1 : 定数

C_2 : 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、

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

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

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。

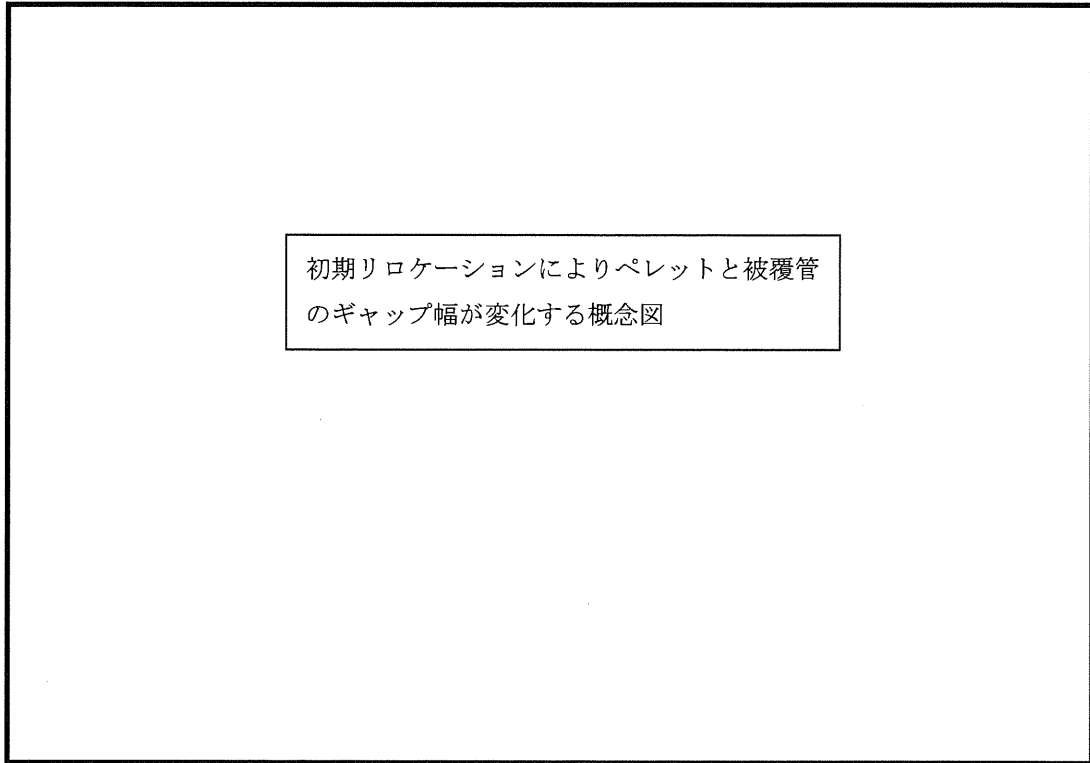


図 5.4-6 初期リロケーションの概念図



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

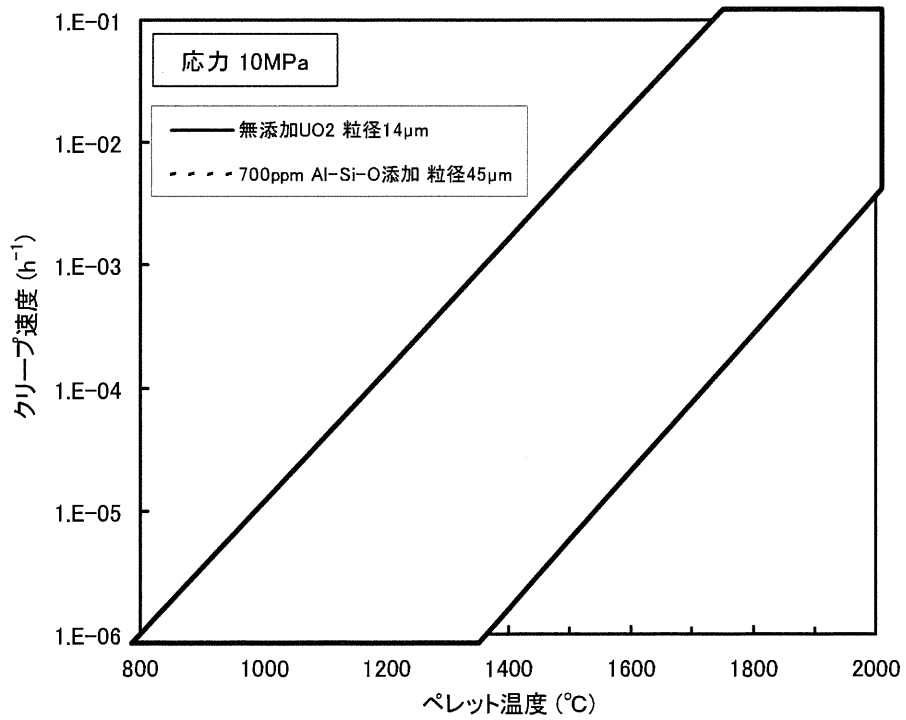
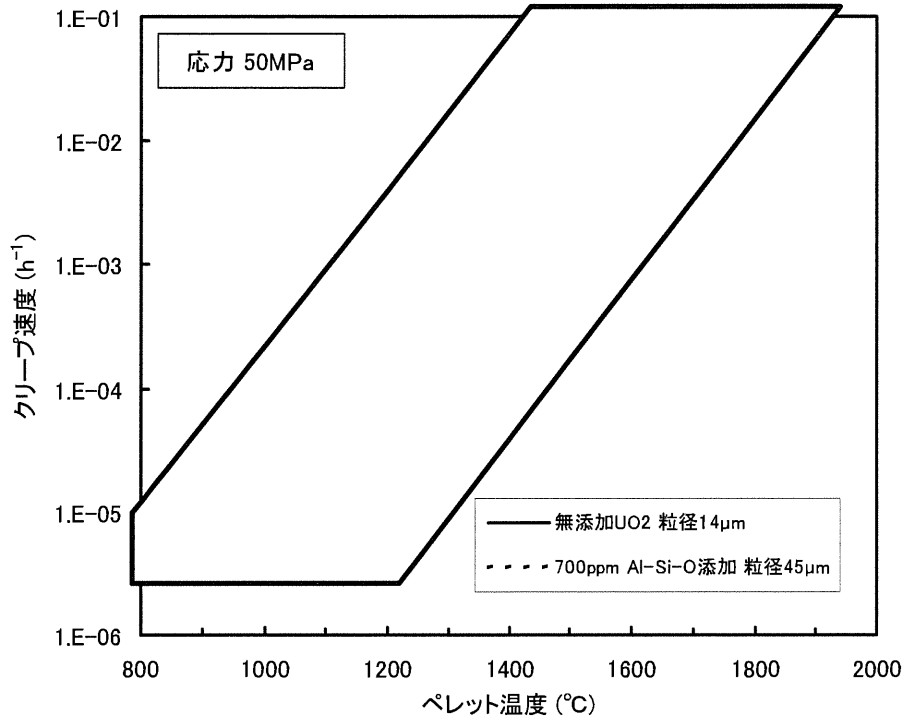


図 5.4-7 ペレットクリープ速度の温度依存性
 (核分裂密度 $1 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 、密度 97%TD の場合)

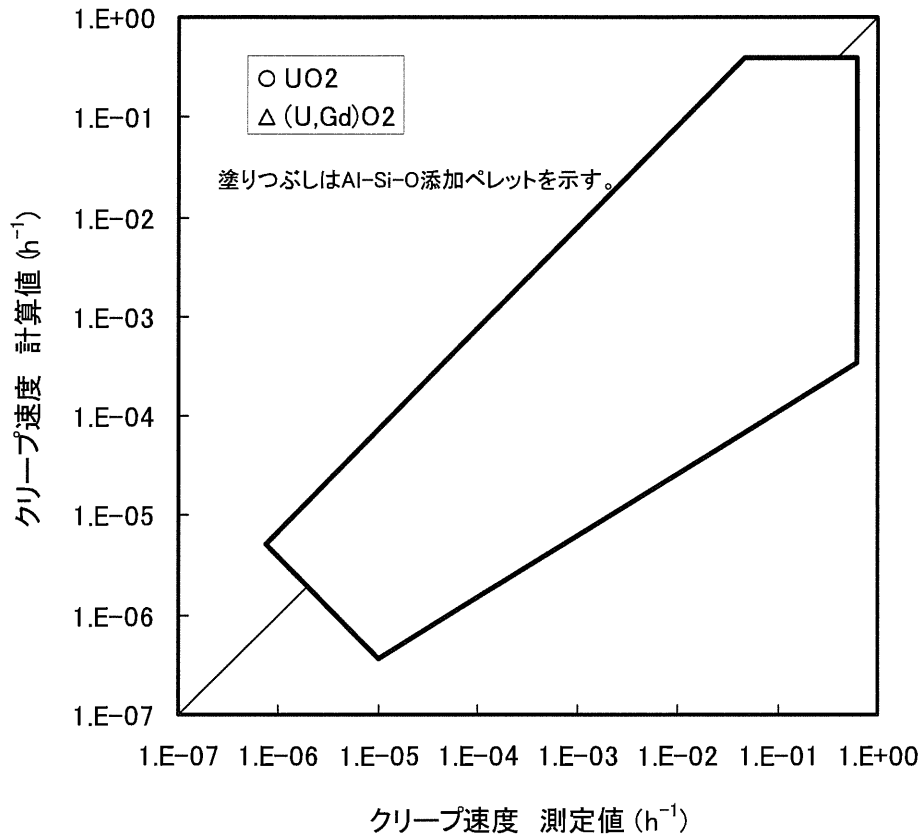


図 5.4-8 ペレットクリープ速度の測定値と計算値の比較



Global Nuclear Fuel

A Joint Venture of GE, Toshiba, & Hitachi

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。



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

ここで、

$\dot{\epsilon}_t$: [] のクリープ歪速度 (s⁻¹)

A, n : 定数

b : []

a : []

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こし、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。

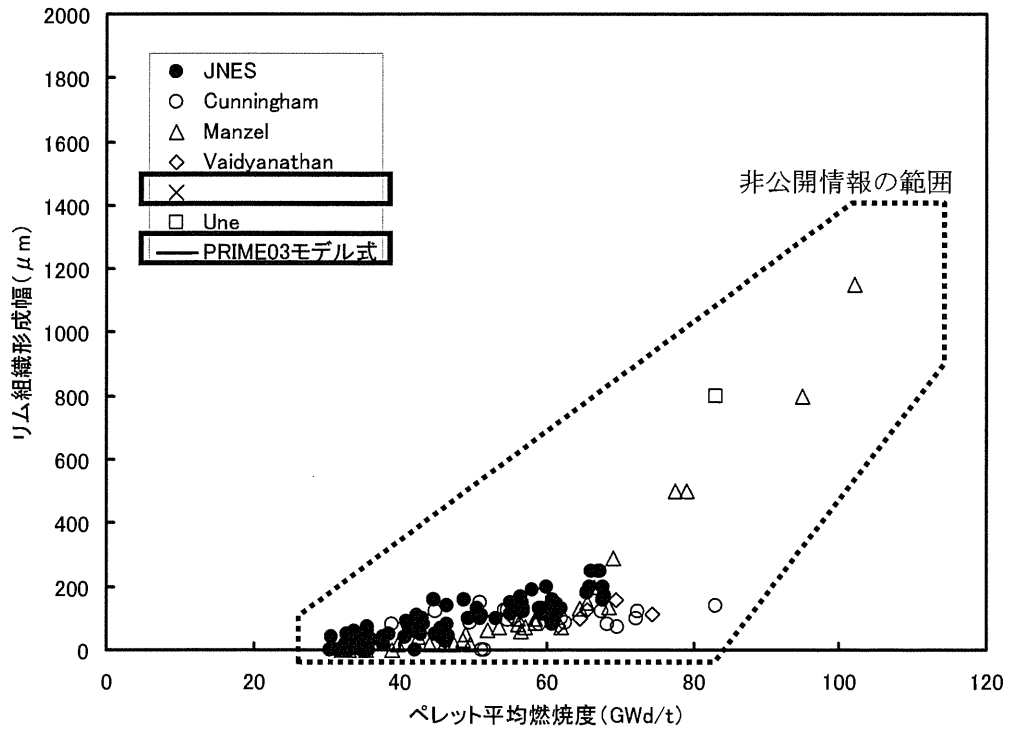


図 5.5-1 リム組織形成幅の燃焼度依存性 [5-2], [5-24], [5-25], [5-26], [5-27]

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

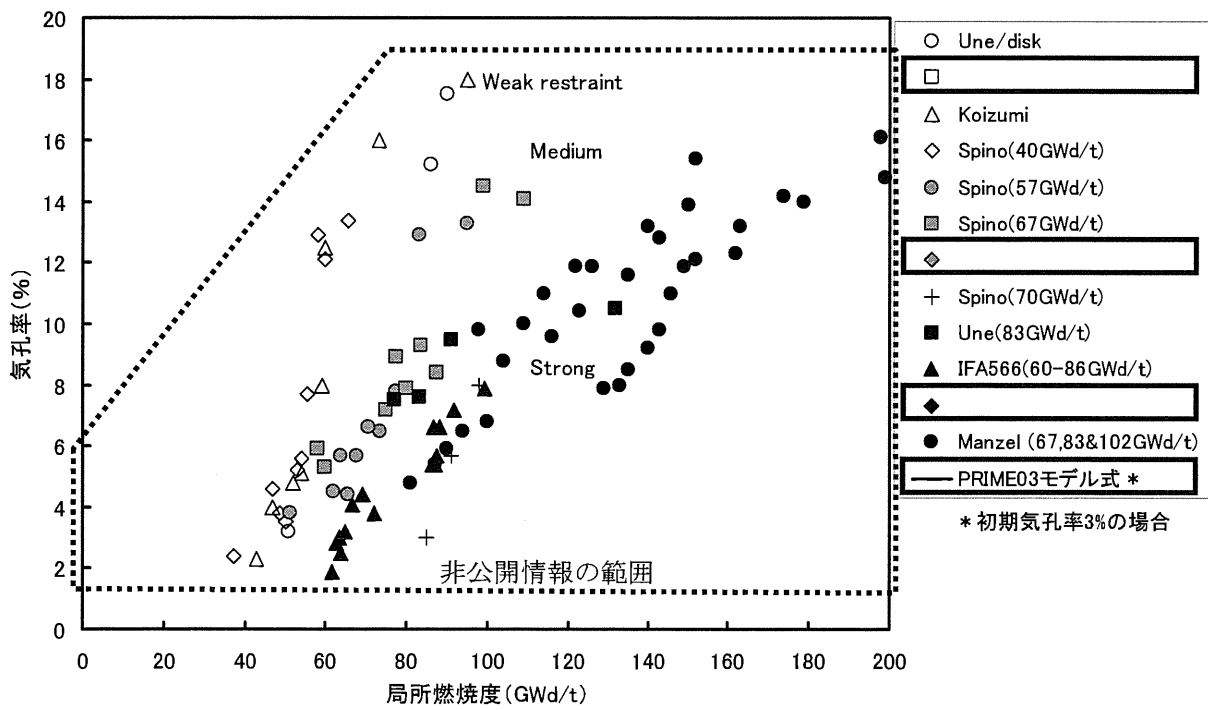


図 5.5-2 気孔率と局所燃焼度の関係 [5-25], [5-27], [5-28], [5-29], [5-30], [5-31], [5-32], [5-33]

