



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

NLR-101 改訂1

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

公開版

本資料は当該トピカルレポートから商業
機密に該当する部分をマスキングして、
公開に供するために作成したものです

平成22年4月

原子燃料工業株式会社



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

本資料のうち で示す箇所はメーカーの商業機密等に属する
ものであり、開示できません。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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	14
3. 熱的解析	17
3.1 計算フローとモデルの関係	17
3.2 熱的解析モデル	22
3.2.1 被覆管温度分布	22
(1) 燃料棒表面温度	22
(2) 被覆管表面温度	23
(3) 被覆管内面温度	26
3.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達	28
(1) ギャップガスの混合熱伝導度	35
(2) ガス外挿距離	37
3.2.3 ペレット内温度分布	39
3.2.4 ペレット熱伝導度	44
3.2.4.1 ペレット熱伝導度モデル	44
3.2.4.2 高燃焼度領域におけるリム効果	51
3.2.4.3 ペレット組織変化	56
3.2.5 ペレット融点	57
4. 機械的解析	61
4.1 計算フローとモデルの関係	61
4.2 被覆管/ペレットの物性値	64
4.2.1 被覆管の物性値	64
4.2.1.1 被覆管ヤング率	64
4.2.1.2 被覆管ポアソン比	66
4.2.1.3 被覆管降伏応力	67
4.2.1.4 照射硬化	68
4.2.2 ペレットの物性値	71
4.2.2.1 ペレットヤング率	71



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.2.2	ペレットポアソン比	73
4.2.2.3	ペレット降伏応力	75
4.2.2.4	ペレット理論密度	76
4.3	被覆管／ペレットの変形モデル	77
4.3.1	被覆管変形モデル	77
4.3.1.1	被覆管熱膨張	77
4.3.1.2	被覆管照射成長	79
4.3.1.3	被覆管クリープ	80
4.3.2	ペレット変形モデル	83
4.3.2.1	ペレット熱膨張	83
4.3.2.2	スエリング	92
	(1) 低燃焼度領域	92
	(2) 高燃焼度領域	92
4.3.2.3	焼きしまり	95
4.3.2.4	リロケーション	99
4.3.2.5	ペレットクリープ	100
4.4	ペレット－被覆管機械的相互作用	101
4.4.1	有限要素法モデル	105
4.4.1.1	基本式	105
4.4.1.2	クリープ	107
4.4.1.3	塑性	110
4.4.1.4	剛性方程式	113
4.4.1.5	歪み-変位マトリクスの導出	114
4.4.2	弾塑性モデル	116
4.4.2.1	被覆管弾塑性モデル	116
4.4.2.2	ペレット弾塑性モデル	118
4.4.3	機械計算におけるリロケーションの考慮	120
4.4.4	ホットプレス	121
5.	内圧解析	122
5.1	計算フローとモデルの関係	122
5.2	核分裂ガスの放出	125
	(1) Xe/Kr 比	129
	(2) He ガスの放出	129
	(3) 蒸発性ガスの放出	129
5.3	燃料棒内圧	137



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(1) プレナム	138
(2) ペレット-被覆管ギャップ	139
(3) ペレットクラック	139
(4) デイツシュ	140
(5) ペレット中心孔	141
(6) オープンポア	141
6.改良合金「HiFi」への適用	143
6.1 被覆管物性値	148
6.1.1 熱伝導度	148
6.1.2 ヤング率	149
6.1.3 ポアソン比	150
6.1.4 降伏応力	151
6.1.5 照射硬化	152
6.2 被覆管変形モデル	154
6.2.1 熱膨張	154
6.2.2 照射成長	156
6.2.3 クリープ	158
7. コードの検証	160
7.1 燃料中心温度	162
7.1.1 測定データ	163
7.1.2 検証結果	165
(1) UO_2 燃料	165
(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料	165
(3) Gd_2O_3 濃度の外挿性	166
7.2 FP ガス放出率	177
7.2.1 測定データ	180
7.2.2 検証結果	183
(1) UO_2 燃料	183
(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料	183
(3) CARO-NA コードの FP ガス放出モデルの妥当性	191
7.3 燃料棒内圧	194
7.3.1 測定データ	196
7.3.2 検証結果	199
(1) UO_2 燃料	199



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(2) Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ 燃料	199
7.4 被覆管直径検証	206
7.4.1 測定データ	208
7.4.2 検証結果	210
(1) UO ₂ 燃料	210
(2) Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ 燃料への適用性	210
(3) 燃焼度の外挿性	211
(4) 被覆管 1%塑性歪評価における線出力の外挿性	211
7.5 コード予測の不確かさ	218
8. CARO-NA コードの品質保証計画	225
8.1 概要	225
8.2 品質マネジメントシステム	225
8.2.1 文書管理	225
8.2.2 記録の管理	226
8.2.3 品質方針	226
8.2.4 品質目標	226
8.2.5 責任及び権限	226
8.2.6 教育訓練	227
8.2.7 調達	227
8.2.8 内部監査	228
8.2.9 不適合管理、是正処置、予防処置	228
8.3 コードの設計開発の組織体制	233
8.3.1 コードの設計開発に関わる組織	233
8.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理	234
8.4 コードの設計開発のプロセス	235
8.4.1 設計開発の計画	235
8.4.2 設計開発のレビュー	235
8.4.3 設計開発の検証	236
8.4.4 設計開発の妥当性確認	236
8.4.5 設計開発の変更管理	236
8.5 内部監査	239
8.6 不適合管理	239
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	240
9. 参考文献	242



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【添付資料 1】 従来コード(CARO)からの変更点について……………添付 1-1

【添付資料 2】 適用範囲の妥当性について……………添付 2-1

【添付資料 3】 統計的評価手法について……………添付 3-1

【添付資料 4】 原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ付録資料 3
添付-1 「コード検証の比較(変更前と変更後の比較)」……………添付 4-1

【添付資料 5】 原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ付録資料 3
添付-2 「改訂コードと現行コードによる解析結果の比較について」……………添付 5-1

【添付資料 6】 原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ付録資料 3
添付-3 「CARO-NA コードにおけるモデルの変更とコード全体の調整について」…添付 6-1

【添付資料 7】 原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ付録資料 1
添付-1 「CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献(変更モデル分)」添付7-1

【添付資料 8】 原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ付録資料 1
添付-2 「CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)」……………添付 8-1



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。また、変更点の詳細(モデル式など)を添付資料 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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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	・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	・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(添付資料 3 参照)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イ-2 及び HiFi*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。CARO-NA コードの適用範囲の妥当性は添付資料 2 に示す。

※ HiFi はジルカロイ-2 をベースに Fe の成分を高めた下記の成分(wt%)の合金である。

	Sn	Fe	Cr	Ni	Zr
HiFi	1.2~1.7		0.05~0.15	0.03~0.08	残部
ジルカロイ-2	1.2~1.7	0.07~0.2	0.05~0.15	0.03~0.08	残部



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 (シルニコウムライナ内張)	ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材 (シルニコウムライナ内張)	ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材 (シルニコウムライナ内張)	ジルカロイ-2, HiFi 再結晶化焼鈍材 (シルニコウムライナ内張)
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(理論密度比)	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。

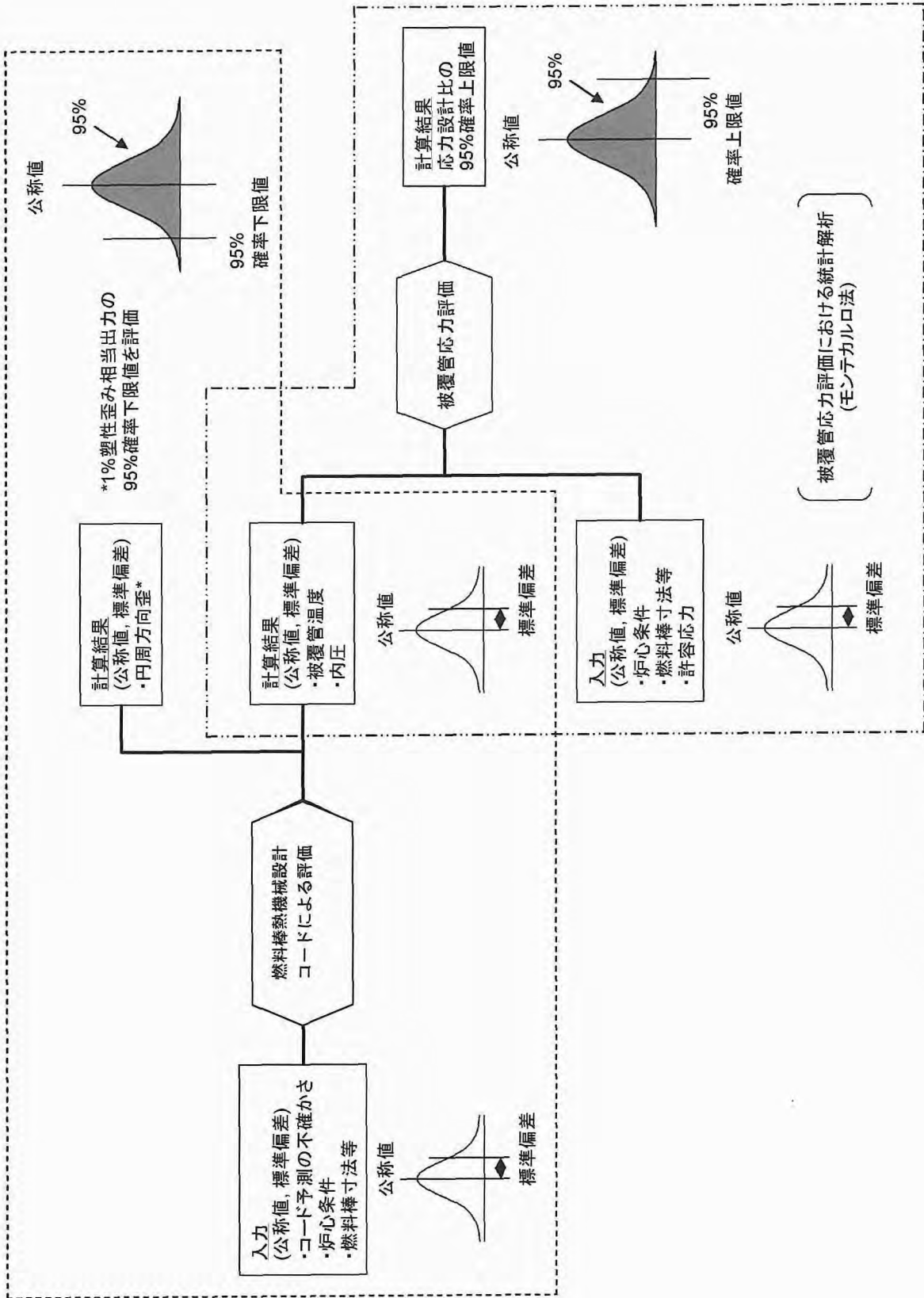


図 2-1 燃料棒熱機械設計における統計的手法評価の流れ

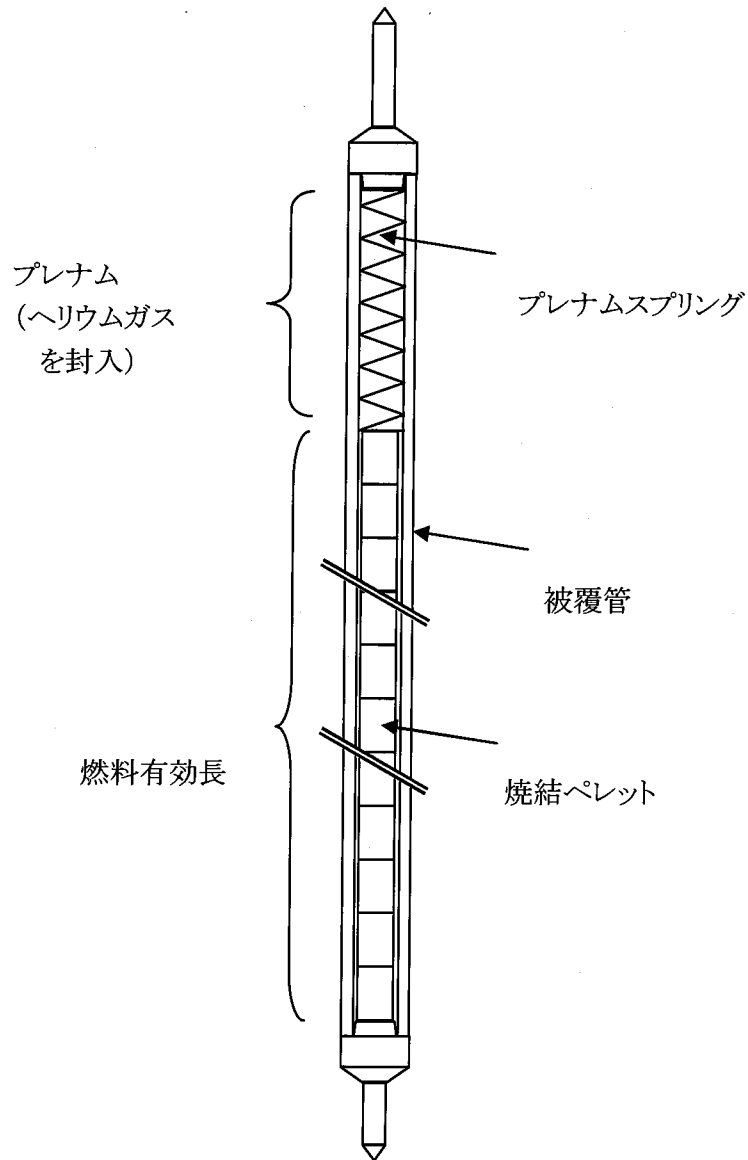


図 2-2 CARO-NA コードを設計に適用する BWR 燃料棒の概要

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。このフローをさらに詳細に分解し、各ルーチンで用いているモデルとの関係を示したフロー図を図 2-4 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 2-5 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、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。

ペレット-被覆管相互作用計算時のペレット-被覆管の接触の取扱いは、ペレットと被覆管の各々に対応した要素について

接触が生じたと判定している。

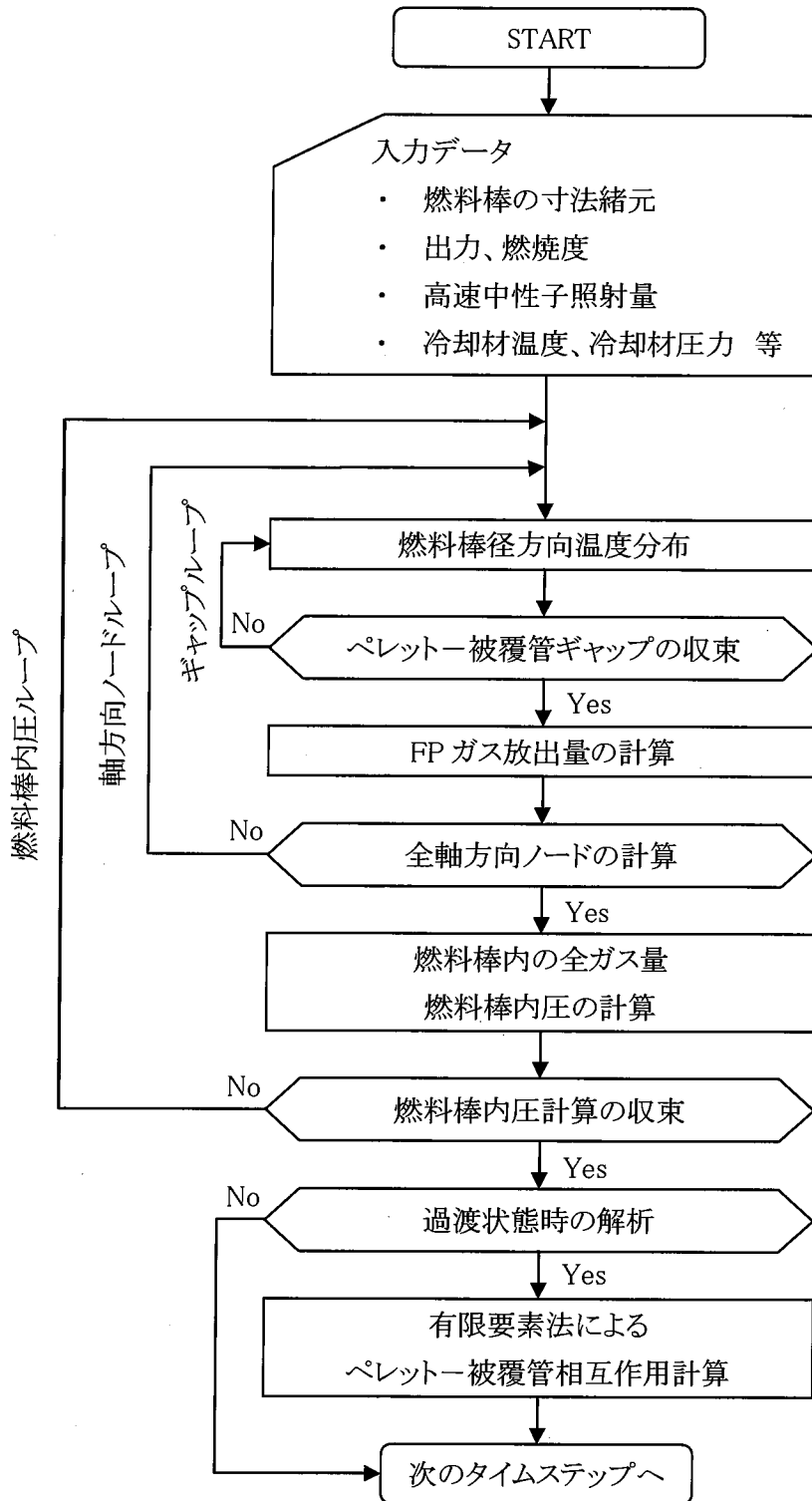


図 2-3 熱機械設計計算のフロー

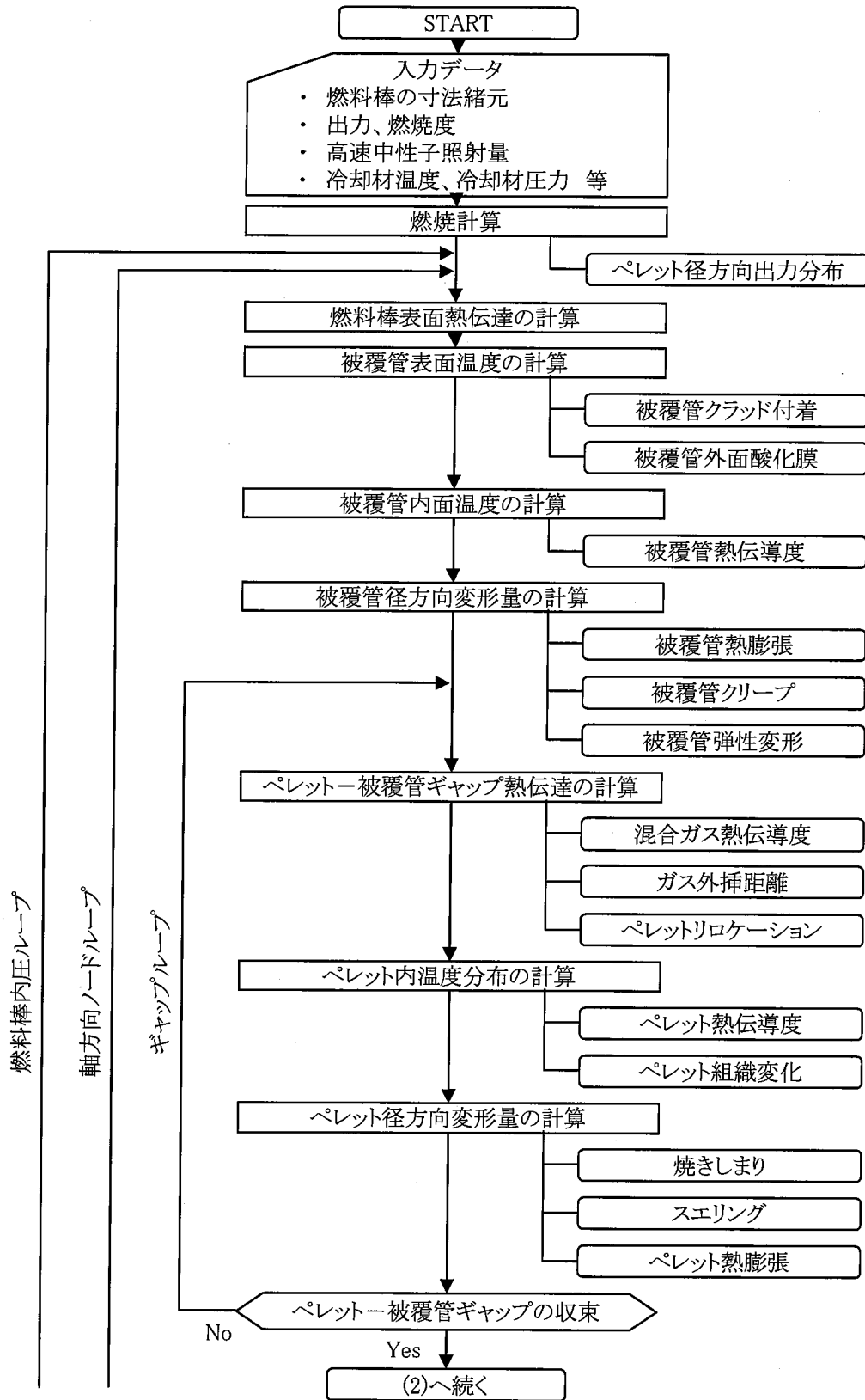


図 2-4(1) 熱機械設計計算のフロー

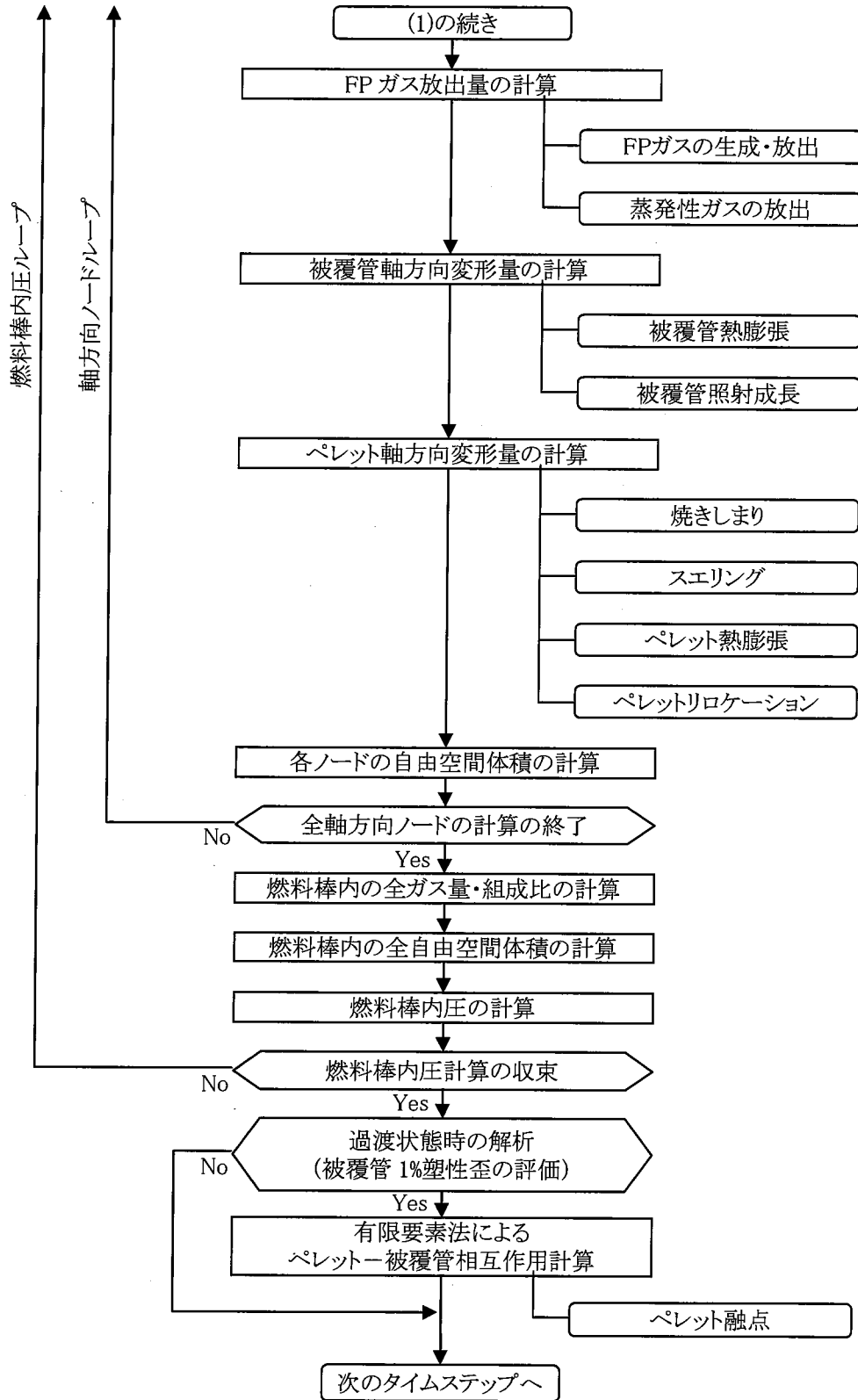


図 2-4(2) 熱機械設計計算のフロー

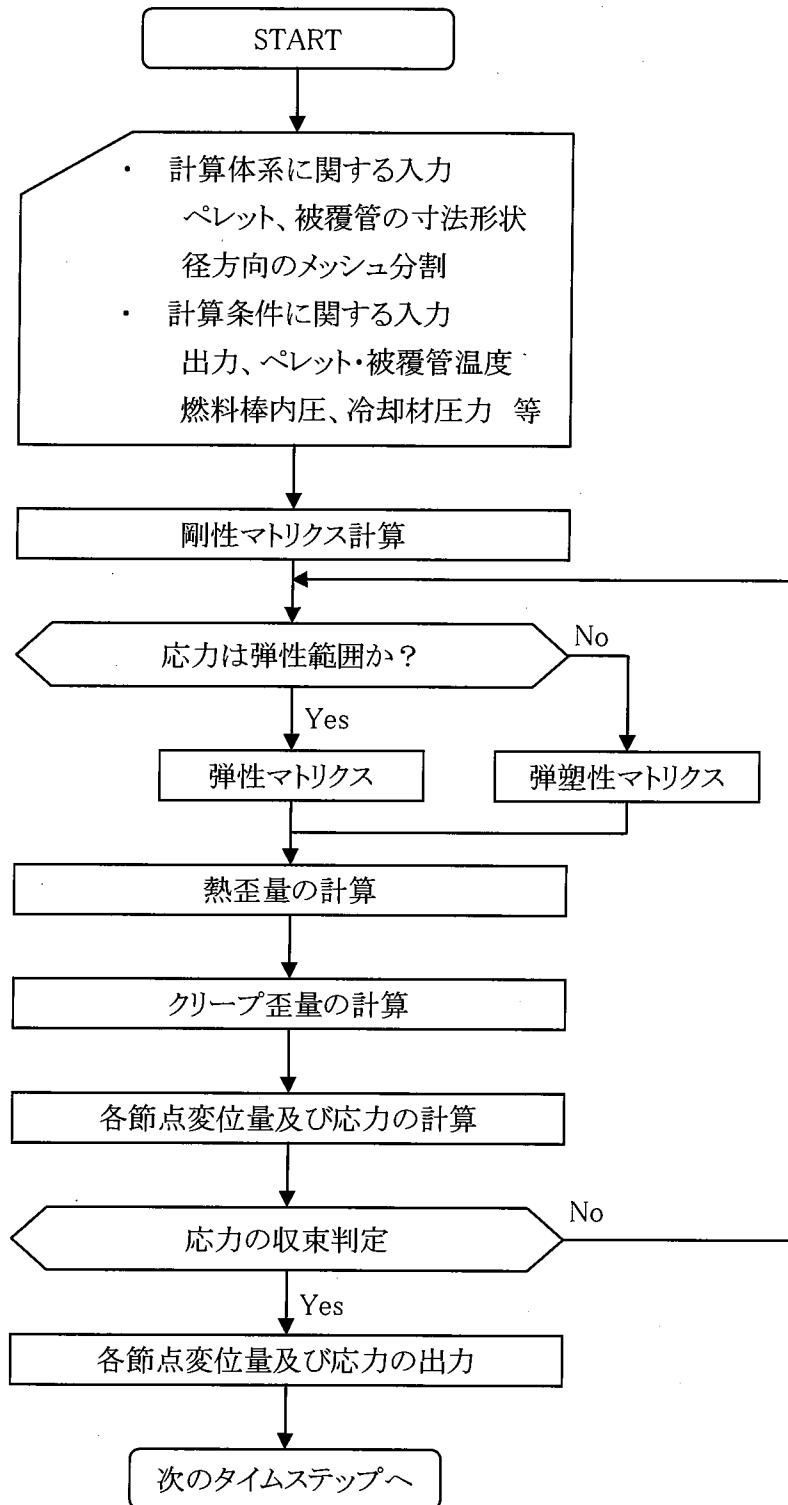


図 2-5 ペレット-被覆管相互作用計算(有限要素法)時の計算フロー

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。なお、CARO-NA コードでは、最大 30 ノードまでの軸方向分割が可能である。図 2-6 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

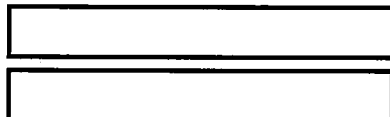
CARO-NA コードを用いた燃料棒許認可解析では軸方向ノード分割は 分割としている。

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 2-7 及び下式に示すが、
 分割され、CARO-NA コードでは最大 50 リングまでの径方向分割が可能である。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。

$$V_R = \text{$$

ここで、

V_R :各リング体積 (cm³)



CARO-NA コードを用いた燃料棒許認可解析ではペレットの径方向リング分割は 分割としている。

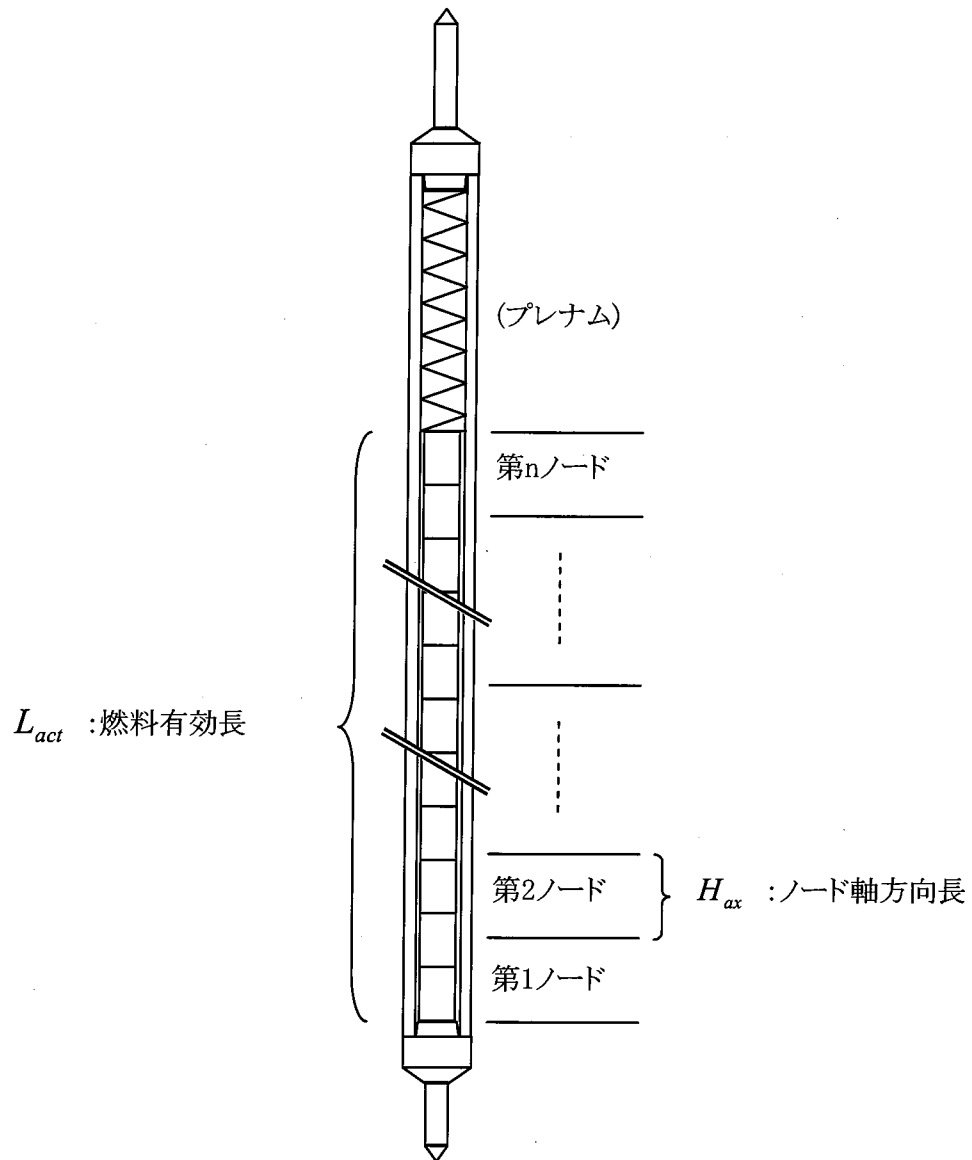


図 2-6 燃料有効長のノード分割モデル

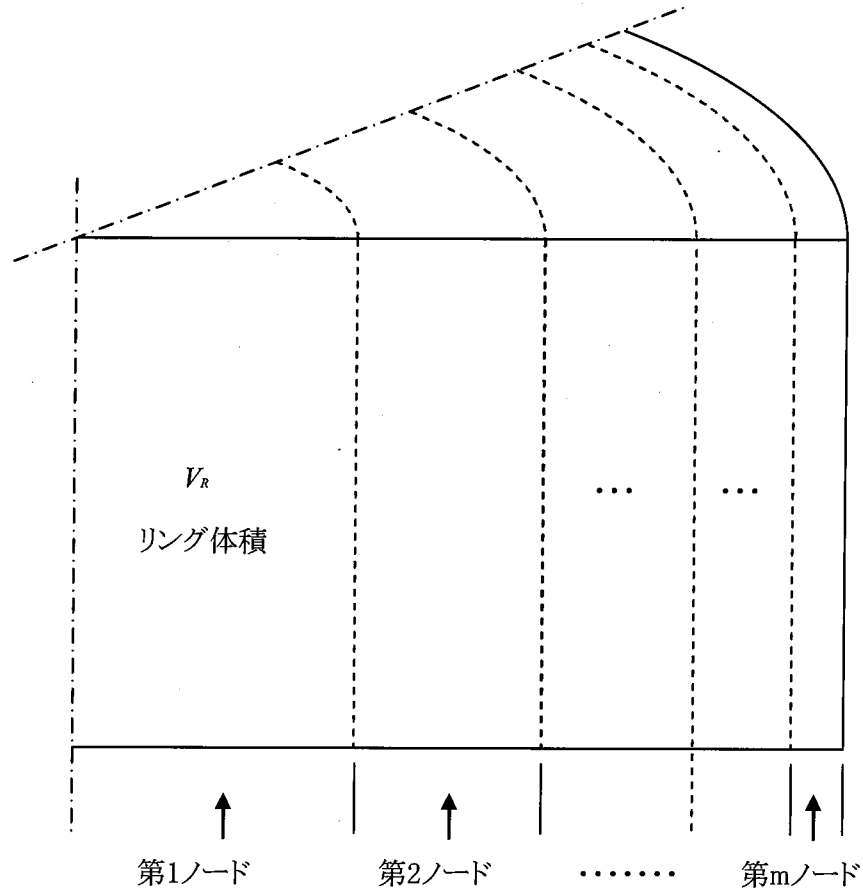


図 2-7 ペレットの径方向リング分割モデル



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3. 熱的解析

3.1 計算フローとモデルの関係 (CARO と CARO-NA とで共通)

本章は、「2.2 計算フロー」で述べた CARO-NA コードの燃料棒熱機械解析において、温度分布を評価するための熱的解析について説明するものである。図 3-1 の計算フロー中の赤枠が、本章において説明する該当箇所を示している。

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 3-2 に示す。

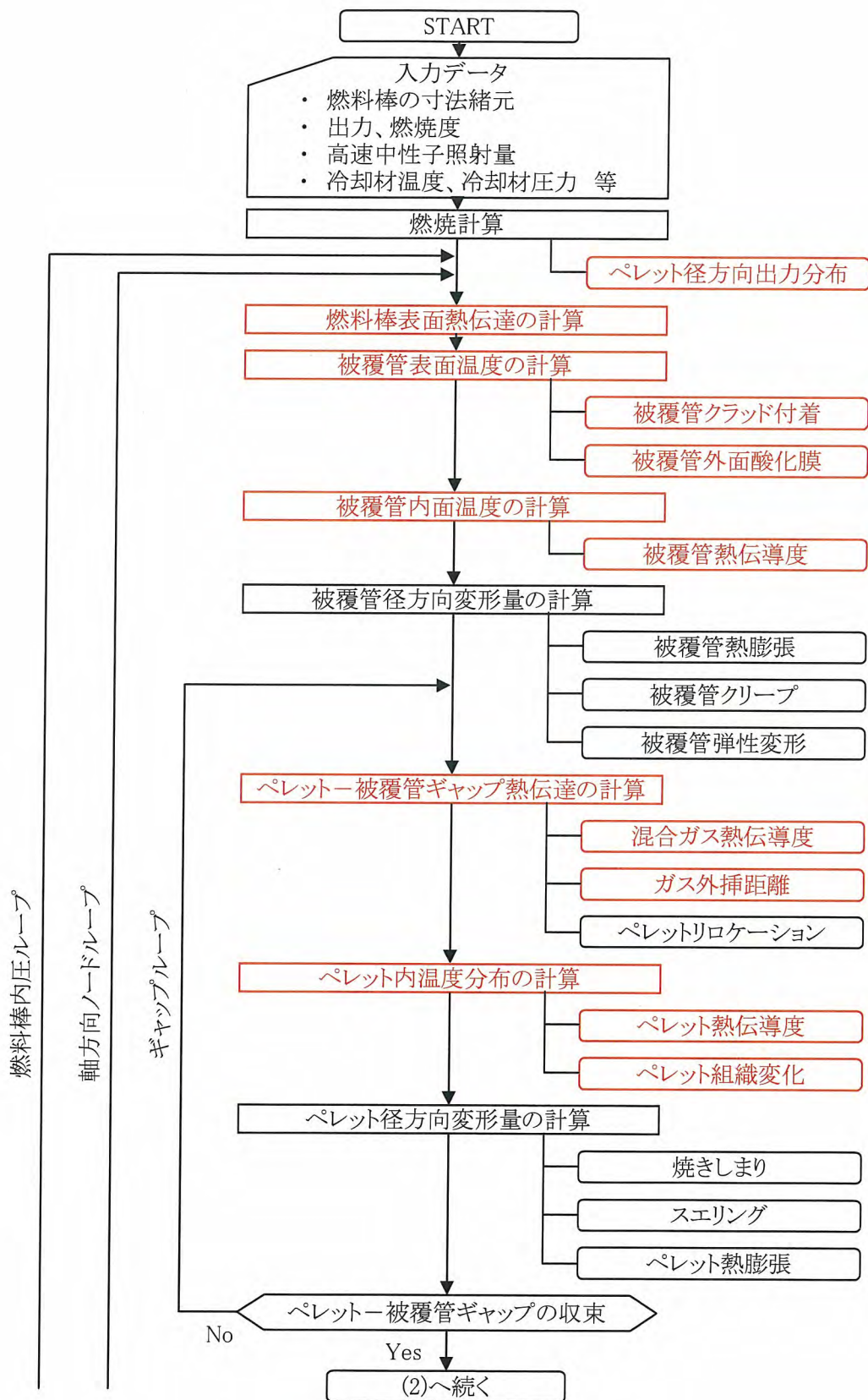


図 3-1(1) 熱機械設計計算のフロー

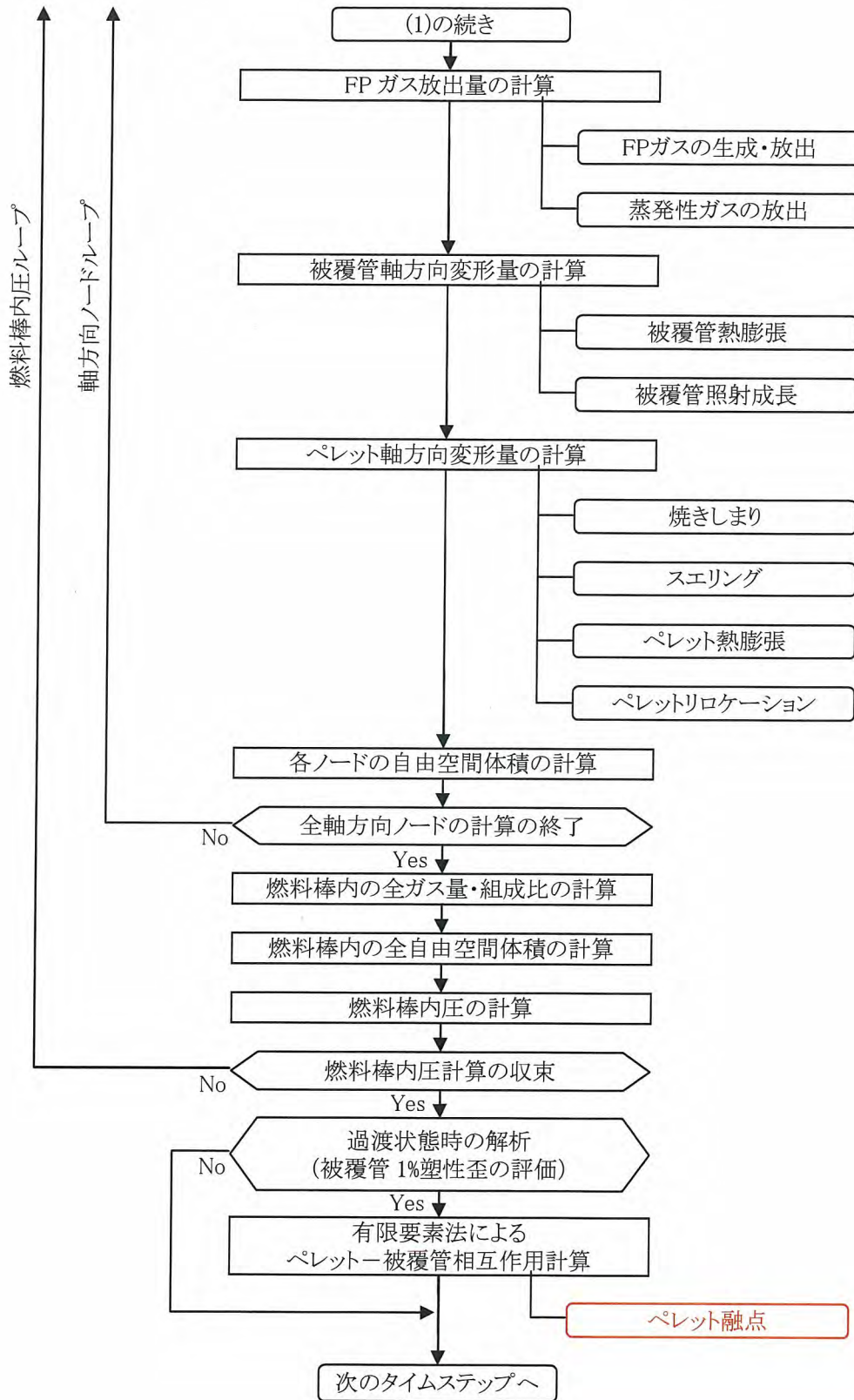
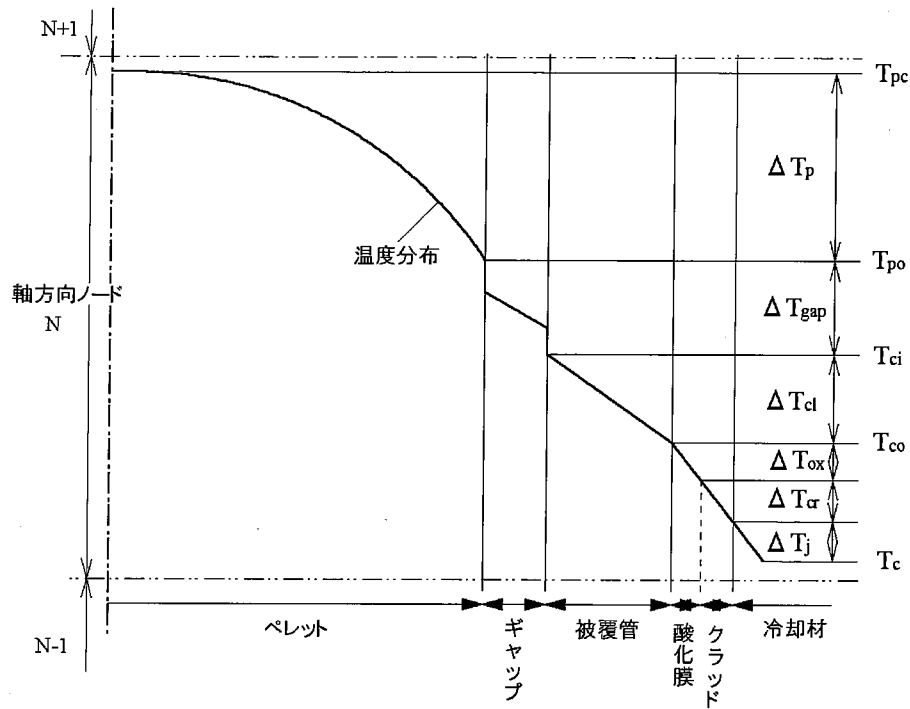


図 3-1(2) 熱機械設計計算のフロー



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



T_{pc} : ペレット中心温度

ΔT_p : ペレット熱伝導度、径方向出力分布により決定される温度差

T_{po} : ペレット表面温度

ΔT_{gap} : ペレット-被覆管ギャップ温度差

T_{ci} : 被覆管内面温度

ΔT_{cl} : 被覆管内外面温度差

T_{co} : 被覆管外面温度

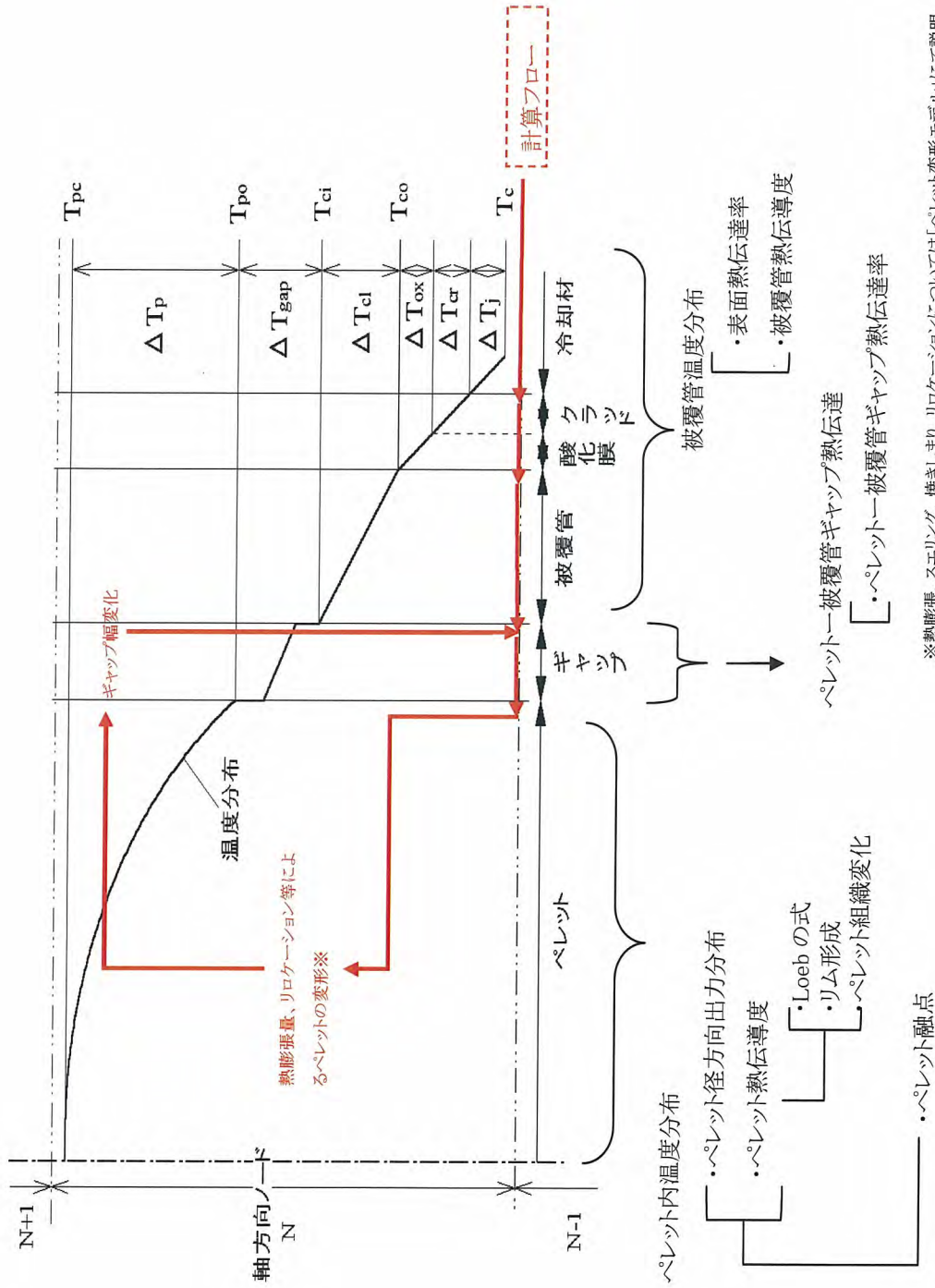
ΔT_{ox} : 酸化膜熱抵抗による温度上昇

ΔT_{cr} : クラッド熱抵抗による温度上昇

ΔT_j : 燃料棒外表面と冷却材の間の温度差

T_c : 冷却材温度

図 3-2(1) 燃料棒径方向温度分布計算モデル



※熱膨張、スエリング、焼きましり、リロケーションについては「ペレット変形モデル」にて説明

図 3-2(2) 熱的解析フローとモデルの関係



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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 コードでは、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 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

(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。

なお、クラッド及び酸化膜の熱伝導度は入力として扱われるが、通常、解析では下記値を用いている。

$$\lambda_{cr} : \square \text{ (W/(m·°C))}$$

$$\lambda_{ox} : \square \text{ (W/(m·°C))}$$

ここで、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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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が、一例として 9×9 燃料(B 型)の設計においては図 3-3 および図 3-4 に示す設計曲線を用いた。

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.

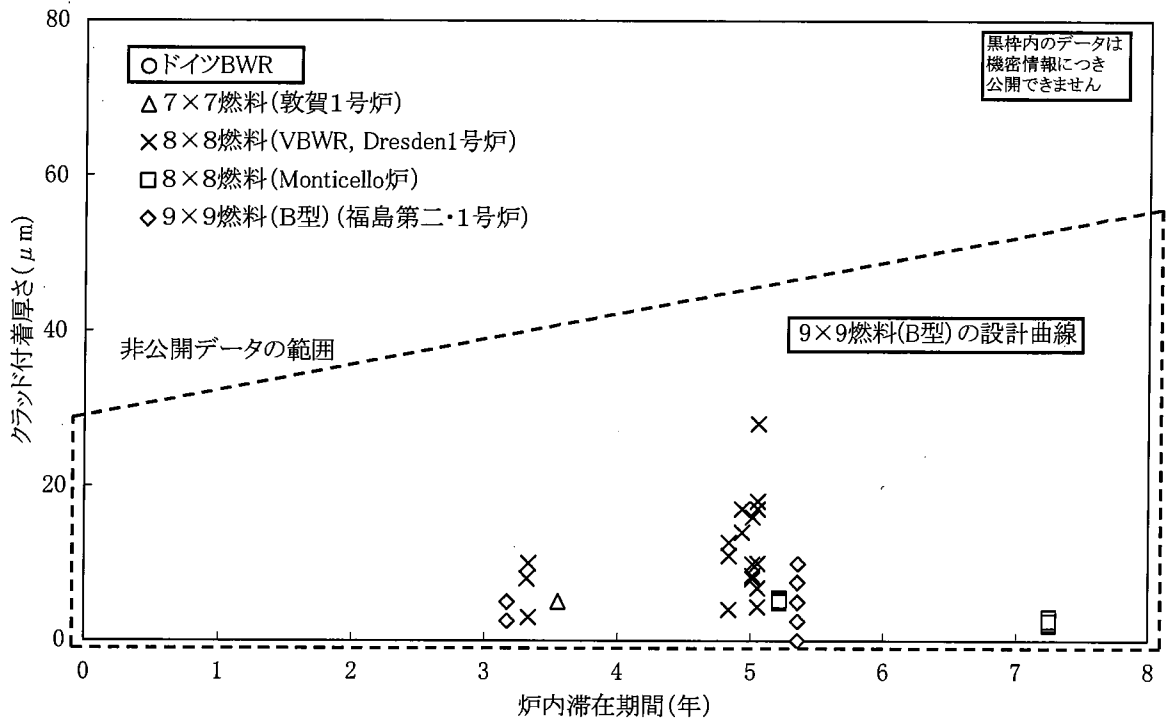


図 3-3 BWR 燃料被覆管クラッド付着厚さの炉内滞在期間依存性^[3-7~11]

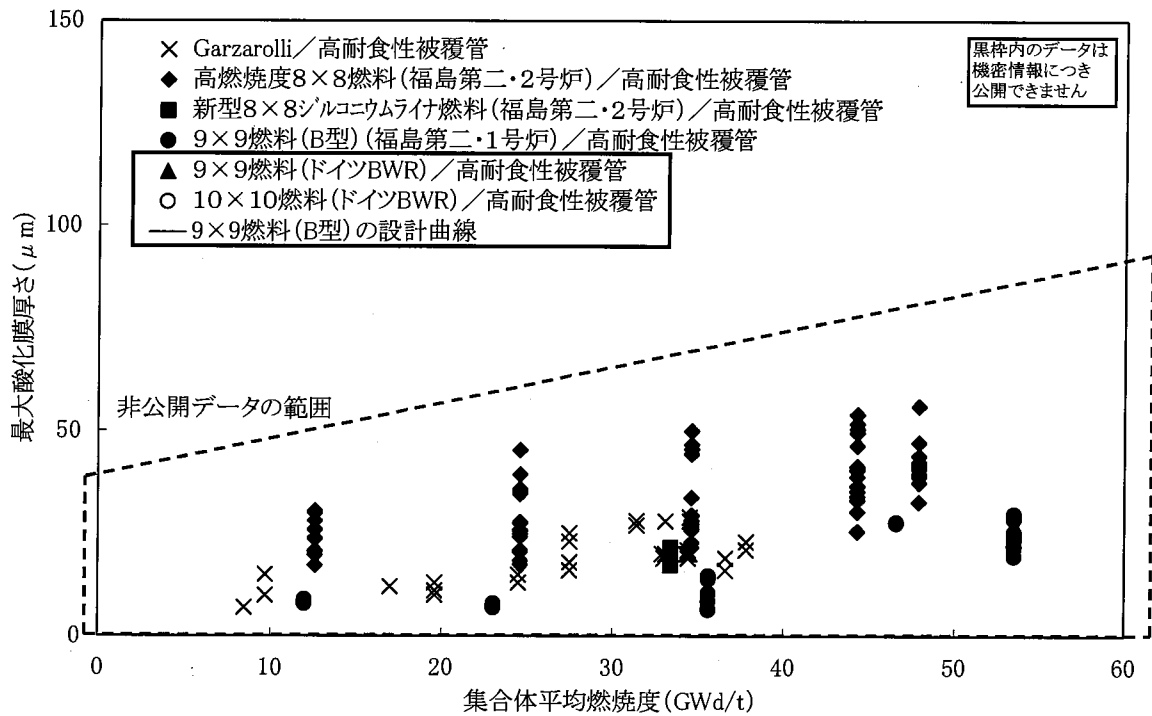


図 3-4 BWR 燃料被覆管酸化膜厚さの燃焼度依存性^[3-12~14]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(3) 被覆管内面温度 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

(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 ($^{\circ}C$)
- 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 コードでは下式によりモデル化している。

$$\lambda_{cl} = \boxed{}$$

ここで、

- λ_{cl} : 被覆管熱伝導度 ($W/(m \cdot ^{\circ}C)$)
- T : 被覆管平均温度 ($^{\circ}C$)

また、各係数は、下記の値を用いている。

- A :
- B :
- C :



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

図 3-5 に、被覆管熱伝導度の測定値^[3-15~20]とモデルとの比較を示すが、CARO-NA コードの熱伝導度モデルは測定値をよく再現しており妥当である。

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文献値^[3-21,22]を図 3-5 に示すが、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することは妥当である。

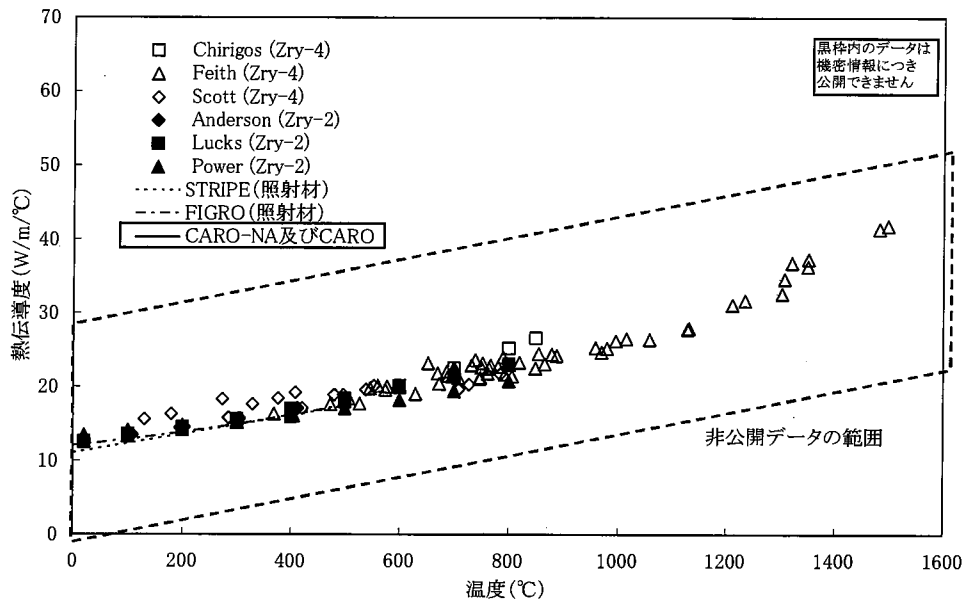


図 3-5 ジルカロイの熱伝導度^[3-15~22]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3.2.2 ペレット-被覆管ギャップ熱伝達(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

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^[3-23]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 のモデルに基づき下式により定式化している。

本モデルの妥当性は、様々な条件(ガス成分、ギャップ幅)における燃料中心温度計算値と実測値が精度良く一致していることにより確認している。



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ている。このうち、固体接触成分 h_s を見捨てることの妥当性については、本節の【参考】に示す。

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)

上記式は、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依存したモデルであることがわかる。

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。最小有効ギャップ幅 S_{eff} は、ペレット表面及び被覆管内面の表面粗さに依存する下式で定義される。

$$S_{eff} = C \cdot (R_1 + R_2)$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

ここで、

C : 定数

$(R_1 + R_2)$: ペレット及び被覆管の表面粗さの和 (m)

なお、ペレット-被覆管ギャップは次のように表すことができる。

$$S = D_{ci} - (D_{fa} + \Delta S_{rel})$$

D_{ci} : 軸方向ノード*i*における被覆管の内径 (cm)

D_{fa} : 軸方向ノード*i*におけるペレットの外径 (cm)

ΔS_{rel} : 軸方向ノード*i*におけるリロケーションによるペレット外径増加量 (cm)

運転時の被覆管内径 D_{ci} は次のように表される。

$$D_{ci} = D_{ci,0} + D_{ci,th} + \varepsilon_{ci,el} + \varepsilon_{creep}$$

ここで、

$D_{ci,0}$: 初期の被覆管内径

$D_{ci,th}$: 熱膨張による被覆管内径増加量

$\varepsilon_{ci,el}$: 弾性変形による被覆管内径増加量

ε_{creep} : クリープ変形による被覆管内径増加量

であり、それぞれ以下の様に表される。

$$D_{ci,th} = \text{$$

$$\text{$$

$$\text{$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\varepsilon_{ci,el} = \boxed{}$$

$$\sigma_{ig} = \boxed{} : \text{被覆管周方向応力}$$

$$\sigma_{ax} = \boxed{} : \text{被覆管軸方向応力}$$

E : 被覆管ヤング率

ν : 被覆管ポアソン比

$\boxed{}$
 $\boxed{}$
 $\boxed{}$

なお、被覆管クリープ ε_{creep} については 4.3.1.3 節に述べるモデルを用いる。

一方、運転中のペレット外径 D_{fa} は照射による密度変化(スエリング、焼きしまり)と熱膨張を考慮して次の手順で計算する。

まず、径方向にリング状に分割したペレットの各リングでスエリング、焼きしまりによる体積変化 ΔV_j を計算し、この変化量から j 番目のリングの高さ H_j 、リング内径 R_j を次式により求める。

$\boxed{}$
 $\boxed{}$

ここで、

$H_{j,0}$: 体積変化前の j 番目のリング高さ

$V_{j,0}$: 体積変化前の j 番目のリング体積

なお、スエリングは 4.3.2.2 節、焼きしまりは 4.3.2.3 節のモデルを用いる。

続いて、上述の R_j を用い、

$\boxed{}$ 熱膨張による直径変化 ΔD_w を次式により求める。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\Delta D_w =$$

なお、熱膨張率 $\varepsilon_w(T)$ については 4.3.2.1 節のモデルを用いる。

以上の計算結果を用いて、運転時のペレット外径は、下式で表される。

$$D_{fa} =$$

また、ペレットのリロケーションによる外径増加量 ΔS_{rel} の計算は 4.3.2.4 節のモデルを用いて求められる。

なお、ペレットと被覆管のギャップが閉塞した場合には、ペレットは するものとし、被覆管内径は するものとして扱われる。

また、このとき、以下に示す関係式に基づき被覆管の周方向応力 σ_{ig} が計算され、これを基に弾性変形量ならびにクリープ変形量が計算される。

$$\sigma_{ig} =$$

ここで、

ε_{ig} : 被覆管の周方向歪量

ε_{ax} : 被覆管の軸方向歪量



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【参考】Ross & Stoute のモデルにおいて固体接触成分 h_s を無視することの妥当性について

Ross & Stoute のモデルは、ペレット-被覆管ギャップ間の熱伝達成分のひとつとして、下記固体接触による熱伝達成分 (h_s) が考慮されたものとなっている。

$$h_s = \frac{k_m}{a_0 \cdot \left(\frac{R_p^2 + R_c^2}{2} \right)^{\frac{1}{4}}} \cdot \frac{P}{H}$$

ここで、

k_m : ペレット熱伝導度 (k_p) および被覆管熱伝導度 (k_c) の調和平均

$$k_m = \frac{2 \cdot k_p \cdot k_c}{k_p + k_c}$$

a_0 : 定数

R_p : ペレット表面粗さ

R_c : 被覆管内面粗さ

P : 被覆管のペレットによる接触圧

H : 被覆管メイヤー硬さ

である。また、式中の接触圧 P はペレットの熱膨張によって被覆管内径がペレット外径まで押し広げられたときの接触圧として下記の公式により計算される。

$$P = \frac{(D_{co} - D_{ci}) \cdot \sigma_{tg} + D_{co} \cdot p_w}{D_{ci}} - p_G$$

ここで、

D_{co} : 酸化膜生成による減肉を考慮した被覆管外径

D_{ci} : 被覆管内径

σ_{tg} : 被覆管周方向応力

p_G : 燃料棒内圧

p_w : 冷却材圧力

固体接触による熱伝達の影響が大きくなるのは、出力過渡時において、ペレット-被覆管の強い接触が生じる場合である。

上記固体接触による熱伝達の影響について、10×10燃料を例として感度解析を行った。解析で



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

は、燃料中心温度が最も高くなる燃焼中期を想定し、設計出力(440W/cm)から過渡的に出力を高めた評価を行った。解析条件を下表にまとめる。なお、下記条件下における被覆管の周方向応力は、ほぼ降伏応力に相当し、固体接触の影響が十分大きくなる条件となっている。また、被覆管のメイヤー硬さは、文献^[3-29]に基づき、降伏応力の3倍とした。

解析の結果、上記固体接触による熱伝達を考慮することによる影響は、燃料中心温度約 °C に対し、10°C 程度の低下であり、僅かである。

以上のように、固体接触による熱伝達成分については、これらの効果を見逃しても解析結果に与える影響は小さいことから、CARO-NA コードでは、通常これらを見逃している。

項目	解析条件
燃焼時点	燃焼中期 (<input type="text"/> GWd/t)
線出力	<input type="text"/> W/cm
FPガス放出率*	約 <input type="text"/> %
燃料棒内圧*	約 <input type="text"/> MPa
ペレット表面粗さ	約 <input type="text"/> μm
被覆管内面粗さ	約 <input type="text"/> μm

※設計出力(440W/cm)での評価値



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(1) ギャップガスの混合熱伝導度 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

ギャップガスの混合熱伝導度 λ_{mix} は、下式で定義される。

$$\lambda_{mix} = \boxed{\phantom{\lambda_{mix} = \frac{\sum \lambda_i}{\sum m_i}}}$$

ここで、

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

λ_i : 各ギャップガス成分の熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

各ギャップガス成分の熱伝導度は、下式で定義される。

$$\lambda_i = \boxed{\phantom{\lambda_i = \frac{\lambda_{o_i, m}}{m_i}}}$$

ここで、

λ_i : 各ギャップガス成分の熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

$\lambda_{o_i, m}$: 各ギャップガス成分における定数



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。各ガス成分における定数 λ_0, m を下表に示す。

ガス成分	λ_0		m		温度範囲
He					
Ar					
Kr					
Xe					
N ₂					



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(2) ガス外挿距離(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

ガス外挿距離は下式で求められる。

$$l_1 + l_2 = \boxed{\phantom{\hspace{10em}}}$$

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

ここで、

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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

また、

ここで、

--

$S_i, \bar{\alpha}_i$: 各ギャップガス成分における定数

--

--

各ギャップガス成分における

--

 及び、各ガス成分における定数 $S_i, \bar{\alpha}_i$ を下表に示す。

ガス成分	S_i	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		$\bar{\alpha}_i$		
He	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>	
Ar	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>	
Kr	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>	
Xe	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>	
N ₂	<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>		<table border="1"><tr><td> </td></tr></table>	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3.2.3 ペレット内温度分布 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)

この方程式を解くため、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)

従って、任意の半径方向位置 r (ただし、 $R_j < r < R_{j+1}$) での熱伝導方程式は以下のように表される。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$q_j''(r) = -\lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr} = \boxed{\hspace{10em}} \quad (W/m^2)$$

ここで、

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

すなわち、ペレット径方向リング位置 j での熱伝導度積分 J_j は以下の通りとなる。

$$J_j = \int_{T_{j+1}}^{T_j} \lambda(T) \cdot dT = \boxed{\hspace{10em}} \quad (W/m)$$

上記式に示すように、各ペレット径方向リング位置での熱伝導度積分 J_j は、各リングの内半径及び発熱量で求められることが分かる。

なお、中心孔がある場合のペレット内温度分布計算は、中心空孔の体積を考慮した発熱密度を用いて行われる。中空ペレットを対象とした計算はコードの検証において行われるが、コードの検証では軸方向出力分布の測定値を入力として取り扱っており、中心空孔を考慮した出力を計算に使用している。

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、上記の傾向を示すモデルとして、ペレット内の径方向出力分布を下式により与えている。ここで、各定数は、ペレット燃焼度及び濃縮度に依存したテーブルにより与えられている。これらのテーブルは CARO コードの設計に当たって二次元集合体燃焼計算コードを用いてペレット内の径方向出力分布を評価した結果からフィッティングしたものである。計算コードは 3 群(高速群、熱外群、熱群)の輸送計算により中性子束分布を求め、これをもとに燃焼計算を行うものである。径方向出力分布の評価においてはペレットを径方向に等体積で \square 分割しておのこの領域の出力を評価した。仮定したボイド率は炉心中央部のボイド率に対応する 40%とした。燃焼



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

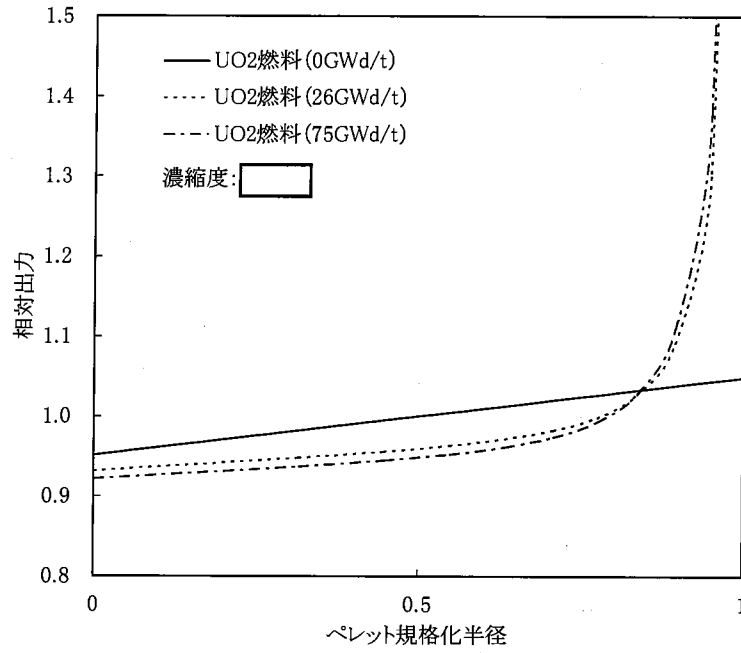
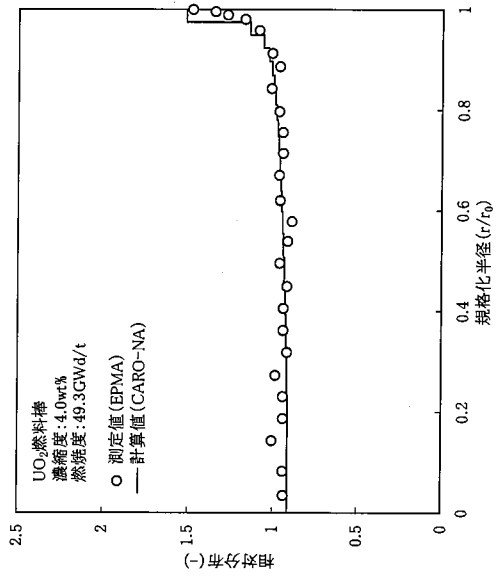


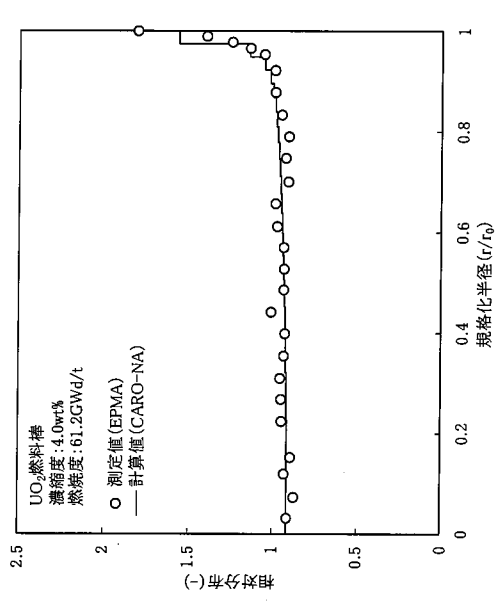
図 3-6 ペレット径方向出力分布の例



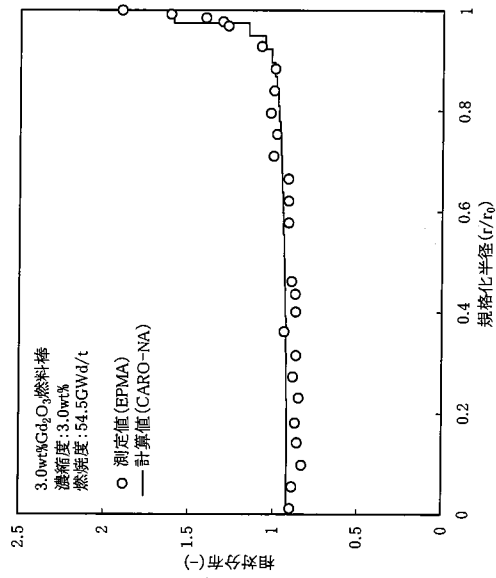
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(UO_2 燃料棒 濃縮度: 4.0wt% 燃焼度: 49.3GWd/t)



(UO_2 燃料棒 濃縮度: 4.0wt% 燃焼度: 61.2GWd/t)



(3wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料棒 濃縮度: 3.0wt% 燃焼度: 54.5GWd/t)

図 3-7 ペレット径方向燃焼度分布の計算値と測定値の比較^[3-24]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3.2.4 ペレット熱伝導度

1.2.3 節で述べたように、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 コード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 (CARO-NA において変更したモデル)

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^[3-25]。

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

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 Gd_2O_3 濃度による影響をモデル化した下式^[3-26,27]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 : 定数

B : 定数

C : 定数

D : 定数

α : 定数

Gd : Gd_2O_3 濃度 (wt%)

Bu : 燃焼度 (GWd/t)

T : 温度 (K)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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 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^[3-28]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^[3-29]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。なお、気孔率の計算においては、焼きしまり、スエリング等の照射による気孔の生成・消滅に伴う密度変化も考慮している。具体的には、燃焼の進行に伴い、焼きしまりによる体積収縮 (4.3.2.3 節参照) とリムの形成による体積膨張 (4.3.2.2(2)節参照) を考慮した体積変化 ΔV が生じた場合の気孔率の増加を

$$\frac{V + \Delta V}{V} = \frac{1 - P}{1 - (P + \Delta P)}$$

で計算し、各タイムステップでの気孔率 P としている。

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 3-8 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 3-9 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 3-10 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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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 3-11 及び図 3-12 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。

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。

文献^[3-67]によると液相ペレット熱伝導度は 2.5~3.6 (W/m/°C)とすることが最も妥当であると報告されている。この数値は、各種の液相ペレット熱伝導度の実測値及び実測値を解析により補正した計算値について測定の不確かさや解析上の仮定を考慮した上でレビューされたものであり、IAEA のレポート^[3-68]にも報告されている。なお、本文献では液相における熱伝導度の温度依存性について明確な傾向は示されていないものの、セラミックスの熱拡散率は温度に対し融点前後で連続的に微増するとの知見^[3-69]も踏まえ、上記液相ペレット熱伝導度が妥当であると結論付けている。

図 3-8 に上述の液相ペレットの熱伝導度の推奨範囲を併せて示す。CARO-NA コードの使用範囲は 1%塑性歪相当出力までであり、燃料中心温度としては約 3000°C までの範囲に相当するが、図 3-8 から、この範囲においてペレット熱伝導度モデルは妥当であることがわかる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

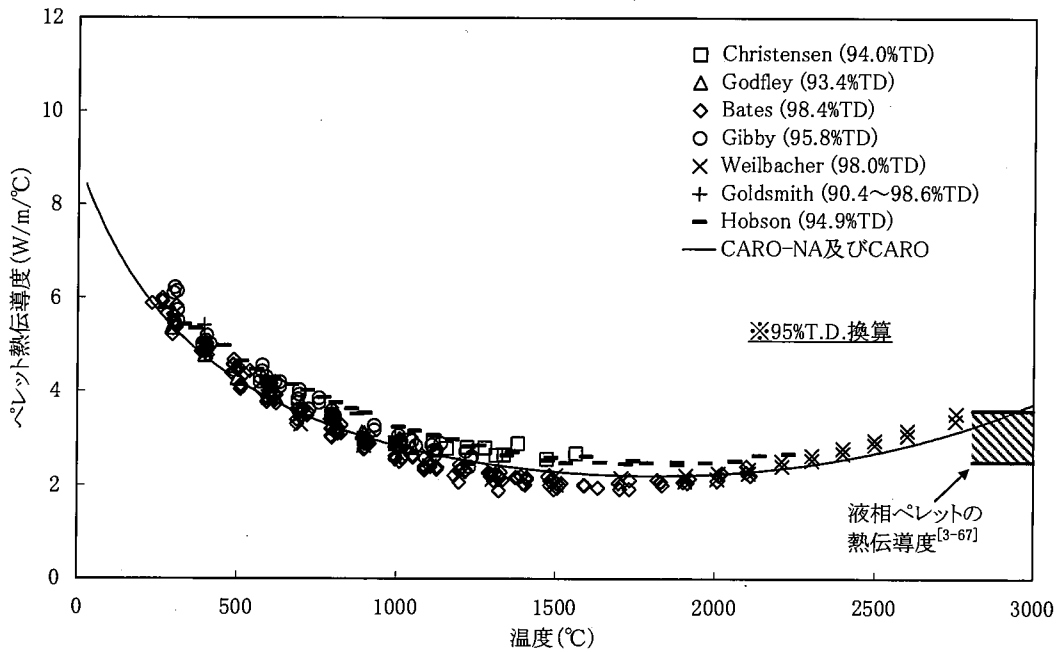
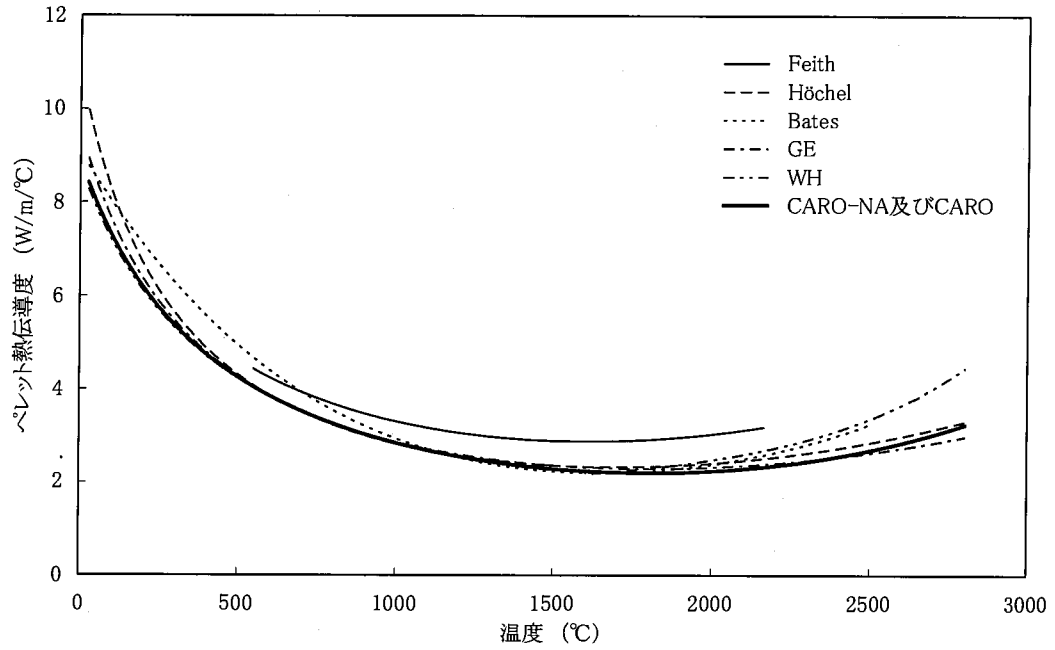
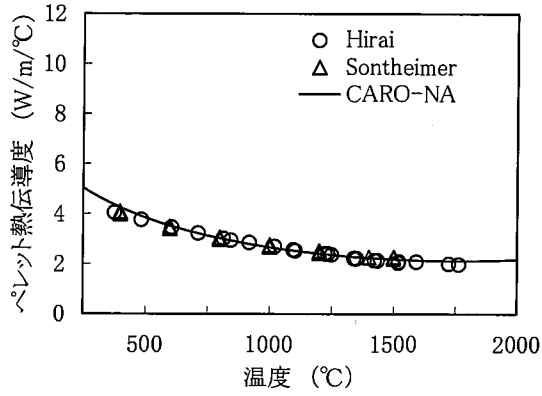


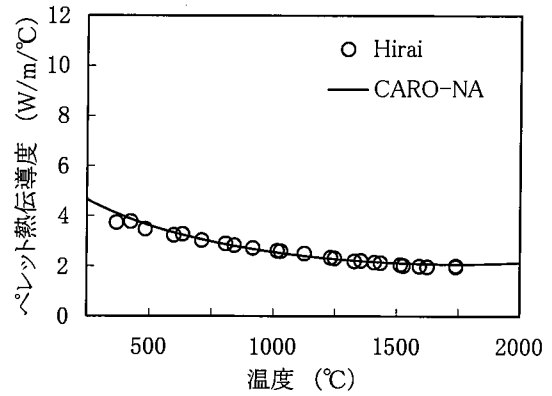
図 3-8 未照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-30~40,67]



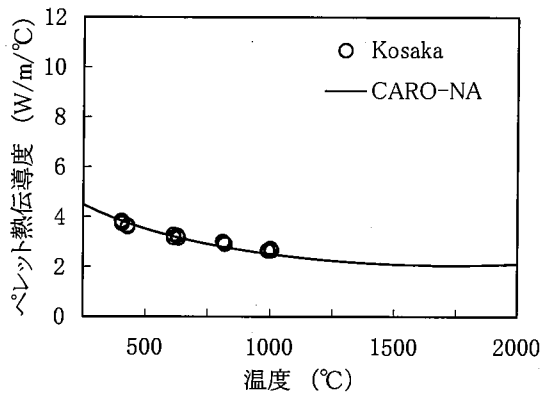
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



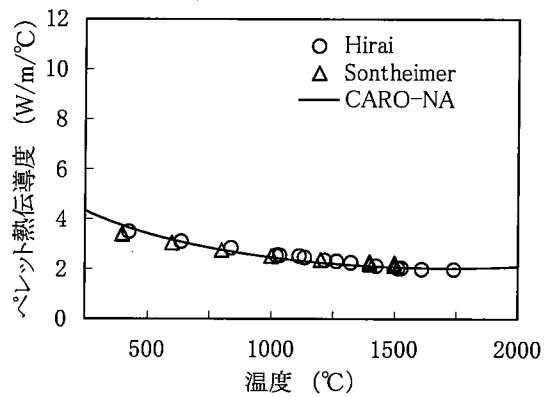
(a) 3wt%Gd₂O₃



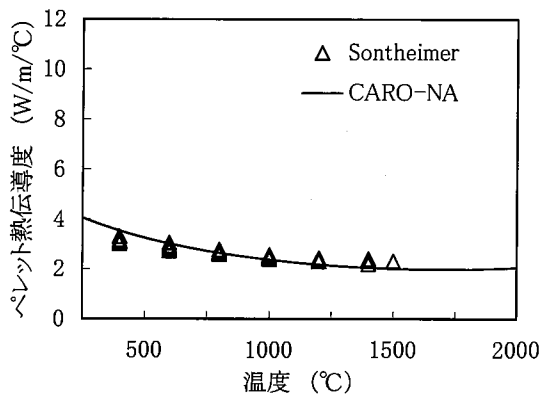
(b) 5wt%Gd₂O₃



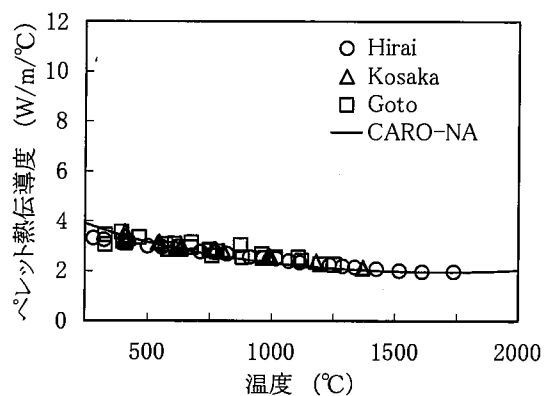
(c) 6wt%Gd₂O₃



(d) 7wt%Gd₂O₃



(e) 9wt%Gd₂O₃



(f) 10wt%Gd₂O₃

図 3-9 未照射 Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットの熱伝導度^[3-41~44]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

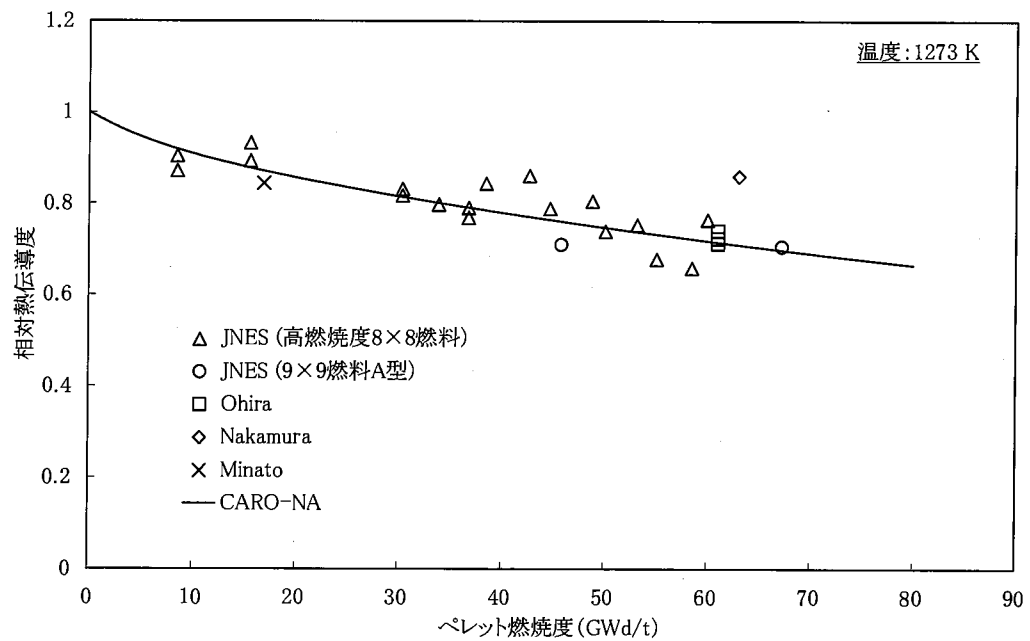
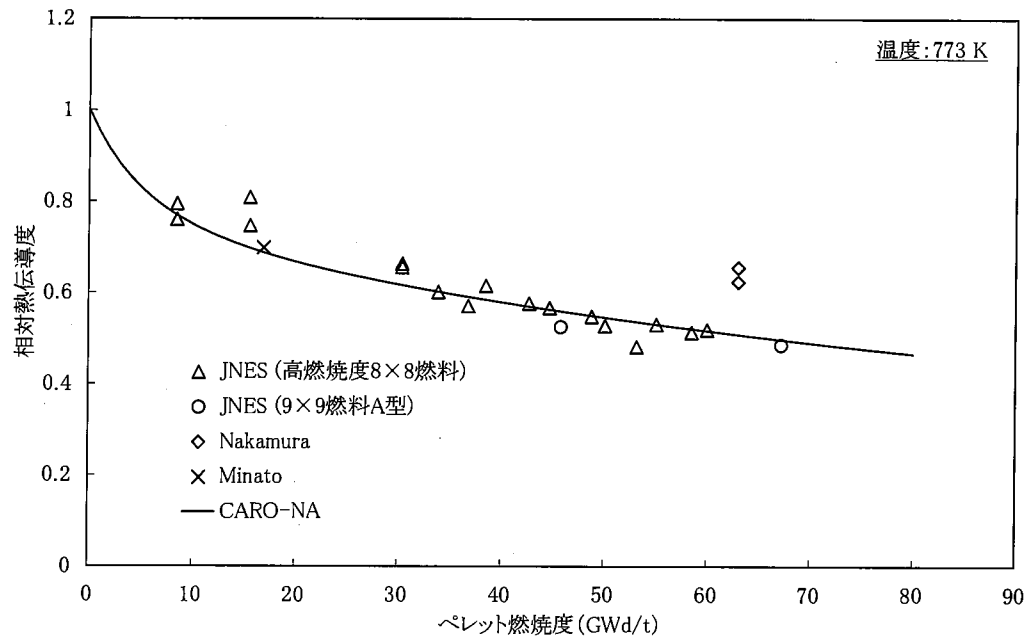


図 3-10 照射 UO_2 ペレット熱伝導度の燃焼度依存性^[3-26,45~47]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

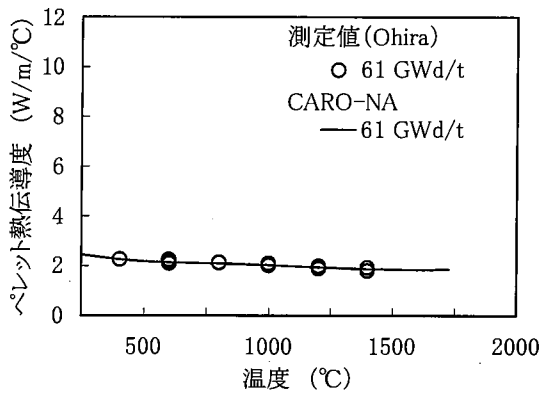
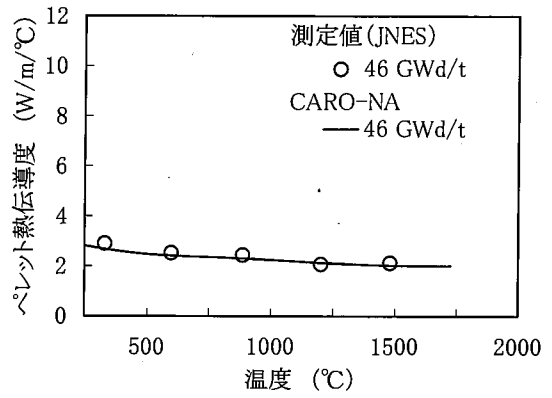
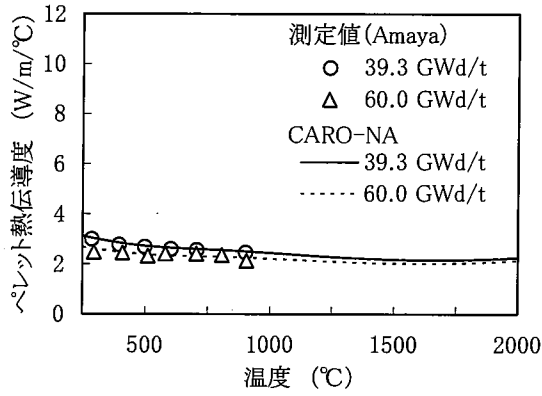


図 3-11 照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-11,26,48]

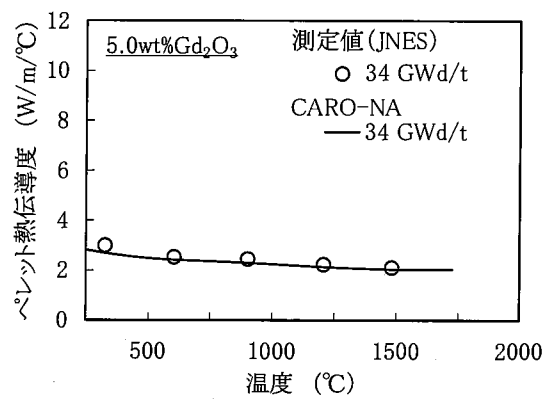
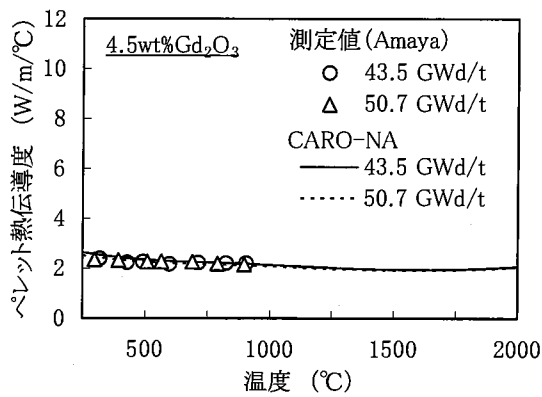


図 3-12 照射 Gd₂O₃ 入り UO_2 ペレットの熱伝導度^[3-11,48]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3.2.4.2 高燃焼度領域におけるリム効果(CARO-NAにおいて変更したモデル)

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^[3-49]。

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

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 3-13 に示すリム幅測定値に基づき決定しており、また、補正に用いる気泡率は図 3-14 に示す気泡率測定値に基づきモデル化している。

図 3-14 に示す気泡率について、HBRP データは金相写真、Owaki データは SEM 写真から、それぞれ画像解析により評価したものである。

図 3-13 に示すリム幅については、金相及び EPMA による測定結果の内、EPMA データに基づき評価された結果を基にモデル化している。

EPMA によるリム幅の評価は、ペレット径方向の結晶内 Xe 保持量分布を測定し、結晶内 Xe 保持量が外周領域で低下し始める位置を評価したものである。一方、金相によるリム幅の評価は、結晶粒が微細化した(多孔質化した)領域の厚さを評価したものである。

この様にリム幅の評価は、上記 2 通りによってデータがまとめられているが、概して、EPMA による評価結果は、金相/SEM 観察による評価結果と比較して大きく見積られる。これは、金相/SEM 観察ではリム組織が形成し始めている領域境界の判定が難しいためであると考えられる。

リム組織の影響として気泡による熱伝導度の低下を考慮することでリム幅が大きいほど燃料温度を高く評価する傾向にあるため、CARO-NA コードでは、リム幅をより大きく評価する EPMA 測定結



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

果を考慮したリム幅のモデルを設定することで、燃料温度を非保守的に評価しないようにしている。ただし、CARO-NA コードの適用範囲であるペレット燃焼度 80GWd/t までの範囲ではリム幅は最大でも 1000 μ m 程度であり、通常運転状態におけるリム組織の有無が燃料中心温度へ与える影響は数°Cである^[3-70]。

なお、図 3-13 のリム幅は CARO-NA コードにおいて以下の式で計算している。

$$W = \boxed{}$$

ここで、

W : リム幅 (mm)

Bu : ペレット平均燃焼度 (GWd/t)

なお、上記式において $\boxed{}$ である。

また、図 3-14 のリムにおける気泡率は CARO-NA コードにおいて以下の式で計算している。

$$P_{rim} = \boxed{}$$

ここで、

P_{rim} : リム部の気泡率

Bu : リム部の局所燃焼度 (GWd/t)

リム組織が形成される高燃焼度領域でのスエリング等の挙動には UO_2 燃料と Gd_2O_3 入り UO_2 燃料とで大差がないことから、CARO-NA コードではリム組織形成のモデルについても UO_2 燃料と Gd_2O_3 入り UO_2 燃料とで同一のモデルを用いている。

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。図 3-15 にリムが形成したペレットの熱伝導度測定値と CARO-NA コードのモデルとの比較を示す。図に示すように、CARO-NA コードの熱伝導度モデルはリムが形成したペレットの熱伝導度測定値に良く一致している。

また、HBRP (High Burnup Rim Project) の結果に基づくペレットの熱伝導度モデルが Kitajima 等^[3-50]により報告されている。図 3-16 にリムが形成した燃焼度 (100GWd/t および 80GWd/t) における CARO-NA コードの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 コードのモデルは公開文献のモデルとよく一致している。

参考として、リム領域の気泡による熱伝導度の補正と、リムが形成していない領域の気孔による熱伝導度補正 (Loeb の式による補正) の比較を図 3-17 に示す。この図では気泡/気孔が無いペレット(すなわち理論密度 100%TD)の熱伝導度を 1 に規格化し、気泡率/気孔率の増加に対する熱伝導度補正の傾向を比較している。リム領域の熱伝導度は通常の気孔が発生している領域よりも気泡率の増加に対する熱伝導度の低下が緩やかである。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

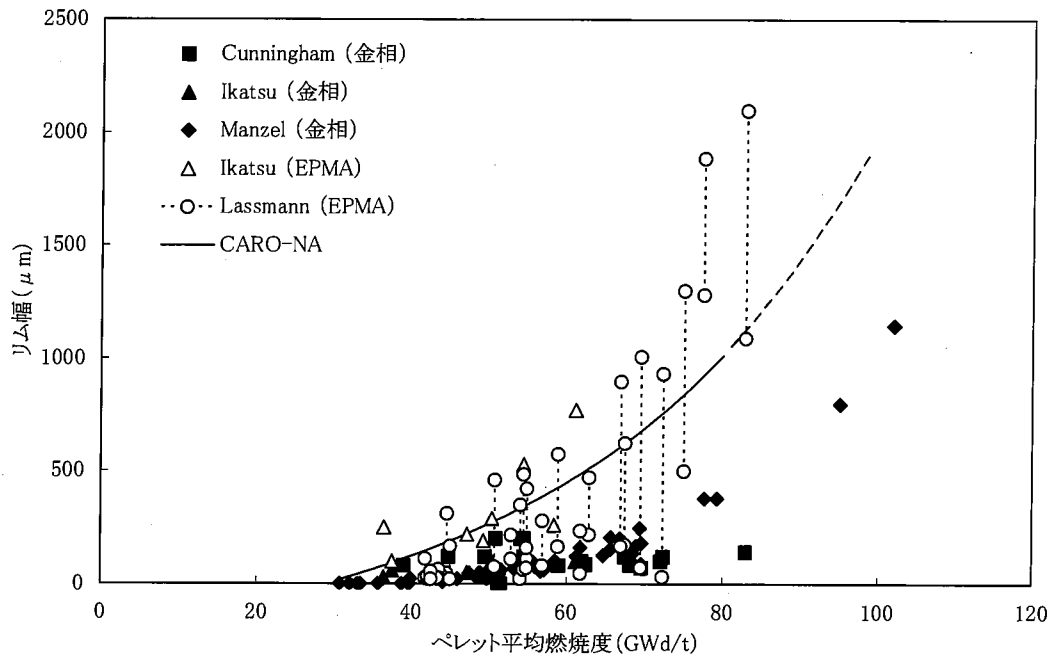


図 3-13 ペレットリム幅の燃焼度変化^[3-49,51~53]

