



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

「トピカルレポート 燃料棒熱機械設計コード

CARO-NA について(NLR-101 改訂 1)」の概要

平成22年4月

原子燃料工業株式会社



目 次

1. はじめに.....	1
2. コードの概要.....	3
2.1 適用範囲.....	3
2.2 計算フロー.....	9
2.3 計算体系.....	13
3. 熱的解析.....	16
3.1 計算フローとモデルの関係.....	16
3.2 熱的解析モデル.....	18
3.2.1 被覆管温度分布.....	18
3.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達.....	21
3.2.3 ペレット内温度分布.....	23
3.2.4 ペレット熱伝導度.....	26
3.2.5 ペレット融点.....	35
4. 機械的解析.....	37
4.1 計算フローとモデルの関係.....	37
4.2 被覆管/ペレットの物性値.....	38
4.2.1 被覆管の物性値.....	38
4.2.2 ペレットの物性値.....	40
4.3 被覆管/ペレットの変形モデル.....	42
4.3.1 被覆管変形モデル.....	42
4.3.2 ペレット変形モデル.....	43
4.4 ペレット-被覆管機械的相互作用.....	45
4.4.1 有限要素法モデル.....	46
4.4.2 弾塑性モデル.....	47
4.4.3 機械計算におけるリロケーションの考慮.....	48
4.4.4 ホットプレス.....	48
5. 内圧解析.....	49
5.1 計算フローとモデルの関係.....	49
5.2 核分裂ガスの放出.....	50
5.3 燃料棒内圧.....	53
6. 改良合金「HiFi」への適用.....	54
6.1 被覆管物性値.....	55
6.1.1 熱伝導度.....	55
6.1.2 ヤング率.....	55
6.1.3 ポアソン比.....	55
6.1.4 降伏応力.....	55
6.1.5 照射硬化.....	55
6.2 被覆管変形モデル.....	56



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.2.1 熱膨張.....	56
6.2.2 照射成長	56
6.2.3 クリープ.....	56
7. コードの検証.....	57
7.1 燃料中心温度.....	57
7.1.1 測定データ.....	58
7.1.2 検証結果	59
7.2 FP ガス放出率.....	60
7.2.1 測定データ.....	61
7.2.2 検証結果	62
7.3 燃料棒内圧.....	63
7.3.1 測定データ.....	64
7.3.2 検証結果	65
7.4 被覆管直径検証	66
7.4.1 測定データ.....	67
7.4.2 検証結果	68
7.5 コード予測の不確かさ	69
8. CARO-NA コードの品質保証計画	70
8.1 概要.....	70
8.2 品質マネジメントシステム	70
8.2.1 文書管理	70
8.2.2 記録の管理	71
8.2.3 品質方針	71
8.2.4 品質目標	71
8.2.5 責任及び権限.....	71
8.2.6 教育訓練	72
8.2.7 調達.....	72
8.2.8 内部監査	73
8.2.9 不適合管理、是正処置、予防処置.....	73
8.3 コードの設計開発の組織体制.....	76
8.3.1 コードの設計開発に関わる組織	76
8.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理	76
8.4 コードの設計開発のプロセス	77
8.5 内部監査.....	77
8.6 不適合管理.....	77
8.7 新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセス.....	78
9. 参考文献.....	79



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

1. はじめに

原子燃料工業株式会社(以下、原燃工と略す)では、これまで燃料棒熱機械設計コードとして CARO (Computer code for Analysis of fuel ROD performance)コードを用いてきた。CARO コードは、同社の BWR 燃料設計に使用されており、昭和 53 年 3 月に原燃工として国内最初の BWR 燃料の燃料体設計認可を受けて設計製造をした福島第一原子力発電所第 3 号機第 3 回取替燃料以降、全ての BWR 燃料設計に使用している。

これらの燃料設計のうち、集合体最高燃焼度が 40GWd/t よりも小さい燃料集合体の設計(例えば新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の設計)においては、燃料温度、内圧、ペレット及び被覆管の変形量等の計算値が、実測値に対して常に保守的となるように入力定数を決定論的に仮定した設計手法により評価を行っている。このような設計手法を従来設計手法と呼んでいる。従来設計手法における CARO コードの適用性については、昭和 52 年及び昭和 57 年の通産省原子力発電技術顧問会燃料検討会において検討され、妥当であると評価されている。

一方、高燃焼度 8×8 燃料(集合体最高燃焼度 50GWd/t)以降の熱機械設計にあたっては、燃料棒の熱的・機械的挙動をより精度良く予測できるよう改良した CARO コードを用いることにより、設計余裕の定量的評価が可能となることに基づき、燃料温度や内圧等の燃料棒特性に対して燃料寸法等の入力の統計的分布及びコード予測の不確かさを考慮した新設計手法(統計的評価手法)による評価を採用している。この統計的評価手法における CARO コードの適用性については、昭和 62 年に通産省原子力発電技術顧問会高燃焼度化検討会及び昭和 63 年に原子力安全委員会、原子力安全基準専門部会燃料設計評価小委員会において検討され、妥当であると評価されている。

また、CARO コードは、現行の主力燃料である 9×9 燃料(B型)(集合体最高燃焼度 55GWd/t)の燃料棒熱機械設計評価にも用いられており、その適用性については、平成 5 年に通産省原子力発電技術顧問会(基本設計)高燃焼度化検討会及び平成 6 年に原子力安全委員会、原子力安全基準専門部会 BWR 高燃焼度化ステップ III 燃料に係る検討小委員会において検討され、妥当であると評価されている。

本資料に示す CARO-NA (Computer code for Analysis of fuel ROD performance - New model Applied)コードは、上記の過程で妥当性が確認され、多くの使用実績を蓄積した CARO コードに対し、高燃焼度燃料への適用を目的とし、最新知見の反映及びデータ拡充に伴うモデルの最適化を実施したものである。

CARO-NA コードの CARO コードからの変更点の概要を表 1-1 にまとめる。表 1-1 に示した変更点以外は CARO コードと CARO-NA コードとで同一である。



表 1-1 CARO-NA コードの CARO コードからの変更点

項目	変更内容	変更理由	該当記述箇所
適用範囲	燃焼度の伸長	<ul style="list-style-type: none"> ・新規知見及びデータ拡充に基づくモデルの追加・最適化 ・検証データの拡充 	2.1
ペレット熱伝導度	燃焼に伴うペレット熱伝導度の低下を考慮	・新規知見に基づくモデルの追加	3.2.4.1
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ ペレット熱伝導度の最適化	・データ拡充に基づくモデルの最適化	
ペレット融点	燃焼度依存性の見直し	・データ拡充に基づくモデルの最適化	3.2.5
被覆管照射硬化	被覆管歪み解析における、照射による被覆管耐力の増大を考慮	・モデルの最適化	4.2.1.4
ペレット熱膨張	ペレット溶融後の体積変化の非等方性を考慮	・新規知見に基づくモデルの最適化	4.3.2.1
リム形成の効果	リム形成によるペレット熱伝導度への影響を考慮	・新規知見に基づくモデルの追加	3.2.4.2
	高燃焼度でのスエリング増加を考慮	・新規知見に基づくモデルの最適化	4.3.2.2
焼きしまり	焼きしまりモデル係数の見直し	・データ拡充に基づくモデルの最適化	4.3.2.3
FP ガス放出	温度及び燃焼度依存性の見直し	<ul style="list-style-type: none"> ・ペレット熱伝導度モデルの変更に伴うモデルの最適化 ・データ拡充に基づくモデルの最適化 	5.2
検証データ	検証データベースの拡充	・新規取得データの追加	7.



2. コードの概要

2.1 適用範囲

CARO-NA コードは BWR 燃料の燃料棒熱機械設計を目的として設計・最適化されたコードである。

燃料棒熱機械設計コードは、燃料の使用条件である冷却材温度、圧力、線出力及び燃焼度などを入力とし、原子炉設置(変更)許可申請書 添付書類八に記載する燃料温度、燃料棒内圧ならびに燃料損傷を防止するための許容設計限界となる被覆管1%塑性歪相当出力を計算・評価するものである。なお、これらの評価に当たっては、燃料棒仕様、炉心条件等の統計的分布やコード予測の不確かさ等が考慮された誤差伝播による統計的評価方法により行われる。燃料棒熱機械設計における統計的評価手法の流れを図 2-1 に示す。

また、燃料棒熱機械設計コードにより評価された被覆管温度、燃料棒内圧は、原子炉設置(変更)許可申請書 添付書類八の記載事項である応力解析及び疲労解析において、これらの統計的分布を考慮した評価に用いられる。

さらに、燃料棒熱機械設計コードは、原子炉設置(変更)許可申請書添付書類八及び添付書類十に記載する安全解析において、入力として用いるギャップ熱伝達係数等の燃料特性に関する評価にも用いられる。

燃料棒熱機械設計コードによる評価結果を用いる解析項目を表 2-1 に示す。

BWR 燃料の燃料棒は、図 2-2 に示す通り、燃料材ペレットを円筒の被覆管に封入し、核分裂によって生じた FP ガスをプレナム部に蓄積する構成となっており、CARO-NA コードのモデルもこれらの構成をモデル化している。ここで、燃料材とは UO_2 粉末及び UO_2 に Gd_2O_3 を添加した粉末を円筒形状に成形・焼結したペレットである。なお、MOX については対象に含まない。被覆管材質は再結晶化焼鈍を行ったジルカローイ-2 及び HiFi(ジルカローイ-2 をベースに Fe の成分を高めた合金)を対象としている。

BWR の冷却材条件は原子炉の設計によるが、圧力約 7MPa、飽和温度約 290°C であり、CARO-NA コードにおいても定常状態の解析の入力としてこの条件を使用する。

CARO-NA コードに使用されている物性値モデルは燃料棒の構成要素であるペレット、被覆管のそれぞれについて国内外の文献等の知見と良く一致するように構成している。

CARO-NA コードの適用範囲を表 2-2 に示す。また、代表的な BWR 燃料設計の仕様範囲と CARO-NA コードの適用範囲との比較を表 2-3 に示す。表 2-2 に示す CARO-NA コードの適用範囲は、表 2-3 に示す燃料設計の仕様範囲ならびに後述する検証データの範囲に基づき設定したものである。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 2-1 原子炉設置(変更)許可申請における CARO-NA コードの適用解析項目

	分類	用途	評価内容
添付書類八	機械設計	機械設計に関わる評価	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料中心温度 ・燃料棒内圧 ・被覆管 1%塑性歪相当出力
		応力・疲労解析の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・被覆管温度 ・燃料棒内圧
	動特性	炉心安定性、領域安定性、プラント安定性 <input/> の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ熱伝達係数
添付書類十	過渡解析	炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化(原子炉起動における制御棒の異常な引き抜き)の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ガス組成 ・燃料棒内圧
		炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ熱伝達係数
		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の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ熱伝達係数
	事故解析	原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化(原子炉冷却材喪失、原子炉冷却材流量の喪失、原子炉冷却材ポンプ軸固着)の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ熱伝達係数 ・燃料棒内圧 ・FP ガス量 ・自由空間体積
		反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化(制御棒落下)の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ガス組成 ・燃料棒内圧
		環境への放射性物質の異常な放出(主蒸気管破断)の入力条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ギャップ熱伝達係数



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 2-2 CARO-NA コード 適用範囲

項目		適用範囲
用途		沸騰水型軽水炉用燃料棒の熱機械設計
使用条件	ペレット燃焼度	0～80GWd/t
	燃料棒平均燃焼度	0～70GWd/t
	線出力	0～44kW/m(通常運転時) 0～80*kW/m(異常な過渡変化時)
燃料棒仕様	燃料棒外径	10.2～12.4mm
	封入ガス	ヘリウム
	加圧量	0.4～1.1MPa(abs)
	ペレット-被覆管ギャップ (直径ギャップ)	0.1～0.3mm
被覆管仕様	被覆管材質	ジルカロイ-2、HiFi 再結晶化焼鈍材 (ジルコニウムライナ内張)
	被覆管肉厚	0.50～0.95mm
燃料材仕様	燃料材料	UO ₂ 、Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂ 焼結体
	²³⁵ U 濃縮度	0.2～5.0wt%
	ペレット密度	95.0～98.5%T.D.(理論密度)
	ペレット外径	8.8～10.5mm
	Gd ₂ O ₃ 濃度	0～10wt%

*: 運転時の異常な過渡変化時における解析条件は、1%塑性歪に達する線出力までであり、適用範囲としての80kW/mは、燃焼初期において1%塑性歪に達する、おおよその線出力を示している。

表 2-3 CARO-NA コードの適用範囲と代表的な BWR 燃料緒元との比較

名称	10×10 燃料※	9×9 燃料(B 型)	高燃焼度 8×8 燃料 (MOX 燃料 UO ₂ 棒)	CARO-NA コード 適用範囲
使用原子炉	BWR	BWR	BWR	BWR
(集合体形状)	10 行 10 列	9 行 9 列	8 行 8 列	—
(集合体最高燃焼度)	55GWd/t	55GWd/t	40GWd/t	—
ペレット最高燃焼度	80GWd/t	75GWd/t	58GWd/t	0～80GWd/t
燃料棒平均燃焼度	70GWd/t	66GWd/t	52GWd/t	0～70GWd/t
最大線出力	44.0kW/m(定格)	44.0kW/m(定格)	44.0kW/m(定格)	0～44kW/m(通常運転時)
燃料棒外径	約 10.3mm	約 11.0mm	約 12.3mm	10.2～12.4mm
封入ガス	ヘリウム	ヘリウム	ヘリウム	ヘリウム
加圧量	約 0.7MPa (abs)	約 1.0MPa (abs)	約 0.5MPa (abs)	0.4～1.1MPa (abs)
ペレット-被覆管ギャップ幅 (直径ギャップ)	約 0.2mm	約 0.2mm	約 0.2mm	0.1～0.3mm
被覆管材質	HiFi 再結晶化焼鈍材 (ジルコニウムライナ内張)	ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材 (ジルコニウムライナ内張)	ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材 (ジルコニウムライナ内張)	ジルカロイ-2、HiFi 再結晶化焼鈍材 (ジルコニウムライナ内張)
被覆管肉厚	約 0.6mm	約 0.7mm	約 0.9mm	0.50～0.95mm
燃料材料	UO ₂ Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	UO ₂ Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	UO ₂ Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	UO ₂ Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂
²³⁵ U 濃縮度	5wt%以下	5wt%以下	5wt%以下	0.2～5.0wt%
ペレット密度	約 97%T.D.	約 97%T.D.	約 97%T.D.	95.0～98.5%T.D.
ペレット外径	約 8.9mm	約 9.4mm	約 10.4mm	8.8～10.5mm
Gd ₂ O ₃ 濃度	約 10wt%以下	約 10wt%以下	約 10wt%以下	0～10wt%

※10×10 燃料の仕様は原燃工で開発中のものであり、変更されることもある。

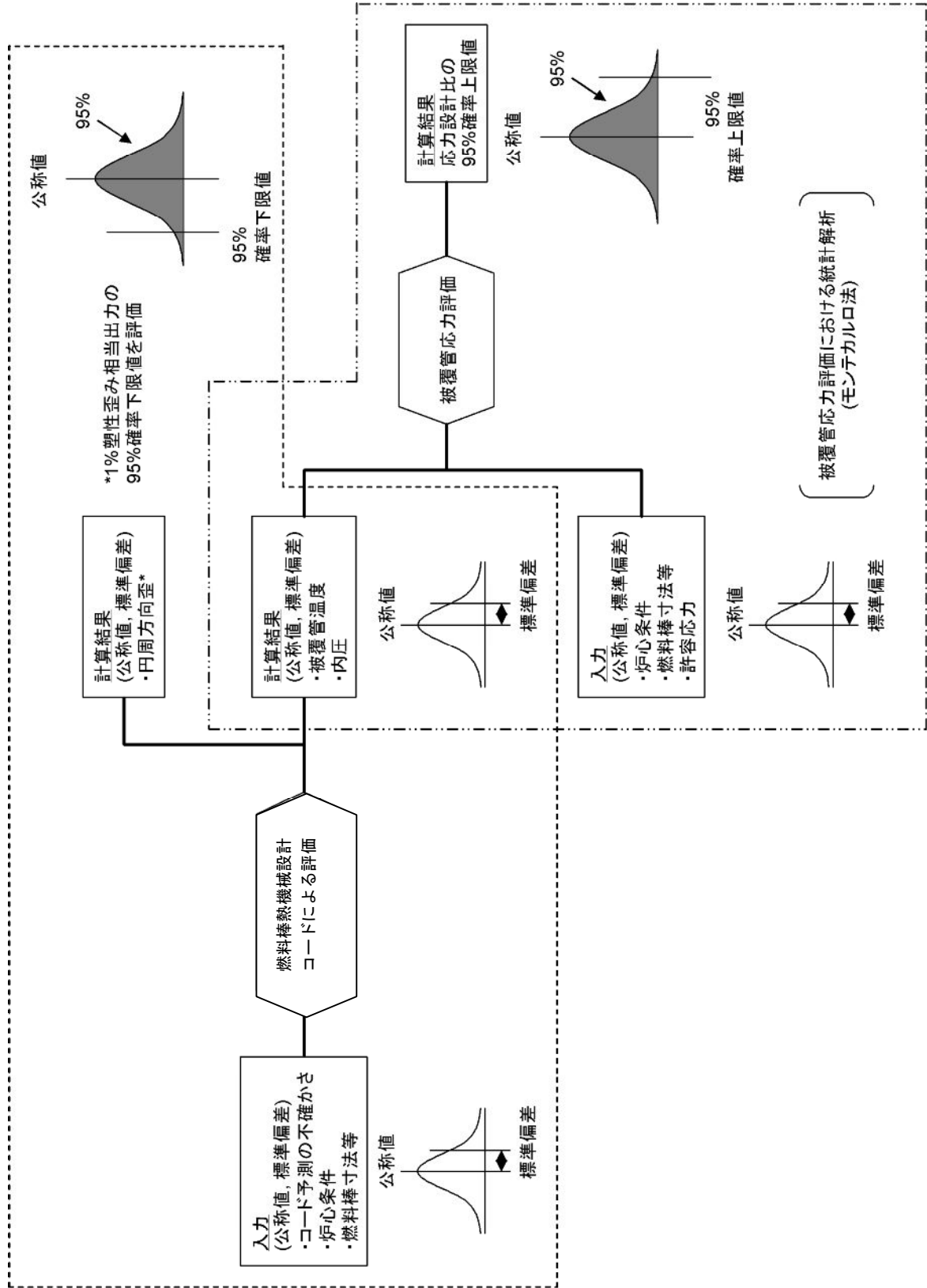


図 2-1 燃料棒熱機械設計における統計的手法評価の流れ



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

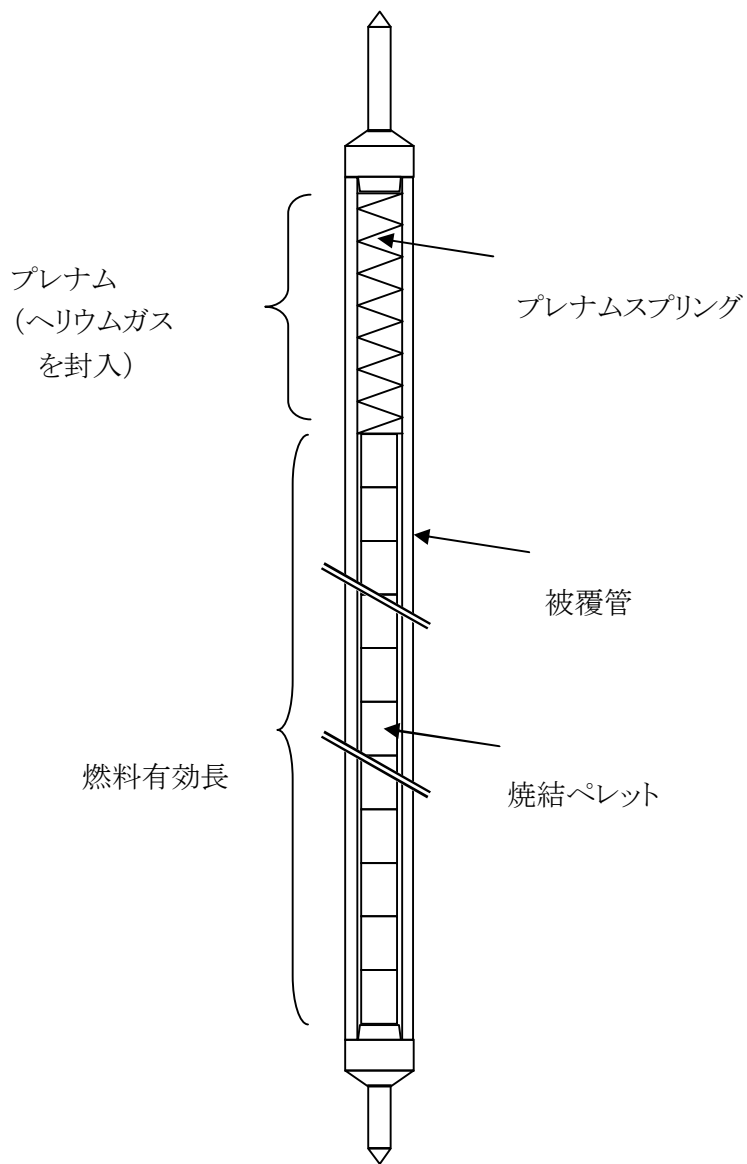


図 2-2 CARO-NA コードを設計に適用する BWR 燃料棒の概要



2.2 計算フロー

CARO-NA コードにおける熱機械設計計算の流れを図 2-3 に示す。

CARO-NA コードでは、燃料棒の熱的及び機械的な照射挙動を精度良く予測できるようモデルを構成しており、燃料棒の製造時寸法データ及び燃料棒特性に関する定数を入力し、燃焼期間の任意の長さ毎に燃料挙動計算を実施する。熱機械設計計算では、はじめに燃料棒各部の温度分布が評価される。燃料棒各部の温度分布は、燃料棒外表面からペレット中心に向かって計算を行う。プラント側データとして入力する冷却材温度及び圧力を基に燃料棒外表面の温度を沸騰熱伝達により求め、酸化膜及びクラッドの付着による温度増加、被覆管内部での熱伝導を考慮し、被覆管内外面の温度が計算される。ペレット-被覆管ギャップによる温度上昇は、ギャップに存在するガスの熱伝導度やギャップ幅等により計算される。その後、ペレットの発熱量及び径方向出力分布、ペレットの熱伝導度を考慮し、ペレット内の温度分布が評価される。ここで、ペレット-被覆管ギャップ温度の計算に用いられるギャップ幅の評価には、ペレット内の温度分布に基づくペレットの熱膨張や照射中の割れによるリロケーションが考慮され、ペレット-被覆管ギャップ温度の収束計算(ギャップループ)が行われる。