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

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

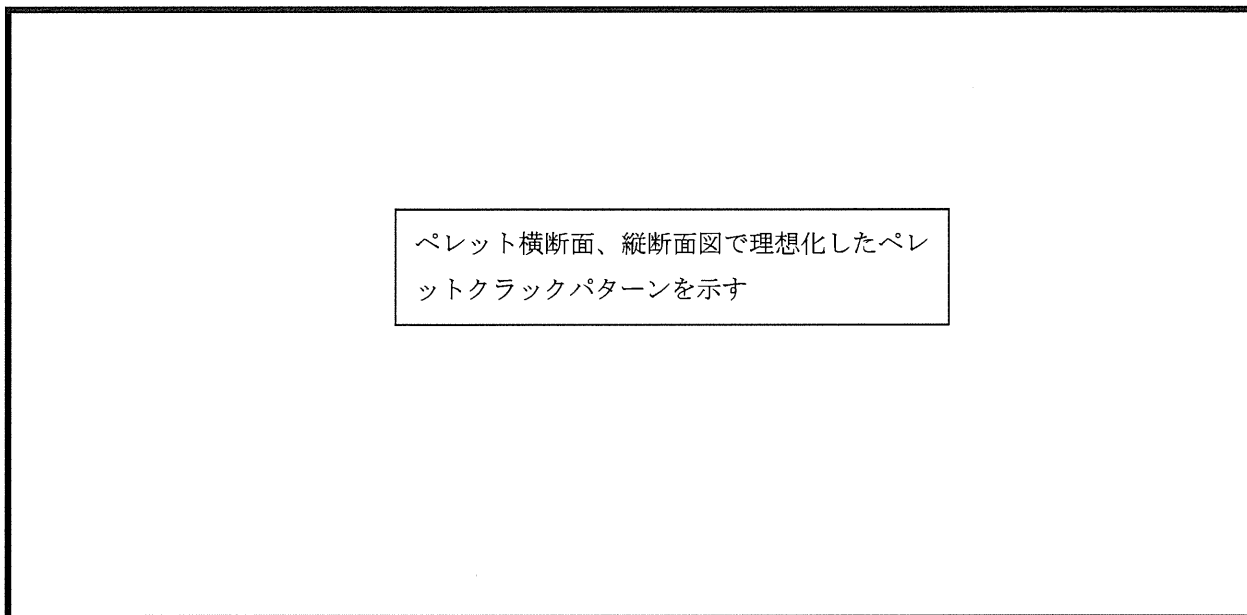


図 5.6-1 理想化したペレットクラックパターン

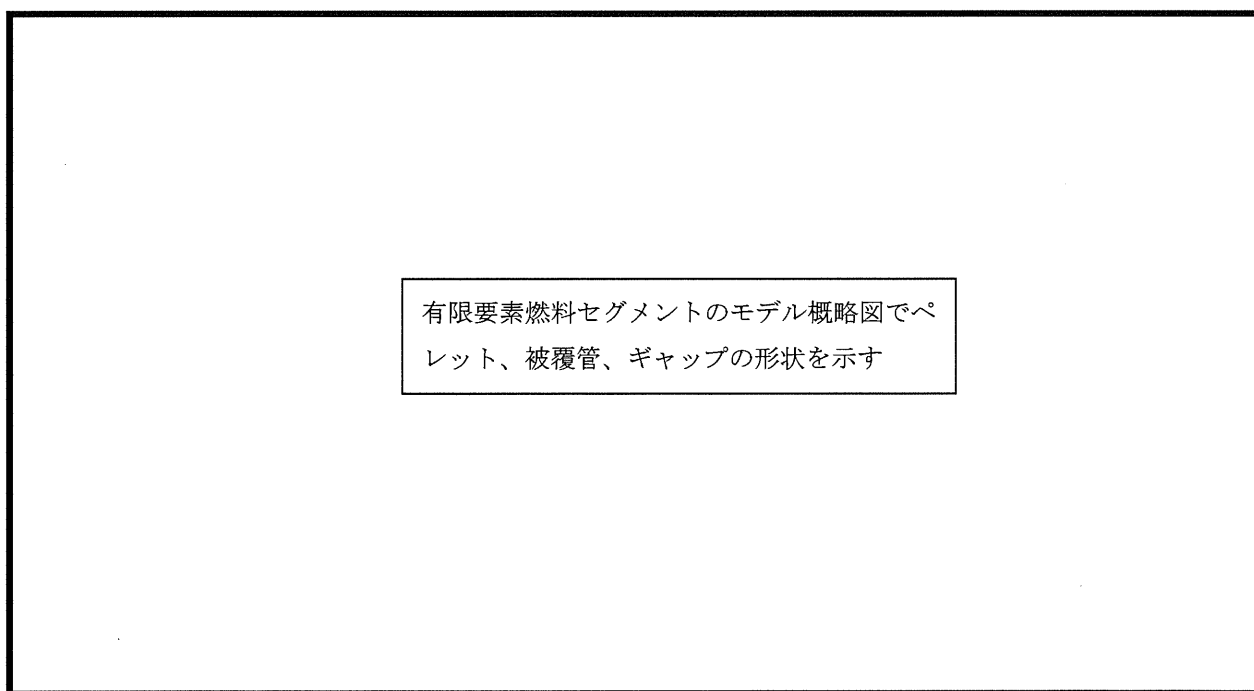
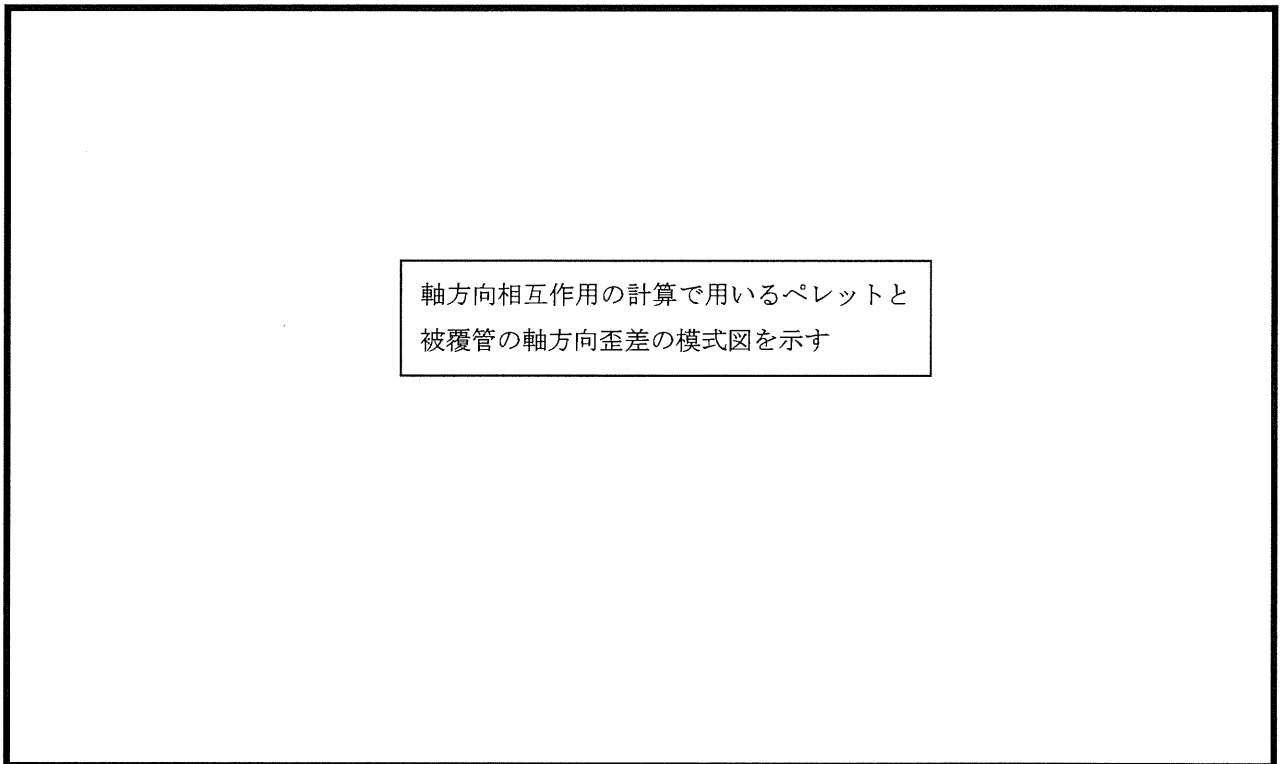