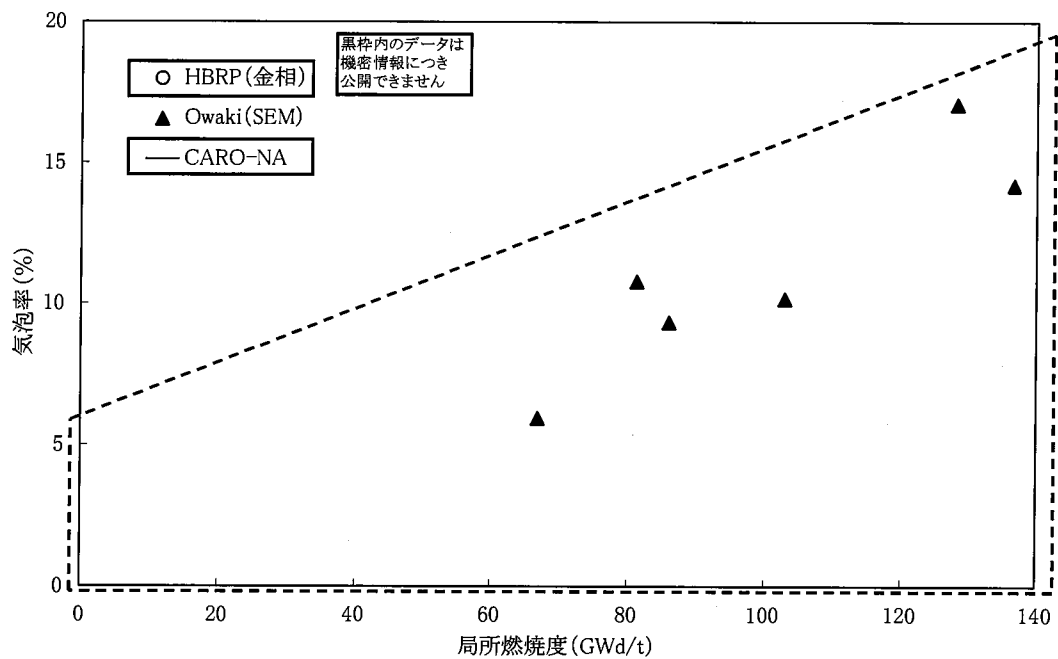
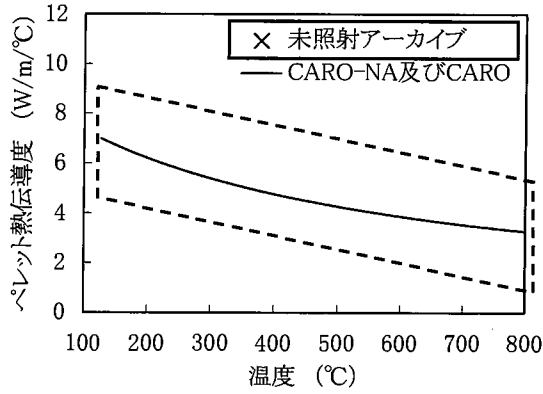


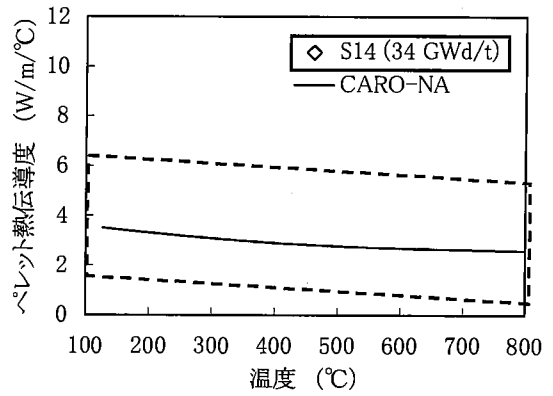
図 3-14 気泡率の燃焼度変化^[3-54]



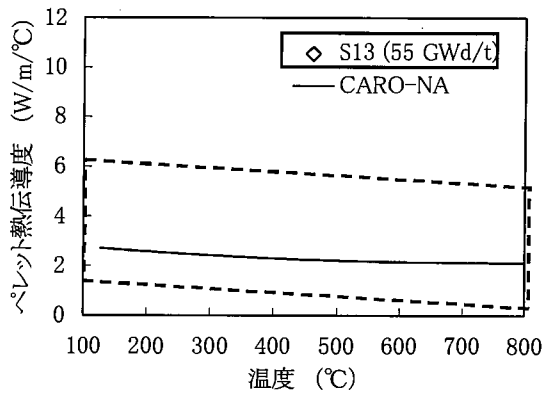
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



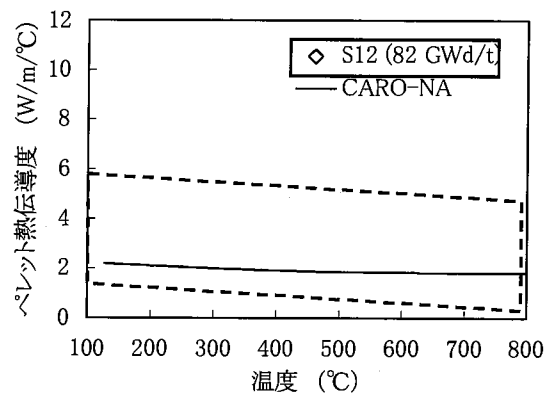
(a) 未照射アーカイブ



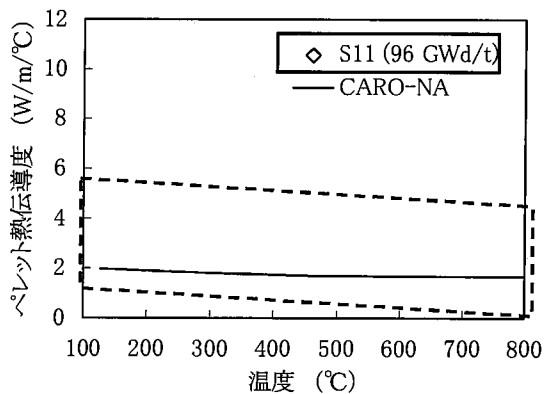
(b) S14 (34GWd/t, リム非形成)



(c) S13 (55GWd/t, リム非形成)



(d) S12 (82GWd/t, リム形成)



(e) S11 (96GWd/t, リム形成)

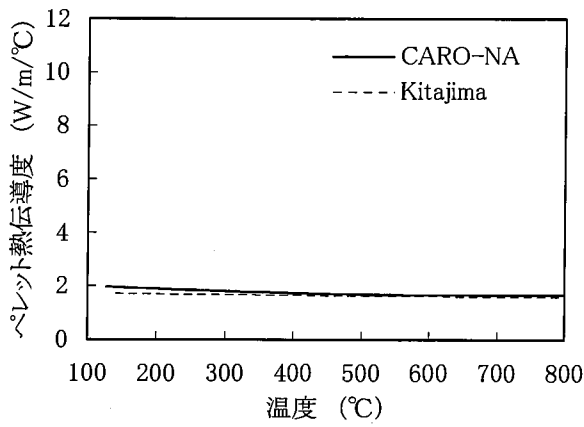
黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

非公開データの範囲

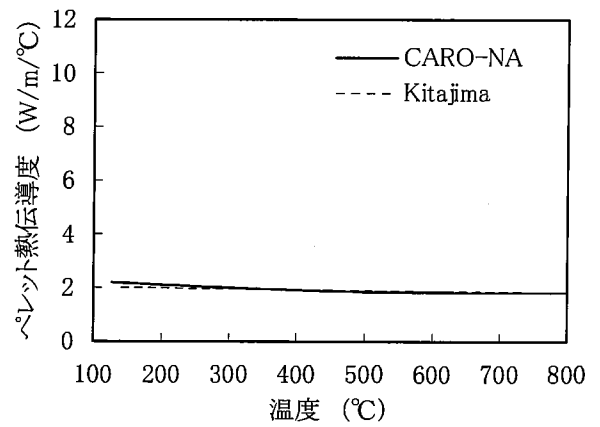
図 3-15 リムが形成されたペレットの熱伝導度



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(100GWd/t, 気泡率 11%)



(80GWd/t, 気泡率 8%)

図 3-16 リムが形成されたペレットの熱伝導度のモデル比較^[3-50]

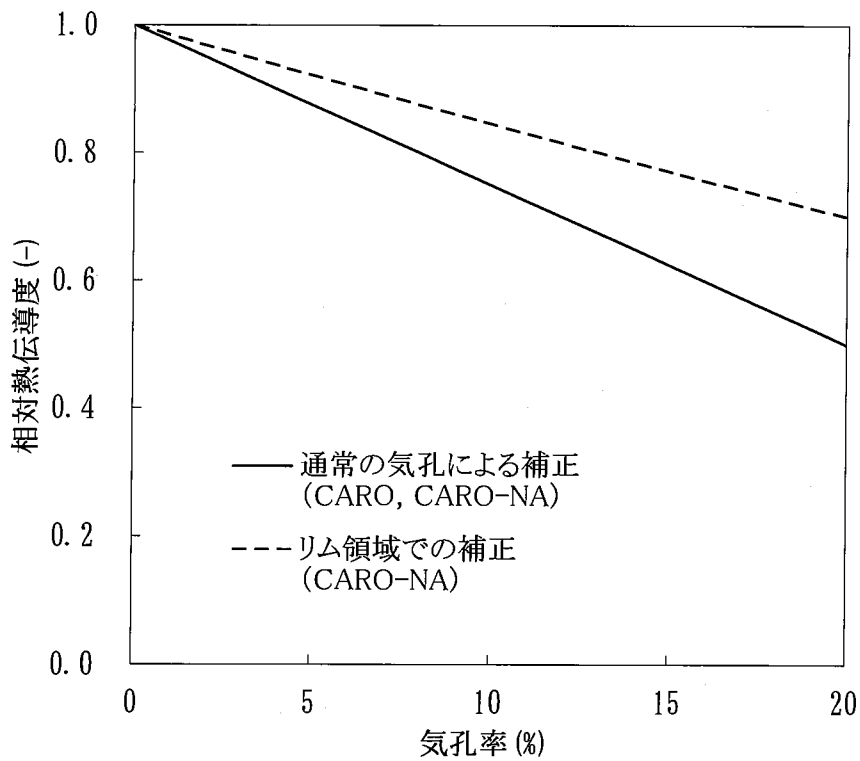


図 3-17 リムが形成された領域と、通常の気孔がある領域のペレット熱伝導度補正の比較



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3.2.4.3 ペレット組織変化(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

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。

具体的には、下式に示すように、

[] するようなモデルとなっている。ただし []
[] には適用されない。

[]

CARO-NA コードでは、通常 []

[] としている。

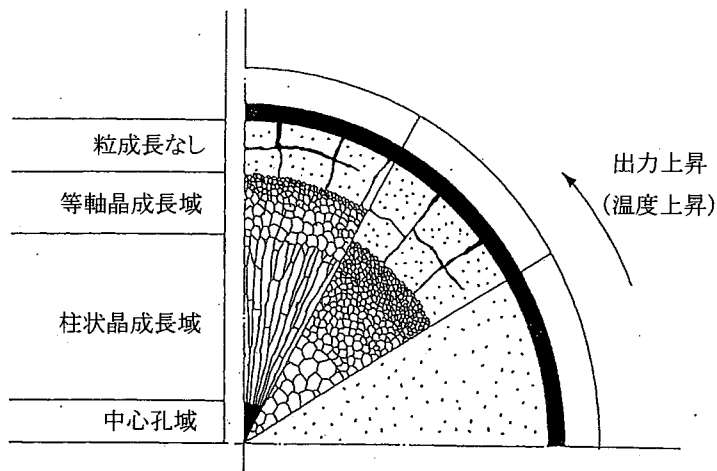


図 3-18 高出力で照射されたペレットの組織変化の模式図



3.2.5 ペレット融点 (CARO-NA において変更したモデル)

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 等を添加したことによる融点の低下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°Cとしている。

報告者	未照射 UO_2 の融点
Hausner ^[3-55]	2805 °C
Lyon 等 ^[3-56]	2840 °C
Yamanouchi 等 ^[3-57]	2845 °C
Yamamoto 等 ^[3-58]	2845 °C
Rand 等 ^[3-59]	2847 °C
Aitken 等 ^[3-60]	2855 °C
Latta 等 ^[3-61]	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^[3-62]に基づき、燃焼初期から 10GWd/t 当たり 32°C低下するモデルとしているが、CARO-NA コードでは Yamanouchi^[3-57]及び原田等^[3-63]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°C融点が低下することとしている。

図 3-19 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」^[3-65]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(図 3-20)を基に設定している。図に示すとおり、 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの融点は、1wt%の Gd_2O_3 濃度増加につき約 °C低下する。CARO-NA コードのモデルでは、これに保守性を見込んで 1wt%の Gd_2O_3 濃度増加につき °C低下するモデルとしている。なお、 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレツ



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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し、ペレット燃焼度 30GWd/t 以降で 10GWd/t 毎に 32°C 低下することとしている。

参考として図 3-21 に MOX ペレットの融点測定データの燃焼度依存性を示す。 100GWd/t を越える高燃焼度領域まで照射された MOX ペレットについても融点が有意に低下する傾向は見られていない。この知見に照らし合わせてみても、CARO-NA コードにおける Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット及び UO_2 ペレットの融点低下モデルが十分保守性を持ったモデルであると判断される。

上記内容を定式化すると、CARO-NA コードにおけるペレット融点は下記のとおり表現される。

$$T_{melt} = \begin{cases} 2805 - \square Gd & (Bu < 30) \\ 2805 - \square Gd - 3.2 \cdot (Bu - 30) & (Bu \geq 30) \end{cases}$$

ここで、

- T_{melt} : ペレット融点 ($^\circ\text{C}$)
 Gd : Gd_2O_3 濃度 (wt%)
 Bu : 燃焼度 (GWd/t)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

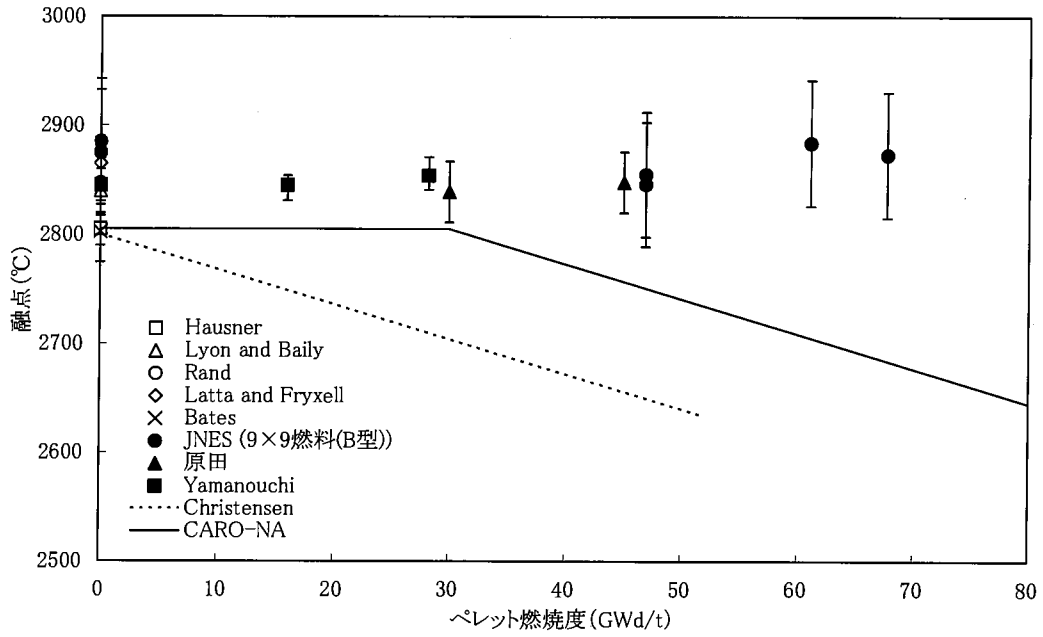


図 3-19 UO₂ ペレット融点の燃焼度変化^[3-11,55~57,59, 61~64]

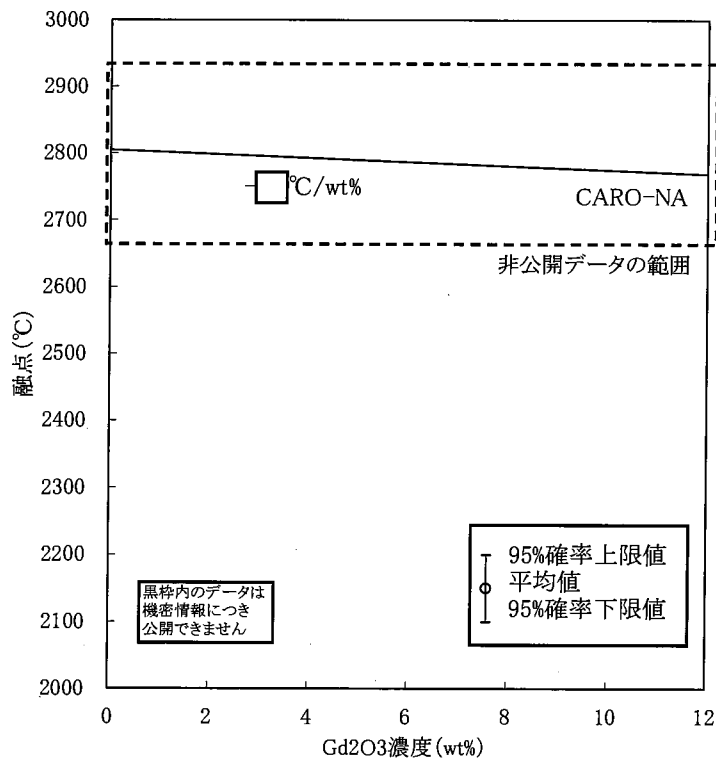


図 3-20 Gd₂O₃ 濃度と融点の関係



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

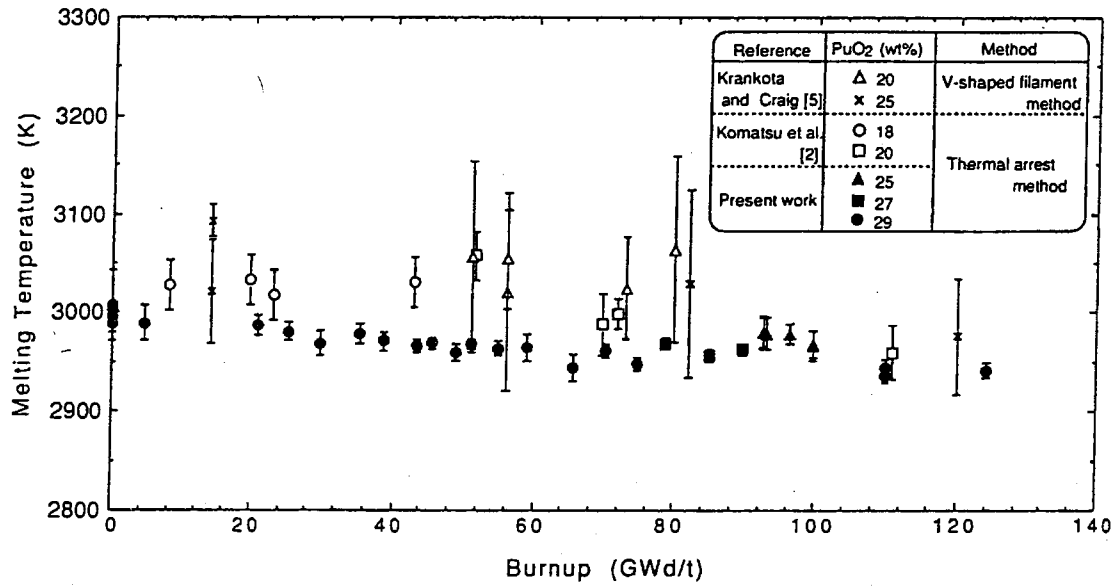


図 3-21 MOX ペレット融点の燃焼度変化^[3-66]



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 と CARO-NA で共通)

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、1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。

以上の CARO-NA コードの計算フローを図 4-1 に示す。

本章は、上述の CARO-NA コードの機械的解析について説明するものである。図 4-1 の計算フロー中の赤枠が、本章において説明する該当箇所を示している。

また、有限要素法によるペレット-被覆管機械的相互作用 (PCMI) の計算フローは「2.2 計算フロー」の図 2-5 に示した通りである。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

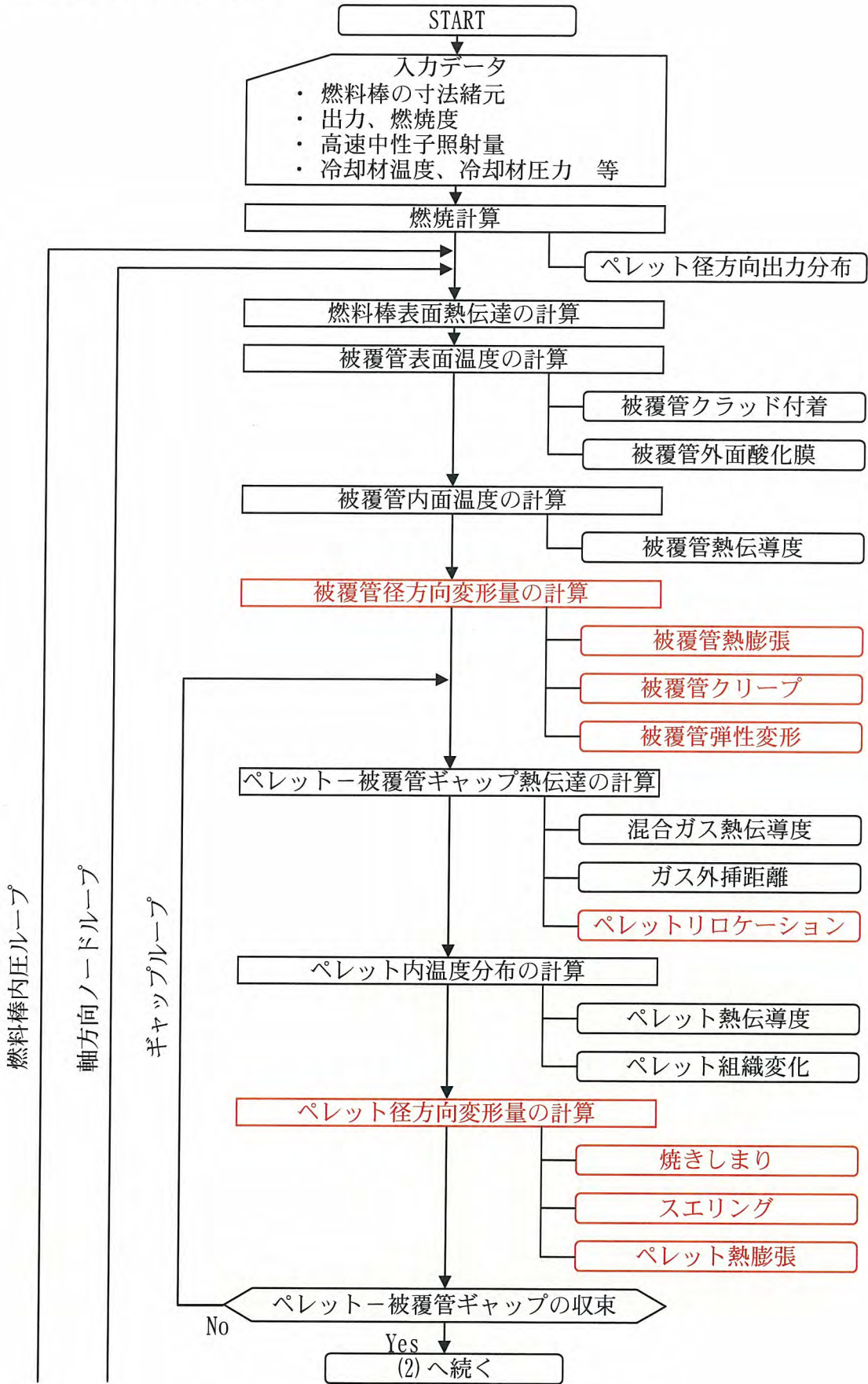


図 4-1(1) 熱機械設計計算のフロー



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

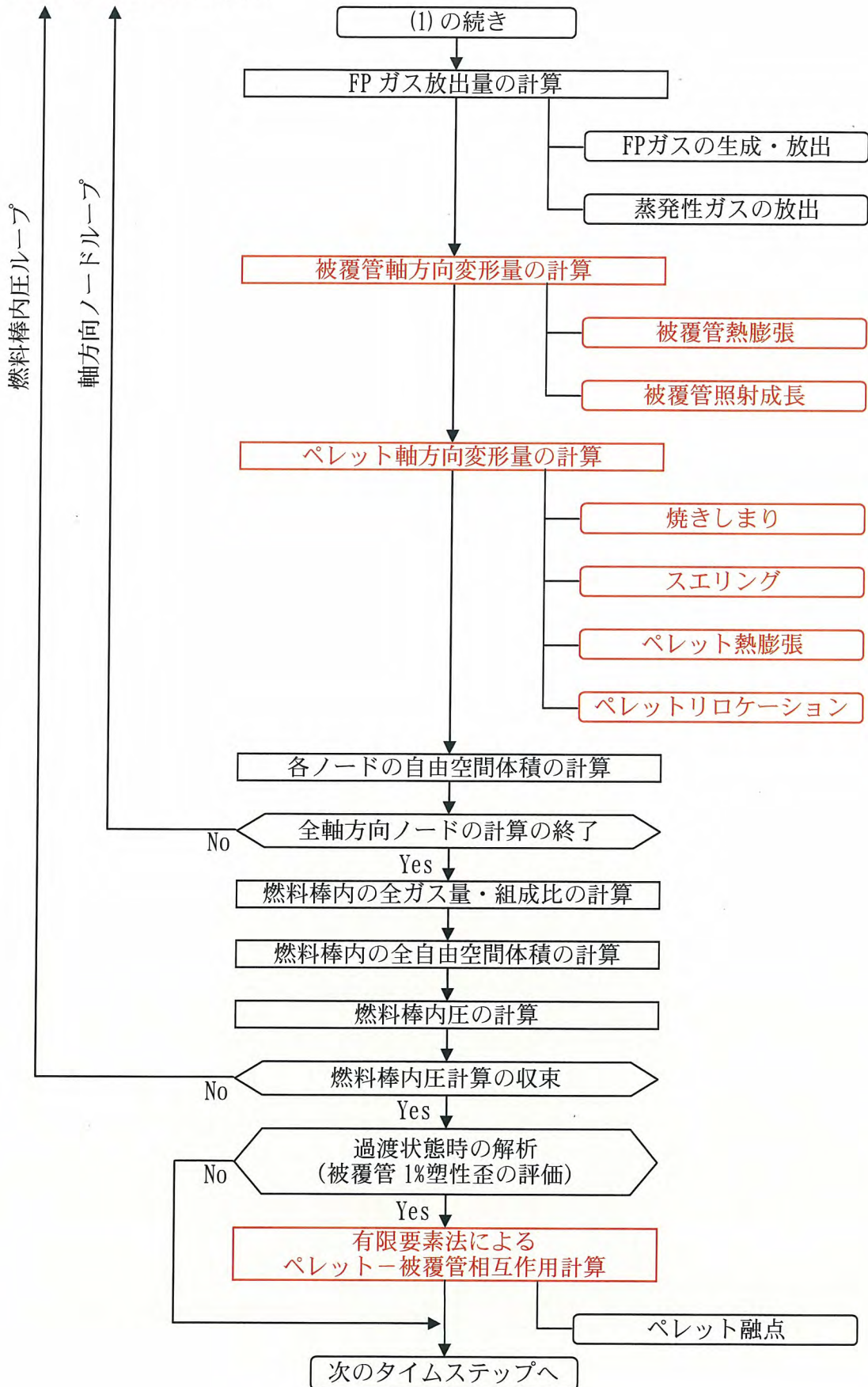


図 4-1(2) 熱機械設計計算のフロー



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

以下に、各モデルについて説明する。

4.2.1.1 被覆管ヤング率(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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 E は、温度依存性を考慮した下式により計算される。

$$E = \boxed{\hspace{2cm}}$$

ここで、

E : 被覆管ヤング率 (MPa)

T : 被覆管温度 (°C)

図 4-2 に CARO-NA コードにおけるヤング率モデルを文献値^[4-1~3]と比較した結果を示す。図に示すとおり、CARO-NA コードにおけるモデルは文献値とほぼ同等である。

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。

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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

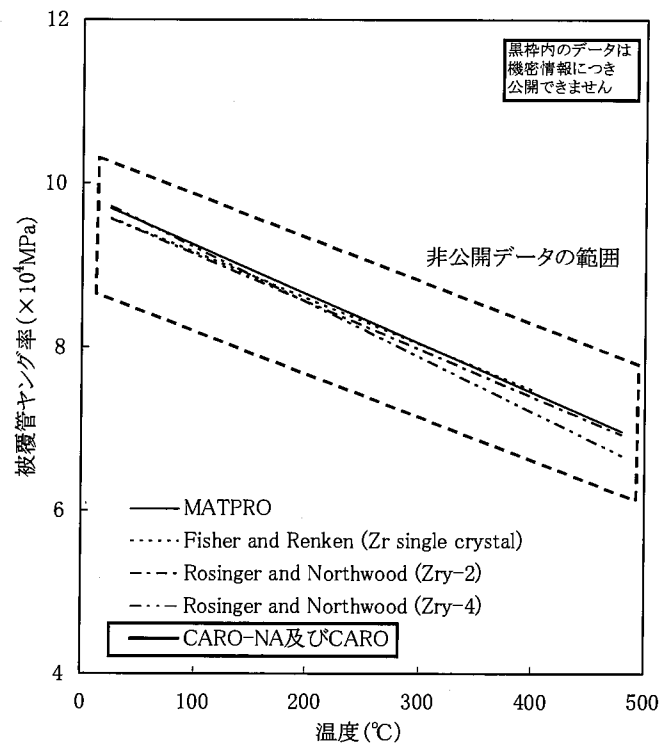


図 4-2 被覆管のヤング率温度依存性^[4-1~3]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.1.2 被覆管ポアソン比 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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、図 4-3 に示すように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下記の固定値を使用している。

なお、一般的に金属材料全般のポアソン比も概ね同等の値である。

$$\nu = \square$$

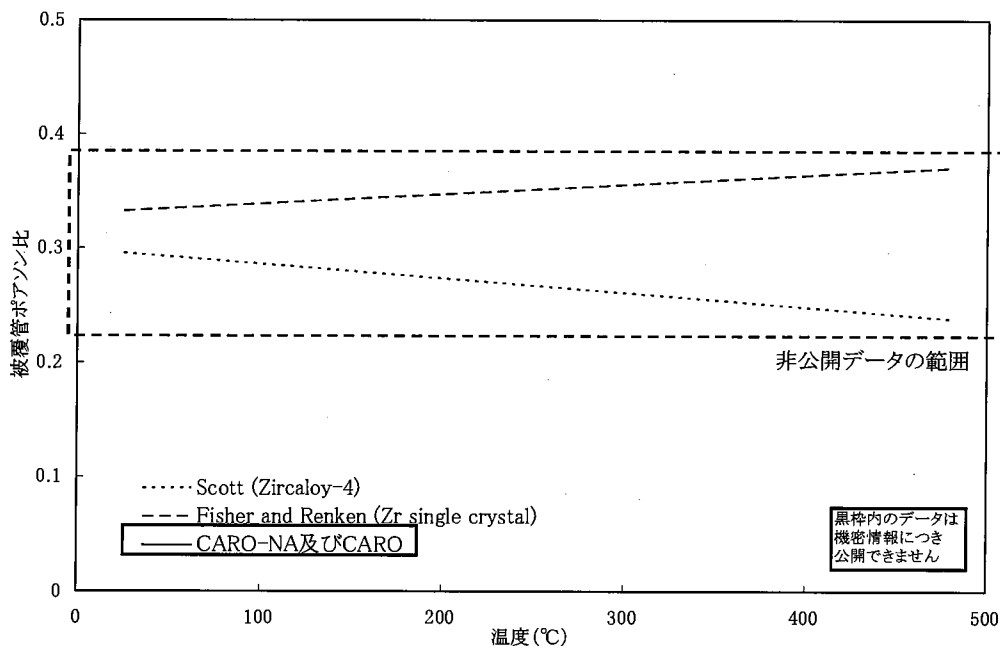


図 4-3 被覆管ポアソン比の温度依存性^[4-2,6]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.1.3 被覆管降伏応力 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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。ここでは、未照射における被覆管降伏応力について述べる。

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。モデルを図 4-4 に示すが、モデル化にあたっては、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。

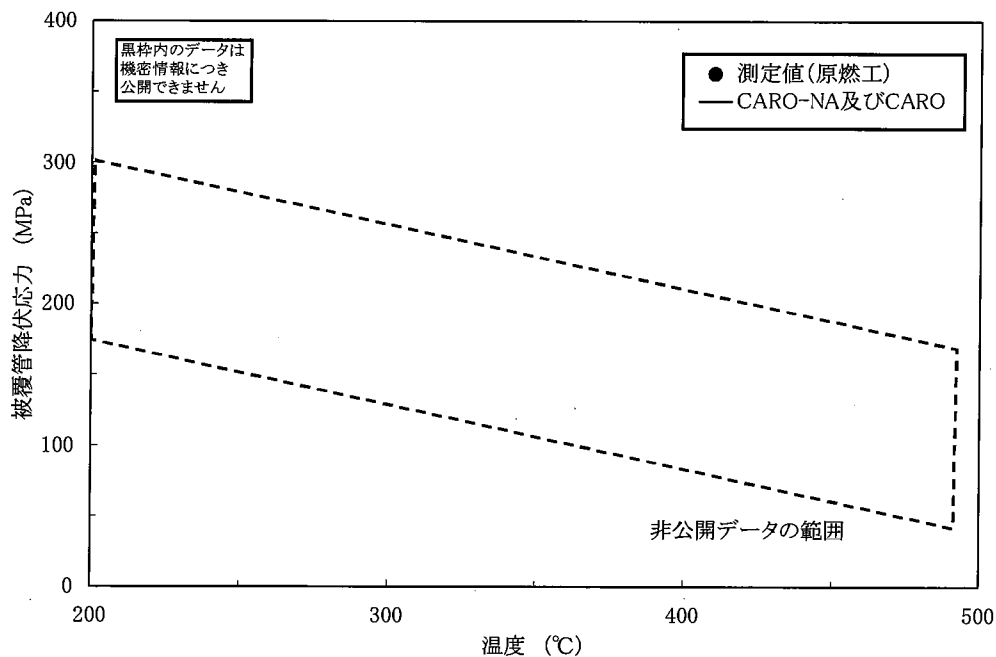


図 4-4 未照射被覆管の降伏応力温度依存性
(図中の誤差棒は、測定データの標準偏差を示したものである)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.1.4 照射硬化(CARO-NAにおいて変更したモデル)

4.2.1.3 節では、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、この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について、図 4-5 に照射被覆管の降伏応力温度依存性を示す。このモデルは国内で取得された照射被覆管の引張試験結果と比較して保守的に定めたものである。照射硬化は照射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、図 4-6 に示すように過去に取得されているデータ範囲以上の温度(以上)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、図 4-7 には被覆管降伏応力モデルの高速中性子照射量依存性を示す。高速中性子照射量依存性のモデルは、照射量によって図 4-5 に示した降伏応力で飽和するように設定している。

被覆管の照射硬化は従来コードである CARO コードでは考慮していない物性モデルであり、CARO コードでは照射材に対しても未照射材の降伏応力を用いている。

従来コードからの変更点は、照射材に対して本章で説明した図 4-5 に示す照射硬化を考慮した被覆管降伏応力設計線を適用していることである。

なお、照射硬化を考慮した CARO-NA コードの降伏応力モデルは、燃料設計における3つの基準(破損限界、応力設計比、疲労)のうちの「応力設計比」の計算における許容応力の公称値として従来より用いているものである。なお、被覆管応力評価においては統計的評価手法が用いられ、許容応力も統計的ばらつきを見込んでいる。この統計的ばらつきの95%下限値は図 4-6 に示す海外データの下限値から設定している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

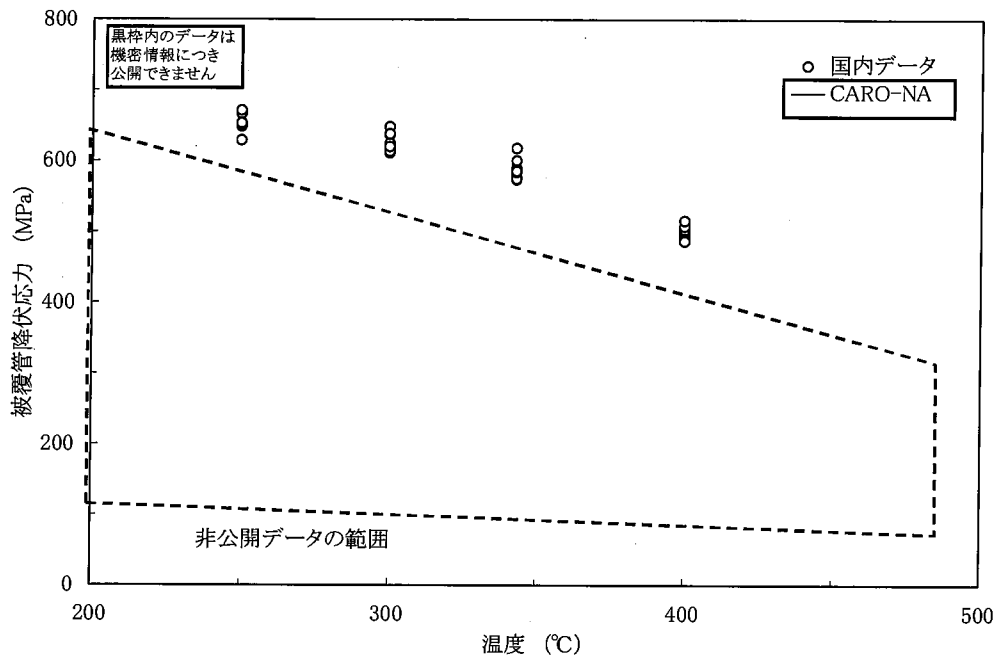


図 4-5 照射被覆管の降伏応力温度依存性^[4-8]
(高速中性子照射量: $2\sim 7 \times 10^{21} \text{n/cm}^2$, $E > 1 \text{MeV}$)

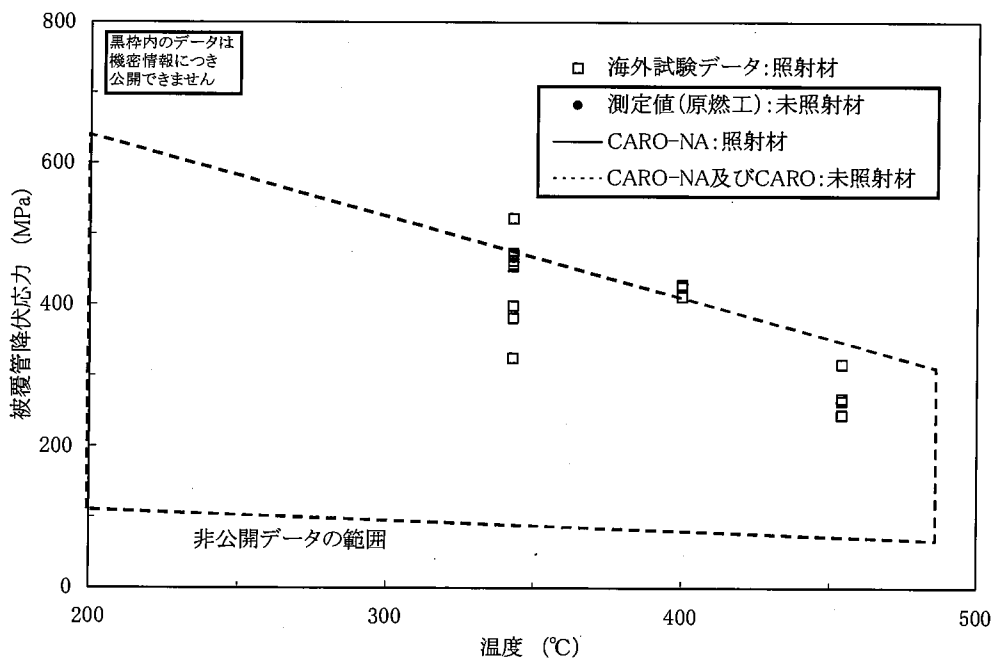


図 4-6 照射被覆管降伏応力モデルと海外試験データの比較^[4-9]
(高速中性子照射量: $3\sim 5 \times 10^{21} \text{n/cm}^2$, $E > 1 \text{MeV}$)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

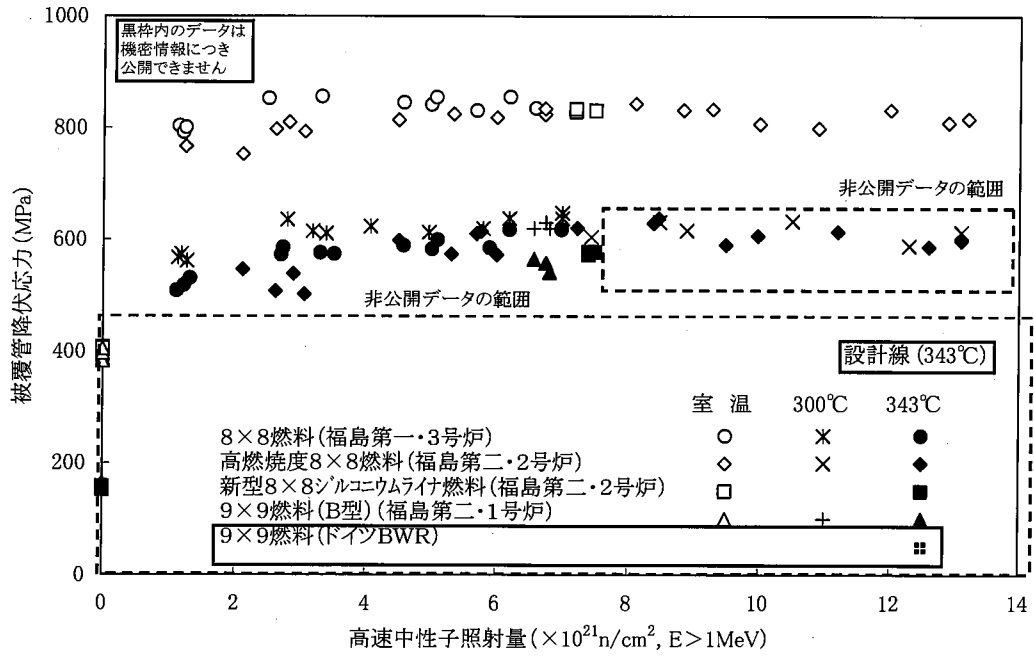


図 4-7 被覆管降伏応力の高速中性子照射量依存性^[4-10]



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。

以下の項でこれらのモデルの詳細について説明する。

4.2.2.1 ペレットヤング率(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

「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。

以上の知見から、CARO-NA コードでは、ペレットのヤング率として温度及び密度依存性を考慮した下式によりモデル化している。

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

ここで、

E : ペレットヤング率 (MPa)

T : ペレット温度 (°C)

D : ペレット理論密度比

図4-8にペレットのヤング率の温度依存性について、文献データと比較した結果を示す。図に示すとおり、CARO-NA コードで用いているペレットヤング率は文献値^[4-11~13]と比較して妥当である。

Gd₂O₃入りUO₂ペレットについては平井^[4-14]らがGd₂O₃濃度20wt%までの範囲でペレットのヤング率を測定し、Gd₂O₃濃度がGのときの相対的なヤング率をUO₂ペレットのヤング率E₀との比で

$$E/E_0 = 1 - 0.005686G$$

としている。この知見によれば、CARO-NA コードの適用範囲であるGd₂O₃濃度10wt%までの範囲での室温におけるヤング率の低下はわずか6%未満であり、無視できる。したがって、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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

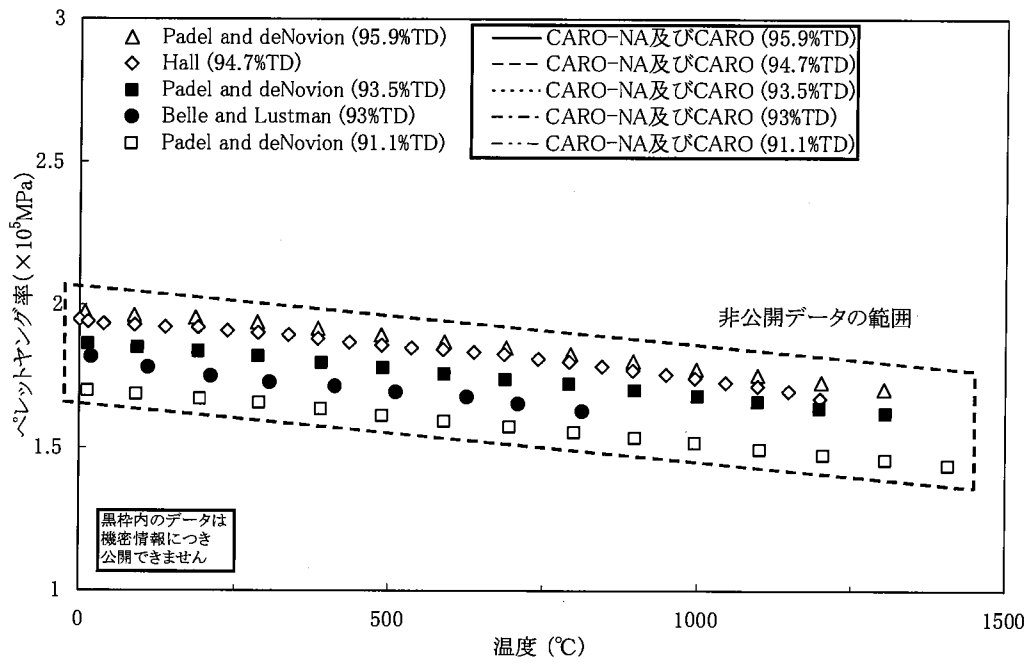


図 4-8 ペレットヤング率の温度変化^[4-11~13]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.2.2 ペレットポアソン比 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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。

以上から、CARO-NA コードでは、ペレットポアソン比を温度及び密度依存性を考慮せず、被覆管と同様の の固定値として用いている。

$$\nu = \text{$$

図 4-9 に CARO-NA コード及び MATPRO^[4-15] のペレットポアソン比モデルを示すが、MATPRO のモデルにおいても温度依存性と密度依存性を考慮していない。

Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットについては平井^[4-14]らが Gd₂O₃ 濃度 20wt% までの範囲でペレットのポアソン比を測定し、Gd₂O₃ 濃度が G のときの相対的なポアソン比を UO₂ ペレットのポアソン比 ν_0 との比で

$$\nu/\nu_0 = 1 - 0.00659G$$

としている。この知見によれば、CARO-NA コードの適用範囲であるガドリニア濃度 10wt% までの範囲では室温におけるポアソン比の低下はわずか 7% 未満であり、無視できる。したがって、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.

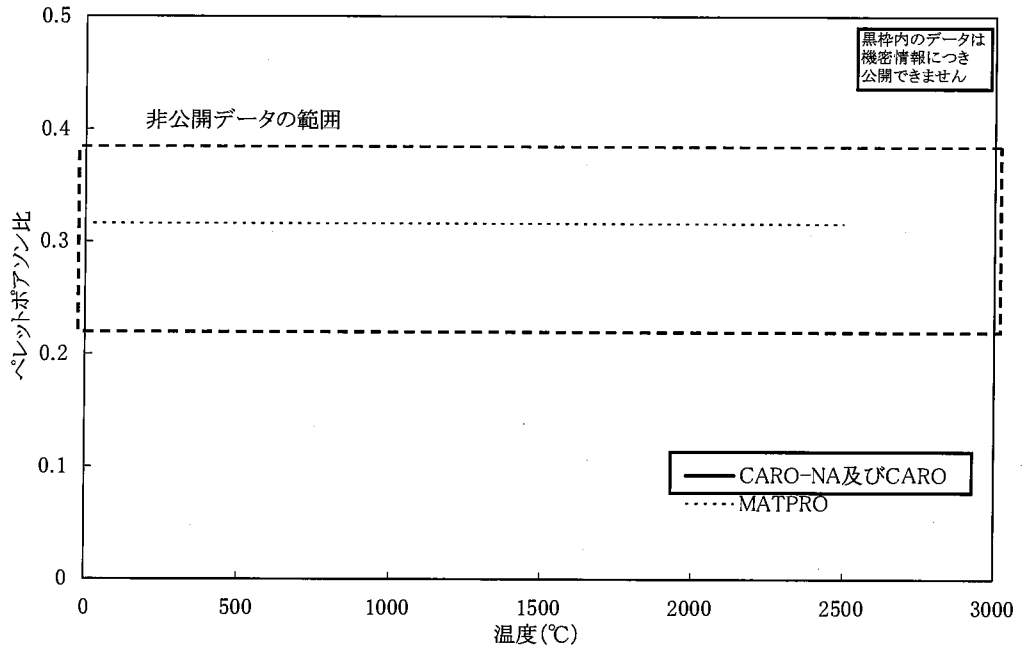


図 4-9 ペレットポアソン比の温度依存性^[4-15]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.2.2.4 ペレット理論密度 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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) であり、ペレットの理論密度は \square g/cm^3 である。

また、 Gd_2O_3 濃度の増加により理論密度は UO_2 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^[4-17~21]に基づき下式により算出している。図 4-11 に Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット理論密度の文献データと CARO-NAコードで考慮している理論密度式との比較を示す。

$$TD = \square$$

ここで、

TD : ペレット理論密度 (g/cm^3)

Gd : Gd_2O_3 濃度 (wt%)

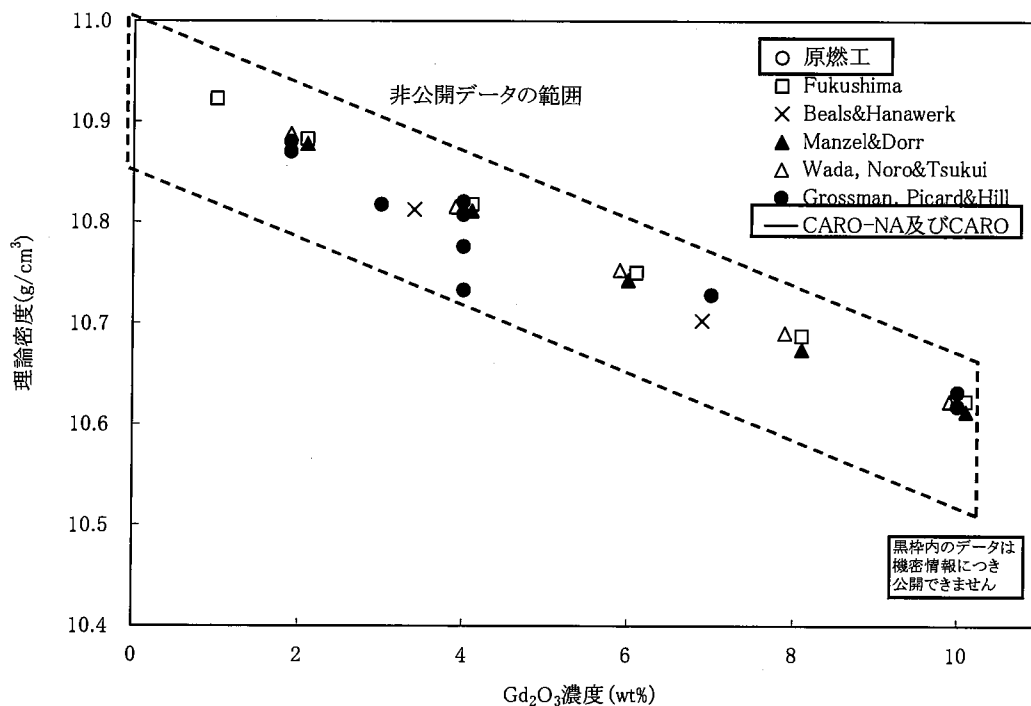


図 4-11 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの理論密度^[4-17~21]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3 被覆管／ペレットの変形モデル(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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。

本項では、被覆管及びペレットの変形モデルについて説明する。

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。

以下に、各々のモデルについて説明する。

4.3.1.1 被覆管熱膨張(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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。

上記の考えに基づき、CARO-NA コードで用いる被覆管の線熱膨張係数には、下式を用いている。

$$\alpha_r = \boxed{\hspace{10em}}$$
$$\alpha_z = \boxed{\hspace{5em}}$$

ここで、

α_r : 被覆管径方向線熱膨張係数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

α_z : 被覆管軸方向線熱膨張係数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

T : 被覆管平均温度 ($^{\circ}\text{C}$)

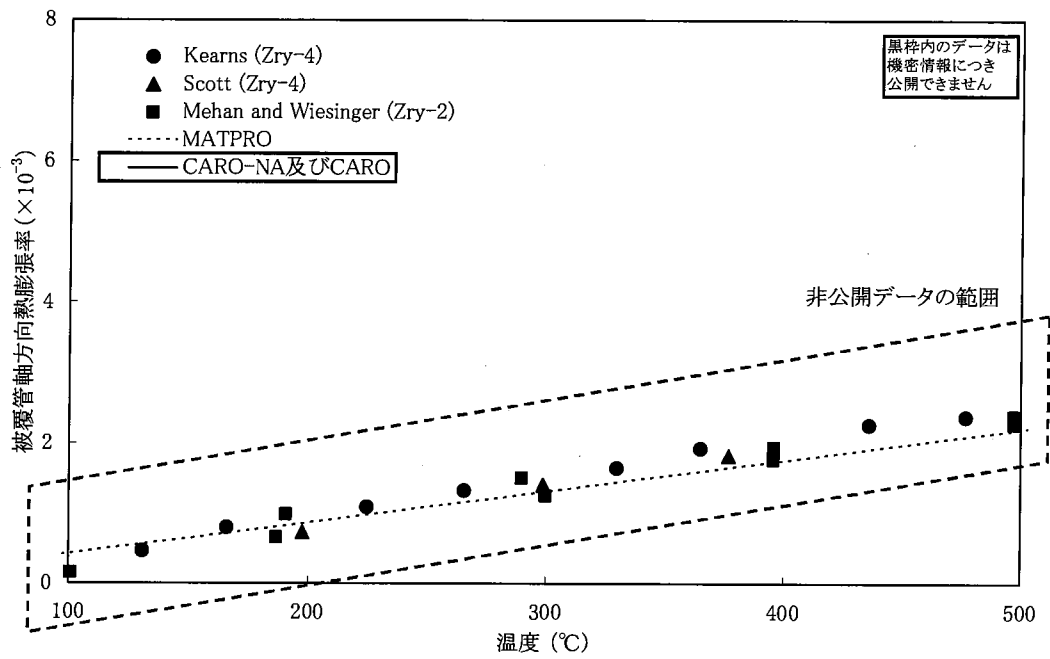
図 4-12 に CARO-NA コードで用いる被覆管の熱膨張率を示す。

また、図中には被覆管熱膨張率の公開文献データ^[4-6,15,22,23]を併せて示すが、CARO-NA コードで用いる被覆管熱膨張率は文献値と比較して妥当である。

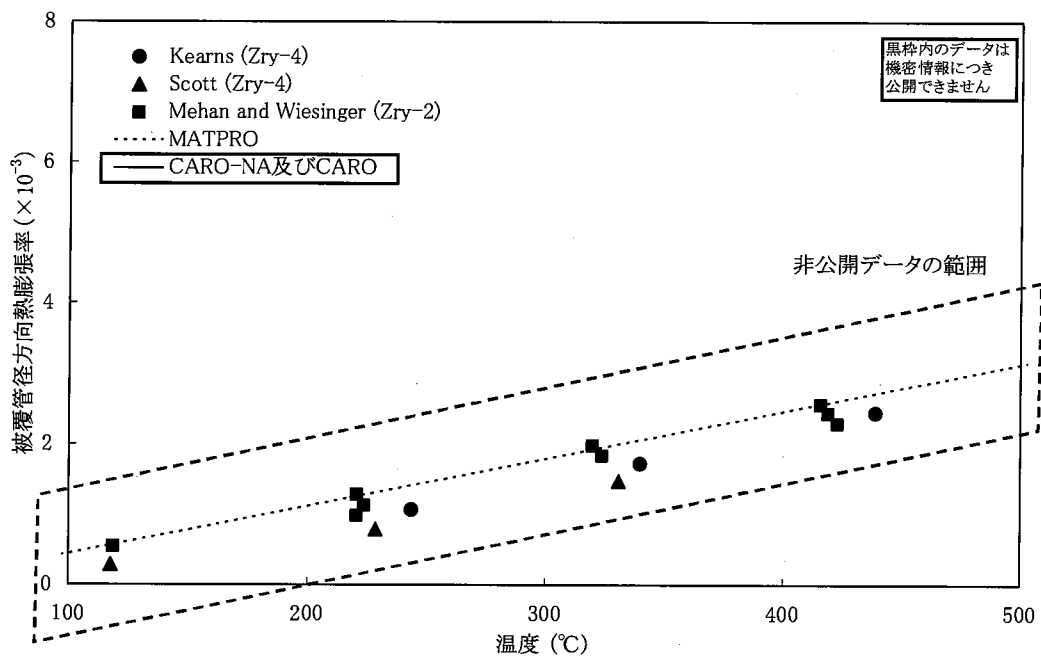
なお、CARO-NA コードでは MATPRO^[4-15]、FEMAXI^[4-5]等と同様に、被覆管熱膨張率の照射量依存性を考慮していない。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(軸方向熱膨張)



(径方向熱膨張)

図 4-12 被覆管の熱膨張率^[4-6,15,22,23]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.1.2 被覆管照射成長 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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、実測値に基づき、被覆管の照射成長を 次式によりモデル化している。図 4-13 にモデル曲線を示す。図中のデータは、燃料集合体で測定した燃料被覆管照射成長の平均値、並びにその最大値及び最小値を示している。

$$\Delta L / L = \text{[]}$$

ここで、

$\Delta L / L$: 被覆管軸方向照射成長率

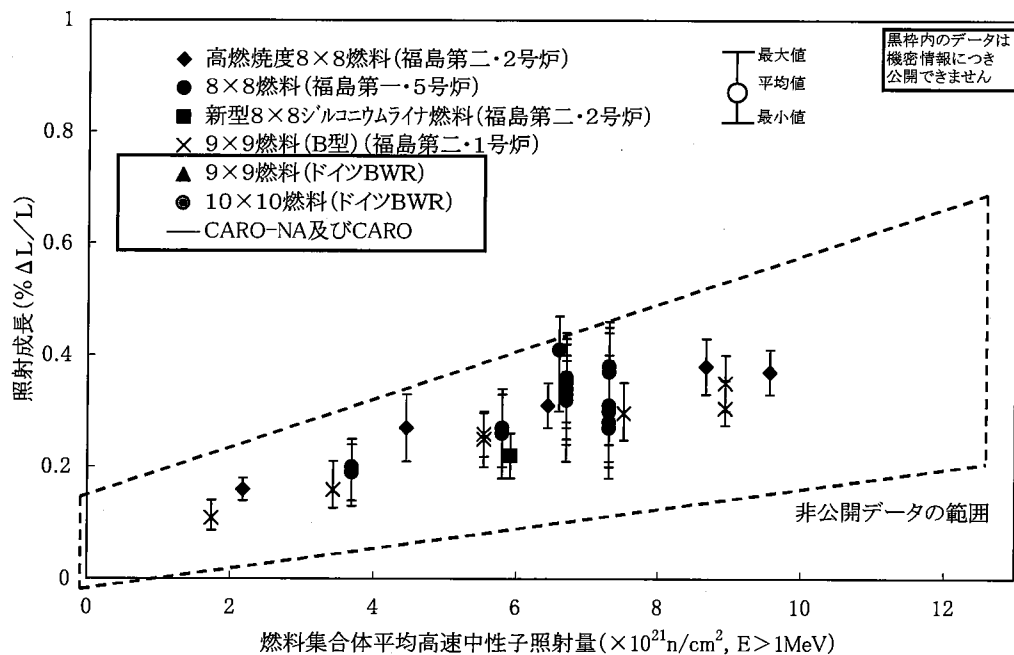
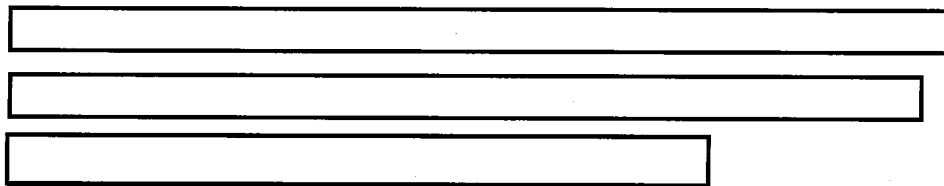


図 4-13 被覆管軸方向照射成長 [4-24,25]



4.3.1.3 被覆管クリープ (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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下式に示すモデルにより取扱っている。また、モデル図を図 4-14 に示す。

下式に示すモデルは、より設定したものであるが、材料に依存する定数 C 及び A_{irr} については測定値との比較計算より設定したものである。例として、CARO-NA コードによる計算値と測定値との比較を図 4-15 に示すが、CARO-NA コードの被覆管クリープモデルは測定値を良く再現している。

$$\varepsilon = \varepsilon_{p,th} + \varepsilon_{s,th} + \varepsilon_{p,irr} + \varepsilon_{s,irr}$$

ここで、

$\varepsilon_{p,th}$: 熱的1次クリープ

$$\varepsilon_{p,th} =$$

$\varepsilon_{s,th}$: 熱的2次クリープ

$$\varepsilon_{s,th} =$$

C : 材料に依存する定数 (ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材では)

A_{th} : 材料に依存する定数 (ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材では)

t : 時間 (h)

R : 気体定数 ($= 8314 J/(kmol \cdot K)$)

T : 温度 (K)

Q : 活性化エネルギー ($=$ $J/kmol$)

σ : 応力 (MPa)

k : 定数



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

また、

$\varepsilon_{p,irr}$: 照射 1 次クリープ

$\varepsilon_{p,irr} =$

$\varepsilon_{s,irr}$: 照射 2 次クリープ

$\varepsilon_{s,irr} =$

C : 材料に依存する定数 (ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材では)

A_{irr} : 材料に依存する定数 (ジルカロイ-2 再結晶化焼鈍材では)

ϕ : 中性子束 ($cm^{-2} \cdot s^{-1}$)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

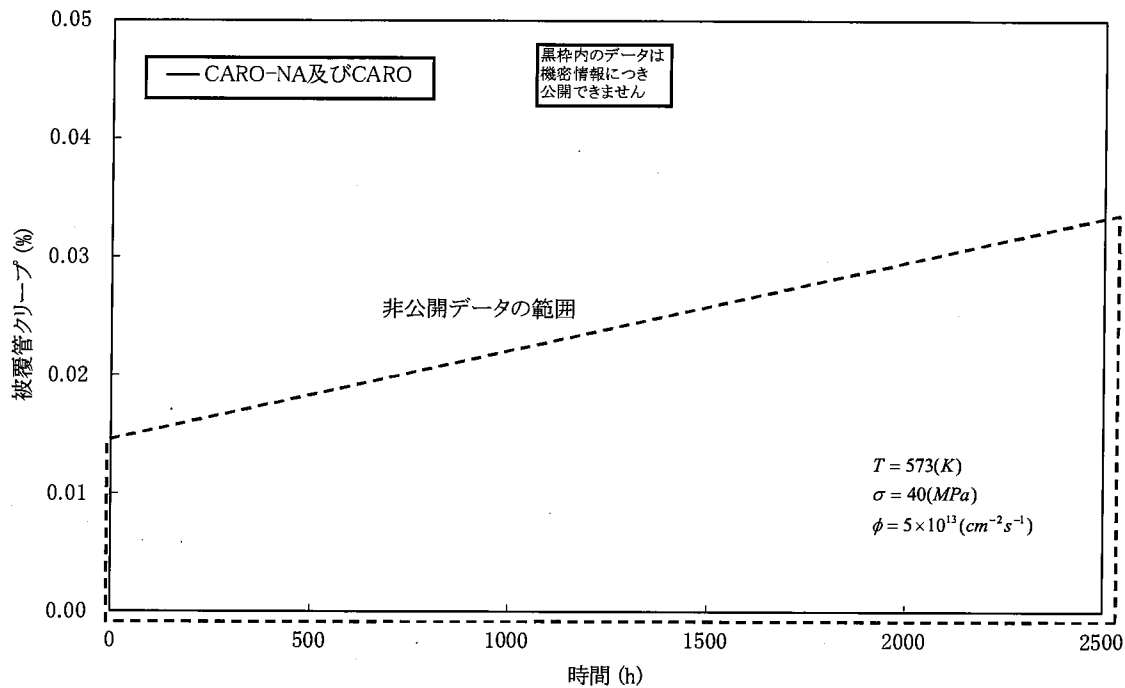


図 4-14 被覆管クリープモデル

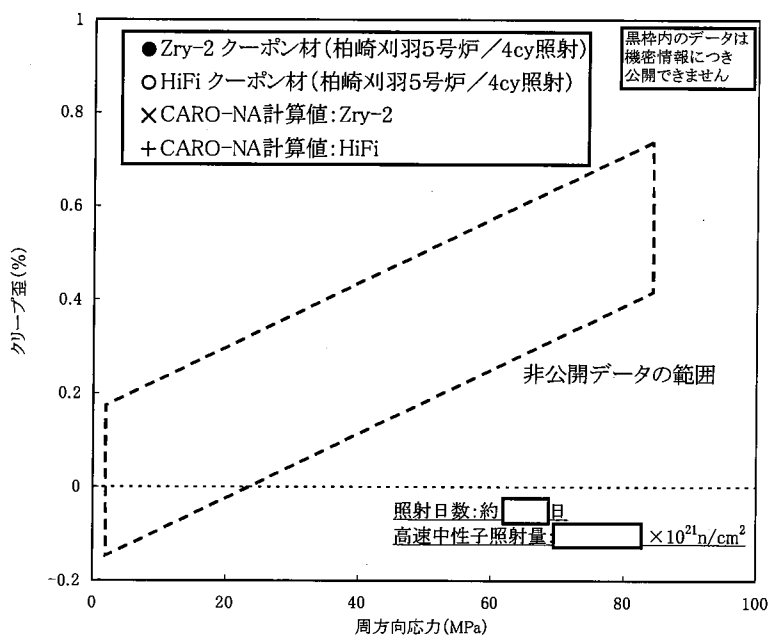


図 4-15 被覆管クリープモデル計算値と測定値の比較



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。

以下に、各々のモデルについて説明する。

4.3.2.1 ペレット熱膨張(CARO-NA において変更したモデル)

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の結晶構造は蛍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^[4-27]のデータに基づき下式によりモデル化している。

$$\Delta L / L = \boxed{\hspace{10em}}$$

ここで、

$\Delta L / L$: ペレット熱膨張率

T : ペレット温度 (°C)

また、融点後のペレットの溶融による体積膨張率は、 $\boxed{\hspace{2em}}$ に基づき、 $\boxed{\hspace{2em}}$ と設定している。

ペレットの溶融による体積膨張率は次式で表される。

$$\frac{V + \Delta V}{V} = \frac{\pi L^2 h + (\pi(L + \Delta L)^2 (h + \Delta h) - \pi L^2 h)}{\pi L^2 h} = \left(\frac{L + \Delta L}{L}\right)^2 \left(\frac{h + \Delta h}{h}\right) = \boxed{\hspace{2em}}$$

V : ペレット体積

ΔV : 溶融によるペレット体積変化量

L : ペレット径

ΔL : 溶融によるペレット径方向変化量

h : ペレット高さ

Δh : 溶融によるペレット軸方向変化量



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

CARO コードでは、ペレット溶融時の熱膨張率についても溶融前と同じく等方的であるとしてモデル化している。

熱膨張が等方的である場合、次式が成り立つ。

$$\left(\frac{h+\Delta h}{h}\right) = \left(\frac{L+\Delta L}{L}\right)$$

$$\left(\frac{L+\Delta L}{L}\right)^3 = \boxed{}$$

よって、ペレット溶融時の線熱膨張率は次式で表される。

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{}$$

T_m : 融点

$\frac{\Delta L}{L}(T_m)$: 融点におけるペレット溶融前のペレット熱膨張率

なお、MATPRO でも上式と同じ取り扱いである。

CARO-NA コードでは、ペレット溶融時の熱膨張について以下に示すようにモデルを変更した。

溶融後のペレットが理想的な液体としてふるまうものと仮定した場合、薄肉の円筒内部の液体に圧力がかかった体系と同等とみなすことができる。この時、周方向にかかる応力は軸方向にかかる応力の2倍となる。

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、ペレット溶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ものとし、下式のようにモデル化している。

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{}$$

さらに、ペレット溶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よう取り扱っている。

ペレットの体積膨張率とペレット線熱膨張率には次の関係がある。

$$\frac{1}{V} \frac{dV}{dT} = \frac{1}{V} \frac{1}{dT} \left(\frac{\partial V}{\partial L} dL + \frac{\partial V}{\partial h} dh \right) = \frac{1}{\pi L^2 h} \left(2\pi L h \frac{dL}{dT} + \pi L^2 \frac{dh}{dT} \right) = \frac{2}{L} \frac{dL}{dT} + \frac{1}{h} \frac{dh}{dT}$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\frac{1}{V} \frac{dV}{dT} : \text{ペレット体積膨張率}$$

$$\frac{1}{L} \frac{dL}{dT} : \text{ペレット線熱膨張率(径方向)}$$

$$\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} : \text{ペレット線熱膨張率(軸方向)}$$

ここで、体積膨張率を $G(T)$ 、体積膨張を等方的とした場合のペレット線熱膨張率を $F(T)$ 、体積膨張が径方向への膨張になるとした場合のペレット線熱膨張率を $F_2(T)$ とする。

体積膨張を等方的とした場合、 $\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} = \frac{1}{L} \frac{dL}{dT}$ となり、下式が成り立つ。

$$G(T) = 3F(T)$$

一方体積膨張が径方向への膨張になるとした場合、 $\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} = 0$ となり、下式が成り立つ。

$$G(T) = \boxed{}$$

よって、 $F_2(T) = \boxed{}$ となる。

ペレット熔融後のペレット線熱膨張率を $F'(T)$ とすると、 $F'(T)$ は、図 4-16 に示すように、 $F(T_m)$ にペレット熔融時の熱膨張率を加え、 $F_2(T)$ と平行な関数で表すことができる。

$$\begin{aligned} F'(T) &= F(T_m) + (F_2(T) - F_2(T_m)) + \boxed{} \\ &= \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{} \end{aligned}$$

図 4-17 に CARO-NA コードにおけるペレット熱膨張モデル図を、公開文献^[4-15,27~30]におけるペレット熱膨張と併せて示す。CARO-NA コードの熔融後のペレット熱膨張モデルは、熱膨張を等方的と取り扱う MATPRO のモデルに対して、熱膨張率をより大きく評価することが分かる。

次に、CARO 及び CARO-NA コードによるペレットの径方向熱膨張量と照射試験データとの比較を示す。

燃料棒体系におけるペレット熔融に関する実験データとしては、カナダ原子力公社(AECL)の試験研究炉 NRX において実施された一連の照射試験データ^[4-31~35]が報告されている。これら試験は、ペレット熔融時の被覆管の変形挙動を調査することを目的とし、外径約 17.3~20.6mm、有効長約 69~308mm の未照射短尺燃料棒を NRX の照射ループにおいて、ペレット熔融が生じる出力条件(～約 130kW/m)まで照射を行ったものである。各試験の概要を表 4-1 にまとめる。

これら一連の試験における照射前後の寸法変化を基に、熔融時のペレットの径方向および軸方



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

向の膨張量の評価が行われている。

本試験での評価結果によれば、ペレット溶融後の径方向への膨張量は軸方向での膨張量に対して大きい傾向があることが示唆されている。本試験燃料棒の仕様は、ペレットスタックの上端と端栓までの間隙が無く軸方向の拘束が生じ易いものとなっており、比較的径方向への変形が生じ易い体系になっているものと考えられる。実機燃料棒の設計では、ペレットスタックの上端と端栓の間に間隙(プレナム)が設けられているが、燃焼の進んだ燃料棒ではペレット-被覆管ギャップの閉塞やボンディング等により軸方向の拘束が生じ、本試験と同様に軸方向よりも径方向への変形が生じ易くなる可能性も考えられ、本試験の結果は、実機燃料においても生じ得る事象を再現していると考えられる。

本試験で得られた燃料中心温度に対するペレット径方向膨張量の変化を図 4-18 に示す。ここで、測定データに対する燃料中心温度は、試験時に得られた熱出力を基にペレットの発熱密度を求め、熱伝導度積分を基に燃料中心温度を評価したものである。また、ペレット径方向膨張量は、照射試験前後での被覆管外径変化量(永久変形量)に対し、被覆管の弾性変形量及び熱膨張量、並びに初期ペレット-被覆管ギャップ幅を総和することにより評価されたものである。

また、図中には、上述の CARO(等方的に熱膨張するモデル)及び CARO-NA(溶融後、軸方向へは膨張せずに径方向へ膨張するモデル)コードによるペレットの径方向熱膨張量を併せて示している。なお、CARO-NA 及び CARO コードでの径方向熱膨張量の評価は、代表的な燃料仕様として 10×10 燃料の燃料棒仕様を用いて BOL(燃焼度 0GWd/t)におけるペレットの相対的な径方向熱膨張量を評価したものであり、燃料仕様をはじめとする解析条件は AECL 試験における個々の試験条件とは必ずしも一致していない。しかしながら、被覆管の変形モデル(弾塑性やクリープ)の影響を受けにくいペレット熱膨張量を比較していることや、高出力領域ではペレット-被覆管ギャップがペレットの熱膨張で完全に閉塞しておりギャップ熱伝達の差異が問題とならないこと、さらに、ペレットの熱膨張はペレット中心部での熱膨張が支配的であることなどから、中心温度をパラメータとして相対的な比較を行うことは妥当である。評価に用いた 10×10 燃料棒の仕様を表 4-1 に併せて示している。

図 4-18 に示すように、CARO 及び CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、溶融前において膨張の傾き(温度依存性)を概ね捉えているが、絶対値としては AECL 試験結果に対して若干高くシフトしている傾向が見られる。AECL 試験におけるペレット膨張量は、熱膨張量が主成分であると考えられるが、被覆管による拘束に伴うペレットの塑性変形(クリープ含む)の影響が含まれている。このため、ペレット溶融前での膨張量は、若干小さめに評価されているものと考えられる。

一方、溶融時においては、温度が高くクリープの大きい中心部が溶融することから、溶融後の膨張の変化については、クリープの影響は小さいものと考えられる。溶融後の膨張量の変化については、図に示すように試験結果のばらつきが大きいものの、CARO 及び CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、ともに溶融後における膨張の傾きを概ね捉えている。また、CARO-NA コードのモデルでは、溶融後の熱膨張を非等方のモデルへ変更したことにより、従来の CARO コードに対し、溶融後の変形をより保守的に評価するモデルとなっていることが分かる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

図 4-19 には、CARO 及び CARO-NA コードについて、コード予測の不確かさを考慮した場合のペレット熱膨張量の変化を示す。ここで、実線は、ある線出力を解析モデルに与えたときの中心温度解析結果を横軸にとり、その線出力での熱膨張量解析結果を縦軸にプロットした結果である。一方、点線はコード予測の不確かさを考慮した評価を行うため、前述の線出力に対して 上昇した出力で解析を行い、前述の解析結果(公称値解析の結果)である中心温度を横軸に、縦軸は 上乘せした出力での熱膨張量をプロットした線となっている。統計的評価手法では、このような仮想的な出力の上乗せによって線出力は一定としたままでもコードの不確かさによって熱膨張が大きく見積られるようなケースを評価している。

また、図中には 10×10 燃料における被覆管の 1%塑性歪に相当するペレットの熱膨張量(BOL時)を目安として示している。図に示すように、設計での仕様範囲においては、コード予測の不確かさを考慮することにより、CARO 及び CARO-NA コードの熱膨張はともに測定値を保守的に評価するモデルとなっていることが分かる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 4-1 AECL 試験概要

試験名	燃料仕様	試験概要
X211	ペレット密度 :96.7%TD 燃料棒外径 :20.6mm 被覆管材質 :ジルカロイ-2 スタック長さ :159mm	・NRX/X-6 ループにて照射 ・燃料棒 8 本を軸方向に配置して照射
X225	ペレット密度 :96.7%TD 燃料棒外径 :20.6mm 被覆管材質 :ジルカロイ-2 スタック長さ :159mm	・NRX/X-6 ループにて照射 ・燃料棒 3 本を軸方向に配置して照射
X501	ペレット密度 :95.1~98.0%TD 燃料棒外径 :17.8mm 被覆管材質 :ジルカロイ-2 スタック長さ :153mm	・NRX/X-5 ループにて照射 ・燃料棒 8 本を 4 本×2 クラスターで軸方向に配置して照射
X28	ペレット密度 :93.2~95.1%TD 燃料棒外径 :20.2~20.3mm 被覆管材質 :ジルカロイ-2 スタック長さ :154~308mm	・NRX/X-2 ループにて照射 ・燃料棒 8 本を軸方向に配置して照射
Hydraulic Rabbits	ペレット密度 :94.7~96.8%TD 燃料棒外径 :17.3~18.2 mm 被覆管材質 :Al, SUS304 スタック長さ :69.2mm	・NRX/Hydraulic Rabbit ループにて照射 ・試料を水力により炉心の flux 分布中央位置へ押し出し、所定の時間で照射
(参考) 10×10 燃料	ペレット密度 :約 97%TD 燃料棒外径 :約 10.3mm 被覆管材質 :ジルカロイ-2 または HiFi スタック長さ :約 3.76m	

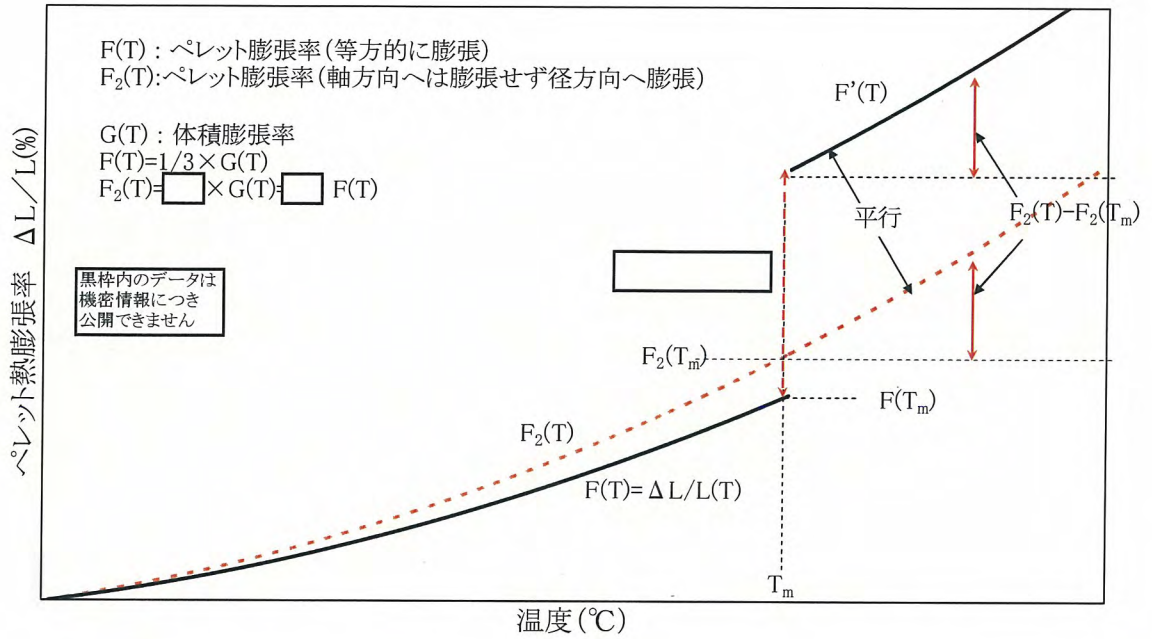


図 4-16 ペレット熱膨張モデルの概念図

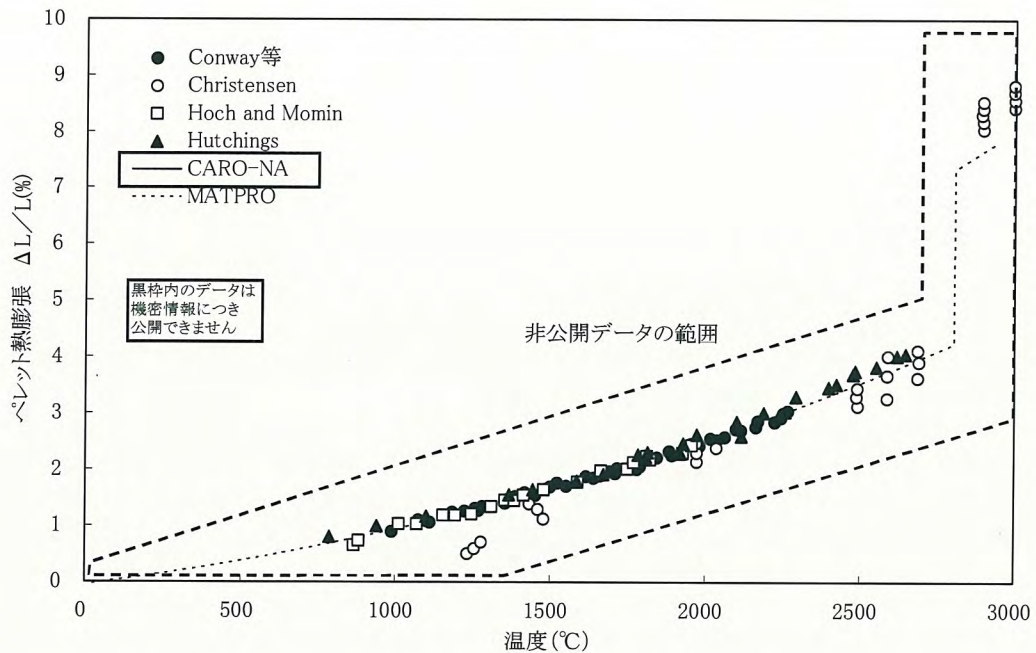


図 4-17 UO_2 ペレットの熱膨張モデルと文献値の比較^[4-15,27~30]

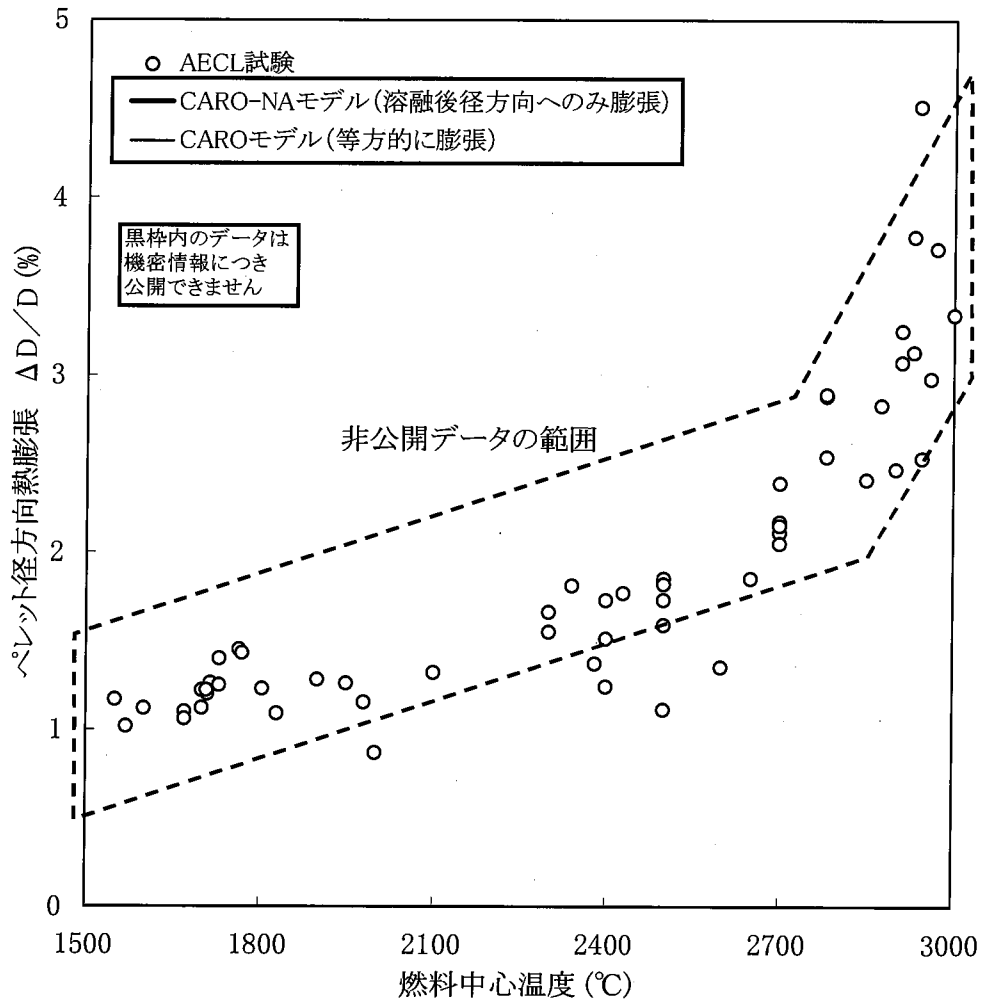
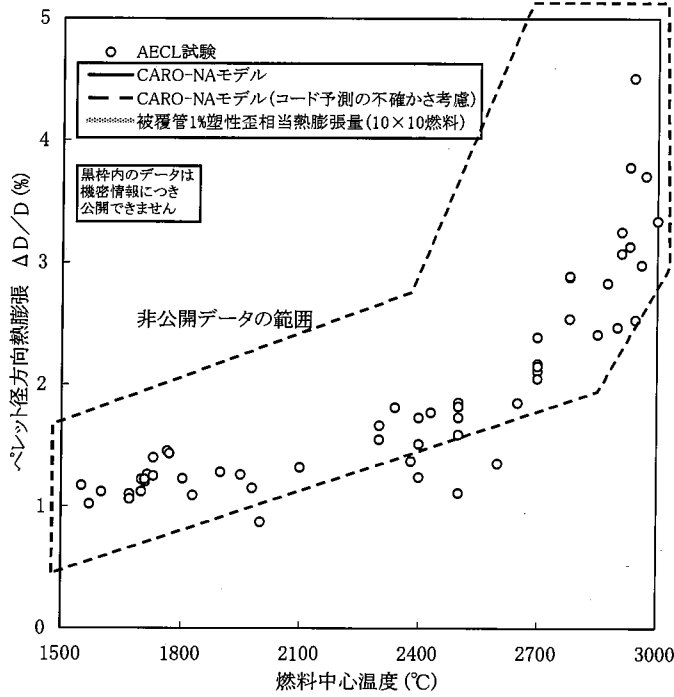


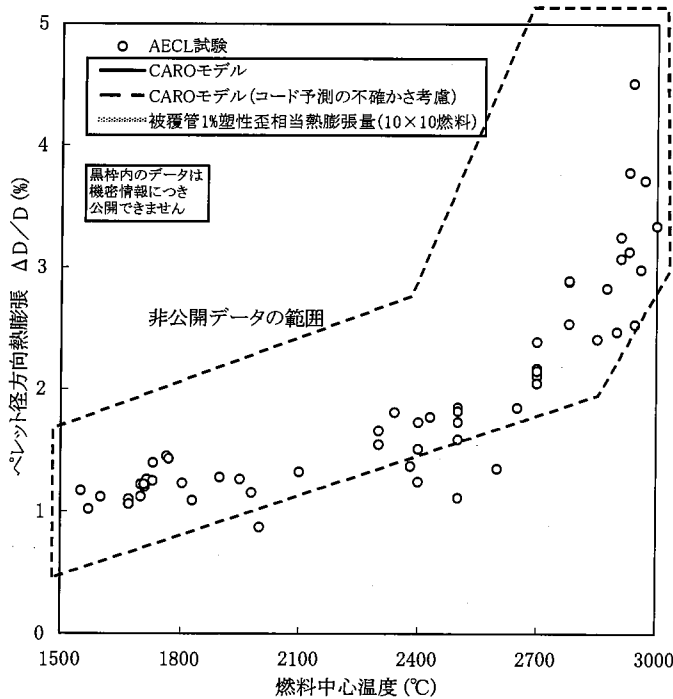
図 4-18 燃料中心温度に対するペレット径方向膨張量の変化



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(1)CARO-NA モデル



(2)CARO モデル

注) 実線は、ある線出力を解析モデルに与えたときの中心温度解析結果を横軸にとり、その線出力での熱膨張量解析結果を縦軸にプロットしている。
 点線は公称値解析の結果である中心温度を横軸にとり、縦軸は線出力の公称値に 上乗せした出力で解析した熱膨張量をプロットした線である。

図 4-19 燃料中心温度に対するペレット径方向膨張量の変化
 (被覆管 1%塑性歪相当の熱膨張量との比較)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2.2 スエリング

(1) 低燃焼度領域 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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おり、スエリングによるペレットの体積膨張率 $\Delta V/V$ は約 $0.2\%/10^{20} \text{ fission/cm}^3$ 程度であることが一般に認められている。

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。

図 4-20 には、軽水炉燃料におけるペレット密度の燃焼度変化を示すが、体積膨張率 $\Delta V/V$ に換算すると約 [] のスエリング率を示している。

上述のような実験事実に基づき CARO-NA コードで用いているスエリング率は以下の式で表される。

$$\Delta V/V = []$$

上記のスエリング率は低燃焼度領域におけるモデルを示しているが、CARO-NA コードでは図 4-20 ならびに図 4-21 に示すとおり高燃焼度領域においてスエリング率が増加するモデルとなっている。

(2) 高燃焼度領域 (CARO-NA において変更したモデル)

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、高燃焼度領域においてスエリング率が増加するモデル

$$\Delta V/V = [] \quad (\text{燃焼度} \geq [] \text{ GWd/t})$$

を採用している。

従来コード (CARO) では、高燃焼度領域においてこのリム形成によるスエリング率増加を考慮しておらず、低燃焼度領域のスエリング率を用いている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

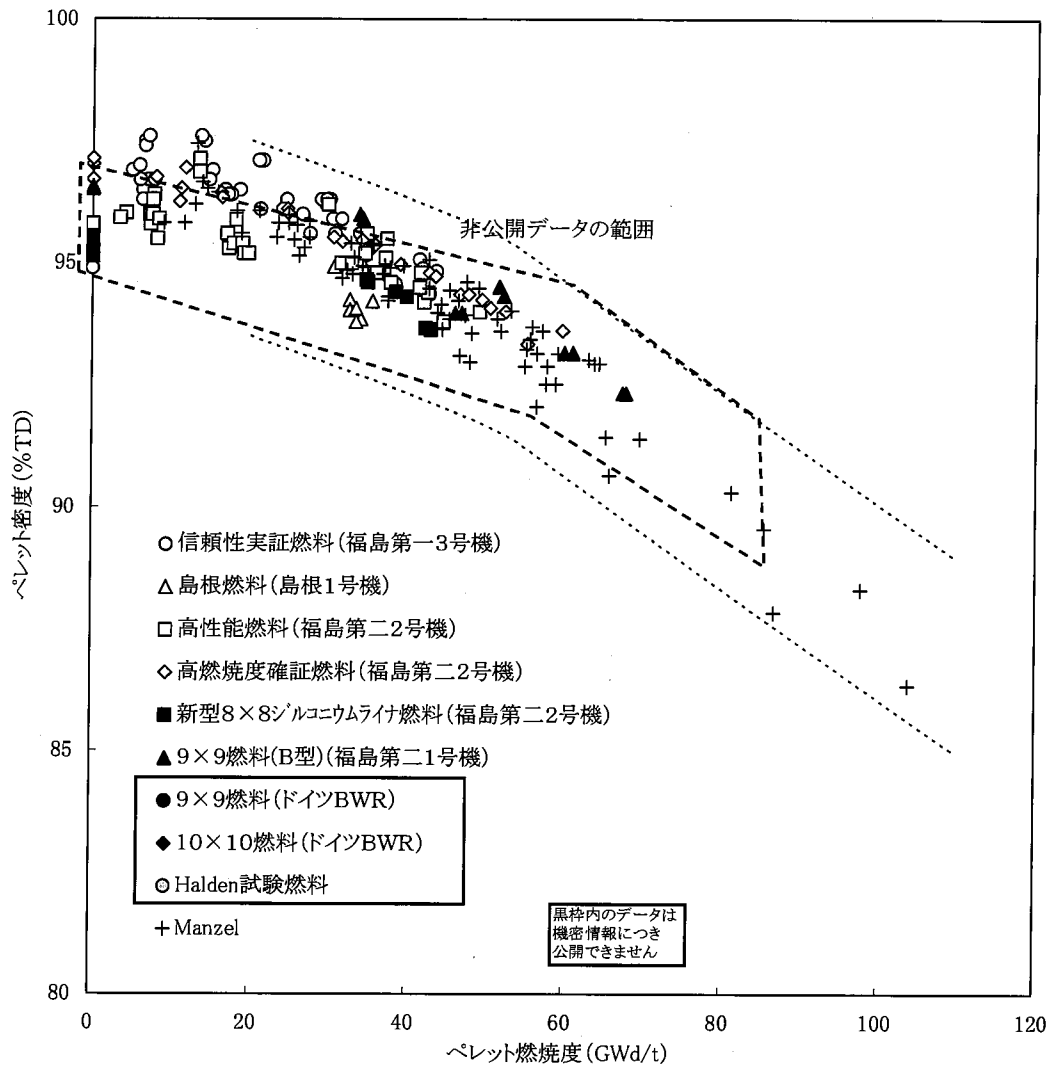
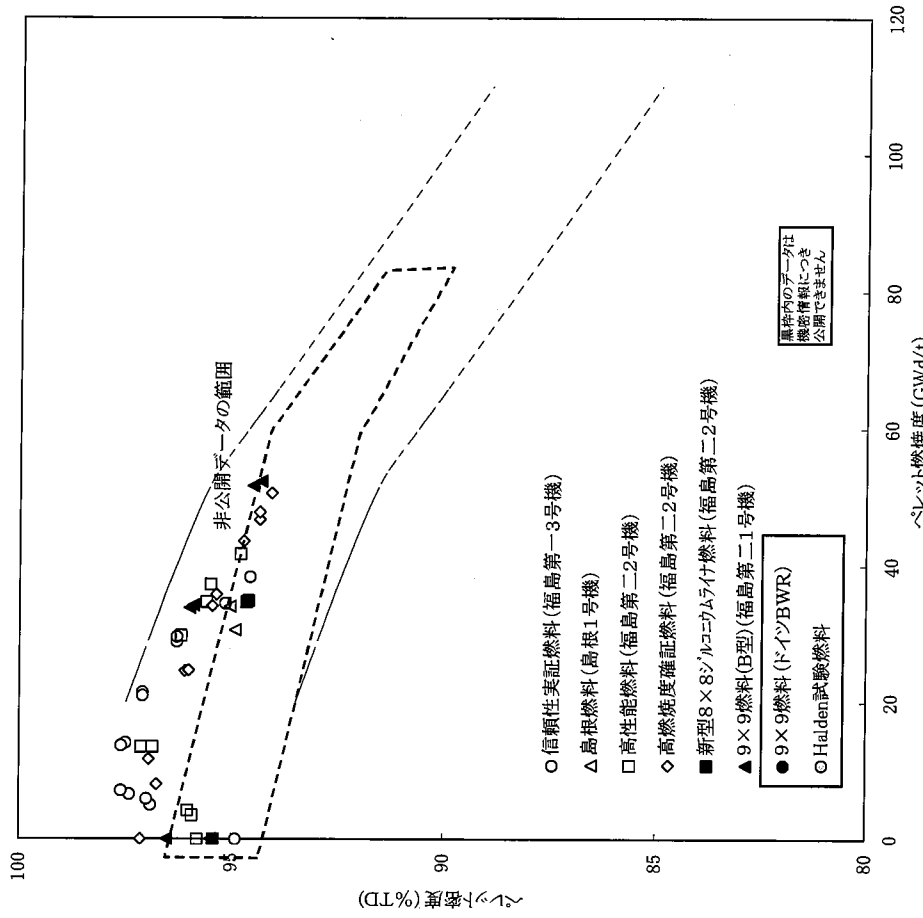


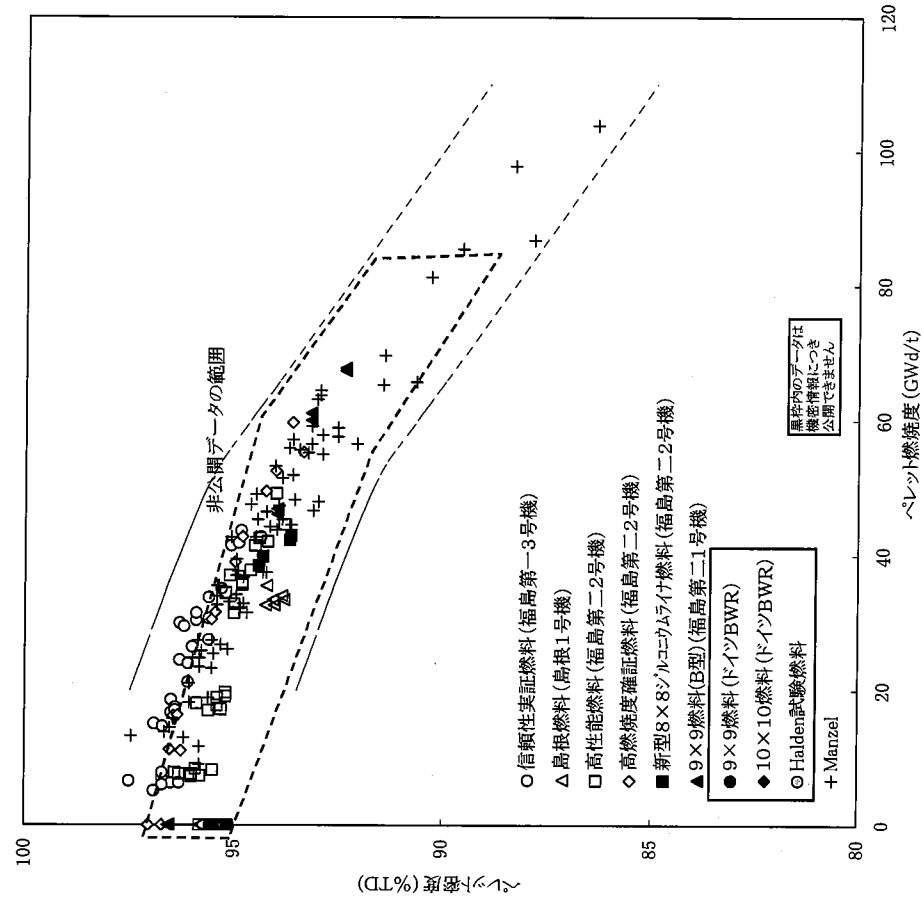
図 4-20 ペレット密度の燃焼度変化 [4-10,36,37]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) UO₂ 燃料