次に、上記で評価されたペレット内温度分布計算結果を基に、タイムステップ間での FP ガス放出の計算が行われる。これらの評価は全軸方向ノードについて計算され(軸方向ノードループ)、燃料棒内の全ガス量及びガス組成、ならびに燃料棒内圧の計算が行われる。燃料棒内圧の評価においては、燃料棒内の全ガス量が燃料棒の軸方向に対して均一に分布しているものと仮定し、また完全理想気体としてプレナム部やペレット-被覆管ギャップ部等の燃料棒内自由空間に蓄積されるものとして、ボイル・シャルルの法則に基づき計算される。評価された燃料棒内全ガス量、ガス組成及び燃料棒内圧は、上記ペレット-被覆管ギャップ温度の計算に用いられるギャップガス熱伝導度の計算にフィードバックされ、燃料棒内圧の収束計算が行われる(燃料棒内圧ループ)。

過渡状態時におけるペレット-被覆管機械的相互作用(PCMI)は、一次元軸対称有限要素モデルによって、軸方向の指定したノードについて別途計算される。図 2-4 に有限要素法によるペレット-被覆管相互作用計算時の計算フローを示す。まず、熱膨張、焼きしまり、スエリング、リロケーションによる初期歪を計算し、ペレットの割れ、弾塑性性及びクリープを考慮して剛性マトリクスを作成し、接触モードに対応する境界条件を仮定して剛性方程式を解き、被覆管の応力や歪が計算される。ここでは、弾塑性性、クリープが、未知量である応力及び歪の関数であることを考慮して、剛性マトリクスに関する収束計算が行われる。

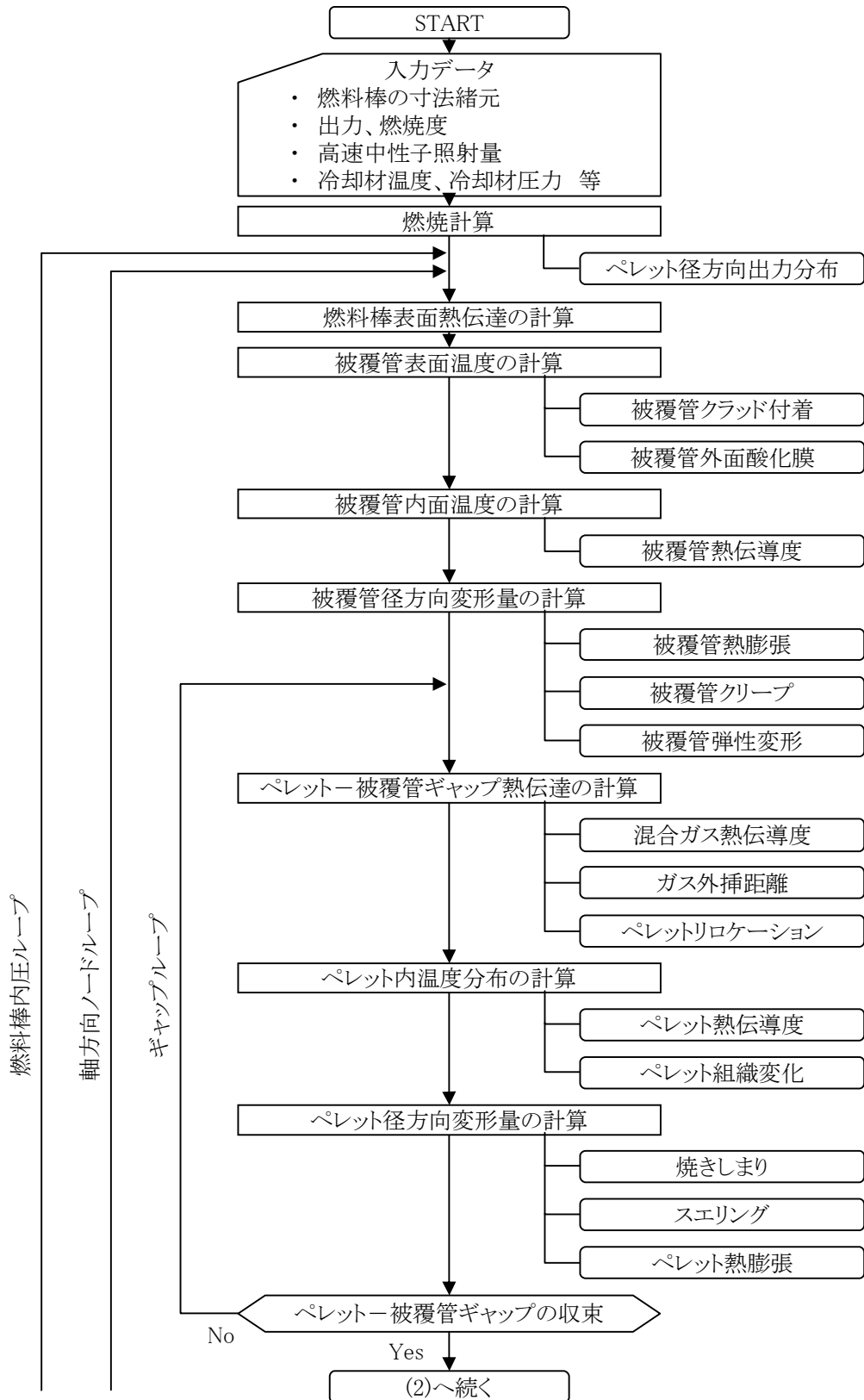


図 2-3 (1) 熱機械設計計算のフロー

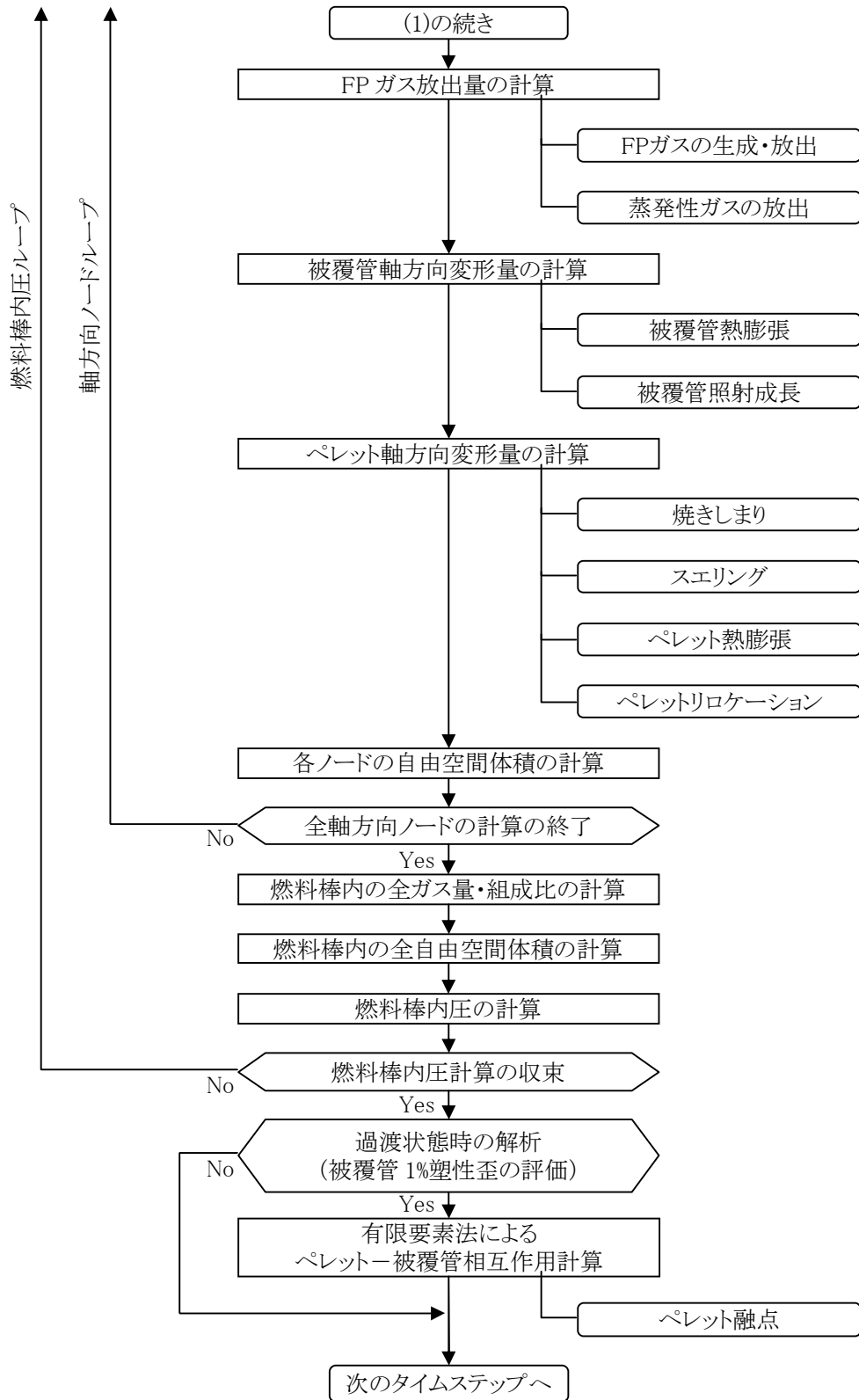


図 2-3 (2) 熱機械設計計算のフロー

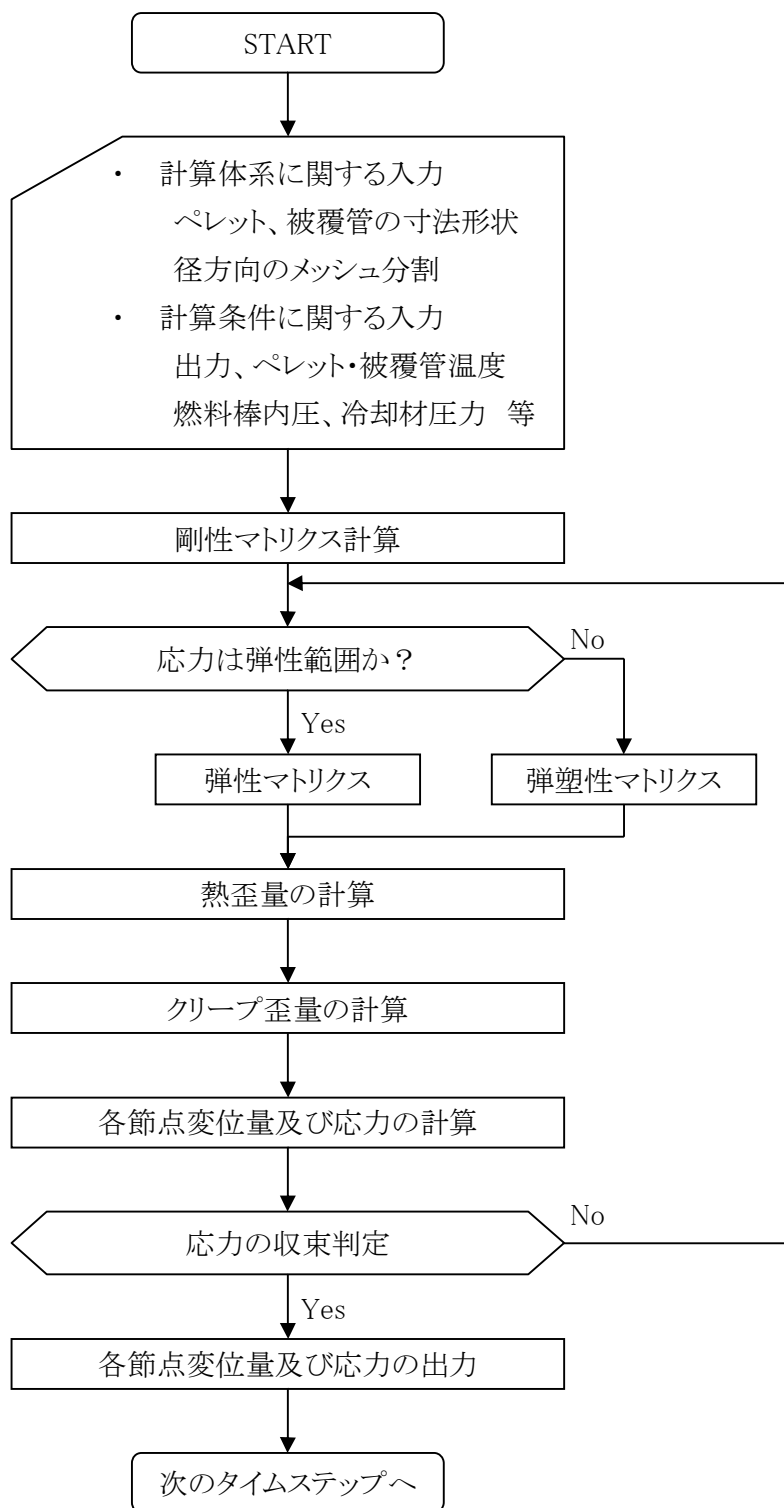


図 2-4 ペレット-被覆管相互作用計算(有限要素法)時の計算フロー



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

2.3 計算体系

燃料挙動の計算にあたっては、燃料有効長を軸方向に任意の幅(ノード)に分割し、それぞれのノード毎に燃焼度、ペレットの変形、被覆管の変形、ギャップ熱伝達率、燃料温度等を計算し、次いで、燃料棒全体での FP ガス放出率、プレナム体積、内圧を計算する。その後、被覆管の歪み量計算を行う。図 2-5 に CARO-NA コードにおけるノード分割モデルを示す。各ノードは等間隔であり、燃料有効長及びノード分割数を入力として、以下の様に計算される。

$$H_{ax} = \frac{L_{act}}{N}$$

H_{ax} :各ノードの軸方向長 (mm)

L_{act} :燃料有効長 (mm)

N :ノード分割数

上述した燃料有効長の各ノード毎に燃料棒径方向について燃料挙動の計算を実施する。具体的には、燃料有効長の軸方向ノード分割と同様に、ペレットの径方向について任意の数にリング分割する。燃料ペレットのリング分割モデルを図 2-6 に示す。各リング毎に燃焼度、熱膨張等によるペレットの変形、ペレット温度等を計算する。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

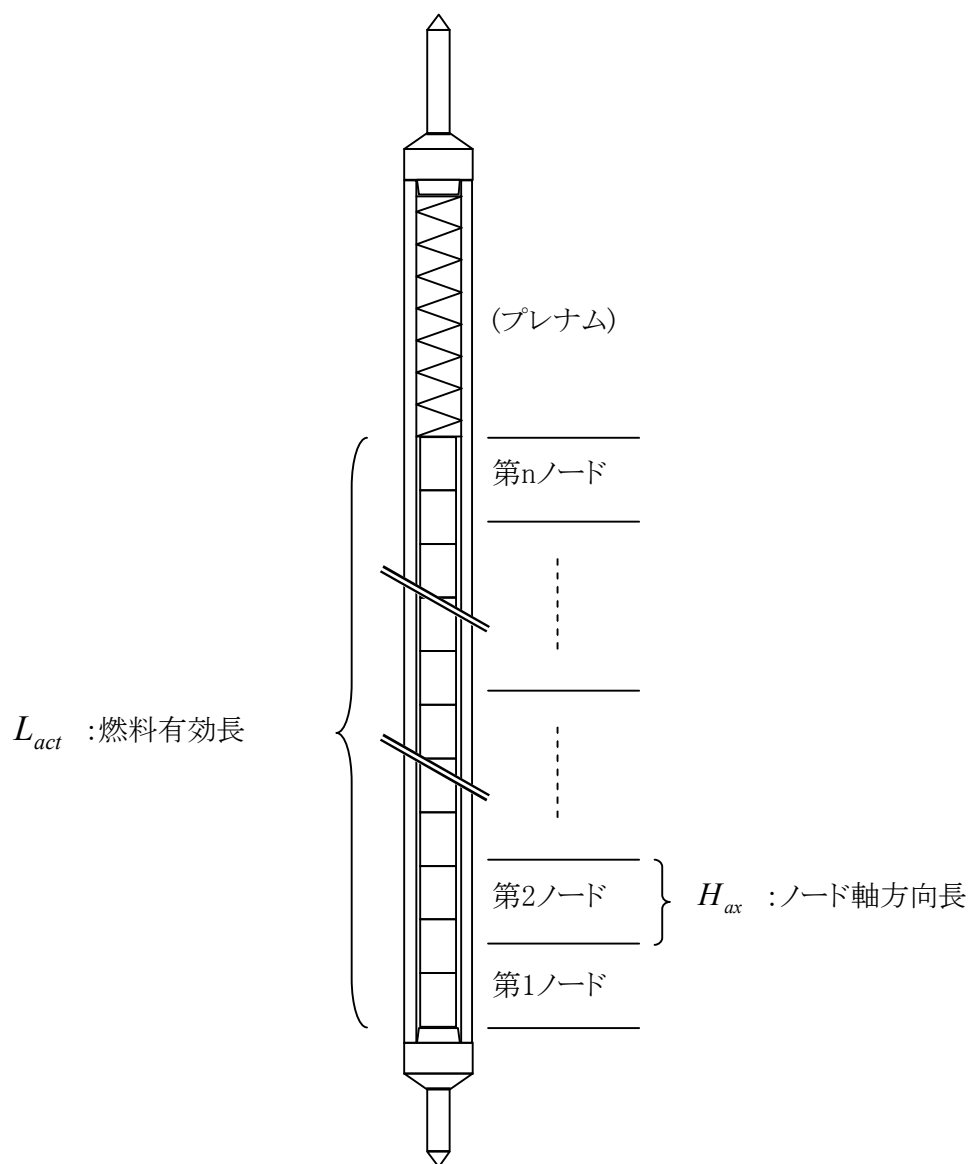


図 2-5 燃料有効長のノード分割モデル

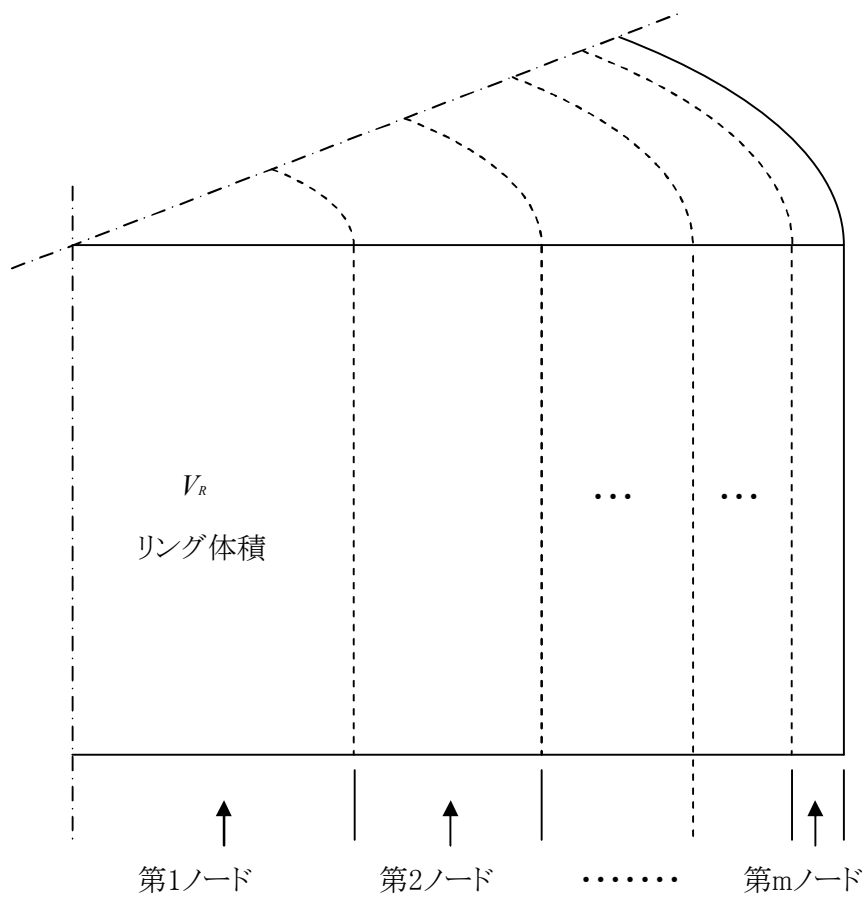


図 2-6 ペレットの径方向リング分割モデル



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3. 熱的解析

3.1 計算フローとモデルの関係

CARO-NA の解析フローを図 2-3 に示す。

熱的解析である燃料棒各部の温度分布計算は、燃料棒外表面からペレット中心に向かって円筒体系の一次元熱輸送解析により行われる。プラント側データとして入力する線出力、冷却材温度及び圧力を基に燃料棒外表面の温度を沸騰熱伝達により求め、酸化膜及びクラッドの付着による温度増加、被覆管内部での熱伝導を考慮し、被覆管内外面の温度が計算される。ペレット-被覆管ギャップによる温度上昇は、ギャップに存在するガスの熱伝導度やギャップ幅等により計算される。その後、ペレットの発熱量及び径方向出力分布、ペレットの熱伝導度を考慮し、ペレット内の温度分布が評価される。ここで、ペレット-被覆管ギャップ温度の計算に用いられるギャップ幅の評価には、ペレット内の温度分布に基づくペレットの熱膨張や照射中の割れによるリロケーションが考慮され、ペレット-被覆管ギャップ温度の収束計算(ギャップループ)が行われる。