図 5.6-2 有限要素燃料セグメントのモデル概略図



(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

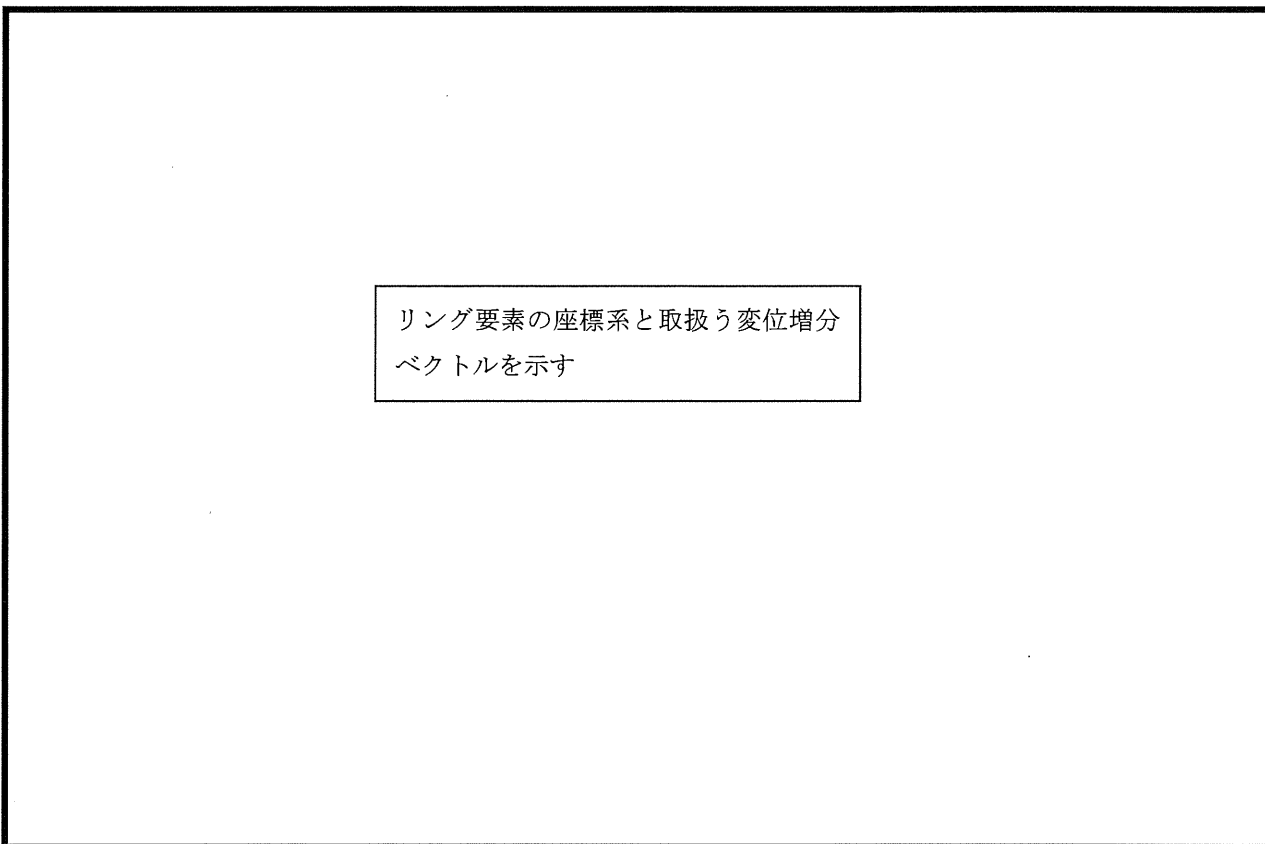


図 5.6-4 リング要素の模式図

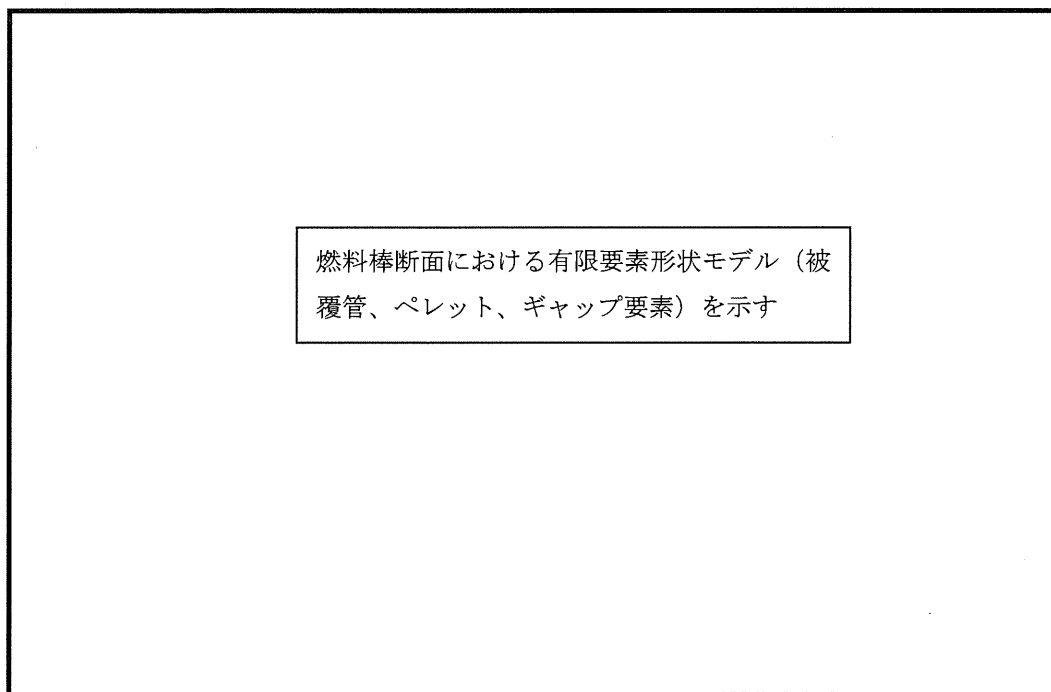


図 5.6-5 燃料棒断面における有限要素形状モデル

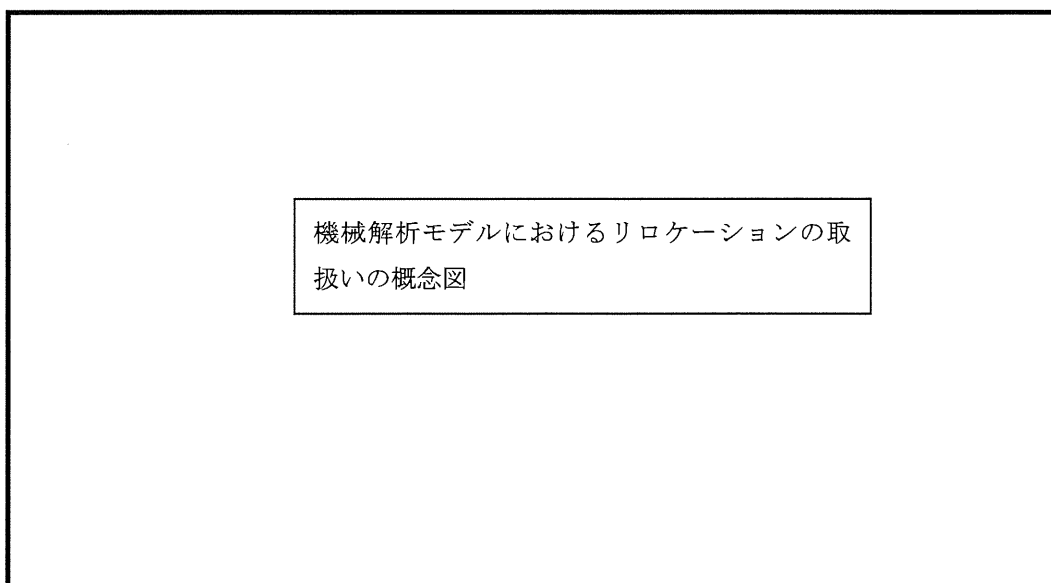


図 5.6-6 固定ノード NF の変位量としてモデル化されるリロケーションの概念図



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

Dマトリックスの評価式に関する説明

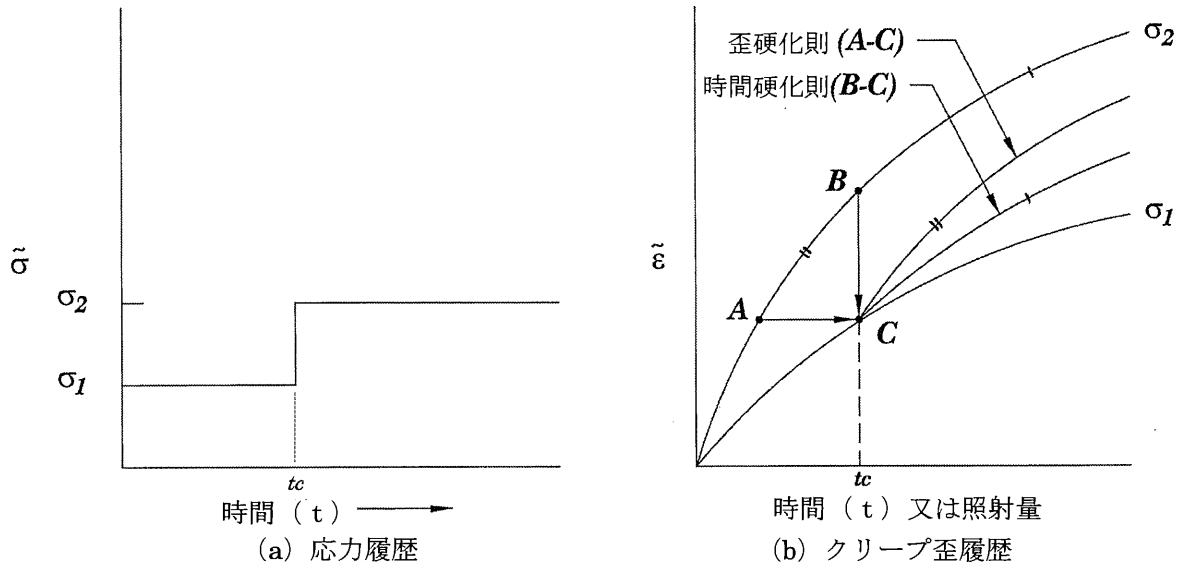


図 5.6-7 クリープにおける時間硬化と歪硬化の概念

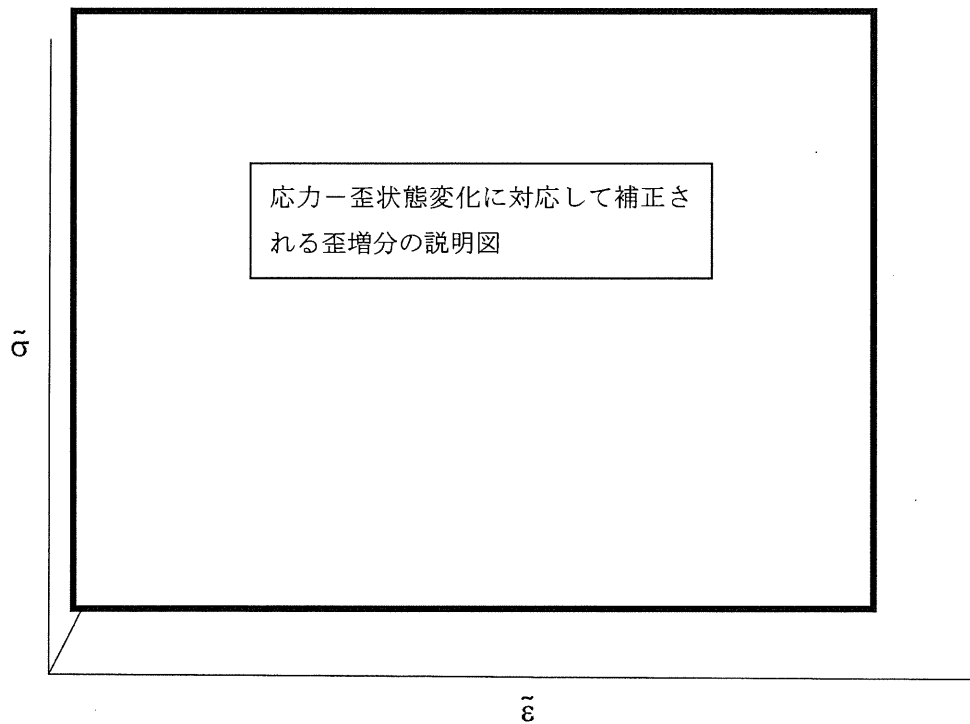


図 5.6-8 歪増分の定義

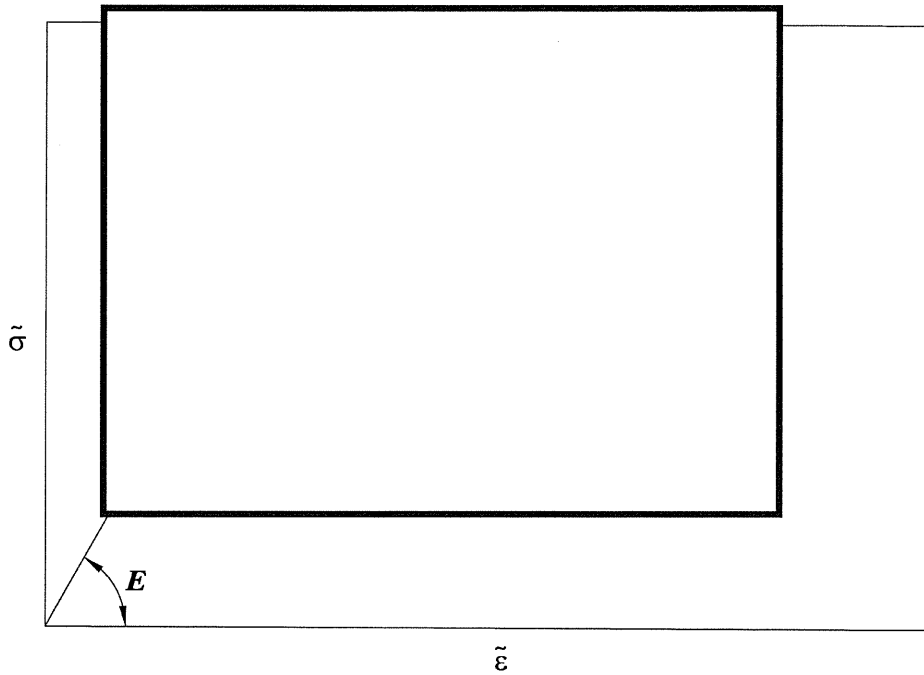


図 5.6-9 接線係数の定義



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。

$$I = 2 \cdot \left(u_r^c - u_r^p + \frac{G_0}{2} \right) \quad (5.6-34)$$

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_0 : 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

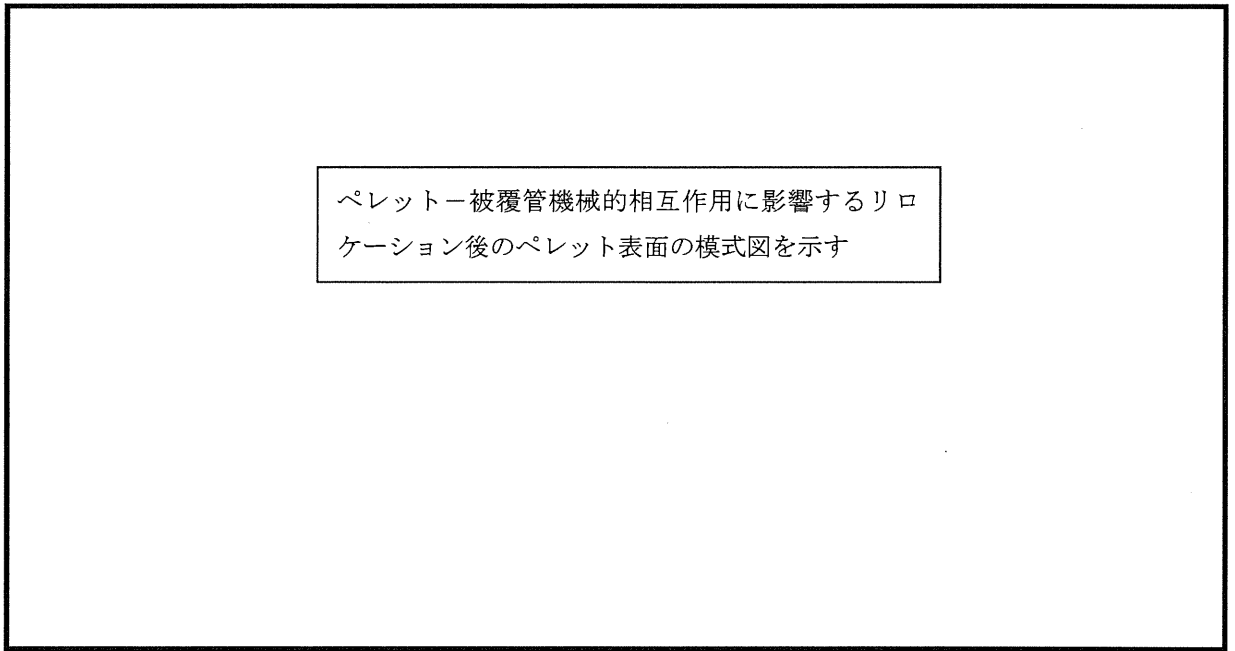


図 5.6-10 初期リロケーション発生後のペレット表面

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	$\mu\text{m}^4/\text{h}$	[Redacted]	
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 ガス放だしきい温度を示す。