(b) Gd₂O₃入り UO₂ 燃料

図 4-21 ペレット密度の燃焼度変化 [4-10,36,37]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2.3 焼きしまり(CARO-NA において変更したモデル)

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。

図 4-20,21 のペレット密度の燃焼度変化において、 GWd/t の燃焼度範囲でペレット密度が増加する傾向にあることがわかるが、これは焼きしまりによりペレットが収縮し密度が増加していることから説明される。

CARO-NA でのペレットの焼きしまりは次式のようにモデル化されており、製造時の気孔率や燃焼度に依存し、微小ポアは としている。

$$\Delta V / V = \begin{cases} \text{} & B \leq Bc \\ C & B > Bc \end{cases}$$

ここで、

$\Delta V / V$: 焼きしまり量 (%)

a : 定数

b : 定数

C : 気孔率に依存する定数(図 4-23 参照)

B : 燃焼度 (GWd/t)

Bc : 燃焼度定数

CARO-NA コードでは、上記の焼きしまり及びスエリングを考慮し、燃焼期間にわたってペレットの体積変化を計算する。

従来コードである CARO コードにおいてもこの焼きしまりを考慮しているが、CARO-NA コードにおいてモデルが変更となっている。

変更点としては、近年の高密度ペレットの照射データに基づき、上記モデル式の係数を最適化している。図 4-22 には、CARO-NA コードでモデル化している燃焼に伴う焼きしまりによるペレット体積変化率の一例(製造時密度 96.5%TD の例)を CARO コードのモデルとの比較で示す。同一の製造時気孔率に対しても CARO-NA コードのモデルの方が焼きしまりが小さいことがわかる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

CARO-NA コードでは燃焼に伴うペレット体積変化として焼きしまり及びスエリングの効果を考慮しており、それぞれ従来コードである CARO コードのモデルに新たな知見を取り入れた変更を行っている。

これらのモデルの妥当性を、図 4-20,21 に示した軽水炉燃料のペレット密度実測値との比較によって示す。図 4-24 に CARO-NA コードによるペレット密度の計算値と実測値との比較(計算値/実測値の燃焼度依存性)を示す。

図に示すように、CARO-NA コードは寿命初期の焼きしまりが支配的な燃焼度範囲から、高燃焼度側のスエリングによる体積膨張が支配的となる領域まで、ペレットの体積変化(密度)の実測値を良く再現するものとなっている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

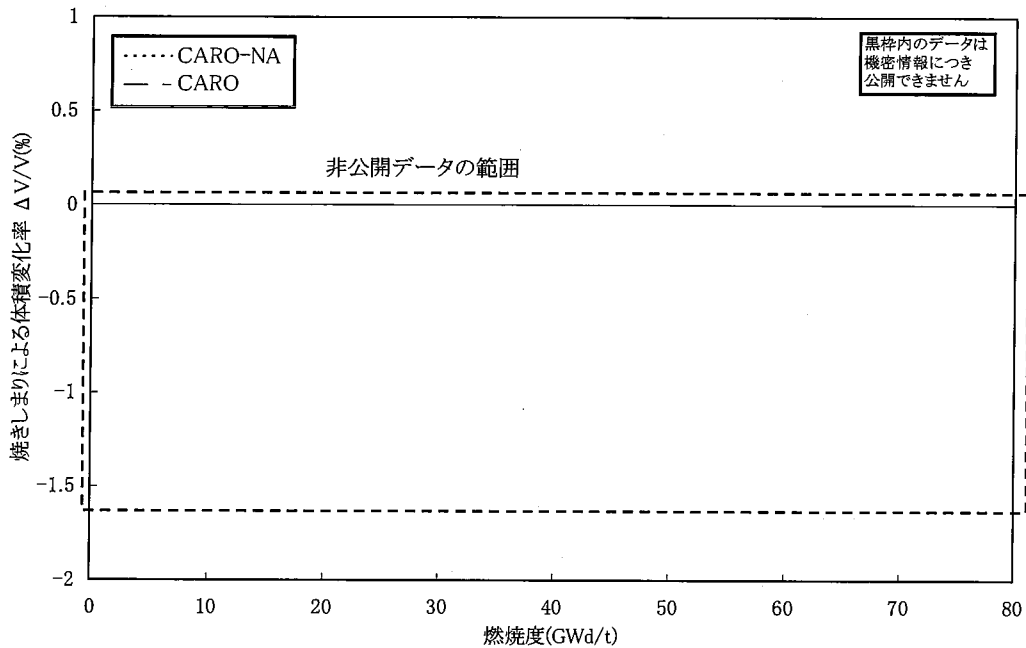


図 4-22 焼きしまりによる体積変化率の燃焼度依存性の一例
(理論密度 96.5%TD の例)

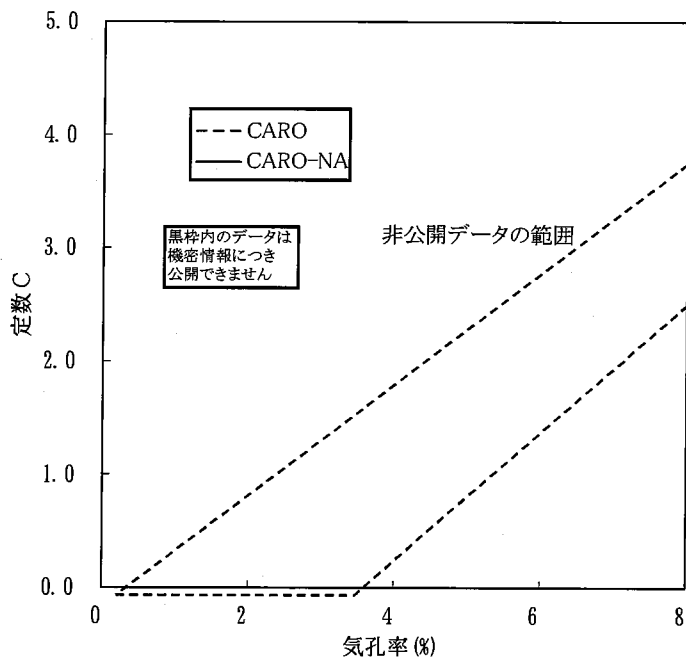


図 4-23 焼きしまり定数 C の製造時気孔率依存性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

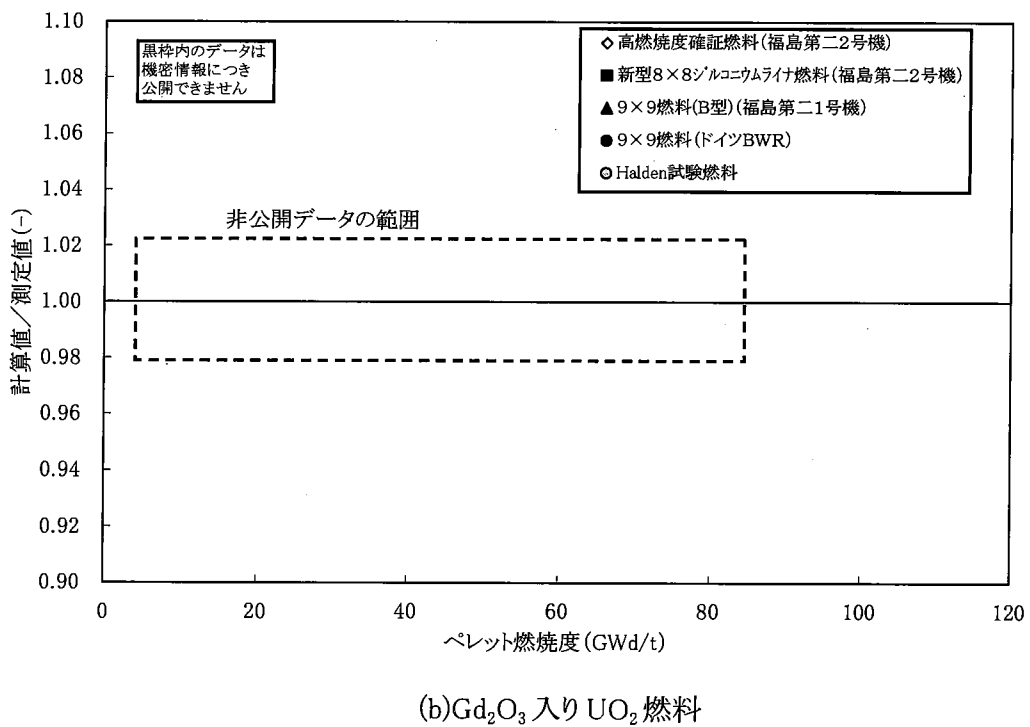
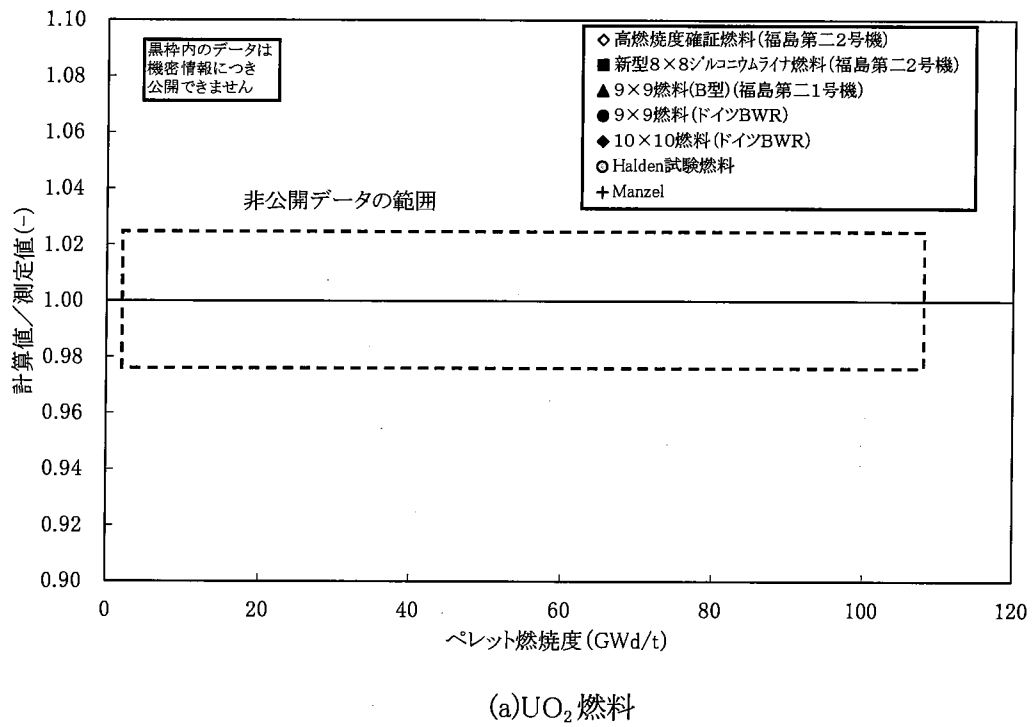


図 4-24 CARO-NA コードのペレット密度計算結果と実測値との比較
(高燃焼度確認燃料以降の新規データについて比較)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2.4 リロケーション(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

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下式によりモデル化している。

$$R = R_a + R_b$$

ここで、

R_a : 初期リロケーション

$$R_a = \boxed{}$$

a_1 : 定数 $\boxed{}$

D : ペレット外径

S : ホットギャップ

また、

R_b : 燃焼に伴うリロケーション

$$R_b = \begin{cases} \boxed{} & (B < B_c) \\ \boxed{} & (B \geq B_c) \end{cases}$$

a_2 : 定数 $\boxed{}$

S_a : 初期ギャップ

B : 燃焼度 (GWd/t)

B_c : 燃焼度定数 $\boxed{}$

上式の定数の妥当性については、検証計算において上式のモデル定数を用いた解析を実施し、設定が妥当であることを確認している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.3.2.5 ペレットクリープ (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

被覆管のクリープ変形については 4.3.1.3 節で説明したが、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。

CARO-NA コードにおけるペレットの相当クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}$ は、下式を用いて計算される。

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{thermal} + \dot{\epsilon}_{irradiation}$$

$$\dot{\epsilon}_{thermal} = A \cdot \boxed{} + B \cdot \boxed{}$$

$$\dot{\epsilon}_{irradiation} = C \cdot \boxed{}$$

$$A = \boxed{}, \quad B = \boxed{}, \quad C = \boxed{}$$

ここで、

$\dot{\epsilon}$: 相当クリープ歪速度 (s^{-1})

$\bar{\sigma}$: 相当応力 (MPa)

R : 気体定数 (= 8314 J/(kmol·K))

T : 温度 (K)

Q_1 : 活性化エネルギー $\boxed{}$

Q_2 : 活性化エネルギー $\boxed{}$

Q_3 : 活性化エネルギー $\boxed{}$

G : 結晶粒径 (μm)

f : 核分裂率 ($fission/(cm^3 \cdot s)$)

D : 理論密度比

a_1 : 定数 $\boxed{}$

a_2 : 定数 $\boxed{}$

b_1 : 定数 $\boxed{}$

b_2 : 定数 $\boxed{}$

c : 定数 $\boxed{}$

本モデルは、 $\boxed{}$ のモデルに基づいて設定している。

UO₂ ペレットと Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットのクリープ速度の差異は小さい^[4-39]ため、CARO-NA コードでは Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットのクリープモデルを UO₂ ペレットのモデルと同一としている。



4.4 ペレット-被覆管機械的相互作用 (CARO と CARO-NA とで共通)

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。

有限要素法ルーチンに引き渡されるパラメータを表 4-2 に示す。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。

図 4-25 に1次元軸対称有限要素モデルの概要を示す。

1次元軸対称有限要素モデルでは、節点アインパラメトリック線要素を用い、被覆管に対して要素、ペレットを要素に分割した体系で計算を行っている。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部の応力-歪み状態を独立に解析するため、の要素を割当てている。なお、酸化膜については、、要素としては取扱っていない。

ちなみに、BWR 燃料の被覆管酸化膜厚さは集合体燃焼度に依存して増加することが知られており、BWR 燃料の設計解析では図 4-26 の設計曲線を用いて燃焼度に応じた酸化膜厚さを考慮している。

また、酸化膜 ZrO_2 は生成により体積膨張を伴うため、ペレット-被覆管相互作用の解析において酸化膜を考慮する際には酸化膜厚さに ZrO_2 とジルカロイの母材である Zr との密度比を乗じ、Zr の減肉量に換算して考慮する。

ペレット-被覆管の接触の取扱いは、ペレットと被覆管の各々に対応した要素についてが等しいとき接触が生じたと判定している。また、本コードでは、ペレットならびに被覆管の双方のモデルに対し軸方向の境界条件は取り扱っていない。すなわち、ペレットの各分割要素がするが、これによるは考慮していない。従って、は大きくなる。

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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

以上は、出力過渡時におけるペレット-被覆管の機械的相互作用の計算にかかわる説明である。一方、定常運転時の CARO-NA コードによるペレット-被覆管機械的相互作用(PCMI)の計算では、計算された温度分布や燃焼度に基づき、ペレットの熱膨張、スエリング、焼きしまり、リロケーション、及び被覆管の熱膨張、照射成長、クリープによる変形が評価され、ペレットと被覆管が接触した場合においては、ペレットは [] するものとし、被覆管内径は [] [] により変形するものとして取り扱われる。なお、ペレットのリロケーションは、ペレット-被覆管ギャップの減少として取り扱われるため、 [] にペレットと被覆管の PCMI が生じるモデルとしている。

また、上記により評価された被覆管の変位量により解析的に周方向応力が計算され、これを基に被覆管の弾性変形量及びクリープ変形量が評価される。

定常運転時のペレット-被覆管の変形の計算式は 3.2.2 節に示すものを用いている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 4-2 有限要素法ルーチンに引き渡されるパラメータ

寸法条件 (FEM 解析開始時 初期条件)	•	[Redacted]
	•	[Redacted]
	•	[Redacted]
	•	[Redacted] ※1
	•	[Redacted] ※2
境界条件 (各タイムステップ 熱計算引継)	•	燃焼度
	•	高速中性子束
	•	高速中性子照射量
	•	線出力
	•	燃料棒内圧
	•	冷却材圧力
	•	被覆管内温度分布
	•	ペレット内温度分布

※1 有限要素法解析開始時点までの [Redacted]。出力過渡時の [Redacted]

[Redacted] は有限要素法ルーチン内で別途計算される。

※2 [Redacted] を算出するために用いられる

黒枠内は
機密情報につき
公開できません

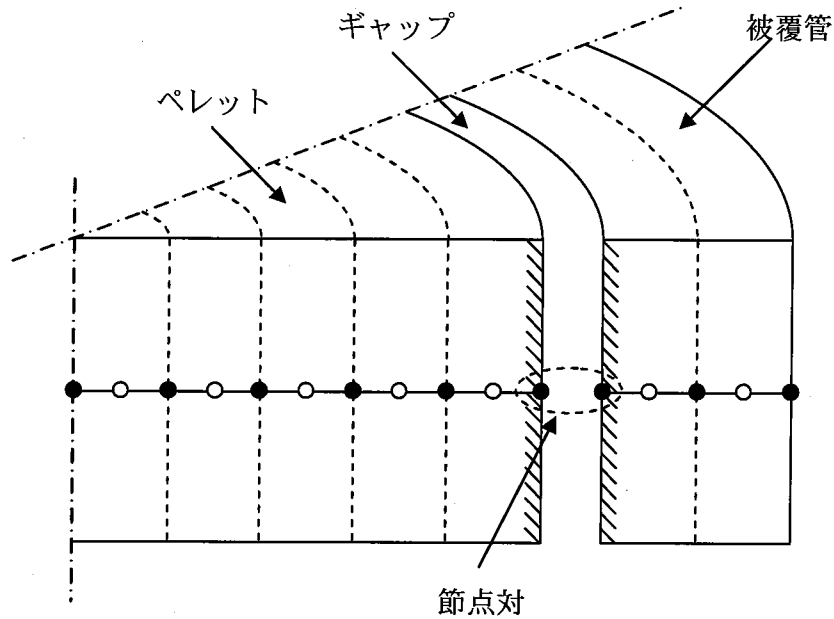


図 4-25 一次元軸対称有限要素モデル

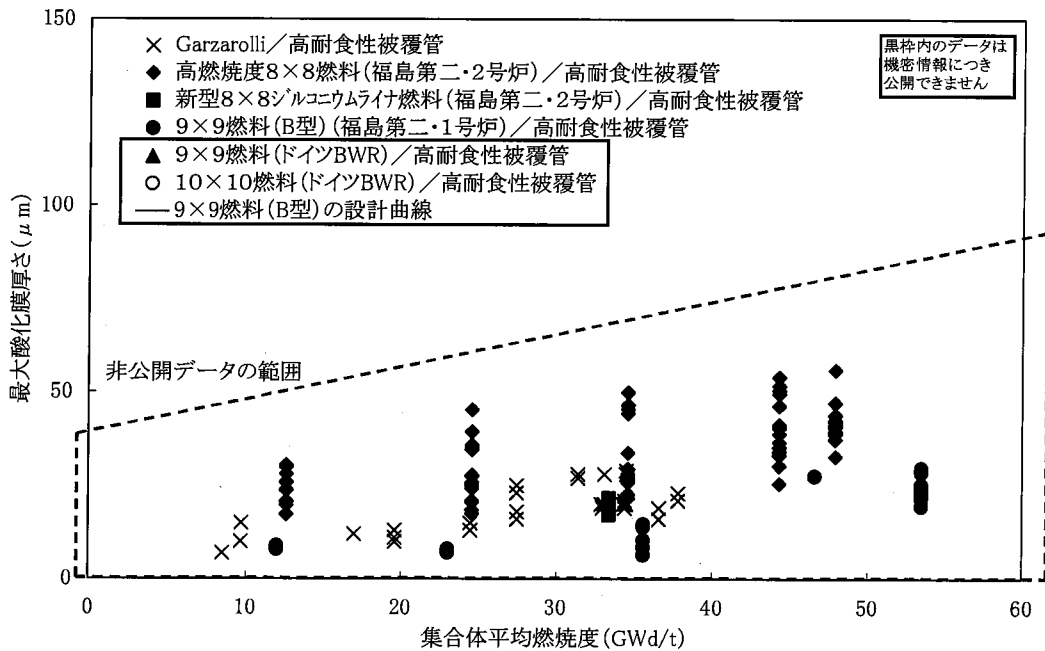


図 4-26 BWR 燃料被覆管酸化膜厚さの燃焼度依存性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.1 有限要素法モデル

CARO-NA コードの有限要素法ルーチンは公開コードである FEMAXI^[4-38]に採用されているモデル・解法を参照してコーディングされている。その詳細を以下に示す。

4.4.1.1 基本式(CAROとCARO-NAとで共通)

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。

ここでは、剛性方程式を得るための基本式について示す。

時刻 t_{n+1} における平衡条件は、仮想仕事の原理から、次のように書ける。

$$\int [B]^T \{\sigma_{n+1}\} dV - \{F_{n+1}\} = 0 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

- $[B]^T$: 歪み変位マトリクス $[B]$ の転置マトリクス
- $\{\sigma_{n+1}\}$: 時刻 t_{n+1} における応力ベクトル
- $\{F_{n+1}\}$: 時刻 t_{n+1} における節点荷重ベクトル

なお、歪み-変位マトリクス $[B]$ は、変形前の寸法で定められると仮定する。歪み-変位マトリクス $[B]$ の導出方法については、2.4.1.5 節にて後述する。

構成方程式(応力-歪み関係式)は次式で表される。

$$\{\Delta\sigma_{n+1}\} = [D_{n+\theta}] \{\Delta\varepsilon_{n+1}^e\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、

- $\{\Delta\sigma_{n+1}\}$: 時刻 t_n から t_{n+1} までの応力増分ベクトル
- $[D_{n+\theta}] = (1-\theta)[D_n] + \theta[D_{n+1}]$
- $[D_n]$: 時刻 t_n における応力-歪みマトリクス
- θ : 陰解法のパラメータ
- $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^e\}$: 時刻 t_n から t_{n+1} までの弾性歪み増分ベクトル

ここで、応力-歪みマトリクス $[D]$ の逆行列 ($[D]^{-1}$) として、 $[C]$ を定義すれば、上記の応力-歪み関係式は次式となる。

$$\{\Delta\varepsilon_{n+1}^e\} = [C_{n+\theta}] \{\Delta\sigma_{n+1}\} \dots\dots\dots (3)$$

なお、 $[C_{n+\theta}] = (1-\theta)[C_n] + \theta[C_{n+1}]$ である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

また、 $[C]$ は以下のように与えられる。

$$[C] = \boxed{}$$

ここで、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。なお、 E および ν は、4.2章で示した物性値を用いている。

弾性歪み増分ベクトル $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^e\}$ は、次のように表される。

$$\{\Delta\varepsilon_{n+1}^e\} = \{\Delta\varepsilon_{n+1}\} - \{\Delta\varepsilon_{n+1}^0\} - \{\Delta\varepsilon_{n+1}^p\} - \{\Delta\varepsilon_{n+1}^c\} \dots\dots\dots(4)$$

ここで、

- $\{\Delta\varepsilon_{n+1}\}$: 全歪み増分ベクトル
- $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^0\}$: 初期歪み増分ベクトル
- $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^p\}$: 塑性歪み増分ベクトル
- $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^c\}$: クリープ歪み増分ベクトル

なお、熱膨張や焼きしまり、スエリング、リロケーションによる歪みは一括して初期歪みとして扱う。

歪み-変位関係式は、下式で与えられる。

$$\{\Delta\varepsilon_{n+1}\} = [B](\{u_{n+1}\} - \{u_n\}) \dots\dots\dots(5)$$

ここで、

- $\{u_n\}$: 時刻 t_n における節点変位ベクトル
- $\{u_{n+1}\}$: 時刻 t_{n+1} における節点変位ベクトル

上記の応力-歪み関係式および歪み-変位関係式から、次式が得られる。

$$[C_{n+\theta}](\{\Delta\sigma_{n+1}\} - \{\Delta\sigma_n\}) - [B](\{u_{n+1}\} - \{u_n\}) + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^0\} + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^p\} + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^c\} = 0 \dots\dots\dots(6)$$

上記(1)式および(6)式が未知量 $\{\sigma_{n+1}\}$ および $\{u_{n+1}\}$ を求めるための基本式である。

ここで、塑性歪み増分ベクトル $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^p\}$ およびクリープ歪み増分ベクトル $\{\Delta\varepsilon_{n+1}^c\}$ は、未知量である $\{\sigma_{n+1}\}$ 等の関数であることから、Newton-Raphson法による反復手順を用いて解く。これらの導出方法は、4.4.1.2節および4.4.1.3節においてそれぞれ後述する。

時刻 t_{n+1} の計算において、第 i 回目の反復を終了し、第 $i+1$ 回目の反復を行っているとき、上記(1)式および(6)式は次のように書ける。

$$\int [B]^T \{\sigma_{n+1}^i\} dV + \int [B]^T \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} dV = \{F_{n+1}\} \dots\dots\dots(1)'$$

$$[C_{n+\theta}](\{\sigma_{n+1}^i\} + \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} - \{\sigma_n\}) - [B](\{u_{n+1}^i\} + \{du_{n+1}^{i+1}\} - \{u_n\}) + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^0\} + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^{p,i+1}\} + \{\Delta\varepsilon_{n+1}^{c,i+1}\} = 0 \dots\dots\dots(6)'$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

ここで、

$$\begin{aligned} \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} &= \{\sigma_{n+1}^{i+1}\} - \{\sigma_{n+1}^i\} \\ \{du_{n+1}^{i+1}\} &= \{u_{n+1}^{i+1}\} - \{u_{n+1}^i\} \end{aligned}$$

4.4.1.2 クリープ (CARO と CARO-NA とで共通)

クリープ式は一般的な形として次のように書ける。

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^c = f(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}^H, T, \phi, F) \dots\dots\dots(7)$$

ここで、

- $\dot{\bar{\varepsilon}}^c$: 相当クリープ速度
- $\bar{\sigma}$: 相当応力
- $\bar{\varepsilon}^H$: クリープ硬化パラメータ
- T : 温度
- ϕ : 高速中性子束
- F : 核分裂速度

クリープ硬化パラメータ $\bar{\varepsilon}^H$ が相当クリープ歪み $\bar{\varepsilon}^c$ に等しいと仮定すると、硬化パラメータの変化率は、以下のように表される。

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^H \equiv f \dots\dots\dots(8)$$

上述したクリープ式は単軸応力下における式であるが、これを流れ則 (flow rule) を用いて多軸応力状態に拡張すると

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = \frac{3f}{2\bar{\sigma}} \{\sigma'\} \dots\dots\dots(9)$$

ここで、

- $\{\dot{\varepsilon}^c\}$: クリープ速度ベクトル
- $\{\sigma'\}$: 偏差応力ベクトル

これを、 $\{\sigma\}$ および $\bar{\varepsilon}^H$ の関数 β を用いて一般的に書くと、

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = \{\beta(\{\sigma\}, \bar{\varepsilon}^H)\} \dots\dots\dots(10)$$

ただし、 T, ϕ, F は既知のパラメータとして扱われるので省略されている。

いま、時刻 t_n の計算を終了し、実の時間増分幅を Δt_{n+1} として時刻 t_{n+1} の計算を行っているとき、クリープ歪み増分ベクトルは次のように書ける。

$$\{\Delta \varepsilon_{n+1}^c\} = \Delta t_{n+1} \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^c\} = \Delta t_{n+1} \{\beta(\{\sigma_{n+\theta}\}, \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^H)\} \dots\dots\dots(11)$$

ここで、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\begin{aligned} \{\sigma_{n+\theta}\} &= (1-\theta)\{\sigma_n\} + \theta\{\sigma_{n+1}\} \\ \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^H &= (1-\theta)\bar{\varepsilon}_n^H + \theta\bar{\varepsilon}_{n+1}^H \quad (\text{ただし, } 0 \leq \theta \leq 1) \end{aligned}$$

いま、時刻 t_n から t_{n+1} の計算において、Newton-Raphson 法による反復の第 i 回目を終了し、第 $i+1$ 回目の反復を行っているときクリープ速度ベクトルは次のように書ける。

$$\begin{aligned} \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i+1}\} &= \left\{ \beta(\{\sigma_{n+\theta}^i\} + \theta\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\}), \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i} + \theta d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} \right\} \\ &= \frac{3f(\bar{\sigma}(\{\sigma_{n+\theta}^i\} + \theta\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\}), \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i} + \theta d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1})}{2\bar{\sigma}(\{\sigma_{n+\theta}^i\} + \theta\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\})} \times \sigma'(\{\sigma_{n+\theta}^i\} + \theta\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\}) \quad \dots\dots\dots(12) \end{aligned}$$

ここで、 $\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\}$ および $d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1}$ は反復による修正量である。

上式は、一次のテイラー展開を取って次のように近似される。

$$\begin{aligned} \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i+1}\} &= \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i}\} + \frac{3}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \left(\left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}^i} \right)_{n+\theta} - \frac{f_{n+\theta}^i}{\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \right) \left[\sigma' \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \theta \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} \\ &\quad + \frac{3f_{n+\theta}^i}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \left[\frac{\partial \sigma'}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \theta \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} + \frac{3}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \{\sigma_{n+\theta}^i\} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i \theta \cdot d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} \quad \dots\dots\dots(13) \end{aligned}$$

この式を $\{\sigma'\} = \frac{2\bar{\sigma}}{3} \left[\frac{\partial \sigma'}{\partial \sigma} \right]$ の関係を用いて書き直すと、

$$\begin{aligned} \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i+1}\} &= \{\dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i}\} + \frac{9}{4(\bar{\sigma}_{n+\theta}^i)^2} \left(\left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}^i} \right)_{n+\theta} - \frac{f_{n+\theta}^i}{\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \right) \left[\sigma'_i \sigma'_j \right]_{n+\theta}^i \theta \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} \\ &\quad + \frac{3f_{n+\theta}^i}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \left[\frac{\partial \sigma'}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \theta \cdot \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} + \frac{3}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} \{\sigma_{n+\theta}^i\} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i \theta \cdot d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} \quad \dots\dots\dots(14) \end{aligned}$$

一方、クリープ硬化増分は $\dot{\varepsilon}^H \equiv f$ より、次のように表される。

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i+1} &= \Delta t_{n+1} f(\bar{\sigma}_{n+\theta}^{i+1}, \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i+1}) \\ &= \Delta t_{n+1} f(\bar{\sigma}(\{\sigma_{n+\theta}^i\} + \theta\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\}), \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i} + \theta d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1}) \quad \dots\dots\dots(15) \end{aligned}$$

また、この式は一次のテイラー展開を取って、次のように近似される。

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i+1} &= \Delta \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^H + d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} \\ &= \Delta t_{n+1} \cdot f_{n+\theta}^i + \theta \cdot \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}^i} \right)_{n+\theta}^i \left[\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} + \theta \cdot \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} \quad \dots\dots\dots(16) \end{aligned}$$

$\Delta \bar{\varepsilon}_{n+\theta}^{H,i} = \Delta t_{n+1} \cdot f_{n+\theta}^i$ であるから、 $d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1}$ は次のように表される。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$d\bar{\varepsilon}_{n+1}^{H,i+1} = \frac{\theta \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} \right)_{n+\theta}^i \left[\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \{ d\sigma_{n+1}^{i+1} \}}{1 - \theta \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i} \dots\dots\dots(17)$$

この式を(14)式に代入して整理すると、

$$\{ \varepsilon_{n+\theta}^{c,i+1} \} = \{ \dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i} \} + F_1 \theta [\sigma'_i \sigma'_j]_{n+\theta}^i \{ d\sigma_{n+1}^{i+1} \} + F_2 \theta \left[\frac{\partial \sigma'}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \{ d\sigma_{n+1}^{i+1} \} \dots\dots\dots(18)$$

ここで、

$$F_1 = \frac{9}{4(\bar{\sigma}_{n+\theta}^i)^2} \left(\left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} \right)_{n+\theta}^i - \frac{f_{n+\theta}^i}{\bar{\sigma}_{n+\theta}^i} + \frac{\left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i \theta \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} \right)_{n+\theta}^i}{1 - \theta \Delta t_{n+1} \left(\frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}^H} \right)_{n+\theta}^i} \right)$$

$$F_2 = \frac{3f_{n+\theta}^i}{2\bar{\sigma}_{n+\theta}^i}$$

従って、未知量であるクリープ歪み増分 $\{ \Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i+1} \}$ は次のように与えられる。

$$\{ \Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i+1} \} = \Delta t_{n+1} \{ \dot{\varepsilon}_{n+\theta}^{c,i+1} \} = \{ \Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i} \} + [C_{n+\theta}^{c,i}] \{ d\sigma_{n+1}^{i+1} \} \dots\dots\dots(19)$$

ここで、

$$[C_{n+\theta}^{c,i}] = \theta \Delta t_{n+1} \left(F_1 [\sigma'_i \sigma'_j]_{n+\theta}^i + F_2 \theta \left[\frac{\partial \sigma'}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \right)$$

上記式はクリープ歪み増分の陰な表式である。これを(6)'式に代入して整理すると次式が得られる。

$$\{ d\sigma_{n+1}^{i+1} \} = [\hat{D}_{n+\theta}^i] \left([B] \{ \Delta u_{n+1}^{i+1} \} - [C_{n+\theta}^i] (\{ \sigma_{n+1}^i \} - \{ \sigma_n \}) - \{ \Delta \varepsilon_{n+1}^0 \} - \{ \Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i} \} - \{ \Delta \varepsilon_{n+1}^{p,i+1} \} \right) \dots\dots\dots(6)''$$

ここで、

$$[\hat{D}_{n+\theta}^i] = ([C_{n+\theta}^i] + [C_{n+\theta}^{c,i}])^{-1}$$

$$\{ \Delta u_{n+1}^{i+1} \} = \{ u_{n+1}^i \} + \{ du_{n+1}^{i+1} \} - \{ u_n \}$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.1.3 塑性 (CARO と CARO-NA とで共通)

降伏条件は次のように表される。

$$h(\{\sigma\}) = K(\bar{\varepsilon}^p, T) \dots\dots\dots(20)$$

ここで、

- $\bar{\varepsilon}^p$: 相当塑性歪み (硬化パラメータ)
- T : 温度
- K : 降伏曲面の大きさ
- h : 降伏関数

降伏関数 h は、材料の異方性とペレットの圧縮率 (ホットプレス) を考慮して次のように表される。

$$h = \left[\frac{3}{2(F+G+H)} \left\{ H(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + F(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_r)^2 + 2N\tau_{rz}^2 \right\} + 3\alpha(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \equiv \bar{\sigma} \dots\dots\dots(21)$$

ここで、

- F, G, H, N : 材料異方性係数
- α : ホットプレスパラメータ

時刻 t_n から t_{n+1} までの塑性歪み増分ベクトルは、流れ則を用いて次のように表される。

$$\{\Delta\varepsilon_{n+1}^p\} = \Delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^p \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta} \dots\dots\dots(22)$$

いま、第 i 回目の反復を終了して第 $i+1$ 回目の反復のとき、降伏条件及び流れ則は次のように書ける。

$$h(\{\sigma_n\} + \{\Delta\sigma_{n+1}^{i+1}\}) = K(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1}, T_n + \Delta T_{n+1}) \dots\dots\dots(23)$$

$$\{\Delta\varepsilon_{n+1}^{p,i+1}\} = \Delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1} \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i \dots\dots\dots(24)$$

上記(23)式について、 $\{\Delta\sigma_{n+1}^{i+1}\}$ 、 $\Delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1}$ 及び ΔT_{n+1} についての 1 次のテイラー展開を取ると、次の近似式が得られる。

$$h(\{\sigma_n\}) + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \{\Delta\sigma_{n+1}^{i+1}\} = K(\bar{\varepsilon}_n^p, T_n) + \left(\frac{\partial K}{\partial \bar{\varepsilon}^p} \right)_{n+\theta}^i \Delta\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1} + \left(\frac{\partial K}{\partial T} \right)_{n+\theta} \Delta T_{n+1} \dots\dots\dots(25)$$

上記式を、次の関係式 $\{\Delta\sigma_{n+1}^{i+1}\} = \{\sigma_{n+1}^i\} + \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} - \{\sigma_n\}$ を用いて整理すると、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1} = \frac{1}{H_{n+\theta}^i} \left(\left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \left(\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\} \right) + h(\{\sigma_n\}) - K(\bar{\varepsilon}_n^p, T_n) \right. \\ \left. - \left(\frac{\partial K}{\partial T} \right)_{n+\theta} \Delta T_{n+1} + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} \right) \dots\dots\dots(26)$$

ここで、

$$H_{n+\theta}^i = \left(\frac{\partial K}{\partial \bar{\varepsilon}_p} \right)_{n+\theta}^i$$

上記式に(6)''を代入し、 $\Delta \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1}$ についてまとめると、

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p,i+1} = \frac{\left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \left[\hat{D}_{n+\theta}^i \right] \left([B] \{\Delta u_{n+1}^{i+1}\} - [C_{n+\theta}^i] \left(\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\} \right) - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^0\} - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i}\} \right)}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \left[\hat{D}_{n+\theta}^i \right] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i} \dots\dots\dots(27) \\ + \frac{\left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \left(\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\} \right) - \left(\frac{\partial K}{\partial T} \right)_{n+\theta} \Delta T_{n+1} + h(\{\sigma_n\}) - K(\bar{\varepsilon}_n^p, T_n)}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i \left[\hat{D}_{n+\theta}^i \right] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i}$$

上式を(24)式の関係を用いて(6)''式に代入し、整理すると次式が得られる。

$$\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} = \left[\hat{D}_{n+\theta}^{p,i} \right] \left([B] \{\Delta u_{n+1}^{i+1}\} - [C_{n+\theta}^i] \left(\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\} \right) - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^0\} - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i}\} \right) + \{S_{n+\theta}^i\} \Delta T_{n+1} - \{Z_1\} - \{Z_2\} \\ \dots\dots\dots(6)'''$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

ここで、

$$\begin{aligned} [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] &= [\hat{D}_{n+\theta}^i] - \frac{[\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i [\hat{D}_{n+\theta}^i]}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i [\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i} \\ \{s_{n+\theta}^i\} &= \frac{[\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i \left(\frac{\partial K}{\partial T} \right)_{n+\theta}}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i [\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i} \\ \{Z_1\} &= \frac{[\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i (\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\})}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i [\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i} \\ \{Z_2\} &= \frac{[\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i (h(\{\sigma_n\}) - K(\bar{\varepsilon}_n^p, T_n))}{H_{n+\theta}^i + \left[\frac{\partial h}{\partial \sigma} \right]_{n+\theta}^i [\hat{D}_{n+\theta}^i] \left\{ \frac{\partial h}{\partial \sigma} \right\}_{n+\theta}^i} \end{aligned}$$

以上より得られた(6)'''式がクリープ及び塑性を考慮した構成方程式である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.1.4 剛性方程式(CARO と CARO-NA とで共通)

4.4.1.3 節で得られた塑性歪み増分ベクトル $\{\Delta \varepsilon_{n+1}^p\}$ およびクリープ歪み増分ベクトル $\{\Delta \varepsilon_{n+1}^c\}$ を考慮した構成方程式は以下の通りである。

$$\{d\sigma_{n+1}^{i+1}\} = [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] \left([B] \{\Delta u_{n+1}^{i+1}\} - [C_{n+\theta}^i] (\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\}) - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^0\} - \{\Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i}\} + \{S_{n+\theta}^i\} \Delta T_{n+1} - \{Z_1\} - \{Z_2\} \right) \dots (6)'''$$

この式を平衡条件式(1)' に代入すると、第 $i+1$ 回目の反復時における平衡条件として、下記が得られる。

$$\begin{aligned} & \int [B]^T \{\sigma_{n+1}^i\} dV + \int [B]^T [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] [B] \{\Delta u_{n+1}^{i+1}\} dV \\ & - \int [B]^T [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] [C_{n+\theta}^i] (\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\}) dV \\ & - \int [B]^T [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] (\{\Delta \varepsilon_{n+1}^0\} + \{\Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i}\}) dV \dots (28) \\ & + \int [B]^T (\{S_{n+\theta}^i\} \Delta T_{n+1} - \{Z_1\} - \{Z_2\}) dV \\ & = \{F_{n+1}\} \end{aligned}$$

これを整理すると、次の形の剛性方程式が得られる。

$$[K_{n+\theta}^i] \{\Delta u_{n+1}^{i+1}\} = \{\Delta \hat{F}_{n+1}^i\} \dots (29)$$

ここで、

$$\begin{aligned} [K_{n+\theta}^i] &= \int [B]^T [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] [B] dV \\ \{\Delta \hat{F}_{n+1}^i\} &= \int [B]^T [\hat{D}_{n+\theta}^{p,i}] \left\{ [C_{n+\theta}^i] (\{\sigma_{n+1}^i\} - \{\sigma_n\}) + \{\Delta \varepsilon_{n+1}^0\} + \{\Delta \varepsilon_{n+1}^{c,i}\} \right\} dV \\ & \quad - \int [B]^T (\{S_{n+\theta}^i\} \Delta T_{n+1} - \{Z_1\} - \{Z_2\}) dV + \{F_{n+1}\} - \int [B]^T \{\sigma_{n+1}^i\} dV \end{aligned}$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.1.5 歪み-変位マトリクスの導出 (CARO と CARO-NA とで共通)

CARO-NA コードで使用している有限要素法は、要素内の変位分布を仮定する変位法である。

- 節点アイソパラメトリック線要素の場合、要素内の任意の位置における変位 V は節点変位の
- 関数で内挿近似される。

$$V = [N] \cdot \{u\} = \boxed{\phantom{[N] \cdot \{u\}}} \dots\dots\dots (30)$$

ここで、

- V : 要素内変位
- $[N] = \boxed{}$: 形状関数
- $\{u\}$: 節点変位ベクトル

ここで、 $[N]$ は要素変位分布近似関数 (形状関数) である。 は図 4-27 に示す局所座標 ξ を用いて、次のように表される。

$$\boxed{}$$

また、要素内の歪み ε は、(一次元)軸対称問題の場合、次のようになる。

$$\{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \partial V / \partial r \\ V / r \end{Bmatrix} = [B] \cdot \{u\}$$

従って、歪み-変位マトリクス $[B]$ は、次のようになる。

$$[B] = \boxed{}$$

ここで、 はサブマトリクスであり、

$$B_i = \begin{bmatrix} \partial N_i / \partial r \\ N_i / r \end{bmatrix} \boxed{}$$

上式において、 N_i は局所座標 ξ で表現されるため、以下のように座標変換される。

$$\frac{\partial N_i}{\partial \xi} = \frac{\partial r}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial N_i}{\partial r}$$

また、要素内の位置 r を節点座標 r_i で表すと、

$$r = \sum_{i=1}^n N_i \cdot r_i$$



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

よって、

$$\frac{\partial r}{\partial \xi} = \sum_{i=1}^{\square} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \cdot r_i$$

以上より、

$$\frac{\partial N_i}{\partial r} = \left(\sum_{i=1}^{\square} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \cdot r_i \right)^{-1} \cdot \frac{\partial N_i}{\partial \xi}$$

$$\frac{N_i}{r} = \frac{N_i}{\sum_{i=1}^{\square} N_i \cdot r_i}$$

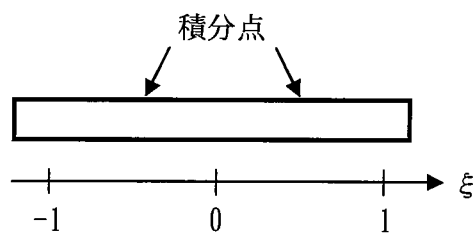
積分領域の変換は次式を用いる。

$$dr = \left(\sum_{i=1}^{\square} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \cdot r_i \right) \cdot d\xi$$

なお、剛性マトリクス、荷重ベクトルを計算する際の積分は、積分点数を $n=2$ とし、ガウス求積法により、以下のように計算する。

$$\int_{-1}^1 f(\xi) \cdot d\xi = \sum_{i=1}^2 f(\xi)$$

ここで、 $\xi = \pm 0.5773502691$



黒枠内は 機密情報につき 公開できません

図 4-27 □ 節点アイソパラメトリック要素の積分点



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

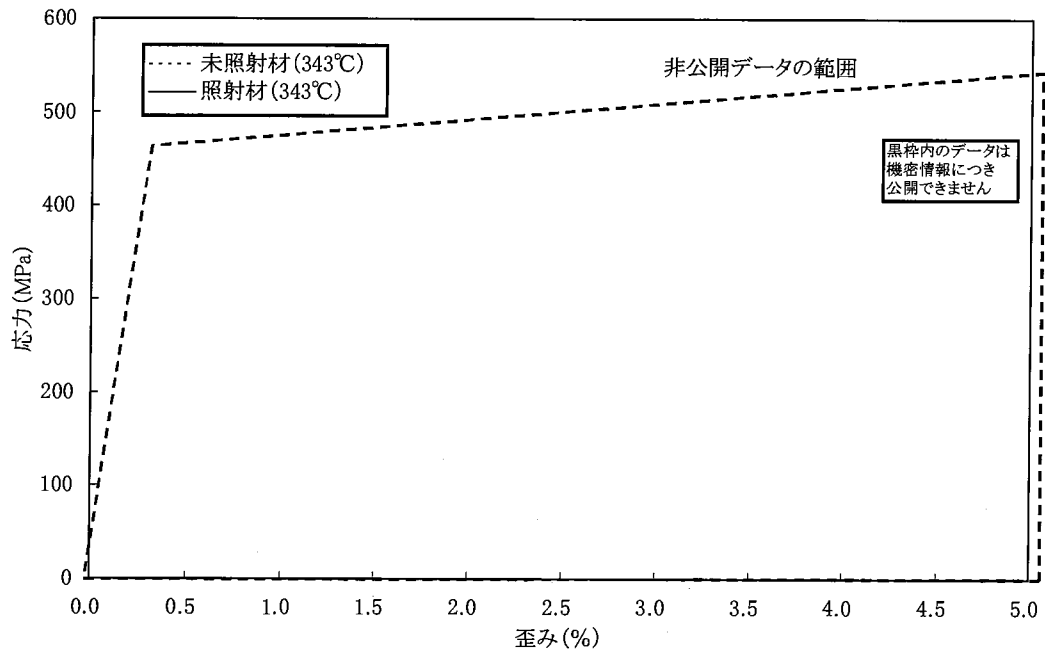


図 4-28 被覆管の応力-歪み曲線の例



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.2.2 ペレット弾塑性モデル(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

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。

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

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

$$H' = \begin{cases} \boxed{} & (T \leq \boxed{}) \\ \boxed{} & (T > \boxed{}) \end{cases}$$

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)
- T : 温度 (°C)

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節で説明したモデルを用いている。

また、図4-29に本モデルによるペレットの応力-歪み曲線の例を示す。

本モデルは、文献値^[4-16]に基づき設定されており、において採用されているモデルである。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

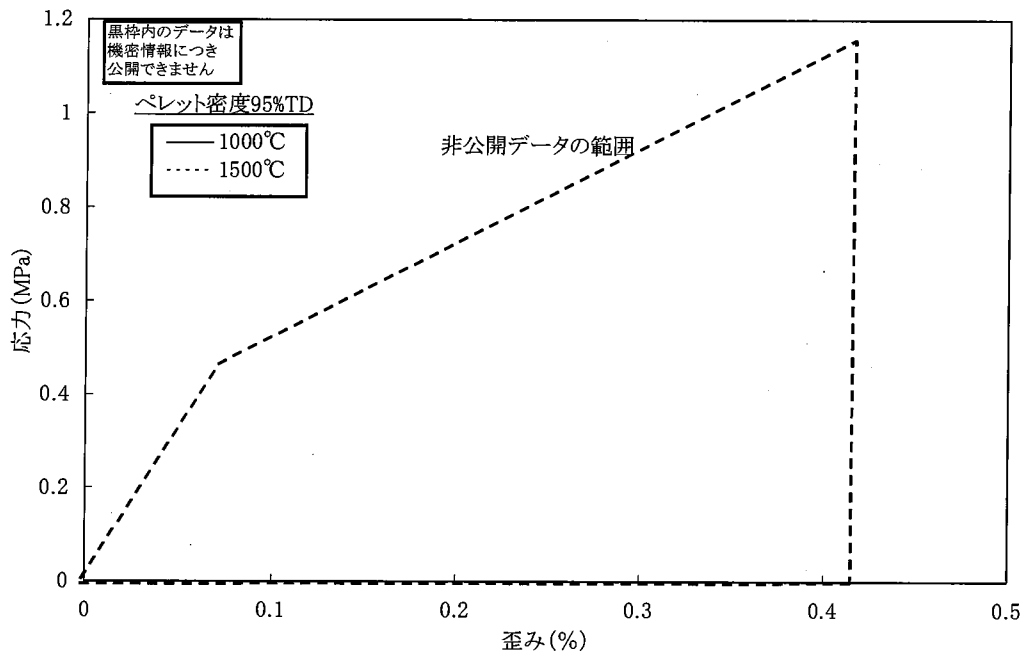


図 4-29 ペレットの応力-歪み曲線の例

4.4.3 機械計算におけるリロケーションの考慮(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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(図4-30)。

具体的には、下式により表現される。

$$E = \text{[]} \quad (\text{ソフトギャップありの時})$$

$$E = \text{[]} \quad (\text{ソフトコンタクトの時})$$

$$E = \text{[]} \quad (\text{ハードコンタクトの時})$$

ここで、

- E : ヤング率 (MPa)
- F : 定数
- ε : リロケーション圧縮量
- ε_{rel} : リロケーション量
- E_0 : クラックのないペレットの圧縮状態でのヤング率 (MPa)

E_0 は 4.2.2.1 節で説明したモデルを用いている。

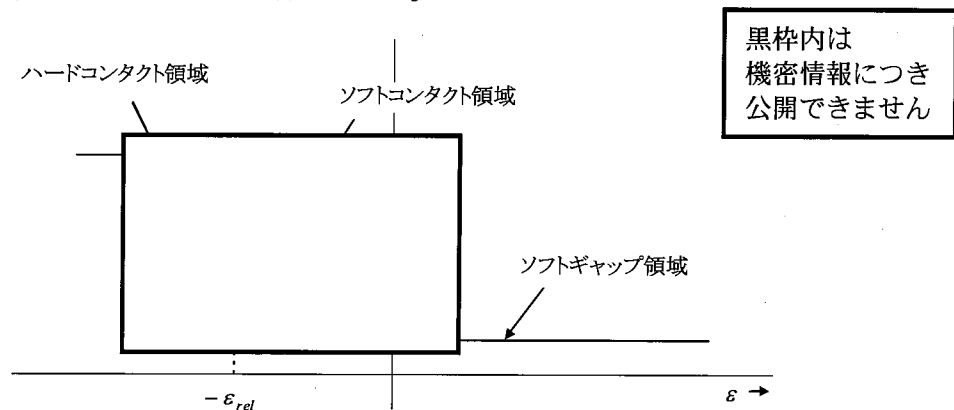


図 4-30 リロケーションによる剛性低下モデルの模式図



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4.4.4 ホットプレス(CAROとCARO-NAとで共通のモデル)

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。

4.4.1.3節において示したように、有限要素法モデルにおいて、降伏関数はホットプレスを考慮した式で表されている。この降伏関数から、ペレットの等方性($F = G = H = 1$)を仮定すると、ペレットのホットプレスによる体積増分は下式のように書ける。

$$\Delta \varepsilon_h = \boxed{\hspace{10em}}$$

ここで、

$\Delta \varepsilon_h$:ホットプレスによる体積収縮率増分

α :定数 $\boxed{\hspace{2em}}$

$\bar{\sigma}$:等価応力 (MPa)

σ_r :径方向応力 (MPa)

σ_z :軸方向応力 (MPa)

σ_θ :周方向応力 (MPa)

$\Delta \bar{\varepsilon}_c$:等価クリープ歪み増分

$\Delta \bar{\varepsilon}_p$:等価塑性歪み増分

本モデルは、 $\boxed{\hspace{10em}}$ において採用されているモデルである。

なお、ホットプレスの定数 α は降伏応力で表すことができる^[4-40]が、CARO-NAコードでは4.2.2.3節に述べたとおり、 UO_2 ペレットと Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットで同一の降伏応力を用いていることから、定数 α についても UO_2 ペレットと Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットで同一としている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

5. 内圧解析

5.1 計算フローとモデルの関係 (CARO と CARO-NA とで共通)

本章は、CARO-NA コードの燃料棒熱機械設計計算において、FP ガス放出量と燃料棒内圧を評価するための燃料棒内圧解析について説明するものである。図 5-1 の計算フロー中の赤枠が、本章において説明する該当箇所を示している。

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(許認可解析では 分割)だけ繰り返し、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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

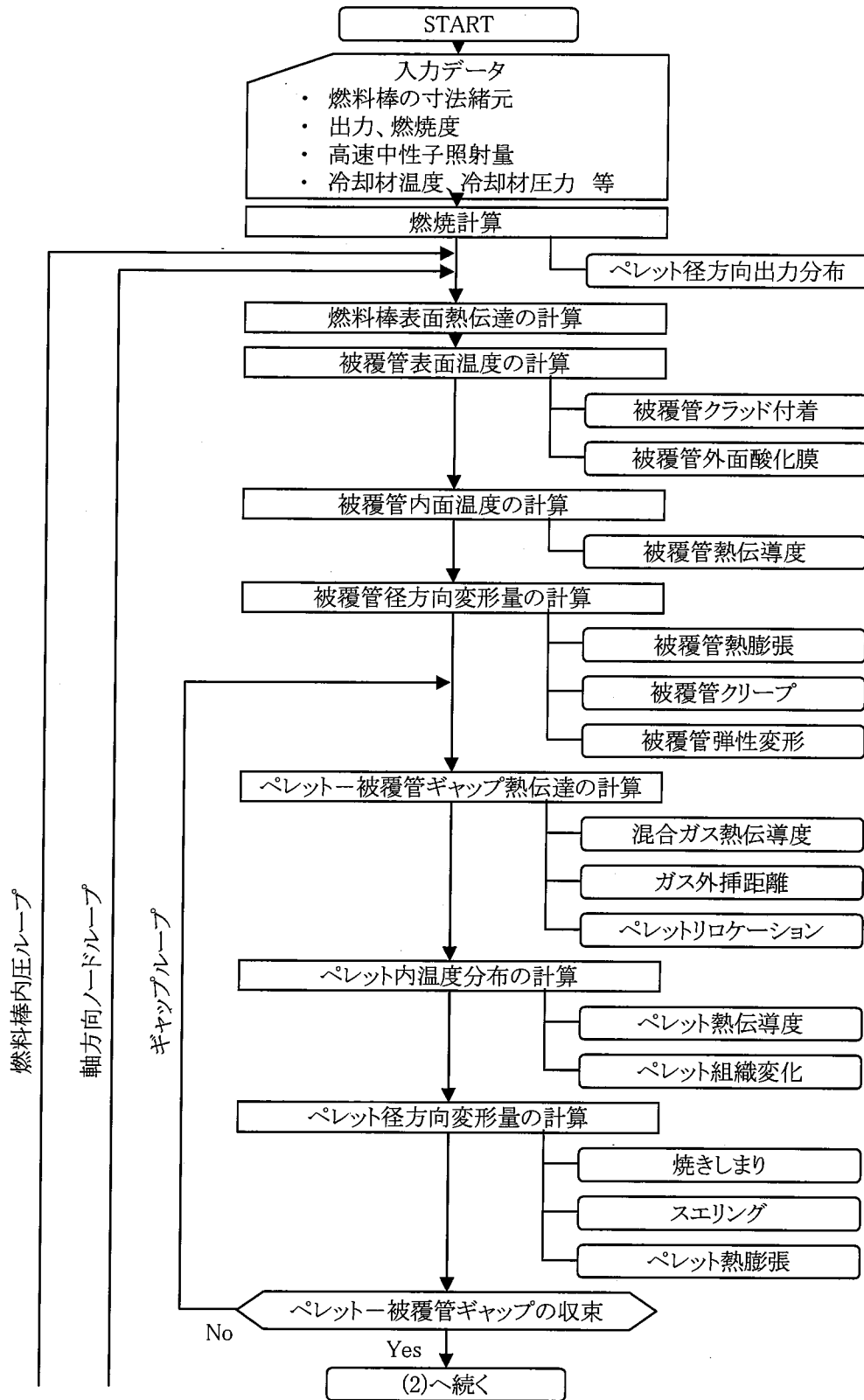


図 5-1 (1) 熱機械設計計算のフロー

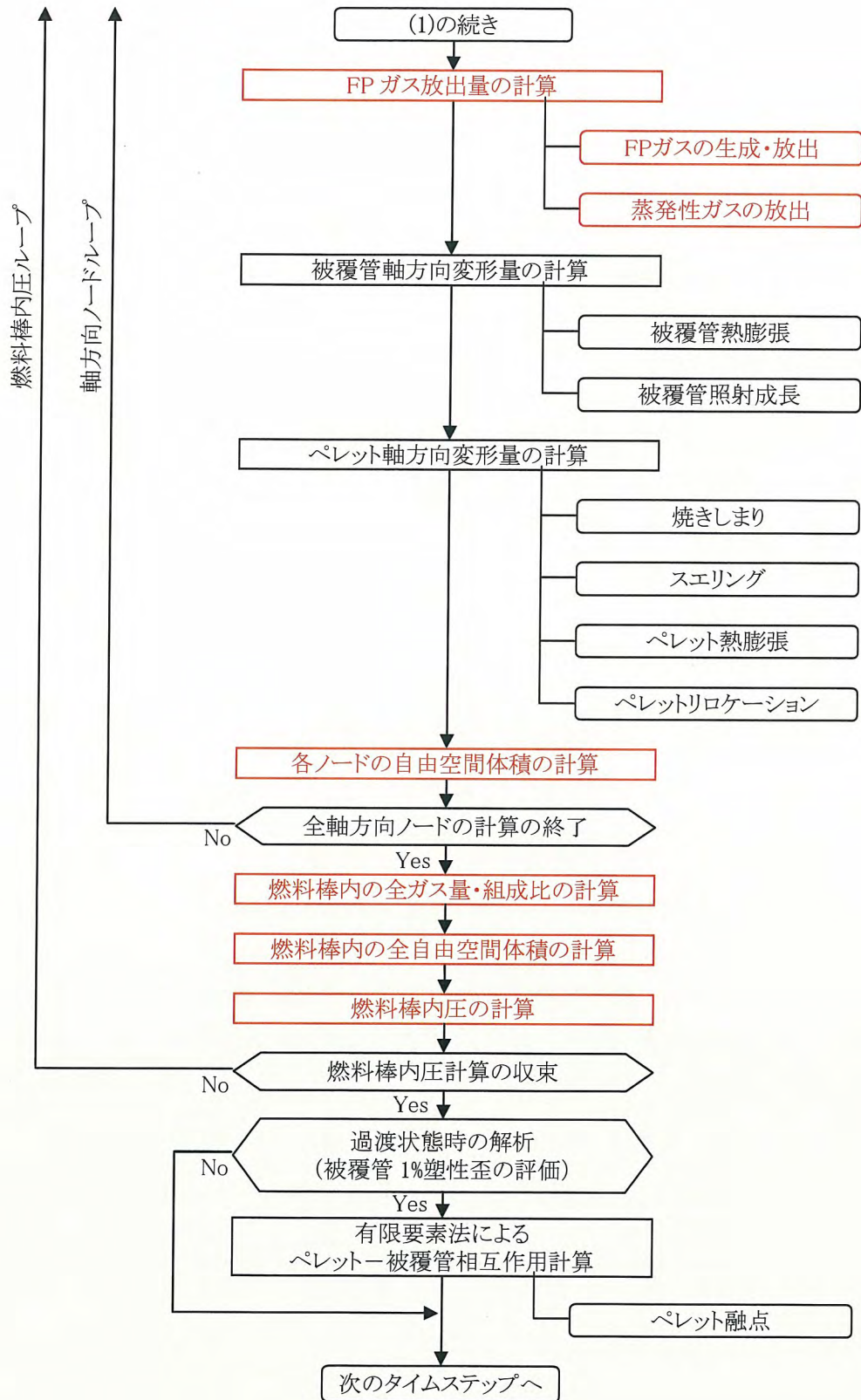


図 5-1 (2) 熱機械設計計算のフロー



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

5.2 核分裂ガスの放出(CARO-NA において変更したモデル)

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 5-2 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。

$$\frac{d}{dt} f(t) = K \cdot g(t) \quad \text{①}$$

$$g(t) = \int_0^t \beta(t') \cdot dt' - f(t) - m(t) \quad \text{②}$$

ここで、

$f(t)$: FP ガス放出量 (cm³/g UO₂)

K : FP ガス放出係数 (1/day)

$g(t)$: 結晶粒界に蓄積した FP ガス量 (cm³/g UO₂)

$\int_0^t \beta(t') \cdot dt'$: 時刻 t までに生成した FP ガスの総量 (cm³/g UO₂)

$m(t)$: 結晶粒内に保持された FP ガス量 (cm³/g UO₂)

t : 時間 (day)

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℃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る(図 5-3, [5-3,4,5,6])。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

○FPガスの飽和濃度(m)、FPガス放出係数(K)の設定について

図 5-4 に結晶粒内に保持されるFPガスの飽和濃度(m)、FPガス放出係数(K)の燃焼度依存性、等温状態でのFPガス放出率の燃焼度依存性を併せて示す。

(FPガスの飽和濃度(m)について)

核分裂で生成したFPガス原子は、結晶粒内にガスバブルや固溶原子として保持されるが、その残りは熱拡散により粒界へ移動する。このため、温度が高くなるほど熱拡散が促進され粒界へ移動するFPガス量も多くなる。一方、熱拡散が生じにくい低い温度や生成されるFPガス量が少ない低燃焼度では、生成されるFPガスの多くが結晶粒内に保持される。また、燃焼が進み生成されるFPガス量が多くなると、生成されるFPガス量と粒界へ移動するFPガス量の割合はその温度に応じてバランスする状態となるため、結晶粒内に保持されるFPガス量の割合もある一定値になると考えられる。

CARO-NAコードでは、結晶粒内に保持されるFPガス量を温度と燃焼度に依存するモデル(FPガスの飽和濃度(m))として与えており、具体的には燃焼が進むと温度に応じて一定の割合に漸近するモデルとしている(図 5-4 (a))。

CARO-NAコードでは、以上のように設定したFPガス飽和濃度(m)を用いて、生成したFPガス量のうち、mを越えたものが粒界に移動し蓄積するモデルとしている。

(FPガス放出係数(K)について)

粒界へ移動したFPガスは、粒界におけるガスバブルとして蓄積する。粒界に蓄積したFPガスは、ガスバブルが成長し互いに連結されることにより自由空間へ放出される。粒界に蓄積したFPガス量が多いほど、また、温度が高いほどガスバブルの成長が促進され、自由空間へ放出されるFPガス量は増加する。

上記の粒界からの放出過程を、CARO-NAコードでは放出されるFPガスの量が粒界に蓄積したFPガス量に比例するものとして扱い、その比例定数(FPガス放出係数(K))は温度に依存するモデルとしている。

FPガス放出係数(K)は、燃料温度が高いほど大きい値とし、燃料温度が高いほどFPガスが自由空間に放出される挙動を再現できるようにしている。また、照射ペレットの炉外再加熱試験^[5-7]で確認されているような1300~1400°Cで粒界に蓄積したFPガスが急激に放出される傾向などもFPガス放出係数(K)の温度依存性に考慮している(図 5-4 (b))。

なお、燃焼度が低い場合には粒界のガスバブルの成長が生じにくいと考えられるが、CARO-NA



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

コードでは FP ガス放出係数(K)は燃焼度に対して一定の値としている。

以上の FP ガス飽和濃度(m)と FP ガス放出係数(K)により得られる FP ガス放出率の燃焼度依存性を図 5-4 (c)に示す。

なお、図 5-4 (c)において、FP ガス放出率は燃焼度ゼロ近傍で急激に増加する傾向が見られるが、これは以下の理由による。

FP ガス放出率は①式の積分により計算されるため、
となる。一方、図 5-4 (a)示すように、
。このため燃焼開始直後から結晶粒内で発生した FP ガスの一部は結晶粒界へ移動し、FP ガスの飽和濃度(m)に応じた FP ガス放出率となる。

FP ガス放出率について、いわゆるしきい燃焼度が存在することが経験的に知られており、一般に低燃焼度領域では放出率が低く、ある燃焼度から急激に FP 放出率が増加する傾向がある。CARO-NA コードの FP ガス放出モデルでは、FP ガスの飽和濃度(m)について、生成される FP ガス量が少ない低燃焼度では生成される FP ガスの多くが結晶粒内に保持されるが、ある燃焼(しきい燃焼度)を超えると粒界へ移動する FP ガスの割合が急激に大きくなるとしている。これにより CARO-NA コードの FP ガス放出率は、焼初期において低く抑えられ、ある燃焼度(しきい燃焼度)から急激に立ち上がる傾向を示す。このしきい燃焼度は温度が低いほど高くなるモデルとしている。

(FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)の設定手順)

CARO-NA コードの FP ガス放出モデル構築に使用した検証計算ケースについて、各ケースの燃料が燃焼期間中に経験した燃料中心温度(最高温度)の履歴を図 5-5 に示す。CARO-NA コードの FP ガス放出モデルでは、図 5-5 の履歴を基に、FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)の燃焼度に対する依存性を、それぞれ
に対して与えている。

各温度に対する FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)は、以下の手順で設定している。

1. FP ガス放出率の測定データを
行う
2. m と K について、
設定する
3. 2. で設定した m と K を用い
m と K を設定する
4. 同様に m と K を設定する

実際に燃料が経験する温度履歴は一定ではなく、FP ガス放出特性に関して得られている知見を踏まえつつ上記の調整を
実施する必要がある。CARO-NA コードの FP ガス放出モデ



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

ルは、予測するようにモデル化されている。

○FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)の内外挿について

前述の各温度の間では、FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)を直線的に内挿して用いている。

低温領域においては、FP ガス放出率が低く温度依存性もほとんどないことから FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)は 使用している。

高温領域においては FP ガスの飽和濃度(m)、FP ガス放出係数(K)は している。これは以下の理由による。

- ・燃焼度の進んだ領域(約 GWd/t 以上)においては、FP ガス放出率は で 100%に達するモデルとしており、m と K を外挿する必要がない
- ・低い燃焼度領域(約 GWd/t 以下)においては、FP ガスの生成量が少ないことに加え、FP ガス放出率も低いため FP ガス放出量としては少なく、燃料の健全性へ与える影響は小さいことから、m と K を外挿して使用する必要性は小さい

図 5-6 に において 検証ケースのペレット中心温度(最高温度)の履歴を示す。CARO-NA コードの °Cの FP ガス放出モデル用の係数は主にこれら 燃料の FP ガス放出率測定データに基づき設定されている。図 5-7 に、図 5-6 に示した検証ケースの FP ガス放出率の CARO-NA コードの計算値と測定値の比較を示す。図 5-7 より、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは において 燃料についても FP ガス放出率を適切に評価できることが分かる。

なお、通常運転時における CARO-NA コードの線出力の適用範囲は 44kW/m 以下であり、FP ガス放出率が ことから、することで問題はない。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(1) Xe/Kr 比(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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 コードにおける UO₂ 燃料の Xe/Kr 比は、

$$\frac{Xe}{Kr} = \square$$

図 5-8 に商用炉で照射された燃料棒についての Xe/Kr 比の測定結果を示す。濃縮度等の違いにより測定結果には、若干のばらつきがあるものの、Xe/Kr 比はおおよそ の間であり、CARO-NA コードにおける Xe/Kr 比の設定値は妥当であることが分かる。

なお、図 5-8 に示す測定値において、一部 Xe/Kr 比が高いデータが取得されているが、Xe/Kr を とした場合の計算結果と、CARO-NA コードのモデルとの計算結果の差は、燃料中心温度で燃焼期間にわたり数℃であり、計算結果への影響は小さい。

(2) He ガスの放出(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

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、7.3 節の燃料棒内圧の検証に示す通り、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。また、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 と CARO-NA とで共通のモデル)

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。

窒素ガスの放出モデルは、次式に示す 関数として与えられており、

モデルとなっている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

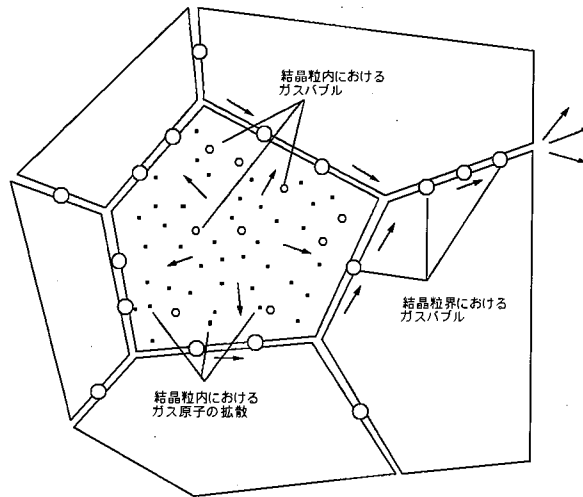


図 5-2 FP ガス放出機構の模式図

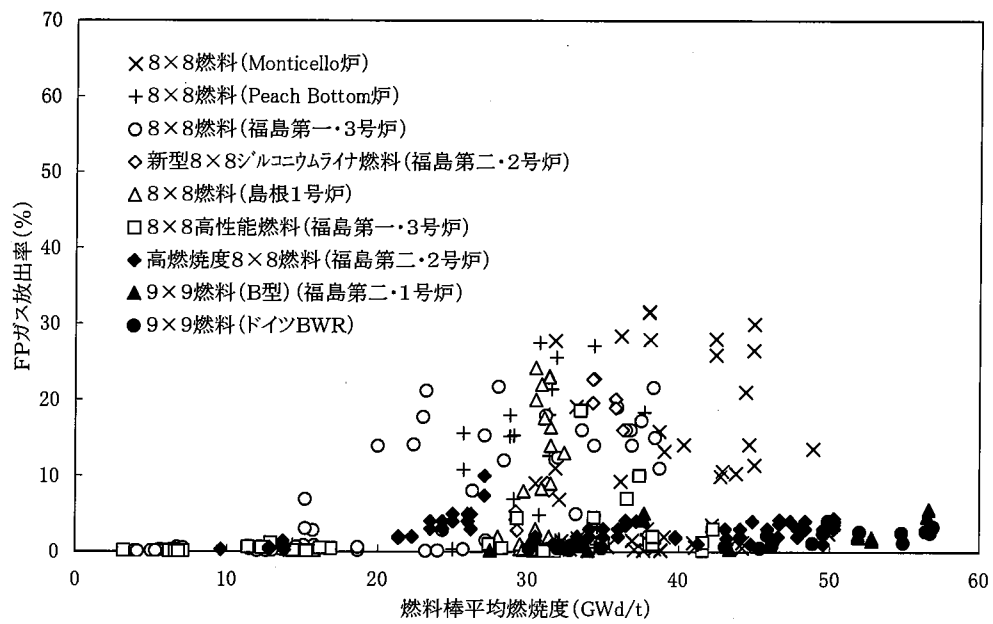
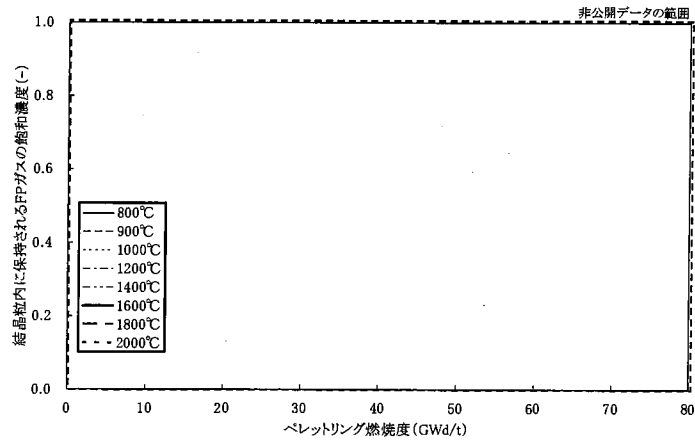


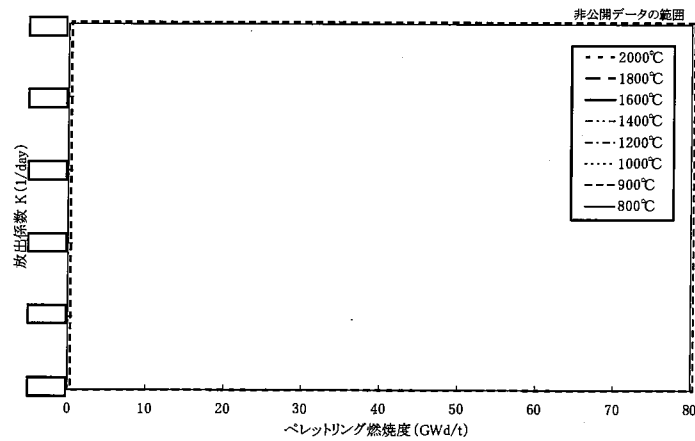
図 5-3 FP ガス放出率の燃焼度依存性



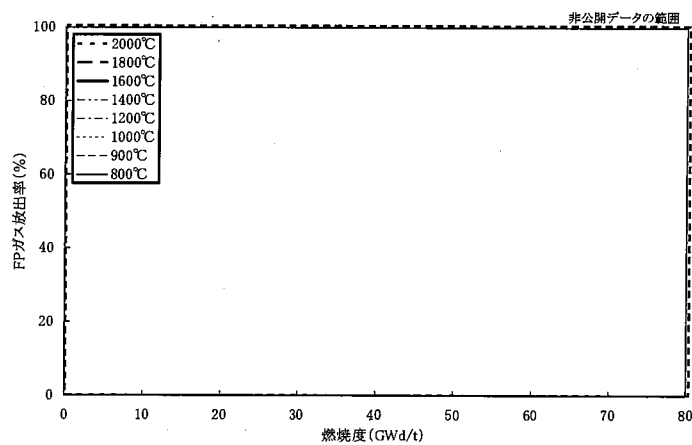
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガスの飽和濃度(m)の燃焼度依存性



(b) FP ガス放出係数(K)の燃焼度依存性



(c) 等温状態での FP ガス放出率の燃焼度依存性

図 5-4 CARO-NA コードの FP ガス放出モデル

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

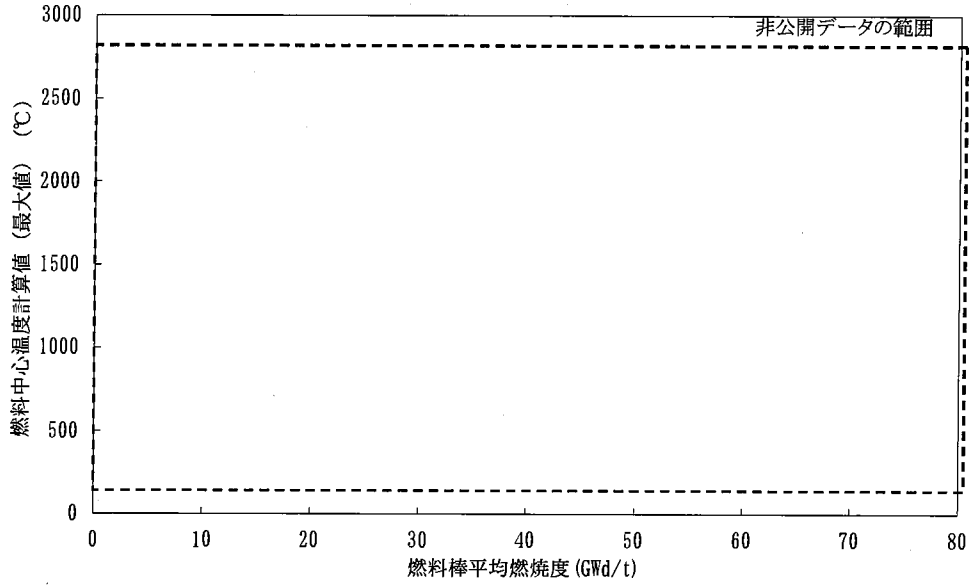


図 5-5 FP ガス放出率検証データベースの燃料中心温度履歴

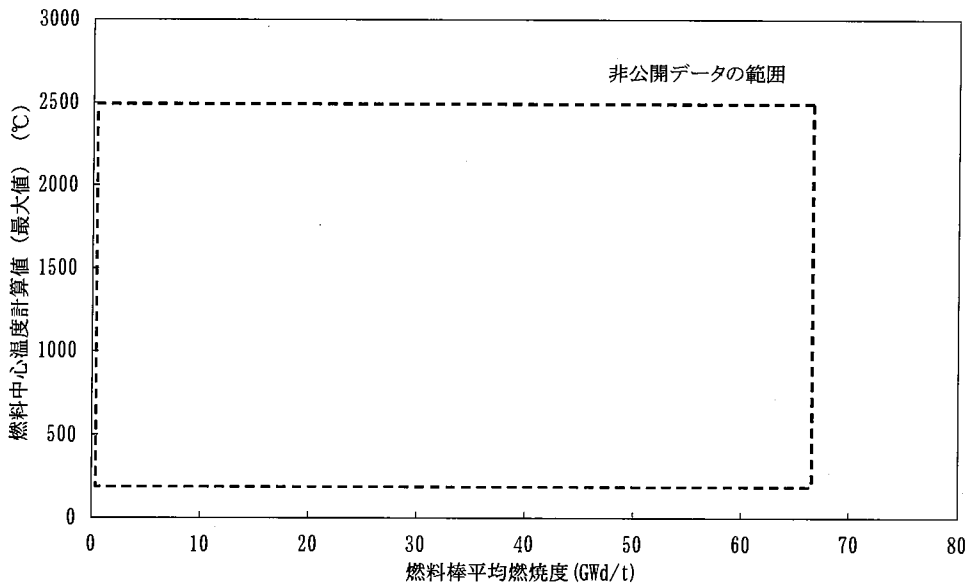


図 5-6 FP ガス放出率検証データベースの燃料中心温度履歴



黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

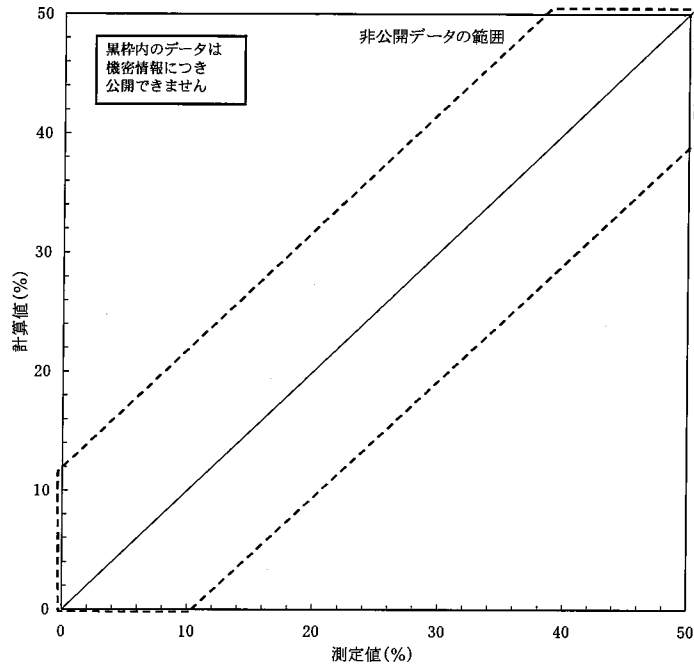


図 5-7 FP ガス放出率検証結果

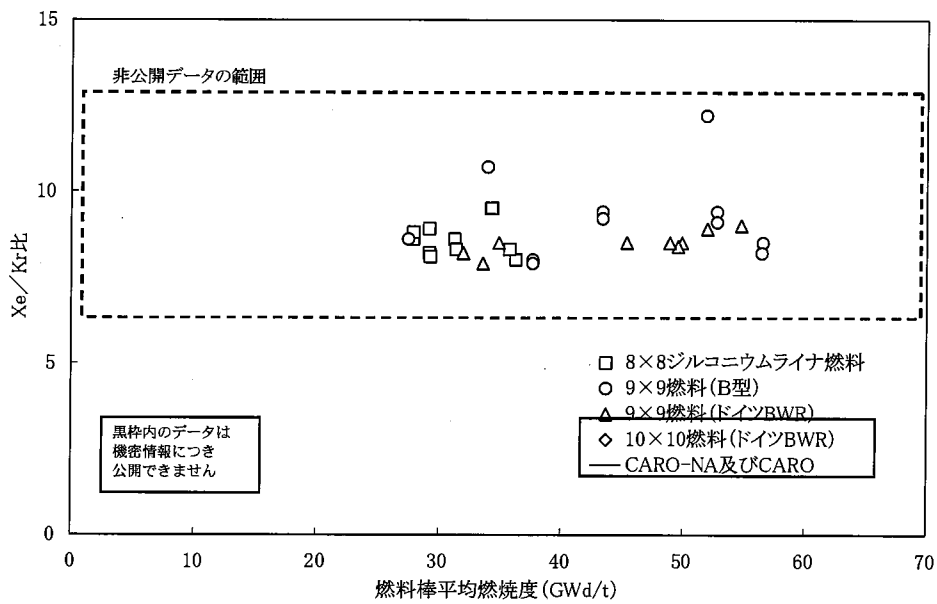


図 5-8 Xe/Kr 比の燃焼変化 [5-6,9]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【参考】Vitanza の FP ガス放出モデル

CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは本章で示すように FP ガス放出率測定値を適切に予測できるように設定した半経験的なモデルであるが、参考として公開文献に示されている他のモデルを示す。

(1) Vitanza モデル

Vitanza らは Halden での照射試験データの整理から、 UO_2 ペレットからの FP ガス放出率モデルとして次の定式を提案した^[5-10]。

$$R(T, B) = \begin{cases} 0 & \text{if } B < B_c \\ 1 & \text{if } B \geq B_c \text{ and } T \geq 1800^\circ\text{C} \\ \left(\frac{T}{1800}\right)^5 & \text{if } B \geq B_c \text{ and } T \leq 1800^\circ\text{C} \end{cases}$$

上記定式における B_c がいわゆる Vitanza の threshold と呼ばれており、温度と燃焼度に次の関係がある。

$$B_c = 0.005 \times \exp\left(\frac{9800}{T_c}\right)$$

ここで、 T_c はペレット中心温度である。

このモデルに対し、ペレットを等温で燃焼した場合の FP ガス放出率と燃焼度との関係を図 5-9 に示す。1200°C よりも低温では B_c が 80 GWd/t 以上となり、図には曲線が現れない。

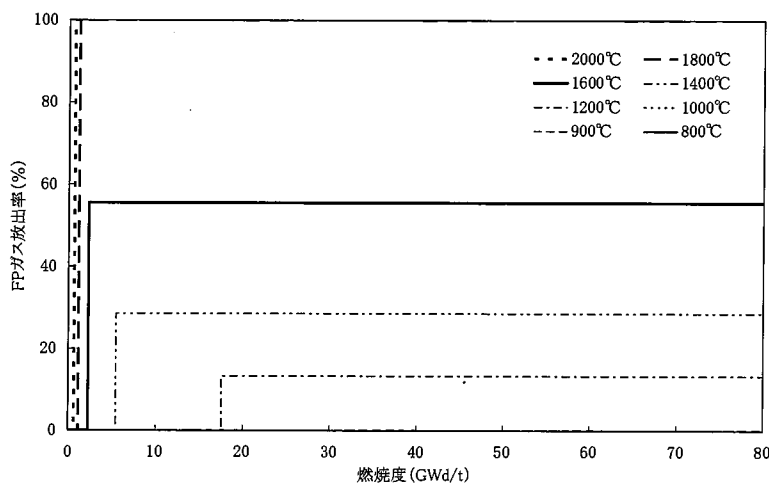


図 5-9 Vitanza の FP ガス放出モデル



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(2) FEMAXI-IIIモデル

FEMAXI-IIIでは、Vitanza のモデルを基に、FP ガス放出率として次のモデルを用いている^[5-11]。

$$R(T, B) = \left(\frac{T}{1800} \right)^5 \left(1 - \frac{B_c}{B} \right)$$

ここで、 B_c は Vitanza のモデルと同一であるが、FEMAXI ではこれを“潜伏燃焼度”として $R(T, B)$ の定式に B_c を連続的に取り入れている。

このモデルに対し、ペレットを等温で燃焼した場合の FP ガス放出率と燃焼度との関係を図 5-10 に示す。前項の Vitanza モデルと同様、1200°Cよりも低温では B_c が 80GWd/t 以上となり、図には曲線が現れない。

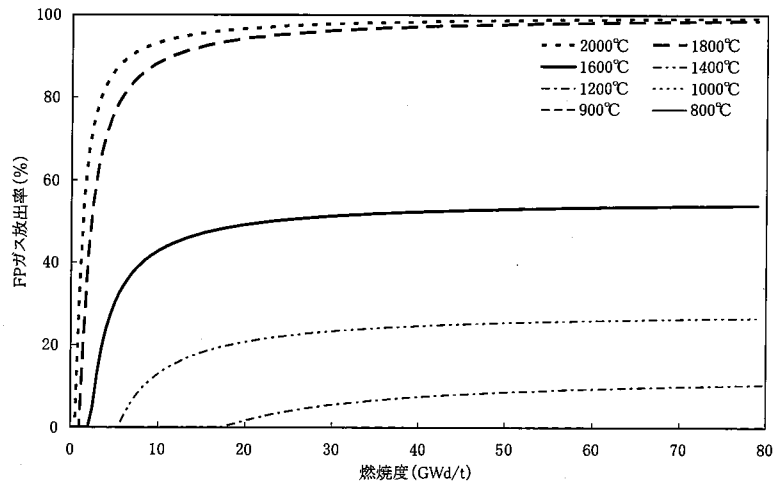


図 5-10 FEMAXI-III の FP ガス放出モデル



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

5.3 燃料棒内圧 (CARO と CARO-NA とで共通)

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。

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

以下に、各部・ノードの体積・温度の算出方法について示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(1) プレナム

プレナム体積は製造時のプレナム体積から、被覆管の熱膨張による内径増加、照射中のペレットスタック及び被覆管の伸び差による影響が考慮されたものとして、下式にて求められる。

$$V_{plenum} = \text{[]}$$

ここで、

V_0 : 製造時プレナム体積 (cm^3)

D_i : []における被覆管の内径 (cm)

ε_{ax}^f : ペレットスタックの軸方向伸び

[]

ε_{ax}^c : 被覆管の軸方向伸び

[]

L_{act} : 製造時ペレット有効長 (cm)

また、製造時プレナム体積 V_0 は [] おり、次式により算出する。

$$V_0 = \text{[]}$$

ここで、

V_0 : 製造時プレナム体積 (cm^3)

$D_{i,0}$: 製造時被覆管内径 (cm)

$L_{plenum,0}$: 製造時プレナム長さ (cm)

[]

プレナム部の温度 T_{plenum} は [] としている。本設定値は、試験炉において測定している燃焼初期での運転時燃料棒内圧を再現するものとして経験的に設定したものである。例として、CARO-NA コードの検証データとして採用している、IFA-602/668 及び IFA-603 燃料について、オンライン計装による燃焼初期の運転時燃料棒内圧測定値(運転時出力約 5~30kW/m)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

と、CARO-NA コードによる計算値を比較した結果を図 5-11 に示す。図に示すように、上記設定での内圧の計算値は、オンラインでの内圧測定値を良く再現するものであり、本設定は妥当であると考えられる。

(2) ペレット-被覆管ギャップ

CARO-NA コードにおいて、ペレット-被覆管ギャップの体積は、ペレットスタックの を含んだものとして取扱い、照射中のペレット及び被覆管の寸法変化が考慮されたものとして、各ノードで計算される。

$$V_{gap,i} = \text{$$

ここで、

D_{ci} : 軸方向ノード i における被覆管の内径 (cm)

D_{fa} : 軸方向ノード i におけるペレットの外径 (cm)

ΔS_{rel} : 軸方向ノード i におけるリロケーションによる
ペレット外径増加量 (cm)

ペレット-被覆管ギャップ部におけるガスの温度 $T_{gap,i}$ には、

が用いられる。

(3) ペレットクラック

CARO-NA コードにおいて、ペレット内のクラック体積は、ペレットのリロケーション前後での体積が保存されるものと仮定して算出される。すなわち、リロケーションによって生じる見かけ上の寸法増加から、下式のように求められる。

$$V_{crack,i} = \text{$$

ここで、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

D_{fa} : 軸方向ノード*i*におけるペレットの外径 (cm)

ΔS_{rel} : 軸方向ノード*i*におけるリロケーションによる
ペレット外径増加量 (cm)

ペレットクラック中のガス温度 $T_{crack,i}$ は、 が用いられる。

(4) ディッシュ

ディッシュ体積は、ディッシュを考慮しない状態でのペレットの体積から、 ことにより求められる。 には、 や が考慮される。

$V_{dish,i} =$

ここで、

H_{ax} : 初期ノード長さ (cm)

H_0 : 製造時ペレット高さ (cm)

ディッシュ部におけるガスの温度 $T_{dish,i}$ は、 が用いられる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(5) ペレット中心孔

ペレット中心孔の体積は次式で表される。

$$V_{hole,i} = \boxed{}$$

ここで、

$R_{f,i}$: 軸方向ノード*i*におけるペレット中心孔の半径 (cm)

H_i : 軸方向ノード*i*におけるノード長さ (cm)

$$\boxed{}$$

H_{ax} : 初期ノード長さ (cm)

ペレット中心孔におけるガスの温度 $T_{hole,i}$ は、 $\boxed{}$ が用いられる。

(6) オープンポア

ペレット中に存在する気孔の量は、照射中の密度変化に伴い変化する。CARO-NA コードでは、ペレット表面に存在する気孔(オープンポア)の割合は、 $\boxed{}$
 $\boxed{}$ であると仮定している。

$$V_{pore,i} = \boxed{}$$

ここで、

$$\boxed{}$$

H_{ax} : 初期ノード長さ (cm)

H_0 : 製造時ペレット高さ (cm)

$$\boxed{}$$

V_j : 軸方向ノード*i*のペレットリング分割位置*j*におけるペレット体積(cm^3)

M : ペレットリング分割数

オープンポアにおけるガスの温度 $T_{pore,i}$ は、 $\boxed{}$ が用いられる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

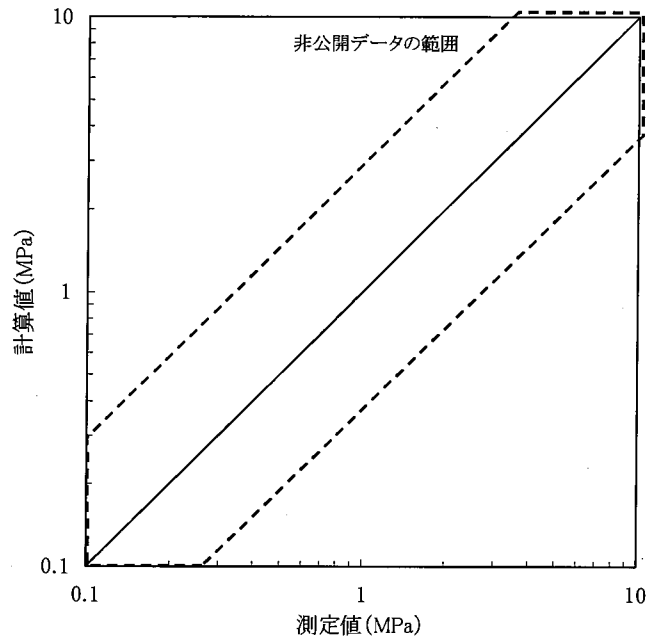


図 5-11 燃焼初期運転時燃料棒内圧の測定値と計算値の比較



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 とジルカロイ-2 の合金成分の比較を表 6-1 に示す。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、図 6-1 に水素吸収率の燃焼度依存性をジルカロイ-2 との比較で示すが、燃焼期間にわたって水素吸収が抑制されている。図 6-1 の約 70GWd/t のデータについて、水素吸収量としてはジルカロイ-2 で約 ppm、HiFi で約 ppm である。

また、腐食特性は HiFi とジルカロイ-2 とで同等であるとのデータが得られており、図 6-2 に炉内腐食試験結果をジルカロイ-2 との比較で示す。図に示す通り、HiFi の腐食特性はジルカロイ-2 と同等である。図 6-1 の水素吸収率データと、図 6-2(a)の酸化膜厚さデータは同一のデータベースであるが、一部のデータ(ドイツ BWR 実機燃料棒データ)について、水素吸収率データが無く酸化膜厚さデータのみプロットされている。これは、酸化膜厚さと水素吸収率とで試料数が異なるためである。

HiFi を対象とした各種照射試験の概要について表 6-2 にまとめる。コードのモデルに関連する試験データについては、各節に示す。

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.