燃料棒径方向温度分布計算モデル及び熱的解析の流れを図 3-1 に示す。

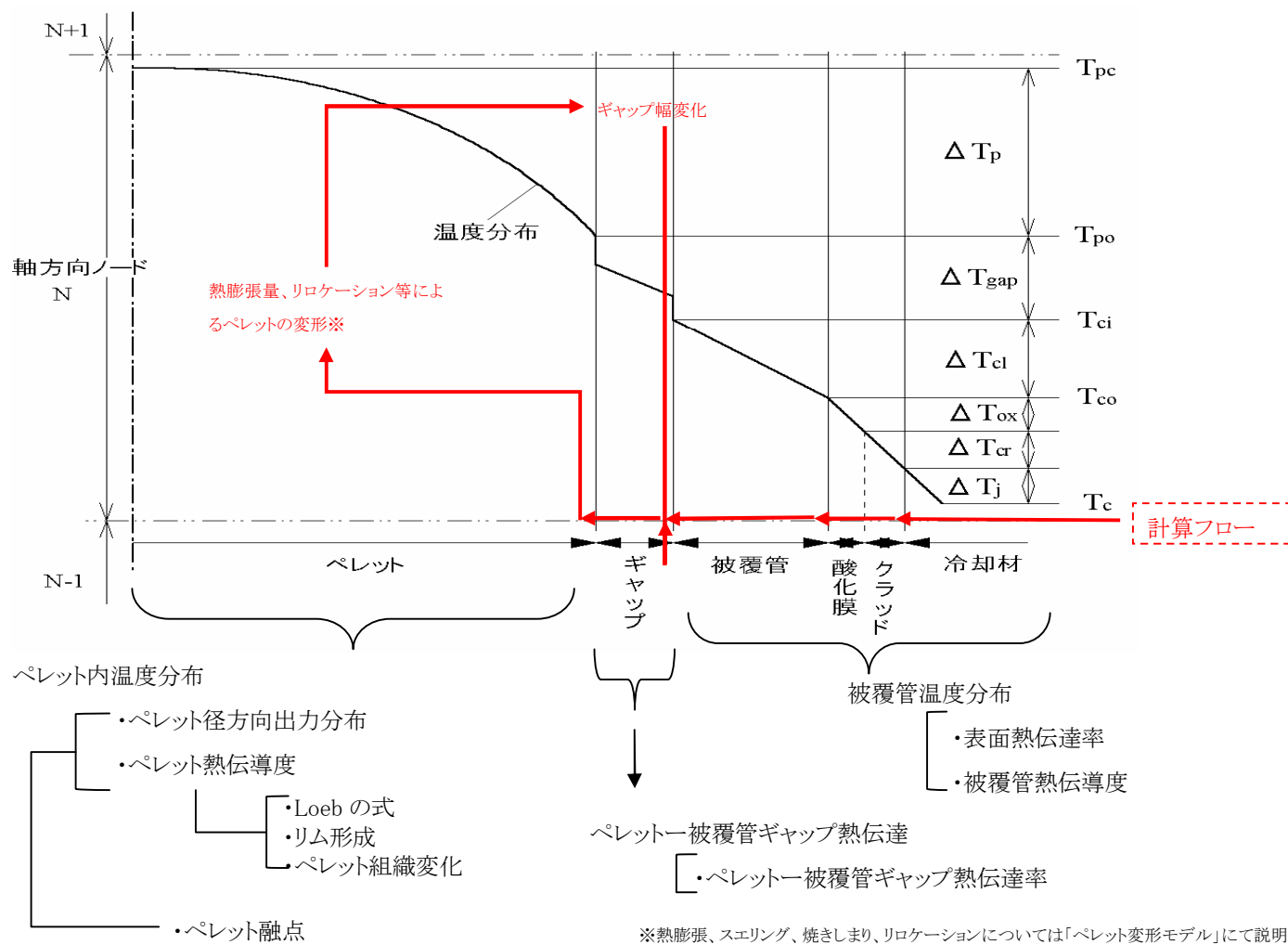


図 3-1 熱的解析フローとモデルの関係



3.2 熱的解析モデル

3.2.1 被覆管温度分布

(1) 燃料棒表面温度

被覆管の温度分布計算において、まず入力となる冷却材温度 T_c から沸騰熱伝達による温度上昇 ΔT_j を計算することで燃料棒表面温度が求められる。

一般に、発熱体から冷却材などの流体への伝熱は、発熱体からの熱流束、及び発熱体と流体の境界面における熱伝達率から定式化できることが知られている。

伝熱工学の基本式^[3-1,2]に基づくと、発熱体である燃料棒の外表面と冷却材の間の温度差 ΔT_j は、表面熱伝達率 h_f 、燃料棒表面の熱流束 q'' より、以下のように定式化される。

$$\Delta T_j = \frac{q''}{h_f}$$

ここで、

ΔT_j : 燃料棒外表面と冷却材の間の温度差 ($^{\circ}\text{C}$)

h_f : 燃料棒表面熱伝達率 ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)

q'' : 燃料棒表面熱流束 (W/m^2)

上式の通り、燃料棒表面から冷却材への伝熱を定量的に評価するためには、その境界面における表面熱伝達率が必要となる。

燃料棒表面熱伝達率は、Jens-Lottes の式^[3-3]により定式化されており、BWR における沸騰熱伝達率として一般的に知られている。

CARO-NA では、燃料棒表面温度を計算するための表面熱伝達率 h_f として、この Jens-Lottes の式を用いている。

$$h_f = 1260(q'' \times 10^{-4})^{\frac{3}{4}} \exp\left(\frac{P}{6.2}\right)$$

ここで、

h_f : 燃料棒表面熱伝達率 ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)

q'' : 燃料棒表面熱流束 (W/m^2)

P : 冷却材圧力 (MPa)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(2) 被覆管表面温度

(1)により求められた燃料棒表面温度を境界条件とし、酸化膜の形成及びクラッド付着による温度上昇を考慮して、被覆管の表面温度を求める。

固体中の温度分布は、熱流束、固体の厚み、及び固体の熱伝導度により解析的に導出されることが一般的に知られている^[3-1,2]。

上述した基本式に基づくと、燃料棒表面に付着、形成されたクラッドならびに酸化膜による温度上昇 ΔT_{cr} 、 ΔT_{ox} はそれぞれ次式により定式化される。

$$\Delta T_{cr} = \frac{q' \cdot t_{cr}}{\pi \cdot di_{cr} \cdot \lambda_{cr}}$$

$$\Delta T_{ox} = \frac{q' \cdot t_{ox}}{\pi \cdot di_{ox} \cdot \lambda_{ox}}$$

ここで、

ΔT_{ox} : 酸化膜熱抵抗による温度上昇(°C)

ΔT_{cr} : クラッド熱抵抗による温度上昇(°C)

q' : 線出力密度 (W/m)

t_{cr} : クラッド厚さ (mm)

t_{ox} : 酸化膜厚さ (mm)

di_{cr} : クラッド層内径 (mm)

di_{ox} : 酸化膜層内径 (mm)

λ_{cr} : クラッド熱伝導度 (W/(m·°C))

λ_{ox} : 酸化膜熱伝導度 (W/(m·°C))

この式は、熱伝導方程式 $\lambda \nabla^2 T = 0$ を酸化膜またはクラッドが薄膜であることから平板近似によりフーリエの法則 $\lambda \frac{dT}{dx} = q''$ に置き換えて解いたものである。

クラッド熱伝導度 λ_{cr} は、Fe 酸化物でハードクラッドの主要物質と考えられるマグネタイトの熱伝導度文献値^[3-4,5]、及び酸化膜の熱伝導度 λ_{ox} は、MATPRO^[3-6]におけるジルカロイ酸化物の熱伝導度に保守性を待たせた値として設定している。

また、クラッドおよび酸化膜の付着は、燃料設計の条件としてCARO-NAコードの入力として取り扱っている。

以上(1),(2)の計算より、冷却材温度を T_c とすれば、被覆管表面の温度 T_{co} は、下式で求められる。

$$T_{co} = T_c + \Delta T_j + \Delta T_{cr} + \Delta T_{ox}$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(3) 被覆管内面温度

(2)により求められた被覆管表面温度 T_{co} から、被覆管の温度上昇 ΔT_{cl} を考慮して被覆管内面温度 T_{ci} が計算される。

$$T_{ci} = T_{co} + \Delta T_{cl}$$

中空円筒を考えた場合、その温度分布は、円筒の内径、外径、及び円筒材料の熱伝導度から解析的に導出できる^[3-1,2]。

以上の基本的な考え方にに基づき、円筒である被覆管の内外面温度差 ΔT_{cl} を次式のように定式化している。

$$\Delta T_{cl} = \frac{q'}{2\pi \cdot \lambda_{cl}} \ln\left(\frac{d_o}{d_i}\right)$$

ここで、

- ΔT_{cl} : 被覆管内外面温度差 (°C)
- q' : 線出力密度 (W/m)
- d_o : 被覆管外径 (mm)
- d_i : 被覆管内径 (mm)
- λ_{cl} : 被覆管熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

以上より、被覆管内面の温度 T_{ci} は被覆管内外面温度差 ΔT_{cl} を計算することにより求められる。

被覆管の熱伝導度は、温度によって変化することが知られており、CARO-NA ではこれを考慮したモデルとしている。

また、ライナ材として用いられるジルコニウムは、ジルカロイよりも熱伝導度は良好であるが、CARO-NA コードでは、保守的にジルカロイの熱伝導度を用いている。

なお、照射されたジルカロイの熱伝導度について、照射による熱伝導度への影響は小さく、照射材に対しても本モデルを適用している。

CARO-NA コードの被覆管熱伝導度モデルについては測定値^[3-7,8,9,10,11,12]及び文献値^[3-13,14]をよく再現することを確認している。



3.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達

ペレット-被覆管ギャップによる温度上昇の計算にあたっては、ギャップに存在するガスの熱伝導度やギャップ幅等を考慮する。

燃料棒内には製造時にヘリウムガスが封入されるが、燃料の燃焼と共に FP ガスが蓄積され、ギャップ熱伝達率が低下する。一方、ペレットの熱膨張や照射中の割れによるリロケーションは、ペレット-被覆管ギャップを見かけ上小さくする働きがあり、ギャップ熱伝達率を増加する。

CARO-NA コードでは、これらの効果を考慮し、ペレット-被覆管ギャップによる温度上昇 ΔT_{gap} を計算し、これを被覆管内面温度 T_{ci} に加えて、ペレット表面温度 T_{po} を求める。

$$T_{po} = T_{ci} + \Delta T_{gap}$$

ペレット-被覆管ギャップによる温度上昇 ΔT_{gap} は、ペレット-被覆管ギャップ熱伝達率を h_g とすれば、以下のように書ける。これは、燃料棒表面温度を評価するための基本式^[3-1,2]と同一の考え方に基づいている。

$$\Delta T_{gap} = \frac{q''}{h_g}$$

ここで、

- ΔT_{gap} : ペレット-被覆管ギャップ温度差 (°C)
- q'' : ペレット表面熱流束 (W/m^2)
- h_g : ペレット-被覆管ギャップ熱伝達率 ($W/(m^2 \cdot °C)$)

ペレット-被覆管ギャップ熱伝達によるペレット表面及び被覆管内面の温度差 ΔT_{gap} は、入力となる熱流束 q'' 及びギャップ熱伝達率 h_g により求められる。ギャップ熱伝達率は、燃料棒内に蓄積したガス(ギャップガス)の熱伝導度、及びペレット-被覆管のギャップ幅に基づき計算される。

このギャップ熱伝達率としては、A.M.Ross & R.L.Stoute^[3-15]により提案されたモデルが一般的に知られており、CARO-NA コードでは、A.M.Ross & R.L.Stoute のモデルに基づき次式により定式化している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$h_g = h_f + h_s + h_r$$

ここで、

h_g : ペレット-被覆管ギャップ熱伝達率 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)

h_f : ギャップガスによる熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)

h_s : 固体接触による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)

h_r : 輻射による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)

CARO-NA コードでは、固体接触による熱伝達成分 h_s 及び輻射による熱伝達成分 h_r の効果については、試験炉におけるペレット中心温度検証等の結果から、これらの効果を見捨ても解析結果に与える影響は小さいため、通常これらを見捨ている。

従って、ペレット-被覆管ギャップ熱伝達率は、ギャップガスによる熱伝達成分 h_f を用いて、下式のように表される。

$$h_g = h_f = \frac{\lambda_{mix}}{S + S_{eff} + (l_1 + l_2)}$$

ここで、

h_f : ギャップガスによる熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)

λ_{mix} : ギャップガスの混合熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

S : ペレット-被覆管半径方向ギャップ幅 (m)

S_{eff} : 最小有効ギャップ幅 (m)

$(l_1 + l_2)$: ペレット及び被覆管表面でのガス外挿距離 (m)

ギャップ幅は、ペレット-被覆管半径方向ギャップ幅 S に最小有効ギャップ幅 S_{eff} を加算して評価する。

ギャップガスの混合熱伝導度 λ_{mix} は、各ギャップガス成分の熱伝導度 λ_i から計算する。CARO-NA コードでは、ガス成分として、He, Ar, Kr, Xe, N₂ をそれぞれ取扱っている

ペレット及び被覆管表面でのガス外挿距離は、各ギャップガス成分ごとに与えた定数を基に計算する



3.2.3 ペレット内温度分布

CARO-NAコードでは、3.2.1 及び3.2.2 項で述べた温度分布計算により求められるペレット表面温度を境界条件として、ペレット内温度分布を計算する。

ペレットの温度分布を評価するにあたって、ペレットを径方向にリング(円筒状)分割し、各リング毎にペレット温度を計算する。

ペレット内温度分布は、各リングについて、以下に示す径方向の定常熱伝導方程式を解くことで計算される。この熱伝導方程式は、伝熱工学における基本式^[3-1,2]である。

$$q_j''(r) = -\lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr}$$

q_j'' : 各リング(円筒)における熱流束 (W/m^2)

λ : ペレットの熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

円筒体系における各径方向位置 j での発熱密度 q_j''' は下式で定義される。

$$q_j''' = \frac{q_j}{\pi \cdot (R_{j+1}^2 - R_j^2) \cdot H_j}$$

ここで、

q_j''' : ペレット径方向リング位置 j での発熱密度 (W/m^3)

q_j : ペレット径方向リング位置 j での発熱量 (W)

R_j : ペレット径方向リング位置 j での内半径 (m)

H_j : 軸方向ノード長さ (m)

q_j''' を用いて、任意の半径方向位置 r (ただし、 $R_j < r < R_{j+1}$) での熱伝導方程式

$q_j''(r) = -\lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr}$ からペレット径方向リング位置 j での熱伝導度積分 $J_j = \int_{R_{j+1}}^{R_j} \lambda(T) \cdot dT$ を計算する。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

熱伝導度積分 J_j を求めるための、ペレット径方向に分割された各リングの発熱密度 q_j は、ペレット径方向出力分布により求められ、ペレット内温度分布は、このペレット径方向出力分布に依存する。

ペレット径方向出力分布は、燃焼度及び濃縮度に依存して変化し、燃焼が進むにつれてペレット外周部にプルトニウムが蓄積することにより、ペレット外周部の出力割合がペレット中央部に比べて大きくなる傾向を示す。

CARO-NA コードでは、二次元集合体燃焼計算コードによる評価を基にした、燃焼度及び濃縮度に依存したペレット内径方向出力分布を使用する。図 3-2 にペレット径方向出力分布の例を示す。

なお、CARO-NA コードでは UO_2 燃料と Gd_2O_3 入り UO_2 燃料とで共通の径方向出力分布を適用している。 Gd_2O_3 入りペレットは UO_2 燃料と比較して相対的に外周部の線出力が高くなるが、 UO_2 燃料と同一の径方向出力分布を用いることでペレット中心部の温度が高くなり、コードとしては保守的な評価結果となる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

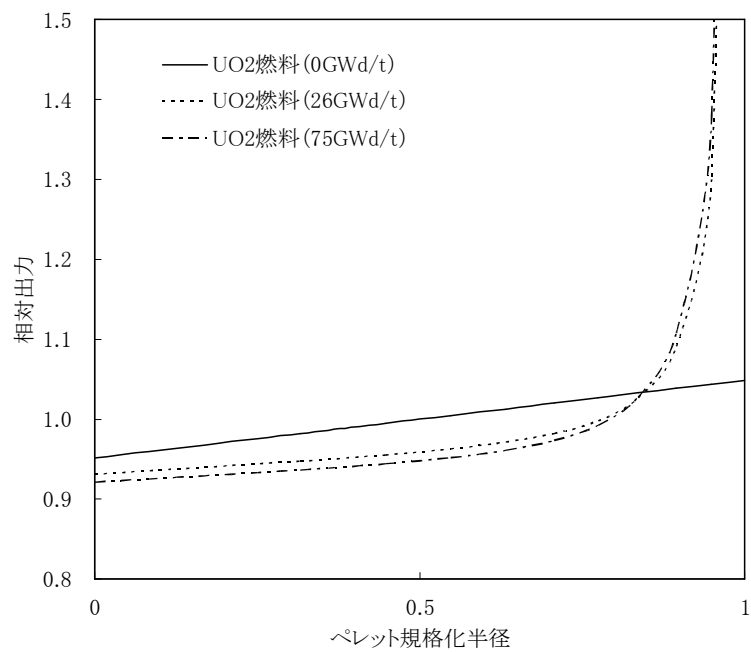


図 3-2 ペレット径方向出力分布の例



3.2.4 ペレット熱伝導度

ペレット内温度分布を評価するためにはペレットの熱伝導度が必要である。本節では CARO-NA に組み込まれた熱伝導モデルについて説明する。

3.2.4.1 ペレット熱伝導度モデル

固体中の伝熱は、結晶格子の熱運動(格子振動)を量子化した「フォノン」の進行として説明され、その熱伝導度は以下のように定式化できることが一般的に知られている^[3-16]。

$$\lambda = \frac{1}{A + B \cdot T}$$

CARO-NA コードのペレット熱伝導度モデルは、上記フォノン(格子振動)による熱伝導と、高温領域での電子による熱伝導の寄与を考慮した式を基本として、燃焼に伴う熱伝導度の低下や Gd₂O₃ 濃度による影響をモデル化した下式^[3-17,18]を用いている。

$$\lambda_{95} = \frac{1}{A + B \cdot T + \alpha \cdot Gd + f(Bu) + g(Bu) \cdot h(T)} + C \cdot T^2 + D \cdot T^4$$

$$f(Bu) = 1.87 \times 10^{-3} \cdot Bu$$

$$g(Bu) = (8.07 \times 10^{-2} + 6.51 \times 10^{-4} \cdot Bu) \times \{1 - \exp(-0.142 \cdot Bu)\}$$

$$h(T) = \frac{1}{1 + 396 \cdot \exp(-6380/T)}$$

ここで、

λ_{95} : ペレット密度 95%TD に規格化したペレット熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

$A \sim D$: 定数

α : 定数

Gd : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)

Bu : 燃焼度 (GWd/t)

T : 温度 (K)

本モデルにおいて、燃焼に伴う熱伝導度の低下は、固溶 FP の蓄積による熱伝導度低下因子 ($f(Bu)$)、照射欠陥の蓄積による熱伝導度低下因子 ($g(Bu)$)、アニーリングによる照射欠陥の回復



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

因子($h(T)$)として表現される。これらはフォノンによる熱伝導を表現した項に対して補正される。また、 Gd_2O_3 の濃度についても同様にフォノンによる熱伝導を表現した項に対して補正される。

以上のペレット熱伝導度 λ_{95} は、ペレット密度 95%TD で規格化されたものである。規格化された熱伝導度に対するペレット密度の補正は、次式に示す Loeb の式^[3-19]により行うことが一般的に知られている。Loeb の式による熱伝導度の補正はセラミックスの業界では標準的に使用されている概念であり、燃料機械設計においても MATPRO^[3-6]や FEMAXI^[3-20]等の公開のコードでも採用されているものである。

$$\lambda = \frac{1 - \beta \cdot P}{1 - \beta \cdot 0.05} \cdot \lambda_{95}$$

ここで、

β : 定数

P : 気孔率

気孔率 P は、ペレット密度と理論密度との差により定義される。

未照射 UO_2 ペレット熱伝導度の温度依存性を他の文献モデルならびに測定データと比較した結果を図 3-3 に示す。

未照射 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット熱伝導度の温度依存性を測定データと比較した結果を図 3-4 に示す。

UO_2 ペレットの代表的な温度 (773K, 1273K) における熱伝導度の燃焼度依存性を図 3-5 に示す。また、照射済み UO_2 及び Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット熱伝導度の温度依存性をこれまでの照射後試験により得られている測定データと比較したものを図 3-6 及び図 3-7 に示す。

図に示すように CARO-NA コードのペレット熱伝導度モデルは測定値とよく一致するモデルとなっていることが分かる。

なお、CARO-NA コードでは、溶融後のペレット熱伝導度を溶融前のペレット熱伝導度と同一の式で評価している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

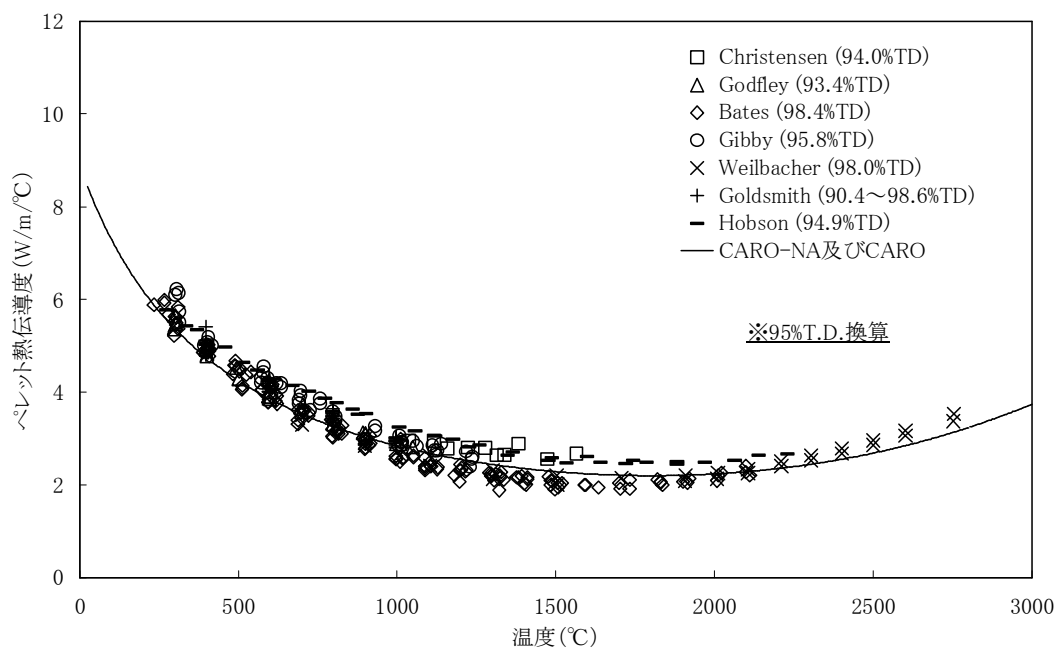
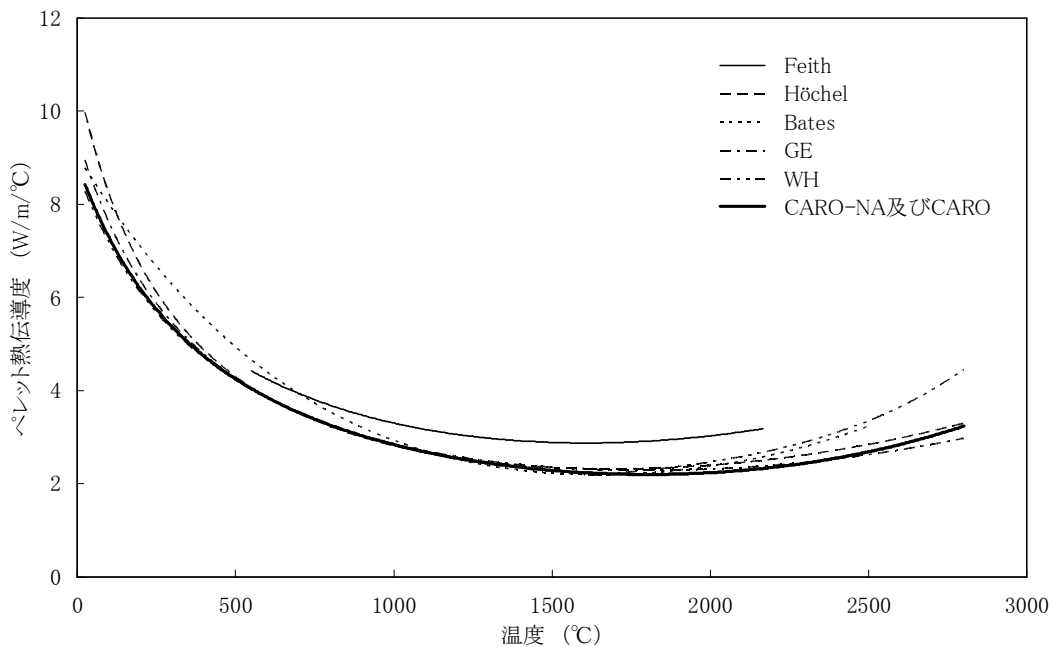
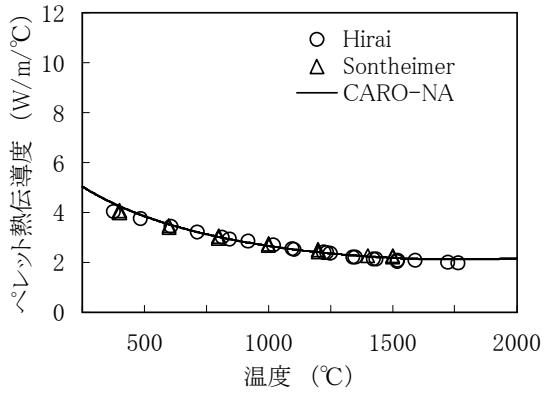