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

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。

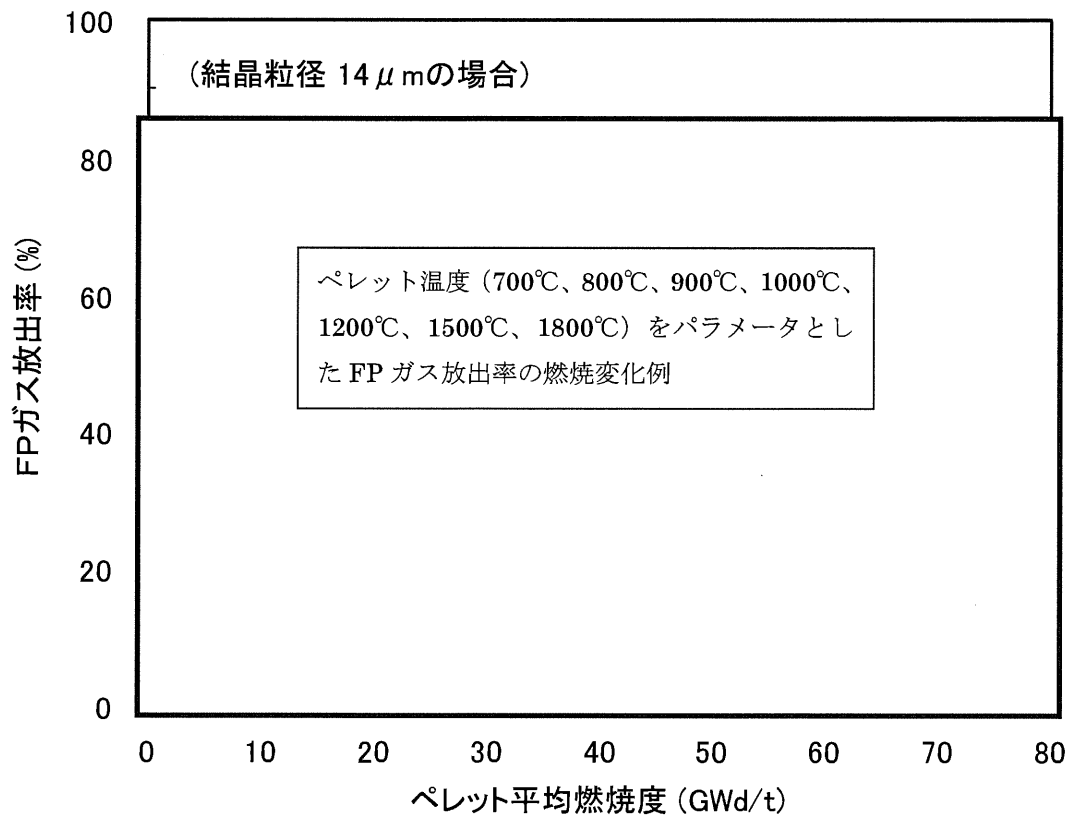


図 5.7-1 FP ガス放出率の燃焼度及び温度依存性
(結晶粒径 14 μ m の場合)

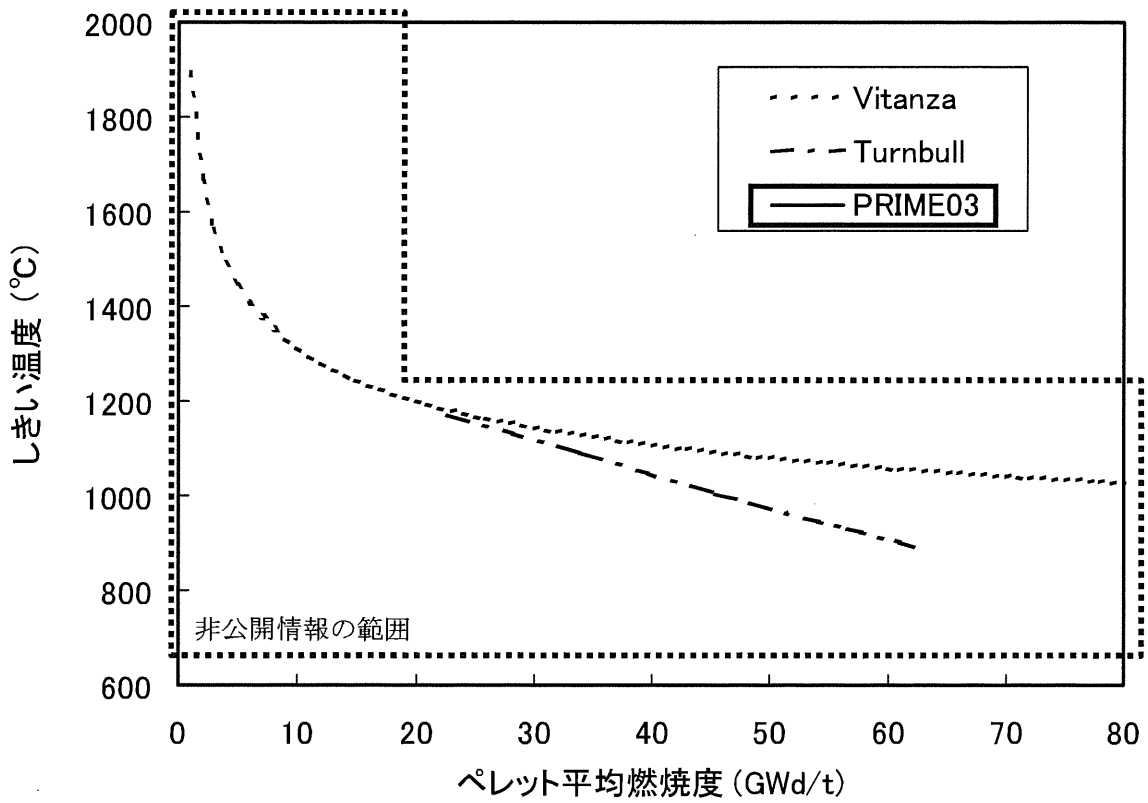


図 5.7-2 結晶粒界 FP の気泡連結に関するしきい温度

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

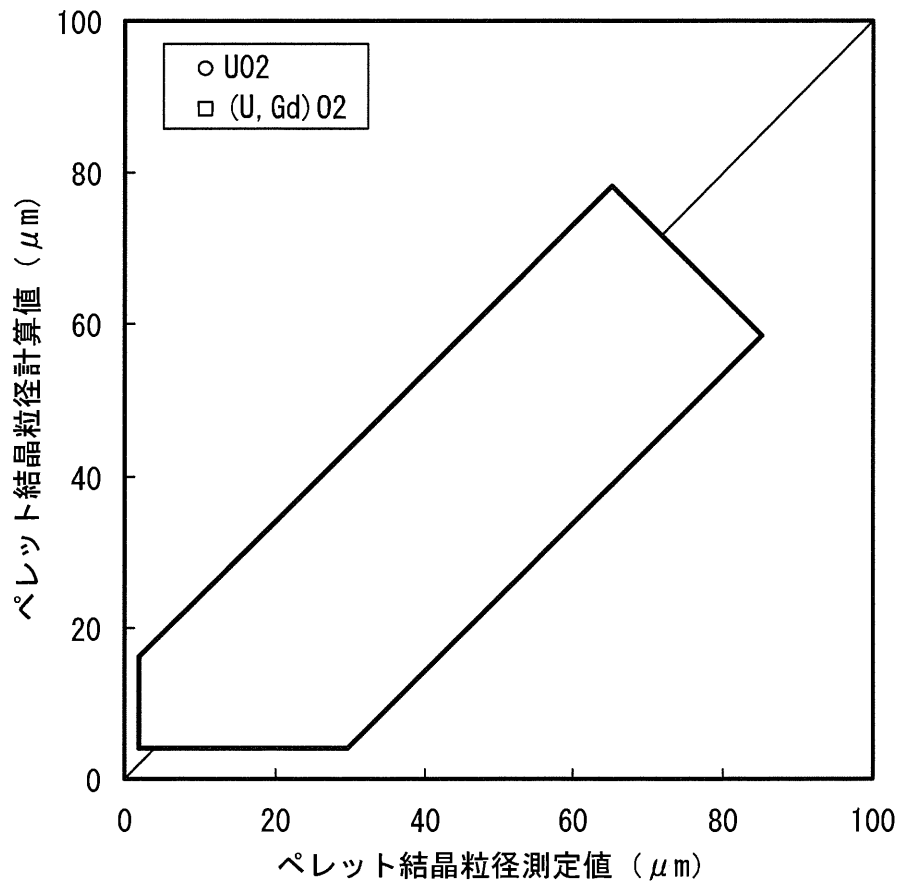


図 5.7-3 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

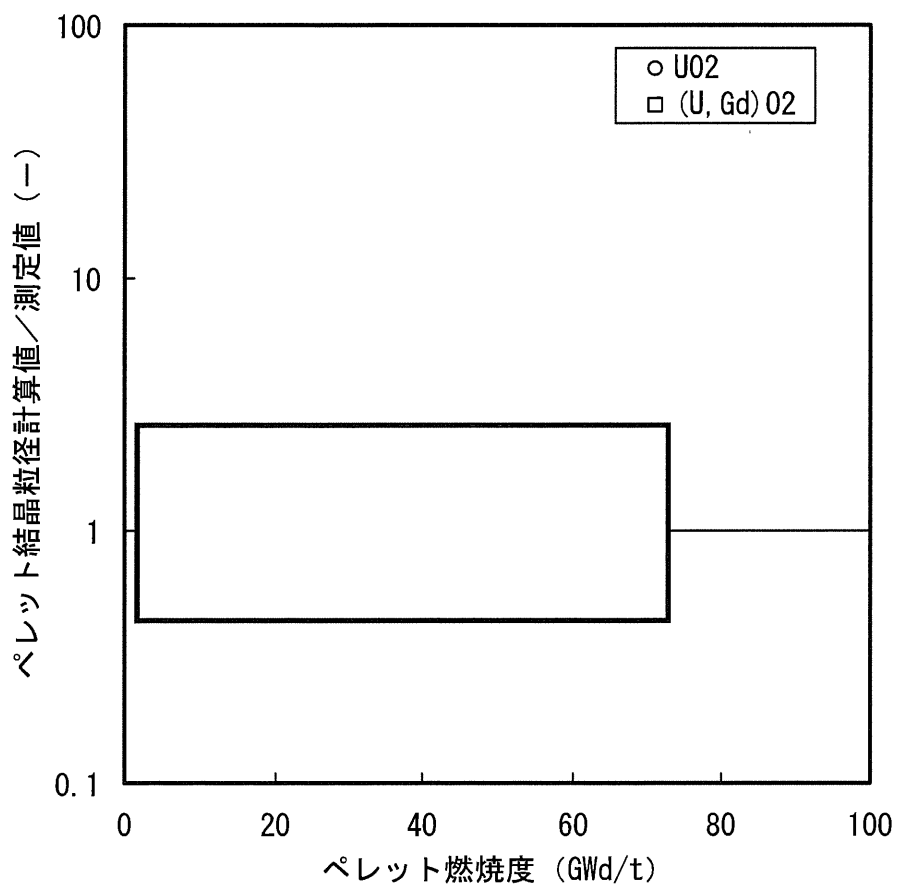


図 5.7-4 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較
(ペレット結晶粒径の計算値／測定値の燃焼度変化)

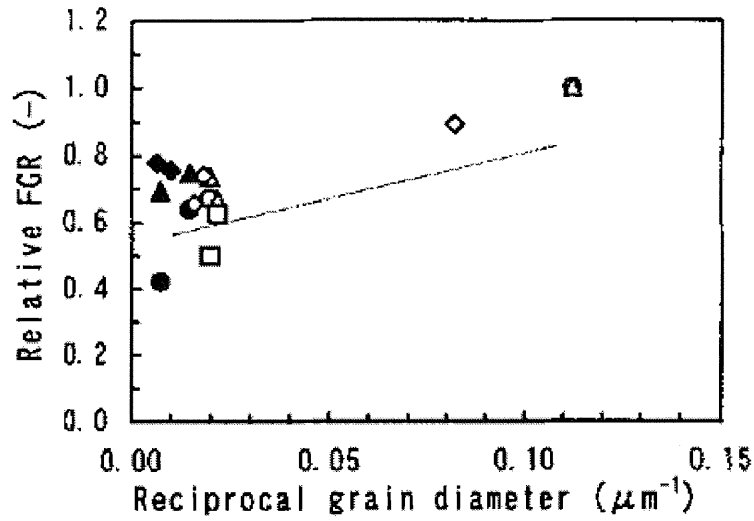


Fig. 6 Grain size dependence of relative FGR.
 ○ and ●: 31 GWd/t, △ and ▲: 60 GWd/t,
 □ and ■: 75 GWd/t, ◇ and ◆: 43 GWd/t,
 Open marks: standard, undoped large grained and Al-Si-O added large grained, Solid marks: TiO₂ added large grained and Ti-Si-O added large grained.