表 6-1 HiFi の合金成分(wt%)

	Sn	Fe	Cr	Ni	Zr
HiFi	1.2~1.7		0.05~0.15	0.03~0.08	残部
ジルカロイ-2	1.2~1.7	0.07~0.2	0.05~0.15	0.03~0.08	残部
ジルカロイ-4	1.2~1.7	0.18~0.24	0.07~0.13	-	残部



表 6-2 HiFi 測定データの試験概要

測定データ	概要	試験内容
クーパー材 (柏崎刈羽 5 号機)	<p>ジルカロイ-2 及び HiFi のクーパー材を、東京電力柏崎刈羽原子力発電所 5 号機において照射し、照射後試験を実施したものである。</p> <p>照射後試験は、JAEA ホットラボにて実施した。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・酸化膜厚測定/水素分析 (1,2,4,6cy) ・引張試験 (1,4,6cy) ・クリープ試験 (4cy)
クーパー材 (ドイツ BWR)	<p>ジルカロイ-2 及び HiFi のクーパー材を、ドイツ商用炉 KKP-1 において照射し、照射後試験を実施したものである。</p> <p>照射後試験は、ドイツのホットラボにて実施した。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・酸化膜厚測定/水素分析 (1,2cy)
試験燃料棒 (Halden)	<p>ジルカロイ-2 及び HiFi の短尺試験燃料棒を、ノルウェー ハルデン炉において照射し、照射試験を実施したものである。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・酸化膜厚測定
10×10 燃料 (ドイツ BWR) (実機燃料棒)	<p>ジルカロイ-2 及び HiFi 被覆管を組み込んだ 10×10 燃料集合体を、ドイツ グンドレミンゲン炉において照射し、照射後試験を実施したものである。</p> <p>照射後試験は、発電所のプールサイド及びドイツのホットラボにて実施した。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・水素分析 (4cy) ・酸化膜厚測定 (2,4,5cy) ・燃料棒伸び測定 (4cy)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

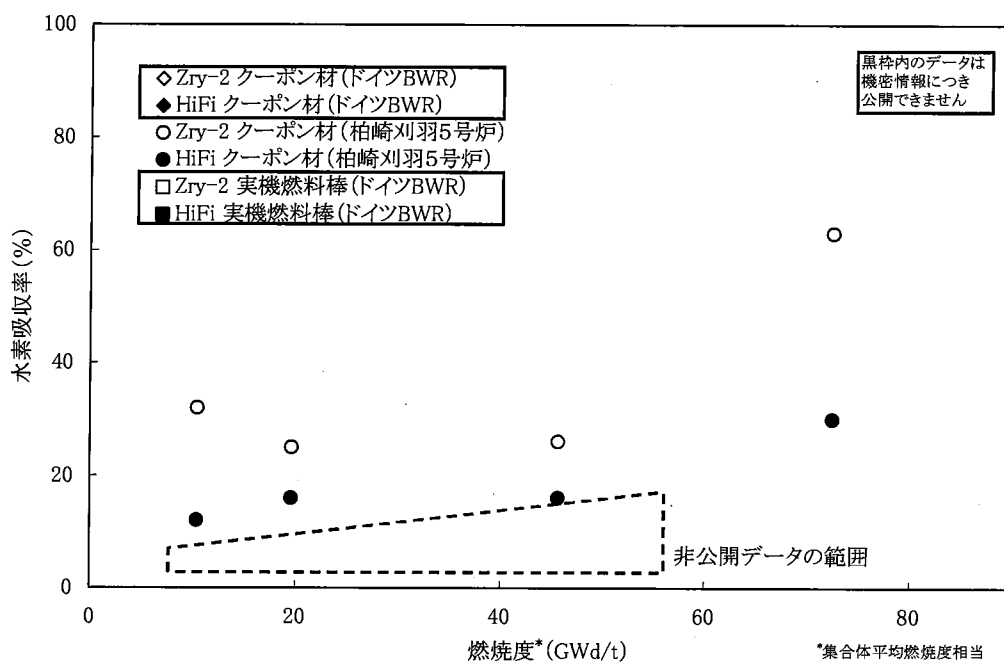
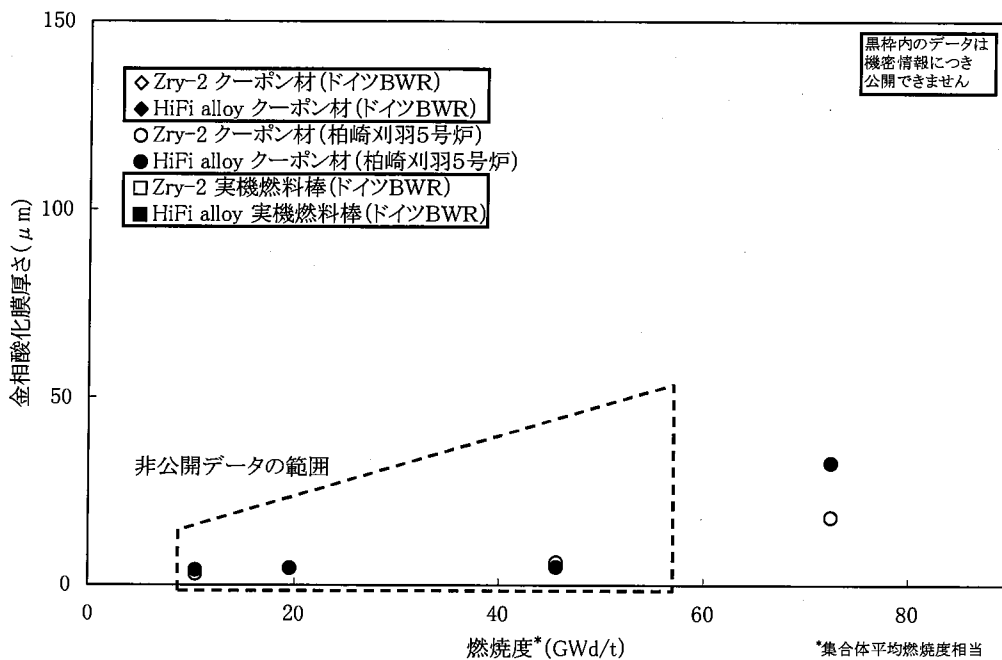


図 6-1 水素吸収率燃焼度依存性^[6-1]

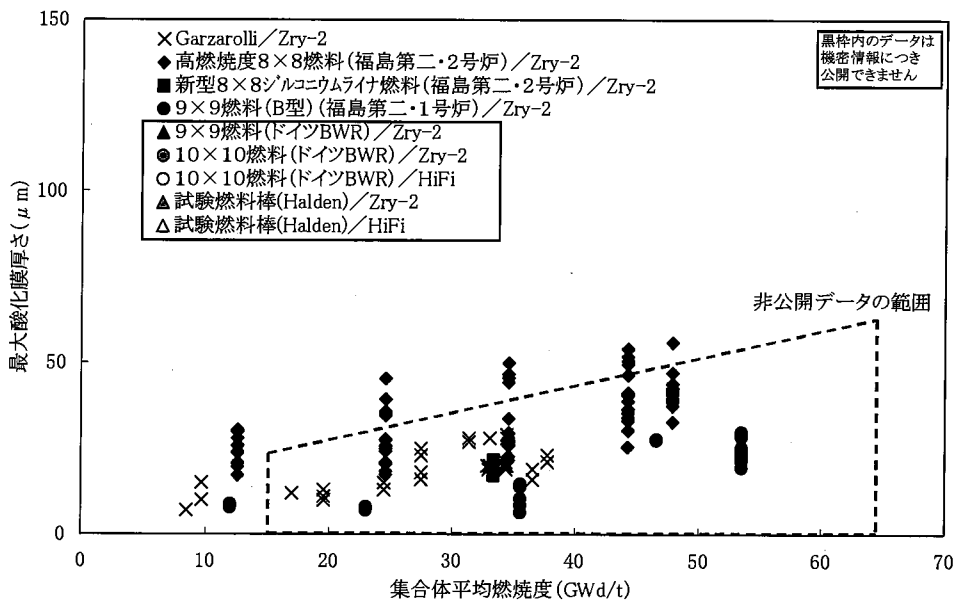


Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 破壊試験による酸化膜厚さ測定値の燃焼度依存性^[6-1]

(図 6-1 と同一のデータベース)



(b) 非破壊試験による酸化膜厚さ測定値の燃焼度依存性

図 6-2 炉内腐食特性^[6-2~4]



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。図 6-3 に、モデルに対するジルカロイ-2 とジルカロイ-4 の文献値^[6-5~10]及び原燃工で取得したジルカロイ-2 と HiFi のデータとの比較を示す。図からわかるように、HiFi の熱伝導度はジルカロイ-2 やジルカロイ-4 と比較して同等であり、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。

図 6-3 中の原燃工の熱伝導度データは、下記の熱拡散率の測定値から評価したものである。

熱拡散率測定は、ジルカロイ-2 及び HiFi の円形平板状試料(0.5mm^T×10.0mm φ)を対象とし、熱定数測定装置を用いてレーザーフラッシュ法により実施している。測定は、真空中(10⁻⁵Torr)で、温度 100℃、200℃、300℃、400℃、500℃で実施したものである。なお、レーザーフラッシュ法による熱拡散率の測定は、一般的に行われているものであり、国内の研究機関が有する信頼度の高い装置を使用して実施したものである。

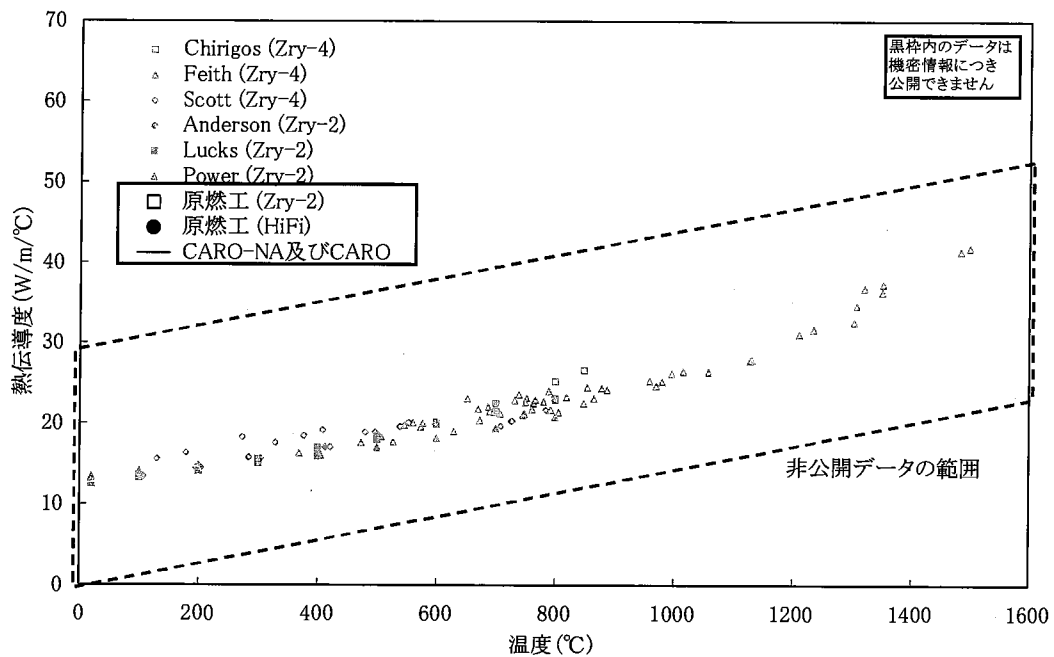


図 6-3 ジルカロイの熱伝導度^[6-5~10]

6.1.2 ヤング率

CARO-NA コードに組み込まれているヤング率と文献値^[6-11~13]の比較を図 6-4 に示す。

図中の文献データは、純ジルコニウム単結晶、ジルカロイ-2 及びジルカロイ-4 について測定したデータに基づくモデル式であるが、合金成分の差異によるヤング率への影響は小さい。また、文献^[6-14]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。

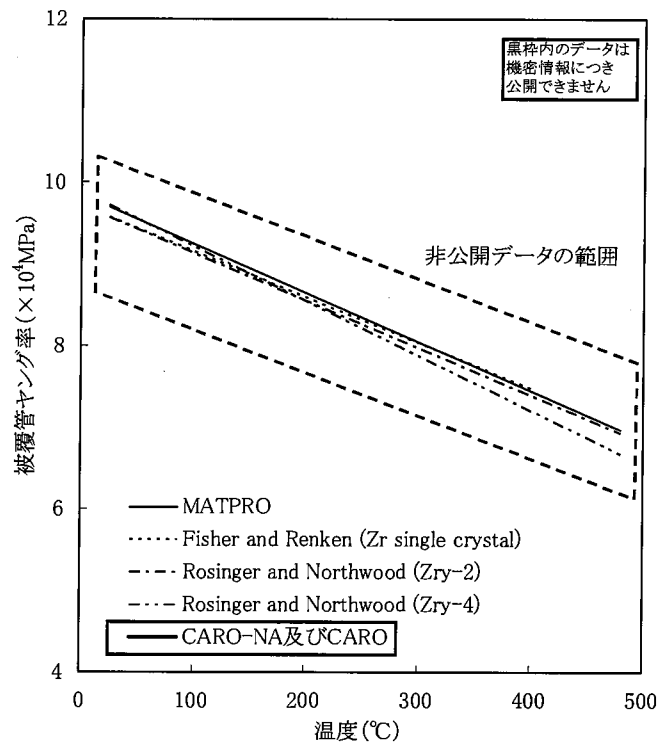


図 6-4 ヤング率温度依存性^[6-11~13]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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(図 6-5)^[6-12,15]。また、図 6-5 には純ジルコニウム単結晶とジルカロイ-4 の文献値を示しているが、合金成分によるポアソン比への明確な傾向は捉えられない。

CARO-NA コードでは、ポアソン比を温度に依存しない固定値($\nu = \square$)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。

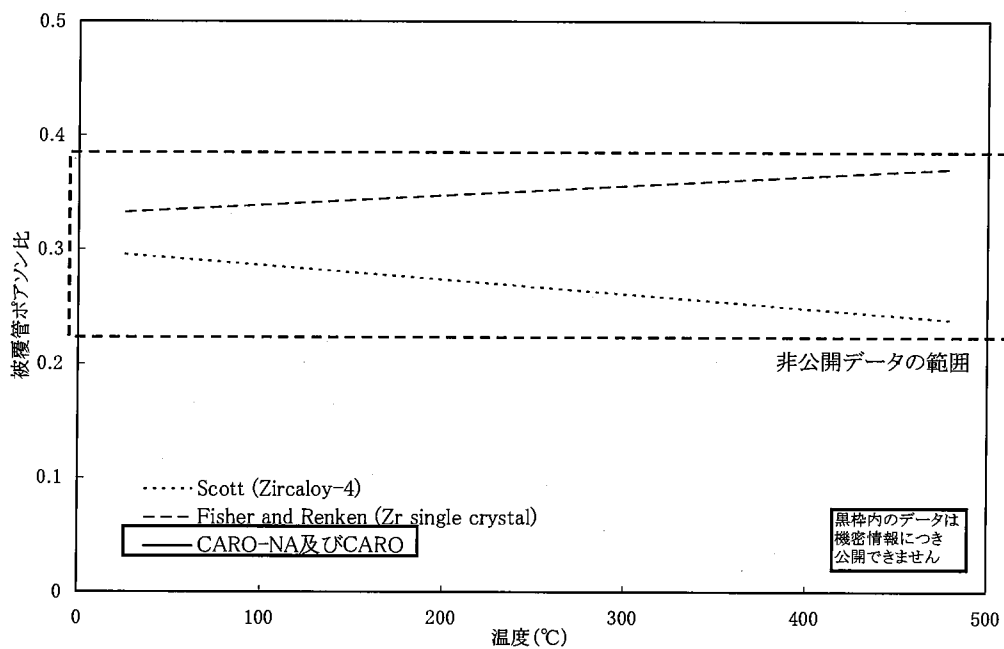


図 6-5 ポアソン比の温度依存性^[6-12,15]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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、ジルカロイ-2 と HiFi とで降伏応力が同等であることを確認している。

HiFi の未照射材における引張試験結果を図 6-6 に示すが、ジルカロイ-2 と HiFi とで降伏応力はほぼ同等であることがわかる。図 6-6 には、CARO-NA コードの被覆管降伏応力モデルを併せて示すが、本モデルを HiFi に対して適用することは妥当である。

図 6-6 に示す HiFi の測定データは、引張試験により得られたものである。

引張試験は管材 ($0.725\text{mm}^T \times 11.0\text{mm OD}$) を対象としており、JIS Z-2201 に規定する第 11 号試験片 (標点間距離 50mm) を用いて、温度条件 250°C、300°C、343°C、400°C、450°C のもと実施したものである。試験装置はオートグラフを用いており、各温度条件において 3 試料に対し実施している。なお、図 6-6 中の HiFi データは 3 試料の平均値をプロットしたものである。

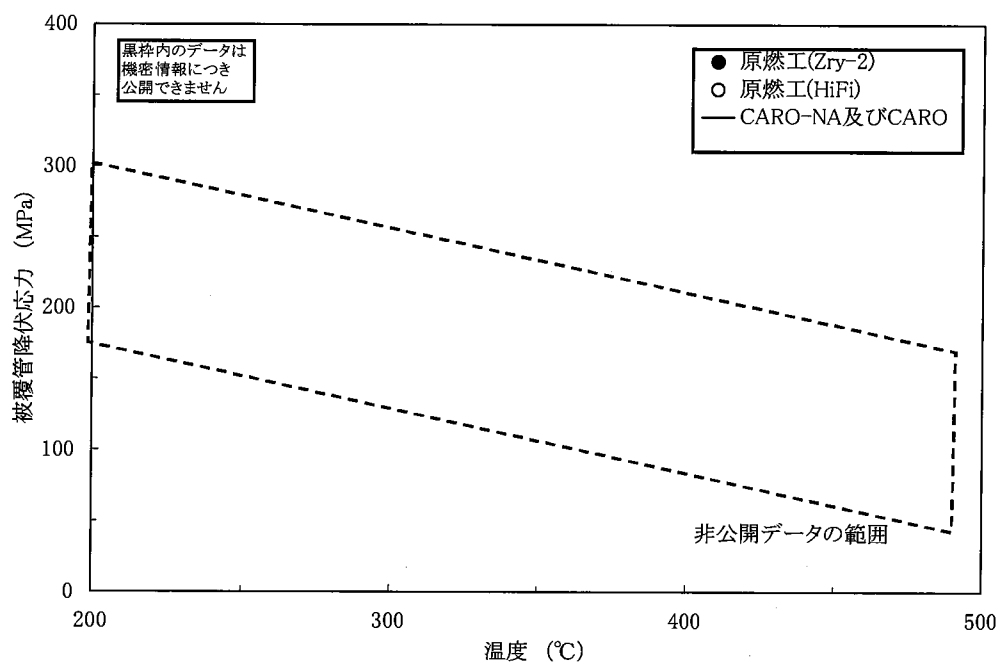


図 6-6 未照射材の降伏応力温度依存性
(図中の誤差棒は、ジルカロイ-2 の測定データの標準偏差を示したものである)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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 とで比較したものを図 6-7 に示す。図に示す通り、照射材においても 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がわかる。また、図 6-8 には他のジルカロイ-2 の降伏応力データと比較したものを示すが、室温及び高温条件においても HiFi とジルカロイ-2 とで同等の傾向を示している。

また、図には CARO-NA コードにおけるモデル曲線を示しているが、HiFi に対して本モデルを適用することは妥当である。

図 6-7 に示す測定データは、東京電力柏崎刈羽原子力発電所 5 号機において照射されたジルカロイ-2 及び HiFi のクーポン材に対して実施した引張試験により得られたものである。

本試験は、炉内の中性子源位置において 1、4、6 サイクル照射されたジルカロイ-2 及び HiFi について得られたものである。試験試料は、管材 (0.725mm^T × 11.0mm OD) より切り出したもので、JIS Z-2201 に規定する第 7 号試験片に準拠するものである。試験片寸法を図 6-9 に示す。試験は、照射材に対して豊富な試験実績のある JAEA にて、オートグラフを用い室温及び 343℃ で実施したものである。

柏崎 5 号機のクーポン材 (HiFi, ジルカロイ-2) の降伏応力のうち最も照射量の高いデータは、他データと比較して若干高い傾向にあることがわかる。これは、試験対象材がクーポン材 (HiFi, ジルカロイ-2) であることから、被覆管データと比較して水素吸収量が多く (水素吸収量: ジルカロイ-2 で約 ppm、HiFi で約 ppm)、水素化物の析出による強度増加が要因として考えられる。

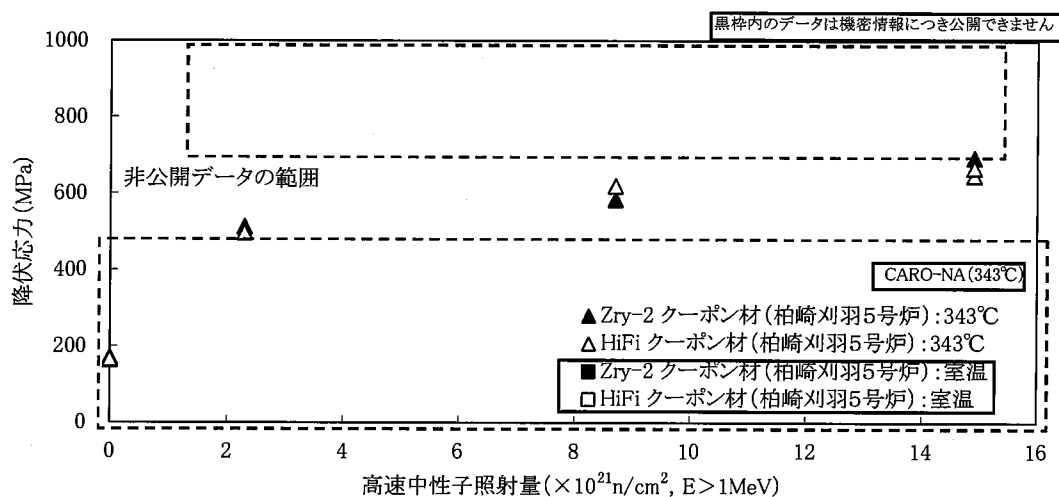


図 6-7 降伏応力の高速中性子照射量依存性^[6-16]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

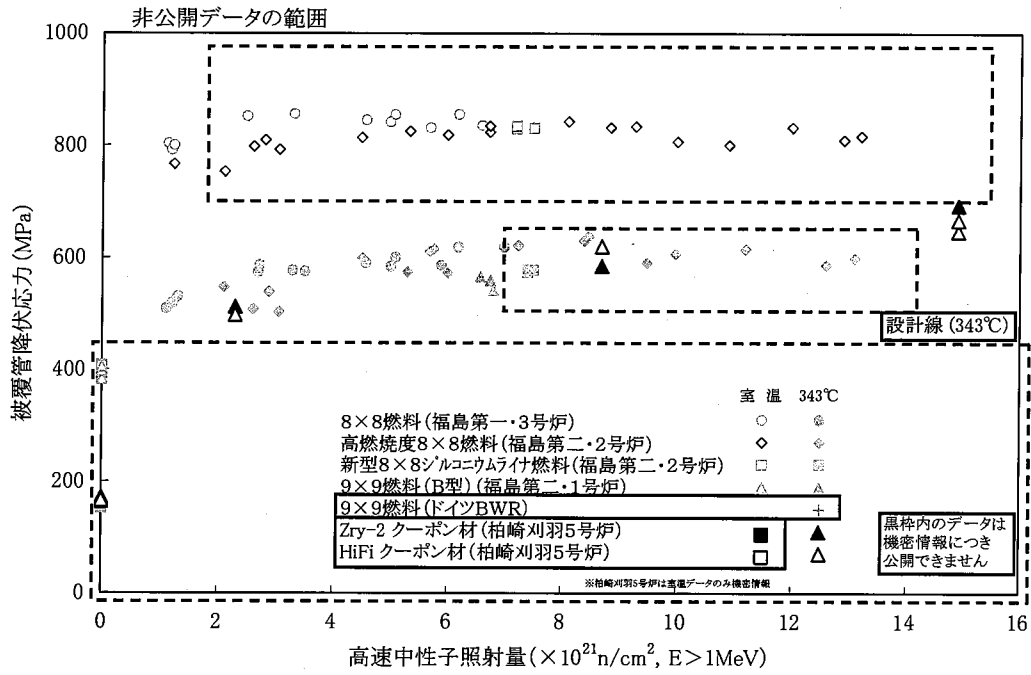


図 6-8 降伏応力のおデータとの比較^[6-16,17]

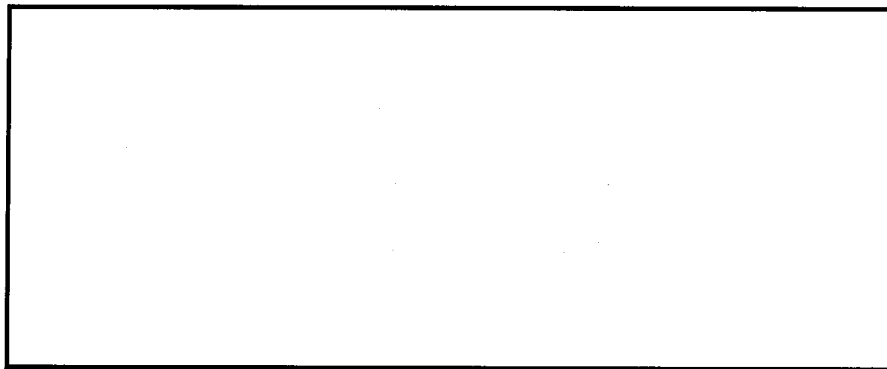


図 6-9 引張試験片形状



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.2 被覆管変形モデル

6.2.1 熱膨張

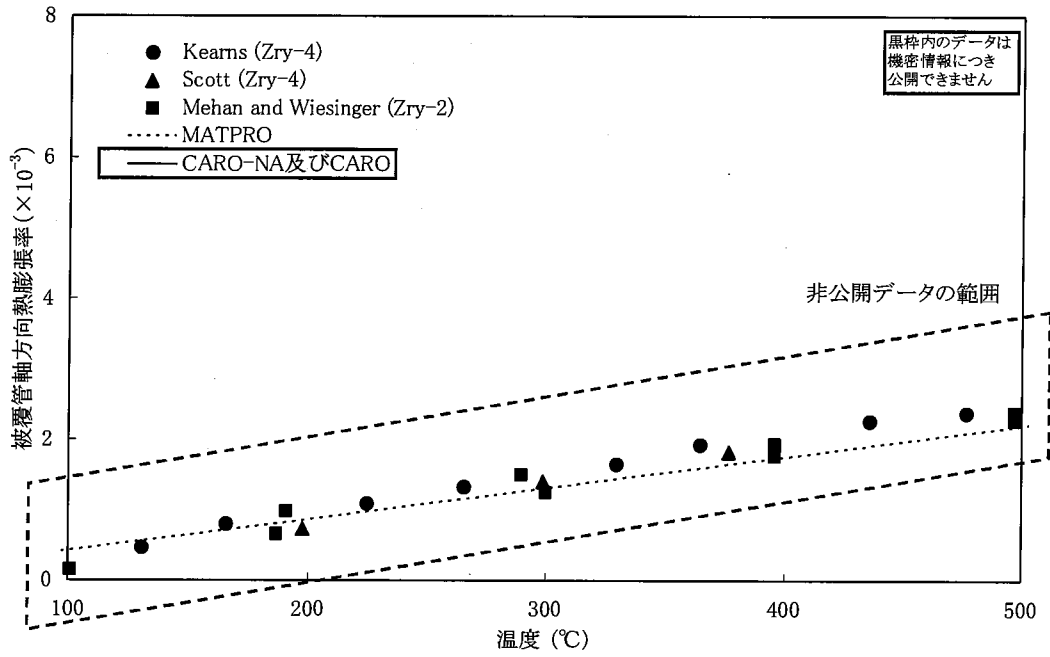
CARO-NA コードに組み込まれている被覆管熱膨張モデルと測定値^[6-18~20]の比較を図 6-10 に示す。図中には MATPRO^[6-21]のモデルも併せて示している。

図中のデータはジルカロイ-2 及びジルカロイ-4 の測定データであり、合金成分の差異による被覆管熱膨張への影響は確認されない。また、MATPRO によるとジルカロイ-2 とジルカロイ-4 とで熱膨張に差はないとしている。

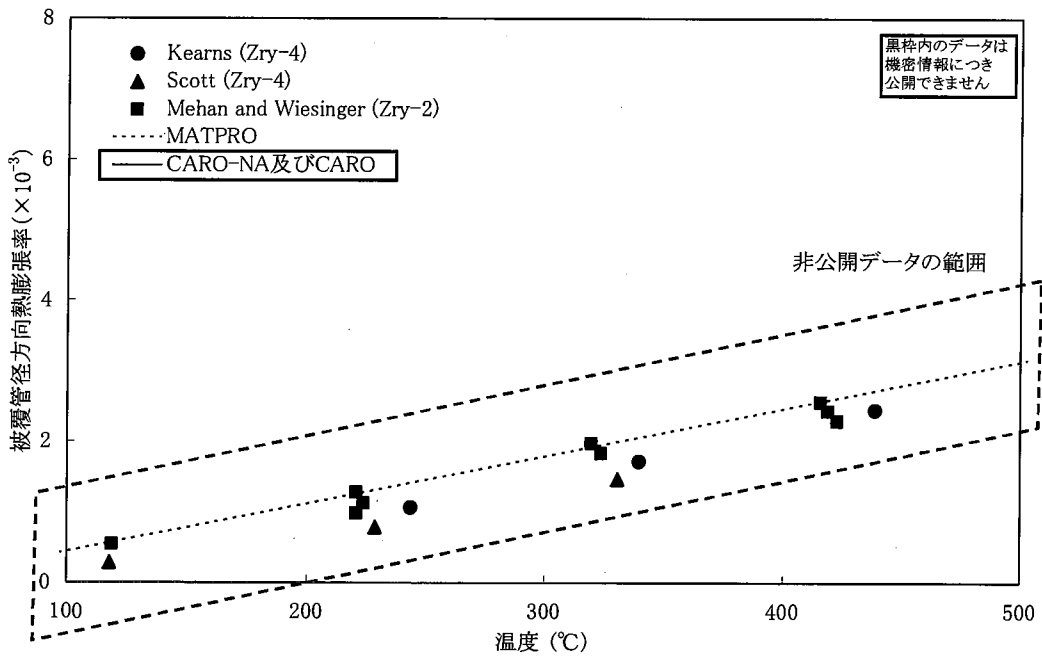
熱膨張は、原子間の結合の強さで決まる物性値であり、既に示したヤング率は結晶の原子間距離の変化に対する抵抗であり、共に原子間の結合に関係している。ヤング率はジルコニウム合金間での相違は認められない^[6-14]とされており、ジルコニウム中へほとんど固溶しない Fe の微量な添加量の増加は、ジルコニウム原子間の結合に影響ないと解釈される。このことから、ジルカロイ-2 から Fe 濃度のみを高めた HiFi に対しても CARO-NA コードの熱膨張モデルを適用することは妥当である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(軸方向熱膨張)



(径方向熱膨張)

図 6-10 被覆管の熱膨張率^[6-18~21]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

図 6-11 に、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を示すが、ジルカロイ-2 と HiFi とで、照射成長に有意な差はないことがわかる。

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。

図 6-11 に示す HiFi の測定データは、ドイツ BWR において 4 サイクル照射された 10×10 燃料集合体に組み込まれている HiFi 被覆管に対して実施した、燃料棒長さ測定により得られたものである。

測定は、ドイツ グンドレミンゲン炉において、燃焼度約 \square GWd/t まで照射された燃料集合体中の 14 本 (HiFi 被覆管 (6 本)、ジルカロイ-2 被覆管 (8 本)) の燃料棒を対象として実施した。

測定方法としては を読み取ることにより実施している。測定装置の概略を図 6-12 に示す。

図 6-11 中のデータは、HiFi 被覆管及びジルカロイ-2 被覆管の各燃料集合体における平均値、並びにその最大値及び最小値を示している。

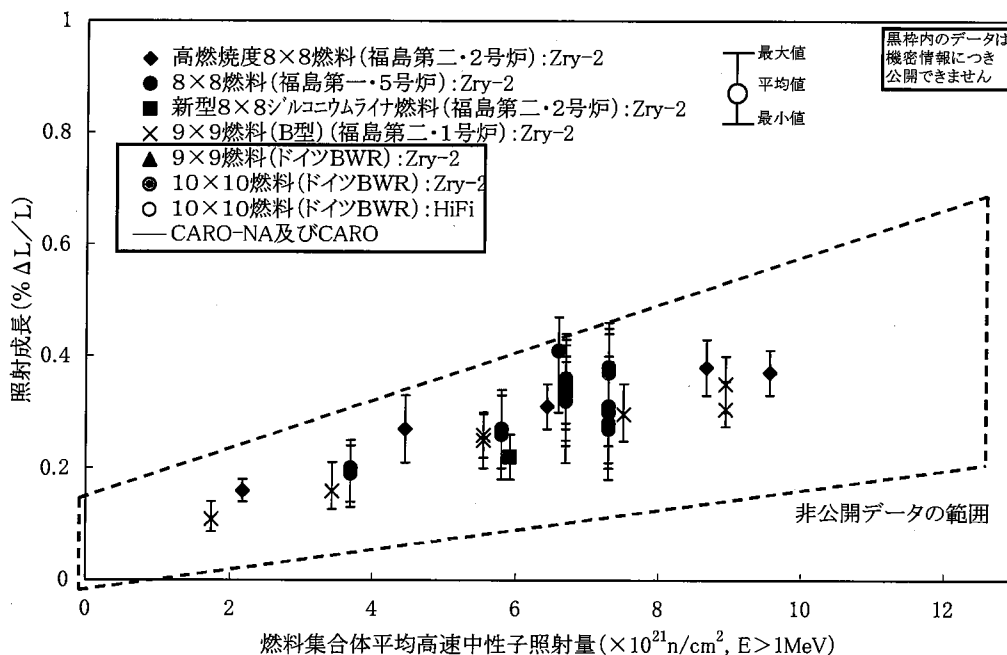


図 6-11 被覆管軸方向照射成長^[6-22]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

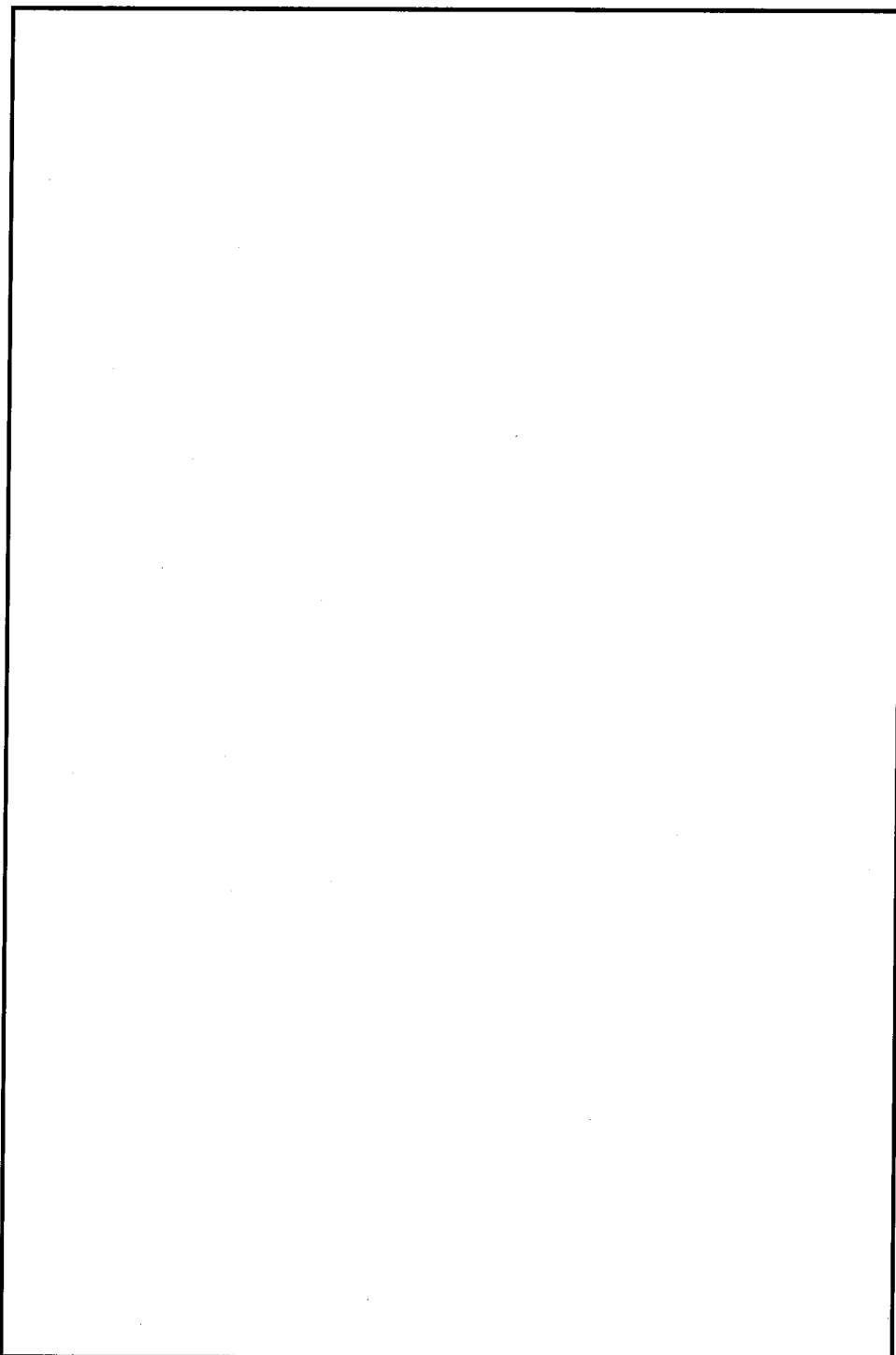


図 6-12 燃料棒長さ測定装置の概略図



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

図 6-13 には、実炉で照射されたクーポン材のクリープ歪を周方向応力で整理したものを示す。図には HiFi 及びジルカロイ-2 のデータを併せて示しているが、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がわかる。

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。なお、図 6-13 には CARO-NA コードによる計算値を併せて示している。計算は、実炉における冷却材温度・圧力、フルエンス等の照射条件を入力とし、熱及び照射クリープを考慮して実施したものである。CARO-NA コードの被覆管クリープモデルは、測定値を良く再現している。なお、CARO-NA コードでは、MATPRO^[6-21]、FEMAXI^[6-23]等と同様にクリープダウン及びクリープアウトを同一のモデルとして取り扱っている。

図 6-13 に示す測定データは、東京電力柏崎刈羽原子力発電所 5 号機において照射されたジルカロイ-2 及び HiFi に対して実施したクリープ試験により得られたものである。

本試験は、ジルカロイ-2 及び HiFi 管材 (0.725mm^T × 11.0mm OD) に He ガスを封入し上下部を密封溶接した試料を、炉内の中性子源位置において 4 サイクル照射し、取り出し後試料の外径を、直径測定装置により測定することでクリープ歪を評価したものである。試料の外径測定は、照射材に対して豊富な試験実績のある JAEA にて、実施したものである。なお、測定試料は、室温での He 封入圧 4.1 MPa (2 試料)、6.5 MPa (1 試料)、8.8 MPa (2 試料) の合計 5 試料を用いた。また、周方向応力は薄肉円筒における近似式により評価している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

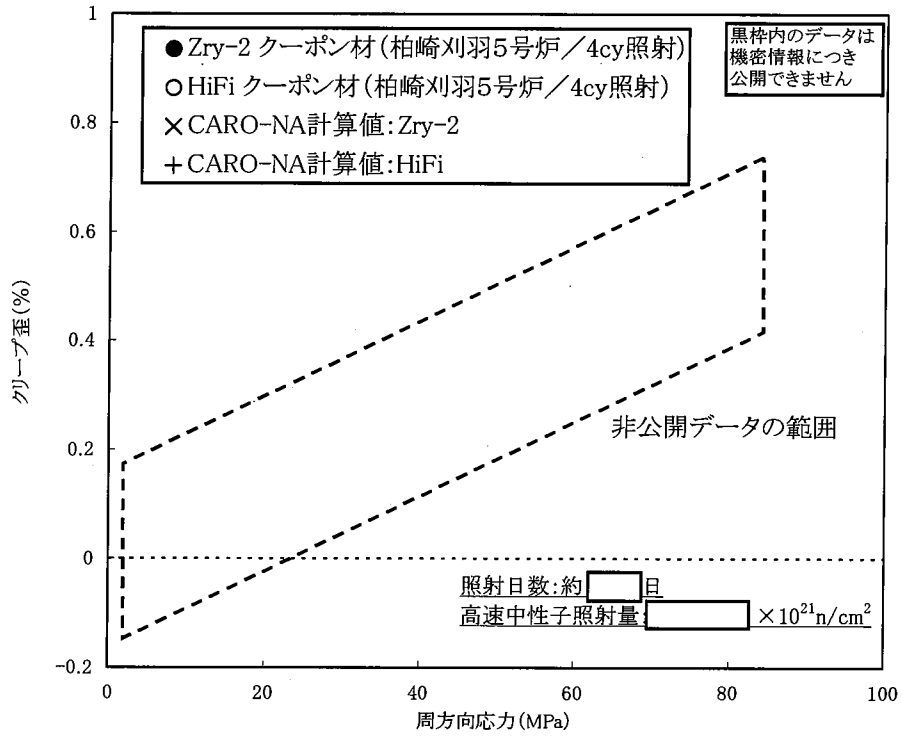


図 6-13 炉内クリープ特性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

表 7-1 に CARO-NA コードの検証に用いたデータベースの仕様範囲を示す。表に示すとおり、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。本章では、各評価パラメータの検証結果及びコード予測の不確かさについて述べる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-1 CARO-NA コードの検証データの仕様範囲

検証項目	燃料材料	本数	データ範囲																	
			燃料棒 平均 燃焼度 (GWd/t)	ペレット 燃焼度 (GWd/t)	最大 線出力 (kW/m)	燃料棒 外径 (mm)	被覆管 肉厚 (mm)	ペレット 外径 (mm)	ペレット 密度 (%T.D.)	He 加圧量 (MPa[abs])	ペレット-被覆管 ギャップ幅 (直径ギャップ) (mm)	Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)								
燃料 中心温度	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
FPガス 放出率	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
燃料棒 内圧	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
被覆管 直径変化	UO ₂																			
コード 適用範囲	UO ₂ , Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	—	0~70	0~80	0~44 ^{*1} 0~80 ^{*2}	10.2 ~12.4	0.50 ~0.95	8.8~10.5	95.0 ~98.5	0.4~1.1	0.1~0.3	0~10								

※1: 通常運転時 ※2: 異常な過渡変化時



7.1 燃料中心温度

表 7-2 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 7-2 燃料中心温度データベース

データ名	試験概要	燃料材料	本数	燃焼度 (GWd/t)	線出力 (kW/m)	備考
BW-3 試験	試験燃料棒をオークリッジ炉にて照射	UO ₂				従来検証データ
WAPD-22 試験	試験燃料棒を BAPL にて照射	UO ₂	2	BOL	～25	
Halden 炉試験 IFA-11 IFA-21	AB 社製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂	4	～5	～51	
Halden 炉試験 IFA-131	試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂	3	BOL	～45	
Halden 炉試験 IFA-418	KWU 社製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂	2	～13	～55	
Halden 炉試験 IFA-230	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂				
RISOIII 試験	下記燃料を DR-3(RISO)試験炉にて照射 GE 社製燃料 (Quad Cities-1 炉、Millstone-1 炉) ANF 社製燃料(Biblis-A 炉) RISO 製燃料(Halden 炉)	UO ₂				追加検証データ
Halden 炉試験 IFA-602/668	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂				
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
Halden 炉試験 IFA-515	NFD 社製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	1	～69	～28	
Halden 炉試験 IFA-636	ENUSA 社製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	1	～27	～27	



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。供試燃料の被覆管は外径約 mm、内径約 mm のジルカロイ被覆管である。ペレットの初期密度は約 %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μm であり、初期 He 加圧量は、約 MPa 及び約 MPa 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おり、内 2 本(WAPD22-3 及び 22-15)について検証を行っている。被覆管は外径約 29mm*、内径約 9mm の SUS304 である(*SUS 管であるため表 7-1 のデータ範囲からは除外)。ペレットの初期密度は約 92%TD 及び約 96%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 200 μm 及び約 90 μm であり、初期加圧量は He 及び 25%Xe+75%Kr それぞれ約 0.1MPa である。

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 燃料棒が供されており、その内、4 本について検証を行っている。被覆管は外径約 13.7mm、内径約 12.6mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 97%TD 及び約 98%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 50 μm 及び約 170 μm であり、初期 He 加圧量は約 0.1MPa である。

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。被覆管は外径約 14.2mm、内径約 12.8mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 94%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅の条件は約 310 μm 、約 230 μm 、約 150 μm の 3 種類である。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おり、内 2 本 (rod 5 及び rod 6) について検証を行っている。被覆管は内径約 9.3mm、厚さ約 1.0mm のジルカロイ-4 である。ペレットの初期密度は約 96%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 310 μm であり、初期 He 加圧量は約 2.2MPa である。

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。試験には 本の燃料棒が供され、内 本が燃料中心温度を測定する熱電対を計装した燃料である。被覆管は内径約 mm、厚さ約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μm であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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全 15 本の PWR, BWR の燃料棒を試験対象としており、PWR 燃料は ANF 社によって、BWR 燃料は GE 社及び RISO 研究所によってそれぞれ製造されたものである。このうち 9 本の燃料棒に熱電対、内圧計装が施され出力変動時の燃料中心温度、内圧が測定されており、これらについて検証を実施している。

ANF 社製燃料(□本)は、Biblis-A 炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 □mm、肉厚約 □mm の □、ペレットの初期密度は約 □%TD、初期加圧量は約 □~約 □MPa である。GE 社製燃料(□本)は、Quad Cities-1 炉及び Millstone-1 炉で照射された燃料であり、被覆管は外径約 □~約 □mm、肉厚約 □~約 □mm の □、ペレットの初期密度は約 □~約 □%TD、初期加圧量は約 □~約 □MPa である。RISO 製燃料(□本)は、ハルデン炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 □mm、肉厚約 □mm の □であり、ペレットの初期密度は約 □%TD、初期加圧量は約 □MPa である。

IFA-602/668^[7-1]—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 4.0wt% Gd_2O_3 入り燃料を HBWR 条件で照射している。被覆管は外径約 9.5mm、内径約 □mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 □%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 □ μm であり、初期 He 加圧量は約 1.0MPa である。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 入り燃料を HBWR 条件で照射している。被覆管は外径約 6.5mm、内径約 5.6mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 97%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 50 μm であり、初期 He 加圧量は約 1.0MPa である。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 入り燃料を HBWR 条件で照射している。被覆管は外径約 9.5mm、内径約 8.4mm のジルカロイ-4 である。ペレットの初期密度は約 95%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 160 μm であり、初期 He 加圧量は約 1.0MPa である。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。



7.1.2 検証結果

CARO-NAコードによる UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料中心温度の検証結果を図7-1に示す。以下に、 UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料それぞれについて傾向を示す。

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の燃料中心温度検証結果を図7-2に示す。図は横軸を測定値、縦軸をCARO-NAコードによる計算値でプロットしたものであるが、検証結果は幅広い温度領域において45度線上にあり、精度よく予測出来ていることがわかる。

図7-3には、測定値に対する計算値の比で表した予測精度の燃焼度依存性を示す。ここで、図に示すIFA602/668燃料以外の検証データは、ある燃焼時点での原子炉のスタートアップ等出力上昇時の追従計算結果であり、また、IFA602/668燃料については、燃焼期間にわたって運転中の燃料温度を測定したものである。また、図7-2において示した測定値と計算値の比較結果を燃焼度で分類した結果を図7-4に示す。

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コードは、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、図7-3に示すように幅広い燃焼度範囲に亘って燃料中心温度を良く予測できるものとなっている。

なお、CARO-NAコードでは、近年の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であるRISOⅢ及びIFA602/668燃料に対しても精度良く予測できるよう、燃焼によるペレット熱伝導度の低下をモデル化している。結果、燃焼度が比較的低い従来検証データに対しては温度を比較的過大に評価する傾向となっているが、これらに対しては従来のCAROコードよりも保守的な評価であること、また、追加した高燃焼度領域までの検証データに対しては測定データを精度良く予測できていることから、CARO-NAコードの適用範囲全体に対しては良好な予測精度を有しているといえる。

また、IFA-602/668燃料において予測が局所的にばらついているデータが見られるが、これは低出力時の温度データであり、測定値自体が小さいため、相対的に計算値/測定値のばらつきが大きく見えているものである。

(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検証結果を図7-5に示す。 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。また、図7-6には、測定値に対する計算値の比で表した予測精度の燃焼度依存性を試験データごとに示す。また、図7-5において示した測定値と計算値の比較結果を燃焼度で分類した結果を図7-7に示す。 UO_2 燃料と同様、燃焼度に対して予測精度に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していることがわかる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

なお、図には検証精度として計算値／測定値の比と共に計算値－測定値の差についても燃焼度依存性を示しているが、いずれにおいても検証精度の燃焼度に対する系統的なズレは見られない。

(3) Gd_2O_3 濃度の外挿性

燃料温度の予測においては、ペレットの熱伝導度モデルの寄与が最も大きい。CARO-NA コードのモデルにおいて Gd_2O_3 入り UO_2 燃料は、ペレットの物性値であるペレット熱伝導度および融点の違いとして取り扱っている。CARO-NA コードのペレット熱伝導度モデルでは、燃焼に伴う熱伝導度低下因子と Gd_2O_3 添加による熱伝導度低下因子がいずれもフォノン熱伝導の補正項としてそれぞれ独立にモデル化されており、熱伝導度の燃焼度依存性は UO_2 燃料と同一としている。

Gd_2O_3 添加による熱伝導度低下因子については、図 3-9 に示したように、未照射 Gd_2O_3 入りペレットの測定値に基づきモデル化しており、3wt%～10wt%の Gd_2O_3 濃度範囲において精度よくモデル化されている。また、照射ペレットにおけるモデルと測定値の比較を図 3-12 に示すが、本熱伝導度モデルは、照射材に対しても良く一致していることが分かる。

さらに、CARO-NA コードは、上述したように 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をモデルとして適切に設定しており、図 7-6 に示したとおり、4wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料および 8wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料において、 UO_2 燃料とほぼ同等のペレット燃焼度約 78GWd/t の範囲まで、燃料中心温度を精度良く予測できることを確認している。

以上のように、CARO-NA コードの熱伝導度モデルに 10wt%までの Gd_2O_3 濃度依存性が適切に反映されていること、また、燃焼期間にわたりその予測精度が十分高いことから、CARO-NA コードが Gd_2O_3 濃度 10wt%までを適用範囲とすることは妥当である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

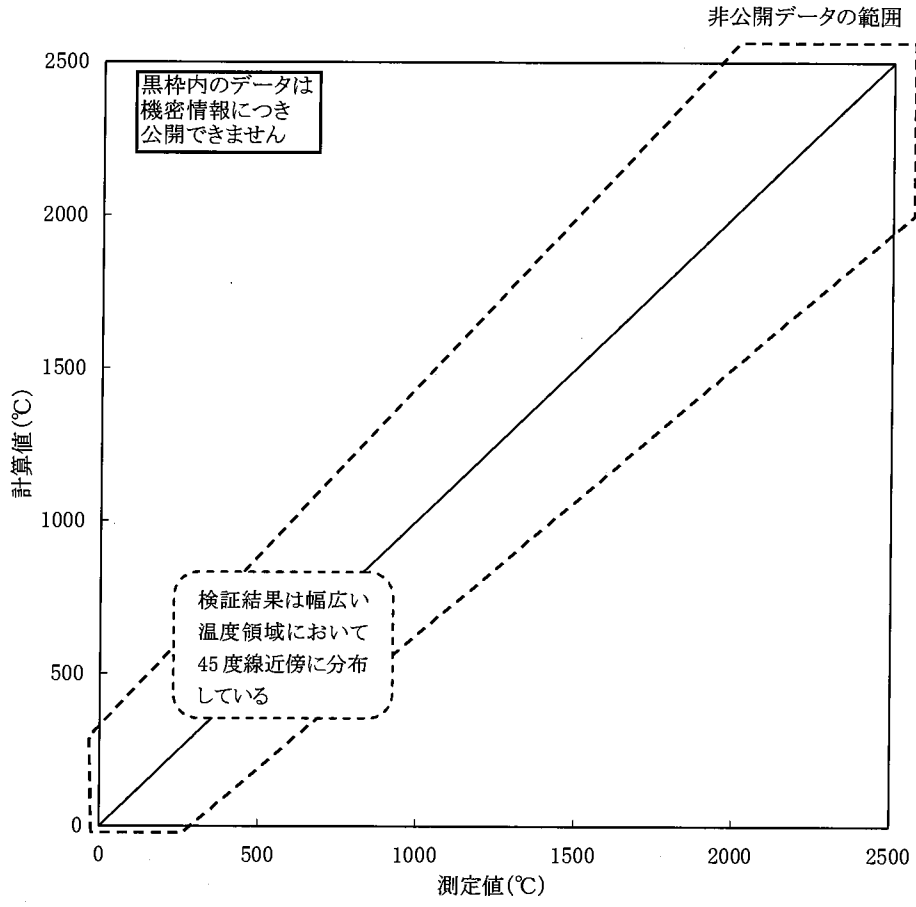
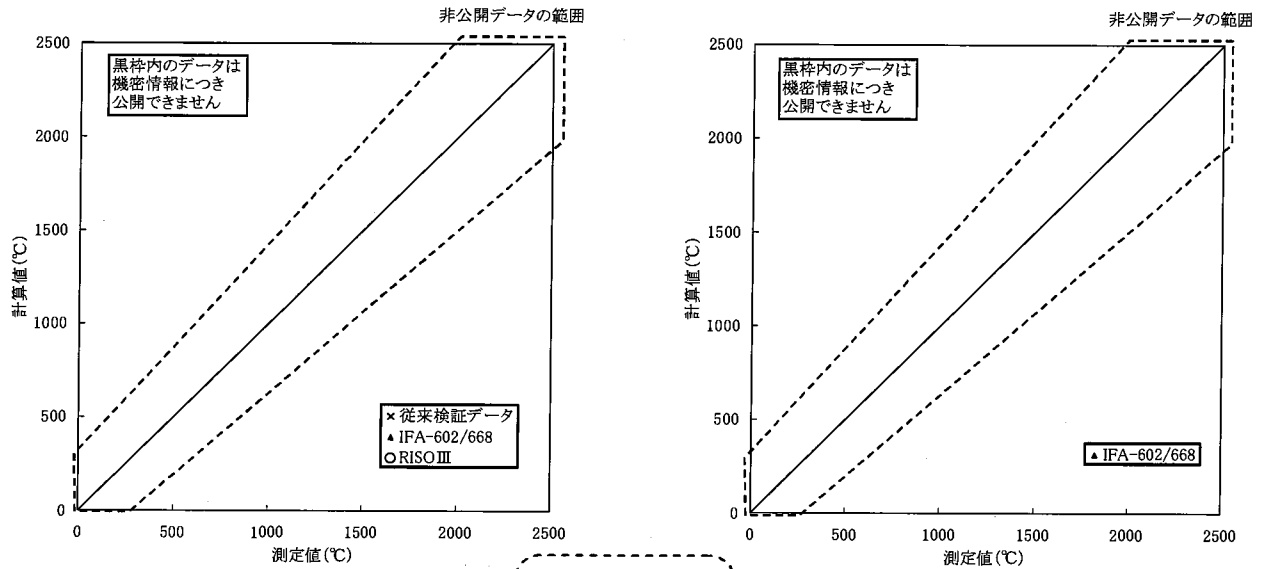


図 7-1 燃料中心温度検証結果
(UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



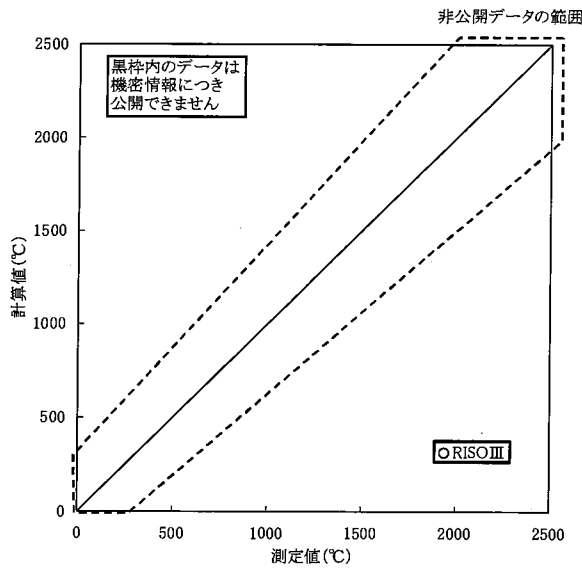
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 全データ

(b) IFA-602/668 データ

検証結果は幅広い温度領域において45度線近傍に分布している

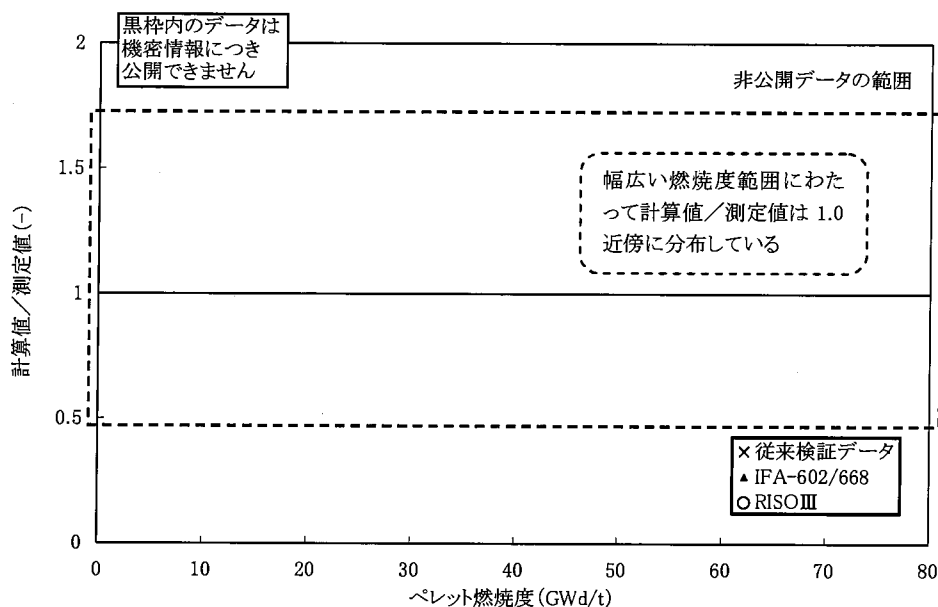


(c) RISQIII データ

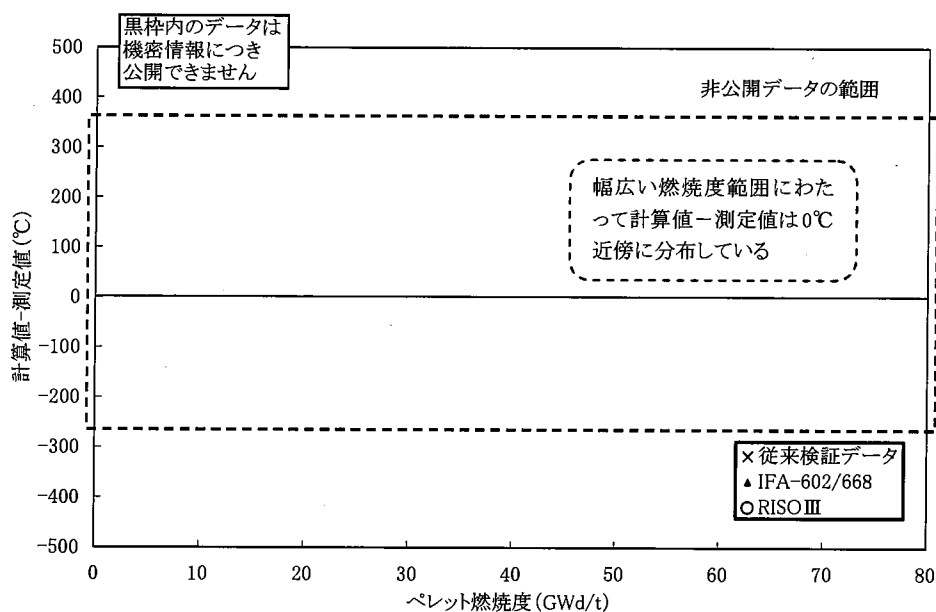
図 7-2 燃料中心温度検証結果
(UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 計算値/測定値

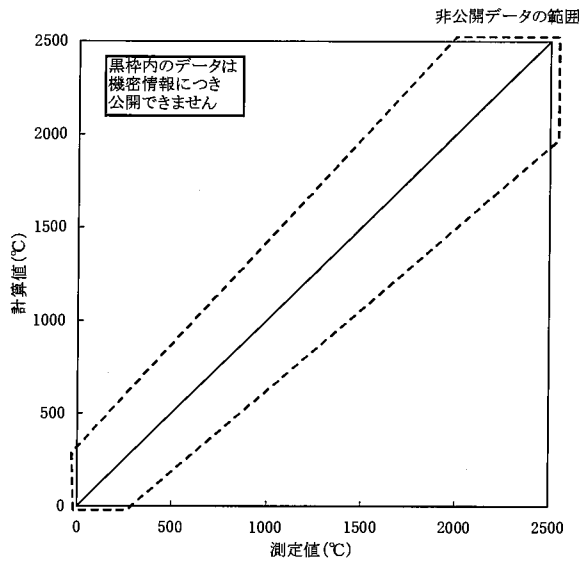


(b) 計算値-測定値

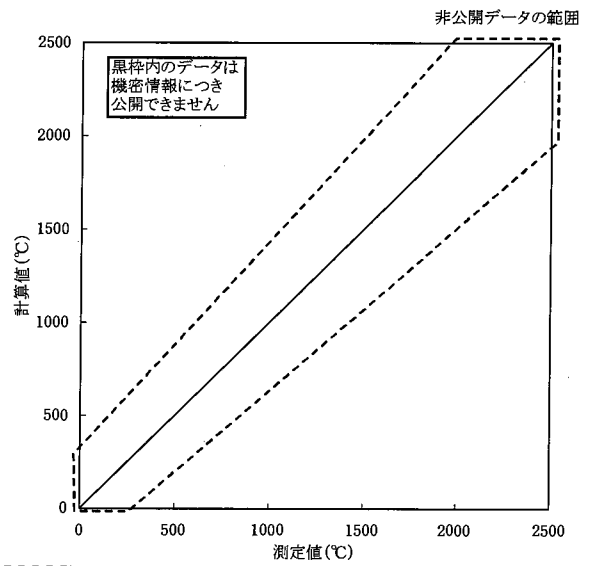
図 7-3 燃料中心温度検証精度の燃焼度依存性
(UO₂燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

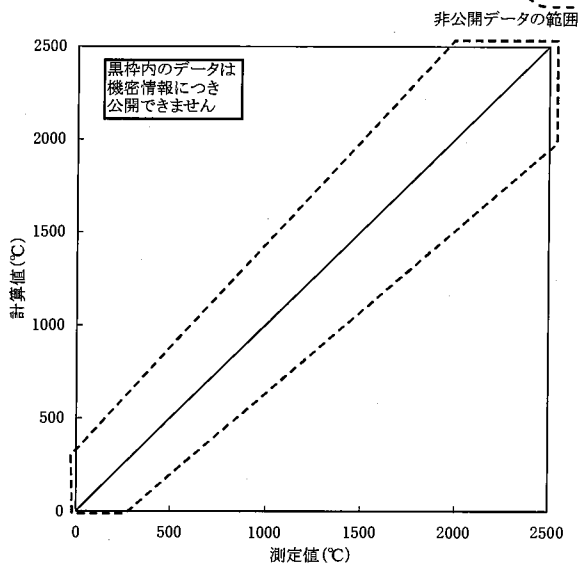


(a) 燃焼度 0~25GWd/t



(b) 燃焼度 25~50GWd/t

いずれの燃焼度範囲でも検証結果は幅広い温度領域において45度線近傍に分布している

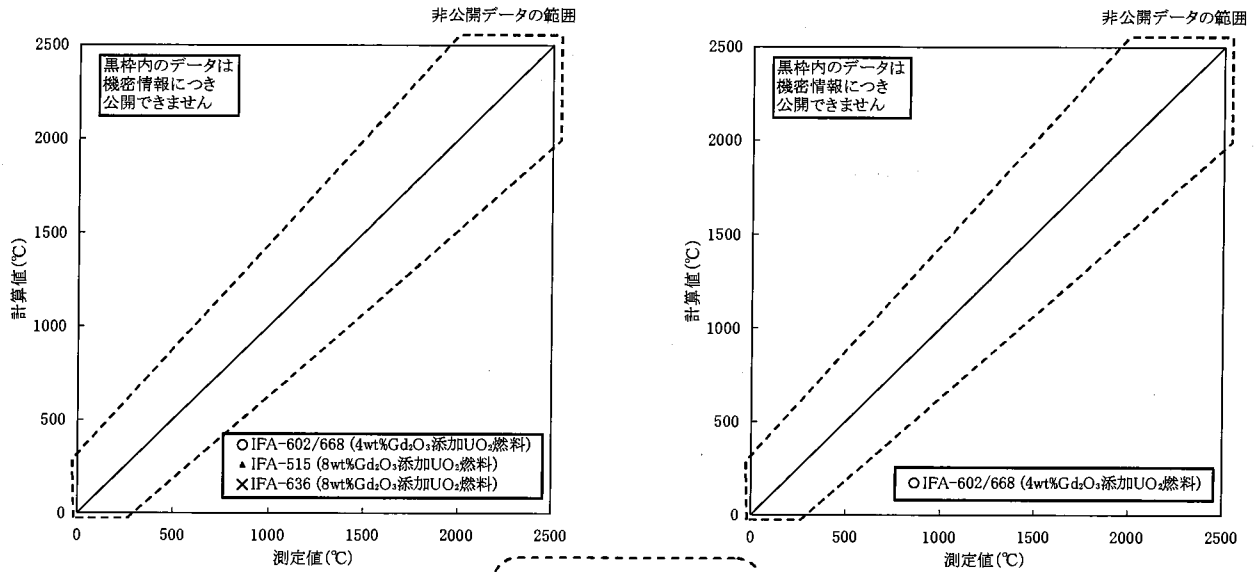


(c) 燃焼度 50GWd/t 以上

図 7-4 燃料中心温度検証結果
(UO_2 燃料, 燃焼度分類)



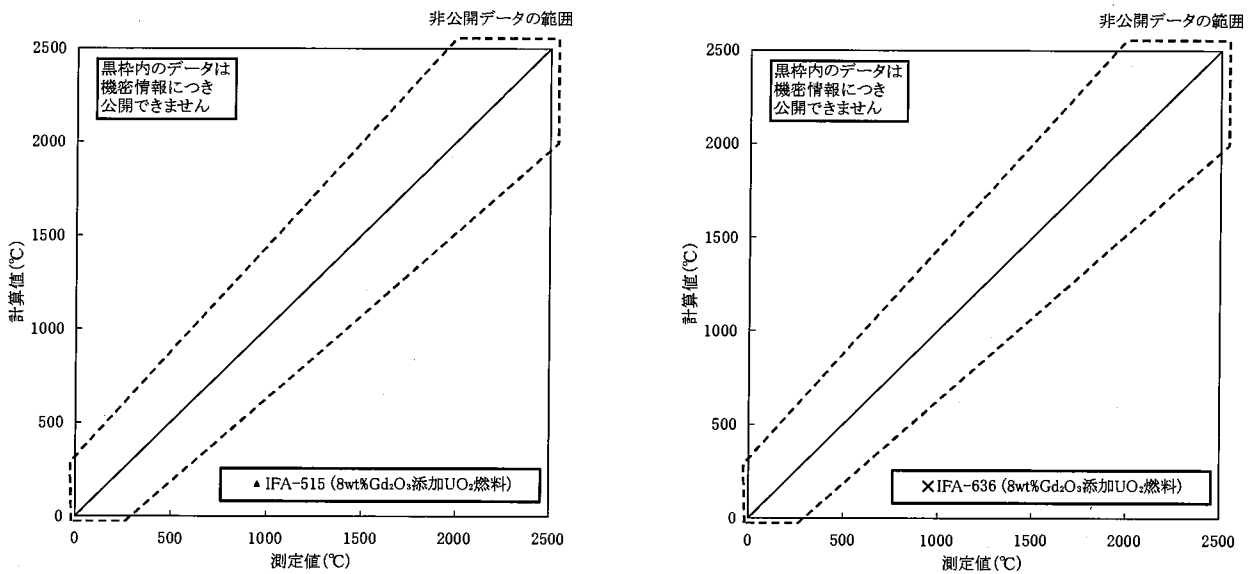
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 全データ

(b) IFA-602/668 データ

UO₂ 燃料と同様に検証結果は幅広い温度領域において 45 度線近傍に分布している



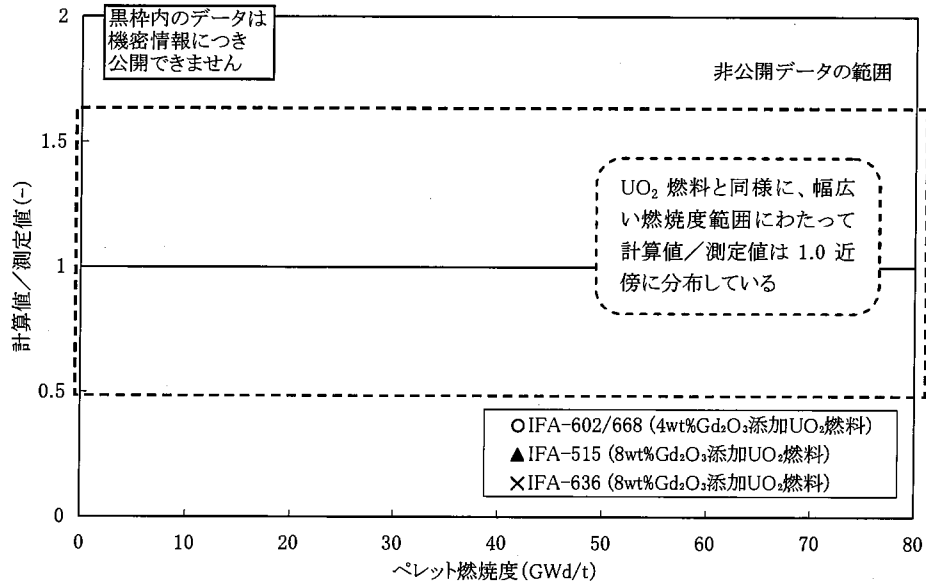
(c) IFA-515 データ

(d) IFA-636 データ

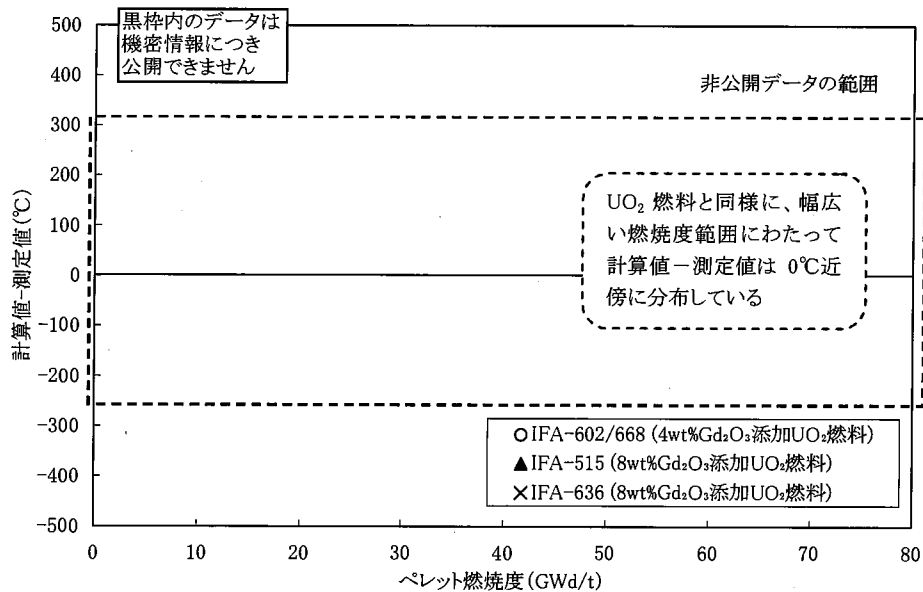
図 7-5 燃料中心温度検証結果
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 計算値/測定値

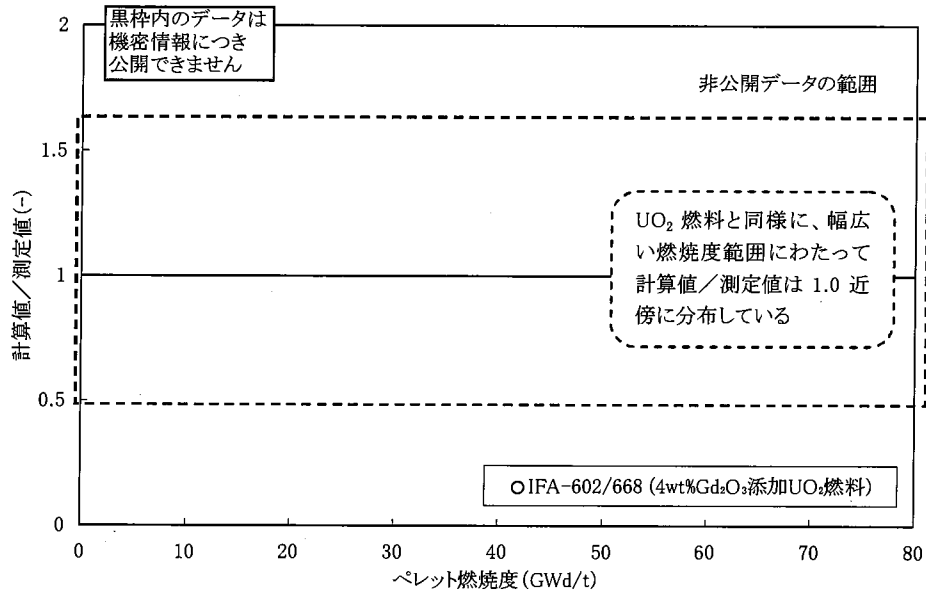


(b) 計算値-測定値

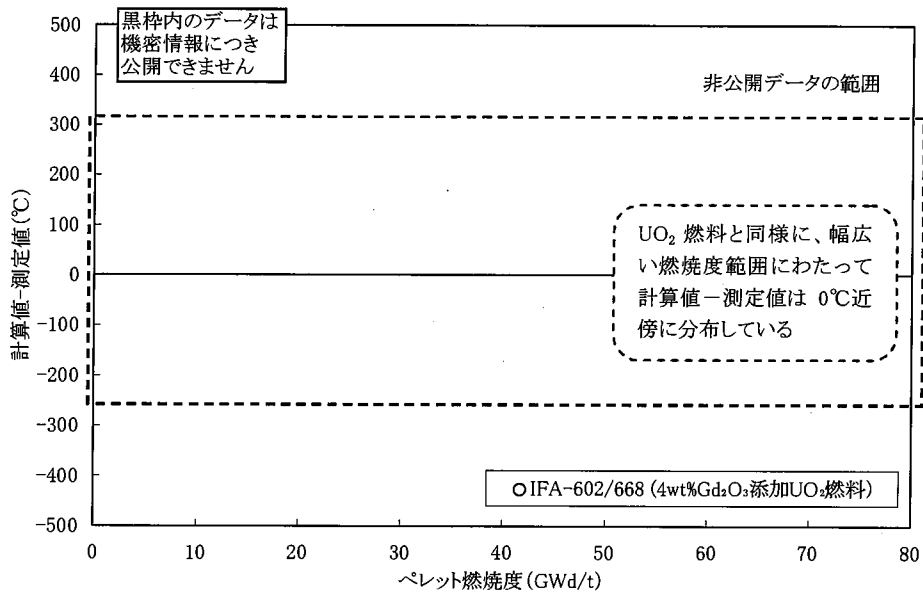
図 7-6(1) 燃料中心温度検証精度の燃焼度依存性
(Gd₂O₃入り UO₂燃料 全データ)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 計算値/測定値

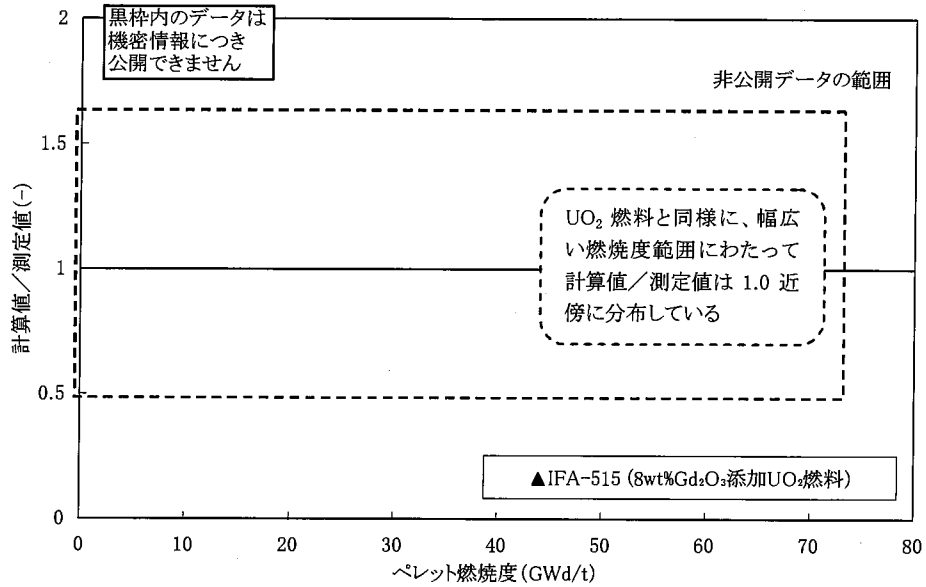


(b) 計算値-測定値

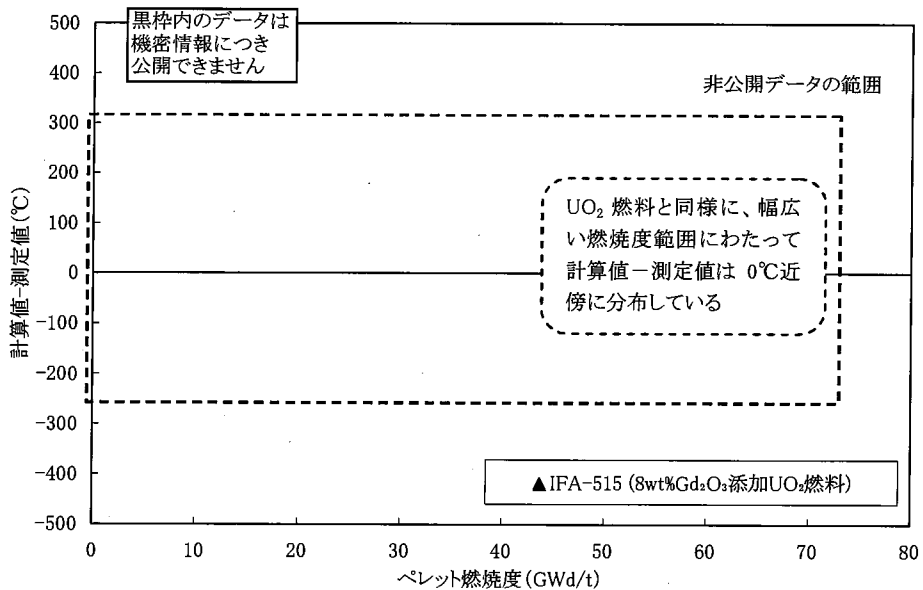
図 7-6(2) 燃料中心温度検証精度の燃焼度依存性
(Gd₂O₃入り UO₂燃料 IF A-602/668 データ)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 計算値/測定値

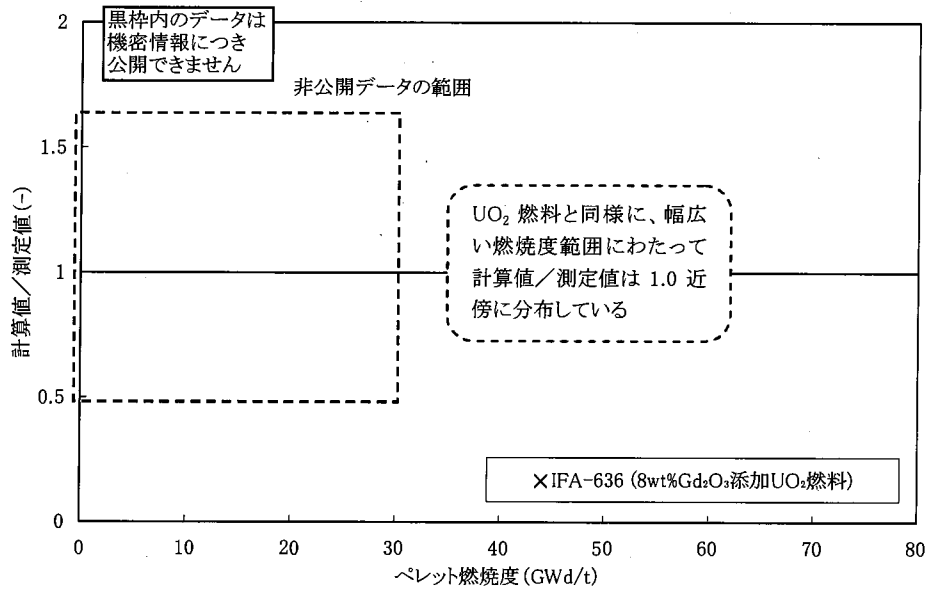


(b) 計算値-測定値

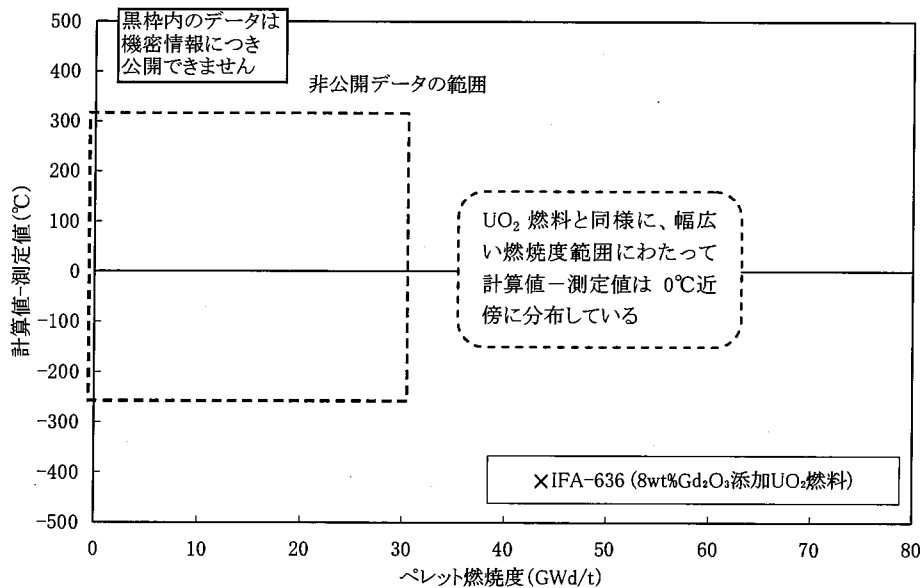
図 7-6(3) 燃料中心温度検証精度の燃焼度依存性
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料 IFA-515 データ)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 計算値/測定値

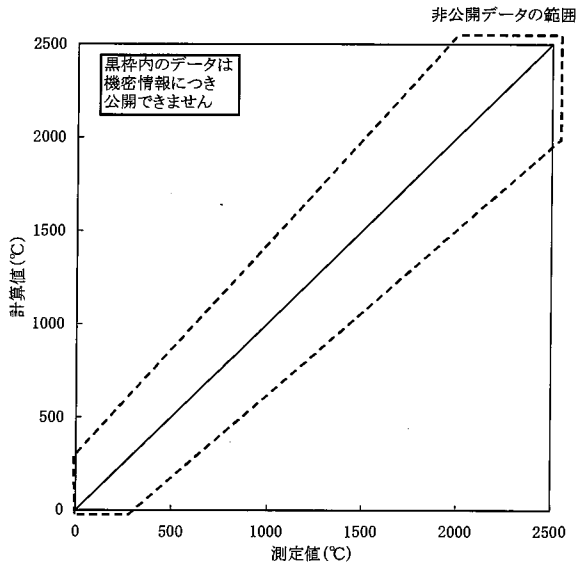


(b) 計算値-測定値

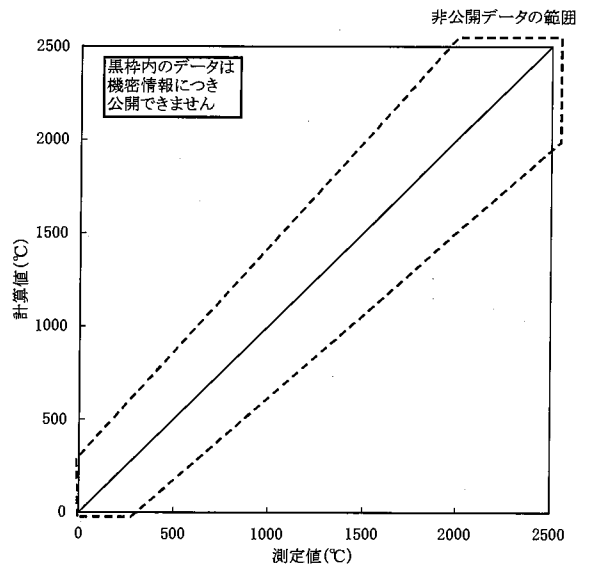
図 7-6(4) 燃料中心温度検証精度の燃焼度依存性
(Gd₂O₃入り UO₂ 燃料 IFA-636 データ)



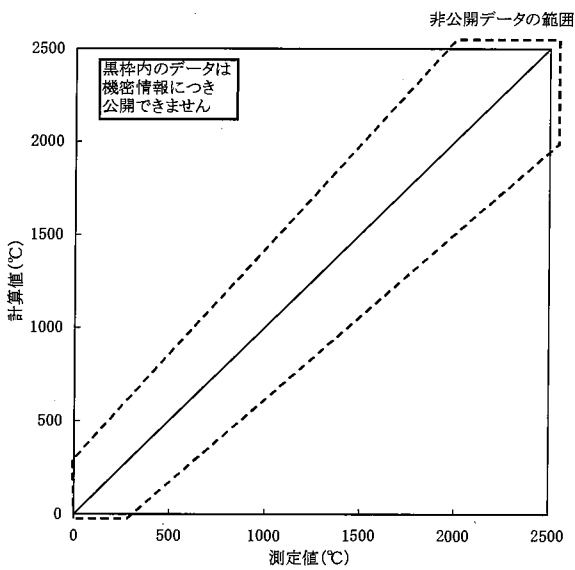
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 燃焼度 0~25GWd/t



(b) 燃焼度 25~50GWd/t



(c) 燃焼度 50GWd/t 以上

UO₂ 燃料と同様に、いずれの燃焼度範囲でも検証結果は幅広い温度領域において45度線近傍に分布している

図 7-7 燃料中心温度検証結果
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料, 燃焼度分類)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.2 FP ガス放出率

表 7-3 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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-3 FP ガス放出率検証データベース

	燃料仕様等	燃料材料	本数	燃焼度 (GWd/t)	線出力 (kW/m)	
BR3 試験	<input type="checkbox"/> 社製燃料を <input type="checkbox"/> 炉にて照射	UO ₂				従来検証データ
ZORITA 試験	<input type="checkbox"/> 社製燃料を ZORITA 炉にて照射	UO ₂				
海外商用炉	<input type="checkbox"/> 社製燃料を下記商用炉にて照射 <input type="checkbox"/> 炉照射: <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 炉照射: <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 炉照射: <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 炉照射: <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				
HBEP	下記燃料を主に商用炉にて照射 <input type="checkbox"/> 製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
GUN/B	<input type="checkbox"/> 社製燃料を <input type="checkbox"/> 炉にて照射	UO ₂				
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
LFA1	<input type="checkbox"/> 社製燃料を <input type="checkbox"/> 炉にて照射	UO ₂				
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
RISOIII 試験	下記燃料を DR-3 炉にて照射 GE 社製燃料(Quad Cities-1 炉): <input type="checkbox"/> 本 GE 社製燃料(Millstone-1 炉): <input type="checkbox"/> 本 ANF 社製燃料(Biblis-A 炉): <input type="checkbox"/> 本 RISO 製燃料(Halden 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				追加検証データ
Gd 燃料棒試験 炉照射試験	試験燃料棒を <input type="checkbox"/> 炉及び <input type="checkbox"/> 炉にて照射	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
高燃焼度 9×9 型燃料信頼性 実証試験	下記原燃工製燃料を国内商用炉にて照射 新型 8×8 シルコウムライナ燃料 (福島第二・2 号炉): 12 本 9×9 燃料 (B 型) (福島第二・1 号炉): 12 本	UO ₂	19	~57	~35	
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	5	~43	~29	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-3 FP ガス放出率検証データベース(続き)

	燃料仕様等	燃料材料	本数	燃焼度 (GWd/t)	線出力 (kW/m)	備考
高燃焼度等 燃料安全試験	下記 JNF 社製燃料を福島第二・2号炉にて 照射 高燃焼度8×8燃料:18本 高燃焼度8×8燃料(セグメント燃料):20本	UO ₂	33	~61	~62	追加検証 データ
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	5	~43	~28	
Halden 炉試験 IFA-603	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂				
Halden 炉試験 IFA-602/668	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	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、社製 PWR 燃料について、BR-3 炉にて照射を行ったものである。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa 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。ZORITA プロジェクトでは、全 本の燃料棒が試験に供されており、内 本について検証を行っている。被覆管は外径約 ～約 mm、肉厚約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、ギャップガスは大気封入あるいは初期 He 加圧量約 MPa 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。検証データの燃料本数は、炉：本、炉：本、炉：本、炉：本の計 本である。被覆管は外径約 ～約 mm、内径約 ～約 mm の 及び である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 ～約 MPa 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、本プロジェクトの燃料のうち、計 本について検証を行っている。

社製燃料 (本) は、炉にて照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の被覆管である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 ～MPa である。

社製 PWR 燃料 (本) は、炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

社製 BWR 燃料 (本) は、炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 MPa である。

社製 BWR 燃料 (本) は、炉で照射を行った燃料である。被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量約 MPa である。

社製燃料 (本) は、炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

□mm の □ である。ペレットの初期密度は約 □ ～ 約 □ %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 □ μm であり、初期 He 加圧量約 □ ～ 約 □ MPa である。

□ 社製燃料 (3 本) は、□ 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 □ mm、内径約 □ mm の □ である。ペレットの初期密度は約 □ %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 □ μm であり、初期 He 加圧量は約 □ ～ 約 □ MPa である。

□ 社製燃料 (□ 本) は、□ 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 □ mm、内径約 □ mm の □ である。ペレットの初期密度は約 □ %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 □ μm であり、初期 He 加圧量は約 □ MPa である。

GUN/B—GUN/B 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、□ 社製燃料を □ 炉で照射したものである。データには、UO₂ 燃料棒 □ 本、約 □ wt%Gd₂O₃ 入り燃料棒 □ 本が含まれる。被覆管は外径約 □ mm、内径約 □ mm の □ である。ペレットの初期密度は約 □ ～ 約 □ %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 □ ～ 約 □ μm であり、初期 He 加圧量は約 □ MPa である。

LFA1—LFA1 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、□ 社製燃料を □ 炉で照射したものである。データには、UO₂ 燃料棒 □ 本、約 □ wt%Gd₂O₃ 入り燃料棒 □ 本が含まれる。被覆管は外径約 □ mm、内径約 □ mm の □ である。ペレットの初期密度は約 □ %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 □ ～ 約 □ μm であり、初期 He 加圧量は約 □ MPa 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全 15 本の PWR, BWR の燃料棒を試験対象としており、PWR 燃料は ANF 社によって、BWR 燃料は GE 社及び RISO 研究所によってそれぞれ製造されたものである。このうち 9 本の燃料棒に熱電対、内圧計装が施され出力変動時の燃料中心温度、内圧が測定されており、これらについて検証を実施している。

ANF 社製燃料 (□ 本) は、Biblis-A 炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 □ mm、肉厚約 □ mm の □、ペレットの初期密度は約 □ %TD、初期加圧量は約 □ ～ 約 □ MPa である。GE 社製燃料 (□ 本) は、Quad Cities-1 炉及び Millstone-1 炉で照射された燃料であり、被覆管は外径約 □ ～ 約 □ mm、肉厚約 □ ～ 約 □ mm の □、ペレットの初期密度は約 □ ～ 約 □ %TD、初期加圧量は約 □ ～ 約 □ MPa である。RISO 製燃料 (□ 本) は、ハルデン炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 □ mm、肉厚約 □ mm の □ であり、ペレットの初期密度は約 □ %TD、初期加圧量は約 □ MPa である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

Gd 燃料棒試験炉照射試験—Gd 燃料棒試験炉照射試験は、Gd₂O₃ 濃度をパラメータとした試験燃料棒を [] 炉で照射したものである。被覆管は外径約 [] ~ 約 [] mm、内径約 [] ~ 約 [] mm である。Gd₂O₃ 濃度は約 [] ~ 約 [] wt%、初期密度は約 [] ~ 約 [] %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 [] ~ 約 [] μm であり、初期 He 加圧量約 [] ~ 約 [] MPa である。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-3]—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。検証データには、UO₂ 燃料棒 13 本、約 4.5wt%Gd₂O₃ 入り燃料棒 5 本が含まれる。被覆管は外径約 12.3mm、肉厚約 0.86mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 97%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 200 μm であり、初期 He 加圧量は約 0.5MPa 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。検証データには、ランプ試験に供したセグメント燃料 20 本も含まれている。

高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[7-4]—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。CARO-NA コードの検証データには、このうち 9×9 燃料 (B 型) について、UO₂ 燃料棒 9 本、約 5wt%Gd₂O₃ 入り燃料棒 3 本が含まれる。9×9 燃料 (B 型) の被覆管は、外径約 11.0mm、内径約 9.6mm のジルカロイ-2 である。また、ペレットの初期密度は約 97%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 200 μm であり、初期 He 加圧量は約 1.0MPa 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 (12 本) についてのデータも取得しており、これらも検証データに含まれている。新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の被覆管は、外径約 12.3mm、内径約 10.6mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 95%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 250 μm であり、初期 He 加圧量は約 0.3MPa である。

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、UO₂ 燃料棒を [] 炉にて [] で照射したものである。被覆管は外径約 [] mm、内径約 [] mm の [] である。ペレットの初期密度は約 [] %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 [] μm であり、初期 He 加圧量は約 [] MPa である。

IFA-602/668^[7-1]—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、UO₂ 燃料棒及び約 [] wt%Gd₂O₃ 入り燃料を [] で照射して



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

いる。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

7.2.2 検証結果

CARO-NA コードによる UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の FP ガス放出率の検証結果を図 7-8 に示す。以下に、 UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料それぞれについて傾向を示す。

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の検証結果を対数スケール及び線形スケールで図 7-9 に示す。図中のデータは、通常運転時と出力過渡時(出力急昇試験等)とを区別して示しているが、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。

検証予測精度の燃焼度依存性を図 7-10 に示す。図は、FP ガス放出率の測定値が 2%以上のデータについては計算値と測定値の比、2%未満のデータについては計算値と測定値の差の燃焼度依存性を示したものである。いずれも通常運転時と出力過渡時とを区別して示しているが、ともに燃焼度に対する FP ガス放出率の傾向には系統的なズレは見られない。なお、局所的には予測精度が過大評価となっているデータが見られるが、これらに共通するのは燃焼度が 20~30GWd/t のデータであり、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルにおいて FP ガス放出率の燃焼度依存性が急峻に変化する領域である。したがって、この燃焼度領域のデータは予測のばらつきが大きいものと考えられる。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料

Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の検証結果を対数スケール及び線形スケールで図 7-11 に示すが、 UO_2 燃料と同様に、CARO-NA コードによる計算値は測定値を良く再現している。

検証予測精度の燃焼度依存性を図 7-12 に示す。図は、FP ガス放出率の測定値が 2%以上のデータについては計算値と測定値の比、2%未満のデータについては計算値と測定値の差の燃焼度依存性を示したものであるが、燃焼度に対する FP ガス放出率の系統的な検証のズレは見られない。

また、検証予測精度の Gd_2O_3 濃度依存性を図 7-13 に示すが、 Gd_2O_3 濃度に対する系統的な検証のズレは見られない。

(1)及び(2)で示した UO_2 燃料と Gd_2O_3 入り UO_2 燃料における検証精度の初期加圧量依存性を図 7-14 に示すが、燃焼度、 Gd_2O_3 濃度依存性と同様に、初期加圧量に対する系統的な検証のズレは見られない。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

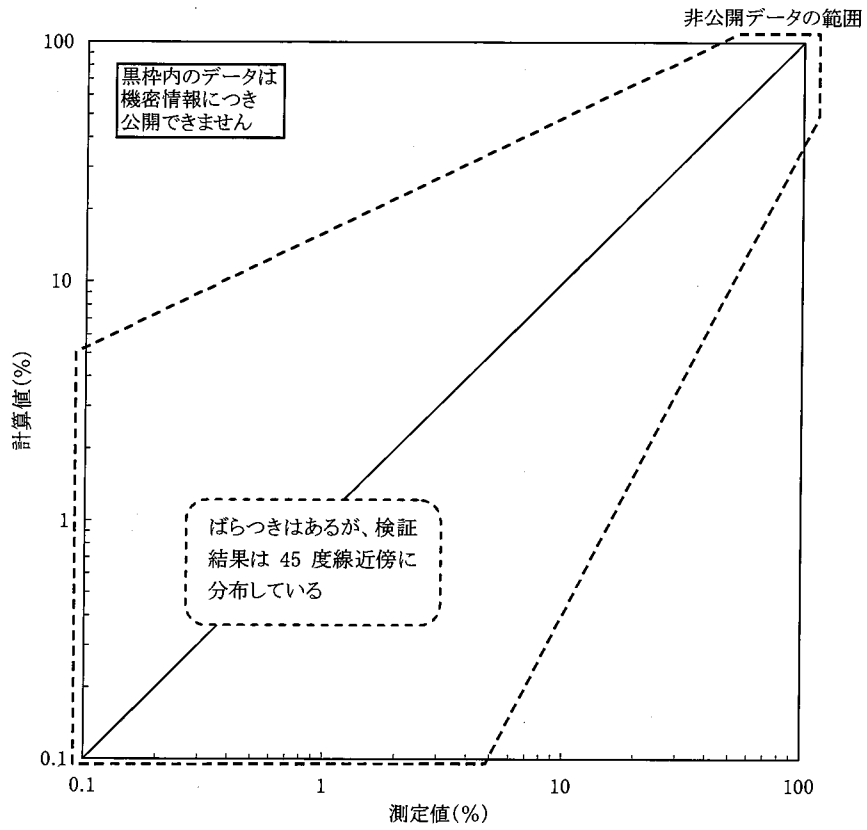
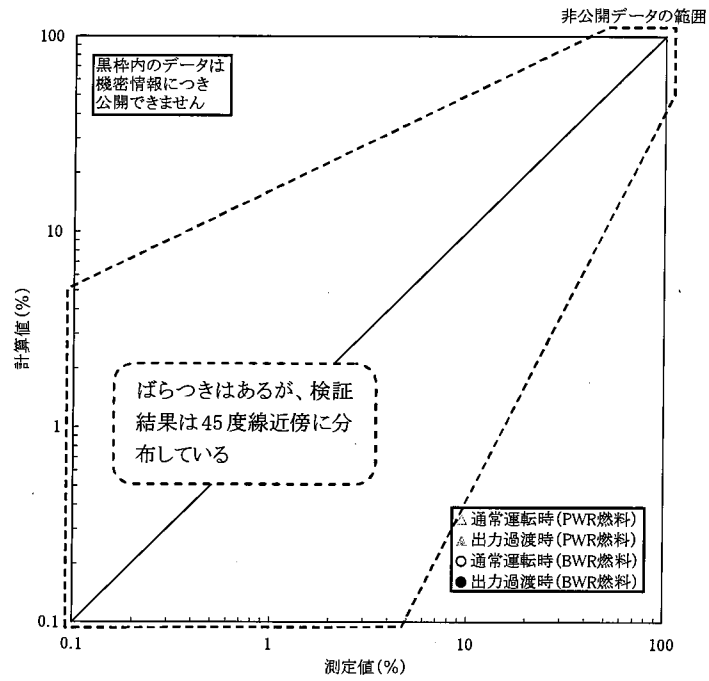


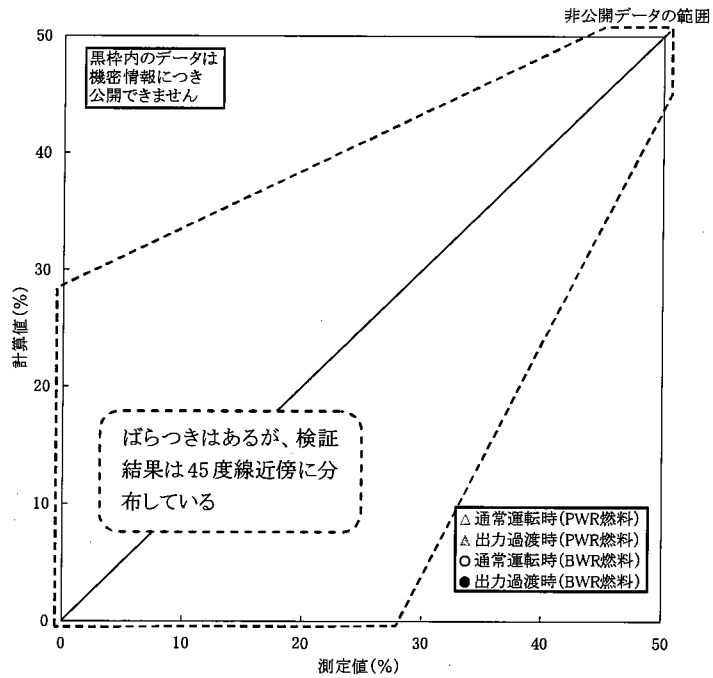
図 7-8 FP ガス放出率検証結果
(UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 対数スケール