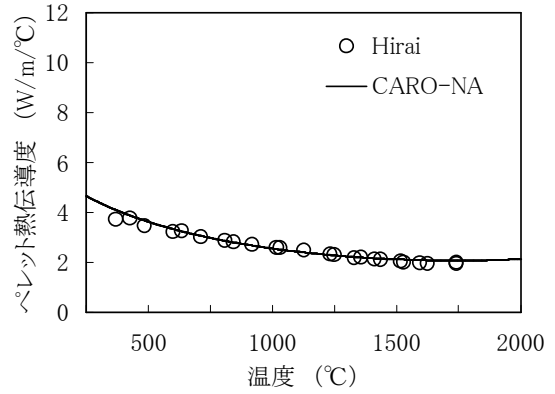
図 3-3 未照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-21,22,23,24,25,26,27,28,29,30,31]



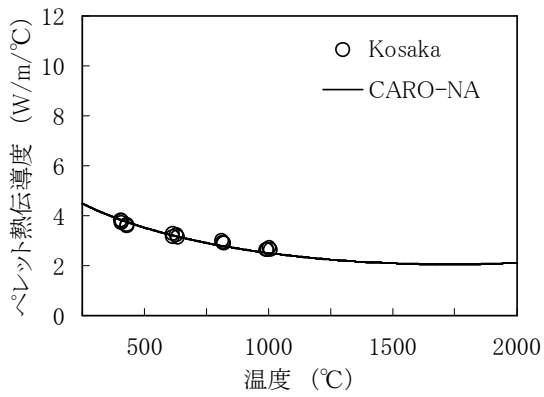
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



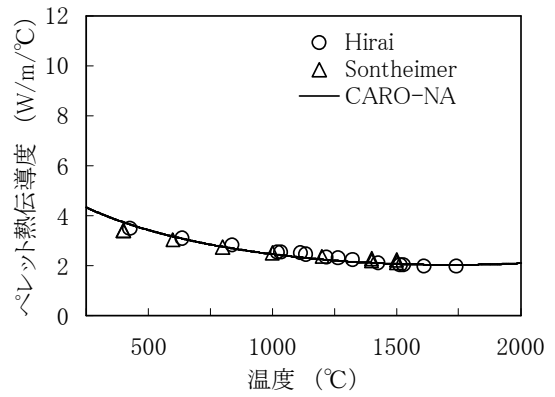
(a) 3wt%Gd₂O₃



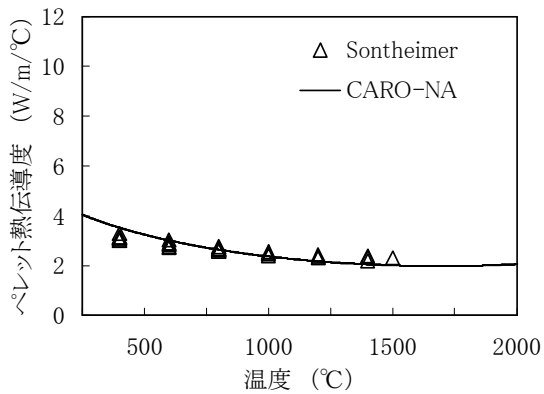
(b) 5wt%Gd₂O₃



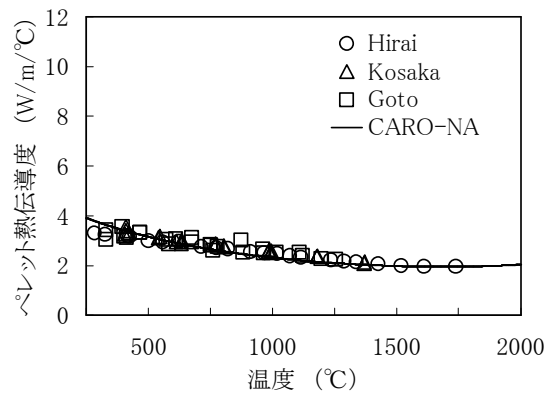
(c) 6wt%Gd₂O₃



(d) 7wt%Gd₂O₃



(e) 9wt%Gd₂O₃



(f) 10wt%Gd₂O₃

図 3-4 未照射 Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットの熱伝導度^[3-32,33,34,35]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

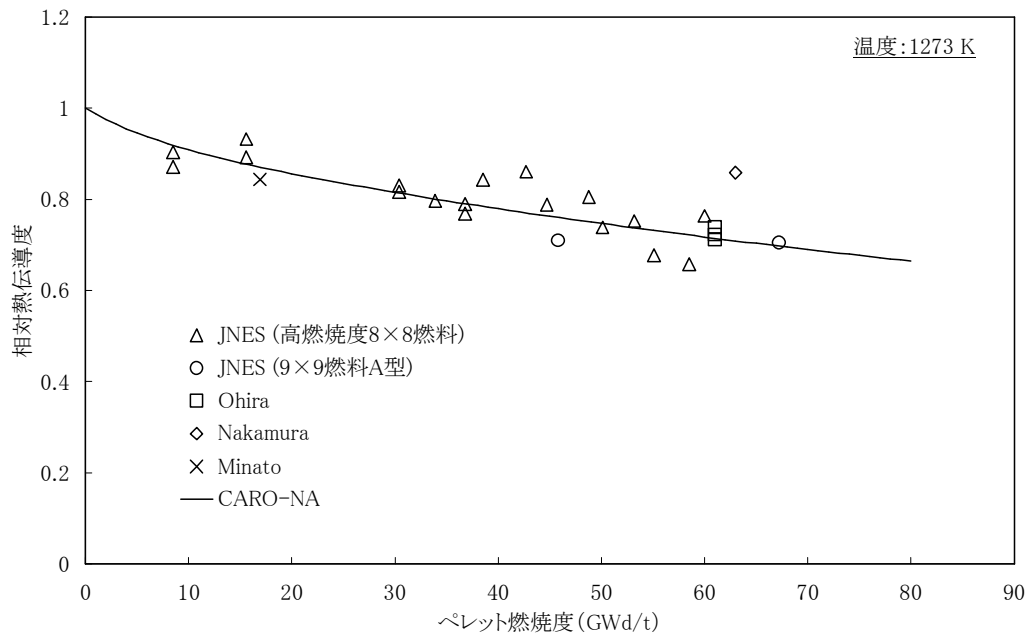
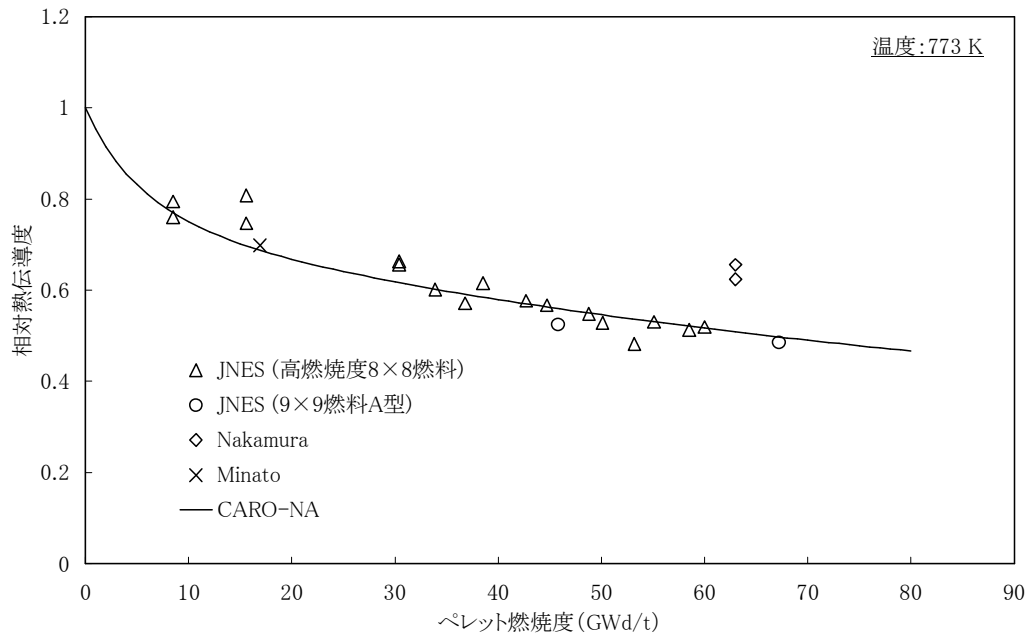


図 3-5 照射 UO_2 ペレット熱伝導度の燃焼度依存性^[3-17,36,37,38]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

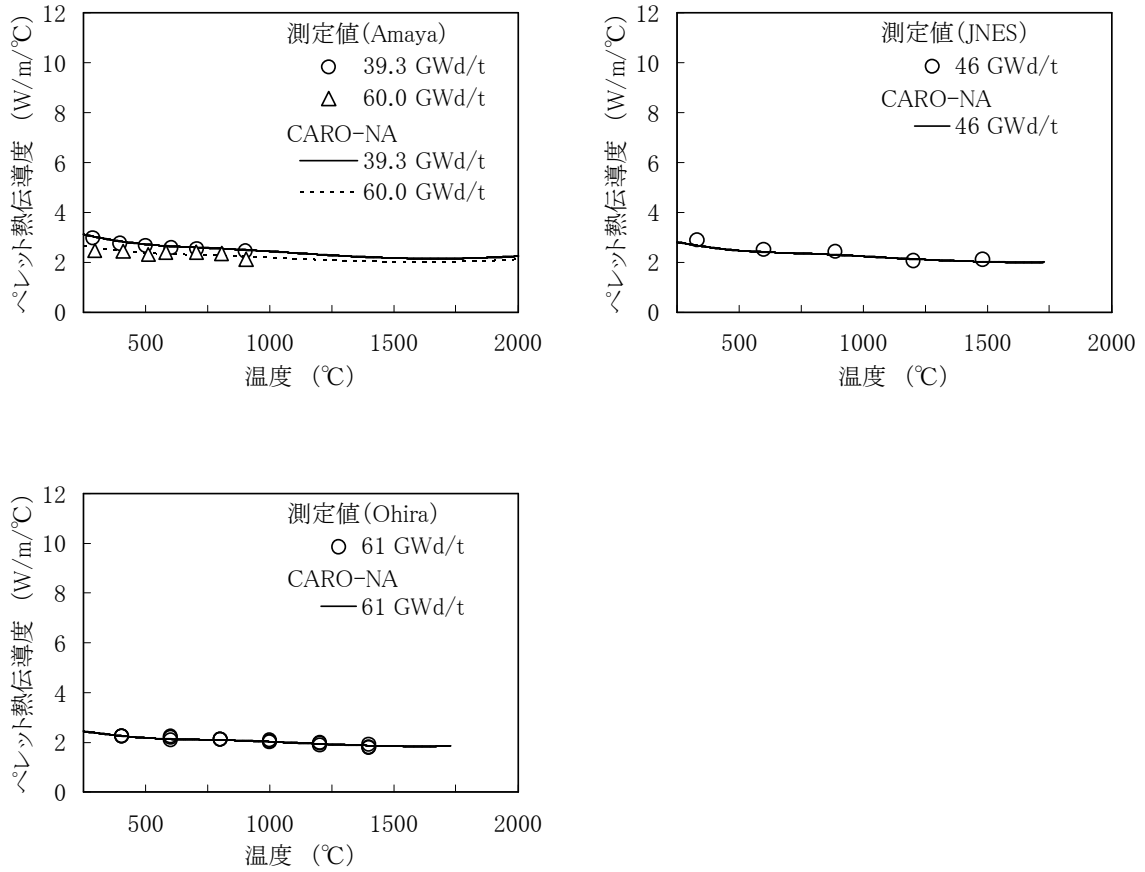


図 3-6 照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-17,39,40]

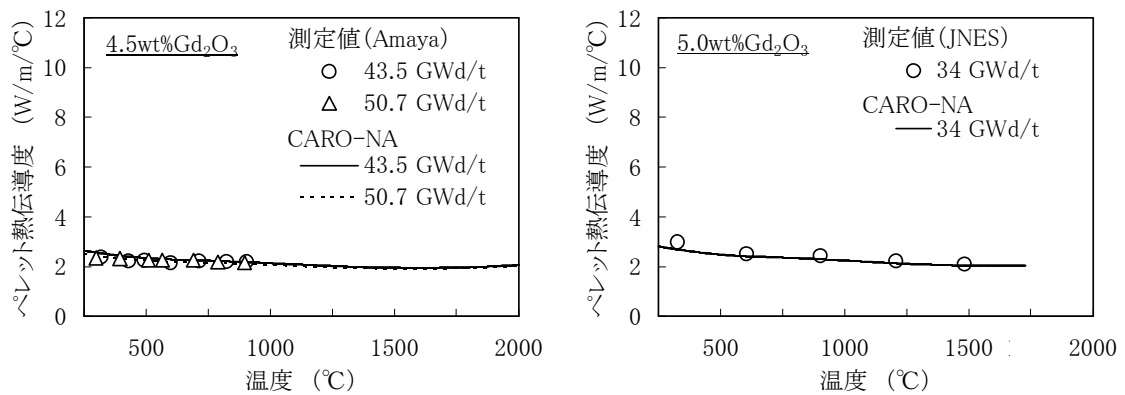


図 3-7 照射 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-39,40]



3.2.4.2 高燃焼度領域におけるリム効果

近年、高燃焼度まで照射したペレットの外周部において結晶粒の細粒化及び気泡の増大を伴った組織変化、いわゆるリム組織の形成が報告されており、リム形成により発生した気泡がペレットの熱伝導度に影響を及ぼすことが知られている。

リム形成により生じる気泡の形状は、ペレット製造時に生じる気泡や照射中に生じるFPガス気泡のように不定形の気泡ではなく、球形に近いことが報告されている。球形の気泡は表面積が小さいため、リム形成により発生した気泡は通常の気泡よりも熱伝導度の低下へ及ぼす影響は小さいと考えられている。

CARO-NA コードでは、ペレット熱伝導度に対する通常の気泡の影響として、3.2.4.1 項で述べた Loeb の式による補正を行っているが、リムが形成した領域に対してはリム形成により発生した気泡の特徴を考慮した熱伝導度補正として、次式に示す補正式を適用している。この式は、照射後試験で取得したリム組織の SEM 観察画像から作成した有限要素モデルによる熱解析結果から導出している^[3-41]。

$$\lambda = \lambda_0 \cdot (1.0 - P_{rim})^{1.6}$$

ここで、

λ : リム領域の補正された熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

λ_0 : 気泡のない場合の熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

P_{rim} : リム領域における気泡率

ペレットの中でリム形成による熱伝導度補正を行う領域は、図 3-8 に示すリム幅測定値に基づき決定している。

リムの形成を考慮した熱伝導度の妥当性については、国際プロジェクトである HBRP (High Burnup Rim Project) において確認している。HBRP では、ディスク状のペレットをそれぞれ異なる燃料温度(等温)で最大約 96GWd/t まで燃焼させ、リムが形成したペレットの熱伝導度を測定している。HBRP の結果に基づくペレットの熱伝導度モデルが Kitajima 等^[3-42]により報告されている。図 3-9 にリムが形成した燃焼度(100GWd/t および 80GWd/t)における CARO-NA 熱伝導度モデルの温度依存性を Kitajima モデルと比較したグラフを示す。なお、それぞれ気泡率は 100GWd/t で 11%、80GWd/t で 8%とした。CARO-NA のモデルは公開文献のモデルとよく一致している。

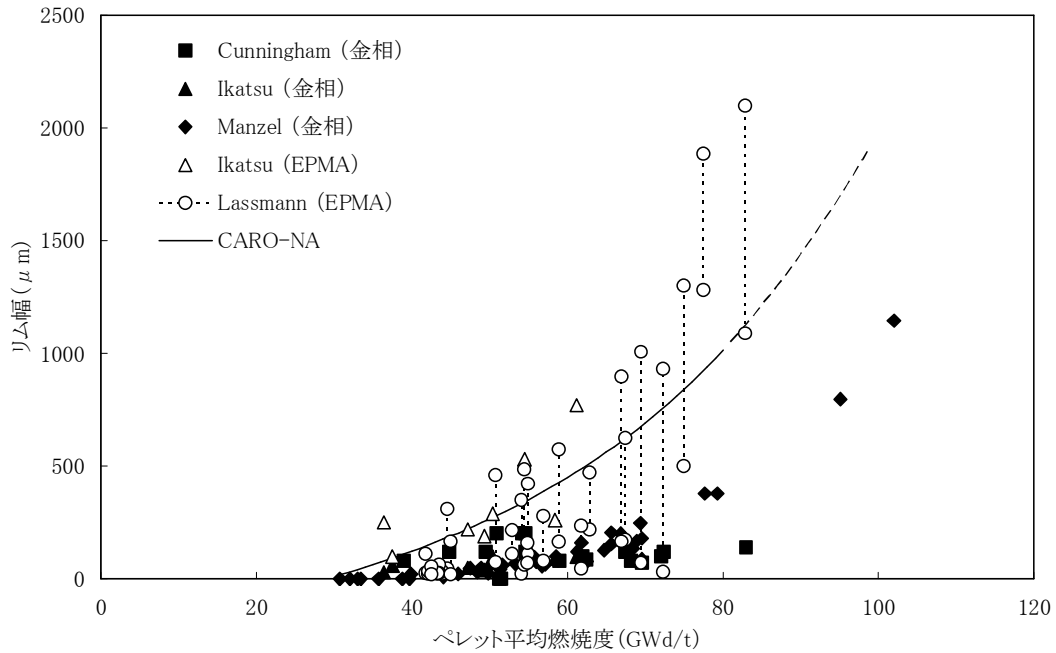
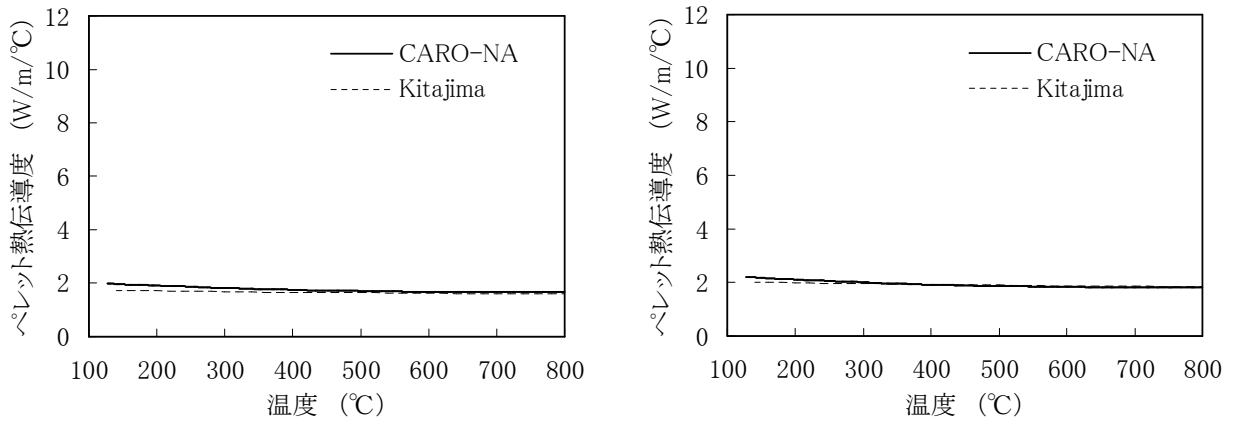


図 3-8 ペレットリム幅の燃焼度変化^[3-41,43,44,45]



(100GWd/t, 気泡率 11%)

(80GWd/t, 気泡率 8%)

図 3-9 リムが形成されたペレットの熱伝導度のモデル比較^[3-42]

3.2.4.3 ペレット組織変化

高出力で照射された燃料では、図 3-18 に示すように、高温となるペレット中心領域で等軸晶や柱状晶の形成(組織変化)が生じることが知られている。また、組織変化によってペレット内の気孔は温度勾配に沿って燃料中心に移動し、中心空孔を生じる場合がある。中心空孔の形成により、中心空孔を除いたペレット領域の密度は見かけ上増加する。

CARO-NA コードでは、このような高温領域での組織変化を考慮し、高温領域でのペレット気孔率の補正を行っている。

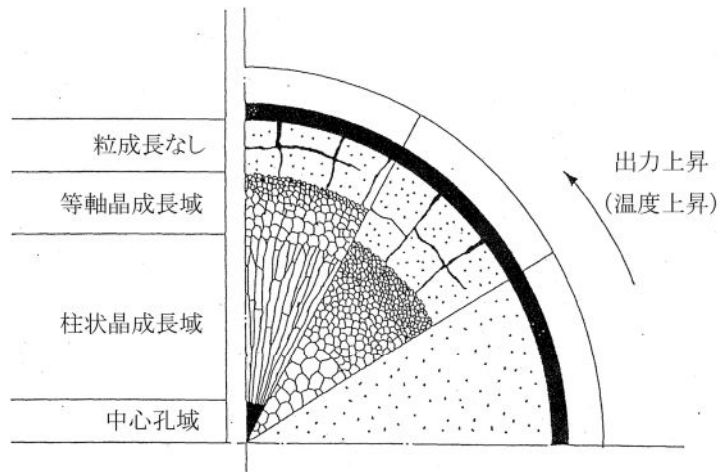


図 3-18 高出力で照射されたペレットの組織変化の模式図



3.2.5 ペレット融点

ペレットは溶融することにより熱膨張量が大きくなる。したがって、ペレット-被覆管機械的相互作用の評価においては、ペレットが溶融するかの判定が被覆管の機械的解析(歪、応力)に影響を及ぼす。