図 5.7-5 大粒径化による FP ガス放出率の抑制^[5-39]

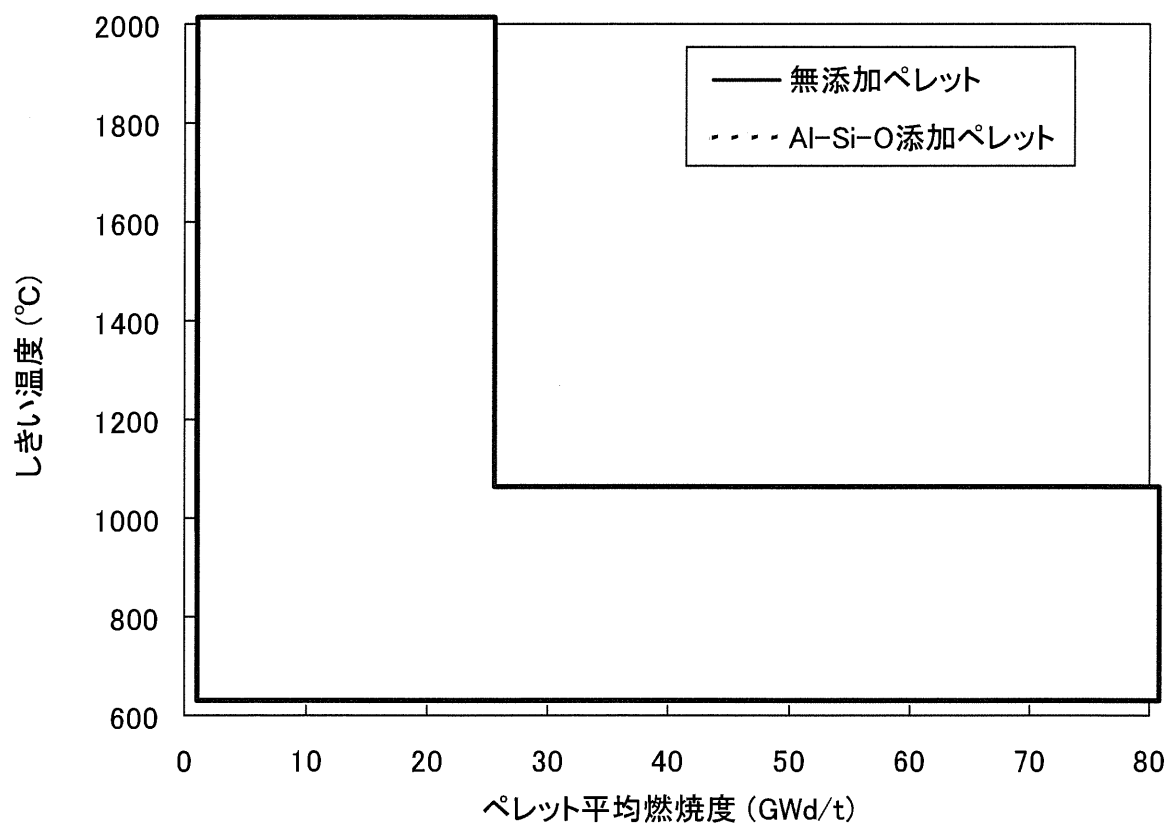


図 5.7-6 FP ガス放しきい温度に関する補正

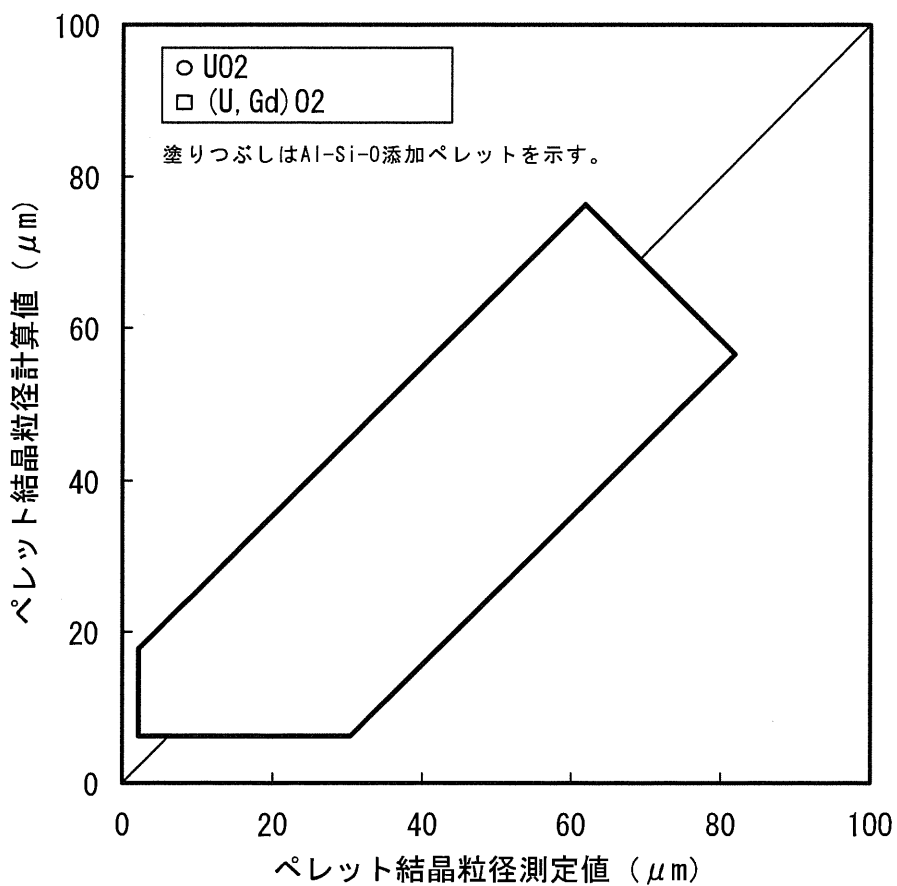


図 5.7-7 ペレット結晶粒径の測定値と計算値の比較

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。

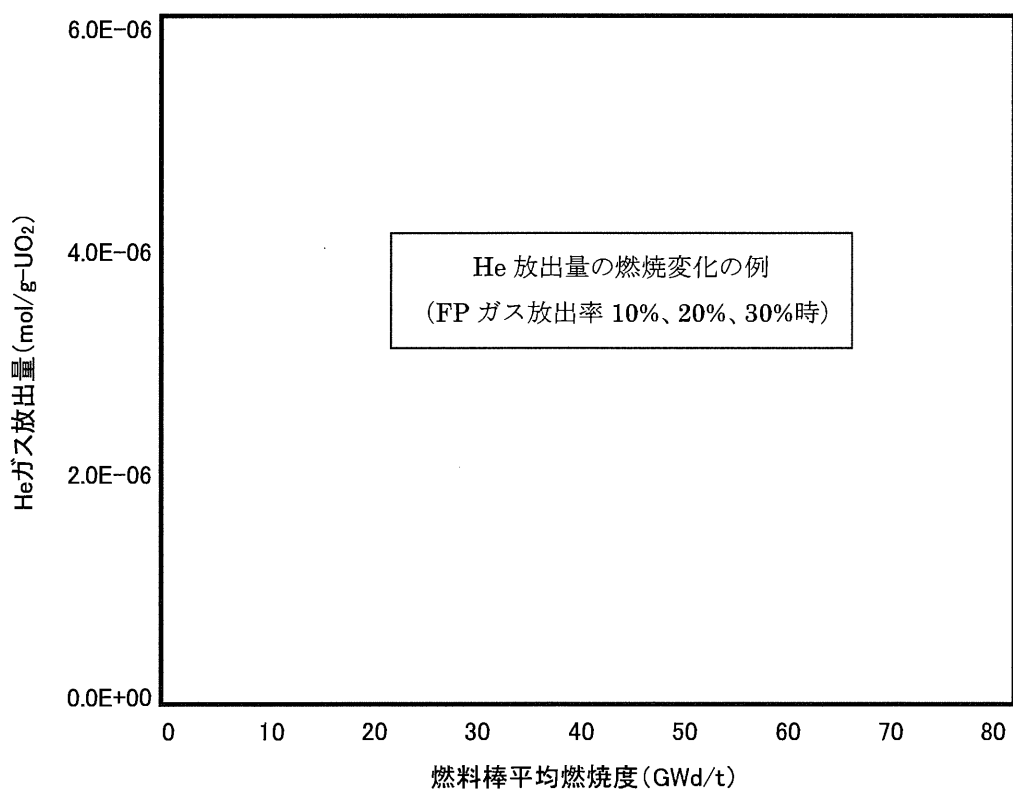


図 5.7-8 He ガス放出量の FP ガス放出率及び燃焼度依存性

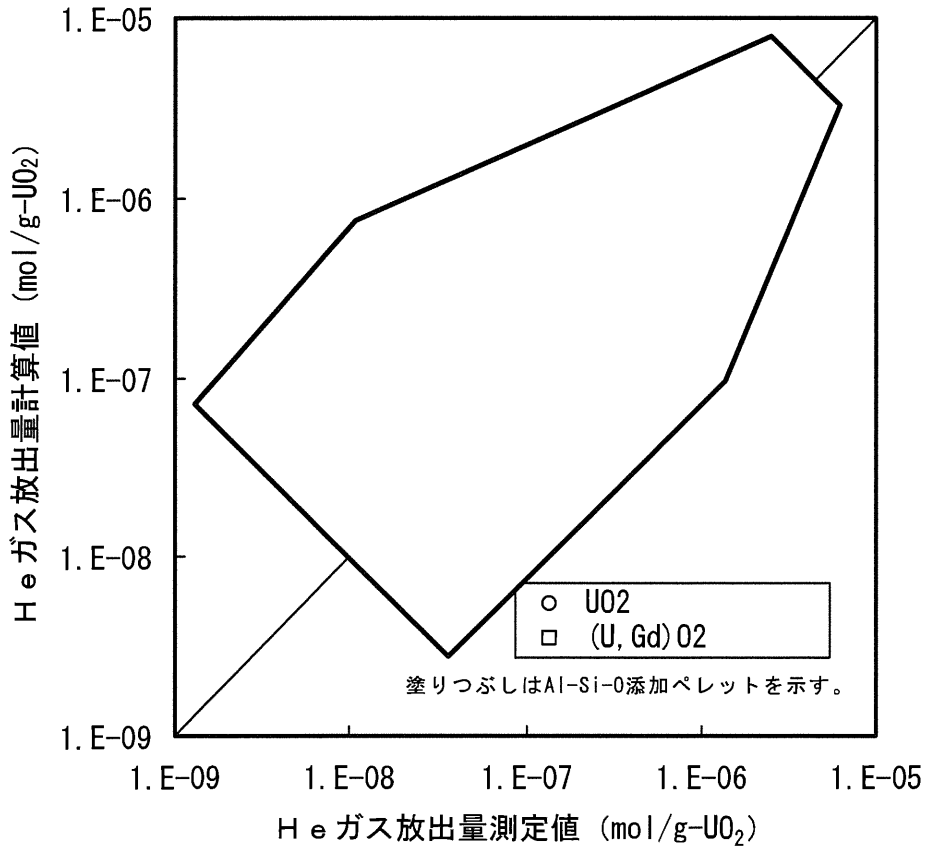


図 5.7-9 He ガス放出量の測定値と計算値の比較



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。

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

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。

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

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)

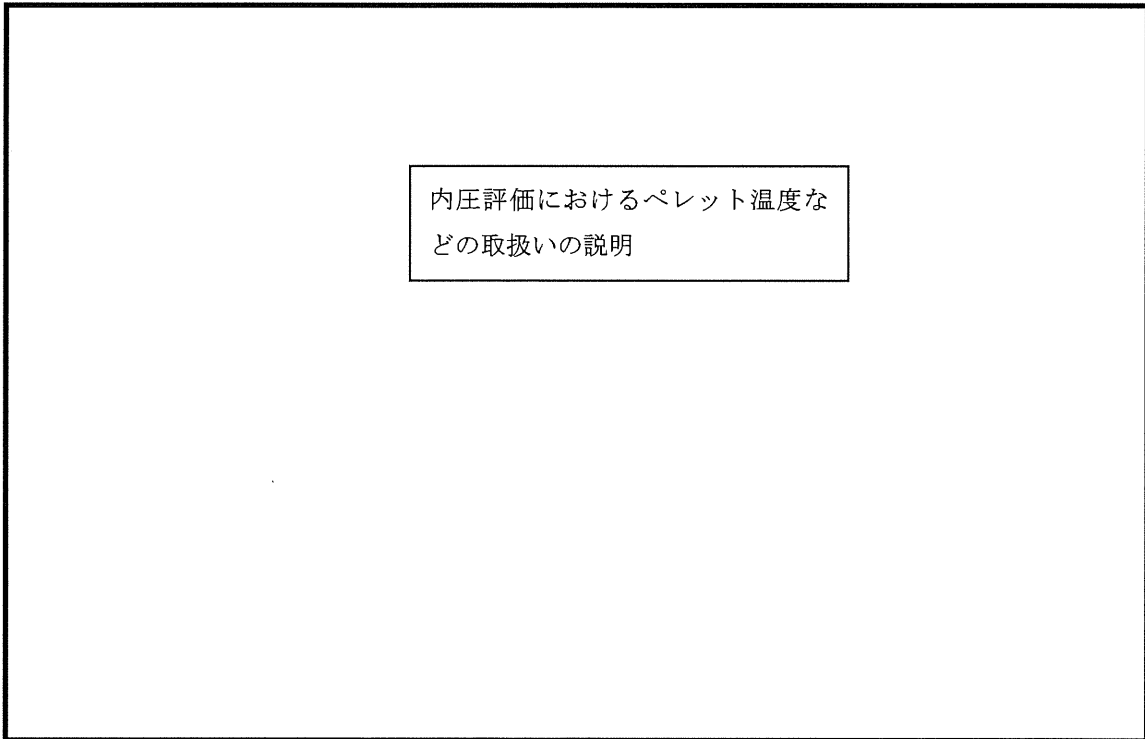
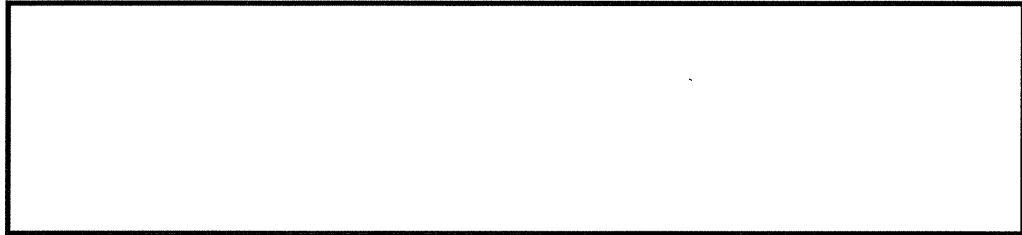


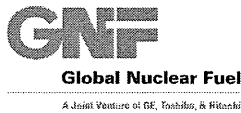
Global Nuclear Fuel

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	・ハルゲン炉試験 ・RISO-3 試験
F P ガス放出率	531											≤ 157	≤ 99*2	・商用炉データ ・ハルゲン炉試験 ・GETR 試験 ・インターラブ 試験 ・スハ ¹ ラブ 試験 ・オハ ¹ ラブ 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	・ハルゲン炉試験 ・RISO-3 試験
被覆管直径変化	176											≤ 91	≤ 83*1	・商用炉データ ・GETR 試験 ・インターラブ 試験 ・スハ ¹ ラブ 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。