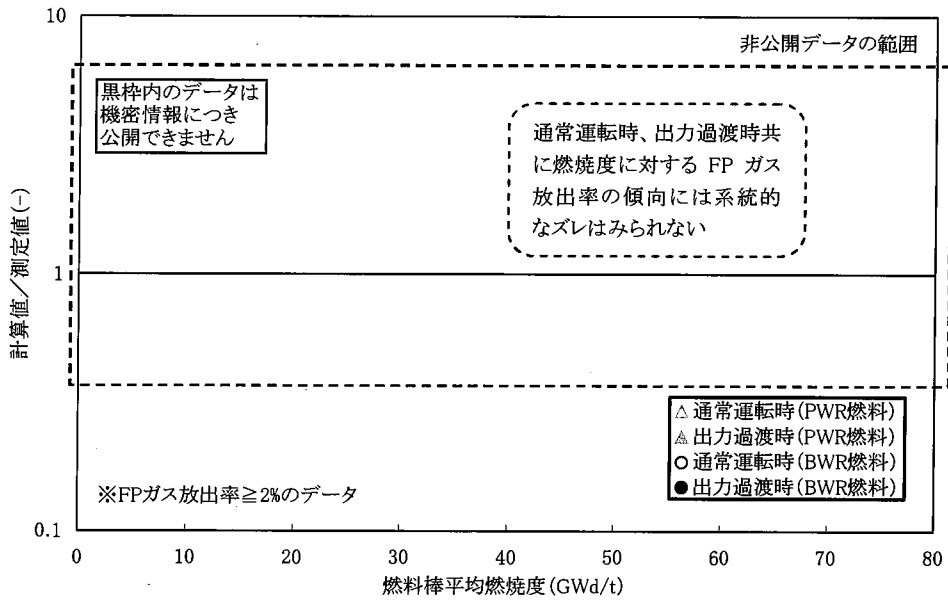


(b) 線形スケール

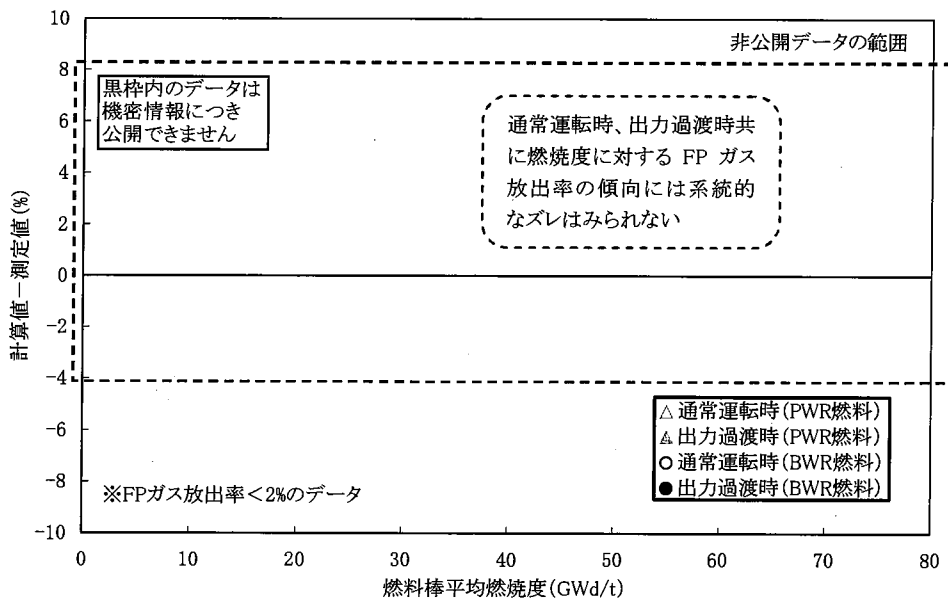
図 7-9 FP ガス放出率検証結果
(UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 $\geq 2\%$

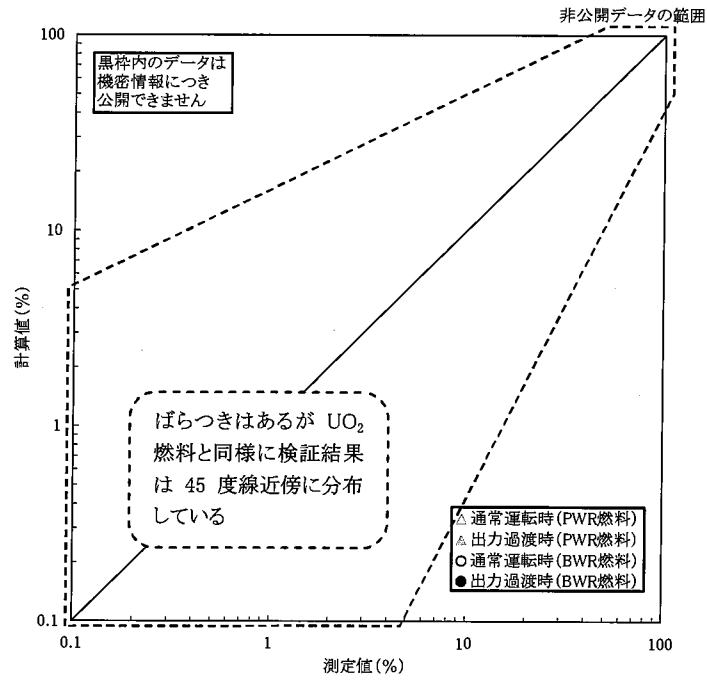


(b) FP ガス放出率測定値 $< 2\%$

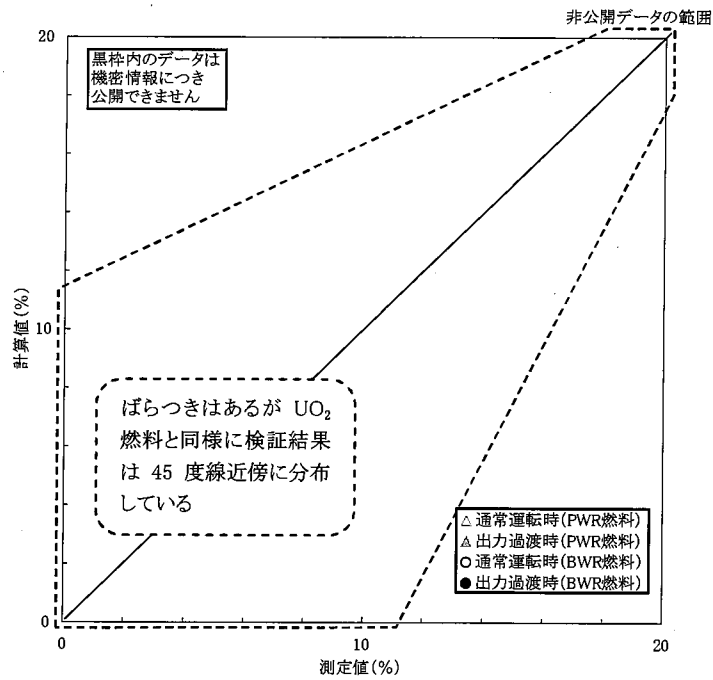
図 7-10 FP ガス放出率検証精度の燃焼度依存性
(UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 対数スケール

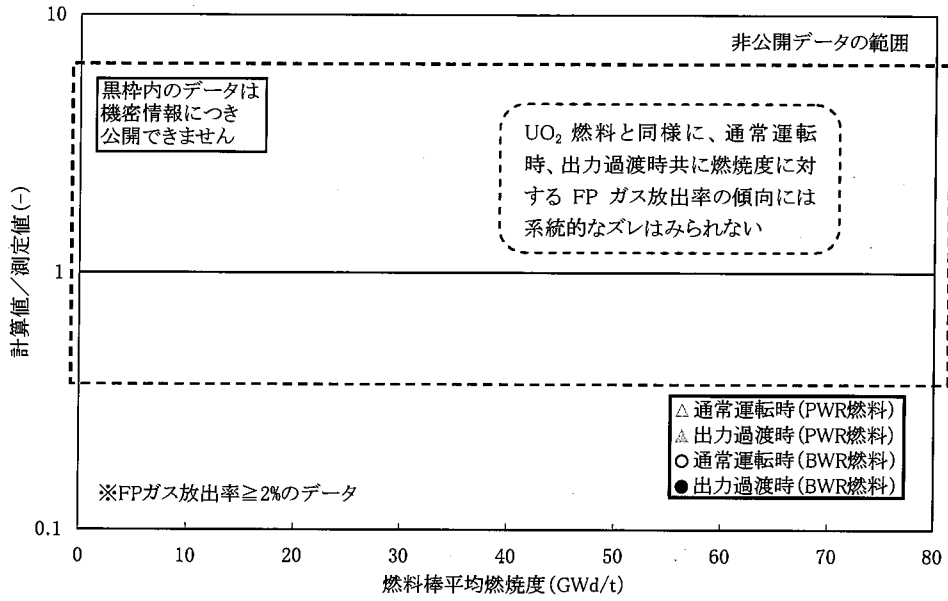


(b) 線形スケール

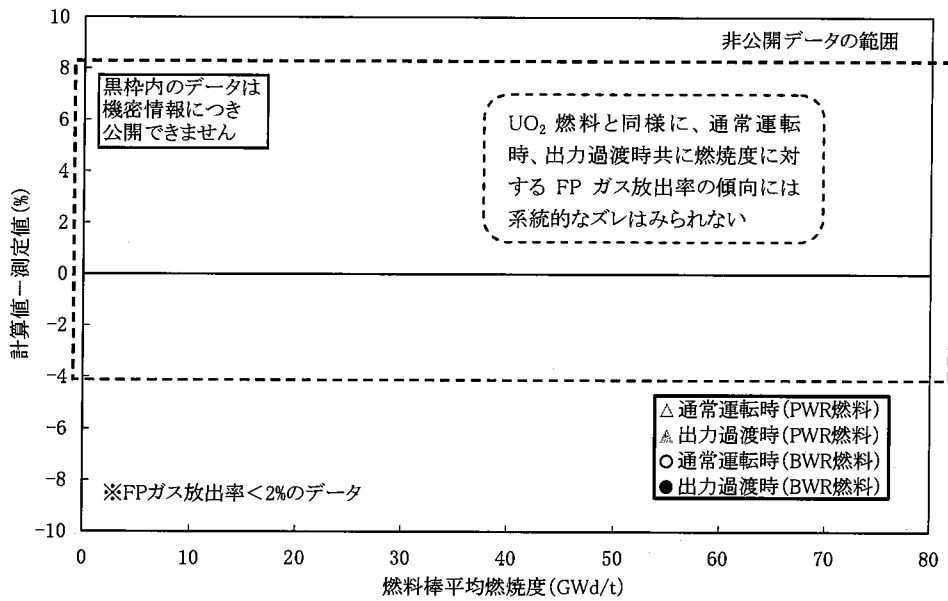
図 7-11 FP ガス放出率検証結果
(Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 ≥ 2%

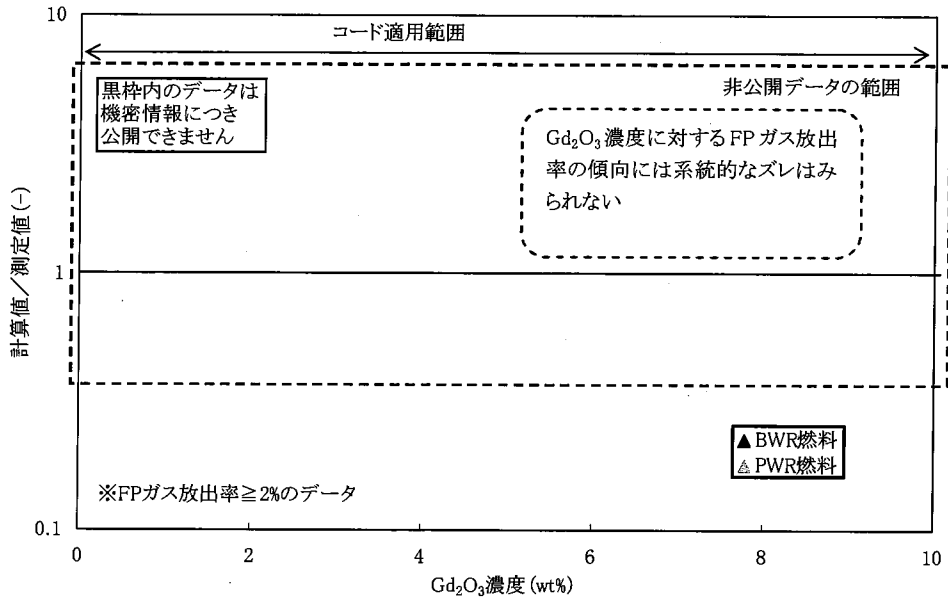


(b) FP ガス放出率測定値 < 2%

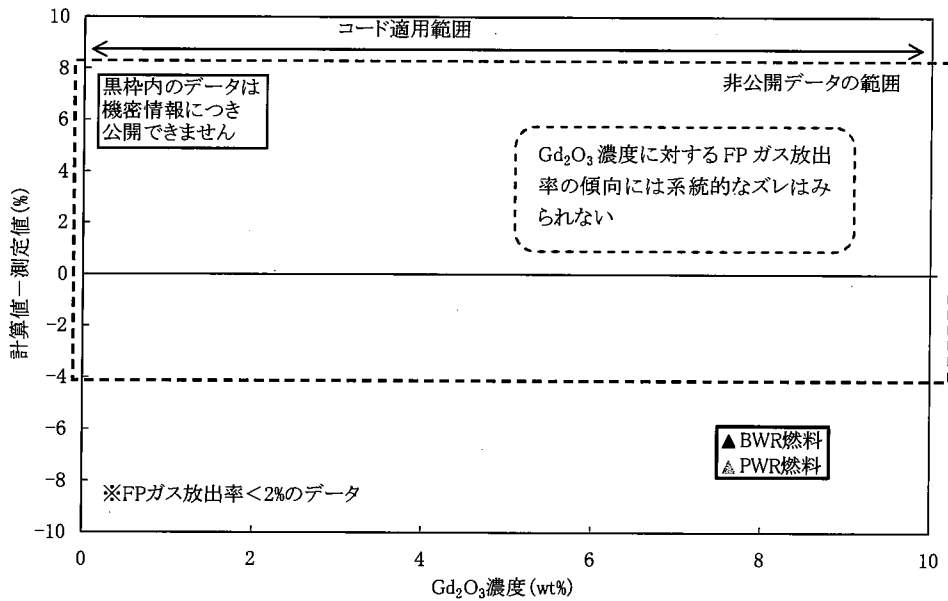
図 7-12 FP ガス放出率検証精度の燃焼度依存性
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 $\geq 2\%$

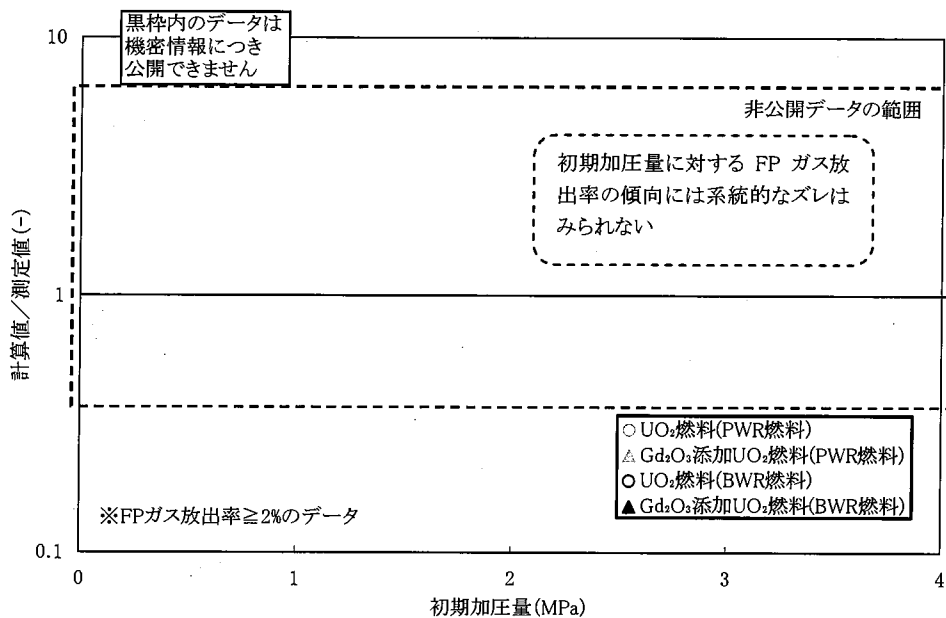


(b) FP ガス放出率測定値 $< 2\%$

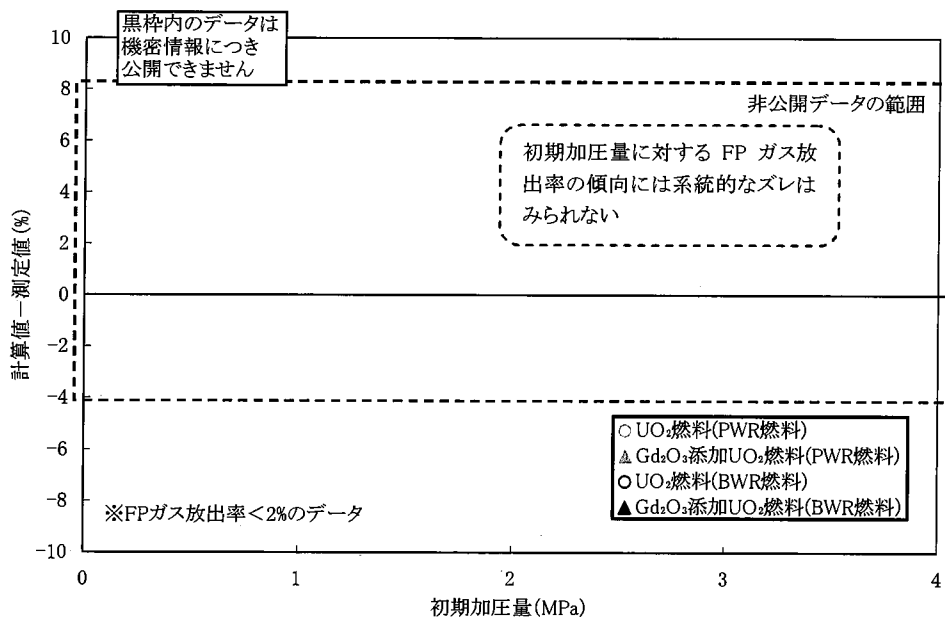
図 7-13 FP ガス放出率検証精度の Gd_2O_3 濃度依存性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 $\geq 2\%$



(b) FP ガス放出率測定値 $< 2\%$

図 7-14 FP ガス放出率検証精度の初期加圧量依存性
(UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(3) CARO-NA コードの FP ガス放出モデルの妥当性

5.2 節で記したように、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは、CARO コードと同様に粒界に蓄積された FP ガスに対し、温度および燃焼度に依存する係数を乗じた量が燃料棒内部の自由空間に放出されるというものである。しかしながら、結晶粒内や粒界での FP ガスの蓄積や移動といったミクロの現象を物理的にモデル化しそれらを個別に検証することは困難であることから、CARO コードや CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは上記の挙動を考慮しながらもこれらの具体的なモデル係数は照射試験等で得られた FP ガス放出率の測定値を適切に予測できるように最適化した、いわゆる半経験的なモデルとして構築している。CARO-NA コードでは、従来の CARO コードに対し、以下の観点から係数の最適化を行っている。

CARO-NA コードは、ペレット熱伝導度の燃焼度依存性を導入したことにより、燃焼が進んだ燃料の温度が従来の CARO コードよりもやや高めに評価される。したがって、FP ガス放出モデルはこの傾向を加味しても従来のデータベースを含む検証データを精度良く予測できるものでなければならぬ。結果として、CARO コードのモデルと比較して以下のような変更を行っている。

- ・ FP ガス放出が [] を CARO コードのモデルより [] した。
- ・ 高燃焼度での FP ガス放出率の [] を [] 変更・最適化した。
- ・ [] 高燃焼度での [] を考慮した。

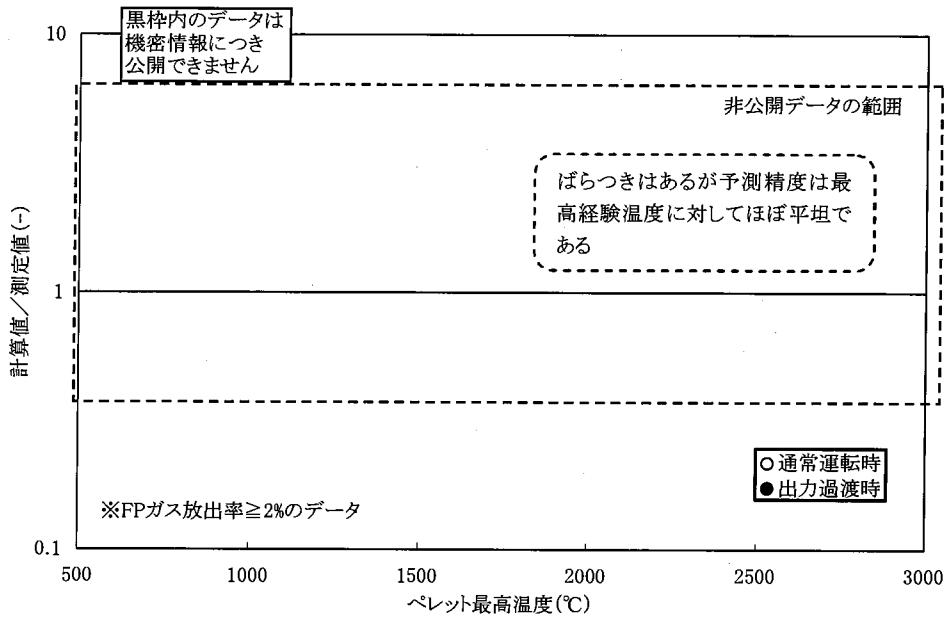
このように FP ガス放出モデルを変更した結果の妥当性、特に各温度における放出率の設定の妥当性を示すため、FP ガス放出率検証予測精度を最高経験温度に対して整理したものを図 7-15 (UO₂ 燃料) 及び図 7-16 (Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料) にそれぞれ示す。図は、いずれも FP ガス放出率の測定値が 2%以上のデータについては計算値と測定値の比、2%未満のデータについては計算値と測定値の差を最高経験温度に対して整理したものである

予測精度は最高経験温度に対してほぼ平坦であり、このグラフから、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルが各温度領域に対し適切に設定されていることが示されている。

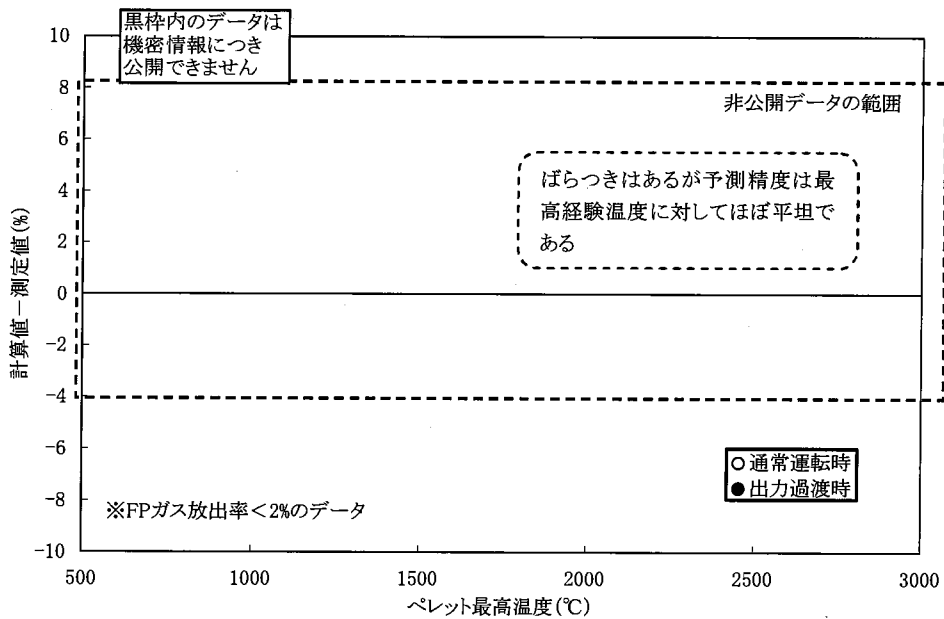
なお、局所的に過大評価となっているデータも見られるが、これらは図 7-10 においても過大評価となっていたデータと同一のデータであり、FP ガス放出モデルの燃焼度依存性が急峻な燃焼度領域のデータであることから、予測のばらつきが大きいものと考えられる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 $\geq 2\%$

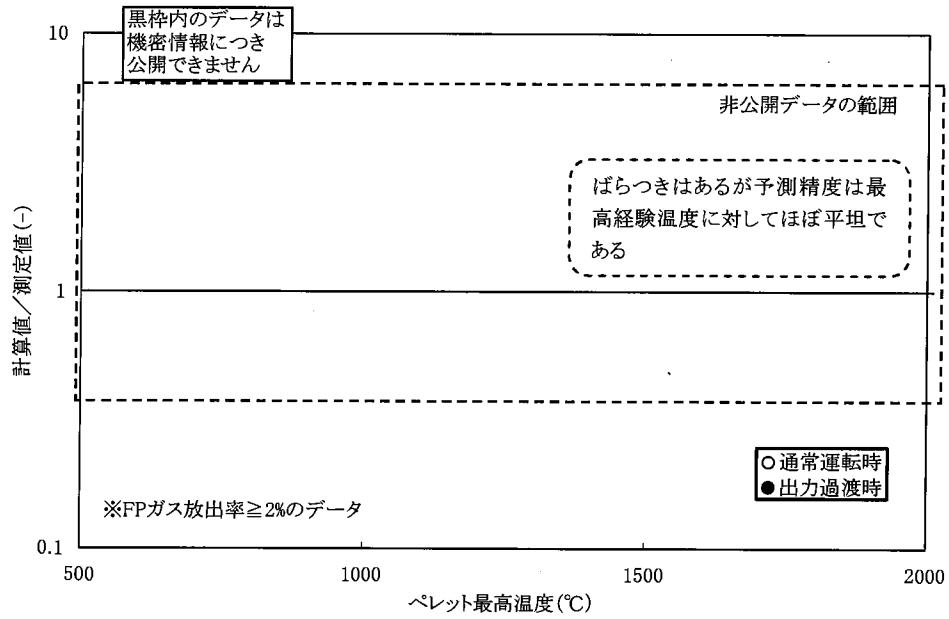


(b) FP ガス放出率測定値 $< 2\%$

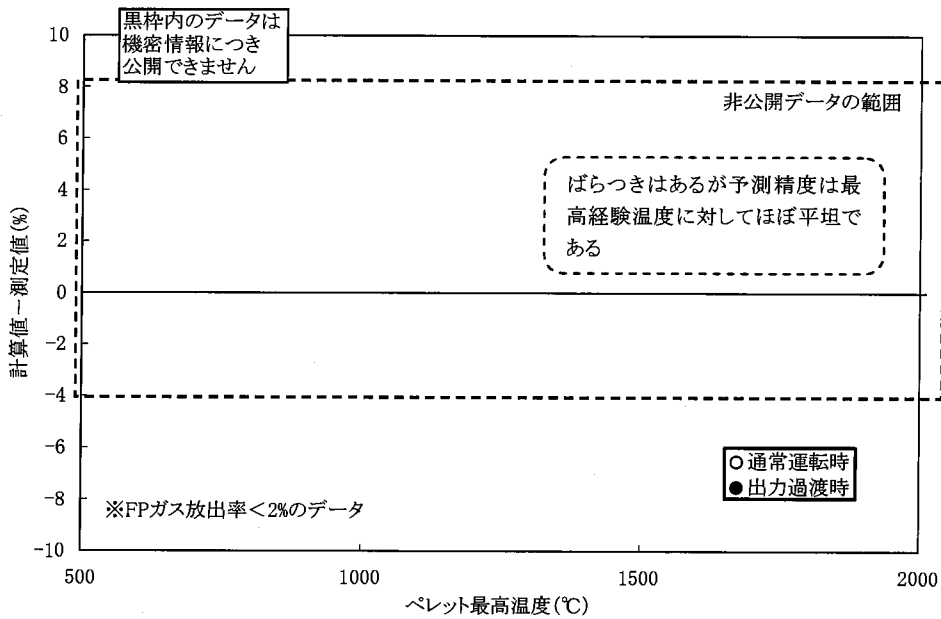
図 7-15 FP ガス放出率検証精度のペレット最高経験温度依存性 (UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) FP ガス放出率測定値 \geq 2%



(b) FP ガス放出率測定値 $<$ 2%

図 7-16 FP ガス放出率検証精度のペレット最高経験温度依存性
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.3 燃料棒内圧

表 7-4 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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-4 燃料棒内圧検証データベース

	燃料仕様等	燃料材料	本数	燃焼度 (GWd/t)	線出力 (kW/m)	備考		
BR3 試験	WH 社製燃料を BR-3 炉にて照射	UO ₂				従来検証データ		
ZORITA 試験	WH 社製燃料を ZORITA 炉にて照射	UO ₂						
HBEP	下記燃料を主に商用炉にて照射 <input type="checkbox"/> 製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂						
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂						
		GUN/B	<input type="checkbox"/> 社製燃料を <input type="checkbox"/> 炉にて照射	UO ₂				
				Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
		LFA1	<input type="checkbox"/> 社製燃料を <input type="checkbox"/> 炉にて照射	UO ₂				
				Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂				
RISOIII 試験	下記燃料を DR-3 炉にて照射 GE 社製燃料(Quad Cities-1 炉): <input type="checkbox"/> 本 GE 社製燃料(Millstone-1 炉): <input type="checkbox"/> 本 ANF 社製燃料(Biblis-A 炉): <input type="checkbox"/> 本 RISO 製燃料(Halden 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂						
Gd 燃料棒試験 炉照射試験	試験燃料棒を <input type="checkbox"/> 炉及び <input type="checkbox"/> 炉にて照射	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂						
高燃焼度 9×9 型燃料信頼性 実証試験	下記原燃工製燃料を国内商用炉にて照射 新型 8×8 シルコニウムライナ燃料 (福島第二・2 号炉): 12 本 9×9 燃料 (B 型) (福島第二・1 号炉): 12 本	UO ₂	19	~57	~35	追加検証データ		
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	5	~43	~29			
高燃焼度等燃料安全試験	JNF 社製高燃焼度 8×8 燃料を福島第二・2 号炉で照射	UO ₂	13	~50	~35			
		Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	5	~43	~28			
Halden 炉試験 IFA-603	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	UO ₂						
Halden 炉試験 IFA-602/668	原燃工製試験燃料棒を Halden 炉にて照射	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、社製 PWR 燃料について、BR-3 炉にて照射を行ったものである。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の 被覆管である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa 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。ZORITA プロジェクトでは、全 本の燃料棒が試験に供されており、内 本について検証を行っている。被覆管は外径約 ~ 約 mm、肉厚約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ~ 約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、ギャップガスは あるいは初期 He 加圧量約 MPa 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、本プロジェクトの燃料のうち、計 本について検証を行っている。

社製燃料 (本) は、BR-3 炉にて照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の被覆管である。ペレットの初期密度は約 ~ 約 %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 ~ MPa である。

社製 PWR 燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 %TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

社製 BWR 燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 MPa である。

社製 BWR 燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料である。被覆管は外径約 mm、内径約 mm である。ペレットの初期密度は約 % ~ 約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、初期 He 加圧量約 MPa である。

社製燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ~ 約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 ~ 約 MPa である。

製燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 ~ 約 MPa である。

社製燃料 (本) は、 炉で照射を行った燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

GUN/B—GUN/B 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、 社製燃料を 炉で照射したものである。データには、 UO_2 燃料棒 本、約 wt% Gd_2O_3 入り燃料棒 本が含まれる。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ~ 約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

LFA1—LFA1 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、 社製燃料を 炉で照射したものである。データには、 UO_2 燃料棒 本、約 wt% Gd_2O_3 入り燃料棒 本が含まれる。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa 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全 15 本の PWR, BWR の燃料棒を試験対象としており、PWR 燃料は ANF 社によって、BWR 燃料は GE 社及び RISO 研究所によってそれぞれ製造されたものである。このうち 9 本の燃料棒に熱電対、内圧計装が施され出力変動時の燃料中心温度、内圧が測定されており、これらについて検証を実施している。

ANF 社製燃料(3 本)は、Biblis-A 炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、肉厚約 mm の 、ペレットの初期密度は約 %TD、初期加圧量は約 ~ 約 MPa である。GE 社製燃料(5 本)は、Quad Cities-1 炉及び Millstone-1 炉で照射された燃料であり、被覆管は外径約 ~ 約 mm、肉厚約 ~ 約 mm の 、ペレットの初期密度は約 ~ 約 %TD、初期加圧量は約 ~ 約 MPa である。RISO 製燃料(1 本)は、ハルデン炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、肉厚約 mm の であり、ペレットの初期密度は約 %TD、初期加圧量は約 MPa である。

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 炉で照射したものである。被覆管は外径約 ~ 約 mm、内径約 ~ 約 mm である。 Gd_2O_3 濃度は約 ~ 約 wt%、初期密度は約 ~ 約 %TD である。ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ~ 約 μ m であり、初期 He 加圧量約 ~ 約 MPa である。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-3]—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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

機で最大 5 サイクル照射したものである。検証データには、 UO_2 燃料棒 13 本、約 4.5wt% Gd_2O_3 入り燃料棒 5 本が含まれる。被覆管は外径約 12.3mm、肉厚約 0.86mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 97%TD である。ペレット-被覆管ギャップ幅は約 200 μm であり、初期 He 加圧量は約 0.5MPa 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。検証データには、ランプ試験に供したセグメント燃料 20 本も含まれている。

高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証試験^[7-4]—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。CARO-NA コードの検証データには、このうち 9×9 燃料(B 型)について、 UO_2 燃料棒 9 本、約 5wt% Gd_2O_3 入り燃料棒 3 本が含まれる。9×9 燃料(B 型)の被覆管は、外径約 11.0mm、内径約 9.6mm のジルカロイ-2 である。また、ペレットの初期密度は約 97%TD である。ペレット-被覆管ギャップ幅は約 200 μm であり、初期 He 加圧量は約 1.0MPa 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(12 本)についてのデータも取得しており、これらも検証データに含まれている。新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の被覆管は、外径約 12.3mm、内径約 10.6mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 95%TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 250 μm であり、初期 He 加圧量は約 0.3MPa である。

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 [] で照射したものである。被覆管は外径約 [] mm、内径約 [] mm の [] である。ペレットの初期密度は約 [] %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 [] μm であり、初期 He 加圧量は約 [] MPa である。

IFA-602/668^[7-1]—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 燃料棒及び約 [] wt% Gd_2O_3 入り燃料を [] で照射している。被覆管は外径約 [] mm、内径約 [] mm の [] である。ペレットの初期密度は約 [] %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 [] μm であり、初期 He 加圧量は約 [] MPa である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.3.2 検証結果

CARO-NA コードによる UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の燃料棒内圧の検証結果を図 7-17 に示す。以下に、 UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料それぞれについて傾向を示す。

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の検証結果を対数スケール及び線形スケールで図 7-18 に示す。図中のデータは、通常運転時と出力過渡時(出力急昇試験等)とを区別して示しているが、通常運転時及び出力過渡時共に精度良く予測できている。

検証予測精度の燃焼度依存性を図 7-19 に示す。図は、計算値と測定値の比の燃焼度依存性を示したものであるが、燃焼度に対して燃料棒内圧の予測精度に系統的なズレは見られない。また、図は、通常運転時と出力過渡時とを区別して示しているが、通常運転時及び出力過渡時共に燃焼度に対するばらつきは同等であり、予測精度の燃焼度や出力状態に対する特有の傾向は見られない。

(2) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料

Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の検証結果を対数スケール及び線形スケールで図 7-20 に示すが、 UO_2 燃料と同様に、CARO-NA コードによる計算値は測定値を良く再現している。

検証予測精度の燃焼度依存性を図 7-21 に示す。図は計算値と測定値の比の燃焼度依存性を示したものであるが、燃焼度に対して燃料棒内圧の予測精度に系統的なズレは見られない。

また、検証予測精度の Gd_2O_3 濃度依存性を図 7-22 に示すが、 Gd_2O_3 濃度に対する系統的な予測精度のズレは見られない。

(1)及び(2)で示した UO_2 燃料と Gd_2O_3 入り UO_2 燃料における検証精度の初期加圧量依存性を図 7-23 に示すが、燃焼度依存性、 Gd_2O_3 濃度依存性と同様に、初期加圧量に対する系統的な予測精度のズレは見られない。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

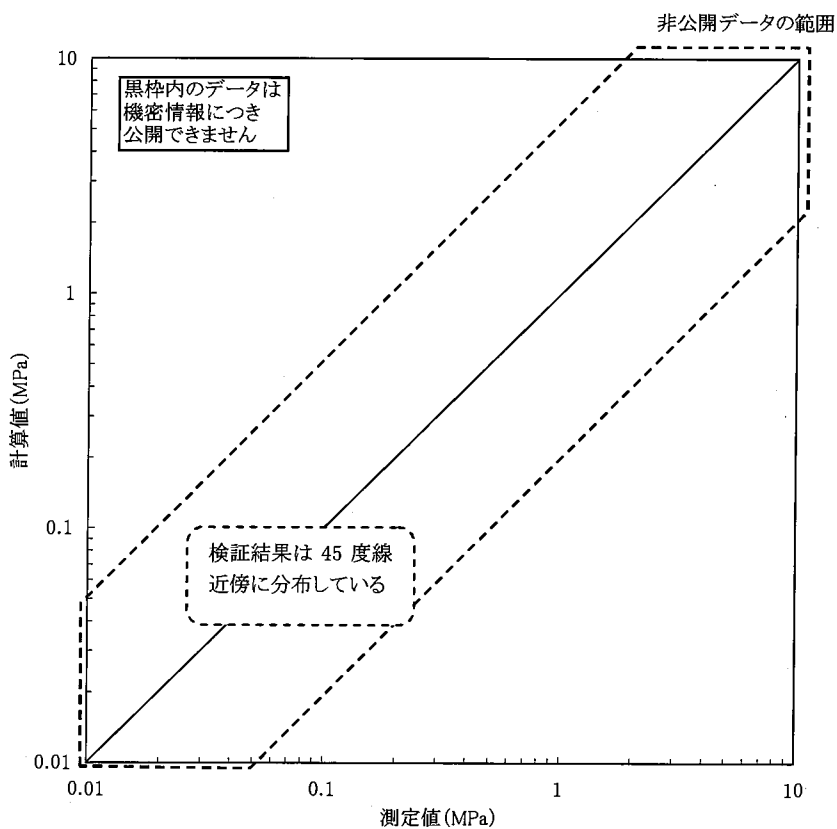
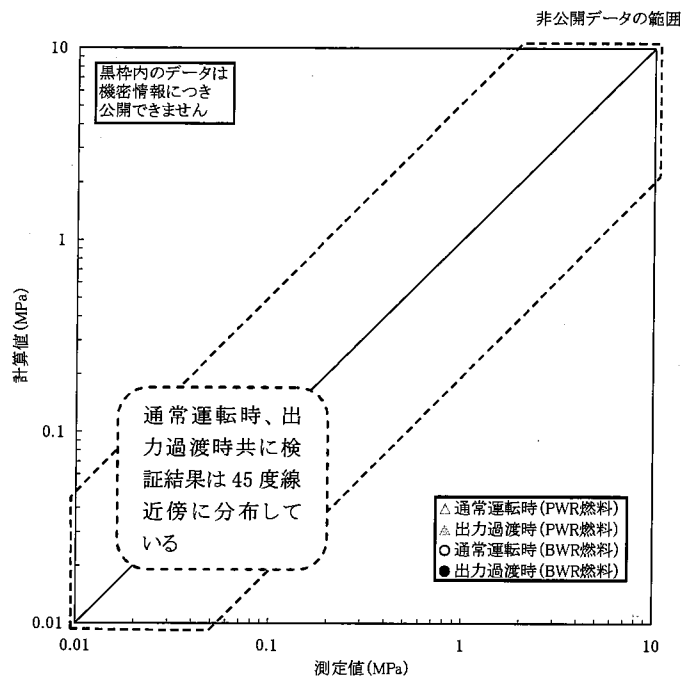


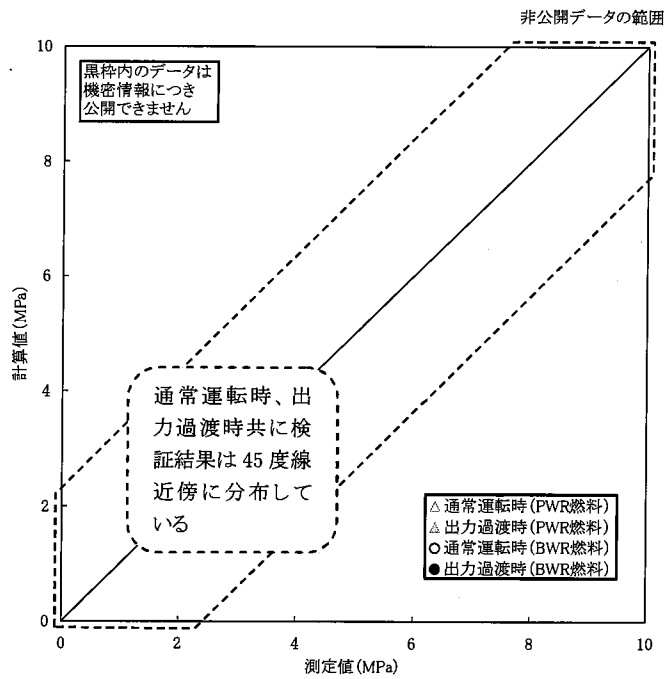
図 7-17 燃料棒内圧検証結果
(UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 対数スケール



(b) 線形スケール

図 7-18 燃料棒内圧検証結果
(UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

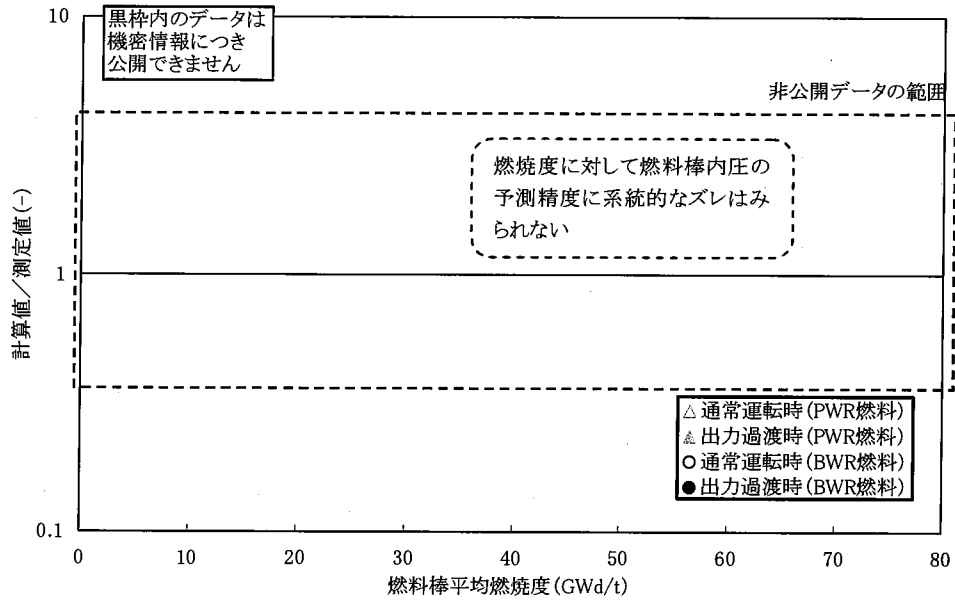
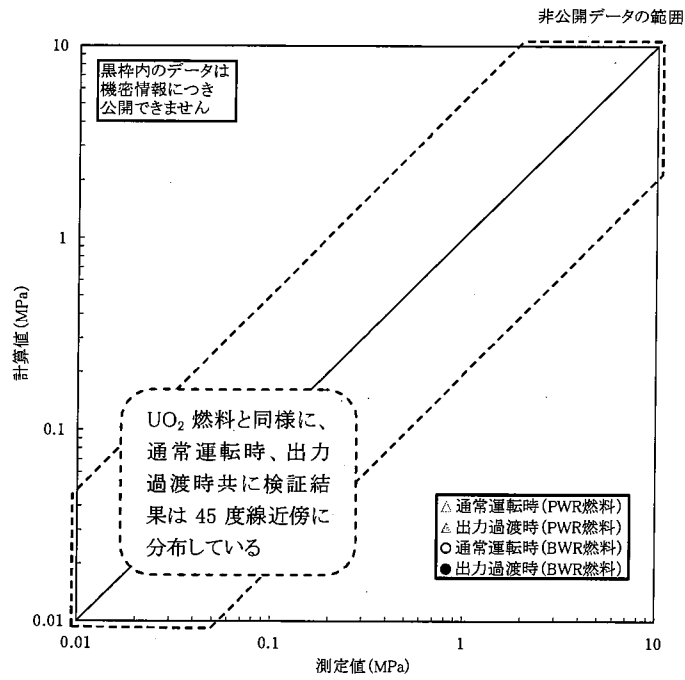


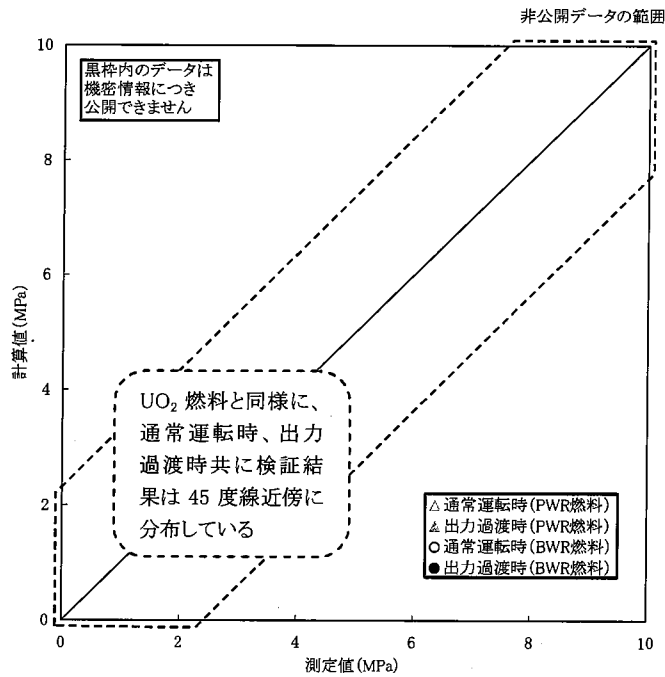
図 7-19 燃料棒内圧検証精度の燃焼度依存性
(UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 対数スケール



(b) 線形スケール

図 7-20 燃料棒内圧検証結果
(Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

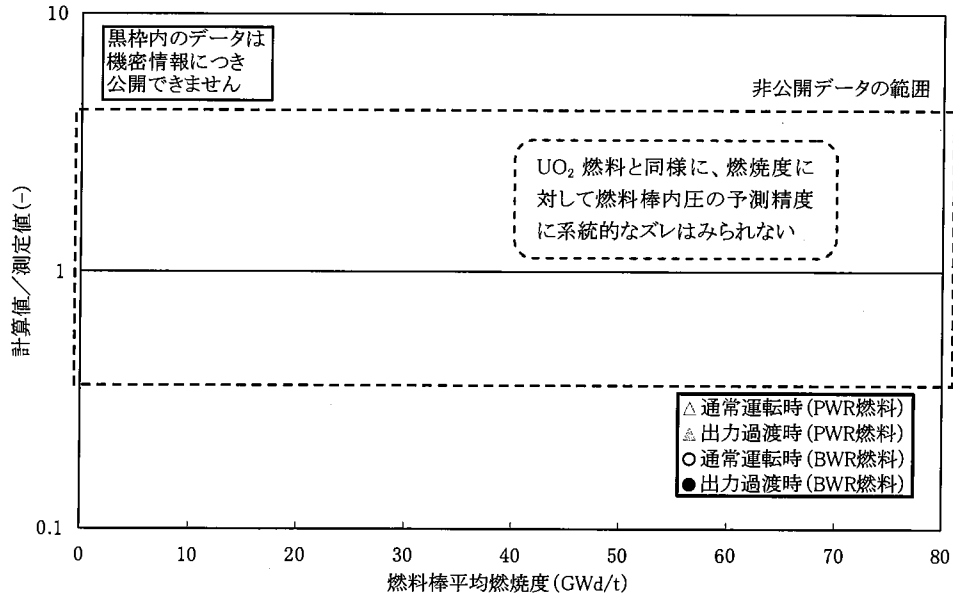


図 7-21 燃料棒内圧検証精度の燃焼度依存性
(Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)

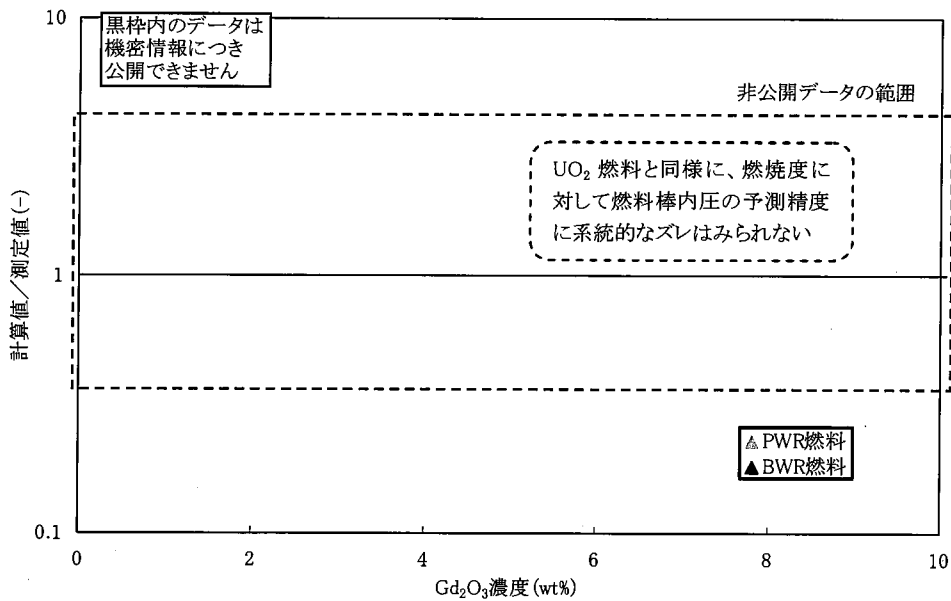


図 7-22 燃料棒内圧検証精度の Gd_2O_3 濃度依存性
(Gd_2O_3 入り UO_2 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

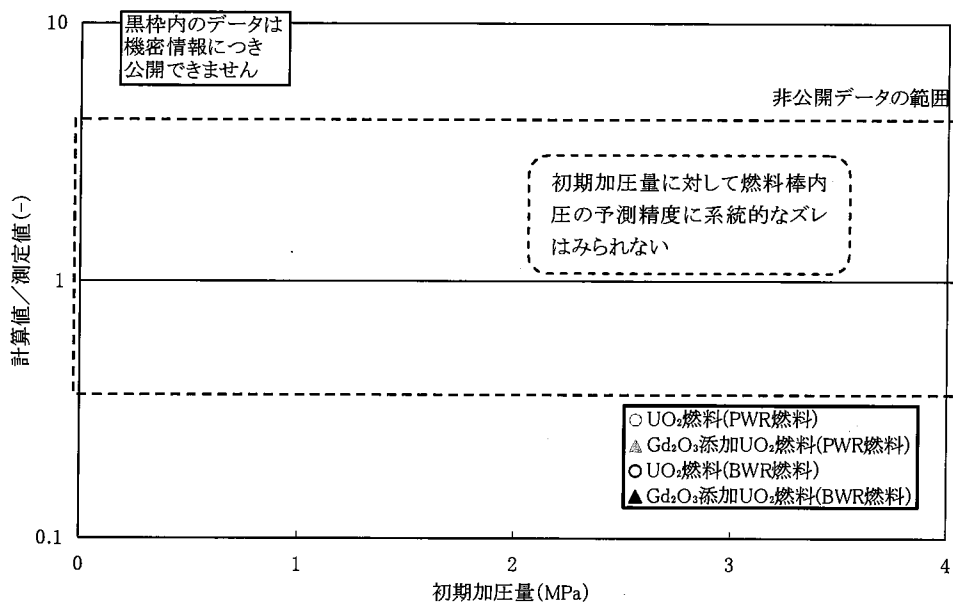


図 7-23 燃料棒内圧検証精度の初期加圧量依存性
(UO₂燃料及び Gd₂O₃入り UO₂燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.4 被覆管直径検証

表 7-5 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二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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-5 被覆管直径变化検証データベース

	燃料仕様等	燃料材料	本数	燃焼度 (GWd/t)	線出力 (kW/m)	備考
INTER RAMP	ASEA ATOM 社製燃料を R2 炉にて照射	UO ₂				従来検証 データ
OVER RAMP	下記燃料を R2 炉にて照射 KWU 社製燃料(Obrigheim 炉): <input type="checkbox"/> 本 WH 社製燃料(BR-3 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				
SUPER RAMP	下記燃料を R2 炉にて照射 KWU 社製燃料(Würgassen 炉): <input type="checkbox"/> 本 KWU 社製燃料(Obrigheim 炉): <input type="checkbox"/> 本 GE 社製燃料(Monticello 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				
SUPER RAMP EX	<input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉)を R2 炉に て照射	UO ₂				
SUPER RAMP II	ANF 社製燃料(Dresden-2 炉)を R2 炉にて 照射	UO ₂				
HBEP	下記燃料を R2 炉にて照射 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本 <input type="checkbox"/> 社製燃料(<input type="checkbox"/> 炉): <input type="checkbox"/> 本	UO ₂				
高燃焼度等燃料 安全試験	JNF 社製高燃焼度 8×8 燃料を福島第二・ 2 号炉で照射後、JMTR にて照射	UO ₂	17	～約 60	～約 60	追加検証 データ



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.4.1 測定データ

INTER RAMP^[7-6]—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おり、本プロジェクトのうち、本について検証を実施している。被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

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おり、本プロジェクトのうち、計 本について検証を行っている。

KWU 社製 PWR 燃料セグメント(本)は Obrigheim 炉にてベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm のジルカロイ-4 被覆管である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

WH 社製 PWR 燃料セグメント(本)は、BR-3 炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 ～約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 ～約 MPa である。

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。試験セグメント燃料棒には、KWU 社製 BWR 燃料、GE 社製 BWR 燃料、KWU 社製 PWR 燃料がそれぞれ試験に供されており、本プロジェクトのうち、計 本について検証を行っている。

KWU 社製 BWR 燃料(本)は、Würgassen 炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の被覆管である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量約 MPa である。

GE 社製 BWR 燃料(本)は、Monticello 炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 ～約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

KWU 社製 PWR 燃料(本)は、Obrigheim 炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 ～約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 ～約 %TD、ペレット-被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。本プロジェクトの内、社製 燃料 本について検証を実施している。

社製 燃料は、炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 mm の である。ペレットの初期密度は約 %TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

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(7 本)が試験に供されている。ANF 社製 BWR 燃料は Dresden-2 炉でベース照射された燃料であり、被覆管は外径約 10.8mm、内径約 9.3mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 94%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 170～約 210 μ m であり、初期 He 加圧量は約 0.3MPa である。

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、社製 PWR 燃料、社製 BWR 燃料がそれぞれ試験に供されており、本プロジェクトのうち、計 本について検証を行っている。

社製 PWR 燃料(本)は、炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 10.8mm、内径約 9.3mm のジルカロイ-4 である。ペレットの初期密度は約 94%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

社製 BWR 燃料(本)は、炉にて照射された燃料であり、被覆管は外径約 mm、内径約 ～約 mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 ～%TD、ペレット—被覆管ギャップ幅は約 ～約 μ m であり、初期 He 加圧量は約 MPa である。

高燃焼度等燃料安全試験^[7-3]—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 号機で照射後、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。検証データは UO_2 燃料棒 17 本であり、被覆管は外径約 12.3mm、肉厚約 0.86mm のジルカロイ-2 である。ペレットの初期密度は約 97%TD である。ペレット—被覆管ギャップ幅は約 200 μ m であり、初期 He 加圧量は約 0.5MPa である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7.4.2 検証結果

CARO-NA コードによる UO_2 燃料の被覆管直径検証結果を図 7-24 に示す。ここで、被覆管直径変化量の定義は下記によるものである。

(ベース照射後)

$$\text{被覆管直径変化量 (\%)} = \frac{(\text{ベース照射後被覆管外径} - \text{製造时被覆管外径})}{\text{製造时被覆管平均直径}} \times 100$$

(出力急昇後)

$$\text{被覆管直径変化量 (\%)} = \frac{(\text{出力急昇后被覆管外径} - \text{出力急昇前被覆管外径})}{\text{製造时被覆管平均直径}} \times 100$$

なお、上記式に示すとおり、被覆管直径変化量は出力急昇前後の永久変形量として定義されており、測定値及び計算値ともに塑性変形量およびクリープ変形量を含んだものである。

以下に、 UO_2 燃料及び Gd_2O_3 入り UO_2 燃料それぞれについて示す。

(1) UO_2 燃料

UO_2 燃料の検証結果を図 7-25 に示す。被覆管直径変化の計算値は、通常運転時及び出力過渡時において測定値を良く再現しており、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がわかる。

検証予測精度の燃焼度依存性を図 7-26 に示すが、燃焼度に対して直径変化の予測精度に系統的なズレは見られない。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しており、1%塑性歪を評価するコードとして適切にモデルが設定されていることがわかる。

図 7-25 及び図 7-26 のデータには被覆管のクリープ特性が異なる PWR 燃料も含まれているが、被覆管の差異による影響を明確にするため BWR 燃料と PWR 燃料とを区別してプロットしたものを図 7-27 及び図 7-28 に示す。また、これらの図では有限要素法解析による出力過渡時の検証結果と、熱解析の手法によるクリープダウンを評価した通常運転時の検証結果を区別している。また、CARO-NA コードの検証で追加となった高燃焼度等燃料安全試験データも区別して示す。適用範囲の対象となる BWR 燃料の出力過渡時の検証結果は、燃焼度及び出力に依らず測定値を良く再現している。

(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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

(3) 燃焼度の外挿性

図 7-26 に示す通り、CARO-NA コードによる被覆管直径変化の検証精度は、燃焼度に対する系統的なズレはなく、新たに追加した検証データの燃焼度 (~約 61GWd/t) までの範囲で精度よく予測していることがわかる。

また、被覆管直径変化の予測において最も支配的な要因はペレット熱膨張であり、熱膨張の要因は温度分布であることは先に示したとおりであるが、CARO-NA コードでは燃料中心温度の検証において示したとおり、ペレット燃焼度 80GWd/t までの領域でペレット温度分布を精度良く予測できる。また、熱伝導度以外の物性値についても 80GWd/t まで燃焼度が伸長したことによって急激に変化するという知見は無く、CARO-NA コードを用いて 61GWd/t までの領域で検証されている評価手法(有限要素法による歪一応力評価)と物性値を用いて 80GWd/t までの範囲の予測を行ってもその予測精度にズレはないものと考えられる。

なお、CARO-NA コードでは高出力におけるガススエリングをモデルとして直接考慮していないが、被覆管の降伏応力モデルの設定等により、ガススエリングの寄与が確認されている NUPEC(現 JNES)高燃焼度等燃料安全試験の測定値についても十分予測できるよう、全体のモデルを構成している。また、高燃焼度領域でのリム組織の形成(気泡の増大)により生じる体積変化については、CARO-NA コードにおいて、これらを高燃焼度でのスエリングの増大として取り扱っており、高燃焼度領域でのギャップ幅を適切に評価できるものとなっている。

以上から、CARO-NA コードを、ペレット燃焼度 80GWd/t までの範囲で 1%塑性歪の評価に適用することは妥当である。

(4) 被覆管 1%塑性歪評価における線出力の外挿性

燃料の熱機械設計において、原子炉運転時に想定される異常な過渡変化時の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%塑性歪相当出力を評価するにあたっては、通常の原子炉運転時に想定される線出力よりも仮想的に線出力を高めた評価を行う。

出力過渡時に被覆管に生じる変形は、ペレットの熱膨張により生じるペレット-被覆管間機械的相互作用(PCMI)が主要因であることから、ペレットの熱膨張モデルを適切に設定することで仮想



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

的に線出力を高めた場合でも評価が可能であると考えられる。CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、多くの文献データを基に幅広い温度範囲に対して適切に設定しており、仮想的に線出力を高めた場合でも被覆管の変形挙動を十分予測できるものと考えられる。なお、被覆管1%塑性歪が生じる出力では、通常、ペレットの中心溶融が生じると考えられるが、CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、ペレットの溶融に伴う体積膨張を考慮したものとなっている。具体的には CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは Conway^[7-10]らの公開データともよく一致し、かつ溶融に伴う体積膨張は Christensen^[7-11]のデータと一致するものであり、溶融前後の体積変化を精度良く予測できるものとなっている。また、実燃料体系における溶融後のペレット熱膨張については、カナダ原子力公社(AECL)の試験研究炉 NRX において実施された照射試験データ^[7-12~17]が報告されている。これら試験は、ペレット溶融時の被覆管の変形挙動を調査することを目的とし、外径約 17.3~20.6mm、有効長約 93~308mm の未照射短尺燃料棒を NRX の照射ループにおいて、ペレット溶融が生じる出力条件(～約 130kW/m)まで照射を行ったものである。本試験燃料棒の仕様は、ペレットスタックの上端と端栓までの間隙が無いため軸方向の拘束が生じ易いものとなっており、比較的径方向への変形が生じ易い体系になっているものと考えられる。実機燃料棒の設計では、ペレットスタックの上端と端栓の間に間隙(プレナム)が設けられているが、燃焼の進んだ燃料棒ではペレット-被覆管ギャップの閉塞やボンディング等により軸方向の拘束が生じ、本試験と同様に軸方向よりも径方向への変形が生じ易くなる可能性も考えられ、本試験の結果は、実機燃料においても生じ得る事象を再現していると考えられる。

本試験で得られた燃料中心温度に対するペレット径方向熱膨張量の変化を図 7-29 に示す。ここで、ペレット径方向膨張量は、照射試験前後での被覆管外径変化量(永久変形量)に対し、被覆管の弾性変形量及び熱膨張量、並びに初期ペレット-被覆管ギャップ幅を総和することにより評価されたものである。また、同図には、実燃料体系でのペレット径方向熱膨張量の計算例として、CARO-NA コードによる 10×10 燃料での BOL(燃焼度 0GWd/t)におけるペレット熱膨張量の評価結果及び 10×10 燃料における被覆管の 1%塑性歪に相当するペレットの熱膨張量(BOL 時)の例を併せて示している。この CARO-NA コードによる径方向熱膨張量の評価は、代表的な燃料仕様として 10×10 燃料の燃料棒仕様を用いてペレットの相対的な径方向熱膨張量を評価したものであり、燃料仕様をはじめとする解析条件は AECL 試験における個々の試験条件とは必ずしも一致していない。しかしながら、被覆管の変形モデル(弾塑性やクリープ)の影響を受けにくいペレット熱膨張量を比較していることや、高出力領域ではペレット-被覆管ギャップがペレットの熱膨張で完全に閉塞しておりギャップ熱伝達の差異が問題とならないこと、さらに、ペレットの熱膨張はペレット中心部での熱膨張が支配的であることなどから、中心温度をパラメータとして相対的な比較を行うことは妥当である。図に示すように、CARO-NA コードによるペレット熱膨張量は、AECL 試験における溶融後のペレットの径方向膨張の傾向を捉えたものとなっており、また、設計においては、コード予測の不確かさを考慮することにより、ペレットの熱膨張は測定値を保守的に評価するものとなっている。ここで、実線は、ある線出力を解析モデルに与えたときの中心温度解析結果に対し、その線出力での熱膨張量解析結果をプロットした結果である。一方、点線はコード予測の不確かさを考慮し



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

た評価を行うため、前述の線出力に対して 上昇した出力で解析を行い、前述の解析結果(公称値解析の結果)である中心温度に対し、縦軸は 上乘せした出力での熱膨張量をプロットした線となっている。統計的評価手法では、このような仮想的な出力の上乗せによって線出力を一定としたままでもコードの不確かさによって熱膨張が大きく見積られるようなケースを評価している。以上のことから、上記 CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、実燃料体系においても適用できるものである。

また、被覆管についてもヤング率や降伏応力といった機械的物性値が高温(～500℃)までモデル化されており、高出力時の変形挙動を精度良く予測できるものとなっている。

以上のように、CARO-NA コードでは、ペレットの熱膨張モデルと被覆管の物性モデルを適切に設定しており、仮想的に線出力を高めた評価により被覆管1%塑性歪相当出力を評価することが可能である。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

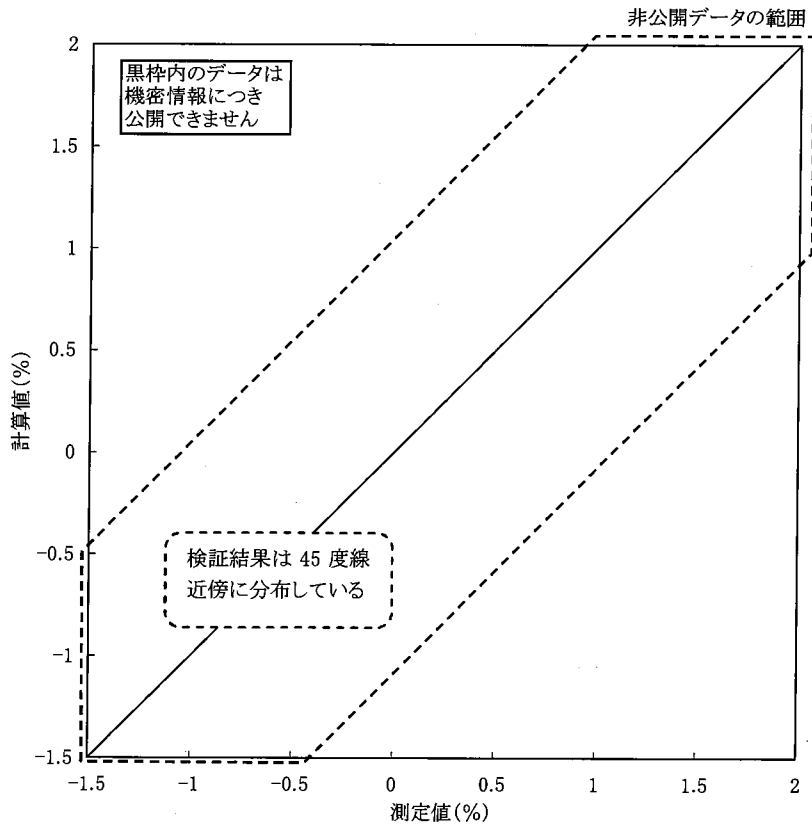


図 7-24 被覆管直径検証結果



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

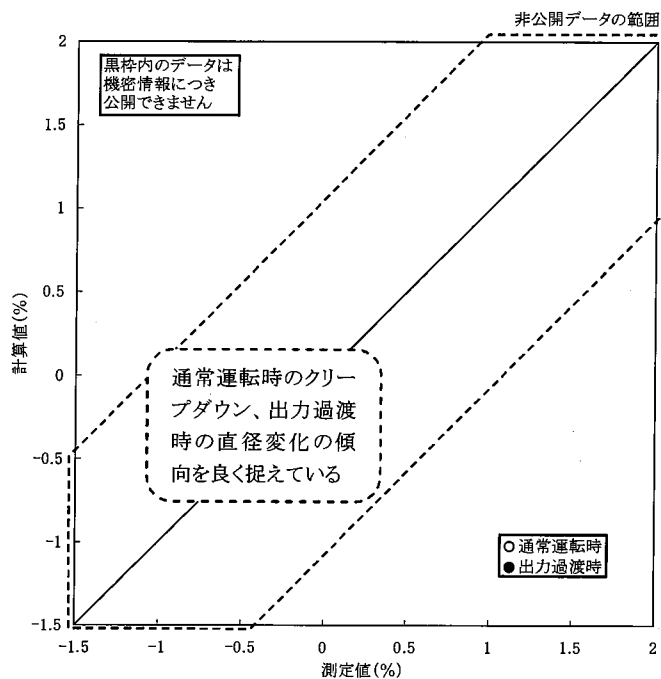


図 7-25 被覆管直径検証結果 (UO₂ 燃料)



図 7-26 被覆管直径検証精度の燃焼度依存性 (UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

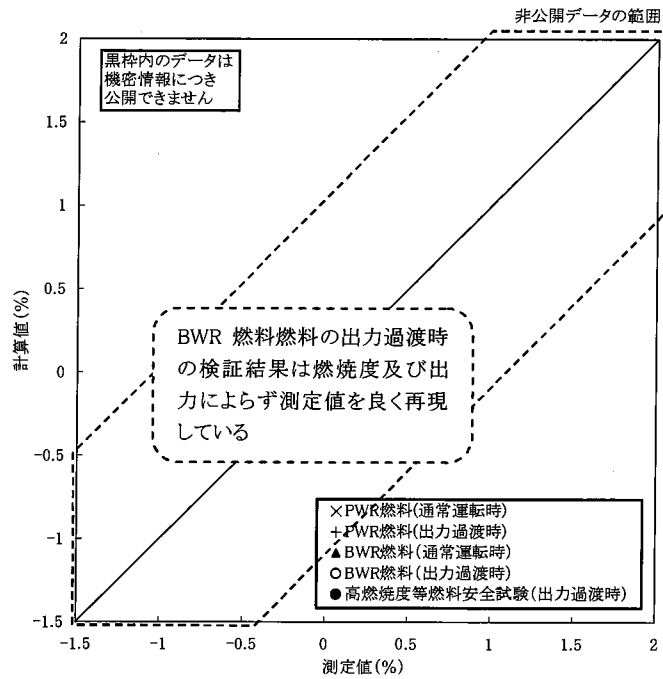


図 7-27 被覆管直径検証結果 (UO₂ 燃料)

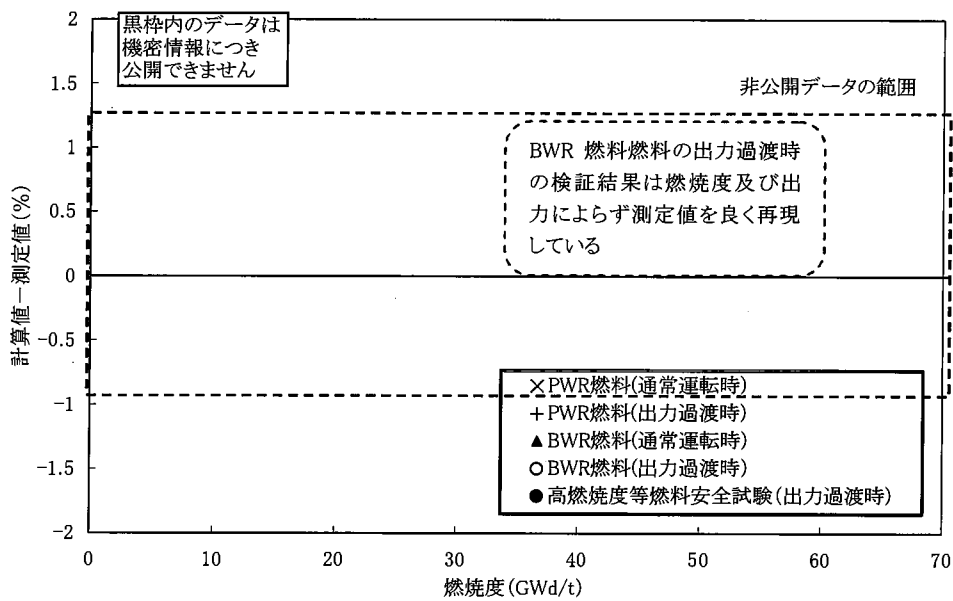
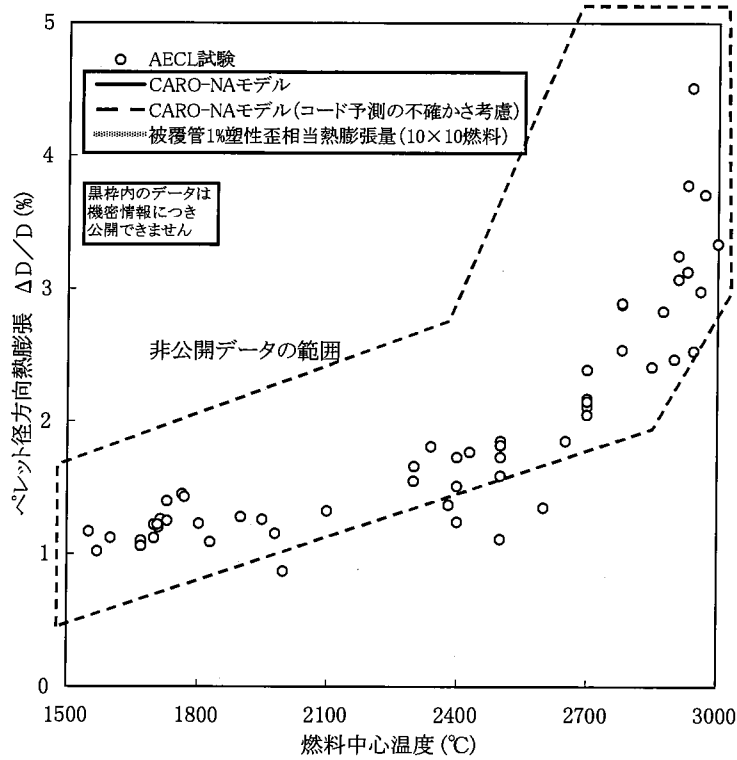


図 7-28 被覆管直径検証精度の燃焼度依存性 (UO₂ 燃料)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



注) 実線は、ある線出力を解析モデルに与えたときの中心温度解析結果を横軸にとり、その線出力での熱膨張量解析結果を縦軸にプロットしている。
 点線は公称値解析の結果である中心温度を横軸にとり、縦軸は線出力の公称値に□%上乗せした出力で解析した熱膨張量をプロットした線である。

図 7-29 ペレット径方向熱膨張量の温度依存性



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。

CARO-NA コードによる計算結果が測定値を合理的に包絡する出力は、検証データの出力を入力値の %とした場合である。従って、CARO-NA コードによる予測の不確かさは出力換算で %としており、不確かさを 95%確率で包絡する出力の振り幅は、標準偏差として %と評価される。

図 7-30～図 7-33 に各評価項目について出力を %とした場合の解析結果を示す。

図に示すとおり、コード予測の不確かさとして出力を %とした場合の検証結果は測定値を合理的に包絡しており、上記コード予測の不確かさの設定は妥当である。

参考として、

図 7-34～図 7-37 に公称計算時の測定値と計算値の差をヒストグラムで整理したものを示す。図からわかるように、全ての検証項目において測定値と計算値の差の分布が中央値を持っていることがわかる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

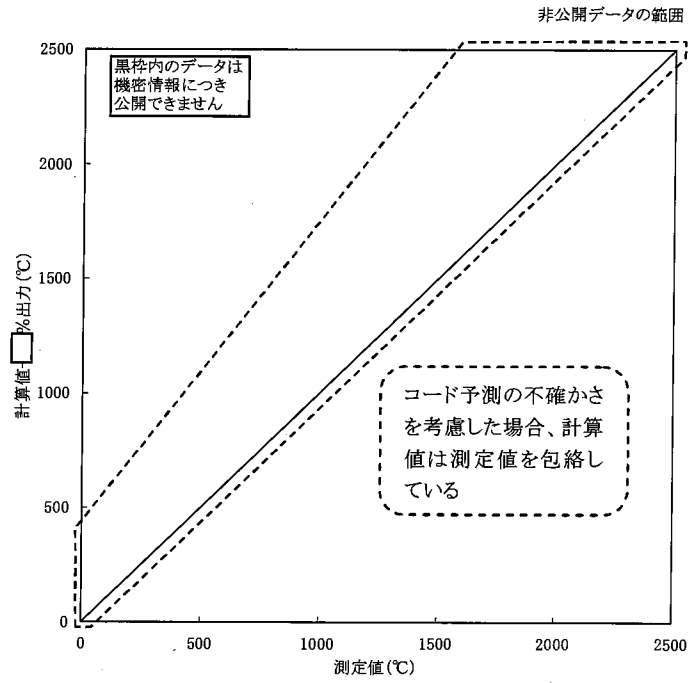


図 7-30 燃料中心温度検証結果(□%出力)

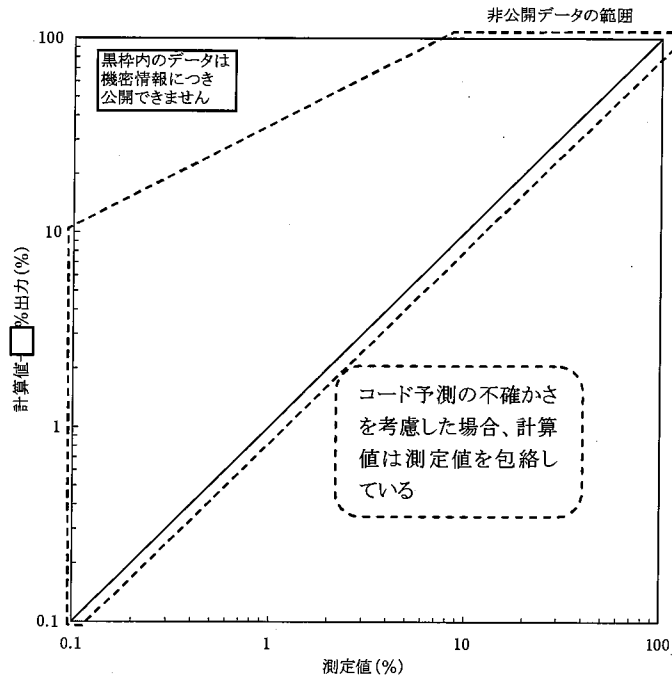


図 7-31 FP ガス放出率検証結果(□%出力)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

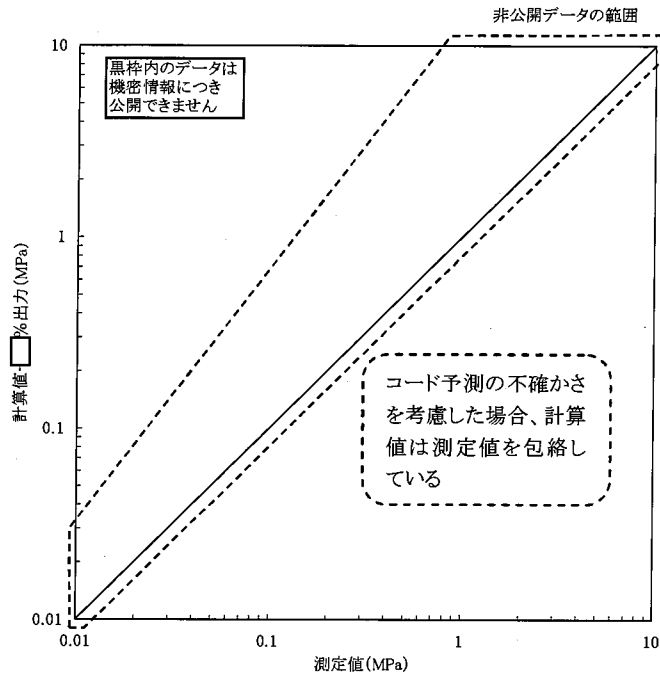


図 7-32 燃料棒内圧検証結果 (□%出力)

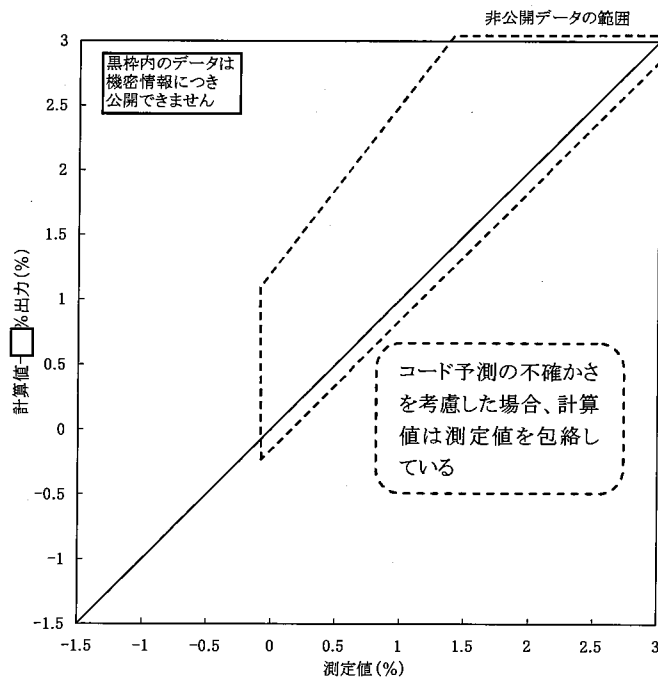


図 7-33 被覆管直径検証結果 (□%出力)
(ランプ時のデータ)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

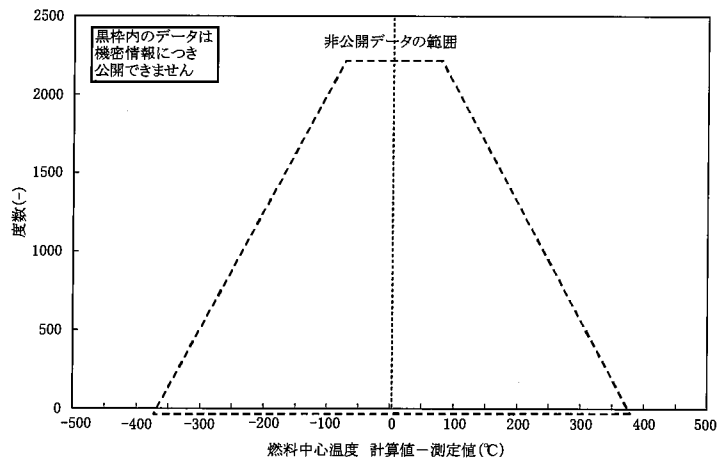
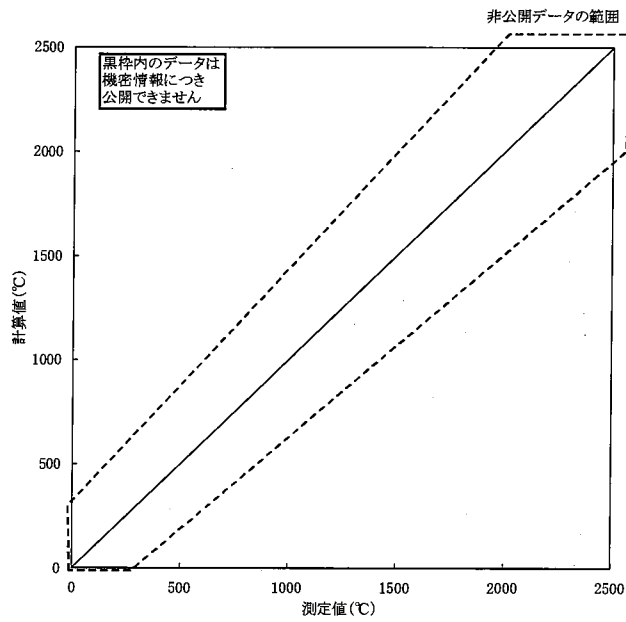


図 7-34 燃料中心温度検証ヒストグラム



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

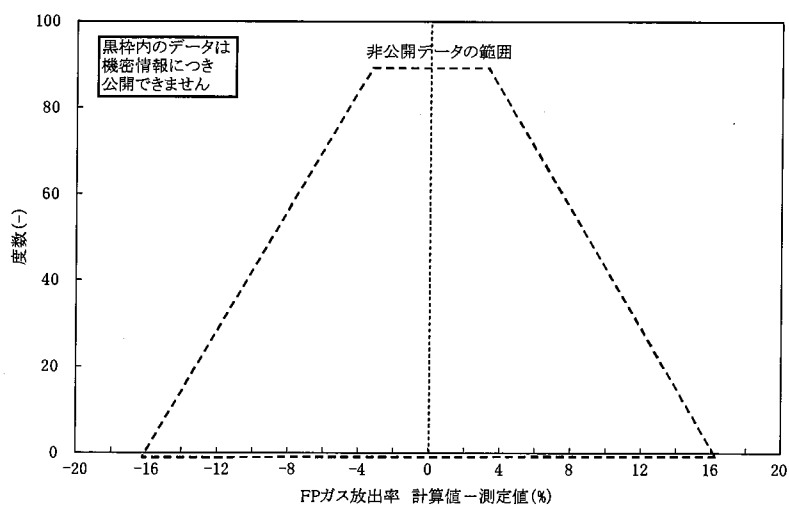
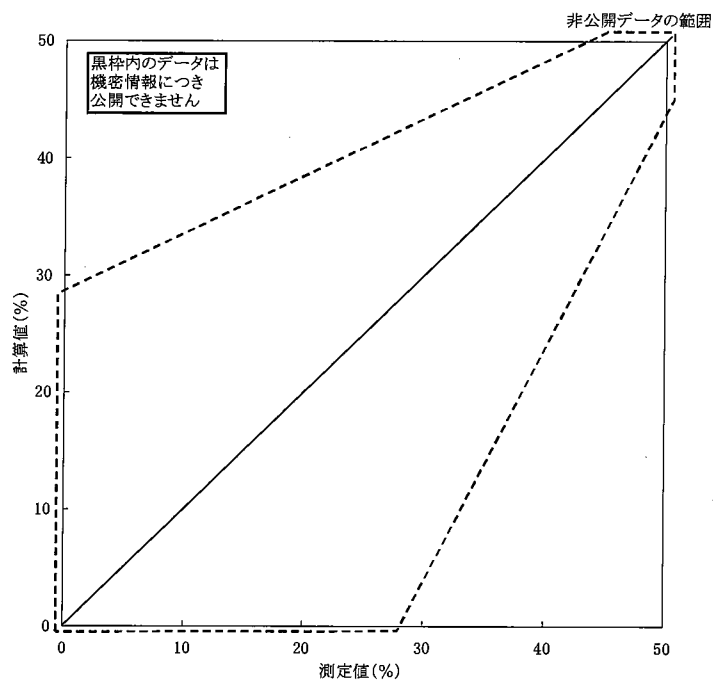


図 7-35 FP ガス放出率検証ヒストグラム



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

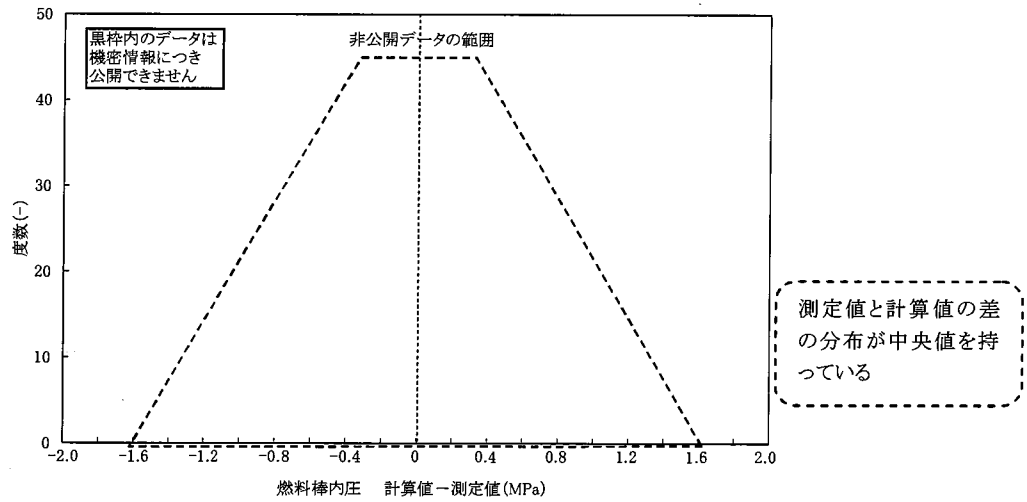
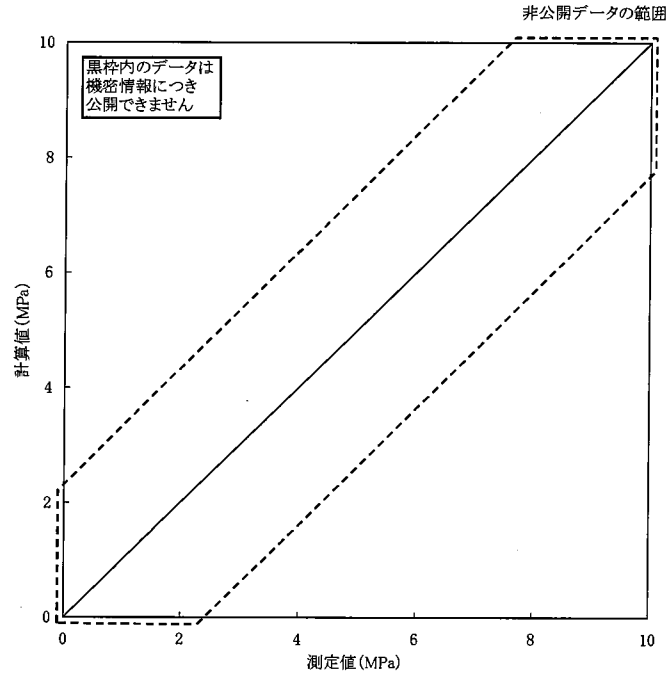


図 7-36 燃料棒内圧検証ヒストグラム



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

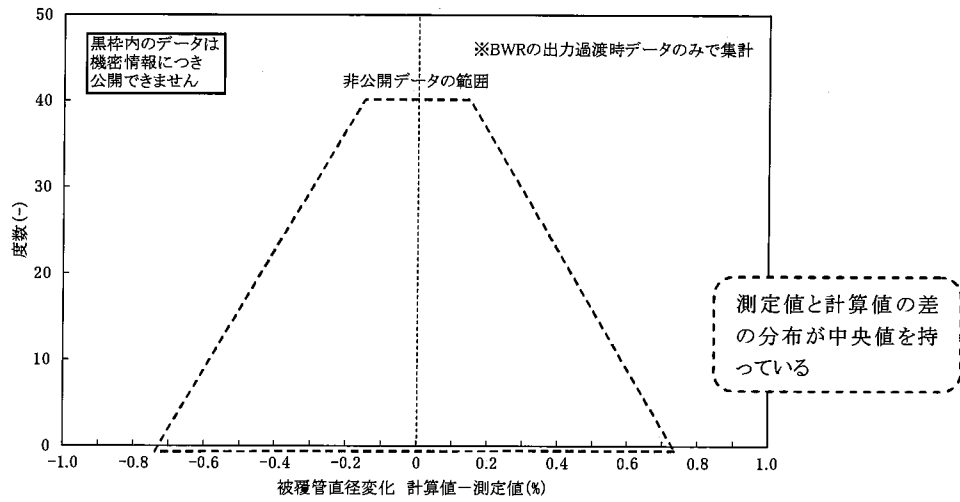
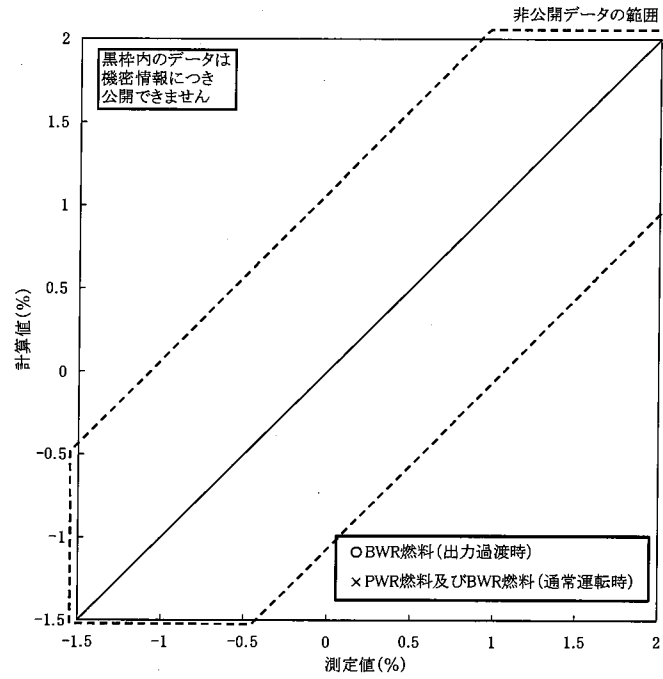


図 7-37 被覆管直径検証ヒストグラム



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

BWR 燃料に係る品質保証機能組織を図 8-3 に示す。また、品質保証における各部の活動を表 8-1 に示す。

(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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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。

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.

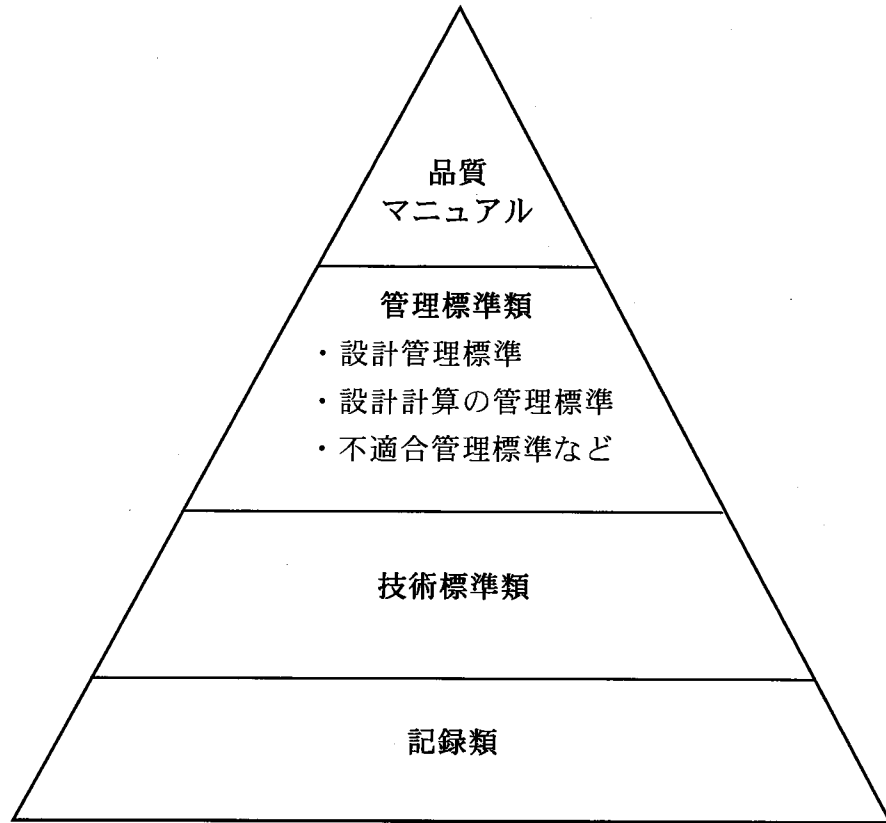


図 8-1 品質保証に関わる文書体系



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

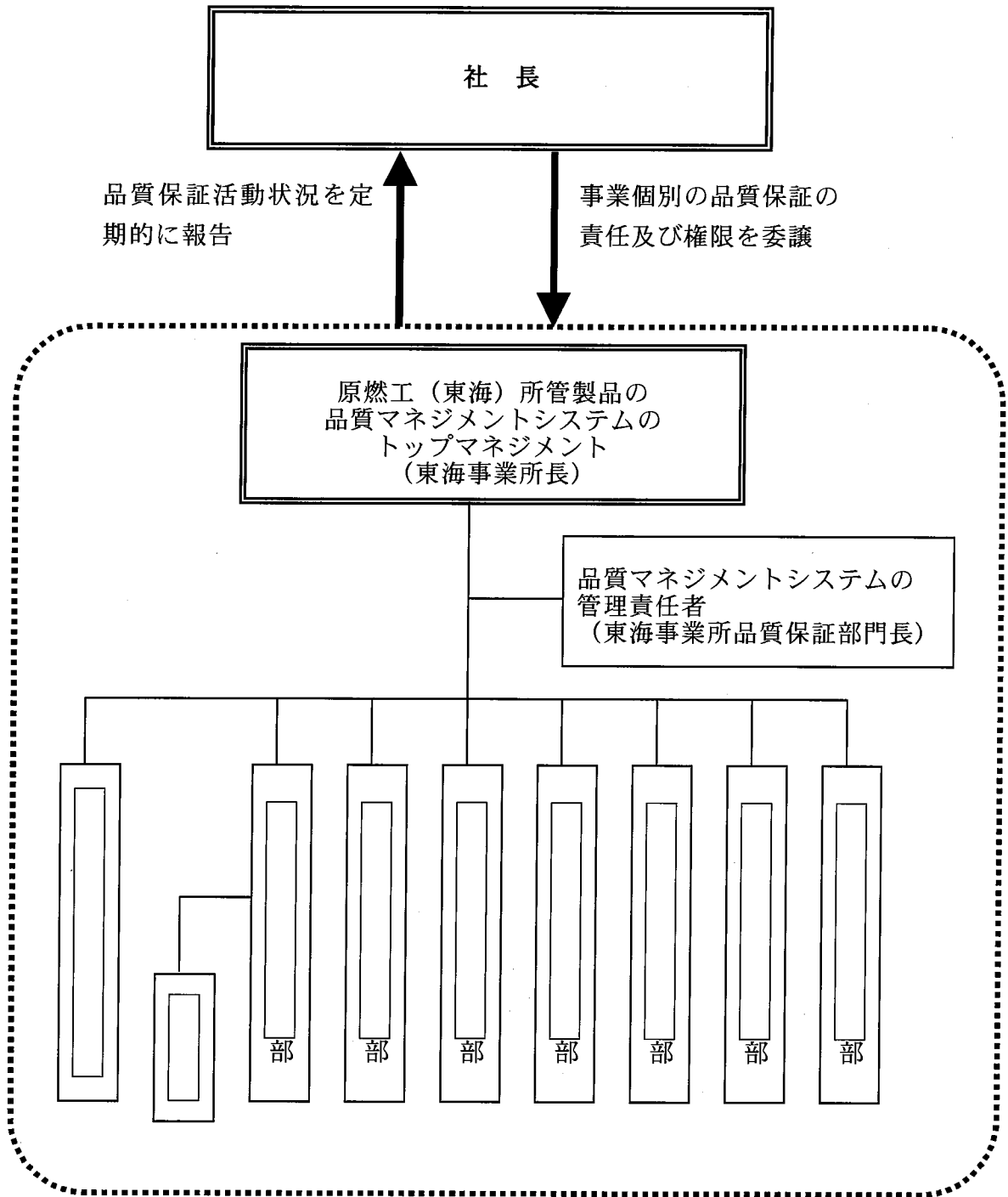
私たちは、会社の経営理念及び品質指針に則り、豊かな生活を支え、クリーンな原子力エネルギーの一端を担う総合的な原子力メーカーとして、お客様に常に最高の満足を提供することを目的とし、東海事業所の品質保証及び品質管理活動に取り組みます。

- (1) 高い固有技術と品質マネジメントシステムを駆使して、高品質の燃料とサービスを約束した納期と価格で提供します。
- (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と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、関連法令と規制要求事項を満たすよう自ら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.