CARO-NA コードにおいて、ペレット融点は、熱伝導度と同様に、燃焼に伴う融点の低下や Gd_2O_3 濃度の融点への影響を考慮したモデルとしている。ペレット融点は、以下に示すように、未照射ペレット及び照射ペレットの測定データに基づき設定している。

未照射 UO_2 ペレットの融点は、下表に示す文献で報告されている値の内、最も保守的な Hausner の測定値を採用し、 $2805^{\circ}C$ としている。

報告者	未照射 UO_2 の融点
Hausner ^[3-46]	2805 °C
Lyon 等 ^[3-47]	2840 °C
Yamanouchi 等 ^[3-48]	2845 °C
Yamamoto 等 ^[3-49]	2845 °C
Rand 等 ^[3-50]	2847 °C
Aitken 等 ^[3-51]	2855 °C
Latta 等 ^[3-52]	2876 °C

ペレット融点の燃焼度依存性について、CARO コードでは Christensen のデータ^[3-53]に基づき、燃焼初期から 10GWd/t 当たり $32^{\circ}C$ 低下するモデルとしているが、CARO-NA コードでは Yamanouchi^[3-48]及び原田等^[3-54]による測定データに基づき 30GWd/t までは燃焼度に依存しないモデルに変更し、これより高い燃焼度は、高燃焼度領域のデータの測定誤差を踏まえ保守的に Christensen の提唱した 10GWd/t の燃焼に対して $32^{\circ}C$ 融点が低下することとしている。

図 3-10 にペレット融点の燃焼度変化を示す。図に示すとおり、CARO-NA コードのペレット融点モデルは測定データに対し、保守的に設定されている。なお、CARO-NA コードにおけるペレット融点の燃焼に伴う低下の考え方は、原子炉安全基準専門部会報告書「発電型軽水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り扱いについて」^[3-55]で認められているものと同一である。

Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの融点は、原燃工社内で取得した Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの融点測定結果を基に設定している。 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの融点は、 Gd_2O_3 の濃度増加により低下する。CARO-NA コードでは、 Gd_2O_3 の濃度増加に伴う融点の低下に保守性を見込んだモデルを採用している。なお、 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの燃焼に伴う融点の低下は、 UO_2 ペレットと同様、30GWd/t まで融点が低下しないと、ペレット燃焼度 30GWd/t 以降で 10GWd/t 毎に $32^{\circ}C$ 低下することとしている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

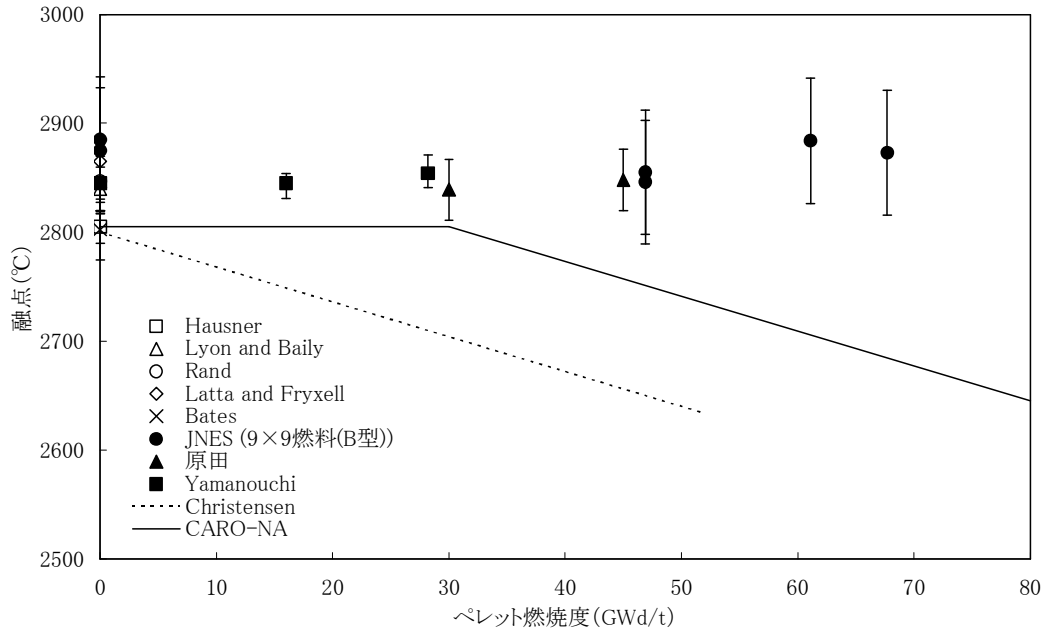


図 3-10 UO_2 ペレット融点の燃焼度変化^[3-39, 46,47,48,50,52,53,54,56]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4. 機械的解析

4.1 計算フローとモデルの関係

CARO-NA コードの解析フローを図 2-3 に示す。

熱的解析で用いるペレット-被覆管ギャップ幅の評価や、内圧解析に用いる自由空間体積等の評価にあたっては、燃料の使用期間を通じたペレットならびに被覆管の寸法変化を定量的に評価する必要があり、これらの変形挙動を機械的解析によって求めている。

また、ペレット-被覆管機械的相互作用(PCMI)の計算では、熱的解析により求められた温度分布や燃焼度に基づき、熱膨張、焼きしまり、スエリング、リロケーション、クリープなどのペレット及び被覆管の変形挙動が考慮され、一次元軸対称有限要素モデルによって応力、歪量などを求める。



4.2 被覆管／ペレットの物性値

機械的解析において、照射中の被覆管及びペレットの応力や歪を定量的に評価するためには、被覆管／ペレットの物性値を考慮する必要がある。

本項では、CARO-NA コードに組み込まれている、被覆管及びペレットの物性値について説明する。

4.2.1 被覆管の物性値

機械的解析において考慮する必要がある被覆管の物性値として、ヤング率、ポアソン比、降伏応力がある。

4.2.1.1 被覆管ヤング率

ヤング率は、弾性領域における応力と歪の間の比例定数であり、機械的解析において不可欠な物性値である。

被覆管材質であるジルカロイのヤング率は、温度依存性を有していることが知られており、温度の上昇に伴いその値は低下する。この傾向は、金属材料全般にわたって一般的な特性であり、CARO-NA コードにおける被覆管のヤング率は、この傾向を考慮して計算される。

また、ジルコニウムは、その結晶構造が稠密六方晶であるため異方性を有する。そのため、ジルコニウム基合金であるジルカロイ被覆管も異方性材料であるが、ジルカロイのヤング率に対する異方性の影響は小さいことが知られており、CARO-NA コードでもこれを等方的として取扱っている。CARO-NA コードにおけるヤング率モデルについては文献値^[4-1,2,3]とほぼ同等であることを確認している。

なお、照射材のヤング率は文献[4-4]では考慮されておらず、公開コードであるFEMAXI^[4-5]においては未照射材と同一のモデルとしている。

これら知見を基に、CARO-NA コードの被覆管ヤング率は照射材と未照射材で同一のモデルを用いている。

4.2.1.2 被覆管ポアソン比

ヤング率と同様に、被覆管の応力と歪を評価するためには、弾性定数であるポアソン比が必要となる。

被覆管のポアソン比は、ヤング率と同様温依存性を有していると考えられる。しかしながら、ポアソン比の温度に対する一義的な傾向は確認されておらず、増加傾向や減少傾向が報告されており^[4-2,6]、報告者によって差がある。また、照射による明確な傾向の変化も確認されておらず、文献[4-7]によると照射の効果は考慮されていない。

以上から、CARO-NA コードでは、被覆管のポアソン比 ν は温度及び照射量に依存しない固定値を使用している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.1.3 被覆管降伏応力

機械的解析において被覆管の塑性歪を評価する上で、被覆管の変形が塑性変形領域であることを判定するための降伏応力は考慮すべき物性値である。

金属材料の一般的な特性として、その降伏応力は温度の増加に伴い減少する。この傾向は被覆管でも同様である。

CARO-NA コードでは、未照射被覆管について、温度依存性を考慮した降伏応力モデルを使用している。モデルは、原子燃料工業で取得した被覆管降伏応力のデータに基づいている。

4.2.1.4 照射硬化

4.2.1.3 項では、未照射の被覆管降伏応力について述べたが、被覆管は中性子の照射に伴いその強度(降伏応力)が増加し、その後飽和する特性を有している。この特性は被覆管の照射硬化として一般的に知られており、CARO-NA コードでは、被覆管の降伏応力モデルとして、照射硬化を考慮したモデルを採用している。

CARO-NA コードで用いる被覆管の照射硬化モデルは国内で取得された照射被覆管の引張試験結果^[4-8,9]と比較して保守的に定めたものである。照射硬化は照射中による金属組織の格子欠陥がその要因であるが、高温になることで欠陥が消滅し照射材の機械強度は低下する傾向を示す。CARO-NA コードでは、過去に取得されているデータ以上の温度になると照射による欠陥が完全に回復し、未照射材の機械強度となる(被覆管の塑性変形が生じやすい)ようモデル化している。

また CARO-NA コードの被覆管降伏応力の高速中性子照射量依存性についても、測定値^[4-10]と比較して保守的な設定となっていることを確認している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.2 ペレットの物性値

機械的解析において考慮する必要があるペレットの物性値としては、被覆管の物性値と同様に、ヤング率、ポアソン比、降伏応力がある。また、計算においてはペレットの理論密度も必要となる。

4.2.2.1 ペレットヤング率

「4.2.1.1 被覆管ヤング率」で述べたように、ある材料の応力や歪を評価する上でヤング率は必要な物性値である。

機械的解析はペレットと被覆管の相互作用を考慮して行われるため、被覆管だけではなくペレットのヤング率も必要となる。

ペレットは螢石型の面心立方晶の結晶構造を有するため、その弾性挙動は等方的である。また、ペレットヤング率の温度依存性はこれまでに種々の実測データが得られており、ヤング率は被覆管と同様に温度が上昇するとほぼ直線的に減少することが知られている。ペレットのヤング率は、温度だけでなくその密度にも依存しており、密度の低下に伴いヤング率も低下することが知られている。

以上の知見を反映し、CARO-NA コードでは、ペレットのヤング率に温度及び密度依存性を考慮したモデルを用いており、また、文献値^[4-11,12,13]と比較して妥当であることを確認している。

CARO-NA コードでは、Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットのヤング率を UO₂ ペレットと同一のモデルとしている。

4.2.2.2 ペレットポアソン比

被覆管ポアソン比と同様に、機械解析においてペレットのポアソン比も考慮している。

ペレットのポアソン比は温度の増加に対して若干減少する傾向であるが、その変化は小さい。また、ペレットポアソン比はヤング率と同様にペレット密度の依存性があり、密度の低下に対して、一定あるいは若干減少する。しかしながら、温度依存性と同様に、密度に対するポアソン比の変化は小さい。

CARO-NA コードでは、以上の知見を勘案しペレットポアソン比に温度及び密度に依存しない固定値を使用している。なお MATPRO^[4-14]においてもペレットポアソン比に温度依存性及び密度依存性を考慮していない。

CARO-NA コードでは、Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットのポアソン比を UO₂ ペレットと同一のモデルとしている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.2.3 ペレット降伏応力

CARO-NAコードでモデル化しているペレットの降伏応力は、ペレットの温度に依存するモデルとして
いる。本モデルは、文献値^[4-15]に基づき設定されている。

CARO-NAコードでは、公開コードである FEMAXI^[4-5],FRAPCON^[4-7]等のコードと同様、Gd₂O₃ 入り
UO₂ペレットの降伏応力に UO₂ペレットと同一のモデルを用いている。

4.2.2.4 ペレット理論密度

CARO-NAコードでは通常ペレットの重量は理論密度比を用いているが、燃焼計算には燃料重量が
必要となるため、ペレットの理論密度による換算が必要である。

ペレットの結晶構造は、ウランの面心立方格子中に酸素の単純立方格子がある蛍石型構造である。
この結晶構造について、格子定数と格子中に存在する原子の質量から算出される密度が理論密度
(TD)である。また、Gd₂O₃濃度の増加により理論密度はUO₂のみの場合に比べ減少する。

CARO-NAコードではペレットの理論密度を文献値^[4-16,17,18,19,20]に基づき算出している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3 被覆管／ペレットの変形モデル

機械的解析においては、被覆管及びペレットの照射中の変形挙動を考慮することが必要であり、CARO-NA コードでは、これらの変形挙動をモデル化し解析を実施している。

4.3.1 被覆管変形モデル

CARO-NAコードでは、被覆管の照射中の変形挙動として、熱膨張、照射成長及びクリープをモデル化している。

4.3.1.1 被覆管熱膨張

異方性材料であるジルカロイ被覆管の線熱膨張係数は被覆管の軸方向と径方向とで異なると考えられる。この考えに基づき、CARO-NA コードで用いる被覆管の線熱膨張係数を設定しており、文献値^[4-6,14,21,22]と比較して妥当であることを確認している。

なお、CARO-NAコードではMATPRO^[4-14]、FEMAXI^[4-5]等と同様に、被覆管熱膨張率の照射量依存性を考慮していない。

4.3.1.2 被覆管照射成長

被覆管は、応力が負荷されていない状態でも高速中性子照射下では変形を生じる。そのような変形を照射成長と呼ぶ。照射成長の基本的な機構は、照射によって生じた格子欠陥が蓄積することによって、六方晶の a 軸方向に伸び、c 軸方向に縮むことで説明される。被覆管は通常、c 軸が管軸と垂直になる集合組織を有することから、照射成長は被覆管の軸方向の伸びとして観測される。CARO-NA コードでは、このような被覆管の照射成長を文献^[4-23,24]などの実測値に基づきモデル化している。

4.3.1.3 被覆管クリープ

弾性領域において、一定の応力が長時間作用すると徐々にクリープ変形を生じるが、照射下での被覆管も、内外圧差等によりクリープ変形を生じることが知られている。

一般的にクリープ変形は、その変形速度が比較的速いが、時間と共に次第に低下し一定値にまで近づく 1 次クリープ領域と、その後、一定速度で終始変形する 2 次クリープ領域とがある。

さらに、照射環境中の被覆管のクリープ変形には、炉外でのクリープと同様の熱的クリープに加え、照射下でのみ生じる照射によって加速する照射クリープを考慮する必要がある。

上記のメカニズムに基づき CARO-NA コードでは被覆管のクリープ変形をモデル化しており、また、測定値を良く再現することを確認している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2 ペレット変形モデル

被覆管と同様に、CARO-NA コードでは照射中のペレット変形挙動として熱膨張及びクリープを考慮している。また、ペレット特有の変形挙動としてスエリング、焼きしまり、リロケーションをモデル化している。

4.3.2.1 ペレット熱膨張

照射中のペレットは、その径方向に勾配の大きい温度分布を有し、ペレットの中心温度は高温に達し熱膨張する。この熱膨張によりペレットと被覆管のギャップがペレット温度の増加に伴い次第に狭まり接触し、ペレット-被覆管機械的相互作用を引き起こすことから、燃料棒の熱機械設計上、ペレットの熱膨張率は重要な物性である。

UO₂の結晶構造は螢石型構造の面心立方格子であることから、その熱膨張は等方的である。

CARO-NA コードでは、ペレットの熱膨張について、Conway 等^[4-25]のデータに基づきモデル化している。また、融点後のペレットの熔融による体積膨張を文献[4-26]に基づき取り扱っている。

ペレット熔融時の体積膨張について、実燃料体系においては、ペレットの拘束などの条件の違いにより径方向への膨張率は変化すると考えられるが、CARO-NA コードでは最も保守的な条件を想定し、ペレット熔融時の体積膨張について、軸方向へは膨張せずに径方向へ膨張するモデルを採用している。さらに、ペレット熔融後のペレット熱膨張率の温度依存性についても、軸方向へは膨張せずに径方向へ膨張するモデルを採用している。

4.3.2.2 スエリング

(1) 低燃焼度領域

ペレットは燃焼の進行と共に核分裂生成物の蓄積によって、体積が徐々に増加していく。このようなペレットの体積増加はスエリングと呼ばれ、古くから測定され種々のデータが報告されている。ペレットと被覆管の接触を取り扱う機械的解析において、ペレットの体積膨張であるスエリングは重要な変形挙動であり、CARO-NA コードにおいてもスエリングをモデル化している。

CARO-NA コードで用いているスエリング率は、軽水炉燃料におけるペレット密度の燃焼度変化などの実験事実^[4-10,27,28]に基づき設定されている。また CARO-NA では下記の通り高燃焼度領域においてスエリング率が增加するモデルを採用している。

(2) 高燃焼度領域

高燃焼度まで照射した燃料の照射後試験の結果から、高燃焼度領域においてスエリングが増大する結果が得られている。これは、高燃焼度におけるガス気泡の急増、あるいは高燃焼度ペレットの外周部で顕在化してくる微細気泡の生成を伴ったリム組織の形成がその要因として指摘されており、CARO-NA コードでは、測定データに基づき^[4-10,27,28]、高燃焼度領域においてスエリング率が增加するモデルを採用している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2.3 焼きしまり

焼きしまりは、照射下の U 原子の拡散等により気孔が収縮、消滅し、ペレットが収縮する現象であり、燃焼初期において見られるのが特徴である。

ペレットが焼きしまることによりペレット-被覆管のギャップ幅や自由空間体積が増大し、燃料温度や内圧等に影響を及ぼす。CARO-NA コードでは、焼きしまりについてもモデル化を行っており、上述のスエリングと合わせて燃焼期間に亘ってペレットの体積変化を計算している。

4.3.2.4 リロケーション

照射中、ペレット内には大きな温度分布が生じ、この熱応力によりペレット内に割れが生じる。割れたペレット片はギャップ部において外側へ移動し、ならびかえ(リロケーション)が起こる。すなわち、リロケーションによりペレット-被覆管のギャップが減少する。このペレットの割れは照射開始と同時に生じ、燃焼とともに増加する。

CARO-NA コードでは、リロケーションをペレット-被覆管ギャップの減少として捉え、出力及び燃焼度に依存するモデルを採用している。

4.3.2.5 ペレットクリープ

被覆管のクリープ変形については 4.3.1.3 項で説明したが、セラミックであるペレットもまたクリープ特性を有していることが一般的に知られており、CARO-NA コードにおいてもペレットクリープをモデル化し解析に用いている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4 ペレット－被覆管機械的相互作用

出力過渡時におけるペレット－被覆管の機械的相互作用 (PCMI) は、軸方向の指定したノードについて熱計算により得られたペレット及び被覆管の寸法、温度、燃料棒内圧等を引数として、有限要素法ルーチンにおいて一次元軸対称モデルによって計算される。

被覆管 1%塑性歪の評価では、通常運転状態から出力をある一定の出力幅で仮想的に上昇させ、1%塑性歪相当出力を計算している。ここで、一定の出力幅で上昇した各出力時点(各タイムステップ)における熱解析が実施され、有限要素法ルーチンに境界条件を引き継いでいる。なお、寸法条件は、初期条件として有限要素法ルーチン開始時に引き継がれる。

ペレット－被覆管機械的相互作用の計算においては、ペレットの挙動として、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、照射の効果に基づく焼きしまり、スエリング、リロケーションや割れについて考慮する。これらの体積変化、ならびに被覆管との接触が生じる場合には、被覆管との拘束力を考慮し、弾塑性変形及びクリープ変形計算を行う。また、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する。

被覆管においては、被覆管温度に基づく熱膨張が考慮され、弾塑性変形及びクリープ変形計算が行われている。この際、荷重としては燃料棒の内圧、冷却材圧力(外圧)、ペレットとの接触が生じる場合にはペレットからの荷重が考慮される。

4.4.1 有限要素法モデル

有限要素法によるペレット-被覆管の機械的相互作用の計算では、熱膨張、焼きしまり、スエリング、リロケーションによる初期歪みを計算し、ペレットの割れ、弾塑性及びクリープを考慮して剛性マトリクスを作成し、剛性方程式を解くことで、被覆管の応力や歪みが計算される。図 4-1 に一次元軸対称有限要素モデルの概要を示す。

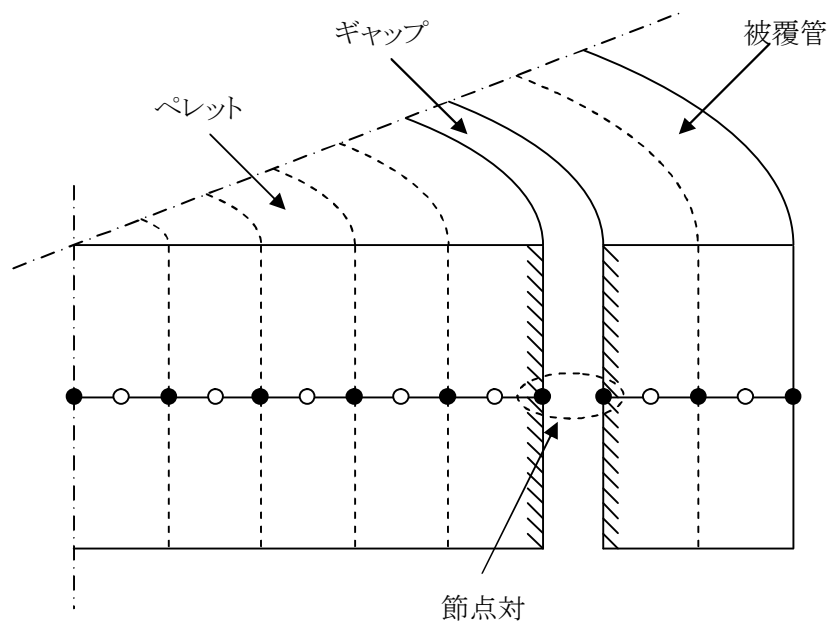


図 4-1 一次元軸対称有限要素モデルの概要



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.2 弾塑性モデル

4.4.2.1 被覆管弾塑性モデル

被覆管の応力-歪み曲線は以下に示す式により表現される。

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (\text{弾性領域})$$

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (\text{塑性領域})$$

ここで、

K : 塑性係数 (MPa)

E : 被覆管ヤング率 (MPa)

ε : 真歪み

n : 歪み硬化指数

4.4.2.2 ペレット弾塑性モデル

ペレットの応力-歪み曲線は以下に示す式により表現される。

$$\sigma = E \cdot \varepsilon_e \quad (\text{弾性領域})$$

$$\sigma = H' \cdot \varepsilon_p \quad (\text{塑性領域})$$

ここで、

σ : 真応力 (MPa)