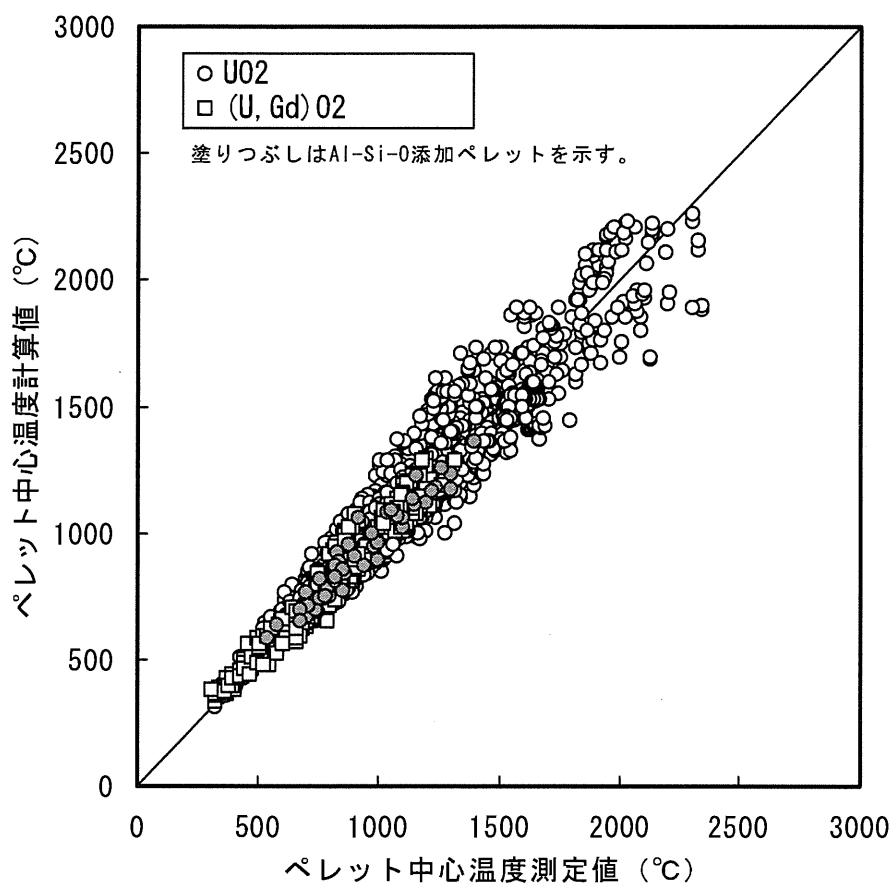


図 6-1 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

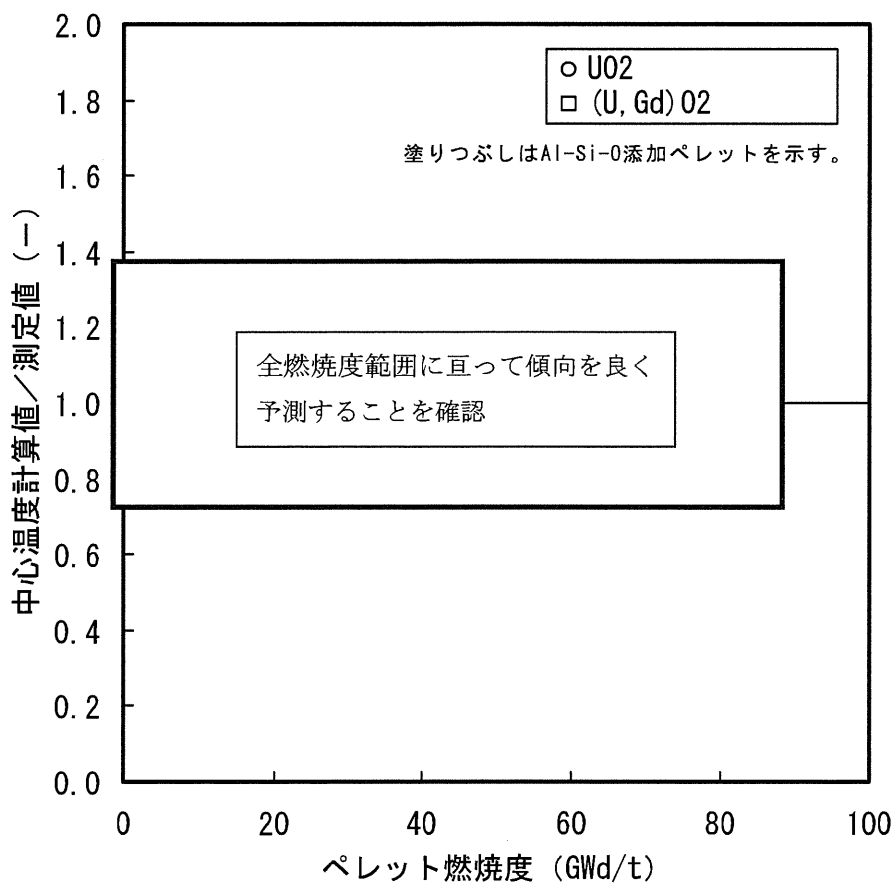


図 6-2 ペレット中心温度の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(ペレット中心温度の計算値／測定値の燃焼度変化)

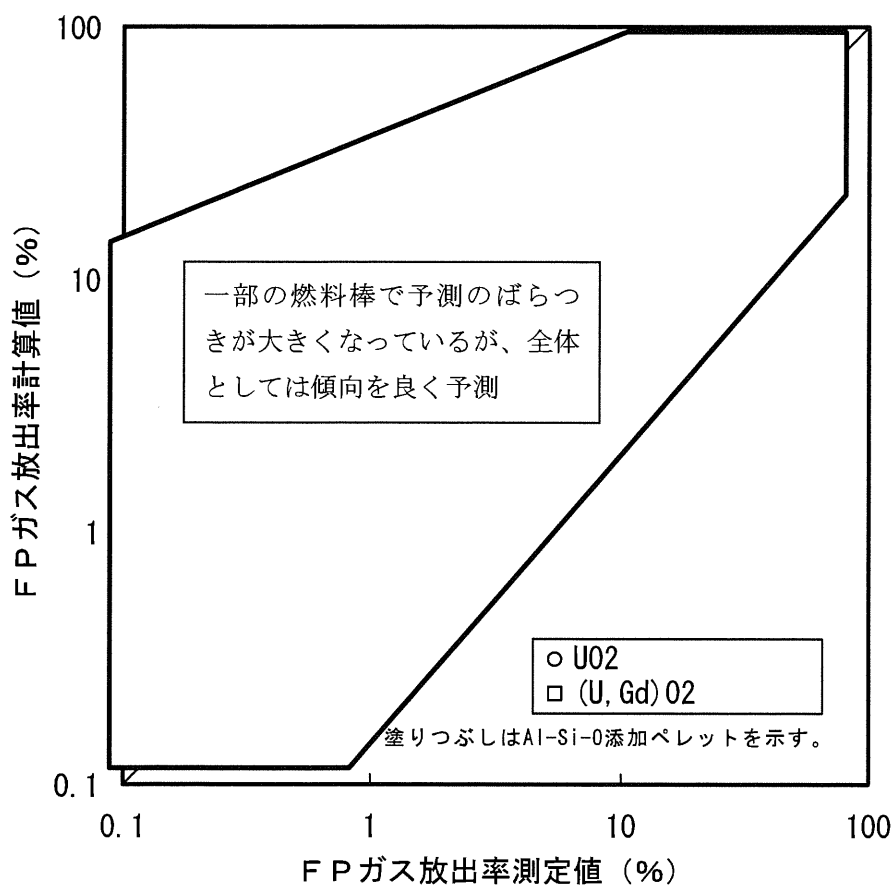


図 6-3 FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

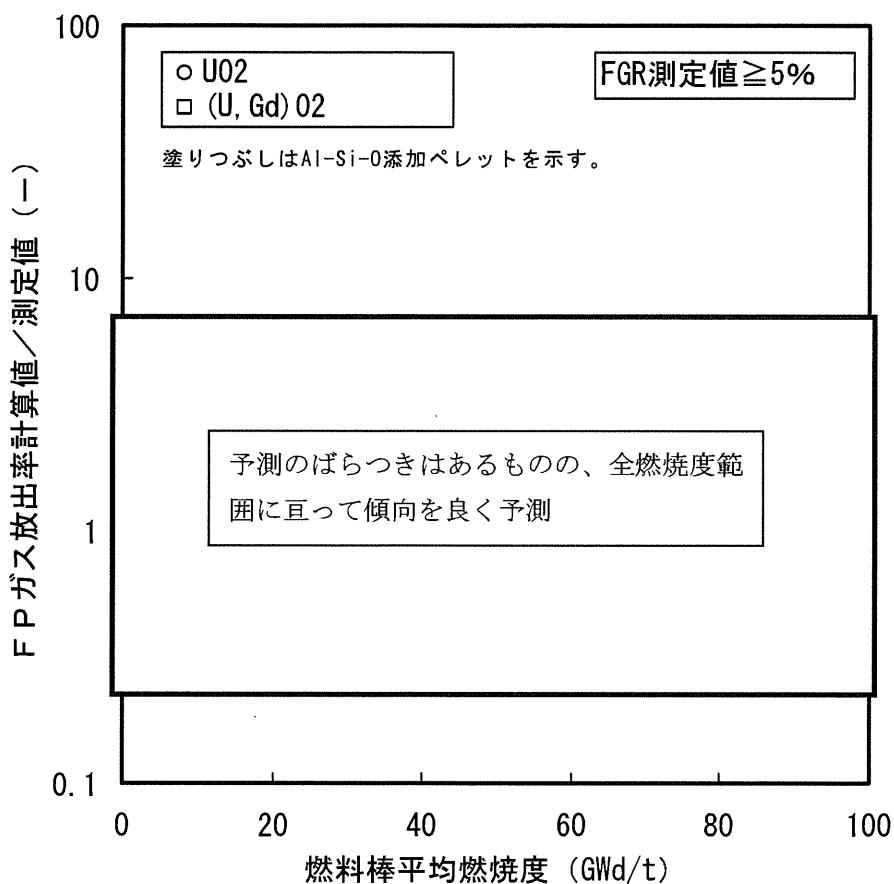


図 6-4 (1) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の計算値/測定値の燃焼度変化)

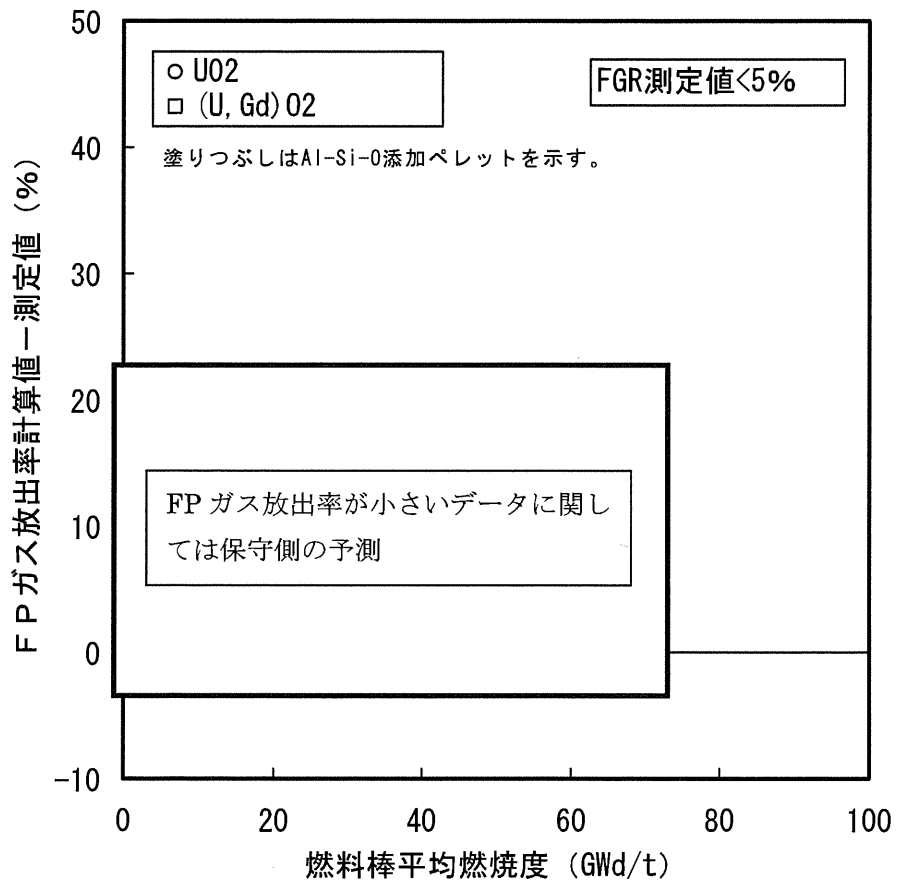


図 6-4 (2) FP ガス放出率の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(FP ガス放出率の (計算値 - 測定値) の燃焼度変化)