内は、原燃工（東海）品質マネジメントシステムを適用して活動を行う組織を示す。

図 8-3 原子燃料工業東海事業所 品質保証機能組織



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 8-1 品質保証における各部の活動

品質保証活動	社長	東海事業所長	管理責任者		部	部	部	部	部	部	
2.1 文書管理											
2.2 記録の管理											
2.3 品質方針											
2.4 品質目標											
2.5 責任及び権限											
2.6 教育訓練											
2.7 調達											
2.8 内部監査											
2.9 不適合管理、是正処置、予防処置											

◎ 直接関係する部署 ○ 間接的に関係する部署



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)の設計部門である [] が担当する。表 8-2 に CARO-NA コードの開発組織と役割を示す。

表 8-2 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(新発見の情報収集など)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

8.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理

コードの設計開発は、設計員資格を有する者が実施する。設計開発に関する教育訓練及び設計員資格の認定は、品質マニュアルの下位標準である「」に従い実施することとしている。

「」においては、設計部門部長は、設計開発時に必要な知識、技術及び技能の習熟・向上のため、以下の教育訓練を行うこととしている。

- (1)
- (2)
- (3)

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の区分は、以下のものとしている。

- ・
- ・
- ・
- ・

認定される設計員資格の分類は、以下に示す3段階のレベルとしている。

(1) レベル1

業務を遂行する能力がある。

(2) レベル2

レベル1に加え、
業務を実施する能力がある。

(3) レベル3

レベル2に加え、
実施する能力がある。

力量レベルは、設計部門部長により年回評価が行われ、「」に記録・保管されている。



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。図 8-4 にコードの設計開発フローを示す。

8.4.1 設計開発の計画

コードの設計開発にあたって、設計員は、
などを記載した「」を作成している。

「」は「技術検討会」において審議され、担当責任者、設計部門部長によって、それぞれ審査し、承認されている。

「技術検討会」とは、設計開発のレビューとして、
する会議である。「技術検討会」におけるレビューの結果は、議事録として設計部門で作成、維持されている。「技術検討会」の出席者は、設計部門の関係者のほか
を含む。

8.4.2 設計開発のレビュー

コードの設計開発は、設計部門部長が資格認定した設計員が実施する。設計員は、要求事項を満たすための具体的なコードの設計及び開発作業を行う。重要なポイントにおいては、当該設計員以外で資格認定された者が、コードの設計開発過程をチェックする。

設計員は、設計開発の過程を記録した技術資料として、「」を作成している。

「」とは、
技術資料であり、後述の設計開発のレビューを経て審査、承認される。「
」は、担当部署で管理、保管されている。

CARO-NA コードの設計開発では、「8.3.2 コードの設計開発に携わる者の力量管理」で示した力量レベル3の設計員資格を持つ設計員を含む複数の設計員で開発を担当し、具体的なコードの設計開発が進められた。CARO-NA コードの設計開発における各々の設計員の責任と権限は「8.3.1 コードの設計開発に関わる組織」に示すとおりである。

、開発作業が進められる。なお、CARO-NA コードの設計開発は、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

。

コードの設計開発のレビューは、「部門内審査」として、により構成されるレビューミーティングを行い、結果を議事録として作成、維持している。

「部門内審査」とは、設計開発担当部門の担当責任者、設計部門部長がそれぞれ審査し、承認するレビューである。

設計員が作成した「」は、レビューミーティングを経て、作成者以外の資格認定された者により審査・承認される。

CARO-NA コードの設計開発では、レビューミーティングにおいて、開発を担当する設計員がコードの設計開発、検証、妥当性確認について内容を確認する。また、力量レベル3の設計員資格を持つ設計員が設計ノートブックの審査を行う。

以上に示した検証、妥当性確認、レビューのプロセスを経て、コードの設計開発が完了する。

8.4.3 設計開発の検証

コードの設計開発の結果が設計要求事項を満足していることを確認するために、設計開発過程の適切な段階で検証を行うこととしている。

コードの設計開発においては、
ことを確認することで、コードの検証を行っている。具体的には、
などの確認を行う。また、
を行い、を確認するなどしている。

8.4.4 設計開発の妥当性確認

コードが実際に使用された場合に、コードの使用者のニーズに適合して機能することを確実にするため、設計検証の合格後、妥当性確認を行うこととしている。

コードの設計開発においては、
などを通して、コードの妥当性確認を行っている。妥当性確認として実施した CARO-NA コードによる解析結果と実測データとの比較結果は、トピカルレポートに反映している。

8.4.5 設計開発の変更管理

設計開発が完了したコードは、BWR 燃料の設計に使用するコードとしてその変更について登録管理される。

コードの登録管理は「」に文書化されており、この文書に沿って登録の結果を記録・保管している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

「」においては、設計員は、計算コード名を「」に登録することとしている。また計算コードのバージョンを管理し、「」に、そのバージョンに対する検証、妥当性確認結果を記した「」を付して登録することとしている。コードは「部門内審査」承認過程を経て登録される。

設計員は、計算コードを改良、変更し、登録した場合には、他の設計員にその内容とリリース日（適用開始日）を通知し、計算コードの現状を周知徹底することとしている。

なお、登録した設計コードを実行すると、出力ファイル中にどのバージョンが実行されたか記録されるため、誤って古いバージョンの設計コードを使用していないことを容易に確認することができるようになっている。

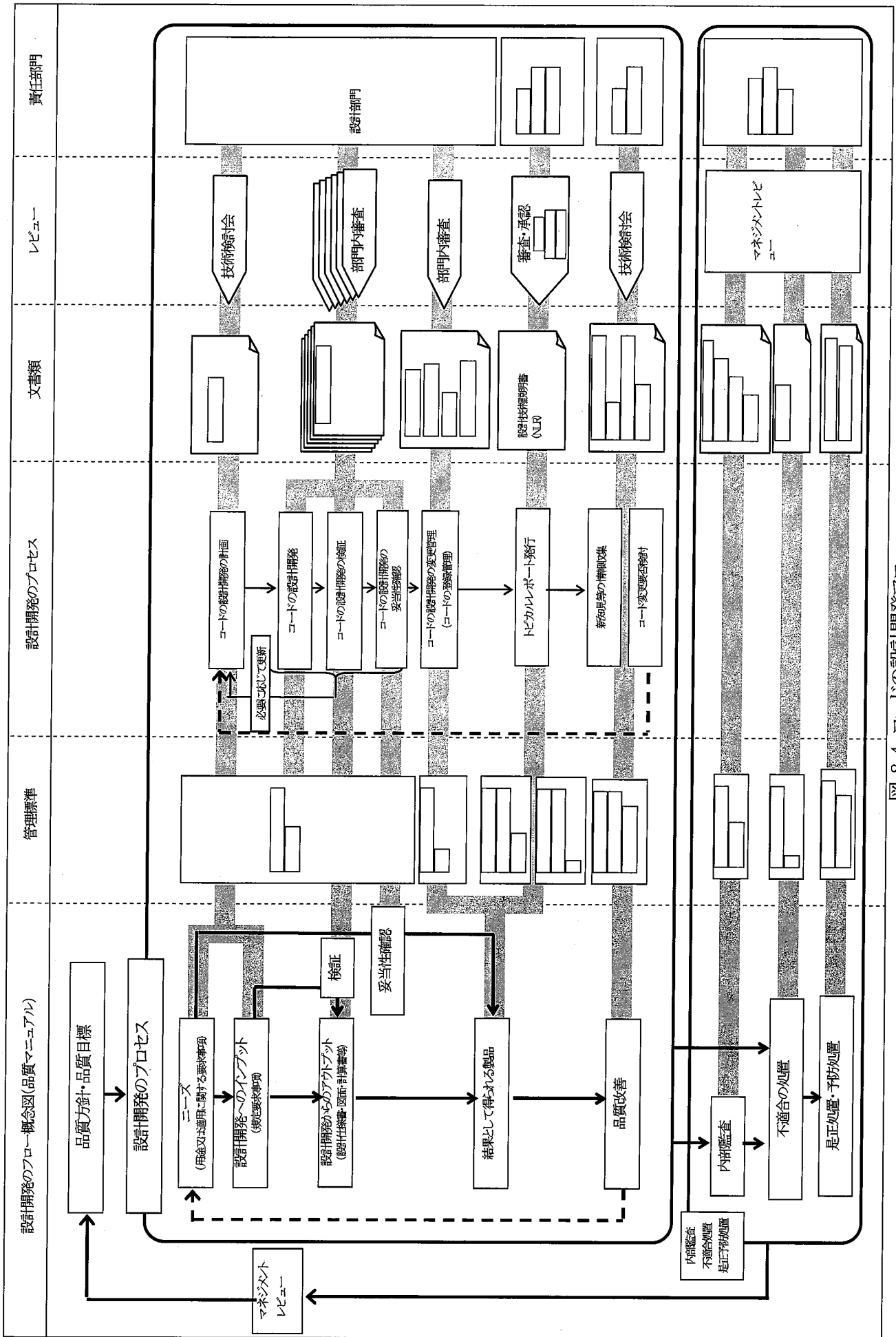


図 8-4 コードの開発プロセス



8.5 内部監査

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「」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。

不適合の原因調査及び再発防止対策は、発行された「」の書式、手順に従って実施する。「」の書式では、を行い、
の審査、承認を得る。また、
立案し、の審査、承認を得る。さらに、
の確認を行うこととしている。

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。

潜在的な不適合(予想される不適合)を未然に防止するための品質改善(予防処置)については、品質マニュアルの下位標準である「」に従い実施している。「」においては、

を立案する手順が定められている。



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。図 8-4 に新たに得られた知見に対するコードへの反映プロセスを示す。「」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。

「」では、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、承認することを定めている。検討の結果は以下に示す分類にグレード分けを行った上で、「」及び「」に記録することとしている。

(設計開発への反映の要否の分類)

- 要 緊急に対応が必要なもの
例
- 否 対応が不要なもの
例
- 検討継続 緊急性は無いが継続して検討する必要があるもの
例
- 例
- 例

検討の結果、設計開発への反映が必要と判断したものについては、前述の設計開発のプロセスに従ってコードへの反映を行うこととしている。

また同標準において、設計部門部長は、「」、「技術検討会」において以下の点について確認を行うことを定めている。なお、上述の設計開発への反映の要否の分類で「要」と判断された事項については速やかに「技術検討会」での審議を行うこととしている。

- 設計開発への反映の要否の分類が適切であることの確認
- 新知見に関する情報の継続的な収集状況
- 設計開発への反映が要と分類されたものの実施状況



➤ 設計開発への反映が継続検討と分類されたものの検討状況

本「技術検討会」には、設計部門部長、設計部門担当責任者、設計員 []
[] が出席することとしている。設計員は審議の結果を議事録又はその議事録と関連付けた文書に記録し、審議の結果は、「技術検討会」の出席者の了承を得た後、設計部門部長が承認することとしている。また、設計員は、「 []
[] 」を更新し、品質記録として保管・維持することとしている。
同標準において品質保証部門の役割は次のように定めている。

品質保証部門部長は、上記「技術検討会」が []
[]、BWR 燃料の設計開発の品質改善管理プロセスが適切に運用されていることを確認すること、必要に応じて設計部門に対し改善の指示を行うこととしている。

○(トピカルレポートの継続的な改善について)

原燃工(東海)が発行するトピカルレポートの管理については、品質マニュアルの下位標準である「 [] 」に定めている。

「 [] 」においては、BWRの設置(変更)許可申請、工事計画(変更)認可申請及び燃料体設計認可申請に引用する設計手法、設計根拠に関する技術説明書(NLR:Licensing Topical Report)を作成した場合、原子力安全・保安院の技術的評価を必要とするものについて、原子力安全・保安院が別途定める内規に従い提出することとしている。

NLR の作成、審査、承認の分担は、文書管理標準「 []
[] 」による。本標準の規定に従い、NLR は、 []
[] の承認を経て発行する。

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. 熱的解析)

- [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]: Y. Tsuchie, Toshio Kodama “Post irradiation examination (PIE) of tsuruga fuel, PART-2” IAEA Technical committee, Tokyo, 26-30 Nov., 1984.
- [3-8]: F.H. Megerth, C.P. Ruiz, U.E. Wolff “Zircaloy-Clad UO₂ Fuel Rod Evaluation Program” GEAP-10371, 1971.
- [3-9]: “VNC Hotcell Examination of Six High Exposure Fuel Rods from the Monticello Power Reactor Topical Report”, DOE/ET/34031-13, 1983
- [3-10]: “BWR Fuel Bundle Extended Burnup Program”, DOE/ET/34031-18, 1984
- [3-11]: 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
- [3-12]: F. Garzarolli, R. Holzer, “Waterside corrosion performance of light water power reactor fuel”, Nuclear Energy 1992, 31, No.1
- [3-13]: 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”平成17年7月
- [3-14]: 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成17年度 高燃焼度9×9型燃料信頼性実証成果報告書”平成18年7月
- [3-15]: J.N.Chirigos, et al, “Development of Zircaloy-4”, Fuel Element Fabrication, New York: Academic Press, pp.19-55, (1961)
- [3-16]: A.D.Feith, “Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Zircaloy-4”, GEMP-669, (1966)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [3-17] : D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4", WCAP-3269-41, pp5-9, (1965)
- [3-18] : W.K.Anderson, et al., "Zirconium Alloys", Reactor Structural Materials: Engineering Properties as Affected by Nuclear Reactor Service, ASTM STP-314, pp62-93, (1962)
- [3-19] : C. F. Lucks, et al., "Progress Relating to Civilian Applications During June 1958: Thermal Conductivity of Uranium and UO_2 " USAEC Report BMI-1273, pp.1-62 (1958)
- [3-20] : A.E.Powers, "Application of the Ewing Equation for Calculating Thermal Conductivity from Electrical Conductivity", USAEC KAPL-2146, (1961)
- [3-21] : 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)
- [3-22] : 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)
- [3-23] : A.M.Ross, and R.L.Stout, "Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy-2", CRFD-1015, AECL-1552, (1962)
- [3-24] : N. ITAGAKI et al, "FISSION GAS RELEASE AND PELLETT MICROSTRUCTURE CHANGE OF HIGH BURNUP BWR FUEL" IAEA-TECDOC-1036,(1998)
- [3-25] : Donald R. Olander: "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements"
- [3-26] : K. Ohira, et al., "Thermal Conductivity Measurement of High Burnup UO_2 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).
- [3-27] : J. Kamimura et al., "Thermal and Mechanical Behavior Modeling For High Burnup Fuel", KNS 2008 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Seoul, Korea (2008)
- [3-28] : 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)
- [3-29] : 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ー, JAERI-Data/Code 2003-019 (2003)
- [3-30] : A.D.Feith, "Thermal Conductivity of Several Ceramic Materials to 2500 °C", GE-TM-64-10-4, (1964)
- [3-31] : 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)
- [3-32] : J.L.Bates, "High Temperature Thermal Conductivity of "Round Robin" Uranium



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Dioxide”, BNWL-1431, (1970)
- [3-33] : M. F. Lyons, et al., DOCKET-50331, pp.3.2-11, (1967)
- [3-34] : DOCKET-50250-3, pp.3-87, (1966)
- [3-35] : J.A.Christensen, et al., “Uranium Dioxide Thermal Conductivity,” Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 391-392 (1964)
- [3-36] : T.G.Godfrey, et al., ”Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique”, ORNL-3556 (1964)
- [3-37] : 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)
- [3-38] : 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)
- [3-39] : 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)
- [3-40] : 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)
- [3-41] : M.Hirai, et al., “Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO₂-Gd₂O₃”, Journal of Nuclear Science and Technology, 28[11], pp.995-1000, (1991)
- [3-42] : 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)
- [3-43] : Y.Kosaka, et al., “Thermal Properties and Irradiation Behavior of Gd Fuel”, Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 219-230 (1996)
- [3-44] : 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)
- [3-45] : 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
- [3-46] : J.Nakamura, et al., “Thermal Conductivity of High Burnup UO₂ Pellet”, Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 127-137 (1996)
- [3-47] : K. Minato, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂”, Journal of Nuclear Materials, 288, pp.57-65 (2001)
- [3-48] : M.Amaya, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ pellets”, Journal of Nuclear Materials, 300, pp.57-64, (2002)
- [3-49] : N.Ikatsu, et al., “Influence of RIM Effect on Fuel Center Temperature” IAEA Technical



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Committee Meeting on “Fuel Chemistry and Pellet–Clad Interaction Related to High Burnup Fuel”, Nyköping, Sweden (1998)
- [3-50] : 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)
- [3-51] : 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)
- [3-52] : 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)
- [3-53] : K.Lassmann et al., “Modeling the High Burnup Fuel UO_2 Structure in LWR Fuel”, Journal of Nuclear Materials, 226, pp.1–8 (1995).
- [3-54] : M.Owaki, et al., “Development of a Fuel Rod Thermal–Mechanical Analysis Code for High Burnup Fuel”, IAEA Technical Committee Meeting on “Nuclear Fuel Behaviour Modeling at High Burnup and its Experimental Support”, Windermere, UK (2000)
- [3-55] : H.Hausner, “Determination of the Melting Point of Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 15, 3, pp.179–183 (1965)
- [3-56] : 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)
- [3-57] : 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)
- [3-58] : S.Yamamoto, et al., “Melting Temperature and Thermal Conductivity of Irradiated Mixed Oxide Fuel”, Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85–92 (1993)
- [3-59] : M.H.Rand, et al., “The Thermodynamic Properties of the Urania Phase”, Rev. Int. Hautes Tempér. Réfract., 15, pp.355–365 (1978)
- [3-60] : E.A.Aitken et al., “A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Urania at High Temperature”, GEAP–5672 (1968)
- [3-61] : 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)
- [3-62] : J.A.Christensen, et al., “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide” Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp.390–391 (1964)
- [3-63] : 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)
- [3-64] : J. L. Bates, “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 36, pp.234–236 (1970)
- [3-65] : 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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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)

- [3-66]: K. Yamamoto, et al., "Melting temperature and thermal conductivity of irradiated mixed oxide fuel", Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85-92 (1993)
- [3-67]: J.K. Fink, M.C. Petri "Thermophysical Properties of Uranium Dioxide" ANL/RE-97/2 (1997)
- [3-68]: "Thermophysical properties database of materials for light water reactors and heavy water reactors" IAEA-TECDOC-1496, 2006
- [3-69]: C. Ronchi, "On the Thermal Conductivity and Diffusivity of Solid and Liquid Uranium Dioxide, J. Phys. Condens. Matter 6, L561-L567 (1994)
- [3-70]: 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)

(4. 機械的解析)

- [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 Zircaloy2 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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- 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 Uranium Dioxide”, Fuel Elements Conference, Paris, France, November 18-23, 1957, TID-7546, pp480-481 (1958)
- [4-14] : 平井他, “ $Gd_2O_3-UO_2$, $Nb_2O_5-UO_2$, $Ti-UO_2$ ペレットの弾性定数”, 日本原子力学会昭和 60 年分科会予稿集 F58
- [4-15] : “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)
- [4-16] : 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)
- [4-17] : S. Fukushima et al., “The Effect of Gadolinium Content on the Thermal Conductivity of Near-Stoichiometric (U,Gd) O_2 Solid Solutions”, Journal of Nuclear Materials 105, pp.201-210 (1982)
- [4-18] : R.J.Beals et al., “Solid Solutions in the System Urania-rare-earth Oxides: I, $UO_2-GdO_{1.5}$ ”, Journal of American Ceramic Society, 48, 5, pp.271-274 (1965)
- [4-19] : R.Manzel, W.O.Dörr, “Manufacturing and irradiation experience with UO_2/Gd_2O_3 fuel”, American Ceramic Society Bulletin, Vol. 59, No. 6, pp.601-616 (1980)
- [4-20] : T.Wada et al., “Behavior of $UO_2 - Gd_2O_3$ Fuel”, Nuclear Fuel Performance, British Nuclear Energy Society Conference, London, England, October 1973.
- [4-21] : 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)
- [4-22] : J.J.Kearns, “Thermal Expansion and Preferred Orientation in Zircaloy”, WAPD-TM-472 (1965)
- [4-23] : R.L.Mehan and F.W.Wiesinger, “Mechanical Properties of Zircaloy-2”, KAPL-2110 (1961)
- [4-24] : 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
- [4-25] : 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 (9×9 B型燃料照射後試験結果)”, 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月
- [4-26] : G. Senski, A. Kunick, “A Phenomenological Thermal and Irradiation Creep Model for Zircaloy”, 5th SMiRT Conf., Berlin (1979), paper C3/3
- [4-27] : J.B.Conway et al., “The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO_2 to 2,200°C”,



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Transactions American Nuclear Society, 6, 1, pp.153 (1963)
- [4-28] : 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)
- [4-29] : M.Hoch and A.C.Momin, "High Temperature Thermal Expansion of UO_2 and ThO_2 ", High Temperatures - High Pressures, 1, 4, pp.401-407 (1969)
- [4-30] : M.T.Hutchings, "High-Temperature Studies of UO_2 and ThO_2 using Neutron Scattering Techniques", Journal Chemical Society Faraday Transactions II, 83, pp.1083-1103 (1987)
- [4-31] : M.J.F.Notley and W.D.C.Fitzsimmons, "The Irradiation of Hydraulic Rabbit Specimens to Study Sheath Deformation", AECL-1664 (1962)
- [4-32] : R.D.Macdonald and A.S.Bain, "Irradiation of Zircaloy-2 Clad UO_2 to Study Sheath Deformation", AECL-1685 (1962)
- [4-33] : M.J.F.Notley and A.S.Bain, S.Ananthakrishnan, G.W.Parry, "Zircaloy Sheathed UO_2 Fuel Elements Irradiated at Values of $\int kd \theta$ Between 40 and 83 W/cm", AECL-1676 (1962)
- [4-34] : M.J.F.Notley, "The Thermal Conductivity of Columnar Grains in Irradiated UO_2 Fuel Elements", AECL-1822 (1963)
- [4-35] : M.J.F.Notley and J.R.MacEwan, "The Effect of UO_2 Density on Fission Product Gas Release and Sheath Expansion", AECL-2230 (1965)
- [4-36] : 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)
- [4-37] : 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)
- [4-38] : FEMAXI-III - 軸対称有限要素法による燃料ふるまいコード, JAERI-M 9251 (1981)
- [4-39] : M.Peehs, et al., "Zur Wärmeleitfähigkeit und Plastizität von UO_2 mit Gd-Zusätzen", Journal of Nuclear Materials, 106 (1982) 221-230
- [4-40] : Y. R. Rashid, et al., "Mathematical Treatment of Hot Pressing of Reactor Fuel", Nuclear Engineering and Design, 29 (1974) 1-6

(5. 内圧解析)

- [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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [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]: K.Une, et al., “Fission Gas Release during Post Irradiation Annealing of BWR Fuels”, Journal of Nuclear Science and Technology, 27, 1002(1992)
- [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
- [5-9]: 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
- [5-10]: C. Vitanza, et al.: “Fission Gas Release from UO₂ Pellet Fuel at High Burn-up”, Proc. ANS Topical Meeting on Light water reactor fuel performance, Portland April 29-May 3, p.361 (1979).
- [5-11]: FEMAXI-III 一軸対称有限要素法による燃料ふるまいコード, JAERI-M 9251 (1981).

(6. 改良合金「HiFi」への適用)

- [6-1]: K. Kakiuchi et al., “Irradiated Behavior for BWR Advanced Zr Alloy (HiFi alloy)”, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Kyoto.
- [6-2]: F. Garzarolli, R. Holzer, “Waterside corrosion performance of light water power reactor fuel”, Nuclear Energy 1992, 31, No.1
- [6-3]: 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”平成 17 年 7 月
- [6-4]: 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “平成 17 年度 高燃焼度 9×9 型燃料信頼性実証成果報告書”平成 18 年 7 月
- [6-5]: J.N.Chirigos, et al, “Development of Zircaloy-4”, Fuel Element Fabrication, New York: Academic Press, pp.19-55, (1961)
- [6-6]: A.D.Feith, “Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Zircaloy-4”, GEMP-669, (1966)
- [6-7]: D.B.Scott, “Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4”, WCAP-3269-41, pp5-9, (1965)
- [6-8]: W.K.Anderson, et al., “Zirconium Alloys”, Reactor Structural Materials: Engineering Properties as Affected by Nuclear Reactor Service, ASTM STP-314, pp62-93, (1962)
- [6-9]: C. F. Lucks, et al., “Progress Relating to Civilian Applications During June 1958:



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Thermal Conductivity of Uranium and UO_2 ” USAEC Report BMI-1273, pp.1-62 (1958)
- [6-10]: A.E.Powers, “Application of the Ewing Equation for Calculating Thermal Conductivity from Electrical Conductivity”, USAEC KAPL-2146, (1961)
- [6-11]: MATPRO-09, “A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior”, USNRC TREE NUREG-1005 (1976)
- [6-12]: 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)
- [6-13]: 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)
- [6-14]: 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
- [6-15]: D.B.Scott, “Physical and Mechanical Properties of Zircaloy2 and 4”, WCAP-3269-41 (May, 1965)
- [6-16]: K. Ohira et al., “Recent Experience and Development of BWR Fuel at NFI”, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Kyoto.
- [6-17]: 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)” 平成 19 年 12 月
- [6-18]: J.J.Kearns, “Thermal Expansion and Preferred Orientation in Zircaloy”, WAPD-TM-472 (1965)
- [6-19]: D.B.Scott, “Physical and Mechanical Properties of Zircaloy2 and 4”, WCAP-3269-41 (1965)
- [6-20]: R.L.Mehan and F.W.Wiesinger, “Mechanical Properties of Zircaloy-2”, KAPL-2110 (1961)
- [6-21]: “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)
- [6-22]: 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)”, 平成 19 年 12 月
- [6-23]: 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ー, JAERI-Data/Code 2003-019 (2003)

(7. コードの検証)

- [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)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [7-3]: 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
- [7-4]: 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
- [7-5]: 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 $UO_2 - Gd_2O_3$ Fuel”, Nuclear Fuel Performance, British Nuclear Energy Society Conference, London, England, October 1973.
- [7-10]: J.B.Conway et al., “The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO_2 to 2,200°C”, Transactions American Nuclear Society, 6, 1, pp.153 (1963)
- [7-11]: 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)
- [7-12]: M.J.F.Notley and W.D.C.Fitzsimmons, “The Irradiation of Hydraulic Rabbit Specimens to Study Sheath Deformation”, AECL-1664 (1962)
- [7-13]: R.D.Macdonald and A.S.Bain, “Irradiation of Zircaloy-2 Clad UO_2 to Study Sheath Deformation”, AECL-1685 (1962)
- [7-14]: M.J.F.Notley and A.S.Bain, S.Ananthakrishnan, G.W.Parry, “Zircaloy Sheathed UO_2 Fuel Elements Irradiated at Values of $\int kd \theta$ Between 40 and 83 W/cm”, AECL-1676 (1962)
- [7-15]: M.J.F.Notley, “The Thermal Conductivity of Columnar Grains in Irradiated UO_2 Fuel Elements”, AECL-1822 (1963)
- [7-16]: M.J.F.Notley and J.R.MacEwan, “The Effect of UO_2 Density on Fission Product Gas Release and Sheath Expansion”, AECL-2230 (1965)
- [7-17]: A.S.Bain, “Irradiation of UO_2 Specimens with Molten Cores in a Pressurized Water Loop. Test X-2-x”, AECL-1464 (1961)



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

【添付資料 1】

従来コード(CARO)からの変更点について



【添付資料 1】 従来コード(CARO)からの変更点について

1. はじめに

本資料は、従来コードである CARO コードから、CARO-NA コードにおいて変更となったモデルについて、変更前後の比較を踏まえ詳細に説明するものである。

CARO-NA コードでは、CARO コードのモデルに対して、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追加並びに最適化を実施している。表 1 に CARO-NA コードにおいて変更となったモデルを示す。これらのモデルについて、次章以降より説明する。なお、リム形成の効果については、ペレット熱伝導度及びスエリングモデルへの影響として説明する。

表 1 CARO-NA コードにおいて変更したモデル

項目	変更内容	変更理由
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
	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
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
ペレット熱膨張	ペレット溶融後の熱膨張について、軸方向へは膨張せず径方向へ膨張するモデルに変更	・新規知見に基づくモデルの最適化
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
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
	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
FP ガス放出	温度及び燃焼度依存性の見直し	・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



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

2. ペレット熱伝導度(リム効果含む)

近年の照射試験技術の進歩により高燃焼度領域で信頼性の高いペレット熱伝導度の測定が可能になり、ペレット熱伝導度の燃焼度依存性に関する知見が拡充されてきた。CARO-NAコードでは、この拡充された知見に基づき、燃焼に伴うペレット熱伝導度の低下をモデル化している。

また、近年の高燃焼度まで照射した燃料の照射後試験の結果から、ペレットの外周部においてペレット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いる。

CARO-NAコードでは、リム形成により発生した気泡による影響を熱伝導度の補正式として考慮している。

2.1 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^[2-1]。

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

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 Gd_2O_3 濃度による影響をモデル化した下式^[2-2,3]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 : 定数

B : 定数

C : 定数



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- D : 定数
- α : 定数
- Gd : Gd_2O_3 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 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^[2-4]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^[2-5]や FEMAXI^[2-6]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。なお、気孔率の計算においては、焼きしまり、スエリング等の照射による気孔の生成・消滅に伴う密度変化も考慮している。

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 2-1 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 2-2 に示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

UO₂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2-3に示す。また、照射済み UO₂ 及び Gd₂O₃ 入り UO₂ 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 2-4 及び図 2-5 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。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

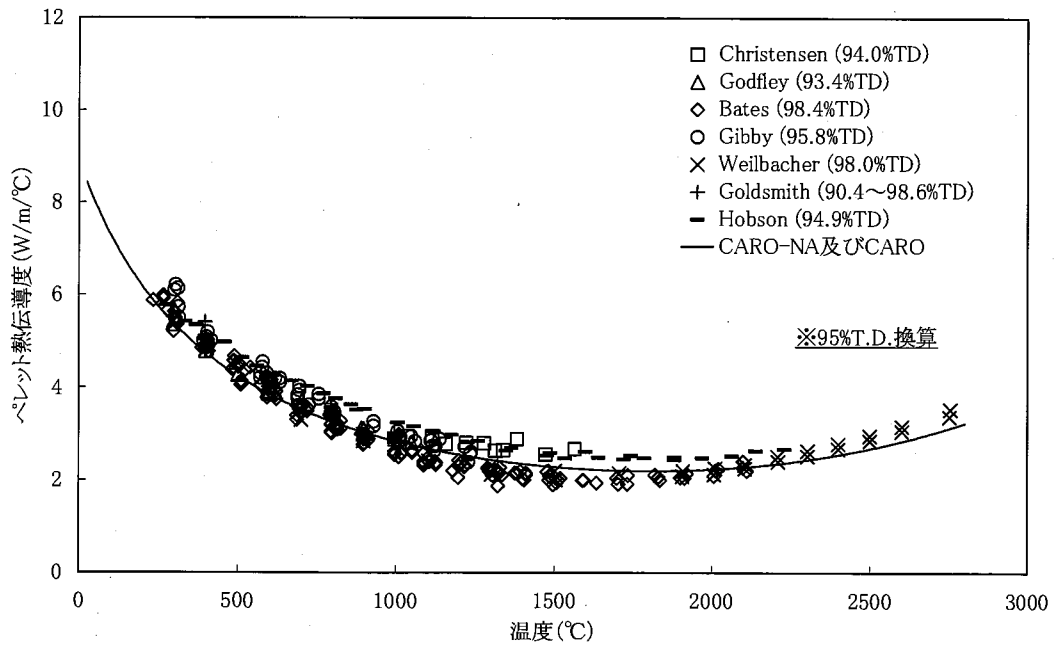
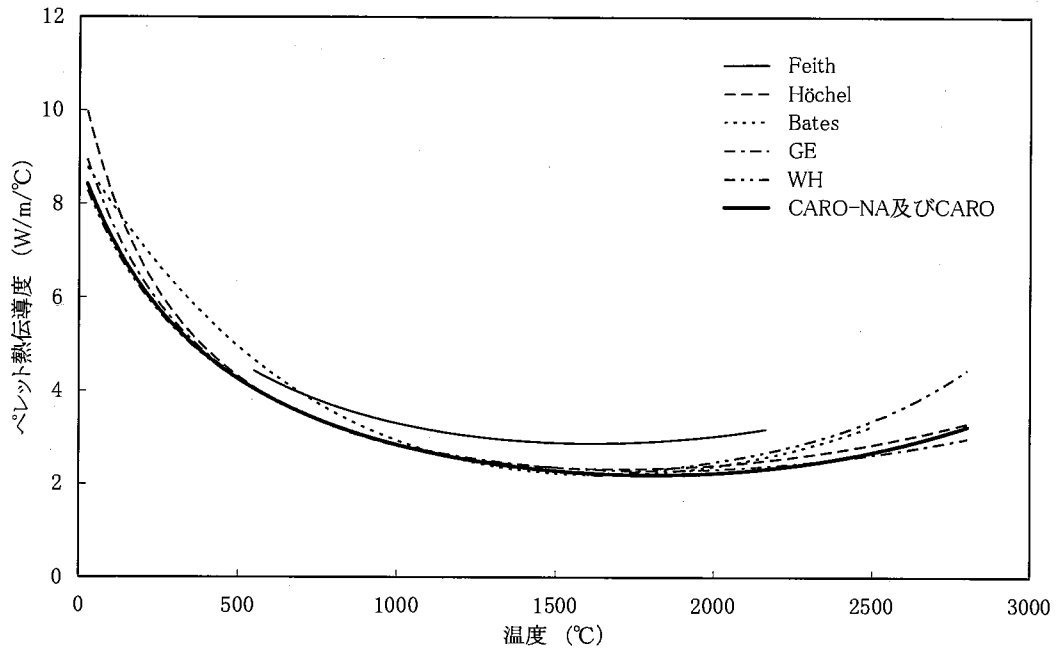
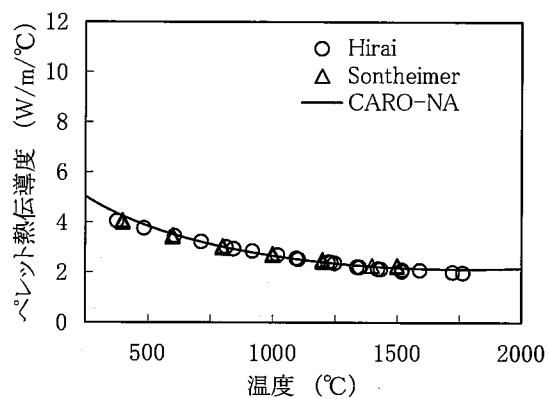


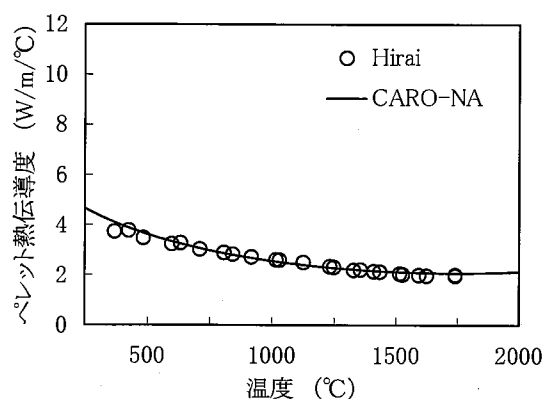
図 2-1 未照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[2-7~17]



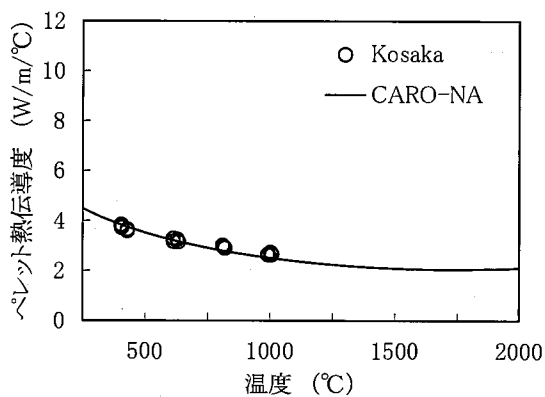
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



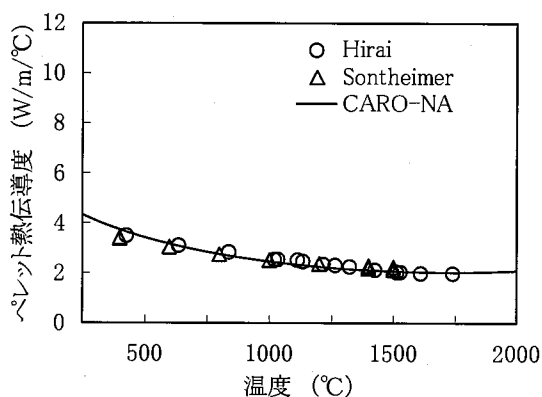
(a) 3wt%Gd₂O₃



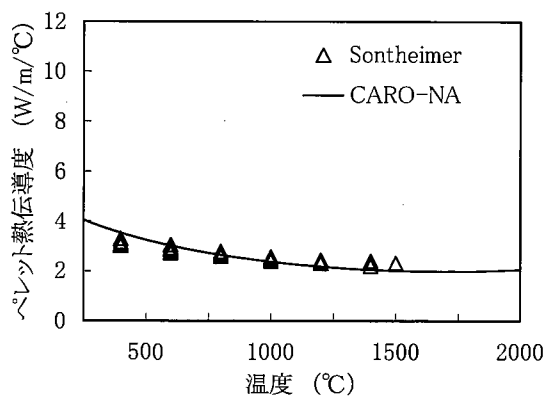
(b) 5wt%Gd₂O₃



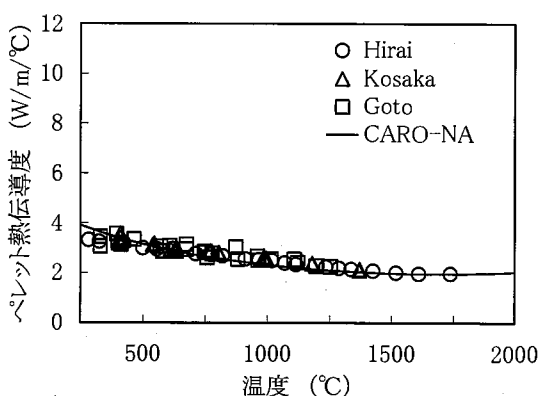
(c) 6wt%Gd₂O₃



(d) 7wt%Gd₂O₃



(e) 9wt%Gd₂O₃



(f) 10wt%Gd₂O₃

図 2-2 未照射 Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットの熱伝導度^[2-18~21]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

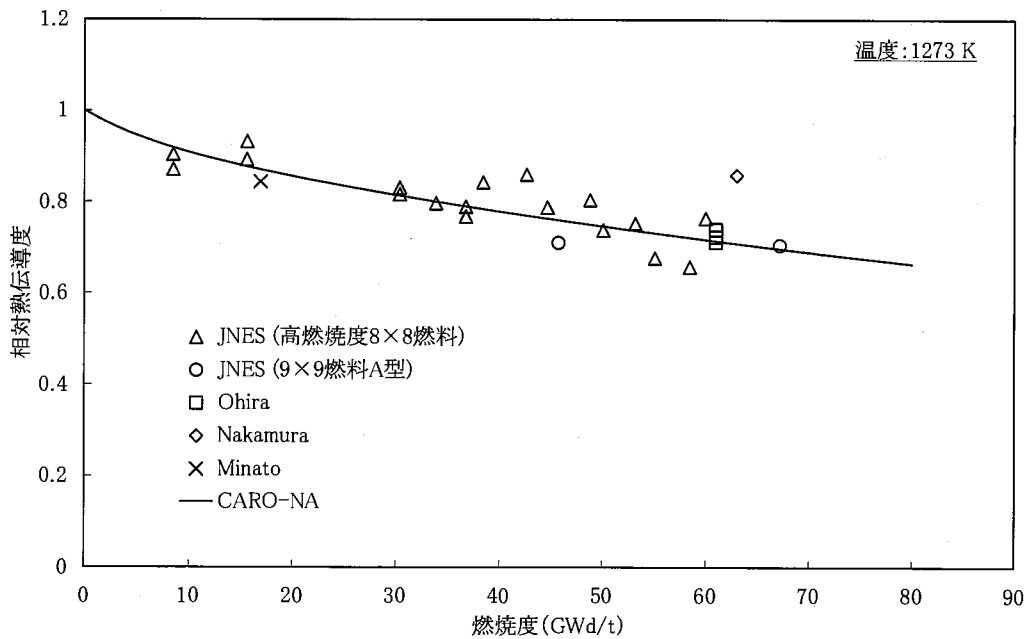
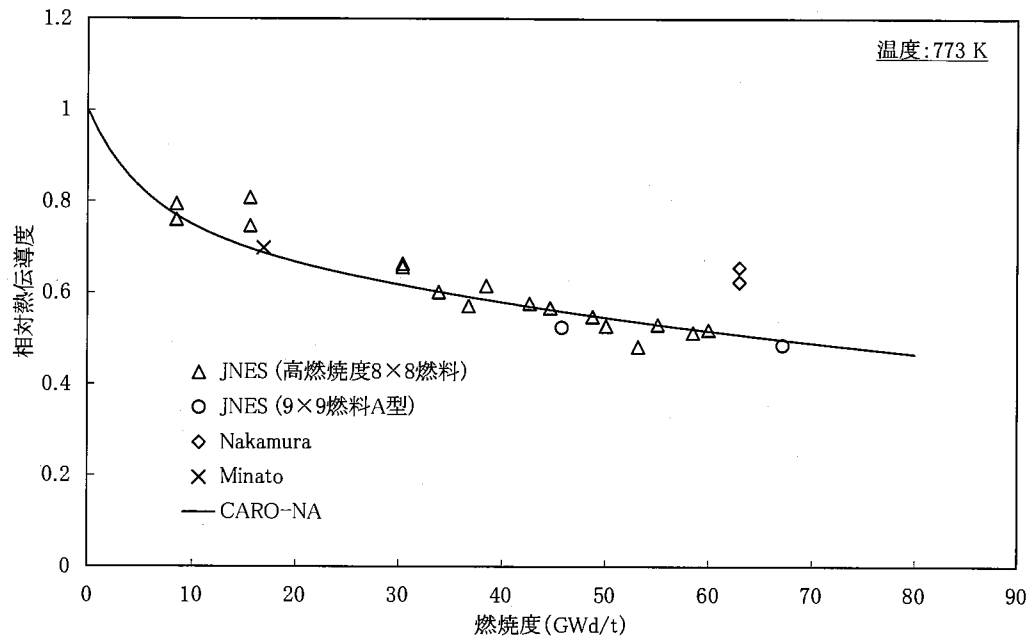


図 2-3 照射 UO_2 ペレット熱伝導度の燃焼度依存性^[2-2,22~24]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

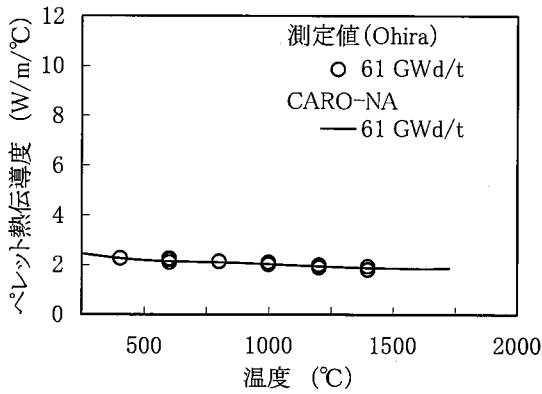
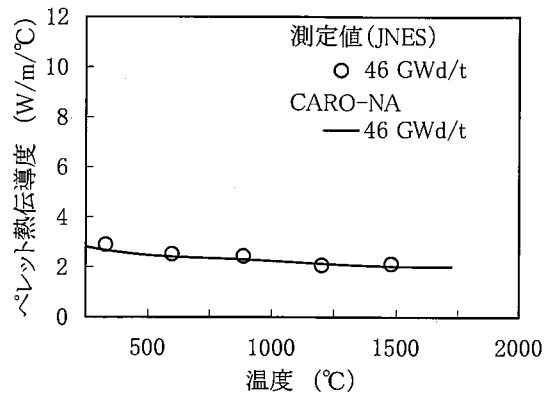
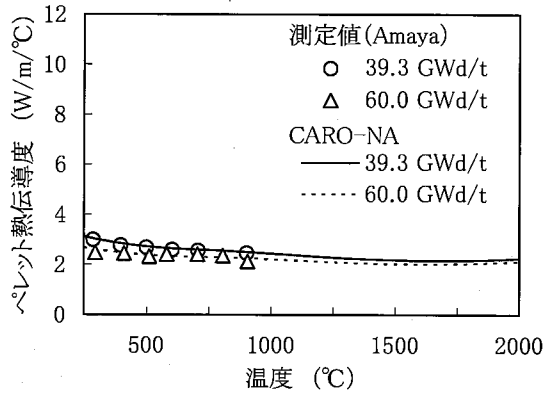


図 2-4 照射 UO_2 ペレットの熱伝導度^[2-2,25,26]

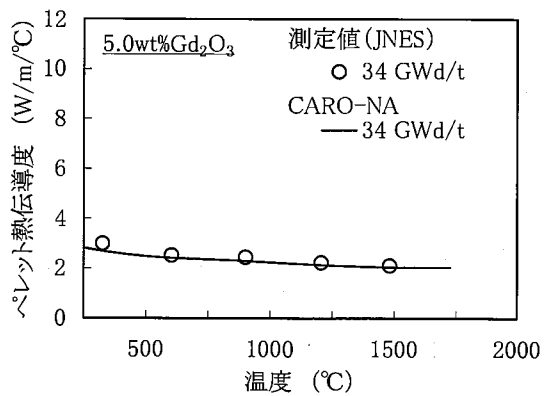
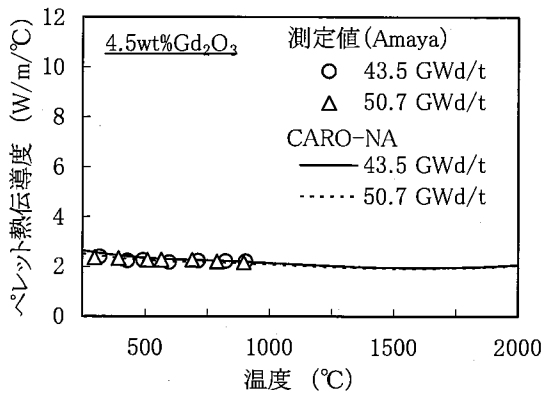


図 2-5 照射 Gd₂O₃ 入り UO_2 ペレットの熱伝導度^[2-2,25,26]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

2.2 高燃焼度領域におけるリムの効果

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、2.1 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^[2-27]。

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

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 : 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 2-6 に示すリム幅測定値に基づき決定しており、また、補正に用いる気泡率は図 2-7 に示す気泡率測定値に基づきモデル化している。

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。図 2-8 にリムが形成したペレットの熱伝導度測定値と CARO-NA コードのモデルとの比較を示す。図に示すように、CARO-NA コードの熱伝導度モデルはリムが形成したペレットの熱伝導度測定値に良く一致している。

また、HBRP (High Burnup Rim Project) の結果に基づくペレットの熱伝導度モデルが Kitajima 等^[2-32]により報告されている。図 2-9 にリムが形成した燃焼度 (100GWd/t および 80GWd/t) における CARO-NA コード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 コードのモデルは公開文献のモデルとよく一致している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

参考として、リム領域の気泡による熱伝導度の補正と、リムが形成していない領域の気孔による熱伝導度補正 (Loeb の式による補正) の比較を図 2-10 に示す。この図では気泡／気孔が無いペレット (すなわち理論密度 100%TD) の熱伝導度を 1 に規格化し、気泡率／気孔率の増加に対する熱伝導度補正の傾向を比較している。リム領域の熱伝導度は通常気孔が発生している領域よりも気泡率の増加に対する熱伝導度の低下が緩やかである。

本章において、従来コードからの変更点について説明しているが、参考として、CARO コード (変更前) と CARO-NA コード (変更後) のモデルの比較を表 2-1 に示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

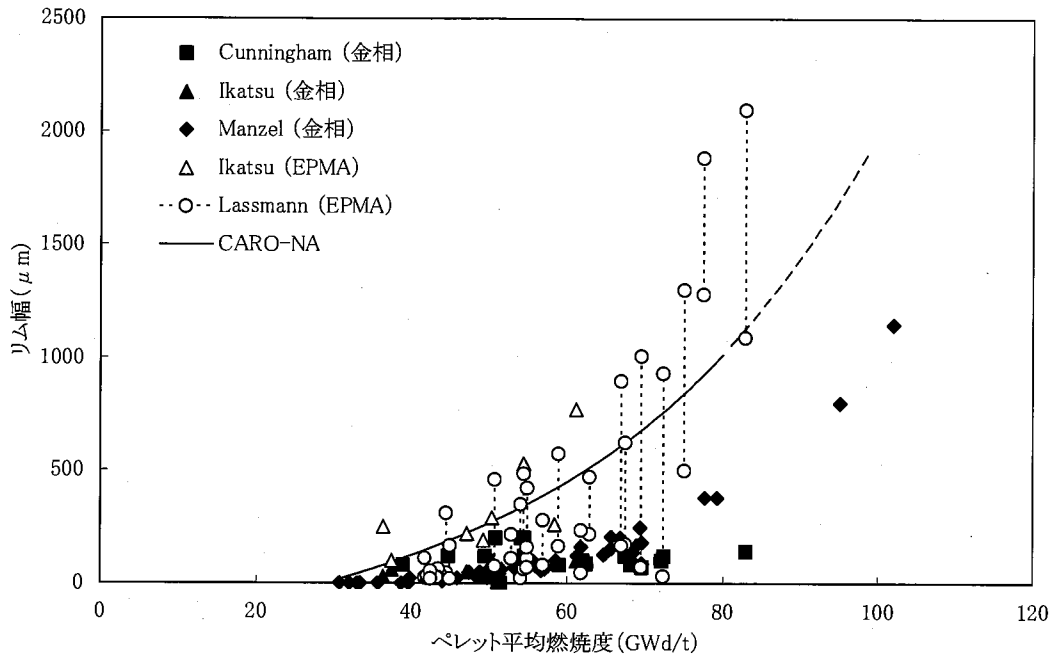


図 2-6 ペレットリム幅の燃焼度変化^[2-27~30]

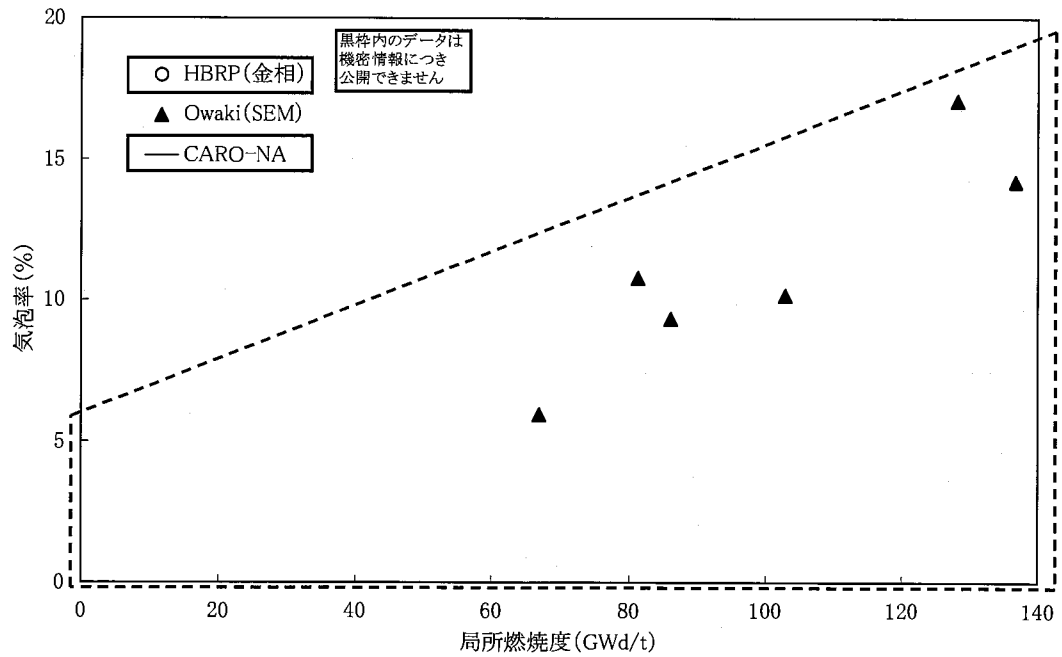
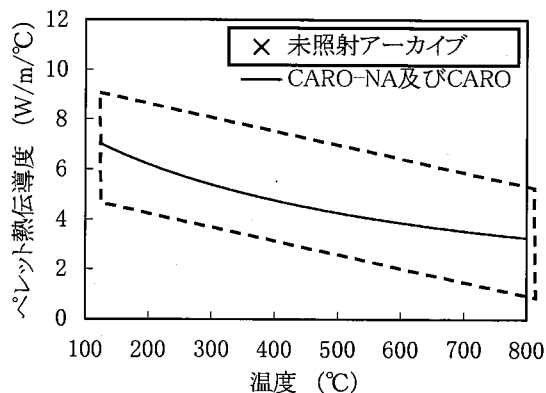


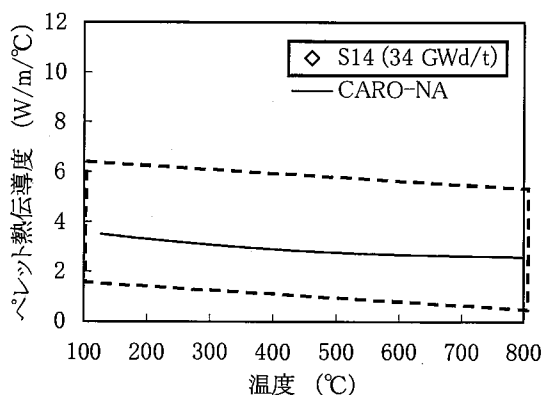
図 2-7 気泡率の燃焼度変化^[2-31]



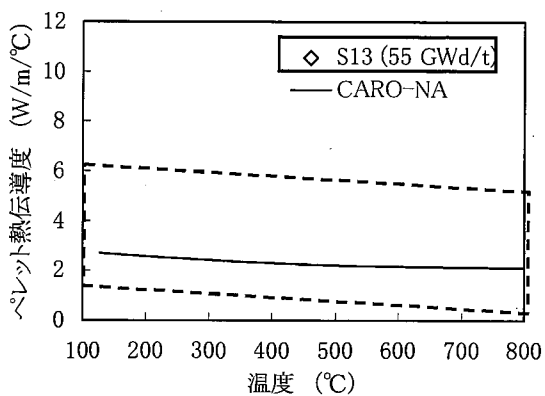
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



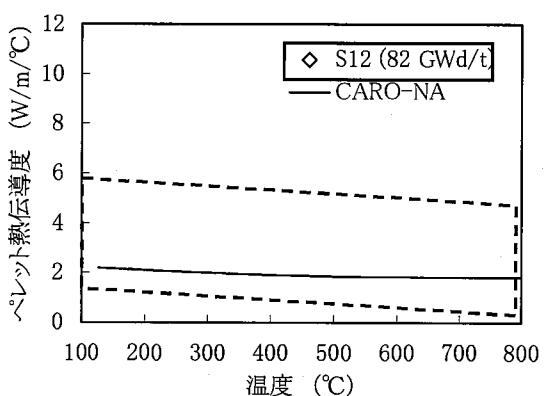
(a) 未照射アーカイブ



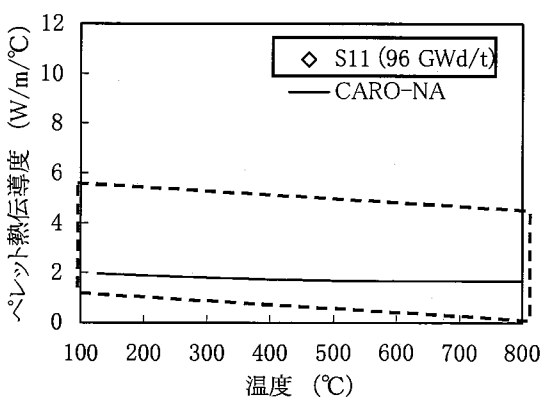
(b) S14 (34GWd/t, リム非形成)



(c) S13 (55GWd/t, リム非形成)



(d) S12 (82GWd/t, リム形成)



(e) S11 (96GWd/t, リム形成)

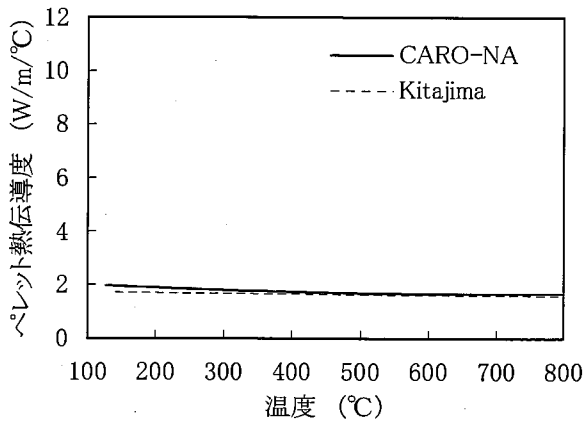
黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

非公開データの範囲

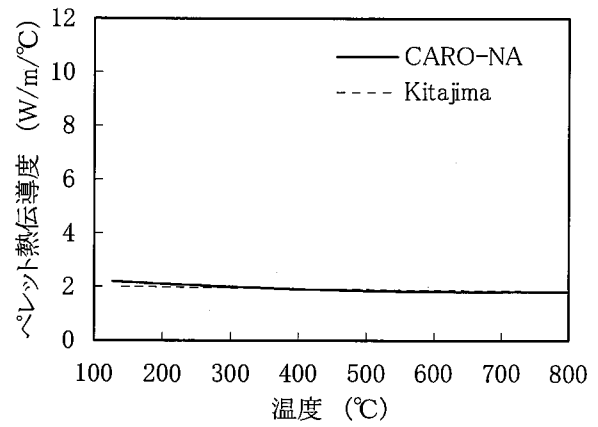
図 2-8 リムが形成されたペレットの熱伝導度



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(100GWd/t, 気泡率 11%)



(80GWd/t, 気泡率 8%)

図 2-9 リムが形成されたペレットの熱伝導度のモデル比較^[2-32]

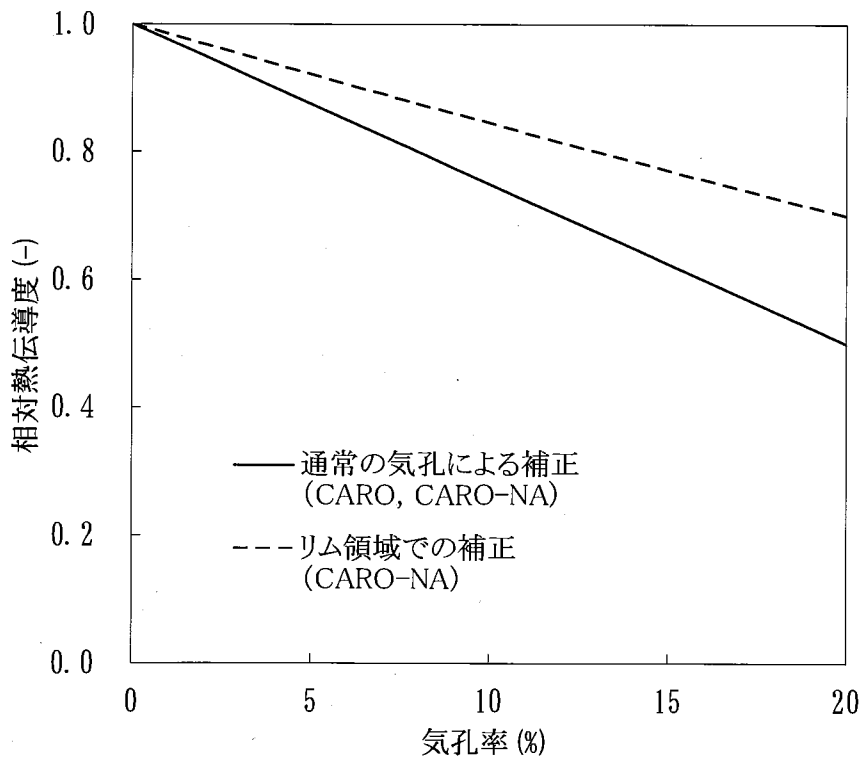


図 2-10 リムが形成された領域と、通常気孔がある領域のペレット熱伝導度補正の比較



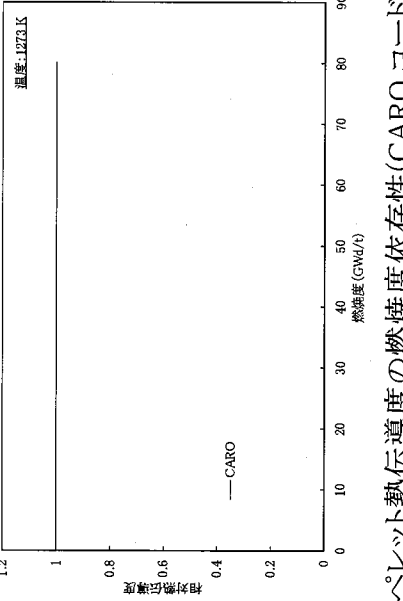
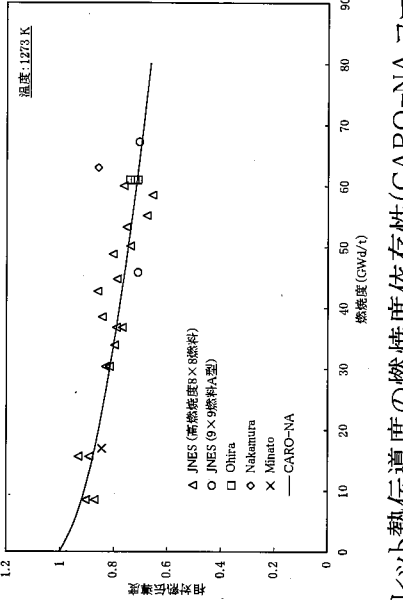
表 2-1 ペレット熱伝導度モデルの比較(1/2)

モデル	変更前(CAROコード)	変更後(CARO-NAコード)
ペレット熱伝導度	<ul style="list-style-type: none"> 未照射 UO_2 に基づく下式を使用 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット熱伝導度については、別途温度テーブルにて付与 $\lambda_{95} = \frac{1}{A+B \cdot T} + C \cdot T^2 + D \cdot T^4$ <p> λ_{95}: ペレット密度 95%TD に規格化したペレット熱伝導度 T: 温度 A, B, C, D: 定数 </p>	<ul style="list-style-type: none"> 燃焼に伴う熱伝導度の低下を考慮 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレット熱伝導度について、Gd_2O_3 添加による低下割合を最新データに基づき最適化し、定式化 $\lambda_{95} = \frac{1}{A+B \cdot T + \alpha \cdot Gd + f(Bu) + g(Bu) \cdot h(T)} + C \cdot T^2 + D \cdot T^4$ <p> λ_{95}: ペレット密度 95%TD に規格化したペレット熱伝導度 T: 温度 A, B, C, D: 定数 (左欄の未照射 UO_2 に同じ) </p> <div style="border: 1px dashed red; padding: 5px;"> <p> $f(Bu)$: 固溶 FP の蓄積による熱伝導度低下因子 (燃焼度に依存する関数) $g(Bu)$: 照射欠陥の蓄積による熱伝導度低下因子 (燃焼度に依存する関数) $h(T)$: アニールングによる照射欠陥の回復因子 (温度に依存する関数) </p> </div> <p> α: Gd_2O_3 添加による熱伝導度低下係数 Gd: Gd_2O_3 濃度 </p>

の項が CARO-NA コードでの変更箇所



表 2-1 ペレット熱伝導度モデルの比較(2/2)

モデル	変更前(CAROコード)	変更後(CARO-NAコード)
ペレット熱伝導度(続き)	<p>※ペレット熱伝導度は密度 95%TD での値を基準とし、Loebの式で各密度に補正される</p> $\lambda = \frac{1 - \beta \cdot P}{1 - \beta \cdot 0.05} \lambda_{95}$ <p> λ : 気孔により補正した熱伝導度 λ_{95} : 理論密度 95%で規格化した熱伝導度 P : 気孔率 β : 定数 </p>	<p>密度の補正は CARO コードと同一の式を用いる</p>
リム形成を考慮していない		<ul style="list-style-type: none"> ・リム発生領域での補正式を追加 ・リム発生領域においては気泡率に対して、下記補正式を適用 $\lambda = \lambda_0 \cdot (1.0 - P)^{1.6}$ <p> λ : リム領域の気泡率による補正後の熱伝導度 λ_0 : 気泡のない場合の熱伝導度 P : リム領域における気泡率 </p>
	 <p>ペレット熱伝導度の燃焼度依存性(CAROコード)</p>	 <p>ペレット熱伝導度の燃焼度依存性(CARO-NAコード)</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3. 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 コードでは、未照射ペレットの融点を各種文献データの中で最も低い値である 2805°Cとし、燃焼度依存性については Christensen の測定データ^[3-11]に基づき、燃焼初期から 10GWd/t 当たり 32°C低下するモデルとしている。ペレット融点は燃焼に伴って低下しないとの測定データもあるが、Christensen のデータは融点測定データの中で融点の燃焼度依存性を最も保守的に取り扱うデータとして CARO コードではこのモデルを採用していた。

ペレット融点の燃焼度依存性については、近年、高燃焼度まで照射したペレットのデータが拡充されており、最新のデータとしては JNES の 9×9 燃料信頼性実証試験^[3-1]で得られた 9×9 燃料(B 型)の最高燃焼度約 70GWd/t までのデータがあり、他の文献データと比較しても燃焼に伴って融点の低下は見られていない。

CARO-NA コードでは、上記の知見を考慮し、CARO コードからペレット融点モデルを変更している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

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 等の添加物による融点の低下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 ^[3-2]	2805 °C
Lyon 等 ^[3-3]	2840 °C
Yamanouchi 等 ^[3-4]	2845 °C
Yamamoto 等 ^[3-5]	2845 °C
Rand 等 ^[3-6]	2847 °C
Aitken 等 ^[3-7]	2855 °C
Latta 等 ^[3-8]	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^[3-11]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^[3-4]及び原田等^[3-9]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 3-1 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」^[3-12]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(図 3-2)を基に設定している。図に示すとおり、 Gd_2O_3 入り UO_2 ペレットの融点は、1wt% の Gd_2O_3 の添加につき約 $\square^{\circ}C$ 低下する。CARO-NA コードのモデルでは、これに保守性を見込んで 1wt% の Gd_2O_3 の添加につき $\square^{\circ}C$ 低下するモデルとしている。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し、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.

参考として図 3-3 に MOX ペレットの融点測定データの燃焼度依存性を示す。100GWd/t を越える高燃焼度領域まで照射された MOX ペレットについても融点が有意に低下する傾向は見られていない。この知見に照らし合わせてみても、CARO-NA コードにおける Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレット及び UO₂ ペレットの融点低下モデルが十分保守性を持ったモデルであると判断される。

上記内容を定式化すると、CARO-NA コードにおけるペレット融点は下記のとおり表現される。

$$T_{melt} = \begin{cases} 2805 - \square Gd & (Bu < 30) \\ 2805 - \square Gd - 3.2 \cdot (Bu - 30) & (Bu \geq 30) \end{cases}$$

ここで、

- T_{melt} : ペレット融点 (°C)
- Gd : Gd₂O₃ 濃度 (wt%)
- Bu : 燃焼度 (GWd/t)

以上のように、ペレット融点モデルについては従来コードから変更となっている。
CARO コード(変更前)と CARO-NA コード(変更後)のモデルの比較を表 3-1 に示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

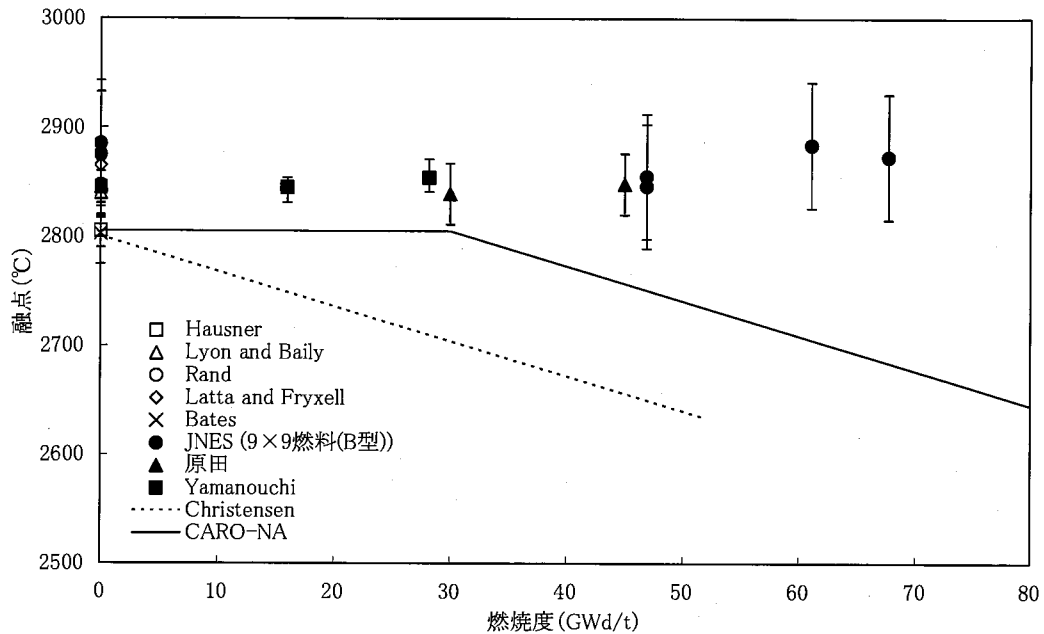


図 3-1 UO₂ ペレット融点の燃焼度変化^[3-1~4, 6, 8~11]

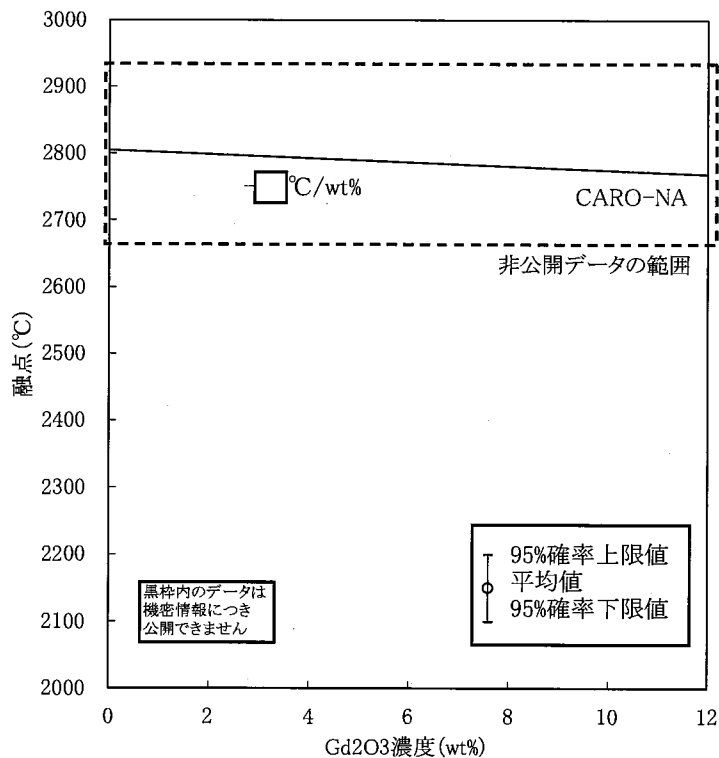


図 3-2 Gd₂O₃ 添加による融点の低下



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

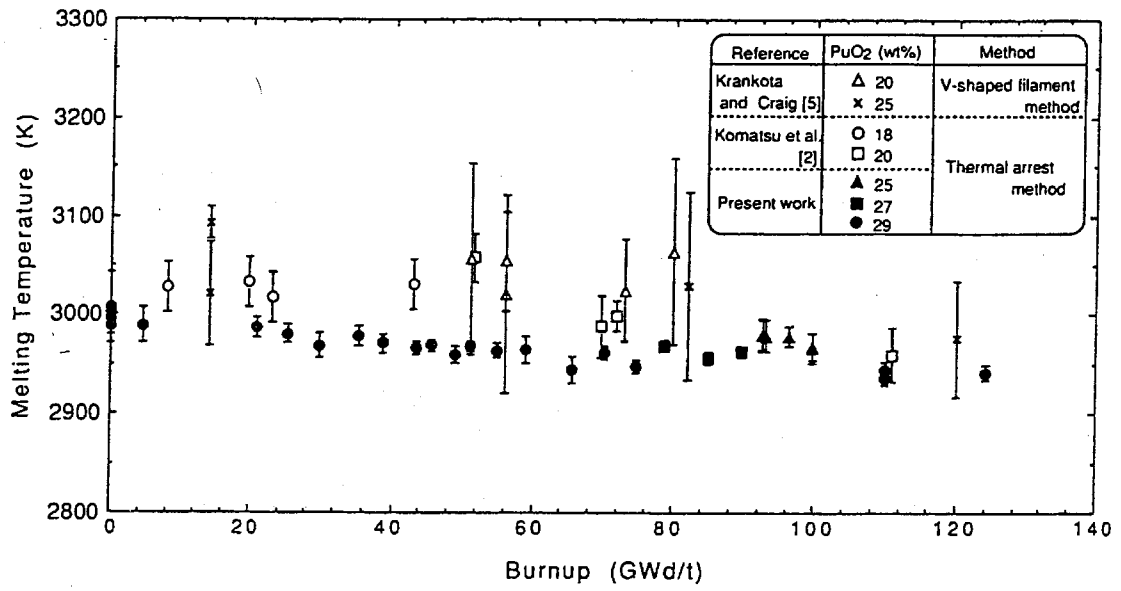


図 3-3 MOX ペレット融点の燃焼度変化^[3-13]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 3-1 ペレット融点モデルの比較

モデル	変更前 (CARO コード)	変更後 (CARO-NA コード)
ペレット融点	<ul style="list-style-type: none"> ペレット融点の燃焼度依存性は Christensen の測定データに基づき、燃焼初期より低下するものとし、燃焼度に対する低下割合は、10GWd/t 当たり 32°C 低下 ペレット融点は 1wt%の Gd₂O₃ の混入につき <input type="checkbox"/> 低下 $T_{melt} = 2805 - \text{} Gd - 3.2 \cdot Bu$ <p>Gd: Gd₂O₃ 濃度 (wt%) Bu: 燃焼度 (GWd/t)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ペレット融点の燃焼度依存性について最新データに基づき 30GWd/t 以降で低下するものとして左記モデルを見直し $T_{melt} = \begin{cases} 2805 - \text{} Gd & (Bu < 30) \\ 2805 - \text{} Gd - 3.2 \cdot (Bu - 30) & (Bu \geq 30) \end{cases}$ <p>Gd: Gd₂O₃ 濃度 (wt%) Bu: 燃焼度 (GWd/t)</p>
<p>ペレット融点の燃焼度依存性(CARO コード)</p>		<p>ペレット融点の燃焼度依存性(CARO-NA コード)</p> <p><input type="checkbox"/> の項が CARO-NA コードでの変更箇所</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

4. 照射硬化

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。まず、未照射における被覆管降伏応力について述べる。

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、この温度依存性を考慮した降伏応力モデルを使用している。モデルを図 4-1 に示すが、モデル化にあたっては、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。

以上、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、この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について、図 4-2 に照射被覆管の降伏応力温度依存性を示す。このモデルは国内で取得された照射被覆管の引張試験結果と比較して保守的に定めたものである。

照射硬化は照射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、図 4-3 に示すように過去に取得されているデータ範囲以上の温度(以上)になると照射による欠陥が回復し、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、図 4-4 には被覆管降伏応力モデルの高速中性子照射量依存性を示す。高速中性子照射量依存性のモデルは、照射量によって図 4-2 に示した降伏応力で飽和するように設定している。

被覆管の照射硬化は従来コードである CARO コードでは考慮していない物性モデルであり、CARO コードでは照射材に対しても未照射材の降伏応力を用いている。

表 4-1 に CARO-NA コードにおける未照射及び照射被覆管降伏応力の温度依存性モデルを CARO コードのモデルとの比較で示す。従来コードからの変更点は、照射材に対して本章で説明した図 4-2 に示す照射硬化を考慮した被覆管降伏応力設計線を適用していることである。

なお、照射硬化を考慮した CARO-NA コードの降伏応力モデルは、燃料設計における 3 つの基準(破損限界、応力設計比、疲労)のうちの「応力設計比」の計算における許容応力の公称値として従来より用いているものである。なお、被覆管応力評価においては統計的評価手法が用いられ、許容応力も統計的ばらつきを見込んでいる。この統計的ばらつきの 95% 下限値は図 4-3 に示す海外データの下限值から設定している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

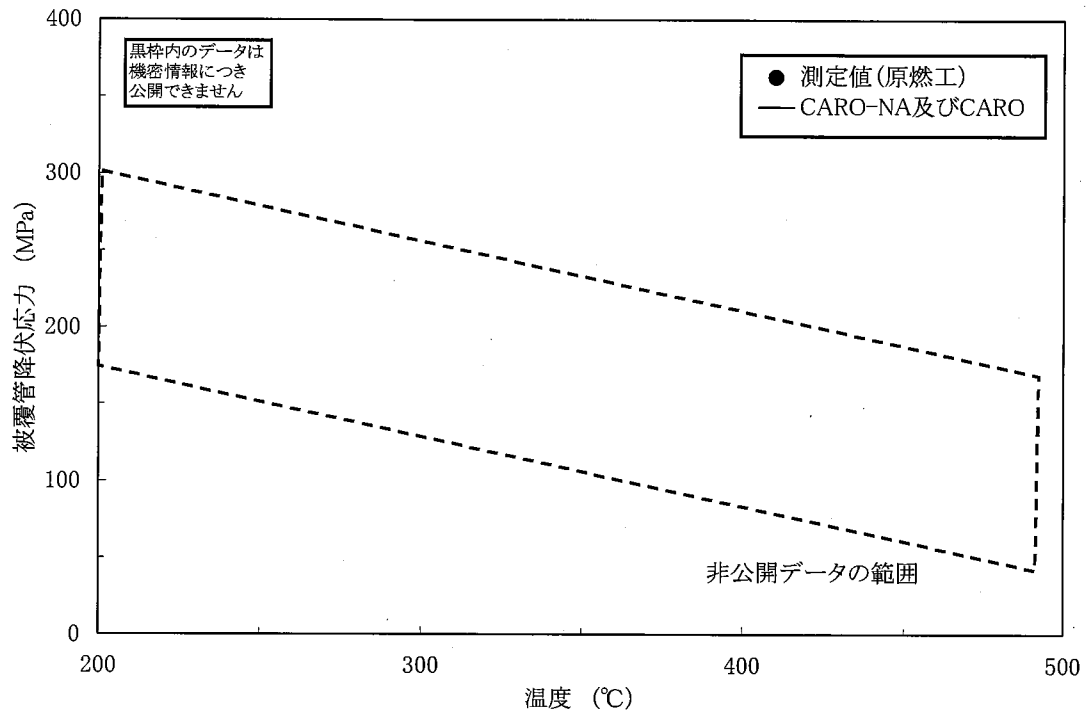


図 4-1 未照射被覆管の降伏応力温度依存性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

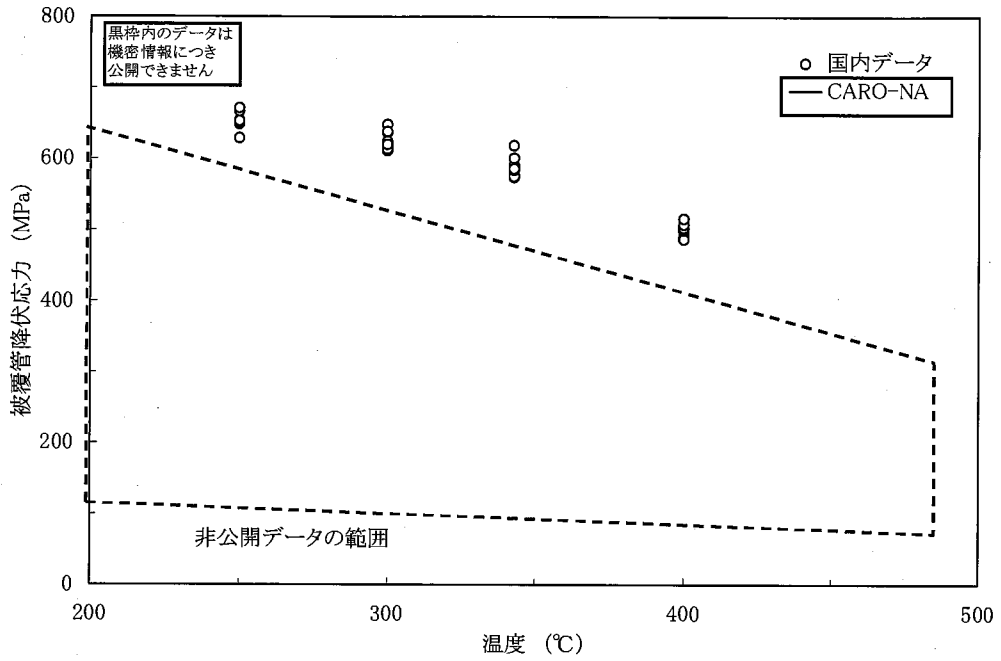


図 4-2 照射被覆管の降伏応力温度依存性^[4-1]

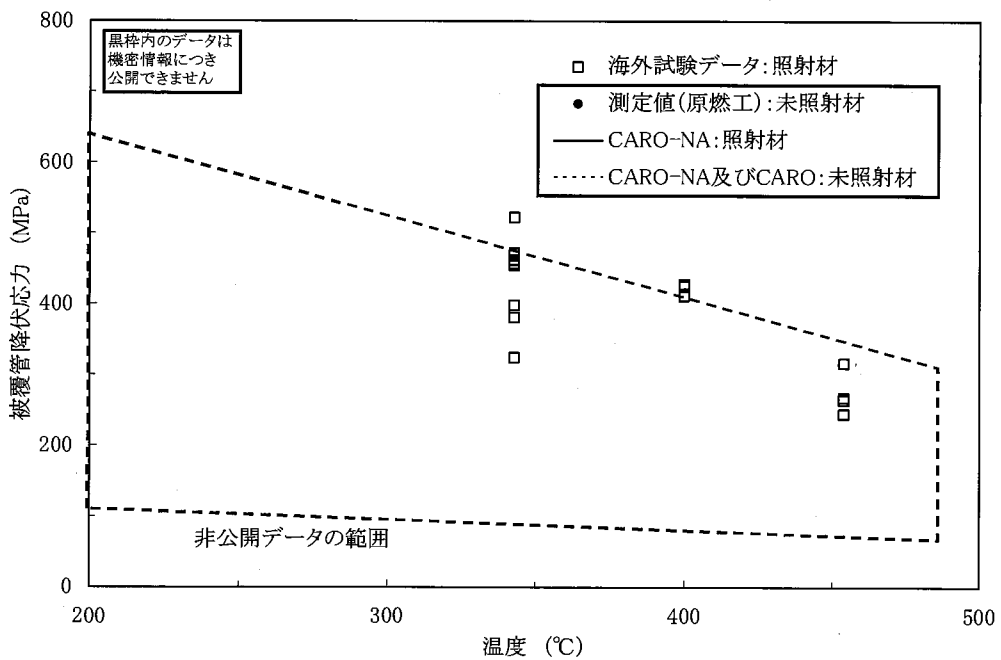


図 4-3 照射被覆管降伏応力モデルと海外試験データの比較^[4-2]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

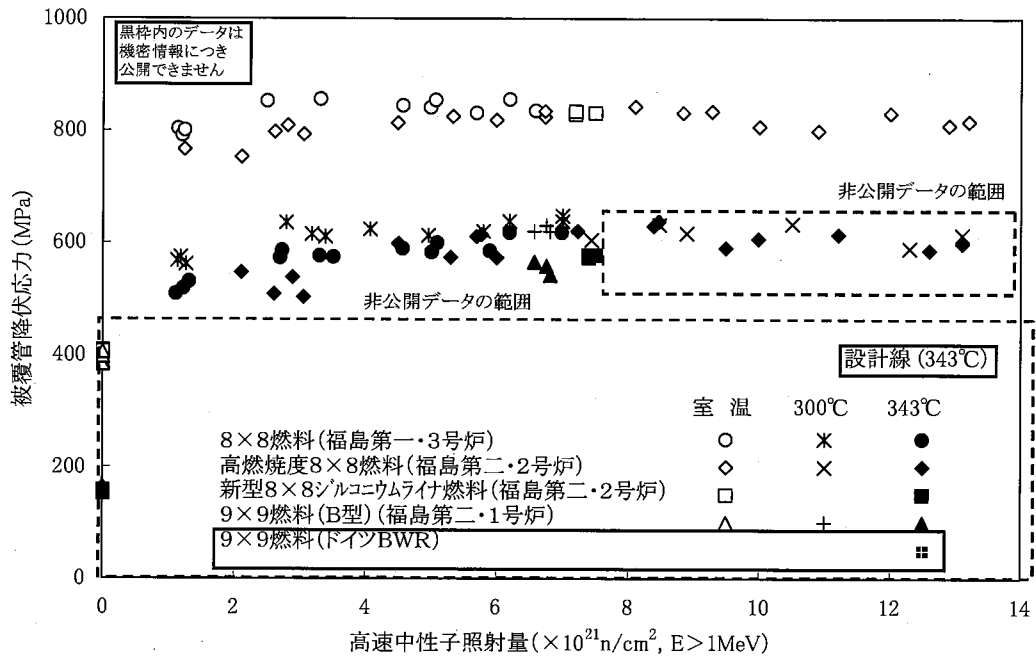


図 4-4 被覆管降伏応力の高速中性子照射量依存性^[4-3]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 4-1 照射材に対する被覆管降伏応力モデルの比較

	変更前 (CARO コード)	変更後 (CARO-NA コード)
未照射材	<p>被覆管の降伏応力として、未照射材の引張試験データに基づく値を使用</p>	<p>未照射材の降伏応力は CARO と同一 (同左)</p>
照射材	<p>燃焼が進んでも被覆管の降伏応力は未照射の値を使用 (同上)</p>	<p>照射による被覆管降伏応力の増大を考慮</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

5. 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 コード及び CARO-NA コードでは、ペレットの熱膨張について、Conway 等^[5-1]のデータに基づき下式によりモデル化している。

$$\frac{\Delta L}{L}(T) = \boxed{\phantom{\text{expression}}}$$

ここで、

$$\frac{\Delta L}{L}(T) : \text{ペレット線熱膨張率}$$

$$T : \text{ペレット温度 (}^\circ\text{C)}$$

また、融点後のペレットの溶融による体積膨張率は、 $\boxed{\phantom{\text{expression}}}$ に基づき、 $\boxed{\phantom{\text{value}}}$ と設定している。

ペレットの溶融による体積膨張率は次式で表される。

$$\frac{V + \Delta V}{V} = \frac{\pi L^2 h + (\pi(L + \Delta L)^2(h + \Delta h) - \pi L^2 h)}{\pi L^2 h} = \left(\frac{L + \Delta L}{L}\right)^2 \left(\frac{h + \Delta h}{h}\right) = \boxed{\phantom{\text{expression}}}$$

V : ペレット体積

ΔV : 溶融によるペレット体積変化量

L : ペレット径

ΔL : 溶融によるペレット径方向変化量

h : ペレット高さ

Δh : 溶融によるペレット軸方向変化量

CARO コードでは、ペレット溶融時の熱膨張率についても溶融前と同じく等方的であるとモデル化している。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

熱膨張が等方的である場合、次式が成り立つ。

$$\left(\frac{h+\Delta h}{h}\right) = \left(\frac{L+\Delta L}{L}\right)$$

$$\left(\frac{L+\Delta L}{L}\right)^3 = \boxed{}$$

よって、ペレット溶融時の線熱膨張率は次式で表される。

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{}$$

T_m : 融点

$\frac{\Delta L}{L}(T_m)$: 融点におけるペレット溶融前のペレット熱膨張率

なお、MATPRO^[5-3]でも上式と同じ取り扱いである。

CARO-NA コードでは、ペレット溶融時の熱膨張について以下に示すようにモデルを変更した。

溶融後のペレットが理想的な液体としてふるまうものと仮定した場合、薄肉の円筒内部の液体に圧力がかかった体系と同等とみなすことができる。この時、周方向にかかる応力は軸方向にかかる応力の2倍となる。

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、ペレット溶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ものとし、下式のようにモデル化している。

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{}$$

さらに、ペレット溶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よう取り扱っている。

ペレットの体積膨張率とペレット線熱膨張率には次の関係がある。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

$$\frac{1}{V} \frac{dV}{dT} = \frac{1}{V} \frac{1}{dT} \left(\frac{\partial V}{\partial L} dL + \frac{\partial V}{\partial h} dh \right) = \frac{1}{\pi L^2 h} \left(2\pi L h \frac{dL}{dT} + \pi L^2 \frac{dh}{dT} \right) = \frac{2}{L} \frac{dL}{dT} + \frac{1}{h} \frac{dh}{dT}$$

$$\frac{1}{V} \frac{dV}{dT} \quad : \text{ペレット体積膨張率}$$

$$\frac{1}{L} \frac{dL}{dT} \quad : \text{ペレット線熱膨張率(径方向)}$$

$$\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} \quad : \text{ペレット線熱膨張率(軸方向)}$$

ここで、体積膨張率を $G(T)$ 、体積膨張を等方的とした場合のペレット線熱膨張率を $F(T)$ 、体積膨張が径方向への膨張になるとした場合のペレット線熱膨張率を $F_2(T)$ とする。

体積膨張を等方的とした場合、 $\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} = \frac{1}{L} \frac{dL}{dT}$ となり、下式が成り立つ。

$$G(T) = 3F(T)$$

一方体積膨張が径方向への膨張になるとした場合、 $\frac{1}{h} \frac{dh}{dT} = 0$ となり、下式が成り立つ。

$$G(T) = \boxed{}$$

よって、 $F_2(T) = \boxed{}$ となる。

ペレット溶融後のペレット線熱膨張率を $F'(T)$ とすると、 $F'(T)$ は、図 5-1 に示すように、 $F(T_m)$ にペレット溶融時の熱膨張率を加え、 $F_2(T)$ と平行な関数で表すことができる。

$$F'(T) = F(T_m) + (F_2(T) - F_2(T_m)) + \boxed{}$$

$$= \frac{\Delta L}{L}(T_m) + \boxed{}$$

図 5-2 に CARO-NA コードにおけるペレット熱膨張モデル図を、公開文献^[5-1~5]におけるペレット熱膨張と併せて示す。CARO-NA コードの溶融後のペレット熱膨張モデルは、熱膨張を等方的と取り扱う MATPRO のモデルに対して、熱膨張率をより大きく評価することが分かる。

CARO コード(変更前)と CARO-NA コード(変更後)のモデルの比較を表 5-1 に示す。

次に、CARO コード及び CARO-NA コードによるペレットの径方向熱膨張量と照射試験データとの比較を示す。

燃料棒体系におけるペレット溶融に関する実験データとしては、カナダ原子力公社(AECL)の試験研究炉 NRX において実施された一連の照射試験データ^[5-6~10]が報告されている。これら試験は、ペレット溶融時の被覆管の変形挙動を調査することを目的とし、外径約



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

17.3～20.6mm、有効長約 69～308mm の未照射短尺燃料棒を NRX の照射ループにおいて、ペレット溶融が生じる出力条件(～約 130kW/m)まで照射を行ったものである。

これら一連の試験における照射前後の寸法変化を基に、溶融時のペレットの径方向および軸方向の膨張量の評価が行われている。

本試験での評価結果によれば、ペレット溶融後の径方向への膨張量は軸方向での膨張量に対して大きい傾向があることが示唆されている。本試験燃料棒の仕様は、ペレットスタックの上端と端栓までの間隙が無いため軸方向の拘束が生じ易いものとなっており、比較的径方向への変形が生じ易い体系になっているものと考えられる。実機燃料棒の設計では、ペレットスタックの上端と端栓の間に間隙(プレナム)が設けられているが、燃焼の進んだ燃料棒ではペレット-被覆管ギャップの閉塞やボンディング等により軸方向の拘束が生じ、本試験と同様に軸方向よりも径方向への変形が生じ易くなる可能性も考えられ、本試験の結果は、実機燃料においても生じ得る事象を再現していると考えられる。

本試験で得られた燃料中心温度に対するペレット径方向膨張量の変化を図 5-3 に示す。ここで、測定データに対する燃料中心温度は、試験時に得られた熱出力を基にペレットの発熱密度を求め、熱伝導度積分を基に燃料中心温度を評価したものである。また、ペレット径方向膨張量は、照射試験前後での被覆管外径変化量(永久変形量)に対し、被覆管の弾性変形量及び熱膨張量、並びに初期ペレット-被覆管ギャップ幅を総和することにより評価されたものである。

また、図中には、上述の CARO コード(等方的に熱膨張するモデル)及び CARO-NA コード(溶融後、軸方向へは膨張せずに径方向へ膨張するモデル)によるペレットの径方向熱膨張量を併せて示している。

なお、CARO-NA コードならびに CARO コードでの径方向熱膨張量の評価は、代表的な燃料仕様として 10×10 燃料の燃料棒仕様を用いて BOL(燃焼度 0GWd/t)におけるペレットの相対的な径方向熱膨張量を評価したものであり、燃料仕様をはじめとする解析条件は AECL 試験における個々の試験条件とは必ずしも一致していない。しかしながら、被覆管の変形モデル(弾塑性やクリープ)の影響を受けにくいペレット熱膨張量を比較していることや、高出力領域ではペレット-被覆管ギャップがペレットの熱膨張で完全に閉塞しておりギャップ熱伝達の差異が問題とならないこと、さらに、ペレットの熱膨張はペレット中心部での熱膨張が支配的であることなどから、中心温度をパラメータとして相対的な比較を行うことは妥当である。

図に示すように、CARO コード及び CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、溶融前において膨張の傾き(温度依存性)を概ね捉えているが、絶対値としては AECL 試験結果に対して若干高くシフトしている傾向が見られる。AECL 試験におけるペレット膨張量は、熱膨張量が主成分であると考えられるが、被覆管による拘束に伴うペレットの塑性変形(クリープ含む)の影響が含まれている。このため、ペレット溶融前での膨張量は、若干小さめに評価されているものと考えられる。

一方、溶融時においては、温度が高くクリープの大きい中心部が溶融することから、溶融後



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

の膨張の変化については、クリープの影響は小さいものと考えられる。熔融後の膨張量の変化については、図に示すように試験結果のばらつきが大きいものの、CARO コード及び CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、ともに熔融後における膨張の傾きを概ね捉えている。また、CARO-NA コードのモデルでは、熔融後の熱膨張を非等方のモデルへ変更したことにより、従来の CARO コードに対し、熔融後の変形をより保守的に評価するモデルとなっていることが分かる。

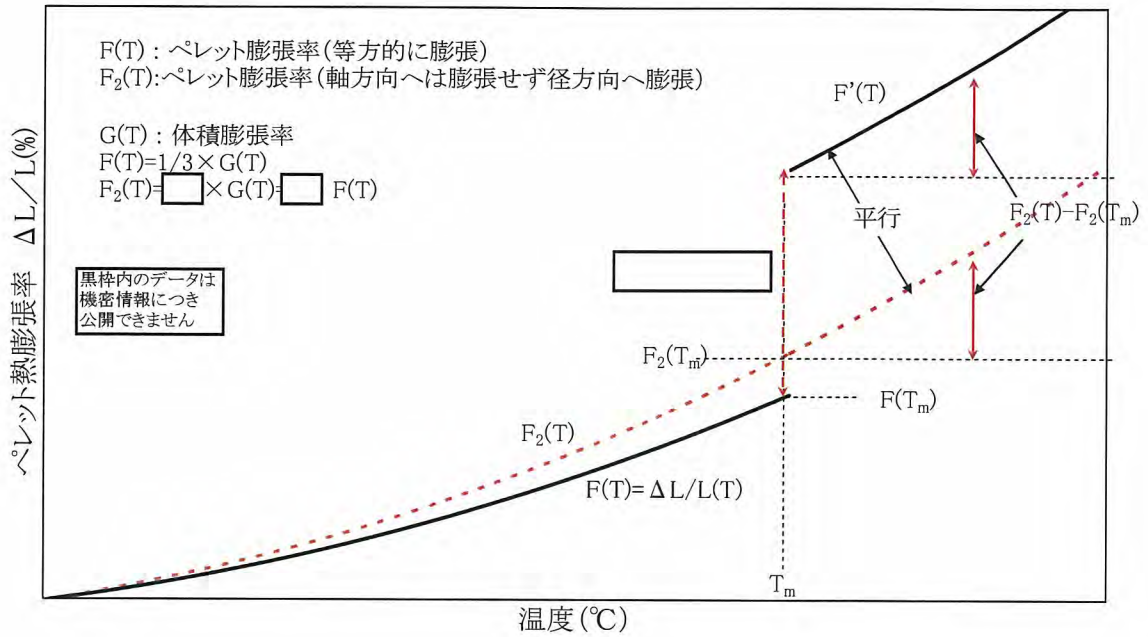


図 5-1 ペレット熱膨張モデルの概念図

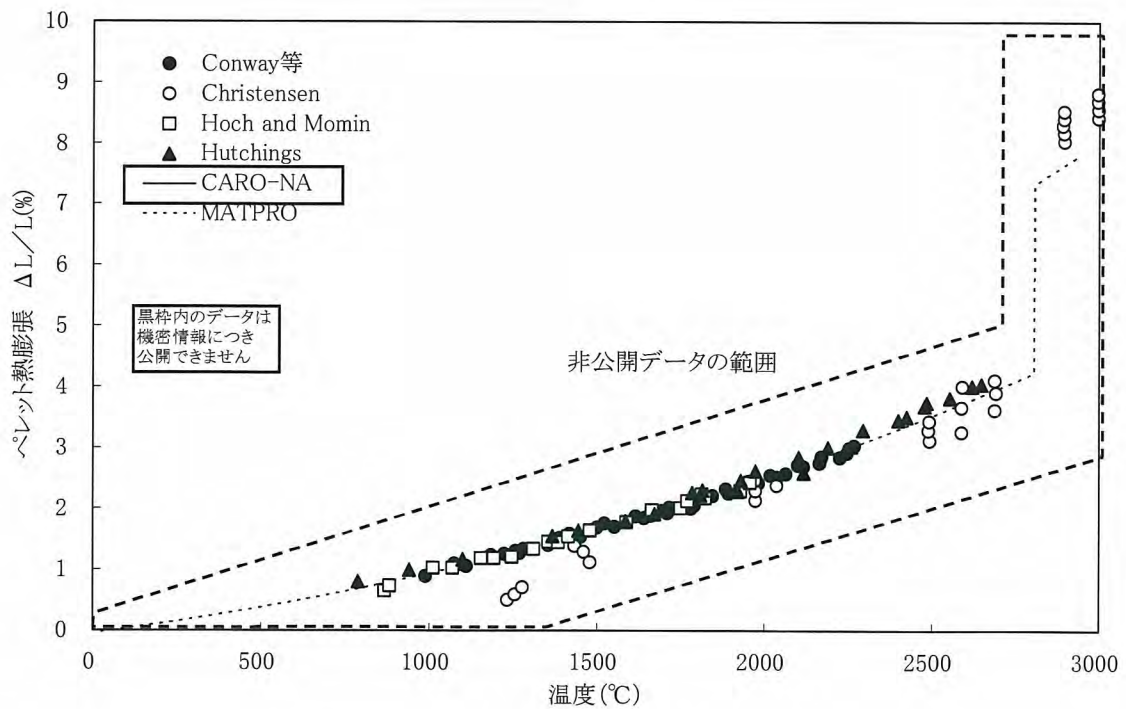


図 5-2 UO_2 ペレットの熱膨張モデルと文献値の比較^[5-1~5]