E : ペレットヤング率 (MPa)

ε_e : 弾性歪み (真歪み)

ε_p : 塑性歪み (真歪み)

H' : ペレット接線剛性 (MPa)

なお、応力が降伏応力を越えた場合に弾性領域から塑性領域へ移行するとしており、ペレットの降伏応力は 4.2.2.3 項で説明したモデルを用いている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.3 機械計算におけるリロケーションの考慮

ペレット-被覆管の機械的相互作用の計算におけるリロケーションや割れの効果は、ペレットの剛性低下として扱われる。即ち、割れの生じたペレットではペレットの剛性が低下するものとして取扱い、ペレット-被覆管の機械的相互作用によりペレットの割れが圧縮され始めるとペレットの剛性が増加し、割れが十分に圧縮されるとペレットの剛性は完全に回復するものとして取扱われる

4.4.4 ホットプレス

ペレットは気孔を含む多孔性の物質であり、ペレット-被覆管相互作用のようにペレット中に応力が生じる場合に、高温高圧下で気孔が圧縮されることでホットプレスと呼ばれるペレットの体積変化を生じる。CARO-NA コードでは、このような体積変化をペレットの変形に考慮している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

5. 内圧解析

5.1 計算フローとモデルの関係

CARO-NA コードの解析フローを図 2-3 に示す。

燃料棒内圧解析は、まず熱的解析によって得られたペレット温度分布や燃焼度分布を引き継いで FP ガスの生成量と放出率を計算し、ノード毎の放出量が計算される。

さらに、ノード毎のギャップ幅やペレットの熱膨張量、リロケーション量などから、ノード毎の自由空間体積とそこでの温度が計算される。

以上はノード毎に計算を行うが、燃料棒全体としては上記の計算を軸方向分割数分だけ繰り返して、燃料棒全体の FP ガス放出量と自由空間体積(プレナム体積含む)を計算する。

そして、燃料棒の全ガス量と自由空間体積を用いてボイル・シャルルの法則により燃料棒内圧を計算する。この内圧が熱的解析のギャップ計算と矛盾しないか収束判定を行い、収束した場合には当該タイムステップでの内圧解析を終了し、結果は次のタイムステップに引き継がれる。



5.2 核分裂ガスの放出

燃料の燃焼に伴い、ペレット内には気体を含む核分裂生成物が生成される。生成した核分裂生成ガス(FPガス)の一部は、燃料棒内の自由空間に放出される。CARO-NAコードでは、FPガスの放出としてXe及びKrの放出を考慮している。

図 5-1 に CARO-NA コードで考慮している FP ガスの放出機構の模式図を示す。

核分裂によって生成された FP ガスは、ある一定の濃度まではペレットの結晶粒内に気泡として保持されるが、それを超えると結晶粒界に集まる。結晶粒内の FP ガスの飽和濃度は、温度及び燃焼度に依存すると考えられる。また、ペレットから燃料棒の自由空間へ放出される FP ガスの量は、結晶粒界に蓄積される FP ガスの量に比例するが、この比例定数は、温度及び燃焼度に依存すると考えられる。

CARO-NA コードでは、上述のような FP ガス放出機構を次式のように表現^[5-1]して、FP ガス放出量を計算している。

$$\frac{d}{dt} f(t) = K \cdot g(t)$$

$$g(t) = \int_0^t \beta(t') \cdot dt' - f(t) - m(t)$$

ここで、

$f(t)$: FP ガス放出量

K : FP ガス放出係数(燃焼度及び温度の関数)

$g(t)$: 結晶粒界に蓄積した FP ガス量

$\int_0^t \beta(t') \cdot dt'$: 時刻 t までに生成した FP ガスの総量

$m(t)$: 結晶粒内に保持された FP ガス量

t : 時間

FPガスの生成量は、核分裂数(すなわち燃焼度)及びFPガス(Xe及びKr)の収率により求まる。CARO-NAコードでは、FPガスの生成率を 1.35×10^{-3} mol/MWd^[5-2]として計算を行っている。

一般に、FP ガス放出率は低温(800°C以下)においては非常に小さく温度にほとんど依存しないことが知られている。また、燃焼度が低いほど FP ガスは放出されにくい傾向にあり、過去に実施された照射試験結果からも、約 20GWd/t 以下の低燃焼度領域では FP ガス放出率が低いことがわか



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

る(図 5-2, [5-3,4,5,6])。

このような基本的な FP ガス放出の傾向を考慮した上で、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは、照射試験等で得られた FP ガス放出率測定値を適切に予測できるように結晶粒内に保持される FP ガスの飽和濃度(m)と FP ガスの放出係数(K)を最適化したものであり、半経験的なモデルとなっている。

(1) Xe/Kr 比

前記モデルにより燃料棒内の自由空間に放出された FP ガス(Xe, Kr)はペレット-被覆管ギャップの熱伝達を低下させる。XeとKrはそれぞれ熱伝導度が異なるため、自由空間におけるXeとKrの量を適切に評価する必要がある。CARO-NA コードでは、自由空間内のXe及びKrのそれぞれのガス量について、上記 FP ガス放出モデルにより評価された全 FP ガス量(Xe+Kr)に対し、Xe/Kr比を用いて評価している。CARO-NA の Xe/Kr 比設定値は、照射燃料の Xe/Kr 測定値^[5-6,7]との比較により妥当性を確認している。

(2) He ガスの放出

UO₂ ペレットでは He ガスの生成量が少ないため、CARO-NA コードでは UO₂ ペレットからの He 放出は扱っていない。

He ガス放出を考慮しないことにより燃料棒内圧が過少評価となることが考えられるものの、検証解析により、CARO-NA コードは燃料棒内圧測定値を精度よく予測できるモデルとなっていることを確認している。また、検証計算において、燃料棒内の He ガス量は燃焼に伴い増加することが考えられるが、燃料棒内圧の予測精度が燃焼に伴い低下する傾向は見られない。

以上のように、He ガス放出を考慮していないモデルであっても、実測値を十分予測できることから、He ガス放出を考慮していないことによる予測精度への影響はない。

(3) 蒸発性ガスの放出

CARO-NA コードでは、ペレットから放出される蒸発性ガスとして、製造時にペレット中に不純物として含まれる窒素の放出を考慮している。これは、不純物としての窒素が燃料棒の照射ふるまいに与える影響を定量的に評価する目的で考慮しているものであるが、実際の BWR 燃料の照射後試験^[5-8]では燃料棒内部の窒素ガスは検出限界以下であり、CARO-NA コードは窒素ガス放出量を高めに評価している。

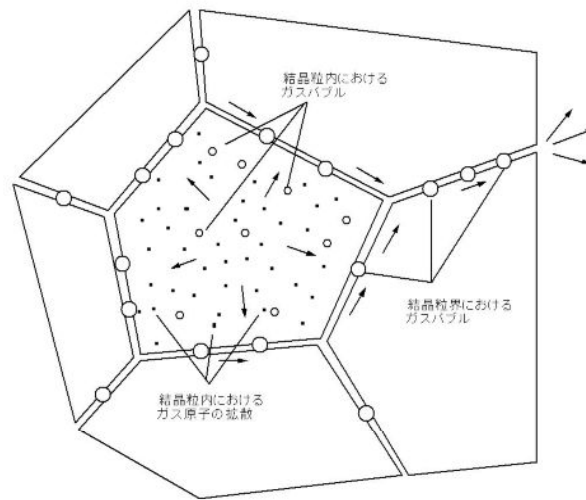


図 5-1 FP ガス放出機構の模式図

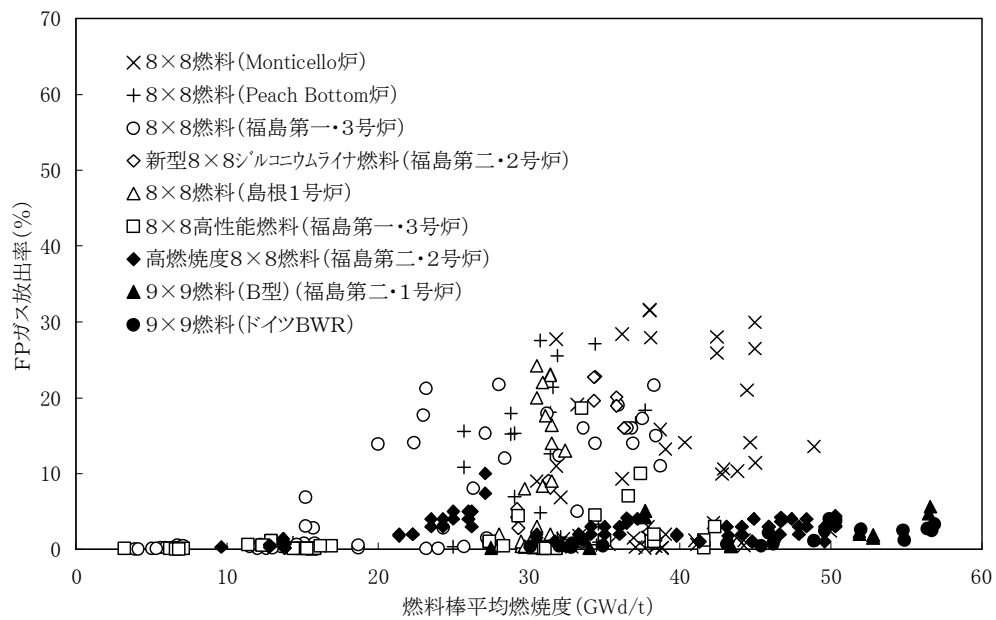


図 5-2 FP ガス放出率の燃焼度依存性



5.3 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、FP ガス放出モデルにより算出された FP ガスと蒸発性不純物ガス、及び製造時に封入されるヘリウムガスが理想気体として燃料棒内自由空間体積に蓄積されるものとして取扱い、ボイル・シャルルの法則に基づき計算される。

CARO-NA コードでは、燃料棒内圧は燃料棒の軸方向に対して均一に分布しているものと仮定しており、各ノードでの自由空間体積と温度を用いて計算された体積(V_i)/温度(T_i)を燃料棒の全軸方向にわたって足し合わせ、燃料棒内のガスの全モル数をこれで割ることにより内圧を算出する。具体的には以下に示す計算式で表される。

$$P = \frac{nR}{\sum_i \left(\frac{V_i}{T_i} \right)}$$

ここで、

- P : 燃料棒内圧 (MPa)
- n : ガスの全モル数 (mol)
- V_i : 軸方向ノード i における自由空間体積 (cm^3)
- T_i : 軸方向ノード i における温度 (K)
- R : 気体定数 = 8.314 ($J/mol \cdot K$)

燃料棒内の自由空間体積には、上部プレナム体積、ペレット被覆管のギャップ体積、ペレット内のクラック体積、ペレットディッシュ体積、ペレット中心孔体積、ペレット表面のオープンポアの寄与がそれぞれ考慮される。すなわち、体積(V_i)/温度(T_i)は下式で表される。

$$\sum_i \left(\frac{V_i}{T_i} \right) = \left(\frac{V_{plenum}}{T_{plenum}} \right) + \sum_i \left[\left(\frac{V_{gap,i}}{T_{gap,i}} \right) + \left(\frac{V_{crack,i}}{T_{crack,i}} \right) + \left(\frac{V_{dish,i}}{T_{dish,i}} \right) + \left(\frac{V_{hole,i}}{T_{hole,i}} \right) + \left(\frac{V_{pore,i}}{T_{pore,i}} \right) \right]$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6. 改良合金「HiFi」への適用

CARO-NA コードで燃料棒熱機械設計を行う予定の 10×10 燃料では、燃料被覆管材として水素吸収の抑制を図った改良ジルコニウム合金を用いることを計画している。

被覆管の水素吸収特性において、ジルコニウム合金中の Fe 濃度を高めることにより、その水素吸収を抑制できることが知られている。原燃工が高燃焼度燃料用材料として開発した改良ジルコニウム合金「HiFi」(High corrosion resistance and High Fe (Iron) Zirconium alloy)は、上記の知見に基づき、現行燃料に用いられているジルカロイ-2 に対して Fe 濃度を高めたことを特徴としている。HiFi は水素吸収の抑制の観点から、加工性を損なわない範囲で Fe 濃度を高めたものであり、ジルカロイ-2 と比較して Fe 成分を約 0.4wt%まで高めており、Fe 以外の成分についてはジルカロイ-2 と同等である。また、熱処理についても現行燃料に適用している材料と同じく再結晶化焼鈍材としている。なお、HiFi はジルカロイ-2 から Fe 濃度のみを高めているが、ジルコニウム中の Fe は母材にほとんど固溶せず金属間化合物として析出するため、HiFi とジルカロイ-2 とで母材の基本的物性は同一であると考えられる。

HiFiの水素吸収特性について、クーポン材の照射データなどによりジルカロイ-2と比較して水素吸収が抑制されることを確認している。また、HiFiの腐食特性はジルカロイ-2と同等である。

CARO-NA コードの適用範囲として、被覆管材質についてはジルカロイ-2 及び上述の HiFi を対象としている。次節より HiFi の物性値、変形挙動について説明するが、HiFi は水素吸収特性以外の諸特性についてはジルカロイ-2 と同等であることから、CARO-NA コードにおいて HiFi とジルカロイ-2 とを区別しておらず、同一のモデルを適用している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.1 被覆管物性値

6.1.1 熱伝導度

CARO-NA コードに組み込まれている被覆管熱伝導度モデルは、温度依存性を考慮したモデルを採用している。原燃工では、HiFi の熱伝導度を熱拡散率の測定値から評価し、ジルカロイ-2 やジルカロイ-4 と比較して同等であることを確認している。従って CARO-NA コードの熱伝導度モデルを HiFi に適用することは妥当である。

6.1.2 ヤング率

文献^[6-1]によるとジルコニウム、ジルカロイ-2、ジルカロイ-4 及び Zr-2.5%Nb のヤング率に関するデータから、ジルコニウム合金間での相違は認められないとしている。このことから、ジルカロイ-2 から Fe 濃度のみを高めた HiFi とジルカロイ-2 のヤング率は同等であると考えられる。

以上から、CARO-NA コードのヤング率モデルを HiFi に適用することは妥当である。

6.1.3 ポアソン比

ポアソン比は温度依存性を有していると考えられるが、温度に対する一義的な傾向は確認されておらず、増加や減少傾向が報告されており、報告者によって差がある^[6-2,3]。

CARO-NA コードでは、ポアソン比を温度に依存しない固定値としており、上記の知見を踏まえると、CARO-NA コードのポアソン比モデルを HiFi に適用することは妥当である。

6.1.4 降伏応力

CARO-NA コードにおける被覆管の降伏応力は、原燃工において取得したジルカロイ-2 の降伏応力測定データに基づきモデル化している。

CARO-NA コードでは適用範囲として HiFi も対象としているが、HiFi の未照射材における引張試験結果からジルカロイ-2 と HiFi とで降伏応力はほぼ同等であることを確認しており、CARO-NA コードの被覆管降伏応力モデルを HiFi に対して適用することは妥当である。

6.1.5 照射硬化

CARO-NA コードでは被覆管の照射硬化を考慮しているが、降伏応力の高速中性子照射量依存性を HiFi とジルカロイ-2 とで比較した場合、HiFi とジルカロイ-2 とでその機械特性に大きな違いはないことを確認している^[6-4]。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.2 被覆管変形モデル

6.2.1 熱膨張

熱膨張は、原子間の結合の強さで決まる物性値であり、既に示したヤング率は結晶の原子間距離の変化に対する抵抗であり、共に原子間の結合に関係している。ヤング率はジルコニウム合金間での相違は認められない^[6-1]とされており、ジルコニウム中へほとんど固溶しない Fe の微量な添加量の増加は、ジルコニウム原子間の結合に影響ないと解釈される。このことから、ジルカロイ-2 から Fe 濃度のみを高めた HiFi に対しても CARO-NA コードの熱膨張モデルを適用することは妥当である。

6.2.2 照射成長

CARO-NA コードにおいてモデル化されている変形挙動として、被覆管軸方向の照射成長がある。

燃料棒軸方向伸び測定値の集合体平均高速中性子照射量依存性について、ジルカロイ-2 と HiFi とで、照射成長に有意な差はないことを確認している。

上記測定データから、CARO-NA コードにおいて組み込まれている照射成長モデルに対して HiFi を適用することは妥当である。

6.2.3 クリープ

照射成長と同様に、CARO-NA コードにおいて考慮されている変形挙動として、被覆管クリープがモデルとして組み込まれている。

実炉で照射されたクーポン材について、照射成長と同様に、HiFi とジルカロイ-2 とでクリープ特性は同等であることを確認している。

ジルカロイ-2 と HiFi とでクリープ特性に違いがないことから、CARO-NA コードの被覆管クリープモデルを HiFi に適用することは妥当である。



7. コードの検証

CARO-NA コードでは、 UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料に対して、燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化についての検証を実施し、コードの妥当性を確認している。

検証データベースは従来の検証データベースに加え最新のデータを追加しており、幅広い燃焼度、出力、燃料仕様に対して検証を行い、コードの妥当性を確認している。

また、燃料棒熱機械設計では、検証の結果のばらつき(コード予測の不確かさ)を出力に換算し、これを統計的評価手法における入力の一つとして取扱っている。

7.1 燃料中心温度

表 7-1 に燃料中心温度の検証データベースを示す。

CARO コードの温度検証データは、ハルデン炉における試験燃料棒を中心とした燃焼度 0～23GWd/t のデータであった。その後の照射試験技術の進歩により、燃焼度の進んだ燃料においても信頼性の高い温度測定データが取得されており、CARO-NA コードの温度検証には、上記の従来データに加えて高燃焼度領域まで比較的精度良くペレット温度を測定したデータとして、RISO III プロジェクトにおける測定データ、原燃工が電力との共同研究で実施した IFA-602/668 試験データ、ハルデンプロジェクトにおける IFA-515 及び IFA-636 試験データを追加している。

表 7-1 燃料中心温度データベース

データ名	燃料材料	備考
BW-3 試験	UO_2	従来検証データ
WAPD-22 試験	UO_2	
Halden 炉試験 IFA-11 IFA-21	UO_2	
Halden 炉試験 IFA-131	UO_2	
Halden 炉試験 IFA-418	UO_2	
Halden 炉試験 IFA-230	UO_2	
RISOIII 試験	UO_2	
Halden 炉試験 IFA-602/668 ^[7-1]	UO_2	
	Gd_2O_3 入り UO_2	
Halden 炉試験 IFA-515	Gd_2O_3 入り UO_2	
Halden 炉試験 IFA-636	Gd_2O_3 入り UO_2	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.1.1 測定データ

BW-3—BW-3 は、米国オークリッジ国立研究所が実施した UO_2 燃料の照射試験である。

WAPD-22—WAPD-22 は、WH 社の Bettis atomic power laboratory (BAPL) が実施した UO_2 燃料の照射試験である。WAPD-22 では 11 本の燃料棒が照射されている。

IFA-11, IFA-21—IFA-11 及び IFA-21 試験は、AB Atomenergi 社製試験燃料棒をハルデン炉において、HBWR 条件で照射した試験である。試験には熱電対を計装した計 6 本の UO_2 燃料棒が供されている。

IFA-131—IFA-131 燃料は、ハルデン炉にて HBWR 条件で照射された UO_2 燃料である。燃料中心温度は照射開始の出力上昇時に測定されたものである。

IFA-418—IFA-418 燃料は、CE/KWU 社により実施されたハルデン炉における照射試験である。IFA-418 燃料は 6 本の燃料棒が照射されている。

IFA-230—IFA-230 燃料は、原燃工、住友金属、神戸製鋼、日本原子力研究所が共同で実施したハルデン炉における照射試験である。

RISO III—RISO III プロジェクトは、商用炉でベース照射を行った短尺燃料棒を取り出して再加工し、熱電対及び内圧計装管を付けて RISO 研究所の DR-3 試験炉にて階段状のランプ試験を実施した国際プロジェクトである。本プロジェクトでは PWR, BWR の燃料棒を試験対象としている。

IFA-602/668—IFA-602/668 燃料は、原燃工が電力との共同研究で実施した、ハルデン炉における照射試験であり、 UO_2 燃料棒及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料を照射している。なお、本試験ではペレット中心温度を熱膨張計により測定している。

IFA-515—IFA-515 燃料は、ハルデンプロジェクトにおいて実施された、ハルデン炉における照射試験であり、8.0wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料を HBWR 条件で照射している。なお、本試験ではペレット中心温度を熱膨張計により測定している。

IFA-636—IFA-636 燃料は、ハルデンプロジェクトにおいて実施された、ハルデン炉における照射試験であり、8.0wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料を HBWR 条件で照射している。なお、本試験ではペレット中心温度を熱膨張計により測定している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.1.2 検証結果

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の燃料中心温度計算値は、幅広い温度領域において精度よく予測出来ていることを確認した。

燃料の温度は、ペレット熱伝導度の低下や FP ガス放出によるギャップ熱伝達の悪化、燃料寸法の変化等の影響により、燃焼に伴い変化するが、CARO-NA は、これらのモデルを総合的に適切な設定とすることにより、幅広い燃焼度範囲にわたって燃料中心温度を良く予測できることを確認した。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料

Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料中心温度は、最大 8wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料までのデータが取得されている。 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料中心温度計算値は UO_2 燃料と同様、 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料中心温度を精度良く予測出来ていることを確認した。また、 UO_2 燃料と同様燃焼度に対する予測精度の系統的なズレは見られず、燃焼期間にわたり精度良く予測できることを確認した。



7.2 FP ガス放出率

表 7-2 に FP ガス放出率の検証データベースを示す。

FPガス放出率検証データは、従来検証データに加え、電共研による海外燃料の照射データ及び NUPEC (現 JNES) の実証試験として採取した国内照射試験データを加えた約 100 の検証データを追加している。また、これらデータには、ランプ試験における FP ガス放出データを含んでおり、過渡時の FP 放出挙動についても併せて確認を行っている。

なお、検証データベースにおけるFPガス放出率の測定は全てパンクチャー試験によるものである。

表 7-2 FP ガス放出率検証データベース

	燃料材料	
BR3 試験	UO ₂	従来検証データ
ZORITA 試験	UO ₂	
海外商用炉	UO ₂	
HBEP ^[7-2]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
GUN/B	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
LFA1	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
RISOIII 試験	UO ₂	追加検証データ
Gd 燃料棒試験炉照射試験	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験 ^[7-3]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
高燃焼度等燃料安全試験 ^[7-4]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	
Halden 炉試験 IFA-603	UO ₂	
Halden 炉試験 IFA-602/668	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.2.1 測定データ

BR-3 試験—BR-3 試験は、PWR 燃料について、BR-3 炉にて照射を行ったものである。

ZORITA—ZORITA プロジェクトは WH 社及び Union Electrica Madrilena S.A. (UESA)、Junta de Energia Nuclear が共同で実施したプロジェクトであり、WH 社製の UO_2 燃料棒を UESA 所有の Jose Cabrera (ZORITA) 炉で照射したものである。