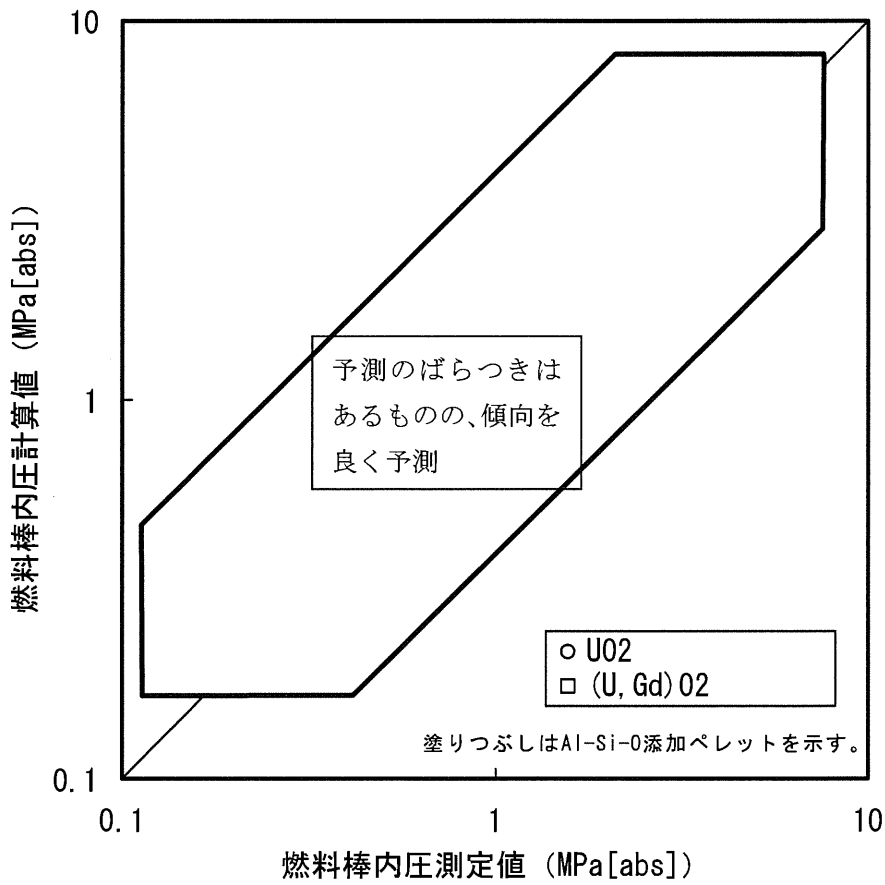


図 6-5 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

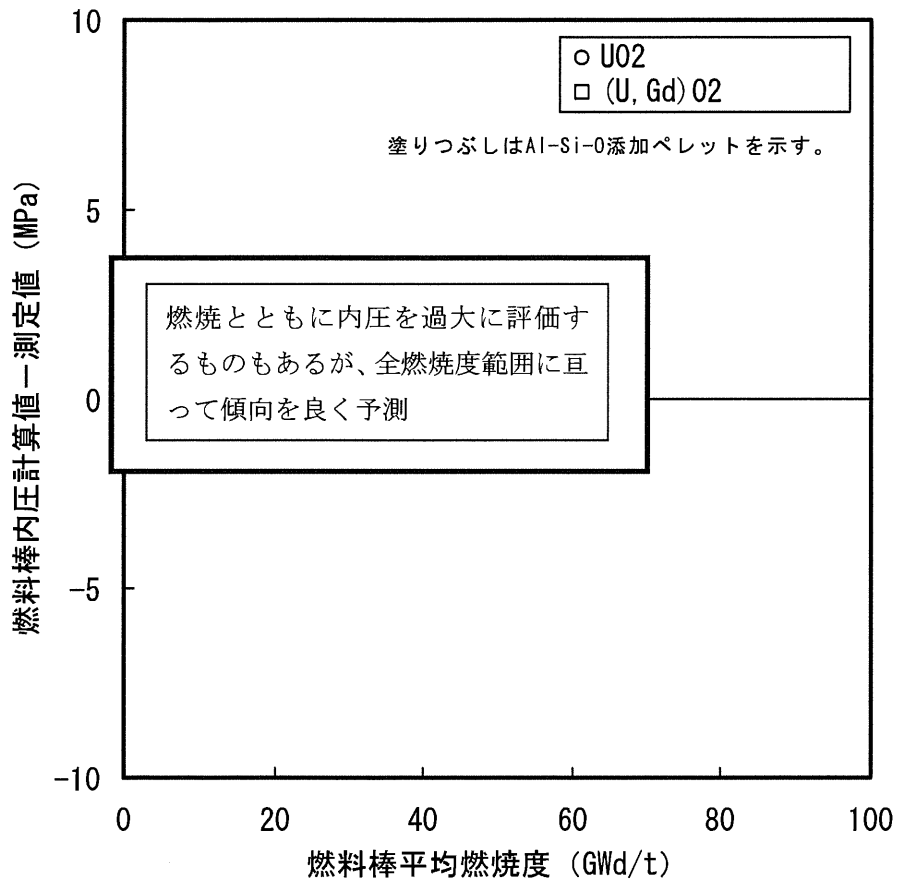


図 6-6 燃料棒内圧の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(燃料棒内圧の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

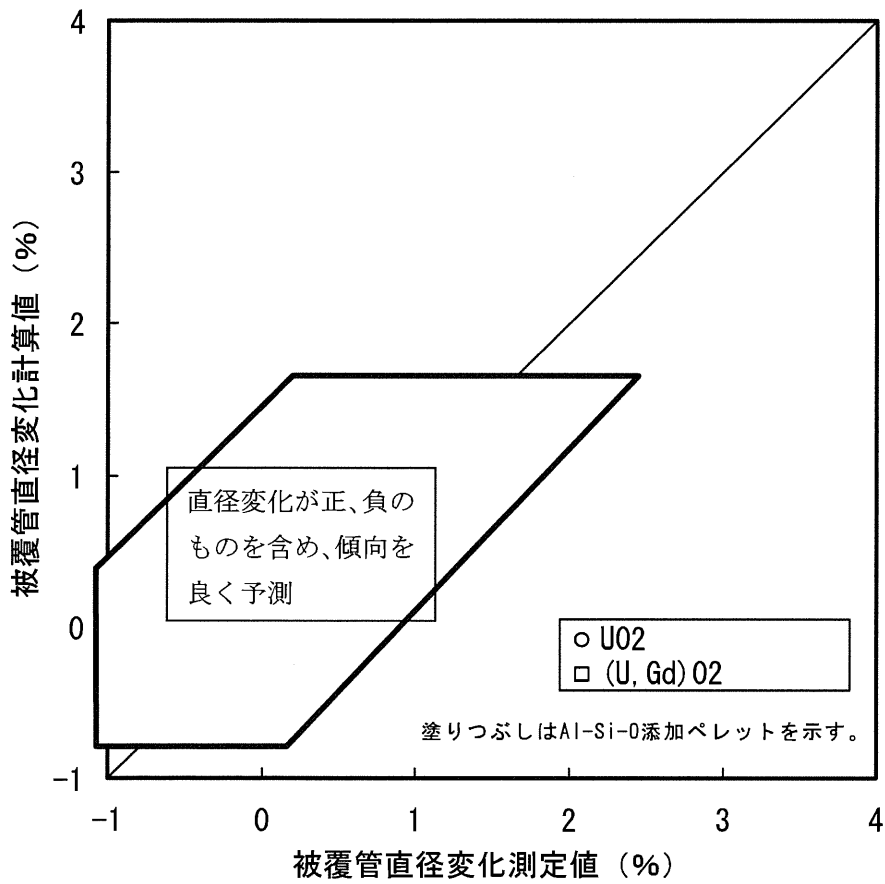


図 6-7 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)

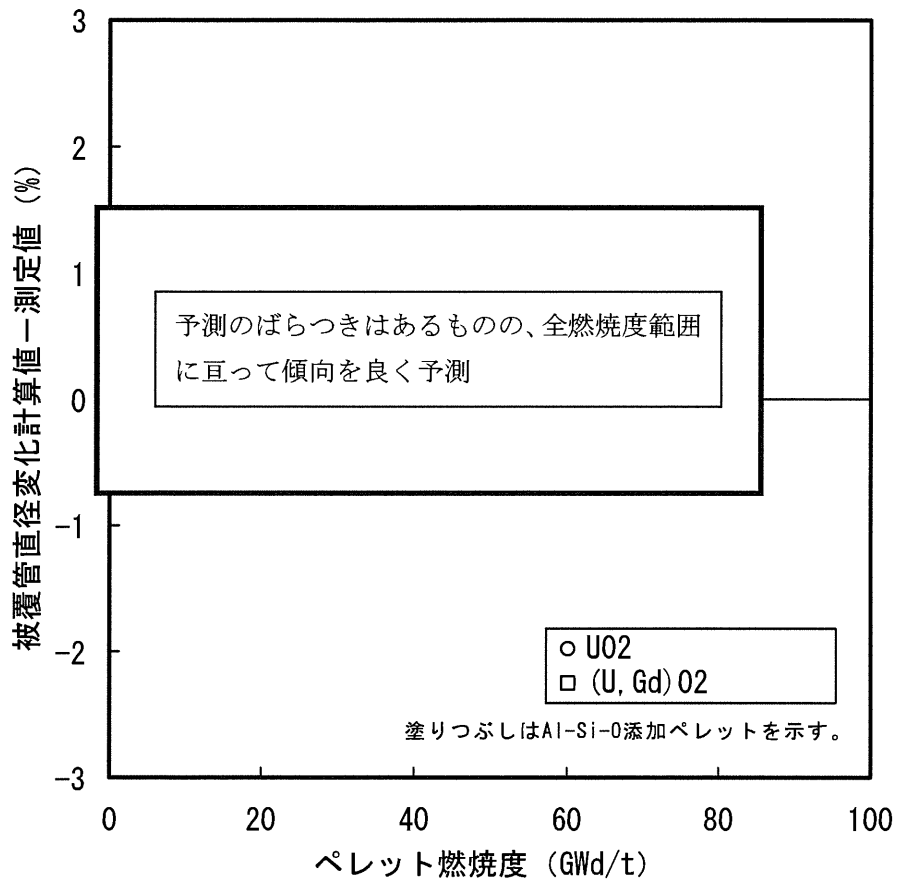


図 6-8 被覆管直径変化の測定値と計算値の比較 (PRIME03)
(被覆管直径変化の (計算値－測定値) の燃焼度変化)

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

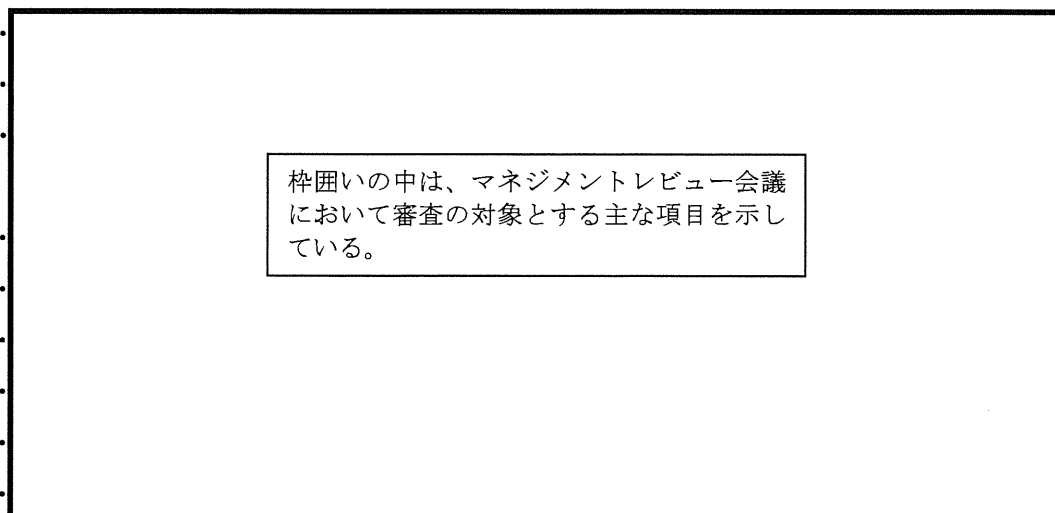
毎年、品質方針と社長の年度業務方針及びそれに従い作成された部門長の年度業務方針を基に、部門毎に品質目標を設定し、目標達成に向けて活動している。目標の達成度は毎月フォローされ、最終的にマネジメントレビュー会議で1年間の活動状況を総括する。