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

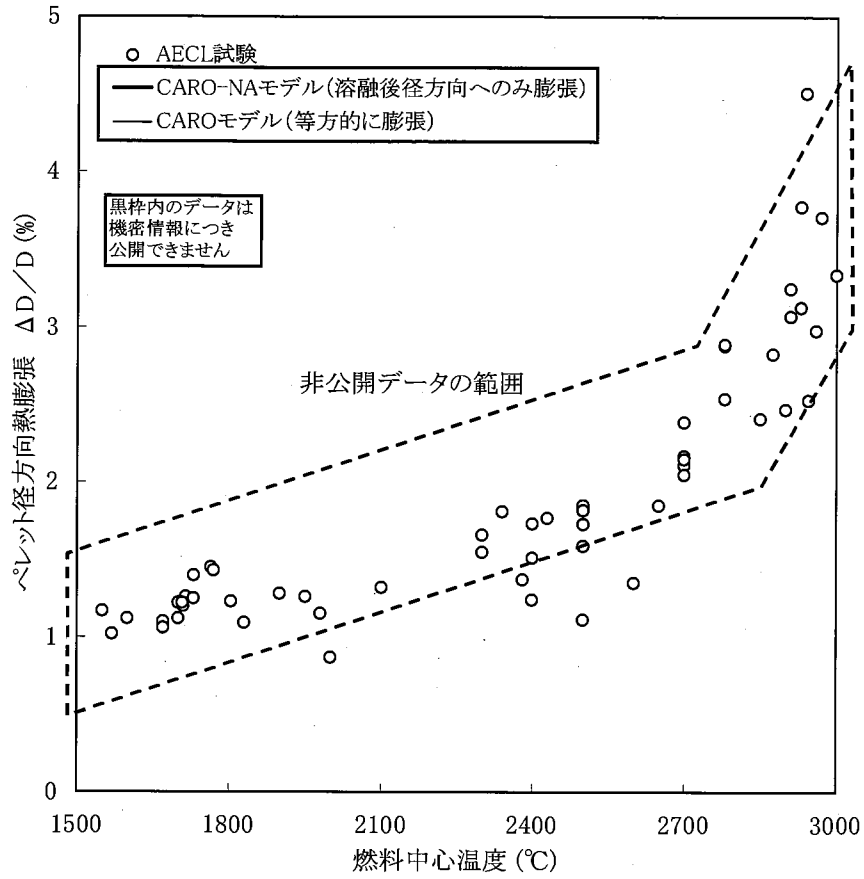


図 5-3 燃料中心温度に対するペレット径方向膨張量の変化



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 5-1 ペレット熱膨張モデルの比較

モデル	変更前 (CARO コード)	変更後 (CARO-NA コード)
ペレット熱膨張 $\frac{\Delta L}{L}(T) = \boxed{}$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融前のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T)$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融後のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T) + \boxed{}$ $T_m : \text{融点}$	熱膨張は等方的 $\frac{\Delta L}{L}(T) = \boxed{} \quad T : \text{温度}(\text{°C})$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融前のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T)$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融後のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T) + \boxed{}$	熱膨張はペレット溶融後、軸方向へは膨張せず、径方向へ膨張 $\frac{\Delta L}{L}(T) = \boxed{}, \quad T : \text{温度}(\text{°C})$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融前のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T)$ <ul style="list-style-type: none"> ペレット溶融後のペレット線膨張率: $\frac{\Delta L}{L}(T) + \boxed{}$ $T_m : \text{融点}$
	<p>ペレット融点の燃焼度依存性(CARO コード)</p>	<p>ペレット融点の燃焼度依存性(CARO-NA コード)</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6. 燃焼に伴うペレットの体積変化

ペレットは燃焼が進むにつれて焼きしまりとスエリングの双方の効果によって体積が変化する。CARO-NA コードではこれらの現象をそれぞれ個別にモデル化しており、また、従来コードである CARO コードのモデルに近年の高燃焼度化に伴う新たな知見を取り入れてモデルを変更している。

6.1 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。

図 6-1 のペレット密度の燃焼度変化において、 GWd/t の燃焼度範囲でペレット密度が増加する傾向にあることがわかるが、これは焼きしまりによりペレットが収縮し密度が増加していることから説明される。

CARO-NA コードでのペレットの焼きしまりは次式のようにモデル化されており、製造時の気孔率や燃焼度に依存し、微小ポアは としている。

$$\Delta V/V = \begin{cases} \text{} & B \leq Bc \\ C & B > Bc \end{cases}$$

ここで、

$\Delta V/V$: 焼きしまり量 (%)

a : 定数

b : 定数

C : 気孔率に依存する定数(表 6-1 の定数 C のグラフ参照)

B : 燃焼度 (GWd/t)

Bc : 燃焼度定数

従来コードである CARO コードにおいてもこの焼きしまりを考慮しているが、CARO-NA コードにおいてモデルが変更となっている。

変更点としては、近年の高密度ペレットの照射データに基づき、上記モデル式の係数を最



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

適化している。変更前後における焼きしまりモデルの比較を表 6-1 に示す。表中には、CARO-NA コードでモデル化している燃焼に伴う焼きしまりによるペレット体積変化率の一例(製造時密度 96.5%TD の例)を CARO コードのモデルとの比較で示す。同一の製造時気孔率に対しても CARO-NA コードのモデルの方が焼きしまりが小さいことがわかる。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.2 スエリング (高燃焼度領域におけるリム効果含む)

6.2.1 低燃焼度領域 (CARO コードから変更していないモデル)

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おり、スエリングによるペレットの体積膨張率 $\Delta V/V$ は約 $0.2\%/10^{20} \text{ fission/cm}^3$ 程度であることが一般に認められている。

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。

図 6-1 のペレット密度の燃焼度変化において、約 \square GWd/t 以降の燃焼度範囲でペレット密度が減少する傾向にあることがわかるが、これはスエリングによりペレットが体積膨張し密度が減少していることから説明され、体積膨張率 $\Delta V/V$ に換算すると \square のスエリング率を示している。

上述のような実験事実に基づき CARO-NA コードで用いているスエリング率は以下の式で表される。

$$\Delta V/V = \square$$

上記のスエリング率は低燃焼度領域におけるモデルを示しているが、CARO-NA コードでは図 6-1 に示すとおり高燃焼度領域においてスエリング率が増加するモデルとなっている。

6.2.2 高燃焼度領域 (CARO-NA コードにおいて変更したモデル)

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、高燃焼度領域においてスエリング率が増加するモデルを採用している。

図 6-1 のペレット密度の燃焼度変化において、約 \square GWd/t 以降の燃焼度範囲でペレットの密度減少率が増加する傾向にあることがわかるが、これはリム形成によりスエリングが増加することから説明され、体積膨張率 $\Delta V/V$ に換算すると \square のスエリング率を示している。

CARO-NA コードで用いている高燃焼度領域でのスエリング率は以下の式で表される。

$$\Delta V/V = \square \quad (\text{燃焼度} \geq \square \text{ GWd/t})$$

従来コード (CARO コード) では、高燃焼度領域においてこのリム形成によるスエリング率増



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

加を考慮しておらず、低燃焼度領域のスエリング率を用いている。

CARO コードと CARO-NA コードのスエリングモデルの比較を表 6-2 に示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

6.3 ペレット体積変化モデルの妥当性

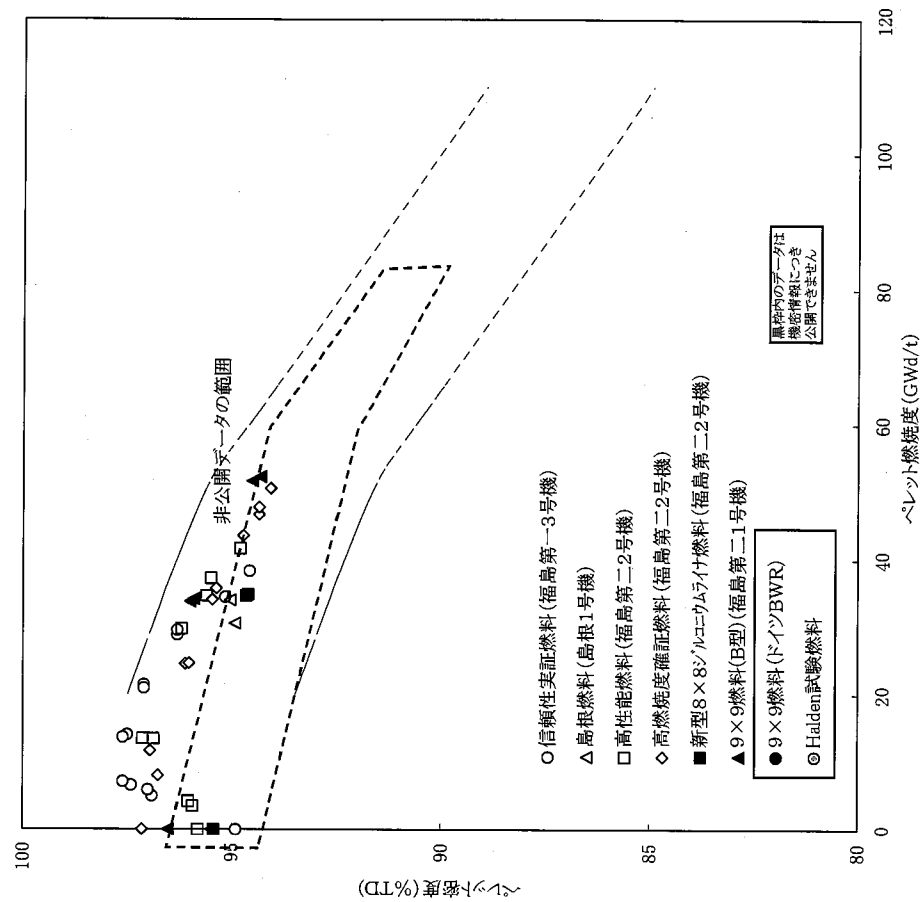
6.1 節ならびに 6.2 節で述べたように CARO-NA コードでは燃焼に伴うペレット体積変化として焼きしまり及びスエリングの効果を考慮しており、それぞれ従来コードである CARO コードのモデルに新たな知見を取り入れた変更を行っている。

これらのモデルの妥当性を、図 6-1 に示した軽水炉燃料のペレット密度実測値との比較によって示す。図 6-2 に CARO-NA コードによるペレット密度の計算値と実測値との比較(計算値/実測値の燃焼度依存性)を示す。

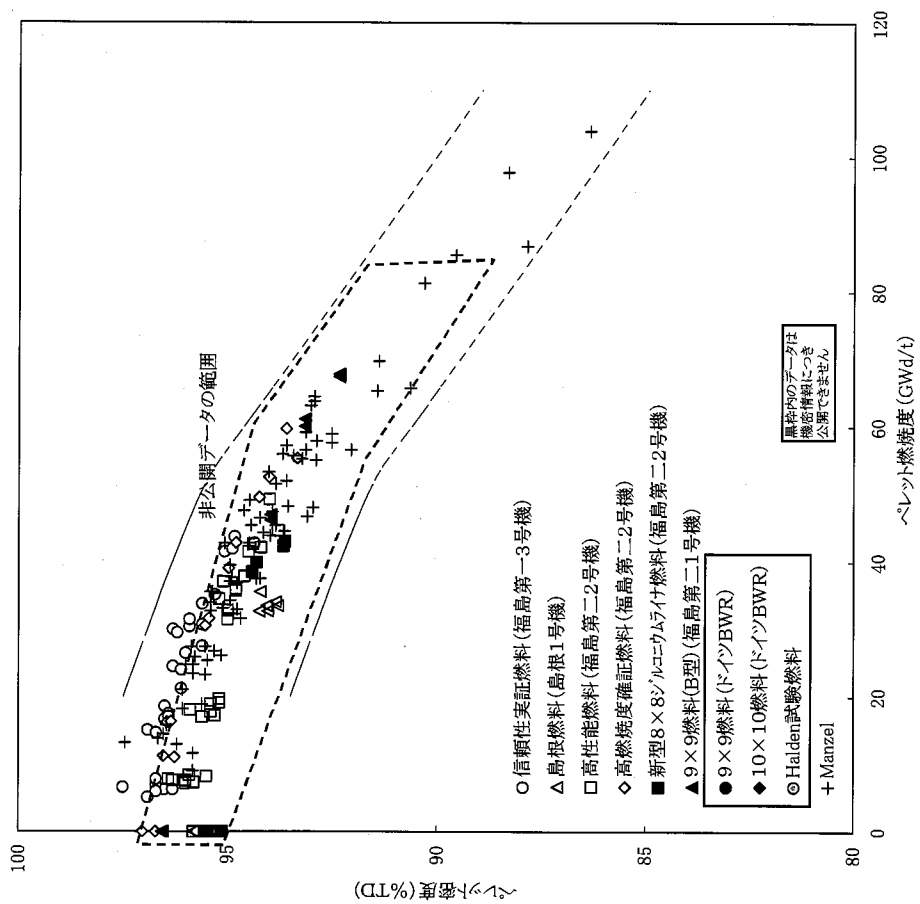
図に示すように、CARO-NA コードは寿命初期の焼きしまりが支配的な燃焼度範囲から、高燃焼度側のスエリングによる体積膨張が支配的となる領域まで、ペレットの体積変化(密度)の実測値を良く再現するものとなっている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

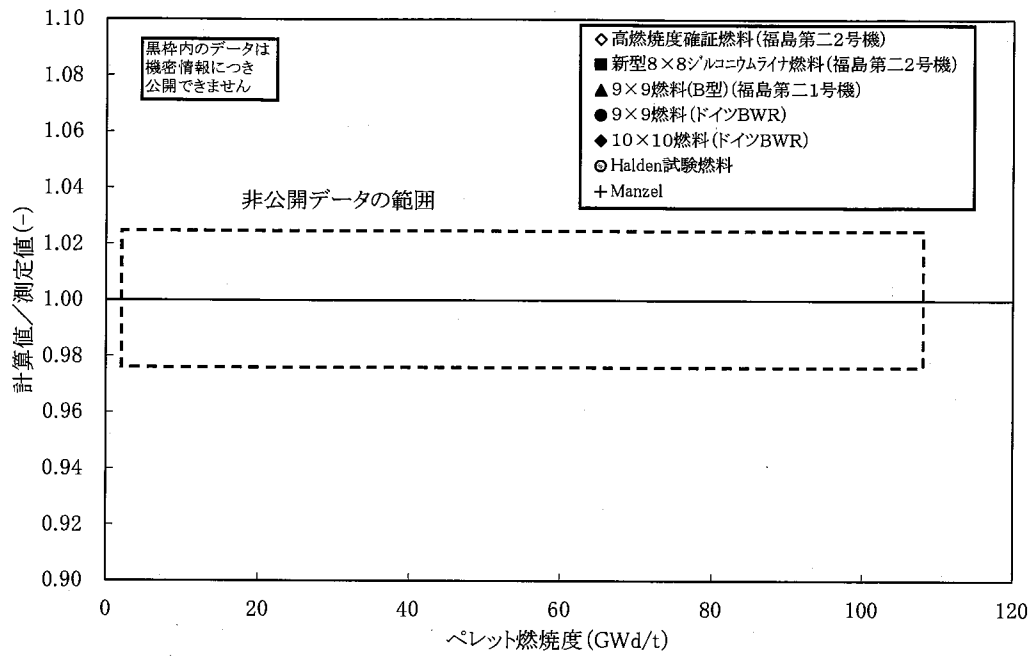


(a)ウラン燃料

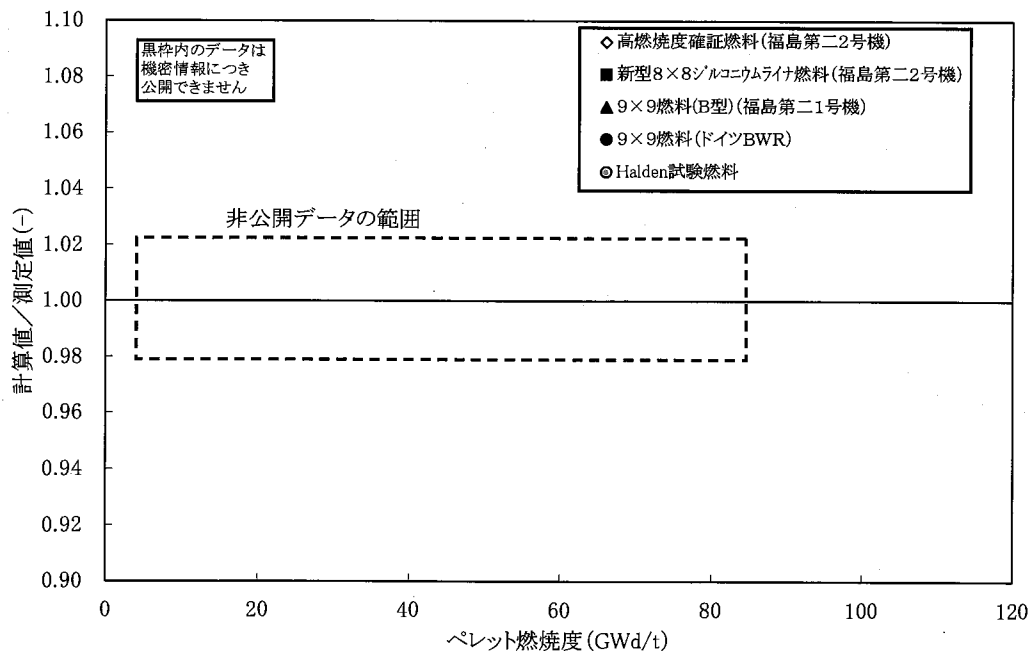


(b) Gd_2O_3 入りウラン燃料

図 6-1 ペレット密度の燃焼度変化 [6-1~3]



(a)ウラン燃料



(b)Gd₂O₃入りウラン燃料

図 6-2 CARO-NA コードの焼きしまり・スエリングモデルを用いたペレット密度計算結果と実測値との比較
(高燃焼度確証燃料以降の新規データについて比較)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

原子燃料工業機密資料

表 6-1 焼きしまりモデルの比較

モデル	変更前 (CARO コード)	変更後 (CARO-NA コード)
焼きしまり	<p> $\Delta V/V = \begin{cases} C \\ C \end{cases}$ $B \leq Bc$ $B > Bc$ </p> <p> $\Delta V/V$: 焼きしまり量 (%) a : 定数 b : 定数 C : 製造時気孔率に依存する定数 (グラフ参照) B : 燃焼度 B_c : 燃焼度定数 </p>	<p> モデル式は左記と同一 ・ 近年の高密度ペレットの照射データに基づき、係数を最適化 (高密度ペレットの場合、焼きしまりは小さい) </p> <p> a : 定数 b : 定数 C : 製造時気孔率に依存する定数 (グラフ参照) B : 燃焼度 B_c : 燃焼度定数 </p>
<p>焼きしまりによる体積変化率 $\Delta V/V$ (%)</p> <p> CARO-NA — CARO </p> <p>非公開データの範囲</p> <p> <small>黒枠内のデータは機密情報につき公開できません</small> </p> <p>燃焼度 (GWd/t)</p>		<p>製造時気孔率 (%)</p> <p> --- CARO - - - CARO-NA </p> <p>非公開データの範囲</p> <p> <small>黒枠内のデータは機密情報につき公開できません</small> </p> <p>気孔率 (%)</p>

焼きしまりによる体積変化の燃焼度依存性のモデル比較 (理論密度 96.5%TD の例)

定数 C の製造時気孔率依存性



表 6-2 スエリングモデルの比較

モデル	変更前 (CARO コード)	変更後 (CARO-NA コード)
スエリング	<ul style="list-style-type: none"> 測定データに基づき、スエリング率として下記値を考慮 $\Delta V/V = \boxed{}$ <p>(約) 相当</p>	<ul style="list-style-type: none"> リムの発生しない低燃焼度領域では左記と同一のスエリング率を考慮 最新知見に基づき、高燃焼度領域におけるスエリング増大の傾向を反映 $\Delta V/V = \boxed{}$ <p>(約) 相当 } (B < $\boxed{}$ GWd/t)</p> $\Delta V/V = \boxed{}$ <p>(約) 相当 } (B \geq $\boxed{}$ GWd/t)</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

7. FP 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 7-1 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^[7-1]して、FP ガス放出量を計算している。ただし、結晶粒内や粒界での FP ガスの蓄積や移動といったミクロの現象を物理的にモデル化・検証することは困難であるため、CARO コードや CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは上述の挙動を考慮しながらも具体的なモデル係数は照射試験等で得られた FP ガス放出率の測定値を適切に予測できるように最適化した、いわゆる半経験的なモデルである。

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

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

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^[7-2]として計算を行っている。

図 7-2 に CARO-NA コードにおける FP ガス放出特性として、等温状態での FP ガス放出率の燃焼度依存性を示す。

上記基本式並びに、FP ガス生成率は、CARO コードと CARO-NA コードとで共通であるが、CARO-NA コードでは、FP ガス放出量に関し、係数の最適化を行っている。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

本章において、従来コードからの変更点について説明しているが、参考として CARO コード(変更前)と CARO-NA コード(変更後)のモデルの比較を表 7-1 に示す。



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

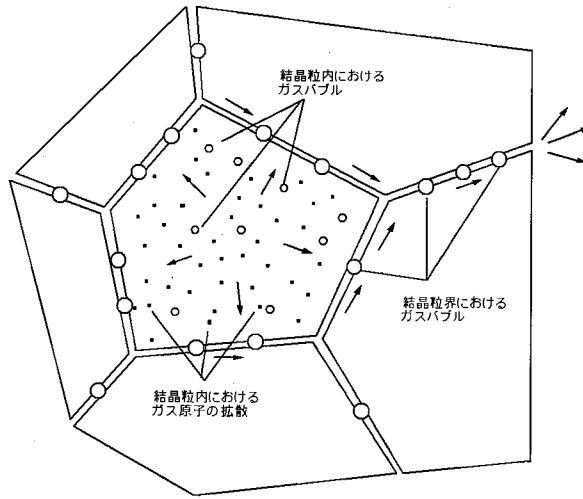


図 7-1 FP ガス放出機構の模式図

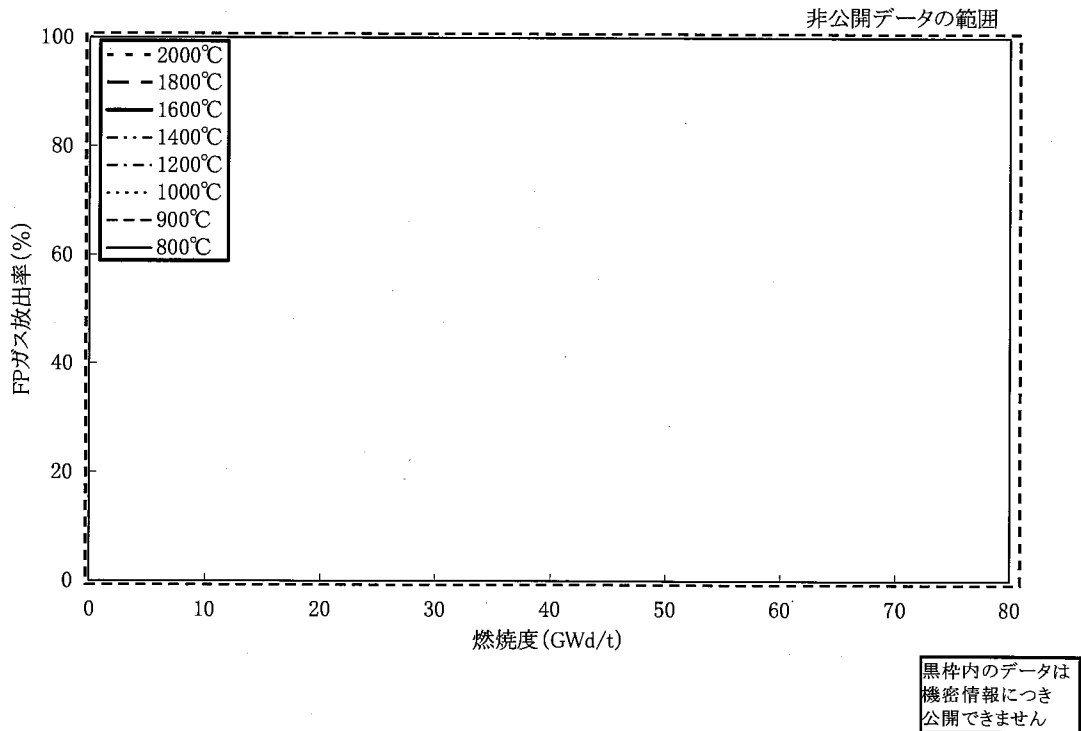


図 7-2 CARO-NA コードの FP ガス放出モデル



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 7-1 FP ガス放出モデルの比較

モデル	変更前(CARO コード)	変更後(CARO-NA コード)
FP ガス 放出	<p data-bbox="375 1713 422 1915">$\frac{d}{dt}f(t) = K \cdot g(t)$</p> <p data-bbox="454 1556 502 1915">$g(t) = \int_0^t \beta(t') \cdot dt' - f(t) - m(t)$</p> <p data-bbox="518 1646 550 1915">$f(t)$: FP ガス放出量</p> <p data-bbox="566 1310 598 1915">K: FP ガス放出係数(燃焼度および温度の関数)</p> <p data-bbox="614 1444 646 1915">$g(t)$: 結晶粒界に蓄積した FP ガス量</p> <p data-bbox="662 1332 710 1915">$\int_0^t \beta(t') \cdot dt'$: 時刻 t までに生成した FP ガス総量</p> <p data-bbox="726 1422 758 1915">$m(t)$: 結晶粒内に保持された FP ガス量</p> <p data-bbox="774 1803 805 1915">t: 時間</p> <div data-bbox="821 1064 1252 1915"> <p data-bbox="869 1064 949 1220">黒枠内のデータは機密情報につき公開できません</p> </div> <p data-bbox="1284 1299 1316 1691">FP ガス放出特性(CARO コード)</p>	<p data-bbox="335 448 367 772">変更後(CARO-NA コード)</p> <ul data-bbox="375 179 494 1030" style="list-style-type: none"> • 燃焼によるペレット熱伝導度低下の反映に伴い評価されるペレット温度に対する放出係数の見直し • 検証データベースの拡充に伴い、係数を最適化 <div data-bbox="821 168 1252 1041"> <p data-bbox="869 168 949 324">黒枠内のデータは機密情報につき公開できません</p> </div> <p data-bbox="1284 392 1316 840">FP ガス放出特性(CARO-NA コード)</p>



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【参考文献】

(2. ペレット熱伝導度)

- [2-1] Donald R. Olander: "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements"
- [2-2] K. Ohira, et al., "Thermal Conductivity Measurement of High Burnup UO_2 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).
- [2-3] J. Kamimura et al., "Thermal and Mechanical Behavior Modeling For High Burnup Fuel", KNS 2008 Water Reactor Fuel Performance Meeting, Seoul, Korea (2008)
- [2-4] 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)
- [2-5] "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)
- [2-6] 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)
- [2-7] A.D.Feith, "Thermal Conductivity of Several Ceramic Materials to 2500°C", GE-TM-64-10-4, (1964)
- [2-8] 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)
- [2-9] J.L.Bates, "High Temperature Thermal Conductivity of "Round Robin" Uranium Dioxide", BNWL-1431, (1970)
- [2-10] M. F. Lyons, et al., DOCKET-50331, pp.3.2-11, (1967)
- [2-11] DOCKET-50250-3, pp.3-87, (1966)
- [2-12] J.A.Christensen, et al., "Uranium Dioxide Thermal Conductivity," Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 391-392 (1964)
- [2-13] T.G.Godfrey, et al., "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556 (1964)
- [2-14] R.L.Gibby, "The Effect of Plutonium Content on the Thermal Conductivity of $(U,Pu)O_2$ Solid Solutions", Journal of Nuclear Materials, 38, pp. 163-177 (1971)
- [2-15] 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)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [2-16] 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)
- [2-17] 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)
- [2-18] M.Hirai, et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of $UO_2-Gd_2O_3$ ", Journal of Nuclear Science and Technology, 28[11], pp.995-1000, (1991)
- [2-19] F.Sontheimer, et al., "A fuel thermal conductivity correlation based on the latest experimental results", Proceedings of the Technical Committee Meeting, Nyköping, Sweden, 169-176 (1998)
- [2-20] Y.Kosaka, et al., "Thermal Properties and Irradiation Behavior of Gd Fuel", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 219-230 (1996)
- [2-21] 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)
- [2-22] 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
- [2-23] J.Nakamura, et al., "Thermal Conductivity of High Burnup UO_2 Pellet", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 127-137 (1996)
- [2-24] K. Minato, et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO_2 and $(U,Gd)O_2$ ", Journal of Nuclear Materials, 288, pp.57-65 (2001)
- [2-25] 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)
- [2-26] 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
- [2-27] 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)
- [2-28] 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)
- [2-29] 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)
- [2-30] K.Lassmann et al., "Modeling the High Burnup Fuel UO_2 Structure in LWR Fuel", Journal of Nuclear Materials, 226, pp.1-8 (1995).



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- [2-31] M.Owaki, et al., "Development of a Fuel Rod Thermal-Mechanical Analysis Code for High Burnup Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on "Nuclear Fuel Behaviour Modeling at High Burnup and its Experimental Support", Windermere, UK (2000)
- [2-32] 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. ペレット融点)

- [3-1] 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
- [3-2] H.Hausner, "Determination of the Melting Point of Uranium Dioxide", Journal of Nuclear Materials, 15, 3, pp.179-183 (1965)
- [3-3] 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)
- [3-4] 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)
- [3-5] S.Yamamoto, et al., "Melting Temperature and Thermal Conductivity of Irradiated Mixed Oxide Fuel", Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85-92 (1993)
- [3-6] M.H.Rand, et al., "The Thermodynamic Properties of the Urania Phase", Rev. Int. Hautes Tempér. Réfract., 15, pp.355-365 (1978)
- [3-7] E.A.Aitken et al., "A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Urania at High Temperature", GEAP-5672 (1968)
- [3-8] 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)
- [3-9] 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)
- [3-10] J. L. Bates, "Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide", Journal of Nuclear Materials, 36, pp.234-236 (1970)
- [3-11] J.A.Christensen, et al., "Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide" Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp.390-391 (1964)
- [3-12] 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)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

[3-13] K. Yamamoto, et al., "Melting temperature and thermal conductivity of irradiated mixed oxide fuel", Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85-92 (1993)

(4. 照射硬化)

[4-1] 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)

[4-2] F.H.Megerth, "Zircaloy-Clad UO₂ Fuel Rod Evaluation Program", GEAP-10079 (1969)

[4-3] 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 (総合評価編)", 07 基炉報-0002, 平成19年12月

(5 ペレット熱膨張)

[5-1] 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)

[5-2] 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)

[5-3] "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)

[5-4] M.Hoch and A.C.Momin, "High Temperature Thermal Expansion of UO₂ and ThO₂", High Temperatures - High Pressures, 1, 4, pp.401-407 (1969)

[5-5] M.T.Hutchings, "High-Temperature Studies of UO₂ and ThO₂ using Neutron Scattering Techniques", Journal Chemical Society Faraday Transactions II, 83, pp.1083-1103 (1987)

[5-6] M.J.F.Notley and W.D.C.Fitzsimmons, "The Irradiation of Hydraulic Rabbit Specimens to Study Sheath Deformation", AECL-1664 (1962)

[5-7] R.D.Macdonald and A.S.Bain, "Irradiation of Zircaloy-2 Clad UO₂ to Study Sheath Deformation", AECL-1685 (1962)

[5-8] M.J.F.Notley and A.S.Bain, S.Ananthkrishnan, G.W.Parry, "Zircaloy Sheathed UO₂ Fuel Elements Irradiated at Values of $\int kd \theta$ Between 40 and 83 W/cm", AECL-1676 (1962)

[5-9] M.J.F.Notley, "The Thermal Conductivity of Columnar Grains in Irradiated UO₂ Fuel Elements", AECL-1822 (1963)

[5-10] M.J.F.Notley and J.R.MacEwan, "The Effect of UO₂ Density on Fission Product Gas Release and Sheath Expansion", AECL-2230 (1965)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

(6. 燃焼に伴うペレットの体積変化)

- [6-1] 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)
- [6-2] 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
- [6-3] 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. FP ガスの放出)

- [7-1] W. Hering, "Ein neues Spaltgas-Freisetzungsmodell auf physikalischer Basis", Reaktortagung Mannheim 473 (1974)
- [7-2] McNelly, M.J., "Liquid Metal Fast Breeder Reactor Design Study" GEAP-4418(1964)



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

【添付資料 2】

適用範囲の妥当性について



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【添付資料 2】適用範囲の妥当性について

CARO-NA コードの適用範囲は、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。

CARO-NA コードは、下記に示すように、燃料棒の構成要素であるペレット、被覆管のそれぞれのモデルについて適切に取り入れていること、また、国内外の多数の照射試験及び照射後試験で得られた幅広い燃料仕様におけるペレット中心温度、燃料棒内圧、FP ガス放出率、燃料棒直径変化のデータによって検証を行っていることから、適用範囲内で CARO-NA コードを燃料設計に適用することは妥当である。

1. モデルの検証範囲

表 1 に CARO-NA コードにおいて使用している物性値及び照射挙動モデルの検証範囲を示す。表に示すように CARO-NA コードでは、ペレット及び被覆管のそれぞれについて温度や照射による影響を適切にモデルに取り入れ、国内外の文献や測定データ等の知見と良く一致するように構成している。

2. コードの検証範囲

CARO-NA コードの燃料ふるまいの予測精度は、国内外の多数の照射試験及び照射後試験で得られたペレット中心温度、燃料棒内圧、FP ガス放出率、燃料棒直径変化のデータによって検証を行っており、これらの燃料ふるまいを良く予測できることを確認している。検証データの仕様範囲を表 2 に示す。また、これら検証データの範囲について図 1 に示す。また、取得されている仕様範囲のうち、主要なパラメータに対しての相関を検証対象項目毎に整理したものを図 2 に示す。

これらに示すように、CARO-NA コードは、幅広い燃料仕様範囲に亘って検証を行っており、これらの燃料ふるまいを良く予測できるものとなっている。

なお、最大線出力、 Gd_2O_3 濃度、ペレット密度、及び被覆管直径検証における燃焼度、ペレット-被覆管ギャップ幅については、検証データによる確認がなされていない範囲のものがあるが、これらについては、以下に示すとおり、物性値や照射挙動モデルを適切に取り扱うことにより、適用範囲まで十分予測できるものである。

(1) 被覆管 1%塑性歪評価における線出力の外挿性について

燃料の熱機械設計において、原子炉運転時に想定される異常な過渡変化時の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%塑性歪相当出力を評価するにあたっては、通常の原子炉運転時に想定される線出力よりも仮想的に高めた線出力を用いて評価を行う。

出力過渡時に被覆管に生じる変形は、ペレットの熱膨張により生じるペレット-被覆管間機械的相互作用 (PCMI) が主要因であることから、ペレットの熱膨張モデルを適切に設定するこ



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

とで評価が可能であると考えられる。CARO-NA コードのペレット熱膨張モデルは、多くの文献データを基に、幅広い温度範囲に対して適切に設定するとともに、ペレットの溶融に伴う体積膨張を考慮したものとなっており、実燃料体系においても溶融後のペレット熱膨張を適切に評価できることを照射試験結果に基づき確認している。CARO-NA コードは、上述の通りペレット熱膨張モデルを適切に取り込むとともに、被覆管の降伏応力を適切に設定することにより、最大線出力 62kW/m の範囲まで出力過渡時の被覆管外径変化量を良く予測できるものとなっている。

以上のように、CARO-NA コードでは、ペレットの熱膨張を適切に設定しており、仮想的に高めた線出力を用いた評価により被覆管1%塑性歪相当出力を評価することが可能である。

(2) Gd₂O₃濃度の外挿性について

CARO-NA コードのモデルにおいて、Gd₂O₃入りUO₂燃料は、ペレットの物性値であるペレット熱伝導度および融点の違いとして取り扱っている。CARO-NA コードのペレット熱伝導度モデルでは、燃焼に伴う熱伝導度低下因子と Gd₂O₃ 添加による熱伝導度低下因子がいずれもフォノン熱伝導の補正項としてそれぞれ独立にモデル化されており、熱伝導度の燃焼度依存性は UO₂ 燃料と同一としている。Gd₂O₃ 添加による熱伝導度低下因子については、Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの測定値に基づきモデル化されている。また、本熱伝導度モデルは、照射 Gd₂O₃ 入りUO₂ ペレットに対しても良く一致していることを確認している。また、Gd₂O₃ 入りUO₂ 燃料のペレット融点については、Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの融点測定結果に基づき、融点の Gd₂O₃ 濃度依存性を適切に取り込んでいる。

CARO-NA コードは、上述の通り Gd₂O₃ 添加によるペレット熱伝導度への影響を適切に取り込むとともに、幅広い燃料仕様による UO₂ 燃料の検証データを基に 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をモデルとして適切に設定することにより、4wt%及び 8wt%Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料において、UO₂ 燃料とほぼ同等のペレット燃焼度約 78GWd/t の範囲まで、燃料中心温度を精度良く予測できることを確認している。

また、Gd₂O₃ 入りUO₂ 燃料のFPガス放出挙動については、従来の国内外の照射実績から、Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料と UO₂ 燃料とで有意な差は認められておらず、CARO-NA コードでは、Gd₂O₃ 入りUO₂ 燃料のFPガス放出モデルにUO₂燃料と同一のモデルを用いている。FPガス放出は、燃料温度に依存すると考えられることから、燃料温度を適切に予測することで Gd₂O₃ 入りUO₂燃料についてもUO₂燃料と同等の精度で予測が可能であると考えられる。また、燃料棒内圧についても、FP ガス放出を精度良く予測できること、また、燃焼に伴う焼きしまりやスエリングによる体積変化をモデルとして適切に考慮していることにより、Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料についても UO₂ 燃料と同等の精度で予測が可能であると考えられる。CARO-NA コードでは、Gd₂O₃ 濃度 7wt%までのFPガス放出率及び燃料棒内圧の測定データに基づく検証を行っており、これらを精度良く予測できることを確認している。

なお、被覆管直径変化については、Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料に対する検証がなされていないが、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

上述の通り出力過渡時に被覆管に生じる変形は、ペレットの熱膨張によるペレット-被覆管相互作用が主要因であり、ペレットの熱膨張モデルを適切に設定することにより UO_2 燃料と同等の精度で評価が可能であると考えられる。CARO-NA コードでは、 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の熱膨張を UO_2 燃料と同一のモデルとして扱っているが、 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の熱膨張は、 Gd_2O_3 濃度 10wt%までの範囲で UO_2 燃料と有意な差は見られないこと、また、上述の通り Gd_2O_3 入り UO_2 燃料の温度を精度良く予測できることから、 Gd_2O_3 入り UO_2 燃料に対しても UO_2 燃料と同等の予測が可能であると考えられる。

以上のように、CARO-NA コードにおける Gd_2O_3 入り UO_2 燃料のペレット物性および照射挙動の取扱いは妥当であり、CARO-NA コードが Gd_2O_3 濃度 10wt%までを適用範囲とすることは妥当である。

(3) ペレット密度の外挿性について

ペレット密度はペレットを焼結する過程で組織内に残留する気孔の存在率によって決まるものであることから、CARO-NA コードでは、ペレット中の気孔率をペレット密度と理論密度との差により定義し、この気孔が、ペレット熱伝導度、ヤング率、焼きしまり、クリープに及ぼす影響をそれぞれモデルとして考慮している。

CARO-NA コードでは、表 1 において示したように、ペレット密度の影響を文献データ等に基づきモデルとして適切に取り入れているとともに、以下に示すように、燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化に対する検証結果から、これらのモデルが妥当であることを総合的に確認している。

図 3 に燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化の CARO-NA コードによる検証結果のペレット密度依存性を示す。図に示すように、初期ペレット密度に対して検証結果に系統的な傾向は見られない。

以上のように、CARO-NA コードは、ペレット密度の影響をモデルとして適切に取り入れていること、また、ペレット密度に対する検証精度に系統的な傾向は見られないことから、適用範囲であるペレット密度 95.0~98.5%TD の範囲でペレットのふるまいを適切に予測することが可能である。

(4) 直径検証における燃焼度の外挿性について

被覆管直径変化については、ペレット燃焼度 61GWd/t までの範囲において検証されている。図 4 に被覆管直径検証精度の燃焼度依存性を示すが、ペレット燃焼度 61GWd/t までの範囲で、燃焼度に対する検証精度の系統的な傾向は見られない。

被覆管直径変化に対する燃焼度の影響としては、主として、FP ガスの放出やペレット熱伝導度の低下に伴う燃料温度の変化(即ち、熱膨張量の変化)が挙げられる。CARO-NA コードは、燃料中心温度ならびに FP ガス放出率、燃料棒内圧について、ペレット燃焼度約 80GWd/t の範囲まで検証されており、燃焼度に対して検証精度に系統的な傾向は無く、良好



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

な精度で予測できることを確認している。また、熱伝導度以外の物性値についても 80GWd/t まで燃焼度が伸長したことによって急激に変化するという知見は無く、CARO-NA コードを用いて 61GWd/t までの領域で検証されている評価手法(有限要素法による歪一応力評価)と物性値を用いて 80GWd/t までの範囲の予測を行ってもその予測精度にズレはないものと考えられる。

以上のように、CARO-NA コードはペレット燃焼度 80GWd/t までの範囲において被覆管の直径変化を適切に予測することが可能である。

(5) 直径検証におけるペレット-被覆管ギャップ幅の外挿性について

被覆管直径変化については、0.23mm までの範囲のペレット-被覆管ギャップ幅において検証されている。図 5 に、直径検証精度のペレット-被覆管ギャップ幅依存性を示すが、ギャップ幅に対する検証精度の傾向は無く良好な精度で検証されている。

被覆管直径変化に対するギャップ幅の影響としては、主として、ギャップ熱伝達率の変化に伴う燃料温度の変化(即ち、熱膨張量の変化)が挙げられる。CARO-NA コードは、燃料中心温度ならびに FP ガス放出率、燃料棒内圧について、ペレット-被覆管ギャップ幅 0.30mm の範囲まで検証されている。また、ギャップ幅により、物性値自体が変化することはないことから、CARO-NA コードを用いてギャップ幅 0.30mm までの範囲の予測を行ってもその予測精度にズレはないものと考えられる。

以上より、CARO-NA コードは、ギャップ幅 0.30mm までの範囲において被覆管の直径変化を適切に予測することが可能である。

3. 原子炉設置(変更)許可申請における評価

CARO-NA コードは、本文表 2-1 に示す原子炉設置(変更)許可申請書添付書類八及び添付書類十に記載される評価項目の計算・評価に用いられる。

これらの評価内容のうち、燃料中心温度、燃料棒内圧、FP ガス量、被覆管 1%塑性歪相当出力についてはコードの検証(燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化)によりその妥当性を確認している。

被覆管温度については、燃料棒表面熱伝達やクラッド及び酸化膜による熱伝達、被覆管熱伝導度をモデルとして適切に取り入れることにより、被覆管温度の適切な評価が可能である。

ガス組成については、FP ガス放出率の検証により FP ガス量が精度良く予測できることを確認しているとともに、Xe/Kr 比を適切に設定していること、また、燃料中心温度の検証において、これらガス組成を用いた評価により、燃料中心温度を精度良く予測できることから、その妥当性を確認している。

自由空間体積については、燃焼に伴うペレットの体積変化や被覆管の変形を精度良く予測できるよう、焼きしまりやスエリング、被覆管クリープ等をモデルとして適切に設定するとともに、



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

また、燃料棒内圧の検証により、これらモデルの妥当性を間接的に確認している。

また、ギャップ熱伝達係数については、上述のようにガス組成を適切に評価できるとともに、燃焼に伴うペレットの体積変化や被覆管の変形をモデルとして適切に取り入れることによりギャップ幅を適切に評価できること、また、燃料中心温度の検証において、燃料中心温度を精度良く予測できることから、その妥当性を確認している。

以上のように、原子炉設置(変更)許可申請における評価に CARO-NA コードを用いることは妥当である。

4. モデルの外挿性について

CARO-NA コードに組み込まれたモデルの外挿性の基本的な考え方として、個々のモデルがコードの適用範囲内において実測値に基づき適切に設定されていること及び検証データの範囲で検証精度に系統的な傾向が無く評価されていることを確認することにより、検証データの範囲を超えた領域においても評価が妥当であると判断している。

各検証項目について、支配的となる因子を抽出し、それらに対する影響評価をまとめものを表 3 に示す。

表に示したように、 UO_2 燃料に対する Gd_2O_3 の添加による影響は、ペレットの物性値であるペレット熱伝導度の違いが主要なものであり、 Gd_2O_3 添加によるペレット熱伝導度への影響を適切に取り込むことにより、燃料中心温度、FP ガス放出、燃料棒内圧、被覆管直径変化を適切に予測できるものである。

以上のように、CARO-NA コードにおける Gd_2O_3 入り UO_2 燃料のペレット物性および照射挙動の取扱いは適切であり、 Gd_2O_3 濃度 10wt%までの範囲における評価は妥当であると判断している。



表 1(1) CARO-NA コードに用いている物性値、挙動モデルの検証範囲

(1) ペレット

モデル	依存パラメータ	検証範囲	モデルの妥当性
熱伝導度	温度	~2800 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・フォノンによる熱伝導への寄与^[1]及び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、未照射 UO₂ の文献データ^[2~12]に基づき設定 ・気泡率の補正は Loeb の式^[13]に基づき設定 ・Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの測定データ^[14~17]に基づき Gd₂O₃ 濃度依存性を考慮 ・高燃焼度領域までの熱伝導度測定データ^[18~23]に基づき熱伝導度低下因子を考慮 ・リム組織形成による気泡析出の影響を考慮^[24]
	燃焼度	~96 GWd/t	
	ペレット密度	90~99 %TD	
	Gd ₂ O ₃ 濃度	~10 wt%	
融点	燃焼度	~約 120 GWd/t	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射 UO₂ に対し、文献値^[25~31]の下限側のデータを使用 ・測定データ^[27,32,33]に対し、燃焼による融点低下を保守的に設定^[34] ・Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの測定データに基づき Gd₂O₃ 添加による融点低下を保守的に考慮
	Gd ₂ O ₃ 濃度	~10 wt%	
ヤング率	温度	~約 1400 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射 UO₂ の文献データ^[35~37]に基づき設定 ・燃焼度依存性に関する知見は得られていない ・Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの範囲で影響は小さいことが知られており^[38]、UO₂ と同一のモデルとしている
	ペレット密度	91~96 %TD	
ポアソン比	—	—	<ul style="list-style-type: none"> ・温度およびペレット密度による影響は小さく、一定値としている^[39] ・燃焼度依存性に関する知見は得られていない ・Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの範囲で影響は小さいことが知られており^[38]、UO₂ と同一のモデルとしている
降伏応力	温度	900~2000 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射 UO₂ の文献^[40]データに基づき設定 ・本モデルは FEMAXI^[41]においても採用されている ・燃焼度依存性に関する知見は得られていない ・Gd₂O₃ 濃度依存性に関する知見は得られていない
熱膨張	温度	~3000 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射 UO₂ の文献データ^[42~45]に基づき設定 ・ペレット溶融による体積膨張を考慮^[43] ・試験炉照射データにより確認^[46~51] ・燃焼度依存性に関する知見は得られていない ・Gd₂O₃ 濃度 10wt%までの範囲で影響は小さいことが知られており^[52]、UO₂ と同一のモデルとしている
焼きしまり スエリング	初期ペレット密度 (焼きしまり)	95~97 %TD	<ul style="list-style-type: none"> ・高燃焼度領域までのペレット密度測定結果^[53~55]との比較により、ペレットの体積変化を総合的に確認 ・高燃焼度領域における体積の増加を考慮 ・従来の照射実績から、Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料と UO₂ 燃料とで有意な差は認められておらず、UO₂ と同一のモデルとしている
	燃焼度	~約 100 GWd/t	
クリープ	温度	440~1800 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・MATPRO^[56]に基づき設定 ・被覆管直径検証により間接的に確認
	相当応力	7~110 MPa	
	ペレット密度	92~98 %TD	
	核分裂率	8.4×10 ¹⁷ ~1.18×10 ²⁰ fission/m ³ /s	



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 1(2) CARO-NA コードに用いている物性値、挙動モデルの検証範囲

(2) 被覆管

モデル	依存パラメータ	検証範囲	モデルの妥当性
熱伝導度	温度	~1500°C	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射ジルカ洛伊-2 およびジルカ洛伊-4 の文献データ^[57-62]に基づき設定 ・照射材に対しても適用できることを、文献値^[63,64]との比較により確認
ヤング率	温度	~860°C	<ul style="list-style-type: none"> ・未照射ジルコニウム, ジルカ洛伊-2, ジルカ洛伊-4 の文献値^[56,65,66]との比較により確認 ・照射量依存性に関する知見はなく、公開コード^[41]と同様に照射による影響を考慮していない
ポアソン比	—	—	<ul style="list-style-type: none"> ・温度に対する一義的な傾向が確認されていない^[59,65]ことから一定値として設定 ・照射量依存性に関する知見はなく、公開コード^[67]と同様に照射による影響を考慮していない
降伏応力	温度	200~450°C	<ul style="list-style-type: none"> ・運転時で想定される温度範囲に対して、未照射及び照射被覆管の強度試験データ^[54,68,69]を基に設定 ・照射材に対しては、約 450°C 以上で温度上昇による欠陥の回復を考慮し、未照射の値まで低下するものと仮定
	高速中性子照射量	~14×10 ²¹ n/cm ²	
熱膨張	温度	~500°C	<ul style="list-style-type: none"> ・運転時で想定される温度範囲に対して、文献値^[39,59,70,71]との比較により確認 ・照射量依存性に関する知見はなく、公開コード等^[39,41]と同様に照射による影響を考慮していない
照射成長	高速中性子照射量	~12×10 ²¹ n/cm ²	<ul style="list-style-type: none"> ・実炉で照射された燃料棒の伸び測定データ^[72,73]との比較により確認。
クリープ	温度	約 286 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・文献^[74]に基づくモデルであり、材料に依存する定数を測定値との比較計算により設定 ・炉内クリープ試験測定データに対してモデルが一致することにより確認 ・被覆管直径検証において総合的に確認。
	時間	1670 day	
	周方向応力	~70MPa	
	高速中性子束	6~7×10 ¹³ n/cm ² s	

(3) 照射挙動

モデル	依存パラメータ	検証範囲	モデルの妥当性
ギャップ熱伝達率	温度	~約 2230°C	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料中心温度の検証において、総合的に確認
	ギャップ幅	(初期ギャップ幅) 0.05~0.33 mm	
	ガス圧力	(初期加圧量) 0.1~2.5MPa	
リロケーション	燃焼度	~80 GWd/t	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料中心温度の検証において、総合的に確認
	ギャップ幅	(初期ギャップ幅) 0.05~0.33 mm	
径方向出力分布	濃縮度	~4 wt%	<ul style="list-style-type: none"> ・燃焼計算コードによる計算結果に基づき設定 ・照射後ペレットの EPMA 測定による燃焼度分布との比較により確認 ・燃料挙動の検証において、総合的に確認
	燃焼度	~61 GWd/t	
FP ガス放出率	温度	~2720 °C	<ul style="list-style-type: none"> ・FP ガス放出率の検証において、総合的に確認
	燃焼度	~82 GWd/t	
リム幅	ペレット燃焼度	~約 100 GWd/t	<ul style="list-style-type: none"> ・照射後ペレットにおける測定データ^[24,53,75,76]に基づき設定



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

表 2 CARO-NA コードの検証データの仕様範囲

検証項目	燃料材料	本数	データ範囲																	
			燃料棒平均 燃焼度 (GWd/t)	ペレット 燃焼度 (GWd/t)	最大 線出力 (kW/m)	燃料棒 外径 (mm)	被覆管 肉厚 (mm)	ペレット 外径 (mm)	ペレット 密度 (%T.D.)	He 加圧量 (MPa) (abs)	ペレット-被覆管 ギャップ幅 (直径キヤップ) (mm)	Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)								
燃料中心温度	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
FPガス放出率	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
燃料棒内圧	UO ₂																			
	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂																			
被覆管 直径変化	UO ₂																			
コード適用範囲	UO ₂ 、 Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	---	0~70	0~80	0~44 (通常運転時)	10.2 ~ 12.4	0.50 ~ 0.95	8.8 ~ 10.5	95.0 ~ 98.5	0.4 ~ 1.1	0.1 ~ 0.3	0 ~ 10								

[燃料中心温度]

表3(1) 各検証項目の支配因と影響評価

支配因子の考え方
 燃料中心温度の評価に影響する支配因子は、ペレット内の伝熱特性に直接影響する物性であるペレット熱伝導度であり、燃焼度および温度、 Gd_2O_3 濃度依存性が適切にモデル化されていることにより、適切な評価が可能であると考えられる。
 なお、燃料中心温度の評価には、ペレット被覆管ギャップ部の熱伝達も影響するが、ペレット内の温度勾配(ペレット熱伝導度により支配される)と比較してギャップ部における温度差が小さい。

タイプ	主な外挿要因	データ範囲	適用範囲	外挿範囲	支配因子	影響評価	外挿方法と妥当性	
UO ₂	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		—	—	—	
	最大線出力 [kW/m]		0~44		—	—	—	
	ペレット密度 [%TD]		95.0~98.5		ペレット熱伝導度 (密度依存性)	ペレット熱伝導度に対するペレット密度の影響は、気孔の存在率による影響として考慮され、Loebの式に基づき気孔率に対する熱伝導度の補正を行っている。ペレット密度90~99%TDまでの未照射UO ₂ ペレットの熱伝導度測定結果との比較から、上記Loebの式による補正が妥当であることを確認している。	左記に示すように、ペレットの熱伝導度をモデルとして適切に取り入れていることから、適用範囲内での使用は妥当である。	
Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		ペレット熱伝導度 (燃焼度依存性)	ペレット熱伝導度に対する燃焼度の影響は主に固溶PPの蓄積や照射欠陥の蓄積に起因するものであることから、UO ₂ とGd ₂ O ₃ 入りUO ₂ で差はないと考えられ、燃焼度依存性はUO ₂ と同一のモデルとしている。燃焼度依存性については、燃焼度96GWd/tまでのUO ₂ ペレットの熱伝導度測定値との比較により妥当性を確認している。		
	最大線出力 [kW/m]		0~44		ペレット熱伝導度 (温度依存性)	未照射および照射ペレットの熱伝導度測定結果に基づき、3000℃までのペレット熱伝導度をモデルとして適切に取り入れている。	左記に示すように、ペレットの熱伝導度をモデルとして適切に取り入れていることから、適用範囲内での使用は妥当である。	
	ペレット密度 [%TD]		95.0~98.5		ペレット熱伝導度 (密度依存性)	ペレット熱伝導度に対するペレット密度の影響は、気孔の存在率による影響として考慮されることから、UO ₂ とGd ₂ O ₃ 入りUO ₂ で差はないと考えられ、UO ₂ と同じくLoebの式による補正が適用可能である。		
	Gd ₂ O ₃ 濃度 [wt%]		0~10		ペレット熱伝導度 (Gd ₂ O ₃ 濃度依存性)	ペレット熱伝導度に対するGd ₂ O ₃ 添加による影響は不純物の存在によるフォノン伝導の低下因子として考慮している。Gd ₂ O ₃ 濃度の依存性については、10wt%までの未照射Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂ ペレットの熱伝導度測定値との比較から妥当であることを確認している。また、上記考えを基としたモデルが照射Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂ ペレットの熱伝導度測定値を再現できることを確認している。		

[FP ガス放出率]

表3(2) 各検証項目の支配因子と影響評価

支配因子の考え方
 FPガス放出の予測において支配的な因子は、FPガス放出特性そのものであり、燃焼度依存性および温度依存性が適切にモデル化されていること、また、FPガス放出に影響する燃料温度の評価が適切に行われることにより、適切な評価が可能であると考えられる。

タイプ	主な外挿要因	データ範囲	適用範囲	外挿範囲	支配因子	影響評価	外挿方法と妥当性
UO ₂	燃料棒平均燃焼度 [GWd/t]		0~70		—	—	—
	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		—	—	—
	最大線出力 [kW/m]		0~44		—	—	—
Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	燃料棒平均燃焼度 [GWd/t]		0~70		FPガス放出特性 (燃焼度依存性)	従来の照射実績から、Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ 燃料の FP ガス放出特性は UO ₂ 燃料と比較して有意な差は認められておらず、CARO-NA コードでは UO ₂ と同じモデルを用いている。	左記に示すように、FP ガス放出特性は UO ₂ と Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ で差はないこと、Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ 燃料の温度を適切に予測できることから、適用範囲内での使用は妥当である。
	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80				
	最大線出力 [kW/m]		0~44		FPガス放出特性 (温度依存性)	[燃料中心温度]で示した通り、ペレット熱伝導度の Gd ₂ O ₃ 濃度依存性を適切に考慮しており、Gd ₂ O ₃ 濃度 10wt%までの範囲で燃料温度を適切に予測できる。	
	Gd ₂ O ₃ 濃度 [wt%]		0~10		燃料温度 (ペレット熱伝導度)		

表3(3) 各検証項目の支配因と影響評価

支配因子の考え方
 燃料棒内圧の予測において支配的な因子は、FP ガス放出量の評価である。[FP ガス放出率]で記した通り、FP ガス放出特性が適切にモデル化されていること、燃料棒内圧の予測が適切に行われることにより、FP ガス放出量が適切に評価され、これにより燃料棒内圧も適切に評価されると考えられる。

[燃料棒内圧]

タイプ	主な外挿要因	データ範囲	適用範囲	外挿範囲	支配因子	影響評価	外挿方法と妥当性
UO ₂	燃料棒平均燃焼度 [GWd/t]		0~70		—	—	—
	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		—	—	—
	最大線出力 [kW/m]		0~44		—	—	—
Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂	燃料棒平均燃焼度 [GWd/t]		0~70		FP ガス放出特性 (燃焼度依存性)	従来の照射実験から、Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂ 燃料のFP ガス放出特性はUO ₂ 燃料と比較して有意な差は認められておらず、CARO-NA コードではUO ₂ と同じモデルを用いている。	左記に示すように、FP ガス放出特性は、UO ₂ とGd ₂ O ₃ 入りUO ₂ で差はないこと、Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂ 燃料の温度を適切に予測できることから、FP ガス放出量を適切に評価できることから、適用範囲内での使用は妥当である。
	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		FP ガス放出特性 (温度依存性)	FP ガス放出特性はUO ₂ 燃料において、適用範囲であるペレット燃焼度 80GWd/t、最大線出力 44kW/m まで検証がなされており、妥当であることを確認している。	
	最大線出力 [kW/m]		0~44		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	[燃料中心温度]で示した通り、ペレット熱伝導度の Gd ₂ O ₃ 濃度依存性を適切に考慮しており、Gd ₂ O ₃ 濃度 10wt%までの範囲で燃料温度を適切に予測できる。	
	Gd ₂ O ₃ 濃度 [wt%]		0~10				

[被覆管直径変化]

表3(4) 各検証項目の支配因と影響評価

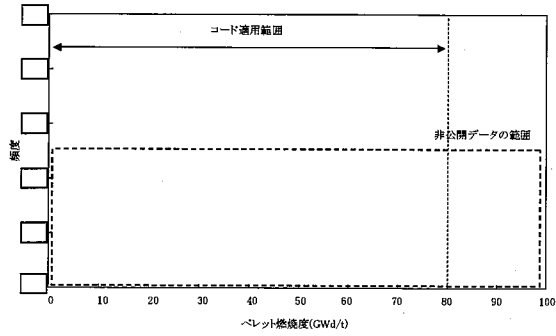
支配因子の考え方

出力が過渡期に生じる被覆管の直径変化は、ペレットの熱膨張によるペレット-被覆管相互作用が主要因であることから、ペレットの熱膨張を適切にモデル化すること、また、熱膨張に影響する燃料温度の評価を適切に行うことにより、適切な評価が可能であると考えられる。
なお、被覆管の直径変化は出力過渡を生じる直前でのペレット-被覆管ギャップ幅にも影響を受けるが、燃焼度 \square GWd/t までの範囲で検証がなされており、これ以上の燃焼度範囲についてはギャップ幅の影響は小さい。

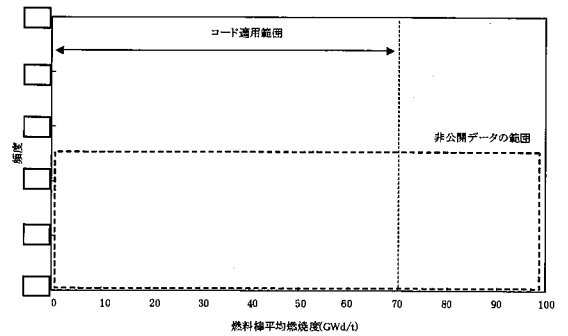
タイプ	主な外挿要因	データ範囲	適用範囲	外挿範囲	支配因子	影響評価	外挿方法と妥当性
UO ₂	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	ペレット燃焼度 80GWd/t までの範囲で燃料中心温度の検証がなされており、ペレット熱膨張量を適切に評価できる。	左記に示すように熱膨張モデルを適切に取り入れているとともに、熱膨張の要因となる燃料温度を適切に予測できることから、適用範囲内での使用は妥当である。
	最大線出力 [kW/m]		0kW/m ~ 1%塑性歪 相当出力		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	未照射および照射ペレットの熱伝導度測定結果に基づき、1%塑性歪相当出力を評価するにあたって十分な温度である 3000°C までのペレット熱伝導度をモデルとして適切に取り入れている。	
					ペレット熱膨張	未照射ペレットの熱膨張量測定結果に基づき、1%塑性歪相当出力を評価するにあたって十分な温度である 3000°C までのペレット熱膨張をモデルとして適切に取り入れている。また、ペレット溶融に伴う体積膨張をモデルとして適切に取り入れている。	
Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂	ペレット燃焼度 [GWd/t]		0~80		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	[燃料中心温度]で示した通り、ペレット熱伝導度の燃焼度依存性を適切に考慮しており、ペレット燃焼度 80GWd/t までの範囲で燃料温度を適切に予測できる。	左記に示すように熱膨張モデルを適切に取り入れているとともに、熱膨張の要因となる燃料温度を適切に予測できることから、適用範囲内での使用は妥当である。
	最大線出力 [kW/m]		0kW/m ~ 1%塑性歪 相当出力		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	UO ₂ ペレットと同様に、1%塑性歪相当出力を評価するにあたって十分な温度である 3000°C までのペレット熱伝導度をモデルとして適切に取り入れている。	
					ペレット熱膨張	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ ペレットの熱膨張は、Gd ₂ O ₃ 濃度 10wt% までの範囲で UO ₂ ペレットと有意な差は見られないことから、UO ₂ と同じモデルを用いている。	
	Gd ₂ O ₃ 濃度 [wt%]		0~10		燃料温度 (ペレット熱伝導度)	[燃料中心温度]で示した通り、ペレット熱伝導度の Gd ₂ O ₃ 濃度依存性を適切に考慮しており、Gd ₂ O ₃ 濃度 10wt% までの範囲で燃料温度を適切に予測できる。	
					ペレット熱膨張	Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂ ペレットの熱膨張は、Gd ₂ O ₃ 濃度 10wt% までの範囲で UO ₂ ペレットと有意な差は見られないことから、UO ₂ と同じモデルを用いている。	



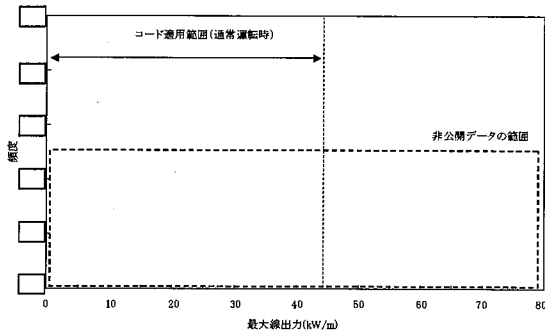
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



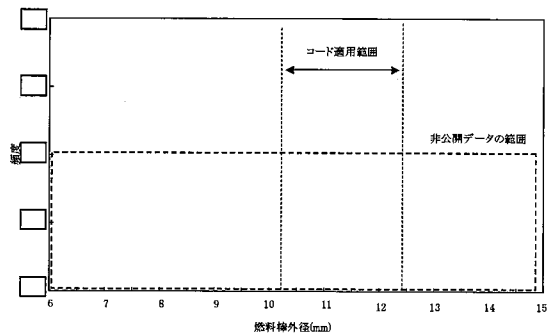
(a) ペレット燃焼度



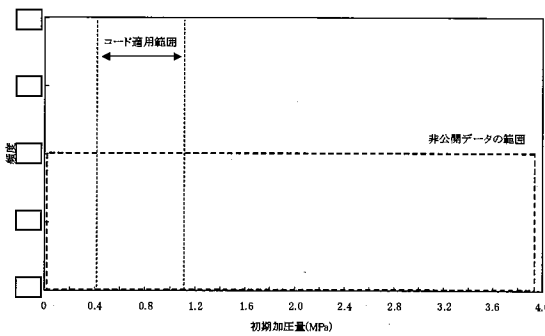
(b) 燃料棒平均燃焼度



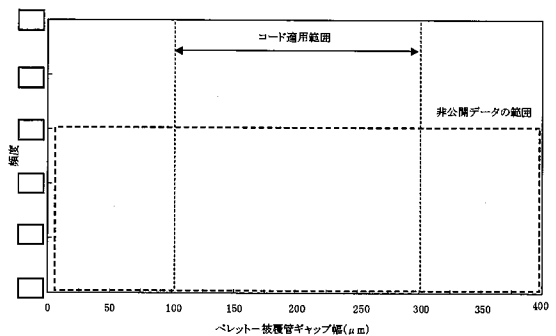
(c) 最大線出力



(d) 燃料棒外径



(e) 初期加圧量



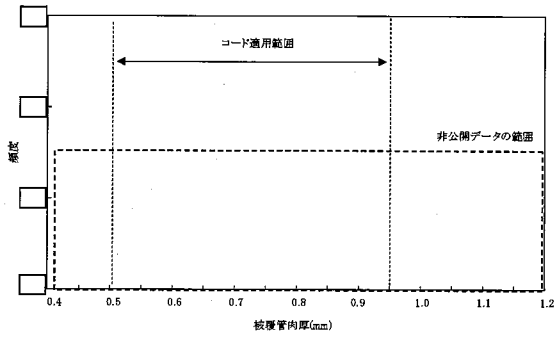
(f) ペレット-被覆管ギャップ幅

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

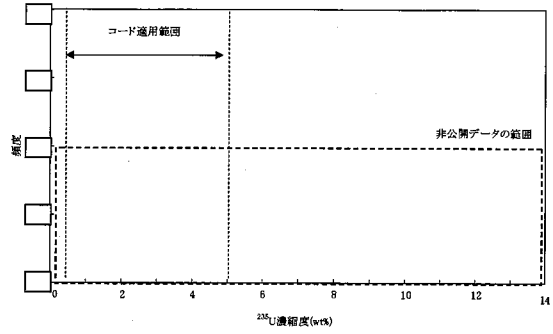
図 1(1) 検証データ取得範囲(ヒストグラム)



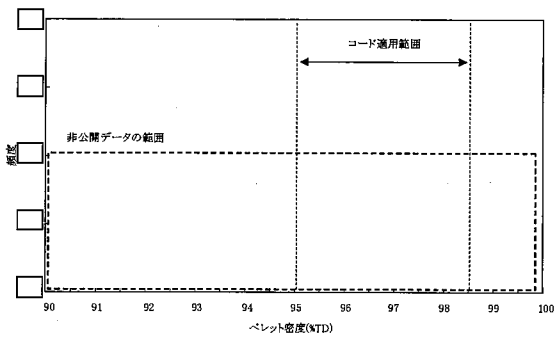
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



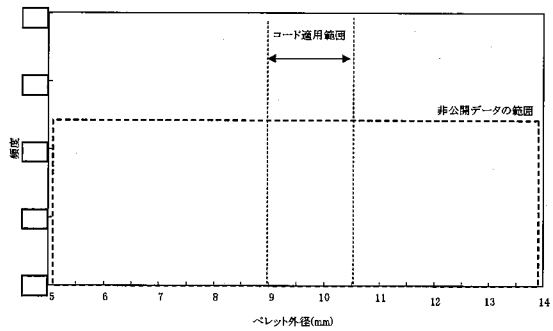
(g) 被覆管肉厚



(h) ^{235}U 濃縮度



(i) ペレット密度



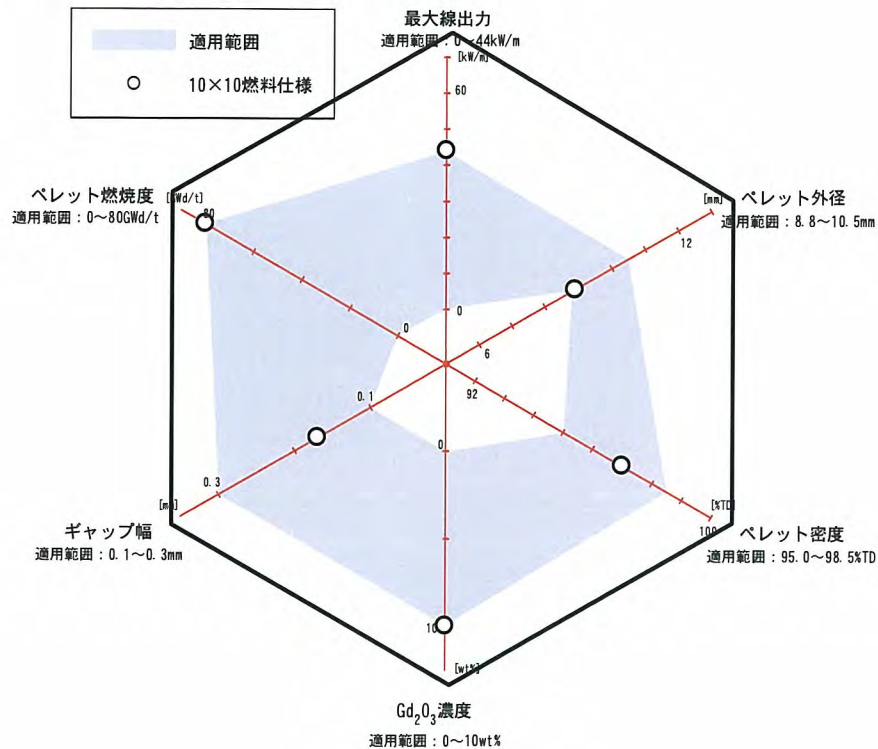
(j) ペレット外径

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

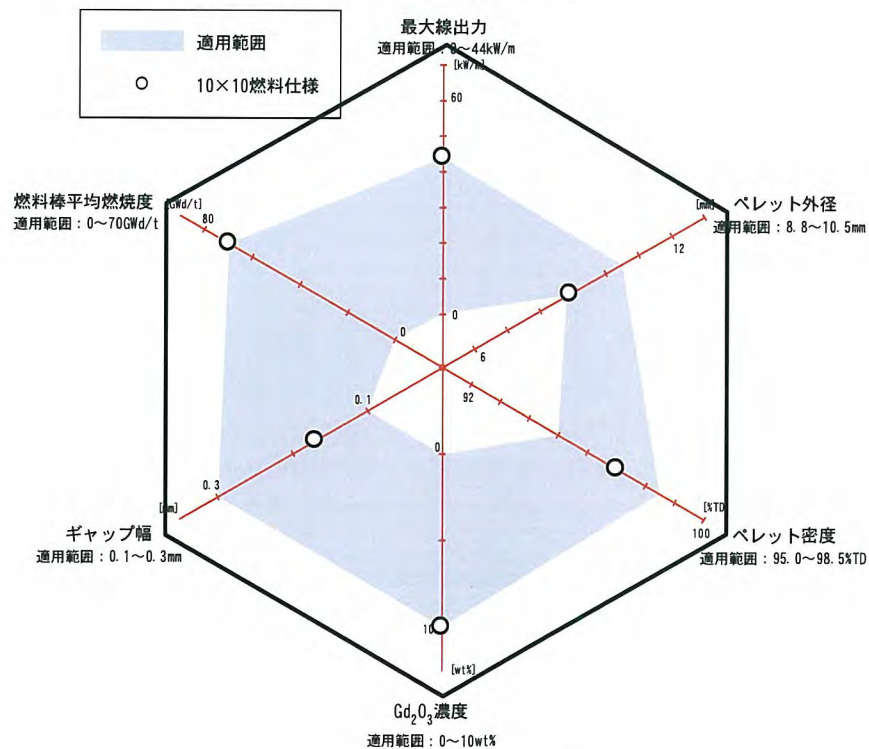
図 1(2) 検証データ取得範囲(ヒストグラム)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(a) 燃料中心温度



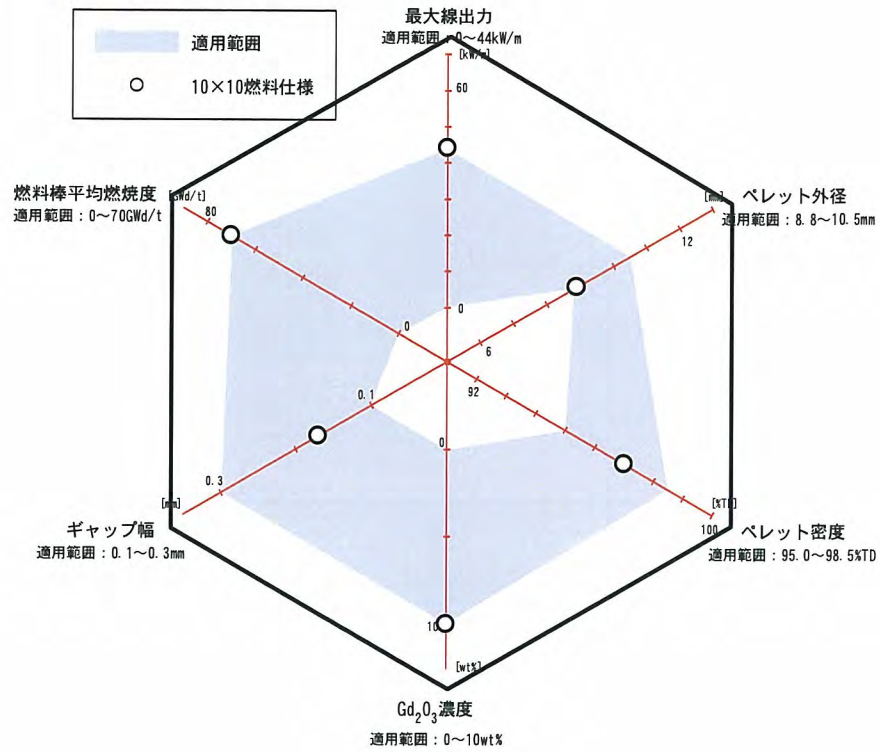
(b) FP ガス放出率

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

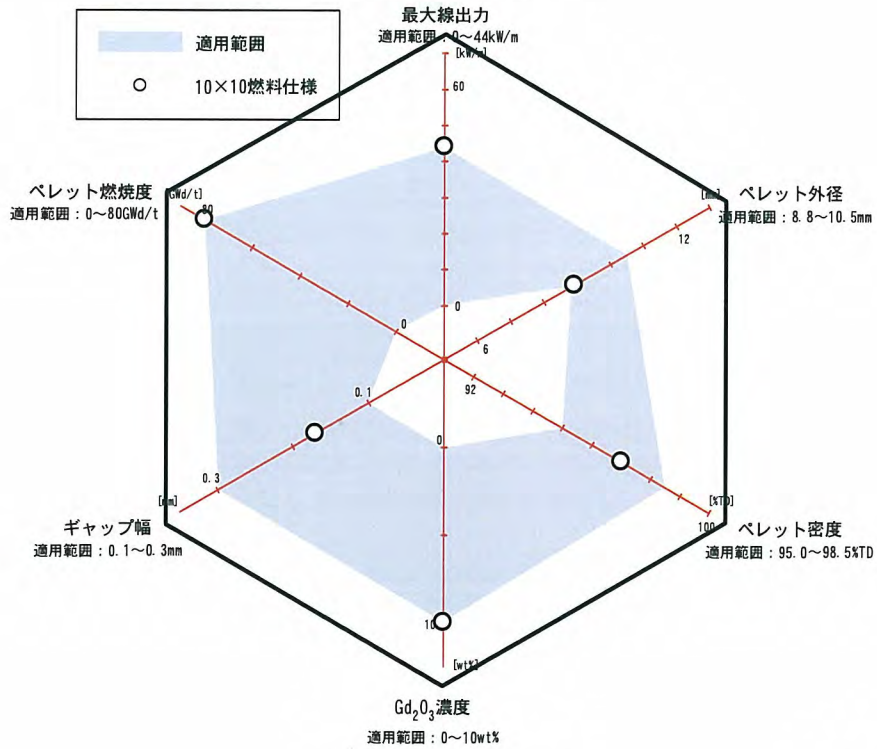
図 2(1) 検証データ取得範囲(パラメータの相関)



Nuclear Fuel Industries, Ltd.



(c) 燃料棒内圧



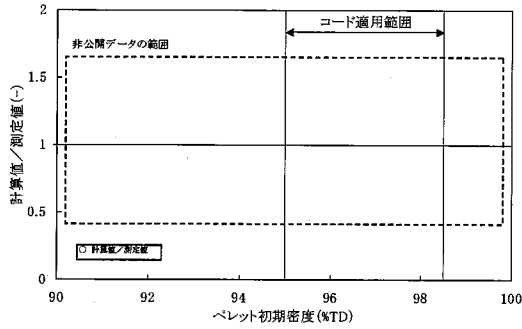
(d) 被覆管直径変化

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません

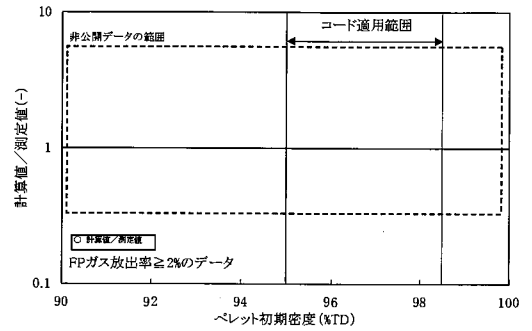
図 2(1) 検証データ取得範囲(パラメータの相関)



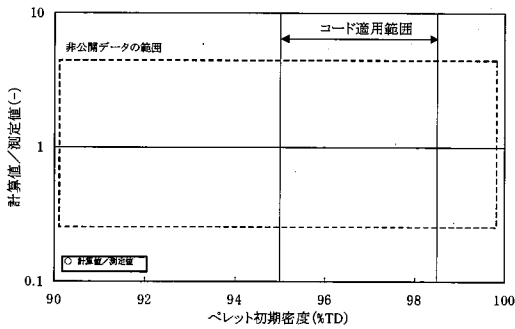
Nuclear Fuel Industries, Ltd.



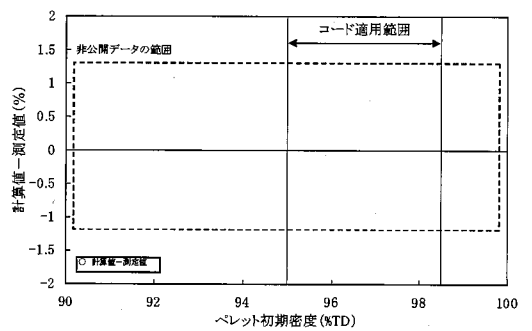
(a) 燃料中心温度



(b) FP ガス放出率



(c) 燃料棒内圧



(d) 被覆管直径変化

図3 検証精度のペレット密度依存性

黒枠内のデータは
機密情報につき
公開できません



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

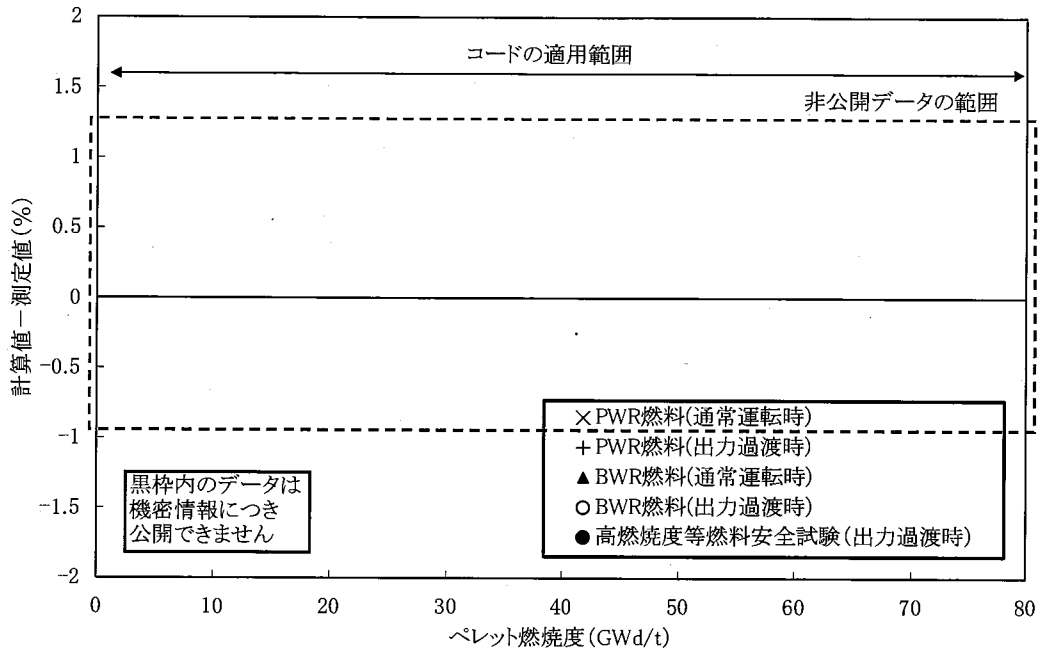


図4 直径検証精度の燃焼度依存性

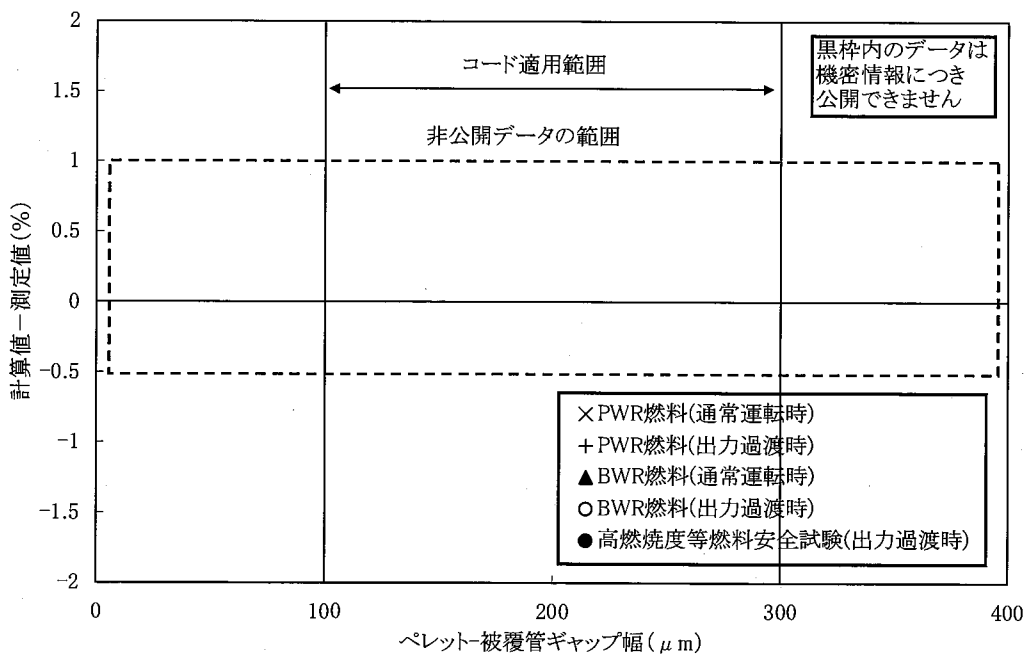


図5 直径検証精度のペレット-被覆管ギャップ幅依存性



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

3. 参考文献

- [1] Donald R. Olander: "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements"
- [2] A.D.Feith, "Thermal Conductivity of Several Ceramic Materials to 2500 °C", GE-TM-64-10-4, (1964)
- [3] 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)
- [4] J.L.Bates, "High Temperature Thermal Conductivity of "Round Robin" Uranium Dioxide", BNWL-1431, (1970)
- [5] M. F. Lyons, et al., DOCKET-50331, pp.3.2-11, (1967)
- [6] DOCKET-50250-3, pp.3-87, (1966)
- [7] J.A.Christensen, et al., "Uranium Dioxide Thermal Conductivity," Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 391-392 (1964)
- [8] T.G.Godfrey, et al., "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556 (1964)
- [9] 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)
- [10] 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)
- [11] 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)
- [12] 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)
- [13] 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)
- [14] M.Hirai, et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO₂-Gd₂O₃", Journal of Nuclear Science and Technology, 28[11], pp.995-1000, (1991)
- [15] 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)
- [16] Y.Kosaka, et al., "Thermal Properties and Irradiation Behavior of Gd Fuel", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 219-230 (1996)
- [17] 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)
- [18] K. Ohira, et al., "Thermal Conductivity Measurement of High Burnup UO₂ Fuel Pellet and a



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Benchmark Calculation of Fuel Center Temperature”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, p.541, Portland, USA (1997).
- [19] 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
- [20] J.Nakamura, et al., “Thermal Conductivity of High Burnup UO₂ Pellet”, Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 127-137 (1996)
- [21] K. Minato, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂”, Journal of Nuclear Materials, 288, pp.57-65 (2001)
- [22] M.Amaya, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ pellets”, Journal of Nuclear Materials, 300, pp.57-64, (2002)
- [23] 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
- [24] 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)
- [25] H.Hausner, “Determination of the Melting Point of Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 15, 3, pp.179-183 (1965)
- [26] W.L.Lyon et al., “The Solid-Liquid Phase Diagram for the UO₂-PuO₂ System”, Journal of Nuclear Materials, 22, pp.332-339 (1967)
- [27] S.Yamanouchi et al., “Melting Temperature of Irradiated UO₂ and UO₂-2wt%Gd₂O₃ Fuel Pellets up to Burnup of about 30 GWd/t”, Journal of Nuclear Science and Technology, 25, 6, pp.528-533 (1988)
- [28] S.Yamamoto, et al., “Melting Temperature and Thermal Conductivity of Irradiated Mixed Oxide Fuel”, Journal of Nuclear Materials, 204, pp.85-92 (1993)
- [29] M.H.Rand, et al., “The Thermodynamic Properties of the Urania Phase”, Rev. Int. Hautes Tempér. Réfract., 15, pp.355-365 (1978)
- [30] E.A.Aitken et al., “A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Urania at High Temperature”, GEAP-5672 (1968)
- [31] 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)
- [32] 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)
- [33] 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
- [34] J.A.Christensen, et al., “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide” Transactions of the



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- American Nuclear Society, 7, pp.390-391 (1964)
- [35] A.Padel and C.de Novion, "Constants Elastiques des Carbures, Nitrides et Oxydes d'Uranium et de Plutonium", Journal of Nuclear Materials, 33, pp.40-51 (1969)
- [36] A.R.Hall, "Elastic Moduli and Internal Friction of Some Uranium Ceramics", Journal of Nuclear Materials, 37, pp.314-323 (1970)
- [37] J.Belle and B.Lustman, "Properties of Uranium Dioxide", Fuel Elements Conference, Paris, France, November 18-23, 1957, TID-7546, pp.480-481 (1958)
- [38] 平井他, "Gd₂O₃-UO₂, Nb₂O₅-UO₂, Ti-UO₂ペレットの弾性定数", 日本原子力学会昭和60年分科会予稿集 F58
- [39] "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)
- [40] 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)
- [41] 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)
- [42] 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)
- [43] J.A.Christensen, "Thermal Expansion and Change in Volume of Uranium Dioxide on Melting", Journal of the American Ceramic Society, 46, 12, p.607-608 (1963)
- [44] M.Hoch and A.C.Momin, "High Temperature Thermal Expansion of UO₂ and ThO₂", High Temperatures - High Pressures, 1, 4, pp.401-407 (1969)
- [45] M.T.Hutchings, "High-Temperature Studies of UO₂ and ThO₂ using Neutron Scattering Techniques", Journal Chemical Society Faraday Transactions II, 83, pp.1083-1103 (1987)
- [46] M.J.F.Notley and W.D.C.Fitzsimmons, "The Irradiation of Hydraulic Rabbit Specimens to Study Sheath Deformation", AECL-1664 (1962)
- [47] R.D.Macdonald and A.S.Bain, "Irradiation of Zircaloy-2 Clad UO₂ to Study Sheath Deformation", AECL-1685 (1962)
- [48] M.J.F.Notley and A.S.Bain, S.Ananthkrishnan, G.W.Parry, "Zircaloy Sheathed UO₂ Fuel Elements Irradiated at Values of $\int kd \theta$ Between 40 and 83 W/cm", AECL-1676 (1962)
- [49] M.J.F.Notley, "The Thermal Conductivity of Columnar Grains in Irradiated UO₂ Fuel Elements", AECL-1822 (1963)
- [50] M.J.F.Notley and J.R.MacEwan, "The Effect of Uranium Dioxide Density on Fission Product Gas Release and Sheath Expansion", AECL-2230 (1965)
- [51] A.S.Bain, "Irradiation of UO₂ Specimens with Molten Cores in a Pressurized Water Loop. Test X-2-x", AECL-1464 (1961)
- [52] T.Wada et al., "Behavior of UO₂ - Gd₂O₃ Fuel", Nuclear Fuel Performance, British Nuclear



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

- Energy Society Conference, London, England, October 1973.
- [53] 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)
- [54] 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
- [55] 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)
- [56] MATPRO-09, "A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", USNRC TREE NUREG-1005 (1976)
- [57] J.N.Chirigos, et al, "Development of Zircaloy-4", Fuel Element Fabrication, New York: Academic Press, pp.19-55, (1961)
- [58] A.D.Feith, "Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Zircaloy-4", GEMP-669, (1966)
- [59] D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4", WCAP-3269-41, pp5-9, (1965)
- [60] W.K.Anderson, et al., "Zirconium Alloys", Reactor Structural Materials: Engineering Properties as Affected by Nuclear Reactor Service, ASTM STP-314, pp62-93, (1962)
- [61] 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)
- [62] A.E.Powers, "Application of the Ewing Equation for Calculating Thermal Conductivity from Electrical Conductivity", USAEC KAPL-2146, (1961)
- [63] 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)
- [64] 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)
- [65] 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)
- [66] 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)
- [67] "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)
- [68] 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,



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

Japan (1984)

- [69] F.H.Megerth, "Zircaloy-Clad UO₂ Fuel Rod Evaluation Program", GEAP-10079 (1969)
- [70] J.J.Kearns, "Thermal Expansion and Preferred Orientation in Zircaloy", WAPD-TM-472 (1965)
- [71] R.L.Mehan and F.W.Wiesinger, "Mechanical Properties of Zircaloy-2", KAPL-2110 (1961)
- [72] 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
- [73] 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
- [74] G. Senski, A. Kunick, "A Phenomenological Thermal and Irradiation Creep Model for Zircaloy", 5th SMiRT Conf., Berlin (1979), paper C3/3
- [75] M.E.Cunningham, et al., "Development and characteristics of the rim region in high burnup UO₂ fuel pellets", Journal of Nuclear Materials, 188, pp.19-27 (1992)
- [76] K.Lassmann et al., "Modeling the High Burnup Fuel UO₂ Structure in LWR Fuel", Journal of Nuclear Materials, 226, pp.1-8 (1995).