海外商用炉データ—海外商用炉データは KWU 社が実施した複数の商用炉における照射試験データである。

HBEP^[7-2]—HBEP プロジェクトは、国際プロジェクトであり、複数の商用炉または試験炉における照射試験データが取得されている。

GUN/B—GUN/B は、原燃工が電力との共同研究で実施したドイツ商用炉における照射試験である。

LFA1—LFA1 は、原燃工が電力との共同研究で実施したドイツ商用炉における照射試験である。

RISO III—RISO III プロジェクトは、商用炉でベース照射を行った短尺燃料棒を取り出して再加工し、熱電対及び内圧計装管を付けて RISO 研究所の DR-3 試験炉にて階段状のランプ試験を実施した国際プロジェクトである。本プロジェクトでは PWR, BWR の燃料棒を試験対象としている。

Gd 燃料棒試験炉照射試験—Gd 燃料棒試験炉照射試験は、 Gd_2O_3 濃度をパラメータとした試験燃料棒を照射したものである。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-4]—高燃焼度等燃料安全試験は、NUPEC (現 JNES) が実施した高燃焼度 8×8 燃料の実証試験であり、JNF (現 GNF-J) 社製高燃焼度 8×8 燃料を福島第二・2 号機で最大 5 サイクル照射したものである。また、同試験では、同集合体で照射したセグメント燃料について、日本原子力研究所の JMTR 試験炉においてランプ試験を実施している。

高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[7-3]—高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験は、NUPEC が実施した 9×9 燃料の実証試験であり、JNF (現 GNF-J) 社製 9×9 燃料 (A 型) 及び原燃工製 9×9 燃料 (B 型) を福島第二 1 号機で最大 5 サイクル照射したものである。また、同試験では、比較用燃料として福島第二・2 号機で 3 サイクル照射した原燃工製新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料についてのデータも取得している。

IFA-603—IFA-603 試験は、原燃工が電力との共同研究で実施した照射試験であり、 UO_2 燃料棒を照射したものである。

IFA-602/668—IFA-602/668 燃料は、原燃工が電力との共同研究で実施した、ハルデン炉における照射試験であり、 UO_2 燃料棒及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料を照射している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.2.2 検証結果

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の FP ガス放出率の計算値は通常運転時と出力過渡時(出力急昇試験等)ともに測定値を精度良く予測出来ており、出力過渡時において燃料温度が高くなり FP ガス放出が増大する傾向をよく捉えていることを確認した。

また検証予測精度の燃焼度依存性についても、通常運転時と出力過渡時ともに燃焼度に対する FP ガス放出率予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料

Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の FP ガス放出率計算値は、 UO_2 燃料と同様に測定値を良く再現していることを確認した。

また、検証予測精度の燃焼度依存性についても、 UO_2 燃料と同様燃焼度に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

また、検証予測精度の Gd_2O_3 濃度依存性についても、 Gd_2O_3 濃度に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

また、検証予測精度の初期加圧量依存性についても、同様に初期加圧量に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。



7.3 燃料棒内圧

表 7-3 に燃料棒内圧の検証データベースを示す。

燃料棒内圧の検証データは、FP ガス放出率の検証データと同様に、電共研による海外燃料の照射データ及びNUPEC(現JNES)実証試験として採取したデータを加えた約100の燃料棒内圧(室温測定)の照射データについて、検証を追加している。

なお、検証データベースにおける燃料棒内圧の測定は全てパンクチャー試験によるものである。

表 7-3 燃料棒内圧検証データベース

	燃料材料	備考
BR3 試験	UO ₂	従来検証 データ
ZORITA 試験	UO ₂	
HBEP ^[7-2]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
GUN/B	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
LFA1	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
RISOIII 試験	UO ₂	追加検証 データ
Gd 燃料棒試験炉照射試験	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験 ^[7-3]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
高燃焼度等燃料安全試験 ^[7-4]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	
Halden 炉試験 IFA-603	UO ₂	
Halden 炉試験 IFA-602/668 ^[7-1]	UO ₂	
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.3.1 測定データ

BR-3 試験—BR-3 試験は、PWR 燃料について、BR-3 炉にて照射を行ったものである。

ZORITA—ZORITA プロジェクトは WH 社及び Union Electrica Madrilena S.A. (UESA)、Junta de Energia Nuclear が共同で実施したプロジェクトであり、WH 社製の UO_2 燃料棒を UESA 所有の Jose Cabrera (ZORITA) 炉で照射したものである。

HBEP^[7-2]—HBEP プロジェクトは、国際プロジェクトであり、複数の商用炉または試験炉における照射試験データが取得されている。

GUN/B—GUN/B は、原燃工が電力との共同研究で実施したドイツ商用炉における照射試験である。

LFA1—LFA1 は、原燃工が電力との共同研究で実施したドイツ商用炉における照射試験である。

RISOIII—RISO III プロジェクトは、商用炉でベース照射を行った短尺燃料棒を取り出して再加工し、熱電対及び内圧計装管を付けて RISO 研究所の DR-3 試験炉にて階段状のランプ試験を実施した国際プロジェクトである。本プロジェクトでは PWR, BWR の燃料棒を試験対象としている。

Gd 燃料棒試験炉照射試験—Gd 燃料棒試験炉照射試験は、 Gd_2O_3 濃度をパラメータとした試験燃料棒を照射したものである。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-4]—高燃焼度等燃料安全試験は、NUPEC (現 JNES) が実施した高燃焼度 8×8 燃料の実証試験であり、JNF (現 GNF-J) 社製高燃焼度 8×8 燃料を福島第二・2 号機で最大 5 サイクル照射したものである。また、同試験では、同集合体で照射したセグメント燃料について、日本原子力研究所の JMTR 試験炉においてランプ試験を実施している。

高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[7-3]—高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験は、NUPEC が実施した 9×9 燃料の実証試験であり、JNF (現 GNF-J) 社製 9×9 燃料 (A 型) 及び原燃工製 9×9 燃料 (B 型) を福島第二 1 号機で最大 5 サイクル照射したものである。また、同試験では、比較用燃料として福島第二・2 号機で 3 サイクル照射した原燃工製新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料についてのデータも取得している。

IFA-603—IFA-603 試験は、原燃工が電力との共同研究で実施した照射試験であり、 UO_2 燃料棒をハルデン炉にて照射したものである。

IFA-602/668—IFA-602/668 燃料は、原燃工が電力との共同研究で実施した、ハルデン炉における照射試験であり、 UO_2 燃料棒及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料を照射している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.3.2 検証結果

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の燃料棒内圧の計算値は通常運転時と出力過渡時(出力急昇試験等)ともに測定値を精度良く予測出来ていることを確認した。

また検証予測精度の燃焼度依存性についても、通常運転時と出力過渡時ともに燃焼度に対する燃料棒内圧予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料

Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料棒内圧計算値は、 UO_2 燃料と同様に測定値を良く再現していることを確認した。

また検証予測精度の燃焼度依存性についても、 UO_2 燃料と同様燃焼度に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

また、検証予測精度の Gd_2O_3 濃度依存性についても、 Gd_2O_3 濃度に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。

また、検証予測精度の初期加圧量依存性についても、同様に初期加圧量に対する予測精度の系統的なズレは見られないことを確認した。



7.4 被覆管直径検証

表 7-4 に被覆管直径の検証データベースを示す。

被覆管の直径変化については、従来の検証データである INTER RAMP 試験、OVER RAMP 試験、SUPER RAMP 試験等の国際プロジェクトにおける出力急昇試験時の直径変化測定データに加え、CARO-NA コードでは NUPEC(現 JNES)が実施した高燃焼度等燃料安全試験のデータについて検証を追加している。

なお、これら検証データの一部には、出力急昇時に破損した燃料棒のデータが含まれているが、これら破損による開口部は小さいものであり、直径測定には大きく影響しないものである。また、検証は出力急上昇試験前後の被覆管外径のデータを用いており、出力過渡時については軸対称一次元有限要素モデルを用いた被覆管のクリープアウトの解析を、定常時については熱解析の手法を用いて被覆管のクリープダウンの解析を行っている。

表 7-4 被覆管直径変化検証データベース

	燃料材料	備考
INTER RAMP ^[7-5]	UO ₂	従来検証 データ
OVER RAMP ^[7-6]	UO ₂	
SUPER RAMP ^[7-7]	UO ₂	
SUPER RAMP EX	UO ₂	
SUPER RAMP II ^[7-8]	UO ₂	
HBEP ^[7-2]	UO ₂	追加検証 データ
高燃焼度等燃料安全試験 ^[7-4]	UO ₂	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.4.1 測定データ

INTER RAMP^[7-5]—INTER RAMP プロジェクトは、Studsvik 社が実施した国際プロジェクトであり、R2 炉でベース照射した ASEA ATOM 社製燃料セグメントについてランプ試験を実施している。

OVER RAMP^[7-6]—OVER RAMP プロジェクトは、Studsvik 社が実施した国際プロジェクトであり、商用炉あるいは試験炉でベース照射した PWR 燃料セグメントについて R2 炉にてランプ試験を実施している。試験セグメント燃料棒には、KWU 社製 PWR 燃料、WH 社製 PWR 燃料がそれぞれ試験に供されている。

SUPER RAMP^[7-7]—SUPER RAMP プロジェクトは、Studsvik 社が実施した国際プロジェクトであり、商用炉あるいは試験炉でベース照射した BWR 及び PWR 燃料セグメントについて R2 炉にてランプ試験を実施している。

SUPER RAMP EX—SUPER RAMP EX プロジェクトは、上記 SUPER RAMP プロジェクトの拡張プログラムとして実施された国際プロジェクトであり、上記 SUPER RAMP と同じ緒元を持つ燃料セグメントについて追加でランプ試験を実施している。

SUPER RAMP II^[7-8]—SUPER RAMP II プロジェクトは、Studsvik 社が実施した国際プロジェクトであり、商用炉でベース照射した BWR 燃料セグメントについて R2 炉にてランプ試験を実施している。試験セグメント燃料棒には、ANF 社製 BWR 燃料が試験に供されている。

HBEP^[7-2]—HBEP プロジェクトは、商用炉でベース照射した BWR 燃料及び PWR 燃料セグメントについて R2 炉にてランプ試験を実施した国際プロジェクトである。試験セグメント燃料棒には、KWU 社製 PWR 燃料、GE 社製 BWR 燃料がそれぞれ試験に供されている。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-4]—高燃焼度等燃料安全試験は、NUPEC (現 JNES) が実施した高燃焼度 8×8 燃料の実証試験であり、JNF (現 GNF-J) 社製高燃焼度 8×8 燃料を福島第二・2 号機で最大 5 サイクル照射したものである。また、同試験では、同集合体で照射したセグメント燃料について、日本原子力研究所の JMTR 試験炉においてランプ試験を実施している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.4.2 検証結果

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の被覆管直径変化の計算値は通常運転時と出力過渡時(出力急昇試験等)ともに測定値を精度良く予測出来ており、通常運転時の被覆管クリープダウン、及び出力過渡時の直径変化の傾向をよく捉えていることを確認した。

また、検証予測精度の燃焼度依存性についても、通常運転時と出力過渡時ともに燃焼度に対する被覆管直径変化の予測精度に系統的なズレは見られないことを確認した。また、出力過渡時においては直径変化量を測定値に対して過大に評価することを確認しており、1%塑性歪を評価するコードとして CARO-NA コードのモデル設定は適切である。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料への適用性

出力過渡時の被覆管直径変化の評価において、被覆管の変形はペレットの熱膨張によるものが支配的である。CARO-NA コードが用いている UO_2 ペレット熱膨張モデルは各種文献に示されたデータと一致するモデルであり、その妥当性は高出力における UO_2 燃料の直径変化検証結果からも明らかである。また、CARO-NA コードにおいて Gd_2O_3 入り UO_2 燃料ペレットの熱膨張率は UO_2 ペレットと同一のものとしているが、和田ら^[7-9]によって Gd_2O_3 濃度 30wt% までのペレット熱膨張率が測定され、10wt% までの濃度では UO_2 ペレットと同等であることが報告されており、CARO-NA コードでの Gd_2O_3 入り UO_2 燃料ペレットの熱膨張率モデルの取扱いは妥当である。

以上から、 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料に対してもペレット温度が精度良く予測できればその直径変化も精度良く予測できると考えられる。燃料中心温度の検証において示したとおり、CARO-NA コードは濃度 10wt% までの範囲の Gd_2O_3 入り UO_2 燃料のペレット温度を精度良く予測できるものであり、この温度分布により熱膨張を適切に評価できることから、被覆管直径変化についても適切に予測できると考えられる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.5 コード予測の不確かさ

CARO-NAコードは、幅広い燃料棒仕様、燃焼度、出力の範囲で測定値を良く予測するコードとなっているが、その予測精度にはばらつきがある。

燃料棒の熱機械設計では、検証の結果のばらつきをコード予測の不確かさとして出力に換算し、これを統計的評価手法における入力の一つとして取扱っている。コード予測の不確かさを出力換算するにあたっては、合理的に全ての評価結果(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)の不確かさを包絡できるよう、出力の振り幅を決定している。



8. CARO-NA コードの品質保証計画

8.1 概要

CARO-NA コードは、原子燃料工業株式会社の品質マネジメントシステムに沿って設計開発が進められている。本章では、CARO-NA コードに関する品質保証について、品質マネジメントシステムの全体概要、コードの設計開発の組織体制、コードの設計開発のプロセス、内部監査、不適合管理、新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセスについて示す。

8.2 品質マネジメントシステム

原子燃料工業株式会社では品質保証基本規定を定めており、この中で品質保証に全ての権限と責任を有する社長は、各事業の責任者に事業個別の品質保証に関する権限と責任を委譲し、各事業の責任者に事業個別の品質保証活動を統括、指揮させることとしている。

CARO-NA コードの設計開発を所管する原子燃料工業株式会社東海事業所(以下、「原燃工(東海)」)というでは、BWR 燃料及びその構成部品に関する設計開発及び製造活動に係る品質マネジメントシステムを国際規格 ISO-9001、国内規格 JIS Q9001 の全ての項目及び要求事項を満足する品質マニュアルに基づき構築している。原燃工(東海)では、1998年9月に外部認証機関(Lloyd's Register Quality Assurance Ltd.)により品質マネジメントシステムの認証を受け、以来品質マネジメントシステムが適切に運用されているかの定期審査を半年に1回、また、3年ごとに認証の更新審査を受け品質マネジメントシステムを維持している。

8.2.1 文書管理

品質マネジメントシステムは品質マニュアルを最上位文書とし、その下位文書として管理標準類、技術標準類、記録類からなる文書体系を構築している。品質保証にかかわる文書体系を図 8-1 に示す。これら文書体系も含め、品質マネジメントシステムに沿った全ての文書はこれを管理する手順が文書で定められている。

原燃工(東海)では、品質保証活動を規定する文書の発行・改廃及び配付を管理する手順を確立している。文書は、その内容によって作成、審査及び承認に係る責任と権限を定め、権限を有するものによる審査、承認後発行している。文書には、適切な主題及び文書コードを付け、文書の検索及び照合の便宜を図っている。

文書は、その内容の変更の必要が生じる都度改訂し、常に適切な文書が利用できるように維持している。文書を改訂する場合は、原文書の作成、審査及び承認を実施したのと同じ機能を有する組織が、原文書制定と同じ管理で実施している。

文書の配付管理は、文書ごとに配付先を明確にし、対象となる活動を行う部署が常に適切な版を利用できるよう確実に配付している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.2.2 記録の管理

原燃工(東海)では、製品及び品質に影響を及ぼす活動が所定の要求事項を満たしていることを証明し得る十分な記録を作成し収集している。

記録は、記録の種類ごとに担当部署がその内容を確認し、定められた手順に従って所定の期間保管している。保管中の記録は、必要に応じて実施する調査のために、トレーサビリティを維持するようにしている。

8.2.3 品質方針

社長は、原子力安全を含む顧客満足の向上を目指して、品質指針を表明している。

東海事業所長は、品質マネジメントシステムのトップマネジメントとして、社長が表明した品質指針を展開し、東海事業所品質方針を表明している。図 8-2 に品質方針を示す。

8.2.4 品質目標

東海事業所長は、年度ごとに品質保証に関係する各部に重点目標を提示し、重点目標の達成度が判別可能な品質目標を各部に設定させるとともに、定期的に進捗状況及び目標達成状況を確認している。

8.2.5 責任及び権限

原燃工が行う活動の品質保証に関する全ての責任と権限は社長にある。

社長は、事業個別の製品の品質保証については、各事業の責任者を指名して責任と権限を委譲し、各事業の責任者に事業個別の品質保証活動を統括、指揮させている。

原燃工(東海)が所管する事業の責任者である東海事業所長は、社長からの責任と権限の委譲を受けて、所管製品の品質マネジメントシステムのトップマネジメントとなり、BWR 燃料の品質保証活動を指揮、統括している。東海事業所長は、社長が定期的に主催する品質保証委員会に原燃工(東海)の品質保証活動状況を報告している。

品質保証は、活動に関係する部署及び要員が機能的に緊密に連携し、活動することにより達成されるという認識に立って、組織の構成並びに業務分担を定めている。

(1) 管理責任者

東海事業所長は、品質マネジメントシステムにおける管理責任者として、東海事業所品質保証部門長を任命している。

管理責任者は、品質マネジメントシステムを確立し、実施、維持、改善を行うほか、品質マネジメントシステムの実施状況を東海事業所長へ報告する。

(2) 各部長

製品開発から引き合い、仕様決定、設計、調達、製造、試験検査、顧客への引渡しに至る各段階の品質保証活動をそれぞれ分掌する各部の部長は、その所掌範囲における品質保証



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

の責任を有し、施策の立案、推進および成果の評価を行っている。

東海事業所長は、品質マネジメントシステム及び品質保証活動をレビューするため、定期的にマネジメントレビューを実施する。レビューへのインプットとする内容は、以下のとおりである。

- ・ 監査の結果
- ・ 顧客からのフィードバック
- ・ プロセスの成果を含む実施状況及び製品の適合性
- ・ 予防処置及び是正処置の状況
- ・ 前回までのマネジメントレビューの結果に対するフォローアップ
- ・ 品質マネジメントシステムに影響を及ぼす可能性のある変更
- ・ 改善のための提案

8.2.6 教育訓練

製品品質に影響を与える活動を行うすべての要員に対して、必要な力量を明確にするとともに、知識、経験及び作業の熟練度に応じて、適切な時期に適切な方法で教育訓練を実施している。教育には、各々の要員が品質保証活動を実行するために必要な内容を含み、さらに製品、検査、要領書遵守等の重要性、製品品質に影響する不適合の反映に関する事項、並びに安全に対する重要性についても、定期的に教育を実施している。

また、設計作業、特殊工程作業、試験検査作業等に従事する者については、資格認定を課している。

8.2.7 調達

原燃工(東海)では、調達先の役務が、設計要求事項、品質要求事項、該当する国家規格や標準等を満たすようにそれらの管理を行っている。

具体的には、調達先評価及び認定の責任部門は、調達先候補に対し、その調達品が最終製品の品質に及ぼす影響の程度に応じて、過去の実績、品質調査及びその他の情報の評価等により、選定を行った後、調達先の認定を実施している。また、認定後に製品品質に影響を及ぼす製造条件の変更等を行う場合は、再評価を実施している。

調達に係る責任部門は、役務の発注に際し、購買文書(購入仕様書、発注仕様書等)に要求事項を明確にしている。この要求事項には、従業員教育や品質データのセキュリティ確保に関する内容を必要に応じ含めている。役務の結果については、定められた要領に従って受入検査を実施し、要求事項を満たしていることを検証している。

また、品質保証部門は、調達先に対し、品質監査を行う権利を有しており、所定の手順に従い、品質監査又は立会検査を実施している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.2.8 内部監査

品質マネジメントシステムが遵守されていることを確認し、かつ、品質マネジメントシステムの有効性を評価するために、文書化された手順に従い、内部品質監査を実施している。内部品質監査は、被監査組織に直接責任を持たない認定された監査員によって計画的に実施している。

内部品質監査の結果は記録し、内部品質監査を受けた分野の責任者へ確認と検討のために送付する。内部品質監査で指摘された不適合については、必要な是正処置がとられていること、及びその有効性を確認するためのフォローアップ活動を実施している。

内部品質監査結果、及びこれらのフォローアップ活動の結果は、内部品質監査報告書等で東海事業所長に報告している。

8.2.9 不適合管理、是正処置、予防処置

定められた要求事項を満たしていない場合を識別し、報告、分離、そして処置する一連の管理要領を確立している。

設計要求、技術仕様等に合致しない不適合製品は、管理要領に従って、調査、報告され、定められた手続きにより処置を決定する。

また、発見された不適合の原因を除去し再発を防止するための是正処置、及び起こり得る不適合が顕在化する前にその原因を除去し、不適合の発生を未然に防止するための予防処置を実施する手順(システム)を文書化し維持している。

是正処置及び予防処置は、その不適合による影響に見合ったものとなるように、処置内容を審査し決定している。是正処置及び予防処置でとられた処置の結果は記録し、保管・維持している。品質保証部門は、是正処置及び予防処置の実施状況をマネジメントレビューのために、東海事業所長へ報告している。

なお、事業所従業員全員を対象として実施される、品質保証・管理の知識習得を目的とした集合教育の中で、発生した不適合事例、再発防止策の紹介・説明を行い、不適合の発生予防に努めている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