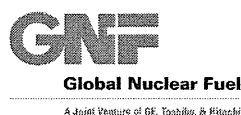
7.2.5 責任及び権限

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。

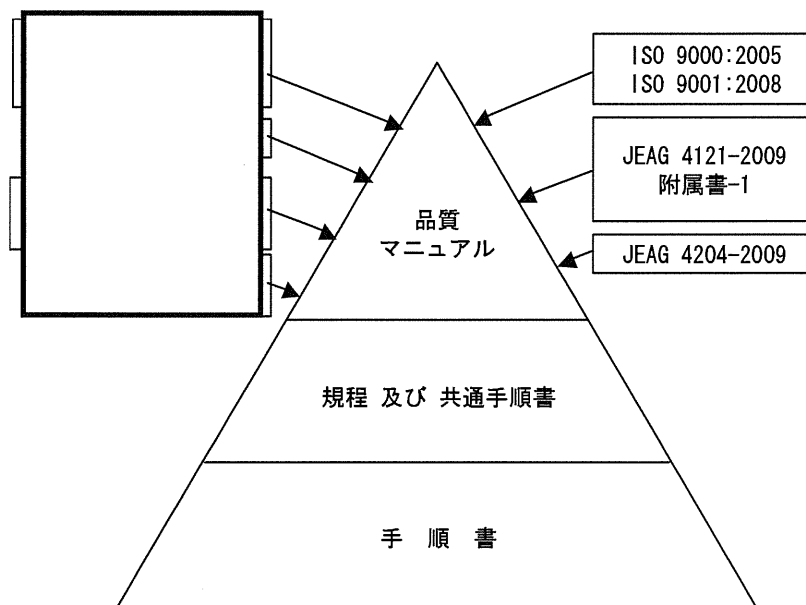


図 7-1 QMS 文書体系

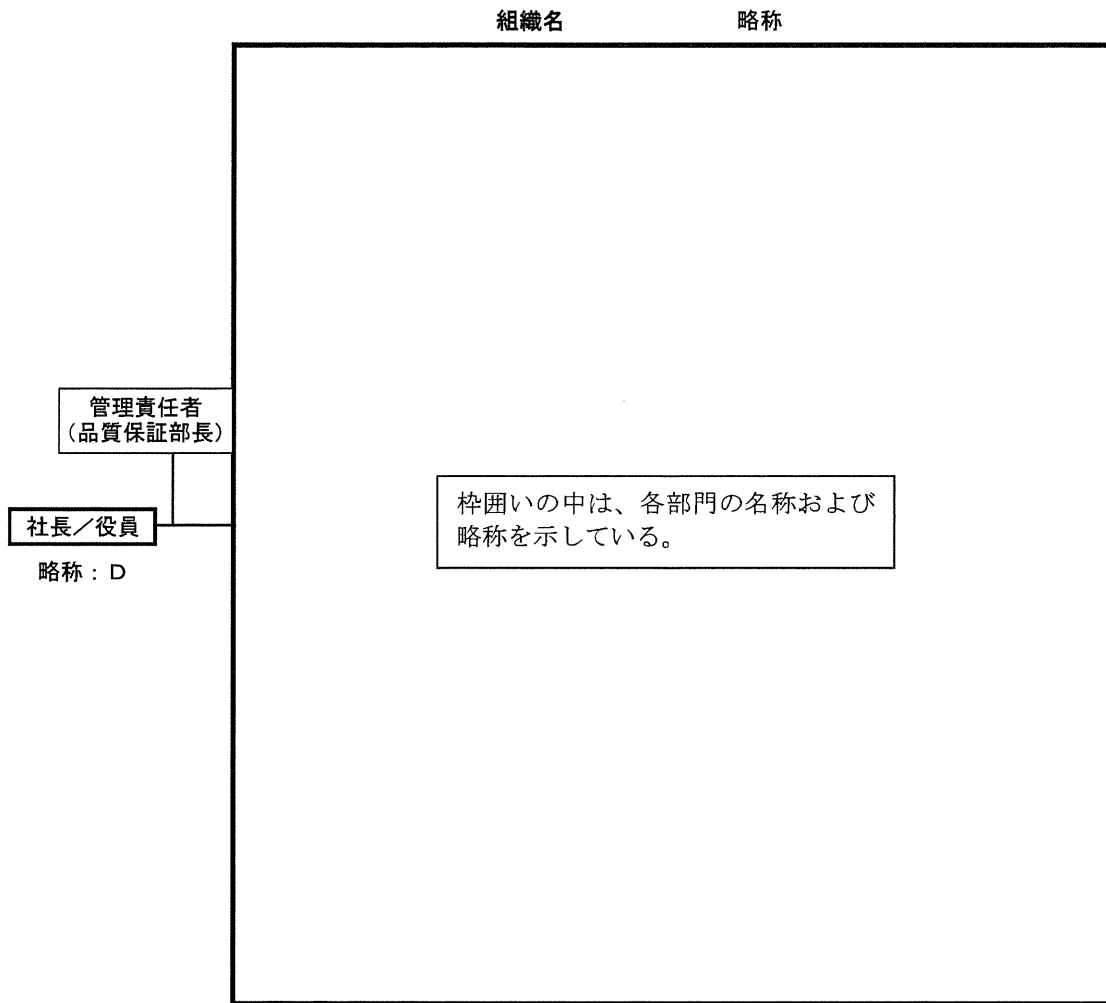


図 7-2 品質保証組織

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。 [] 手順書に従い、燃料技術部内に常設された [] がPRIME03コードの設計開発を担当する。 []。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 [] 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 [] []。また、 [] 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 [] が指定し、それを [] 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 [] が選任する。レビューチームは、 [] [] 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、 [] [] 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 [] 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。

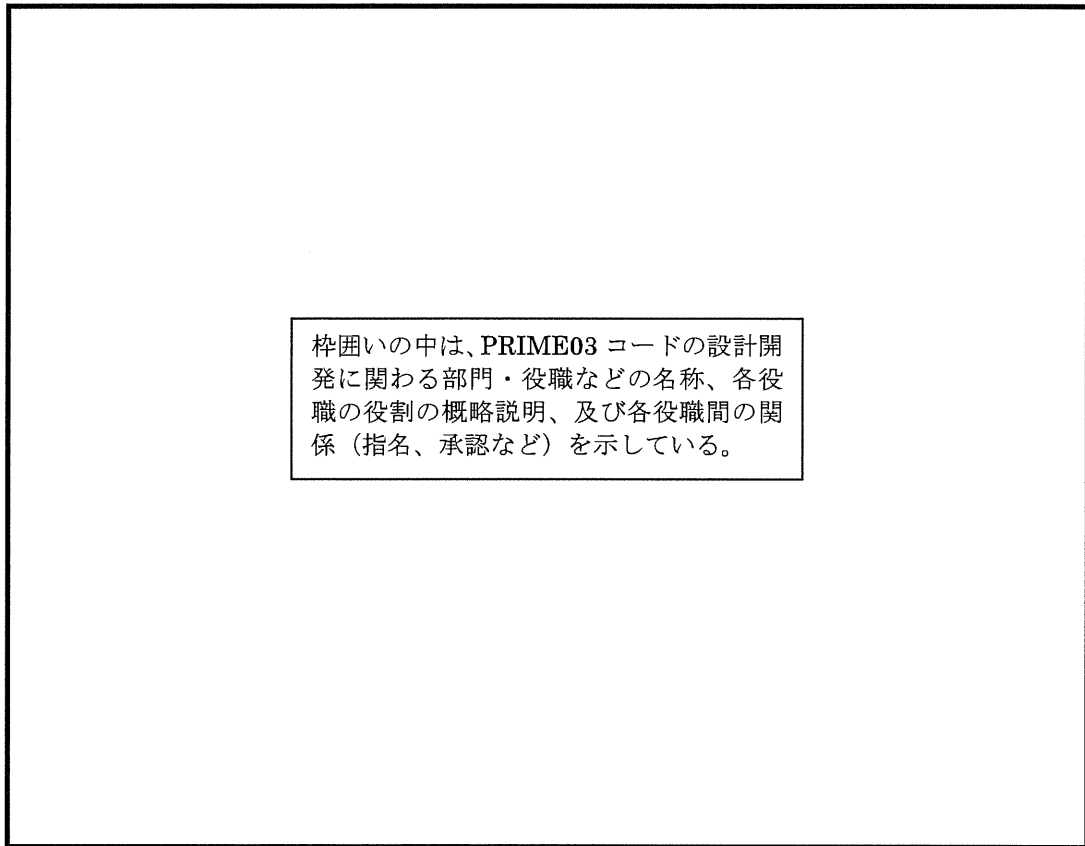


図 7-3 PRIME03 コードの設計開発に関わる組織



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。

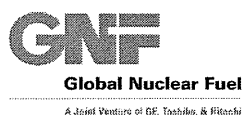
(2) 設計段階のレビュー

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



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。

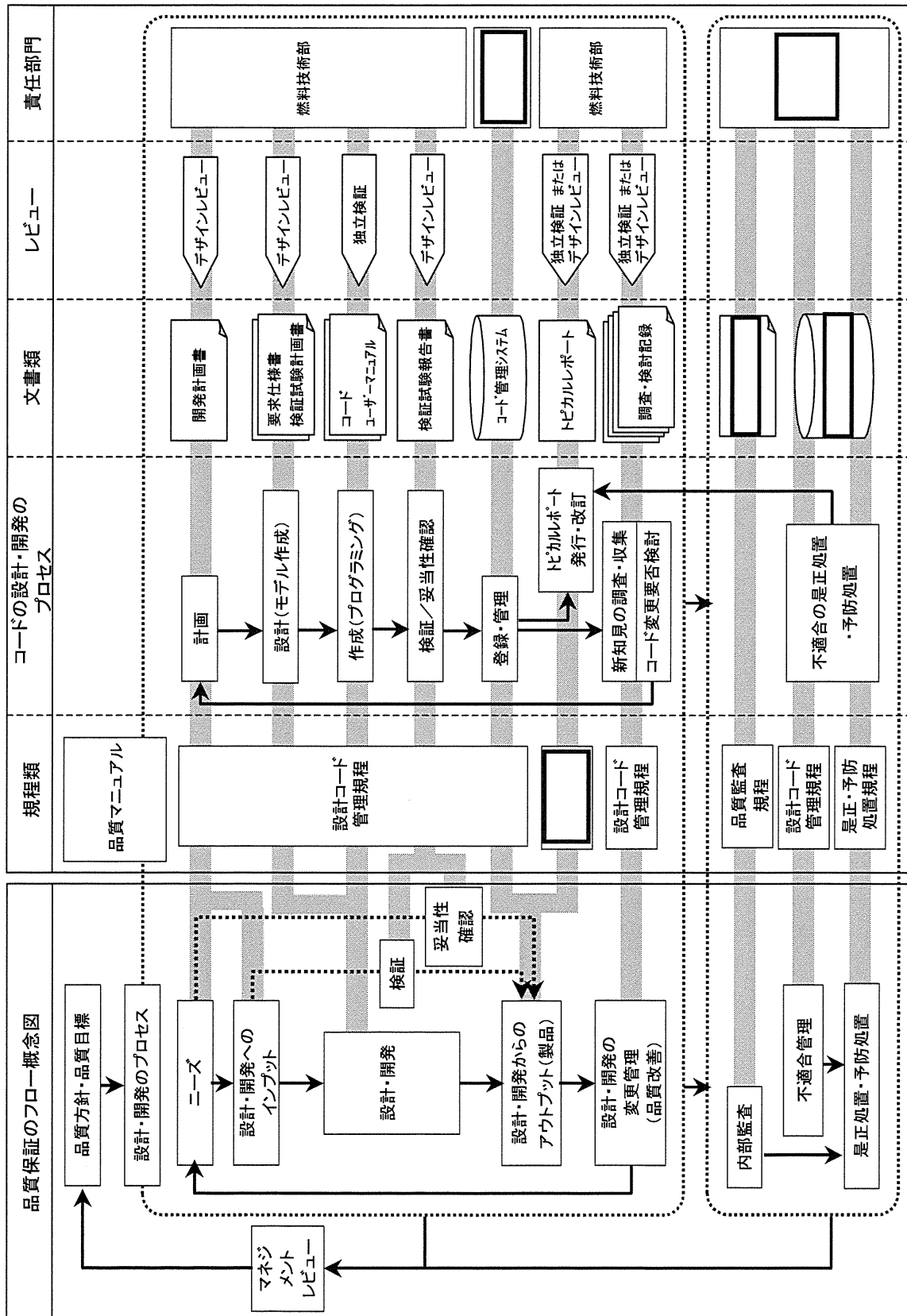
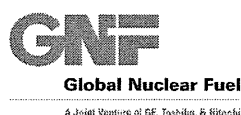


図 7-4 コードの設計・開発及び関連のプロセス



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

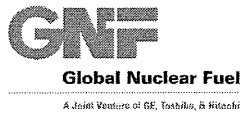
後、コード管理者が規程に従い改訂コードの登録・管理を行う。

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



- [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 UO₂ 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 UO₂ 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 UO₂ and (U,Gd)O₂ Pellets, J. Nucl. Sci. Technol., 26 (1989) 744
- [5-39] 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
- [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。

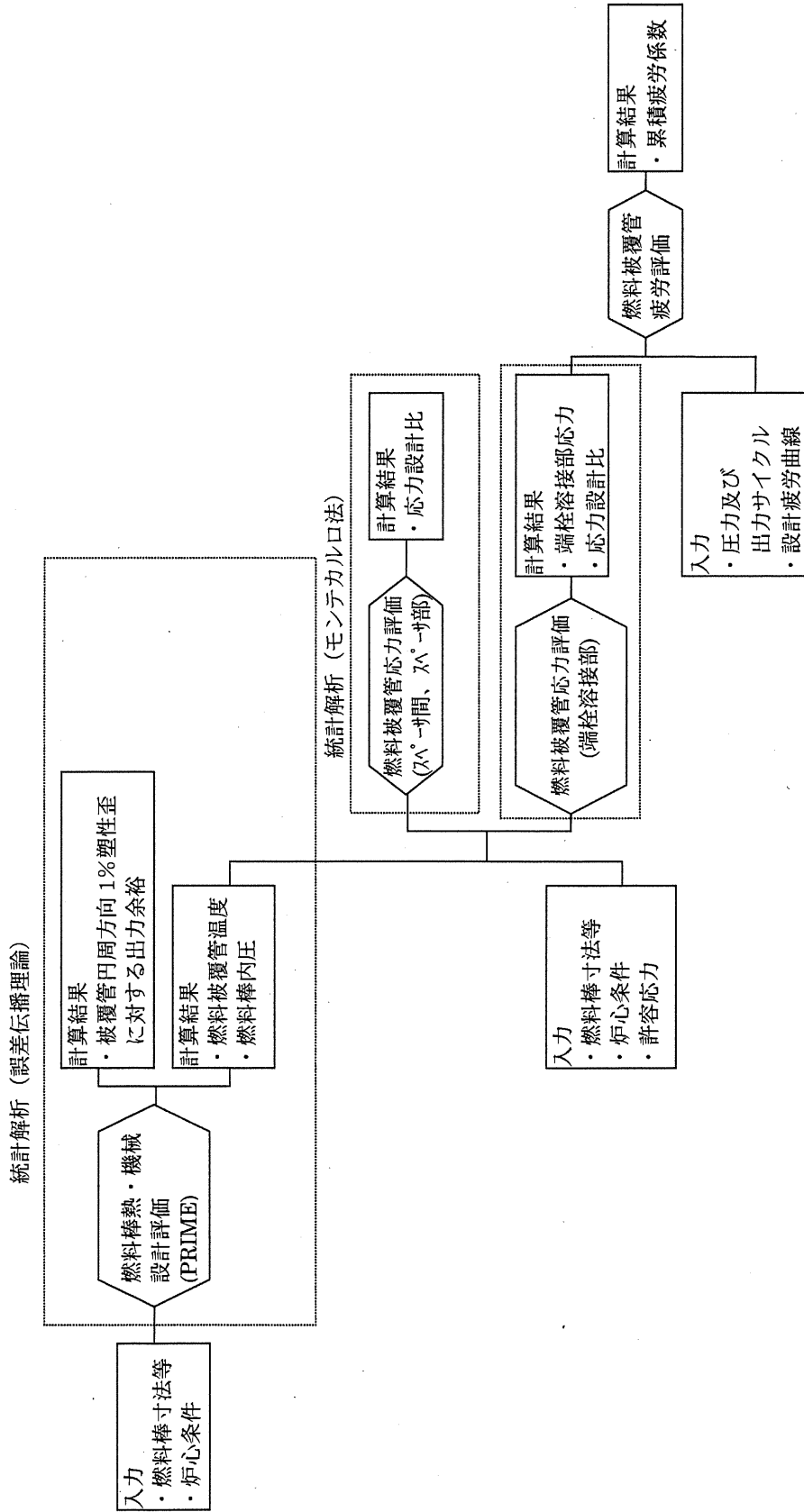


図 1-1 燃料設計評価フローの概要



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)