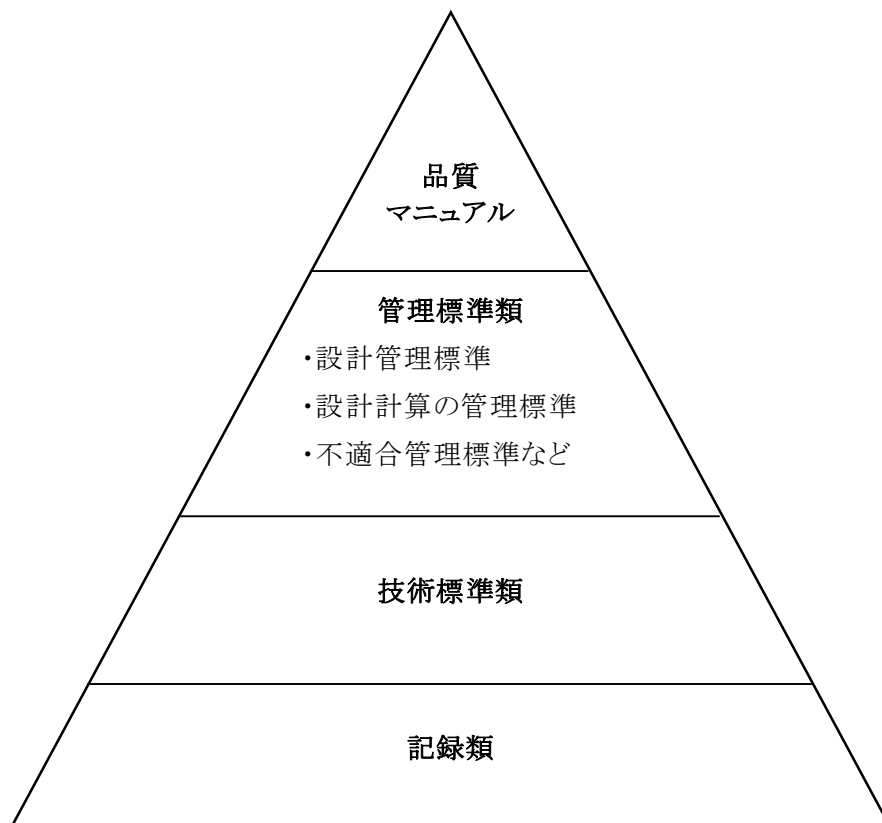


図 8-1 品質保証に関わる文書体系



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

私たちは、会社の経営理念及び品質指針に則り、豊かな生活を支え、クリーンな原子力エネルギーの一端を担う総合的な原子力メーカーとして、お客様に常に最高の満足を提供することを目的とし、東海事業所の品質保証及び品質管理活動に取り組みます。

- (1) 高い固有技術およびISO9001に基づく品質マネジメントシステムを駆使して、高品質の燃料及び関連サービスを約束した納期と価格でお客様に提供します。
- (2) 固有技術の維持向上に努めるとともに、品質マネジメントシステムの有効性および効率を継続的に改善します。
- (3) 企業の社会的な責任を自覚し、関連法令、規制要求事項を満たすよう定めた社内規定を順守します。

図 8-2 原子燃料工業東海事業所 品質方針



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.3 コードの設計開発の組織体制

8.3.1 コードの設計開発に関わる組織

CARO-NA コードの設計開発は、原燃工(東海)の設計部門が担当する。表 8-1 に CARO-NA コードの開発組織と役割を示す。

表 8-1 CARO-NA コードの設計開発組織

組織	担当者と役割
設計部門	・CARO-NA コードの設計開発プロセス
設計部門部長	・CARO-NA コード設計開発の総責任者 ・CARO-NA コード設計開発の担当責任者の任命 ・CARO-NA コードの設計開発の承認 ・CARO-NA コードのトピカルレポートの承認 ・CARO-NA コードの品質改善の承認
担当責任者	・CARO-NA コード設計開発実務の責任者 ・CARO-NA コードの設計開発の審査 ・CARO-NA コードのトピカルレポートの審査 ・CARO-NA コードの品質改善の審査
設計員	・CARO-NA コード設計開発実務担当者 ・CARO-NA コードの設計開発の実施 ・CARO-NA コードのトピカルレポートの作成 ・CARO-NA コードの品質改善の実施(新知見の情報収集など)

8.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理

設計部門部長は、設計員資格の認定を受ける者が、設計業務を行う上で必要な手順等を修得し、かつ当該業務において必要な知識、技術及び技能を有し、上司の指導を受けながら業務を遂行できると判断した場合に、設計員として認定している。認定される設計員資格は3段階のレベルとしている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.4 コードの設計開発のプロセス

CARO-NA コードなど、BWR 燃料の設計に使用するコードは、関連する管理標準に定められた手順に沿って計画、開発、検証、妥当性確認が実施されている。また、これら計画、開発、検証、妥当性確認の結果は文書によって記録している。

コードの設計開発のプロセスにおいては、プロセスの適切な段階でレビューを実施している。また、設計開発が完了したコードは、登録管理がなされており、BWR 燃料の設計に使用するコードのバージョンが規定されている。

8.5 内部監査

これまでに許認可解析受託業務や顧客に納入するソフトウェア製品の設計開発業務に対する内部監査を実施し、これら内部監査での提言、改善処置について、以降の設計開発業務へ反映し、PDCA サイクルを回している。

8.6 不適合管理

CARO-NA コードの開発、またはこれを用いた設計計算などにおいて、不適合を発見した場合は、不適合の発生状況を記載した所定の文書を速やかに発行し、品質保証部門に提出することとしている。一連の不適合の処置、是正処置及び予防処置でとられた処置の結果は記録し、保管・維持している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.7 新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセス

原燃工(東海)では、より安全で高い品質の製品を供給するため、固有技術の維持向上に努め、継続的な技術開発を進めている。原燃工(東海)では、設計開発の品質改善として、設計部門の設計員が日々の業務を通じて、新知見や顧客の要望など、技術や製品品質の向上に関わる情報を継続的に収集することを標準で定めており、国内外で開催される学会・国際会議への参加、新たに公開された論文情報収集、電力・大学・研究機関等との共同研究や情報交換、社内試験、社内他部署との情報共有などを通して、新たな知見に対する情報収集を積極的に行っている。

新たな知見については所定の標準において、設計部門の設計員は、収集した情報を基に設計開発に関わる重要な事項について設計開発への反映の要否を検討すること、担当責任者・設計部門部長が検討の結果をそれぞれ審査、承認することが定められている。検討の結果は「緊急に対応が必要なもの」、「緊急性は無いが継続して検討する必要があるもの」及び「対応が不要なもの」に分類される。分類の適切性については、所定の審議において確認が行われる。また「緊急に対応が必要なもの」に分類された知見は、速やかに所定の審議を経た後、設計コードへの反映がなされる。

設計コードについては、上述のように新たな知見の情報収集・新たな知見の設計コードや設計コード検証への反映を通して継続的に改善がなされる。一方トピカルレポートは品質マネジメントシステムに規定された燃料製品 QMS 文書であり、設計コードの改善等でトピカルレポートの記載内容に変更がある場合には改訂等の必要な処置を行うこととしており、トピカルレポート自体も設計コード同様に継続的な改善が行われる。

具体的には、許認可解析で使用する計算モデルをトピカルレポート記載のモデルから変更する場合、又はコードの適用範囲を変更する場合にトピカルレポートが改訂される。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

9. 参考文献

- [3-1] : 秋山 守 著「原子力工学シリーズ 6 原子力熱工学」,東京大学出版会(1978)
- [3-2] : 一色 尚次,北山 直方 共著「最新機械工学シリーズ 7 伝熱工学 (改訂・SI 併記)」,森北出版(1991)
- [3-3] : D W.H.Jens and P.A.Lottes, “Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop, and Density Data for High Pressure Water”, USAEC Report, ANL-4627, (1951)
- [3-4] : F0307B 電力中央研究所エネルギー研究所研究報告「沸騰伝熱面に付着する腐食生成物の熱的特性」,1979
- [3-5] : J. LIS, P. O. KELLARD, “Measurements of the thermal conductivity of thin films of magnetite”, BRIT.J.APPL.PHYS.(J.PHYS.D), 1968, SER. 2, VOL.1., PRINTED IN GREAT BRITAIN
- [3-6] : MATPRO - VERSION 11 A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR, NUREG/CR-0497, TREE-1280, 1979
- [3-7] : J.N.Chirigos, et al, “Development of Zircaloy-4”, Fuel Element Fabrication, New York: Academic Press, pp.19-55, (1961)
- [3-8] : A.D.Feith, “Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Zircaloy-4”, GEMP-669, (1966)
- [3-9] : D.B.Scott, “Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4”, WCAP-3269-41, pp5-9, (1965)
- [3-10] : W.K.Anderson, et al., “Zirconium Alloys”, Reactor Structural Materials: Engineering Properties as Affected by Nuclear Reactor Service, ASTM STP-314, pp62-93, (1962)
- [3-11] : C. F. Lucks, et al., “Progress Relating to Civilian Applications During June 1958: Thermal Conductivity of Uranium and UO₂” USAEC Report BMI-1273, pp.1-62 (1958)
- [3-12] : A.E.Powers, “Application of the Ewing Equation for Calculating Thermal Conductivity from Electrical Conductivity”, USAEC KAPL-2146, (1961)
- [3-13] : W. J. O’Donnell et. al., “An Analysis of Transient Clad Strains in Cylindrical Fuel Elements Including the Effects of Oxide Pellet Cracking (STRIPE) LWBR Development Program”, WAPD-TM-652, (1970)
- [3-14] : I. Goldberg, “A Procedure for Calculation of Steady-State Temperature in Zircaloy-Clad, Bulk-Oxide Fuel Elements Using the FIGRO Computer Program (LWBR Development Program)”, WAPD-TM-757, (1969)
- [3-15] : A.M.Ross, and R.L.Stout, “Heat Transfer Coefficient between UO₂ and Zircaloy-2”, CRFD-1015, AECL-1552, (1962)
- [3-16] : Donald R. Olander: ”Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements”
- [3-17] : K. Ohira, et al., “Thermal Conductivity Measurement of High Burnup UO₂ Fuel Pellet and a Benchmark Calculation of Fuel Center Temperature”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, p.541, Portland, USA (1997).
- [3-18] : J. Kamimura et al., “Thermal and Mechanical Behavior Modeling For High Burnup Fuel”, KNS 2008 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Seoul, Korea (2008)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [3-19] : A.L.Loeb, "Thermal Conductivity: VIII, A Theory of Thermal Conductivity of Porous Materials" Journal of American Ceramic Society, 37-2, pp.96-99, (1954)
- [3-20] : 軽水炉燃料解析コード FEMAXI-6 (Ver.1)－詳細構造とユーザーズマニュアル－, JAERI-Data/Code 2003-019 (2003)
- [3-21] : A.D.Feith, "Thermal Conductivity of Several Ceramic Materials to 2500°C", GE-TM-64-10-4, (1964)
- [3-22] : J.Hochel, "Strukturveränderungen in kurzzeitig behandeltem urandioxyd mit und ohne neutronenbestrahlung als hilfe zur ermittlung der temperatur-verteilung in brennelementen für kernreaktoren", Journal of Nuclear Materials, 33, pp.225-241, (1969)
- [3-23] : J.L.Bates, "High Temperature Thermal Conductivity of "Round Robin" Uranium Dioxide", BNWL-1431, (1970)
- [3-24] : M. F. Lyons, et al., DOCKET-50331, pp.3.2-11, (1967)
- [3-25] : DOCKET-50250-3, pp.3-87, (1966)
- [3-26] : J.A.Christensen, et al., "Uranium Dioxide Thermal Conductivity," Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 391-392 (1964)
- [3-27] : T.G.Godfrey, et al., "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556 (1964)
- [3-28] : R.L.Gibby, "The Effect of Plutonium Content on the Thermal Conductivity of (U,Pu)O₂ Solid Solutions", Journal of Nuclear Materials, 38, pp. 163-177 (1971)
- [3-29] : J.C.Weilbacher, "Diffusivite Thermique de l'Oxyde d'Uranium et de l'Oxyde de Thorium a Haute Temperature", High Temperatures-High Pressure, 4, pp. 431-438 (1972)
- [3-30] : L.A.Goldsmith, et al., "Measurements of the Thermal Conductivity of Uranium Dioxide at 670-1270 K", Journal of Nuclear Materials, 47, pp. 31-42 (1973)
- [3-31] : I.C.Hobson, et al., "Effect of Porosity and Stoichiometry on the Thermal Conductivity of Uranium Dioxide", Journal of Physics Section D: Applied Physics, 7, pp. 1003-1015 (1974)
- [3-32] : M.Hirai, et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO₂-Gd₂O₃", Journal of Nuclear Science and Technology, 28[11], pp.995-1000, (1991)
- [3-33] : F.Sontheimer, et al., "A fuel thermal conductivity correlation based on the latest experimental results", Proceedings of the Technical Committee Meeting, Nykoping, Sweden, 169-176 (1998)
- [3-34] : Y.Kosaka, et al., "Thermal Properties and Irradiation Behavior of Gd Fuel", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 219-230 (1996)
- [3-35] : K.Goto, et al., "Update on the Development of Japanese Advanced PWR Fuels", Proceedings of the International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah, USA, (2000)
- [3-36] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, "平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 (総合評価編)", 07 基炉報-0002, 平成 19 年 12 月
- [3-37] : J.Nakamura, et al., "Thermal Conductivity of High Burnup UO₂ Pellet", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 127-137 (1996)
- [3-38] : K. Minato, et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂", Journal of Nuclear Materials, 288, pp.57-65 (2001)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [3-39] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 付録 2 (9×9B型燃料照射後試験結果)”, 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月
- [3-40] : M.Amaya, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO_2 and $(U,Gd)O_2$ pellets”, Journal of Nuclear Materials, 300, pp.57-64, (2002)
- [3-41] : N.Ikatsu, et al., “Influence of RIM Effect on Fuel Center Temperature” IAEA Technical Committee Meeting on “Fuel Chemistry and Pellet-Clad Interaction Related to High Burnup Fuel”, Nyköping, Sweden (1998)
- [3-42] : M.Kinoshita, et al., “High Burnup Rim Project:(III) Properties of Rim-Structured Fuel”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Orland, Florida, (2004)
- [3-43] : M.E.Cunningham, et al., “Development and characteristics of the rim region in high burnup UO_2 fuel pellets”, Journal of Nuclear Materials, 188, pp.19-27 (1992)
- [3-44] : R.Manzel, C. T. Walker, “High Burnup Fuel Microstructure and Its Effect on Fuel Rod Performance”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Park City, Utah, (2000)
- [3-45] : K.Lassmann et al., “Modeling the High Burnup Fuel UO_2 Structure in LWR Fuel”, Journal of Nuclear Materials, 226, pp.1-8 (1995)
- [3-46] : H.Hausner, “Determination of the Melting Point of Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 15, 3, pp.179-183 (1965)
- [3-47] : W.L.Lyon et al., “The Solid-Liquid Phase Diagram for the UO_2 - PuO_2 System”, Journal of Nuclear Materials, 22, pp.332-339 (1967)
- [3-48] : S.Yamanouchi et al., “Melting Temperature of Irradiated UO_2 and UO_2 -2wt% Gd_2O_3 Fuel Pellets up to Burnup of about 30 GWd/t”, Journal of Nuclear Science and Technology, 25, 6, pp.528-533 (1988)
- [3-49] : S.Yamamoto, et al., “Melting Temperature and Thermal Conductivity of Irradiated Mixed Oxide Fuel”, Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85-92 (1993)
- [3-50] : M.H.Rand, et al., “The Thermodynamic Properties of the Urania Phase”, Rev. Int. Hautes Tempér. Réfract., 15, pp.355-365 (1978)
- [3-51] : E.A.Aitken et al., “A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Urania at High Temperature”, GEAP-5672 (1968)
- [3-52] : R.E.Latta, R.E.Fryxell, “Determination of the Melting point of UO_{2-x} ”, Transaction of American Nuclear Society, 8, 2, p.375 (1965)
- [3-53] : J.A.Christensen, et al., “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide” Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp.390-391 (1964)
- [3-54] : 原田他, “高燃焼度燃料ペレット融点測定装置の開発”, JAERI-Tech 2000-031 (2000)
- [3-55] : 原子炉安全基準専門部会報告書「発電型軽水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り扱いについて」(平成 10 年 4 月 13 日 原子力安全委員会了承)
- [3-56] : J. L. Bates, “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 36, pp.234-236 (1970)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [4-1] : MATPRO-09, "A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", USNRC TREE NUREG-1005 (1976)
- [4-2] : E.S.Fisher and C.J.Renken, "Single-Crystal Elastic Moduli and the hcp-bcc Transformation in Ti, Zr, and Hf", Physical Review, pp.A482-A494 (1964)
- [4-3] : H.E.Rosinger and D.O.Northwood, "The Elastic Properties of Zirconium Alloy Fuel Cladding and Pressure Tubing Materials" Journal of Nuclear Materials, 79, No.1 pp.170-179 (1979)
- [4-4] : (財)原子力安全研究会 燃料安全特別専門委員会"軽水炉燃料のための物性値集", NEN-ANSEN No.6 (1979)
- [4-5] : 軽水炉燃料解析コード FEMAXI-6 (Ver.1) -詳細構造とユーザーズマニュアル-, JAERI-Data/Code 2003-19 (2003)
- [4-6] : D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4", WCAP-3269-41 (May, 1965)
- [4-7] : "FRAPCON-3: A Computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup" NUREG/CR-6534 Volume2 (1997)
- [4-8] : T.Fujibayashi, et al., "Proving Test on the Reliability for BWR 8X8 Fuel Assemblies in Japan", IAEA Specialists' Meeting on Post Irradiation Examination and Experience, Tokyo, Japan (1984)
- [4-9] : F.H.Megerth, "Zircaloy-Clad UO₂ Fuel Rod Evaluation Program", GEAP-10079 (1969)
- [4-10] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, "平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 (総合評価編)", 07 基炉報-0002, 平成 19 年 12 月
- [4-11] : A.Padel and C.de Novion, "Constants Elastiques des Carbures, Nitures et Oxydes d'Uranium et de Plutonium", Journal of Nuclear Materials, 33, pp.40-51 (1969)
- [4-12] : A.R.Hall, "Elastic Moduli and Internal Friction of Some Uranium Ceramics", Journal of Nuclear Materials, 37, pp314-323 (1970)
- [4-13] : J.Belle and B.Lustman, "Properties of UO₂," Fuel Elements Conference, Paris, France, November 18-23, 1957, TID-7546, pp480-481 (1958)
- [4-14] : "MATPRO - VERSION 11 A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0497, TREE-1280 (1979)
- [4-15] : T. Tachibana et al., "Dependence on Strain Rate and Temperature Shown by Yield Stress of Uranium Dioxide" J. Nucl. Sci. Technol., 13, p.497-502 (1976)
- [4-16] : S. Fukushima et al., "The Effect of Gadolinium Content on the Thermal Conductivity of Near-Stoichiometric (U,Gd)O₂ Solid Solutions", Journal of Nuclear Materials 105, pp.201-210 (1982)
- [4-17] : R.J.Beals et al., "Solid Solutions in the System Urania-rare-earth Oxides: I, UO₂-GdO_{1.5}," Journal of American Ceramic Society, 48, 5, pp.271-274 (1965)
- [4-18] : R.Manzel, W.O.Dörr, "Manufacturing and irradiation experience with UO₂/Gd₂O₃ fuel", American Ceramic Society Bulletin, Vol. 59, No. 6, pp.601-616 (1980)
- [4-19] : T.Wada et al., "Behavior of UO₂-Gd₂O₃ fuel", Proc. International Conference on Nuclear Fuel Performance, London, p63 (1973)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [4-20] : L.N.Grossman et al., “(U, Gd)O_{2.00} Phase Equilibria at High Temperatures”, C.N.R.S. Colloquium on High Temperature Crystal Transformation, No.205 (1972)
- [4-21] : J.J.Kearns, “Thermal Expansion and Preferred Orientation in Zircaloy”, WAPD-TM-472 (1965)
- [4-22] : R.L.Mehan and F.W.Wiesinger, “Mechanical Properties of Zircaloy-2”, KAPL-2110 (1961)
- [4-23] : 財団法人 原子力発電技術機構, “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)”, 平成 14 年 3 月
- [4-24] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 付録 2 (9×9B型燃料照射後試験結果)”, 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月
- [4-25] : J.B.Conway et al., “The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO₂ to 2,200°C”, Transactions American Nuclear Society, 6, 1, pp.153 (1963)
- [4-26] : J.A.Christensen, “Thermal Expansion and Change in Volume of Uranium Dioxide on Melting”, Journal of the American Ceramic Society, 46, 12, p607-608 (1963)
- [4-27] : R.Manzel, C. T. Walker, “High Burnup Fuel Microstructure and Its Effect on Fuel Rod Performance”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Park City, Utah, (2000)
- [4-28] : J.Kamimura, et al., “High Burnup Fuel (Pellet Burnup 80 GWd/t) Behavior - Fission gas release, Pellet swelling, Micro-structure -”, ENS Topfuel 2006, Salamanca, Spain (2006)
- [5-1] : W.Hering, “Ein neues Spaltgas-Freisetzungmodell auf physikalischer Basis”, Reaktortagung Manheim 473 (1974)
- [5-2] : McNelly, M.J., “Liquid Metal Fast Breeder Reactor Design Study” GEAP-4418(1964)
- [5-3] : “BWR Fuel Bundle Extended Burnup Program” DOE/ET/34031-1~18, 1980~1985
- [5-4] : “BWR Fuel Rod Performance Evaluation Program”, EPRI NP-4602, 1986
- [5-5] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 (総合評価編)”, 07 基炉報-0002, 平成 19 年 12 月
- [5-6] : N.Itagaki, et al., “Experience and Development of BWR Fuel Supplied by NFI”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Park City, Utah, (2000)
- [5-7] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 18 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書 付録 2 (9×9B型燃料照射後試験結果)”, 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月
- [5-8] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 16 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書”, 05 基炉報-0003, 平成 17 年 12 月
- [6-1] : 日本機械学会編、「ジルコニウム合金ハンドブック」、日刊工業新聞社、1997 年
- [6-2] : E.S.Fisher and C.J.Renken, “Single-Crystal Elastic Moduli and the hcp-bcc Transformation in Ti, Zr, and Hf”, Physical Review, pp.A482-A494 (1964)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [6-3] : D.B.Scott, “Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4”, WCAP-3269-41 (May, 1965)
- [6-4] : K. Ohira et al., “Recent Experience and Development of BWR Fuel at NFI”, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Kyoto.

- [7-1] : J.Kamimura, et al., “High Burnup Fuel (Pellet Burnup 80 GWd/t) Behavior – Fission gas release, Pellet swelling, Micro-structure –”, ENS Topfuel 2006, Salamanca, Spain (2006)
- [7-2] : J.O.Barner, et al., “High Burnup Effects Program – Final report”, DOE/NE-34046-1, HBEP-61(3P27) (1990)
- [7-3] : 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 18 年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書”, 07 基炉報-0002, 平成 19 年 12 月
- [7-4] : 財団法人 原子力発電技術機構, “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)”, 平成 14 年 3 月
- [7-5] : H.Mogard, et al., “The Studsvik INTER-RAMP Project, An International Power Ramp Experimental Study”, ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Portland, Oregon (1979)
- [7-6] : T.E.Hollowell, et al., “The International OVER-RAMP Project at Studsvik”, ANS Topical Meeting on LWR Extended Burnup – Fuel Performance and Utilization, Williamsburg, Virginia (1982)
- [7-7] : H.Mogard, et al., “The International SUPER-RAMP Project at Studsvik”, ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Orland, Florida (1985)
- [7-8] : T.Howe, et al., “Ramp Testing of 9X9 BWR Fuel”, ANS/ENS International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Avignon, France (1991)
- [7-9] : T.Wada et al., “Behavior of UO₂ – Gd₂O₃ Fuel”, Nuclear Fuel Performance, British Nuclear Energy Society Conference, London, England, October 1973.