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

燃料棒熱機械設計コード

CARO-NA について

【添付資料 3】

統計的評価手法について



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

【添付資料 3】 統計的評価手法について

燃料棒の熱機械設計解析における被覆管1%塑性歪相当出力の評価は、炉心内の全ての燃料棒が寿命中に経験する出力を包絡し、かつ、これに余裕を考慮した設計用出力履歴を仮定した上で、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う。

具体的には、燃料棒熱機械設計コードにより、温度、内圧等の燃料棒特性の統計的分布の中央値(以下、「公称値」という)及び標準偏差が次のようにして求められる。まず、燃料棒熱機械設計コードの入力変数($X_1, X_2, \dots, X_i, \dots, X_n$)の全ての値が公称値 \bar{X}_i とされることにより、燃料棒特性の公称値 \bar{Y} が得られる。燃料棒特性の統計的分布の標準偏差 σ_Y は、個々の入力変数が単独に公称値 \bar{X}_i から ΔX_i だけ変化したときの燃料棒特性の公称値 \bar{Y} からの変化 ΔY より誤差伝播理論に基づき、下式により評価される。

$$\sigma_Y^2 = \sum_{i=1}^n (\Delta Y / \Delta X_i)^2 \cdot \sigma_{X_i}^2$$

ここで、

$\Delta Y / \Delta X_i$: 燃料棒特性 Y の入力変数 X_i に対する感度

σ_{X_i} : 入力変数 X_i の標準偏差

この方法により、1%塑性歪に達するまでの出力の95%確率下限値が評価される。また、被覆管温度、燃料棒内圧の公称値及び標準偏差についても同様の方法で求められ、被覆管の応力・疲労解析の入力条件のひとつとして引き継がれる。



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

【添付資料 4】

原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ 付録資料 3
付録資料 3 添付-1 「コード検証の比較(変更前と変更後の比較)」

本資料は、原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ
に提出した資料(付録資料 3 添付-1)である。

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」
RET-6376 改訂2

コードの検証結果
(変更前と変更後の比較)

平成 21 年 11 月

原子燃料工業株式会社

原子燃料工業機密資料

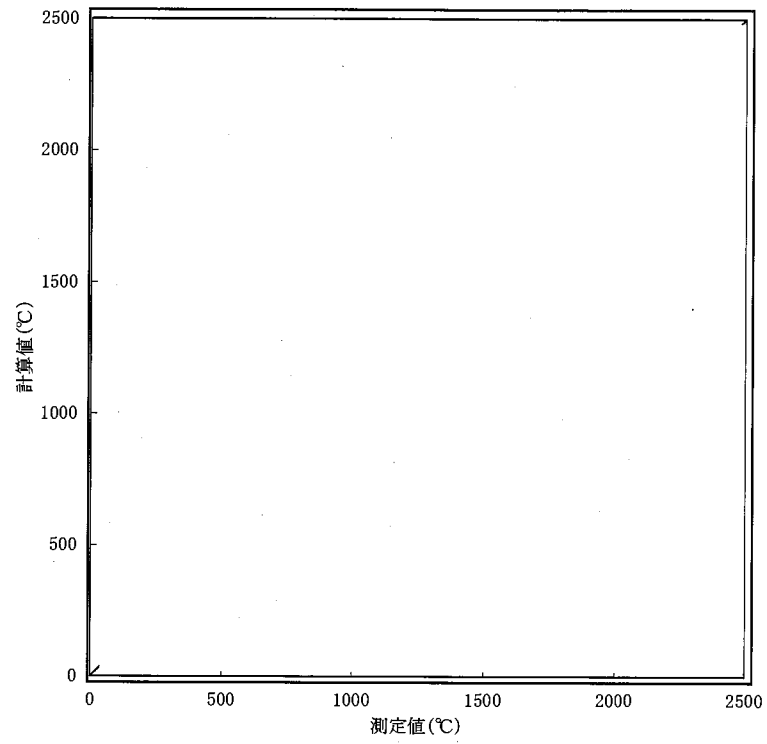
本資料は、当社及び／又は協力会社の商業機密を含んでいる可能性があるため、本提出（又は貸与）目的以外に使用されること及び当社承認を得ないで本資料を第三者に伝達、開示されることは固くお断り申し上げます。

また、 の箇所は商業機密に該当しますので、開示できません。

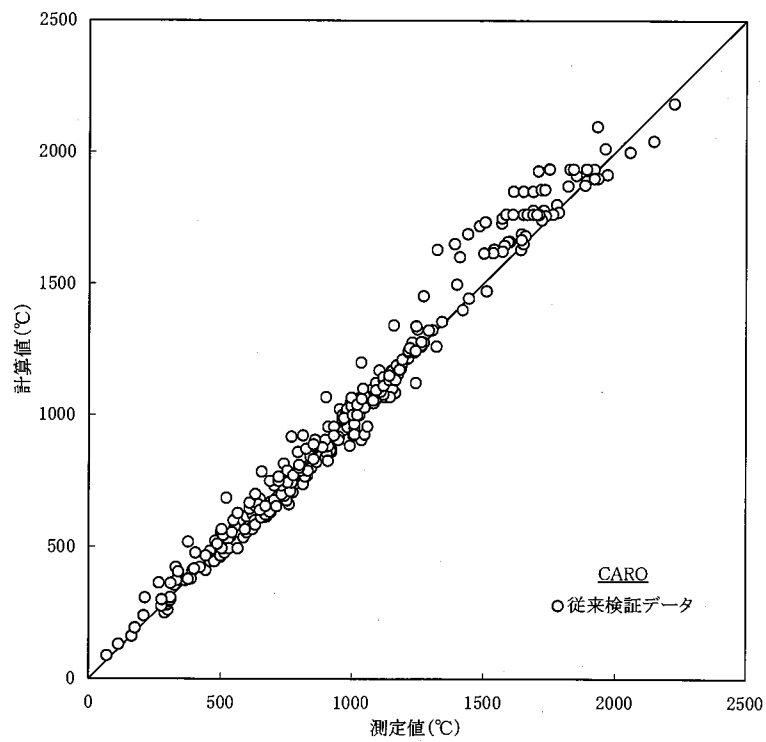
コードの検証結果
(変更前と変更後の比較)

目次

図 1-1	燃料中心温度検証結果 (測定値と計算値の比較)	1
図 1-2	燃料中心温度検証結果 (予測精度の燃焼度依存性)	3
図 1-3	燃料中心温度検証結果 (測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)	5
図 2-1	F P ガス放出率検証結果 (測定値と計算値の比較)	6
図 2-2	F P ガス放出率検証結果 (予測精度の燃焼度依存性)	7
図 2-3	F P ガス放出率検証結果 (測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)	8
図 3-1	燃料棒内圧検証結果 (測定値と計算値の比較)	9
図 3-2	燃料棒内圧検証結果 (予測精度の燃焼度依存性)	10
図 3-3	燃料棒内圧検証結果 (測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)	11
図 4-1	被覆管直径変化検証結果 (測定値と計算値の比較)	12
図 4-2	燃被覆管直径変化検証結果 (予測精度の燃焼度依存性)	13
図 4-3	被覆管直径変化検証結果 (測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)	14

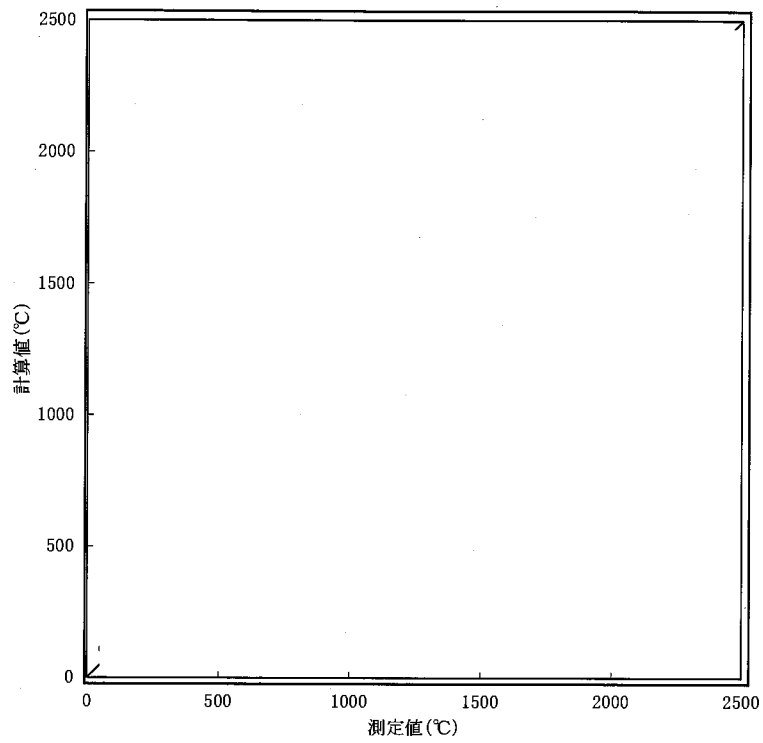


(CARO-NA)

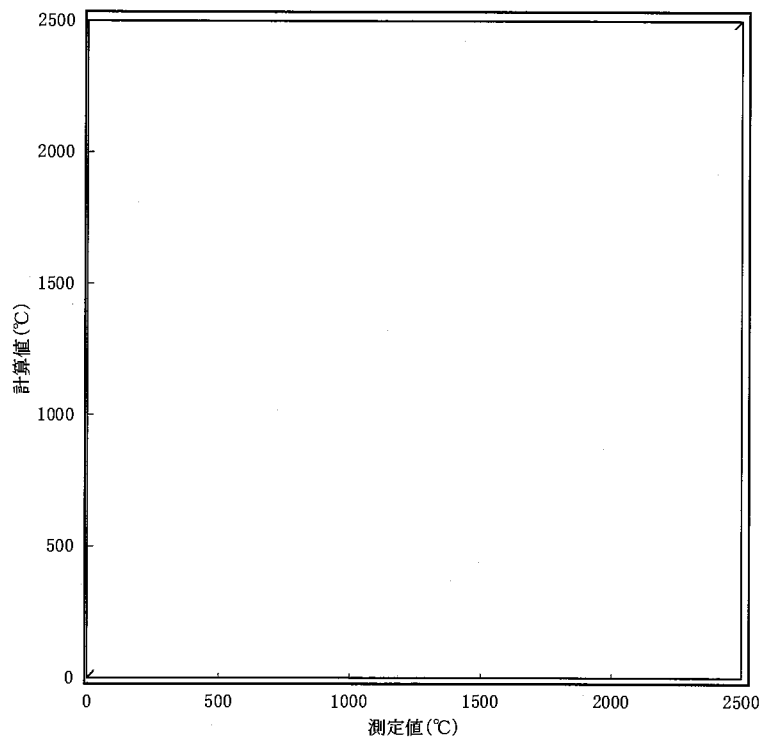


(CARO)

図 1-1(a) 燃料中心温度検証結果(測定値と計算値の比較)

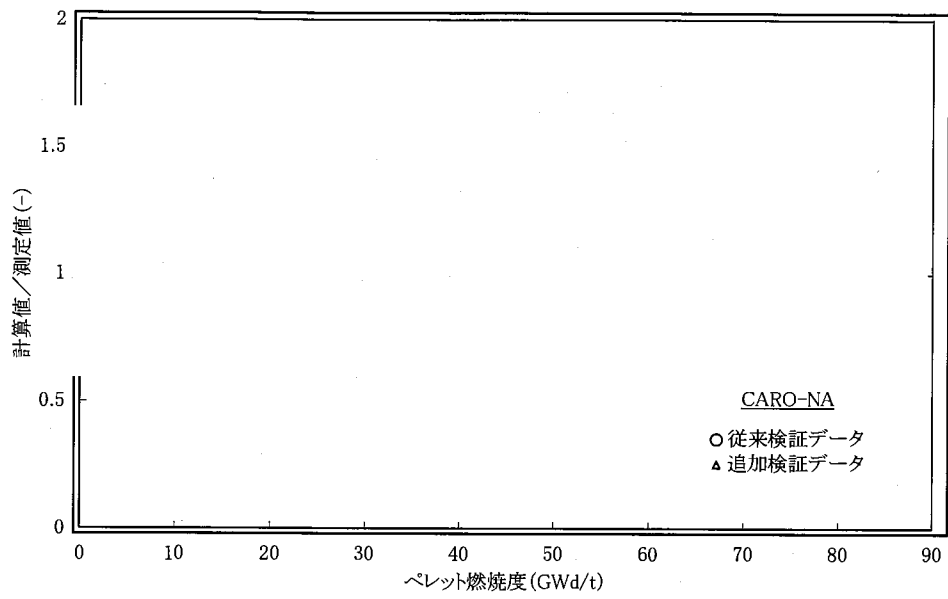


(CARO-NA 従来検証データのみ)

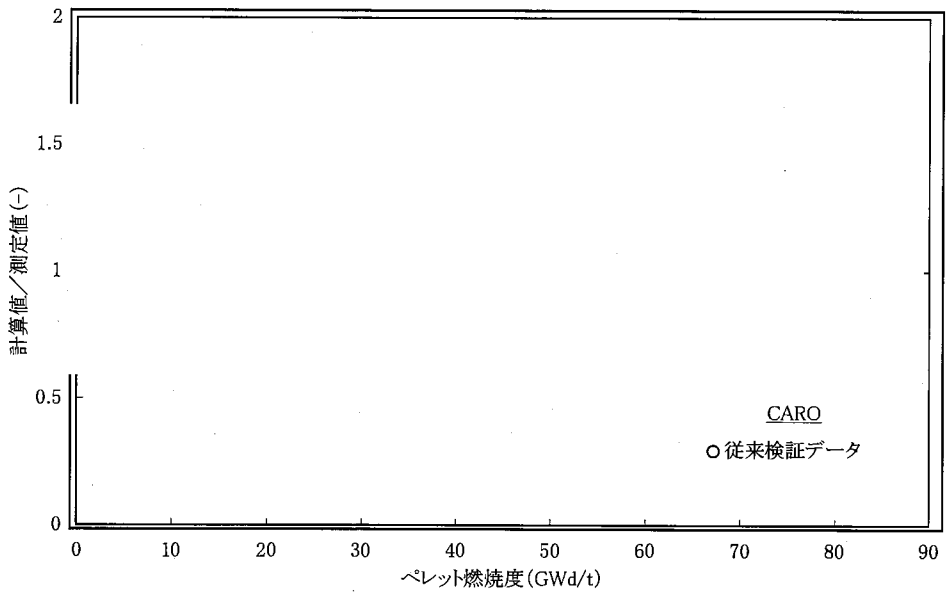


(CARO-NA 追加検証データのみ)

図 1-1(b) 燃料中心温度検証結果(測定値と計算値の比較)

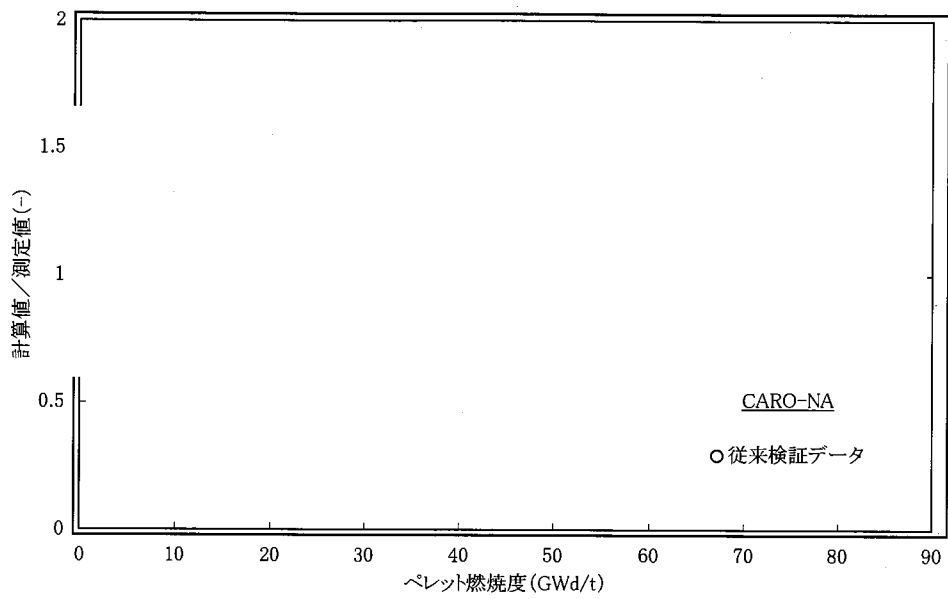


(CARO-NA)

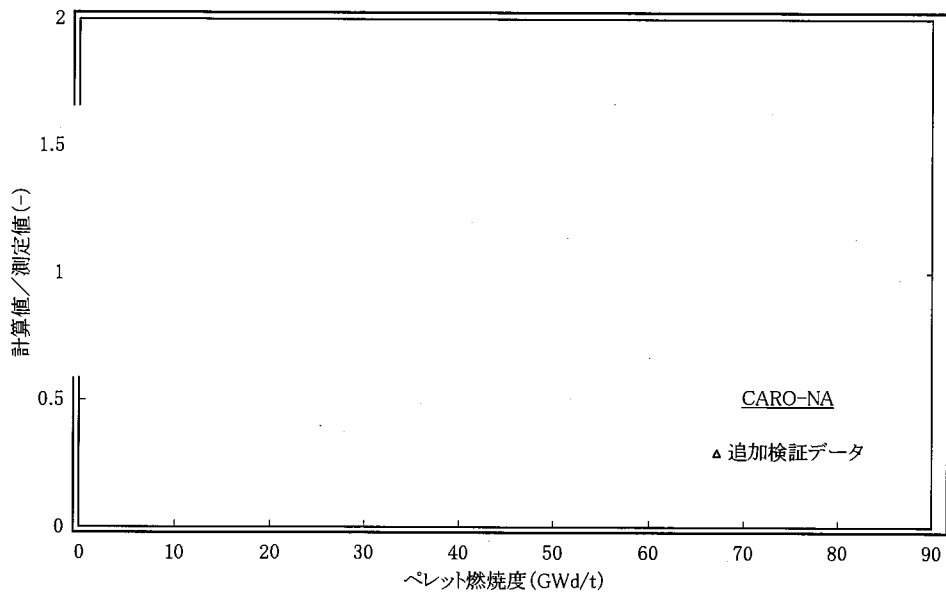


(CARO)

図 1-2(a) 燃料中心温度検証結果(予測精度の燃焼度依存性)

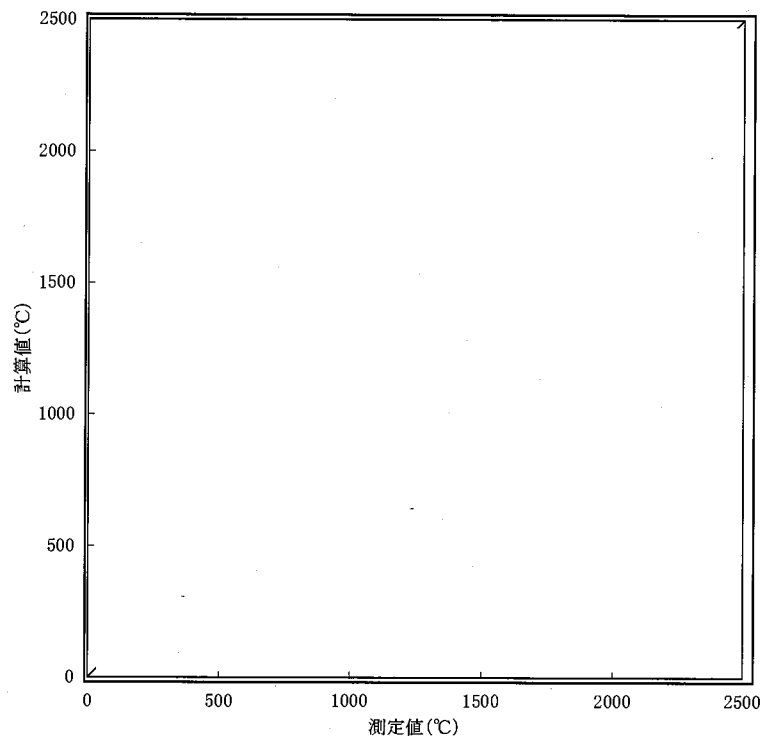


(CARO-NA 従来検証データのみ)

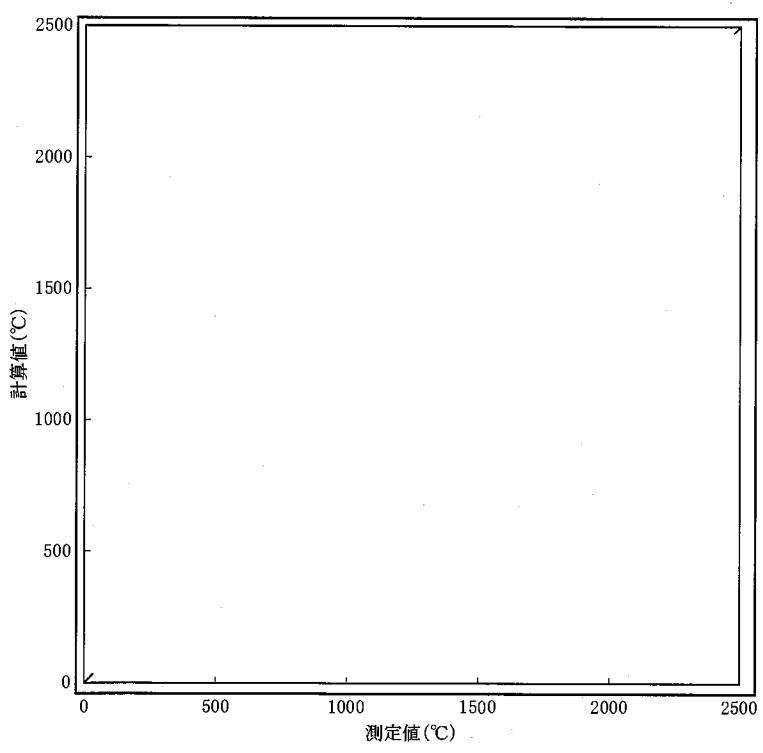


(CARO-NA 追加検証データのみ)

図 1-2(b) 燃料中心温度検証結果(予測精度の燃焼度依存性)

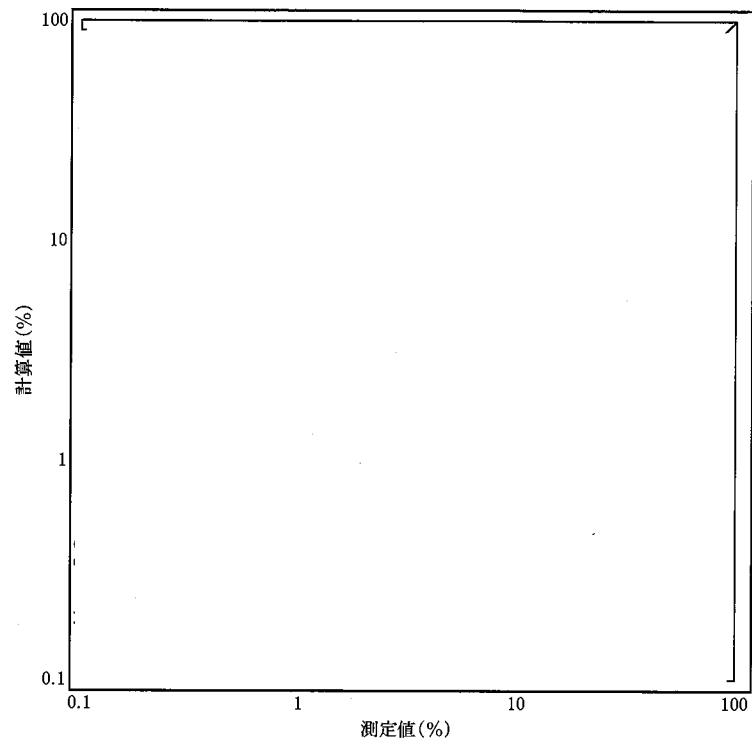


(CARO-NA)

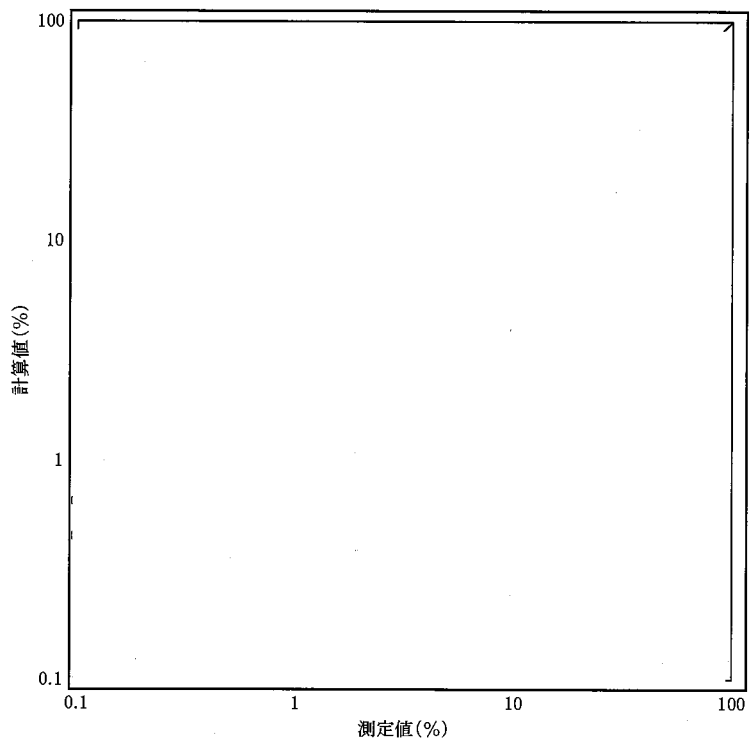


(CARO)

図 1-3 燃料中心温度検証結果(測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)

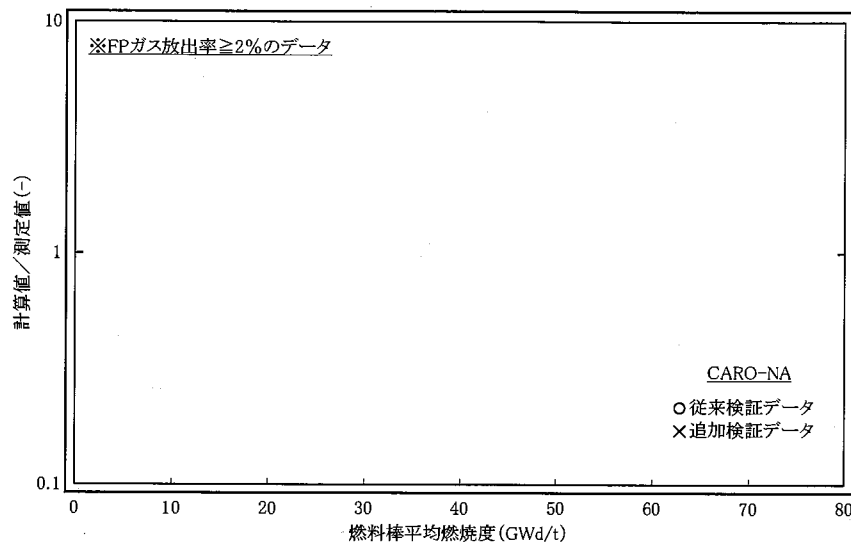


(CARO-NA)

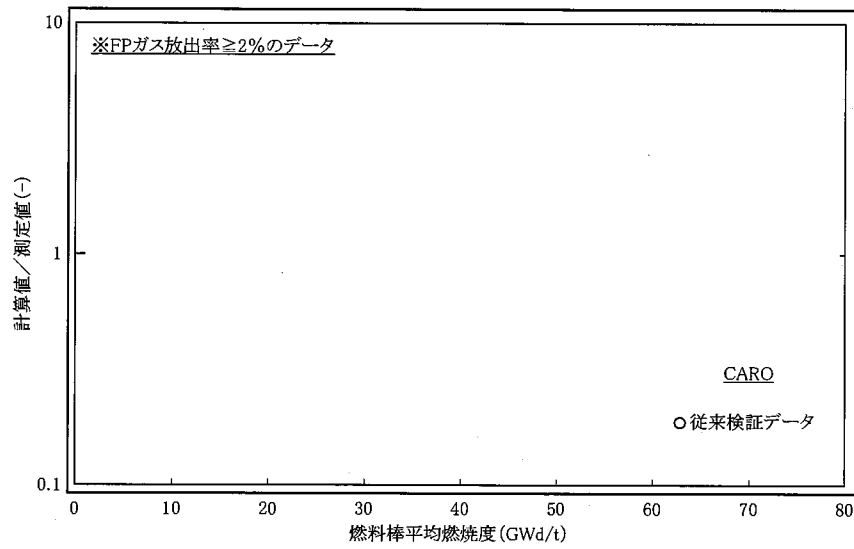


(CARO)

図 2-1 FPガス放出率検証結果(測定値と計算値の比較)

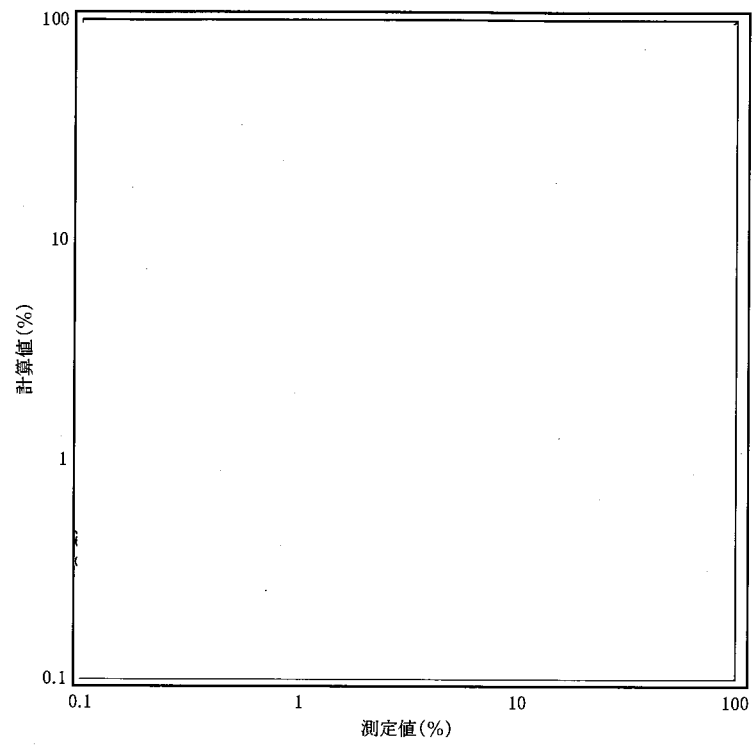


(CARO-NA)

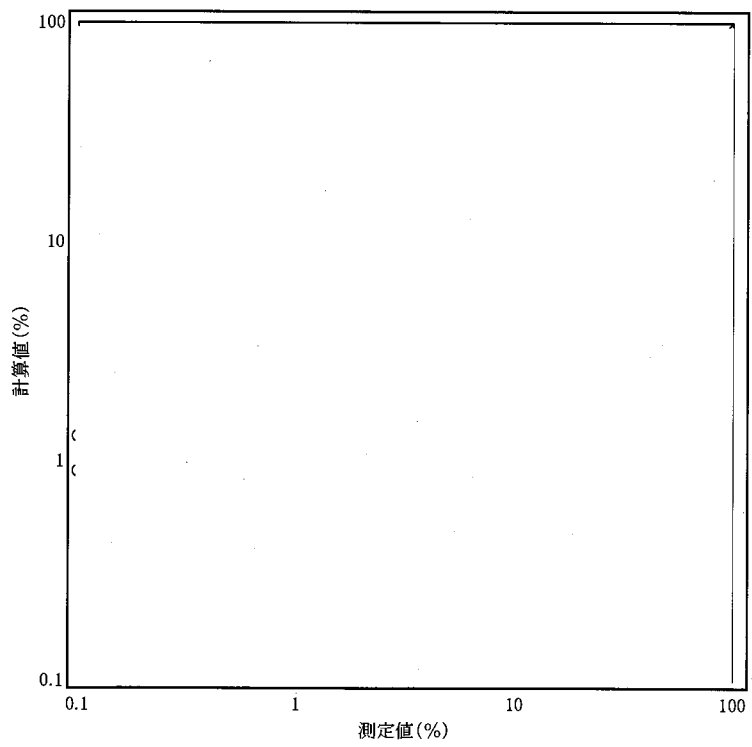


(CARO)

図 2-2 FPガス放出率検証結果(予測精度の燃焼度依存性)

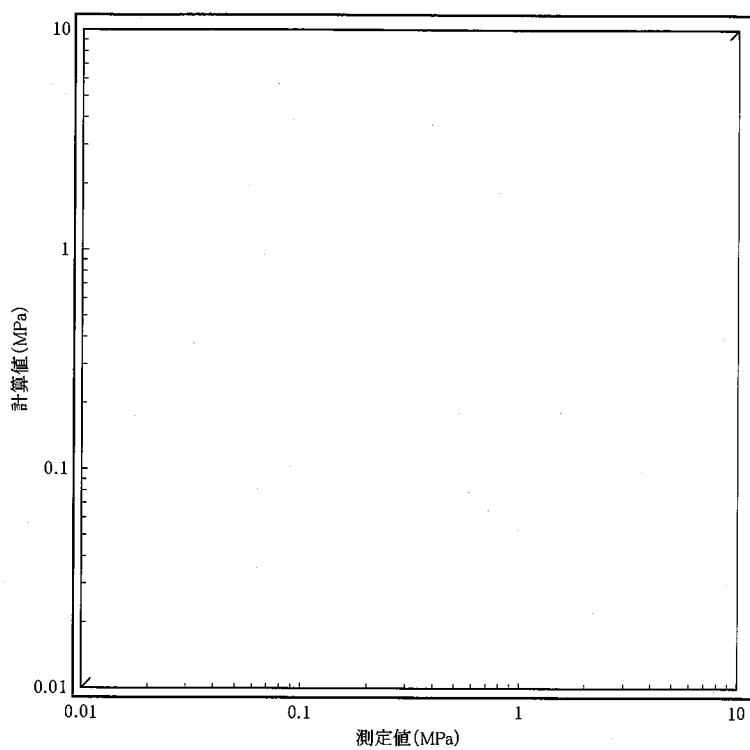


(CARO-NA)

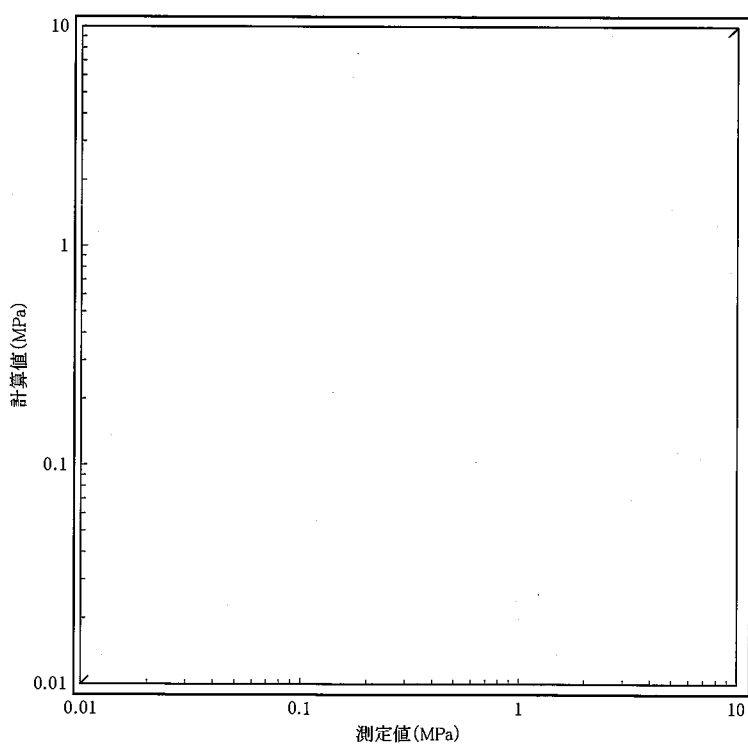


(CARO)

図 2-3 FPガス放出率検証結果(測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)

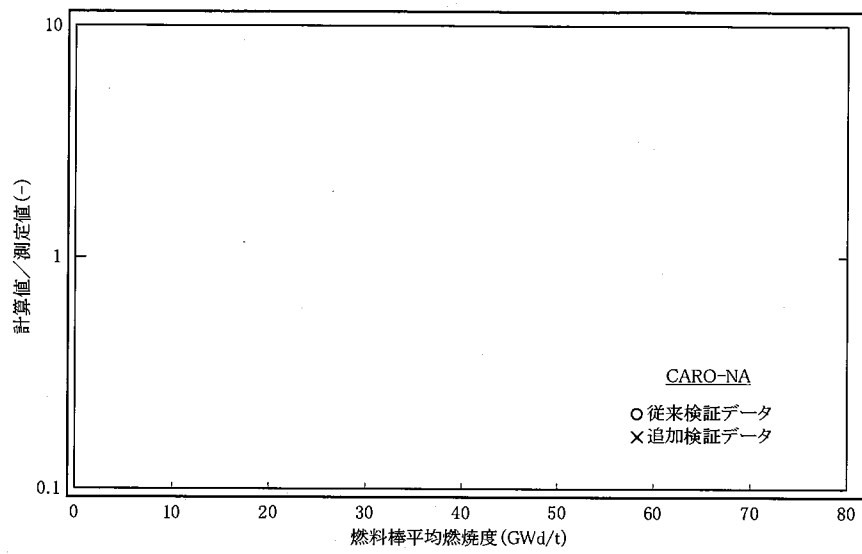


(CARO-NA)

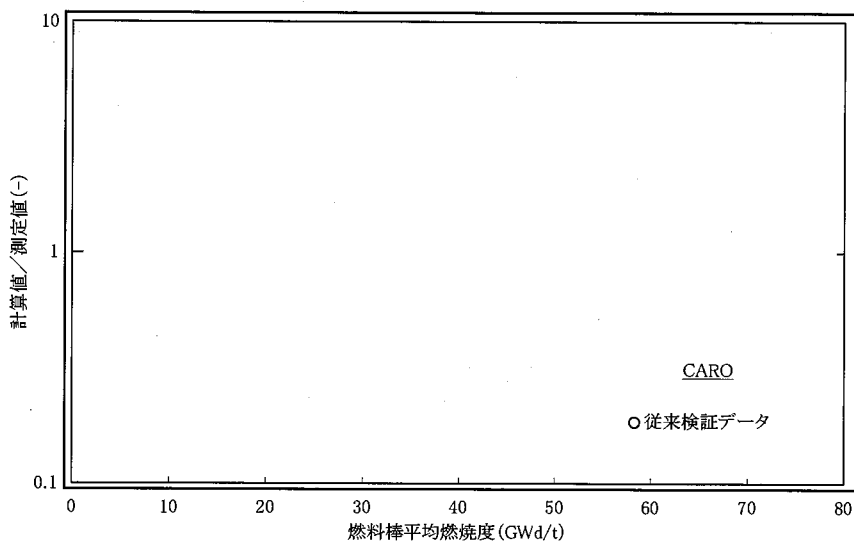


(CARO)

図 3-1 燃料棒内圧検証結果(測定値と計算値の比較)

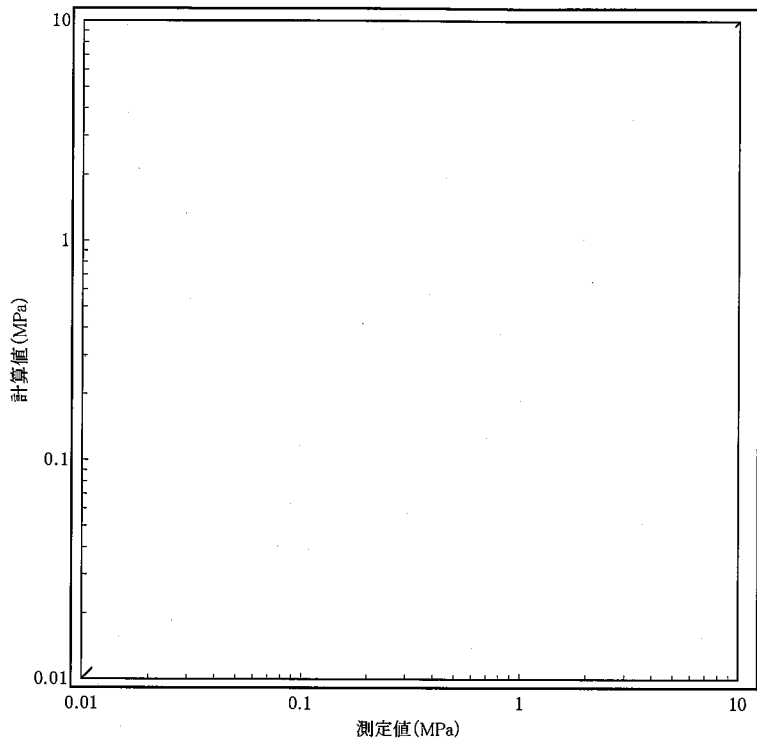


(CARO-NA)

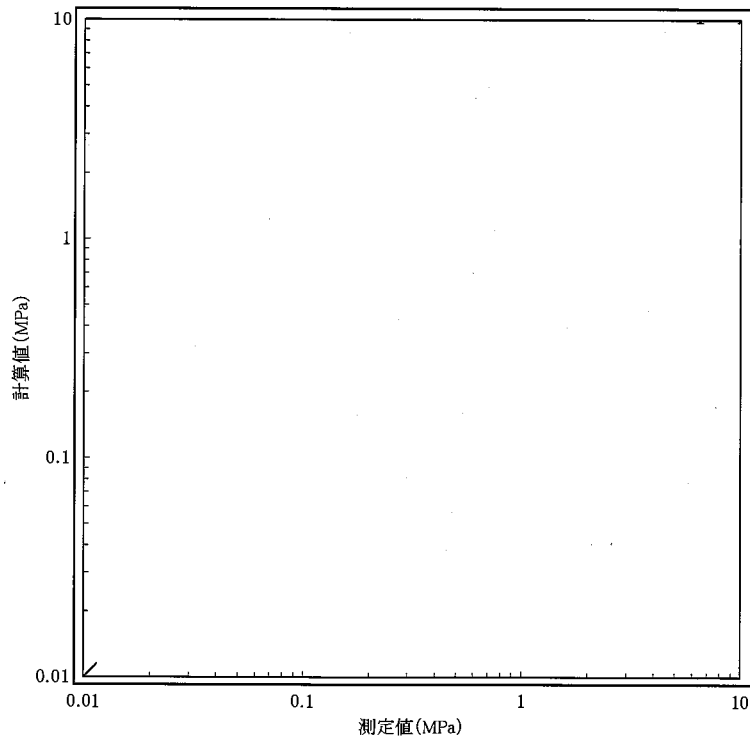


(CARO)

図 3-2 燃料棒内圧検証結果(予測精度の燃焼度依存性)

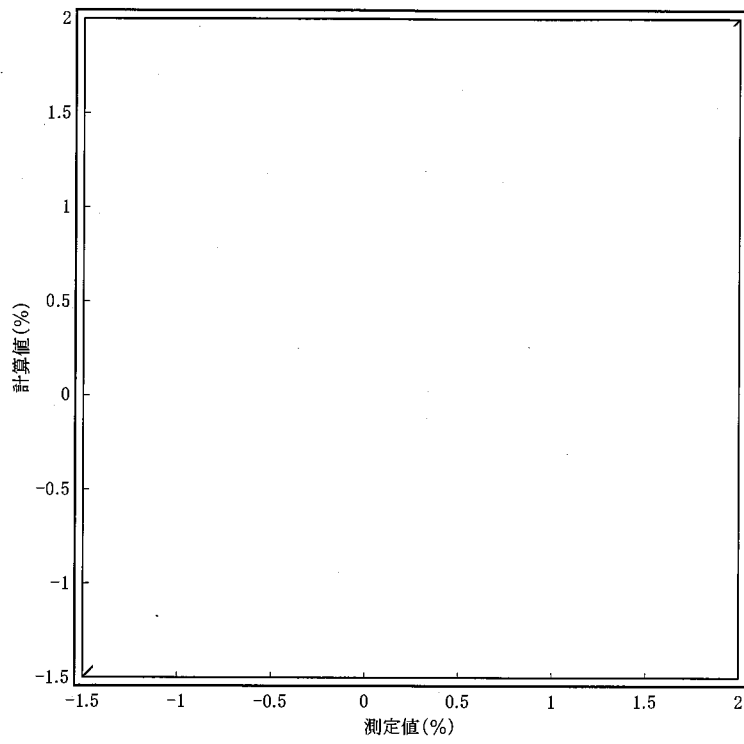


(CARO-NA)

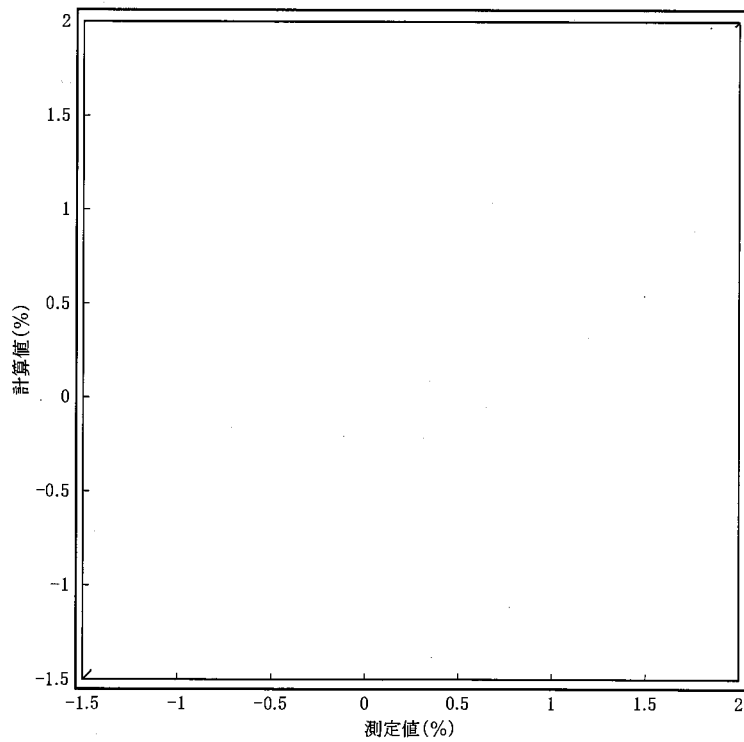


(CARO)

図 3-3 燃料棒内圧検証結果(測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)

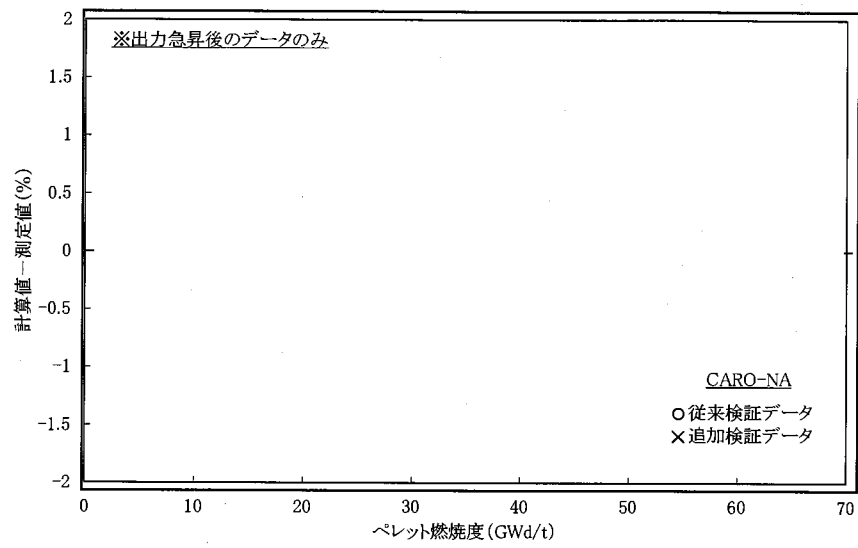


(CARO-NA)

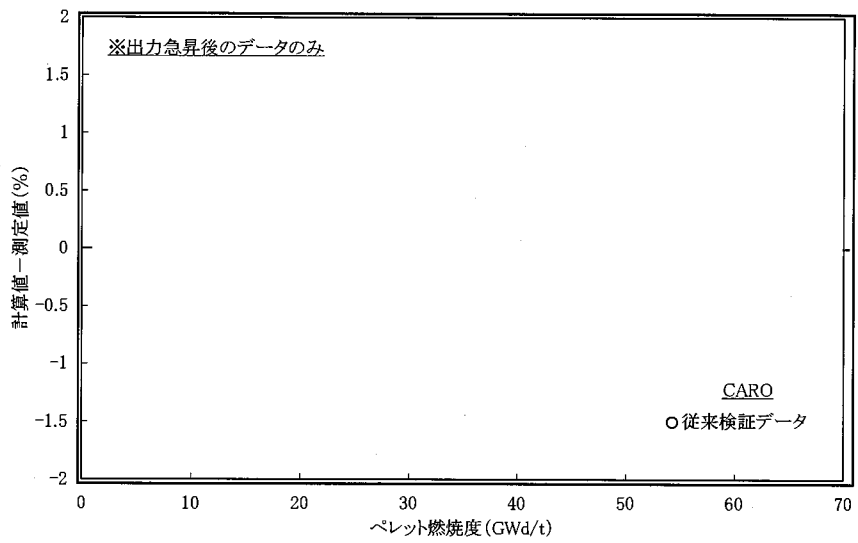


(CARO)

図 4-1 被覆管直径変化検証結果(測定値と計算値の比較)

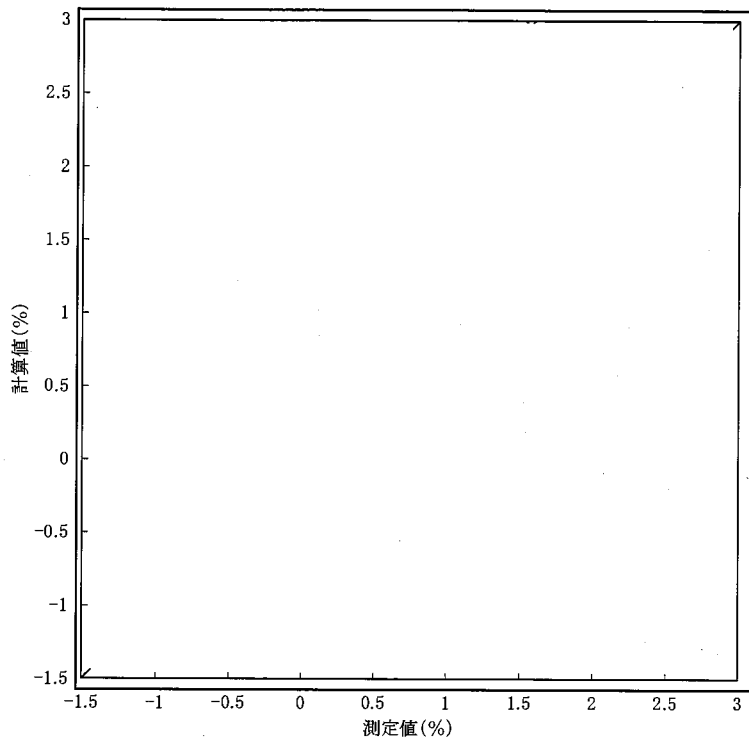


(CARO-NA)

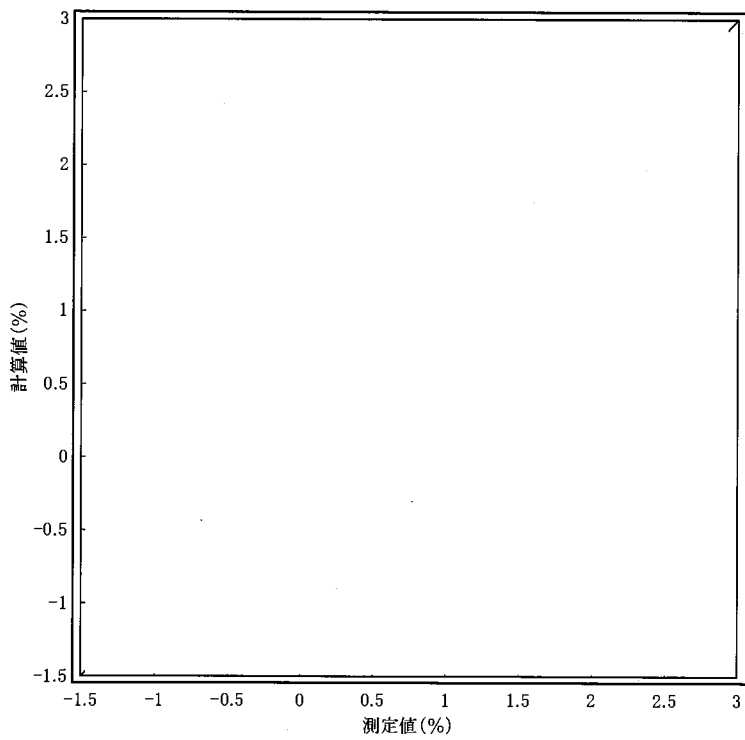


(CARO)

図 4-2 被覆管直径変化検証結果(予測精度の燃焼度依存性)



(CARO-NA)



(CARO)

図 4-3 被覆管直径変化検証結果(測定値と計算値の比較、コード予測の不確かさ考慮)



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

【添付資料 5】

原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ 付録資料 3
付録資料 3 添付-2 「改訂コードと現行コードによる解析結果の比較について」

本資料は、原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ
に提出した資料(付録資料 3 添付-2)である。

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」
RET-6435 改訂 2

改訂コードと現行コードによる
解析結果の比較について

平成 21 年 11 月

原子燃料工業株式会社

原子燃料工業機密資料

本資料は、当社及び／又は協力会社の商業機密を含んでいる可能性があるため、本提出（又は貸与）目的以外に使用されること及び当社承認を得ないで本資料を第三者に伝達、開示されることは固くお断り申し上げます。

また、 の箇所は商業機密に該当しますので、開示できません。

1. はじめに

本資料は、CARO-NA コードが現行コードである CARO コードからモデルの改訂がなされたこと
によって、主要な解析のアウトプットである燃料の温度や被覆管の変形などについて、それぞれ矛
盾がなく評価できるように改訂されていることを確認することを目的とし、改訂コードと現行コードに
よる解析を比較することで、改訂の妥当性を示すものである。

2. 解析条件

2.1 対象燃料

10×10 燃料 UO₂ 燃料棒

代表的な燃料棒仕様を表 1 に示す。

2.2 解析条件

(1) 線出力履歴

解析に用いた線出力履歴を図 1 に示す。

本履歴は、改訂前後のコードによる評価の差異を理解することを目的として、原子炉内で UO₂ 燃
料棒の経験する代表的な線出力を簡略に表現するように設定したものである。

なお、炉内の燃料棒としては比較的高い線出力の履歴としている。

(2) 軸方向出力分布

解析に用いた軸方向出力分布を図 2 に示す。

本分布は燃料の設計解析で使用しているものと同一である。

(3) 冷却材条件

冷却材圧力は、典型例として BWR5 相当 (7.14MPa) とする。

2.3 統計評価

解析結果のうち温度解析(ペレット中心温度、平均温度)ならびに内圧解析(FP ガス放出率、燃料
棒内圧)については公称値を入力とした解析を行う。

1%塑性歪相当出力の解析については統計的評価を行い、通常の燃料設計に準じて 1%塑性歪相
当出力の 95%下限値を解析結果とする。なお、1%塑性歪相当出力の統計的評価は解析の入力にお
いて燃料仕様、炉心条件、コードの不確かさをそれぞれ設計で定めた標準偏差だけ変化させたとき、
1%塑性歪相当出力解析結果におよぼす変化を誤差伝播の法則で組み合わせ、得られた解析結果
の標準偏差から 95%下限値を計算する。

3. 解析結果

(1) ペレット中心温度

ペレット中心温度の解析結果の推移を図 3 に示す。

現行コードである CARO コードでは、初期の高出力の期間においてペレット中心温度はほぼ一
定で推移し、線出力の低下とともに中心温度も低下する。詳細に分析すると、燃焼に伴って若干の
温度の低下が見られるが、これはペレットのスエリングによる体積膨張でペレット-被覆管ギャップが

狭まり、ギャップ熱伝達が良好となる傾向を示すためである。

これに対し、CARO-NAコードでは燃焼度 0GWd/t の近傍では CAROコードと同じ温度となるが、燃焼が進むにつれてペレット熱伝導度の低下の効果によって中心温度は上昇する傾向を示す。燃焼初期の出力が高い期間で中心温度の上昇が鈍化しているが、これも現行コードと同様にペレットのスエリングによるギャップ閉塞の効果である。

(2) ペレット平均温度

ペレット平均温度の解析結果の推移を図 4 に示す。

傾向は中心温度と同様であり、CARO コードは線出力履歴に沿った温度履歴となるのに対し、CARO-NA コードでは燃焼が進むにつれて温度が上昇する傾向を示す。

(3) ペレット-被覆管ギャップ

ペレット-被覆管ギャップ(直径ギャップ)の解析結果の推移を図 5 に示す。

CARO-NA コードでは約 40GWd/t でギャップが閉じるが、CARO コードは 70GWd/t の EOL においてもわずかにギャップが残っている。これは、CARO-NA コードが CARO コードと比較して燃焼初期の焼きしまりが小さくなるようモデルを変更しており、これと熱伝導度モデルの変更によるペレット温度が高く、熱膨張が大きいことの影響が反映されている。

(4) FP ガス放出率

FP ガス放出率の解析結果の推移を図 6 に示す。

FP ガス放出率の傾向は概ね図 3 のペレット中心温度の挙動を反映している。

CARO-NA コードでは、CARO コードと比較してペレット中心温度の低下が始まっても 30GWd/t 近傍まで FP ガス放出率が増加を続ける。これは、CARO-NA コードの FP ガス放出モデルで放出率が飽和する燃焼度を CARO コードより遅くなるよう改訂したモデル変更の影響が反映されたものである。

また、CARO-NA コードでは 50GWd/t 以降の燃焼末期に向けて再度 FP ガス放出率が増加するが、これも FP ガス放出モデルを高燃焼度で低温側の放出率が増加する様に変更しており、この変更の影響が反映されたものである。

(5) 燃料棒内圧

燃料棒内圧解析結果の推移を図 7 に示す。

燃料棒内圧は、燃料棒内に封じられているガスが燃料棒内の自由空間において熱膨張することによって定まるものである。燃料棒内のガス量は燃料棒の製造時に封入されたヘリウムガスと、燃焼によって放出された FP ガスの総和であるが、FP ガス放出量は FP ガス生成量と放出率の積で計算され、FP ガス生成量はコード間の相違がないことから、実質(4)で考察した FP ガス放出率の差異が内圧の差異に反映されている。

(6) 被覆管 1%塑性歪相当出力

仮想的な出力の上昇に対し、被覆管が 1%塑性歪に至る出力(1%塑性歪相当出力)を評価する

ための解析を BOL(0GWd/t)、MOL(14GWd/t)、EOL(70GWd/t)の3つの燃焼時期において行った。解析ではそれぞれの時期における定常解析の結果を引き継ぎ、出力を上昇させ、有限要素法により被覆管の塑性歪を計算する。

被覆管 1%塑性歪相当出力の解析結果を図 8 に示す。①～③の燃焼度時点における解析結果のコード間の相違を以下に示す。

- ① BOL における出力上昇中の被覆管塑性歪量の解析結果を図 9 に示す。溶融に至るまでのモデルはコード間の差異がない。CARO-NA ではペレット溶融後の体積膨張を軸方向に伸びないモデルに変更した影響で、ペレット溶融(約 750W/cm)以降の出力に対する塑性歪の増加が大きくなる傾向を示している。この結果、1%塑性歪相当出力は低下しているが、ペレット中心溶融が始まって直ちに被覆管が 1%塑性歪に達するため、相当出力の差異は約 4W/cm であった。
- ② MOL における出力上昇中の被覆管塑性歪量の解析結果を図 10 に示す。CARO コードでは、温度解析の結果が BOL とほぼ等しく、塑性歪が生じ始める出力は BOL と相違ないが、融点が燃焼に伴って低下する分(出力で約 15W/cm)だけ 1%塑性歪相当出力は低下している。CARO-NA は被覆管の耐力に照射硬化を考慮したため、塑性歪が生じる出力は CARO と比較して 40W/cm 高くなっている。また、ペレット融点も 30GWd/t まで低下しないモデルに変更しているが、出力上昇前の温度は熱伝導度低下の影響で CARO との差が約 200℃あり、融点に達する出力は CARO より約 60W/cm 低い。1%塑性歪相当出力はこの差異を反映している。
- ③ EOL における出力上昇中の被覆管塑性歪量の解析結果を図 11 に示す。CARO-NA コードでは熱伝導度モデル変更の影響で、出力上昇開始前のペレット中心温度が CARO コードの解析結果と比較して約 300℃高く、これに加えて焼きしまりモデルの変更により、燃焼度約 40GWd/t においてペレット-被覆管ギャップが閉塞しており、70GWd/t においては出力上昇開始前においてもペレット熱膨張で被覆管の弾性変形が始まっている。被覆管耐力モデルの変更で塑性歪が生じ始める出力の差異は小さいが、上記の相違により出力上昇に伴う塑性歪増加量が CARO-NA での解析結果のほうが大きく、1%塑性歪相当出力に約 90W/cm の相違が生じたと考えられる。

4. まとめ

CARO-NA コードのモデルの改訂が適切にコード変更反映されていることを確認するため、10×10 燃料の仕様で、原子炉内での代表的な線出力を包絡した履歴を用いて、改訂コードと現行コードによる解析を行なった。解析で得られた主要な解析アウトプットのうち、燃料温度(ペレット中心、ペレット平均)、ペレット-被覆管ギャップ、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管 1%塑性歪相当出力の差異を評価し、いずれも CARO-NA コードと CARO コードの解析結果の差異がモデル変更の影響を反映したものであることが確認された。

以上

表1 解析に用いた 10×10 燃料棒の主要な仕様

項目	仕様
燃料棒外径	約 10.3mm
封入ガス	ヘリウム
加圧量	約 0.7MPa
ペレット-被覆管ギャップ幅 (直径ギャップ)	約 0.2mm
被覆管肉厚	約 0.6mm
燃料材料	UO ₂
Gd ₂ O ₃ 濃度	0%(UO ₂ 燃料棒)
ペレット密度	約 97%T.D.
ペレット外径	約 8.9mm
燃料有効長さ	約 3.76m
プレナム長さ	約 0.31m

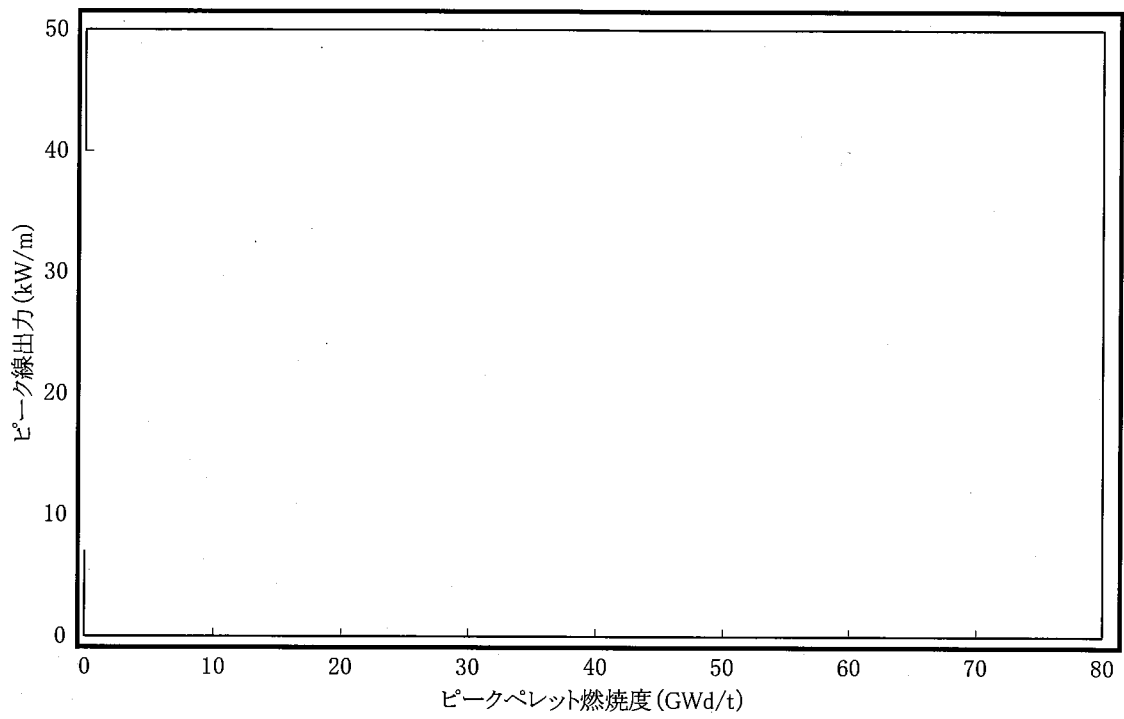


図1 解析に用いた線出力履歴

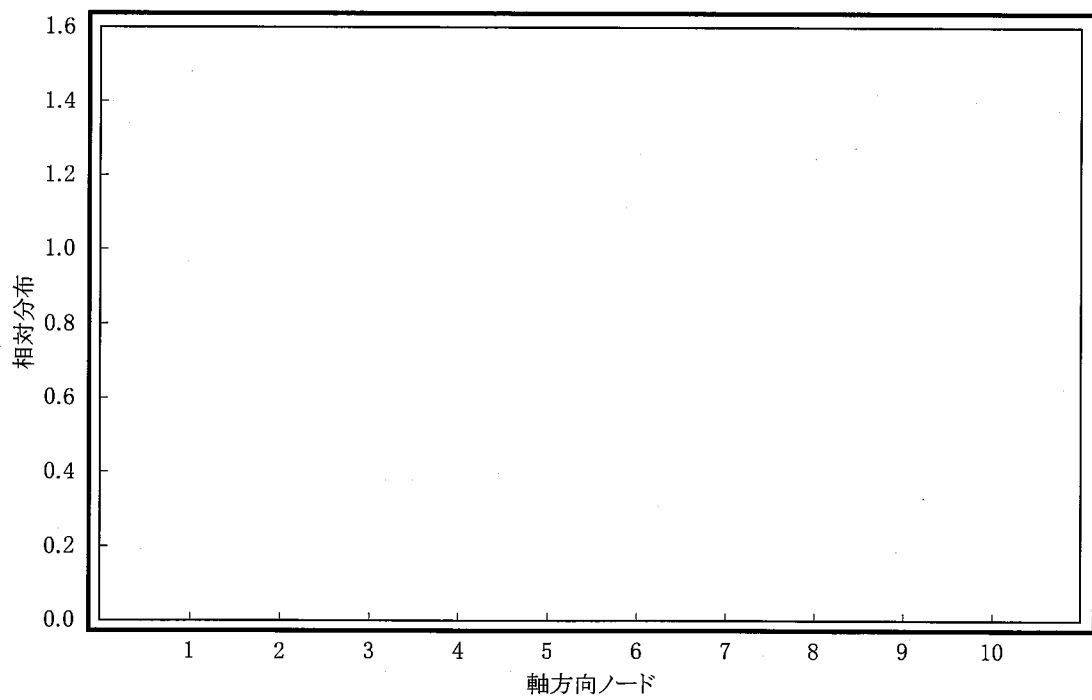


図2 解析に用いた軸方向出力分布

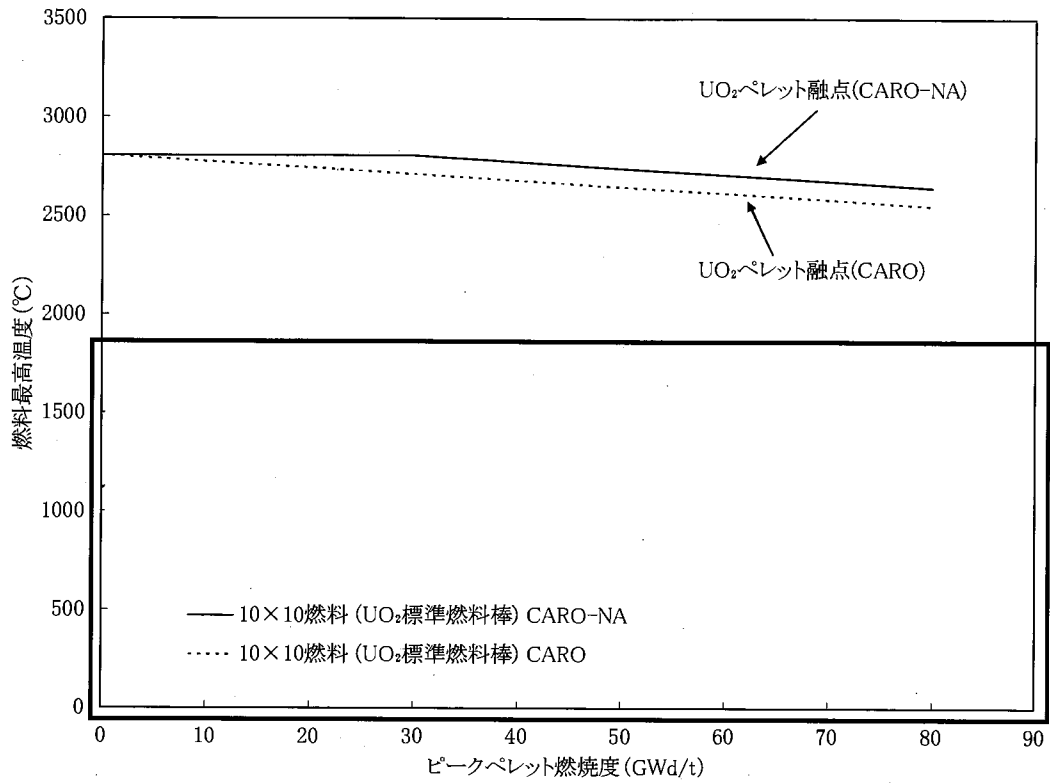


図3 ペレット中心温度解析結果

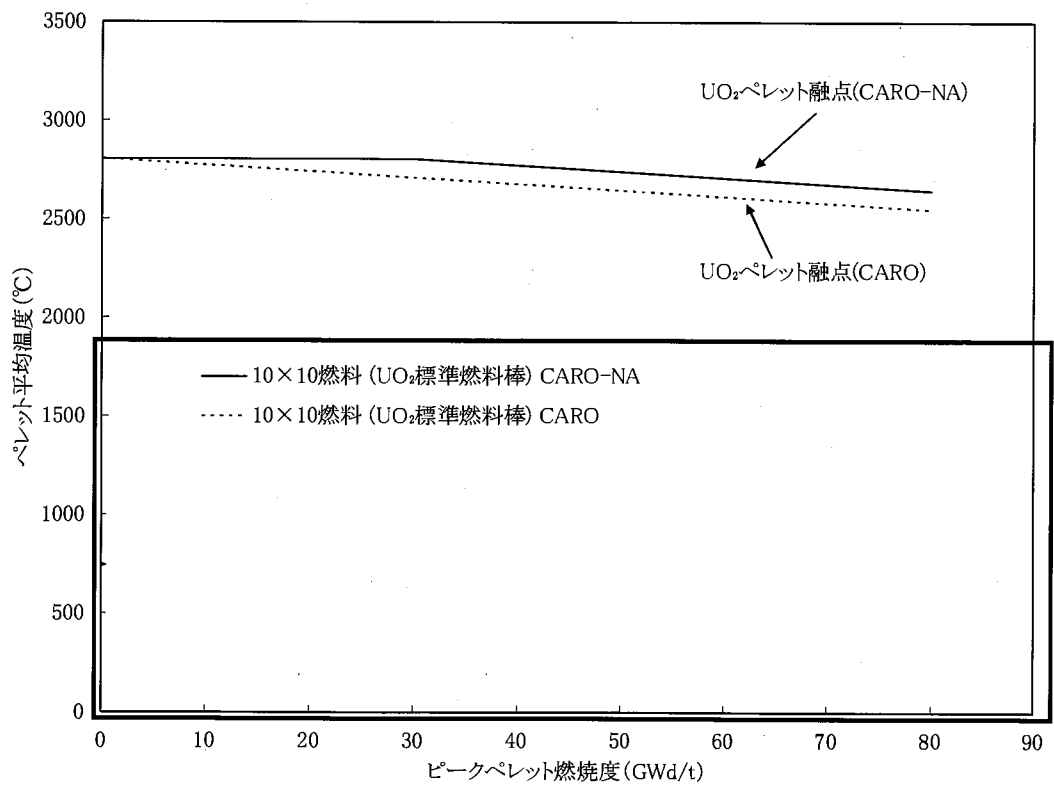


図4 ペレット平均温度解析結果

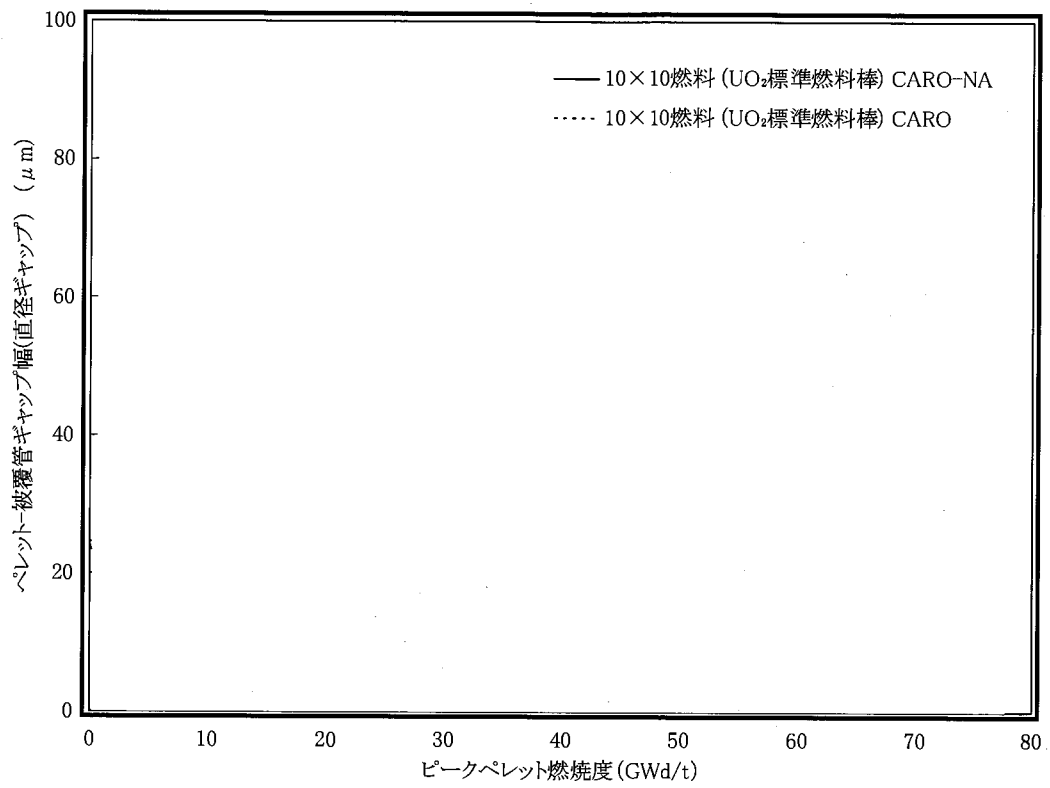


図 5 ピークノードにおける運転時のペレット-被覆管ギャップ幅解析結果

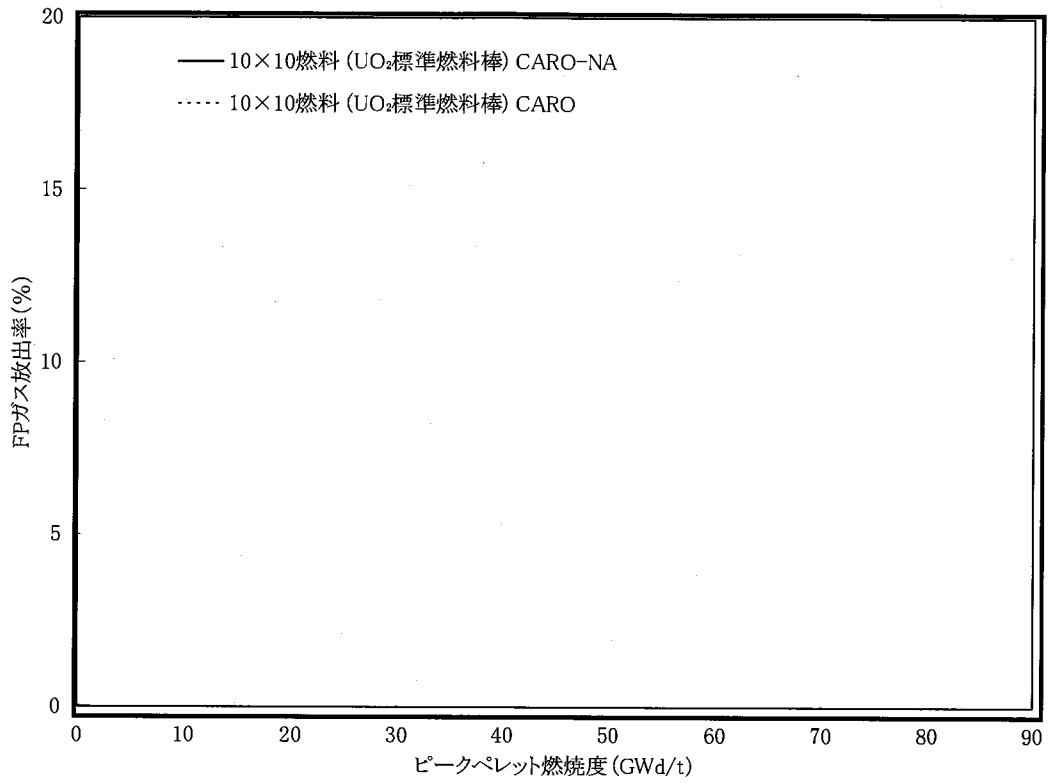


図 6 FP ガス放出率解析結果

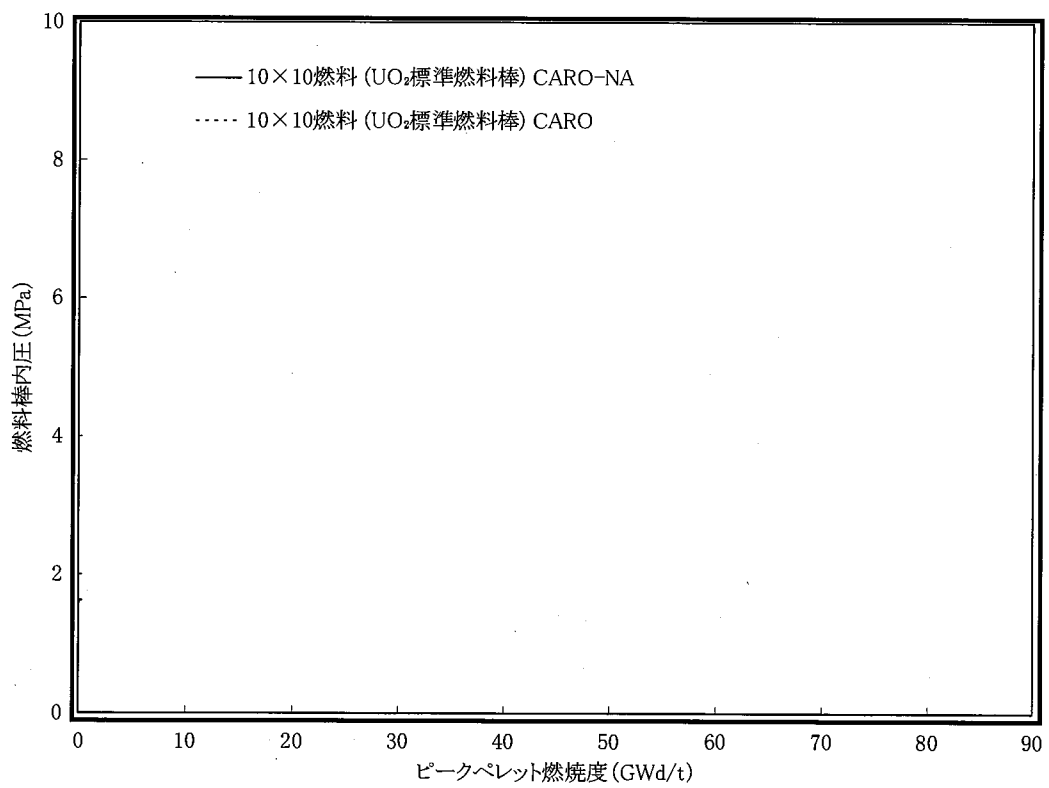


図 7 燃料棒内圧解析結果

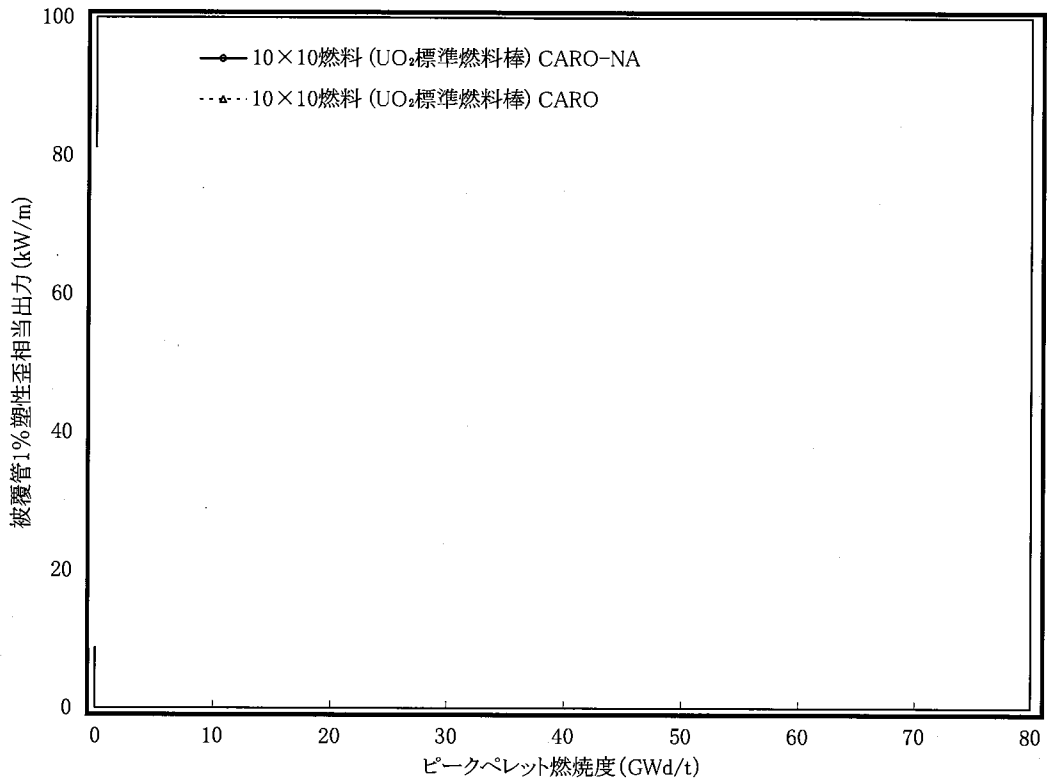


図 8 被覆管 1%塑性歪相当出力の解析結果

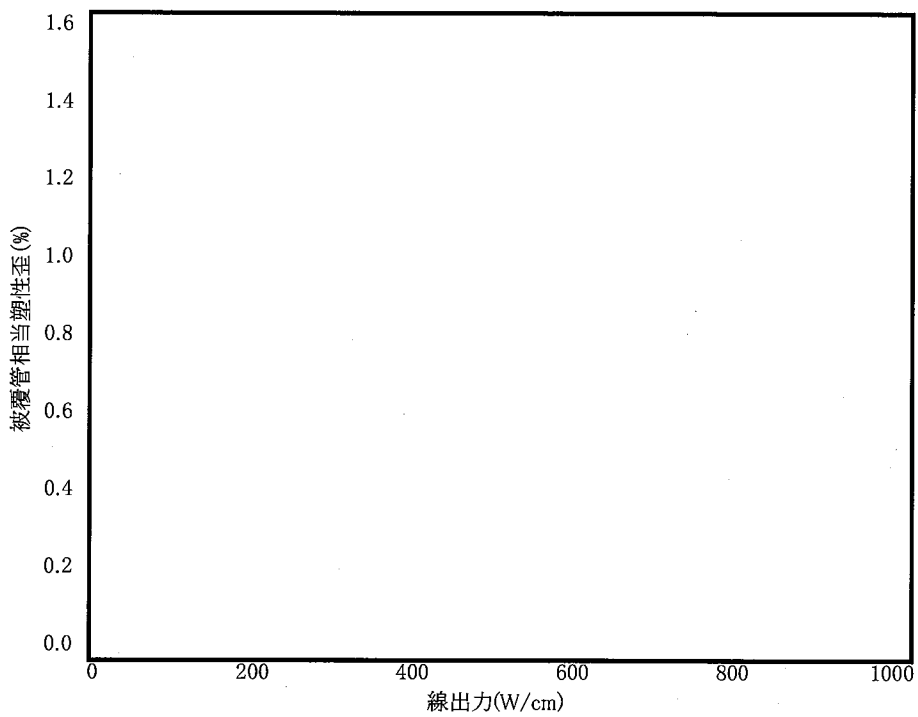


図 9 BOL における出力上昇時の被覆管塑性歪解析結果

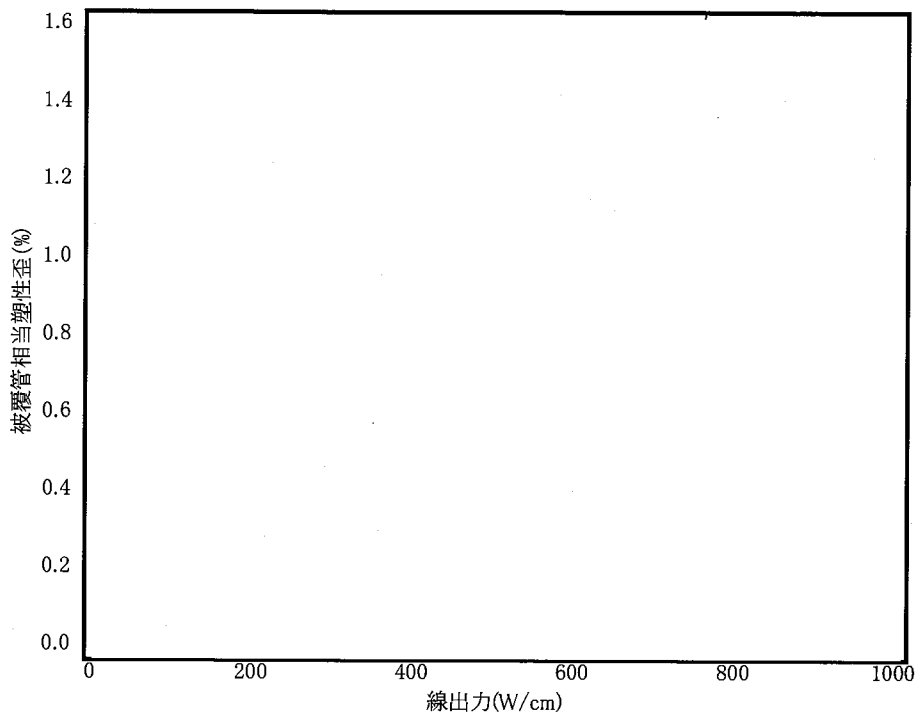


図 10 MOL における出力上昇時の被覆管塑性歪解析結果

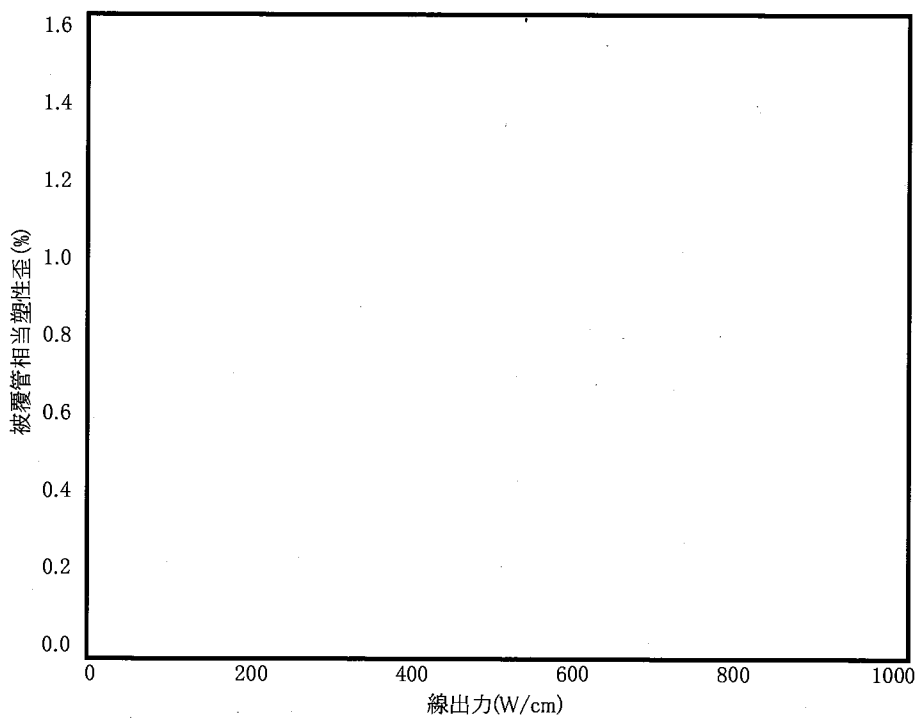


図 11 EOL における出力上昇時の被覆管塑性歪解析結果



Nuclear Fuel Industries, Ltd.

原子燃料工業機密資料

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

【添付資料 6】

原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ 付録資料 3
添付-3 「CARO-NA コードにおけるモデルの変更とコード全体の調整について」

本資料は、原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ
に提出した資料(付録資料 3 添付-3)である。

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」
RET-6377 改訂 4

CARO-NA コードにおけるモデルの変更と
コード全体の調整について

平成 21 年 11 月

原子燃料工業株式会社

原子燃料工業機密資料

本資料は、当社及び／又は協力会社の商業機密を含んでいる可能性があるため、本提出（又は貸与）目的以外に使用されること及び当社承認を得ないで本資料を第三者に伝達、開示されることは固くお断り申し上げます。

また、 の箇所は商業機密に該当しますので、開示できません。

CARO-NA コードは、燃焼中の燃料棒のふるまいを予測することを目的として設計開発された燃料棒熱機械設計コード CARO コードを、高燃焼度の燃料設計に対応したコードとすべく新知見を導入し、モデルを変更して構築したコードである。

CARO-NA コードの構築における各モデルの組み込み、コード全体の調整の概要を参考図に示す。

CARO-NA コードの構築にあたっては、今回のモデル変更で取り入れている新知見の内、モデル単体で検証が可能なもの、具体的にはペレット熱伝導度やリム形成、焼きしまり、高燃焼度でのスエリングの増大から検討・コーディングを実施している。これらモデルについては、モデル式や係数を照射試験や照射後試験データ、文献データ等に対し良く一致するものとしており、これらに特別の調整パラメータを設けることはしていない。

燃料ふるまいのほとんどは、温度が大きく影響するものであり、特に今回モデルとして反映したペレット熱伝導度の燃焼度依存性の考慮は、燃料温度の予測に大きく影響することから、初めに燃料中心温度の検証を行い、燃料温度の予測精度の確認を行っている。ペレット熱伝導度モデルは燃焼度依存性やガドリニア濃度依存性も含めて様々な知見があり、これらのうちどのようなモデルをコードに適用するかについては燃料中心温度の検証計算結果を加味して総合的に判断した。

続いて、燃料棒全体のふるまいに影響の大きい FP ガス放出モデルの調整を行った。CARO-NA コードの FP ガス放出モデルは燃料温度に大きく依存するモデルとなっていることから、上記評価温度の変更に伴う放出係数の調整を行うとともに、従来の検証データに加えて新たに追加された高燃焼度領域までの照射試験データに基づき、これらを良く予測できるよう最適化を行った。これら調整にあたっては、高燃焼度では低温でも FP ガス放出が増加すること、低燃焼度では FP ガス放出が生じにくいこと、FP ガス放出は温度に対するしきい的な反応であること等、定性的な FP ガス放出に対する知見も加味してモデルの係数を調整したものである。

なお、コード全体の予測精度を向上させる調整モデルとしてリロケーションが挙げられるが、CARO-NA コードの構築においては個別モデルとして新知見を導入することにより、特にモデルを調整すること無く、コードの予測精度を確保することができている。

以上のコード改良により、熱解析および内圧解析のモデル構築と調整を完了させた後、機械的相互作用モデル (FEM モデル) の検討を実施した。CARO-NA コードではペレット熱伝導度の燃焼度依存性を導入した結果、従来の CARO コードと比較して温度が高めに評価される。これに伴い、ペレット熱膨張も大きく評価され、被覆管の変形が過大に評価されるため、機械的解析に用いる被覆管耐力モデルに照射硬化を考慮するよう変更を行った。また、ペレット融点モデルについても燃焼度依存性の見直しを行った。これらの変更にあたって、どのようなモデルを CARO-NA コードに適用するかについては被覆管直径の検証計算結果も加味して選定を行った。

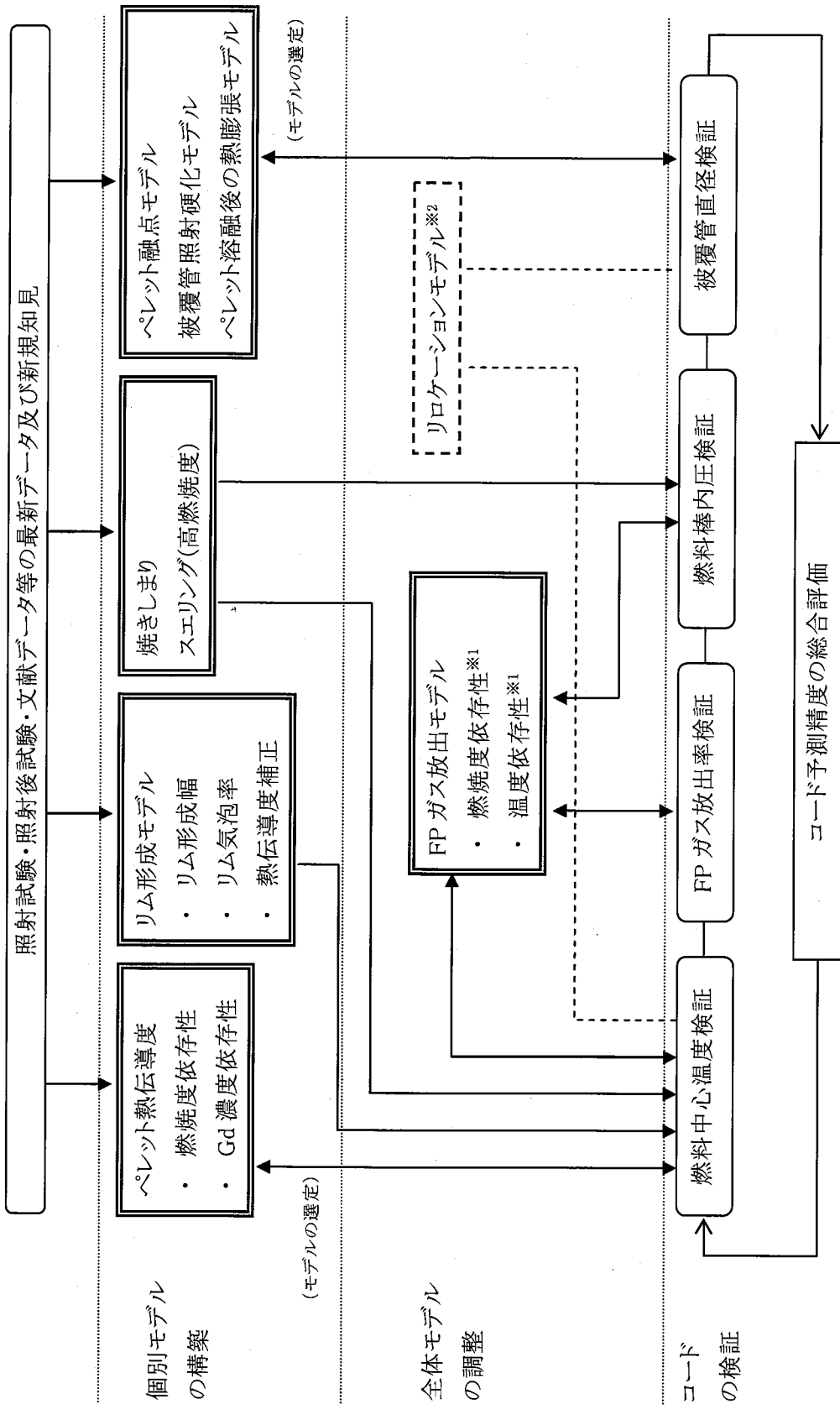
また、ペレット溶融後の熱膨張モデルの見直しについては、ペレットの部分的な溶融を伴う高出力試験から得られた知見も踏まえ、従来コードのモデルに対してより説明性の高いモデルとした。

なお、燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径の検証はいずれも同じモデルを用いて検証を行っており、検証項目ごとに予測精度が最適になる様、異なるモデルや係数を設けて検証

を行っていない。

以上の様に、CARO-NA コードは新知見を導入し、且つ高燃焼度まで拡充された検証データに対して燃料中心温度、FP ガス放出率、燃料棒内圧、被覆管直径変化を精度良く予測できるものとして構築したコードである。

以 上



※1: FPガス放出モデルの調整パラメータ
 ※2: 今回の CARO-NA コードの変更では、
 リロケーションモデルの調整は行っていない

参考図 CARO-NAコードにおけるモデル変更とコード全体の構築の概要



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

【添付資料 7】

原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ 付録資料 1
添付-1 「CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献(変更モデル分)」

本資料は、原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ
に提出した資料(付録資料 1 添付-1)である。

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」
RET-6375 改訂1

CARO-NA の
物性値、モデルの根拠データ、参考文献
(変更モデル分)

平成 21 年 11 月

原子燃料工業株式会社

原子燃料工業機密資料

本資料は、当社及び／又は協力会社の商業機密を含んでいる可能性があるため、本提出（又は貸与）目的以外に使用されること及び当社承認を得ないで本資料を第三者に伝達、開示されることは固くお断り申し上げます。

また、 の箇所は商業機密に該当しますので、開示できません。

CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献
(変更モデル分)

目次

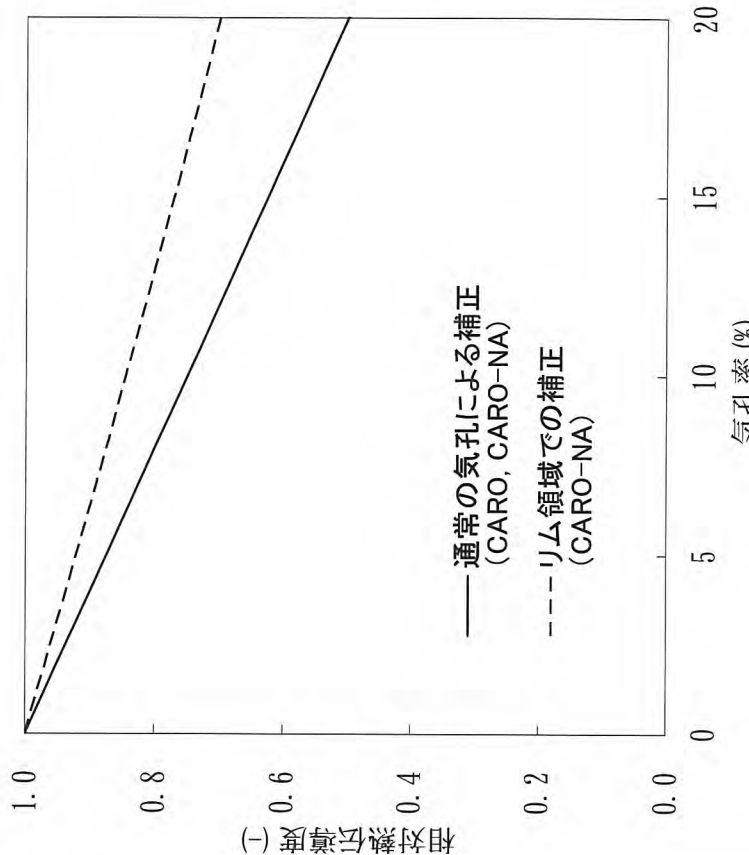
表 1	ペレット熱伝導度モデル	1
表 2	ペレット融点モデル	9
表 3	被覆管照射硬化	12
表 4	ペレット熱膨張モデル	15
表 5	燃焼に伴うペレット体積変化	16
表 6	FP ガス放出モデル	20

表 1 ペレット熱伝導度モデル (1/8)

(1)モデルの基本式	(2)モデルの特性
<ul style="list-style-type: none"> • 燃焼に伴う熱伝導度の低下を考慮 • Gd₂O₃ 入りペレット熱伝導度について、Gd₂O₃ 添加による低下割合を最新データに基づき最適化し、定式化 $\lambda_{95} = \frac{1}{A + B \cdot T + \alpha \cdot Gd + f(Bu) + g(Bu) \cdot h(T) + C \cdot T^2 + D \cdot T^4}$ <p>λ₉₅: ペレット密度 95%TD に規格化したペレット熱伝導度 (W/(m・°C))</p> <p>T: 温度 (K)</p> <p>A : 定数</p> <p>B : 定数</p> <p>C : 定数</p> <p>D : 定数</p> <p>f(Bu): 固溶 FP の蓄積による熱伝導度低下因子 (燃焼度に依存する関数)</p> <p>g(Bu): 照射欠陥の蓄積による熱伝導度低下因子 (燃焼度に依存する関数)</p> <p>h(T): アニールングによる照射欠陥の回復因子 (温度に依存する関数)</p> <p>α: Gd₂O₃ 添加による熱伝導度低下係数</p> <p>Gd: Gd₂O₃ 濃度 (wt%)</p>	

の項が CARO-NA コードでの変更箇所

表 1 ペレット熱伝導度モデル (2/8)

(1)モデルの基本式	(2)モデルの特性
<p>※ペレット熱伝導度は密度 95%TD の値を基準とし、Loeb の式で各密度に補正される</p> $\lambda = \frac{1 - \beta \cdot P}{1 - \beta \cdot 0.05} \lambda_{95}$ <p> λ : 気孔により補正した熱伝導度 λ_{95} : 理論密度 95%で規格化した熱伝導度 P : 気孔率 β : 定数 </p> <ul style="list-style-type: none"> ・ リム発生領域での補正式を追加 ・ リム発生領域においては気泡率に対して、下記補正式を適用 <div style="border: 1px dashed red; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $\lambda = \lambda_0 \cdot (1.0 - P)^{1.6}$ <p> λ : リム領域の気泡率による補正後の熱伝導度 λ_0 : 気泡のない場合の熱伝導度 P : リム領域における気泡率 </p> </div>	 <p> (一) 熱伝導率 (二) 気孔率 (%) </p> <p> — 通常の気孔による補正 (CARO, CARO-NA) - - - リム領域での補正 (CARO-NA) </p>

の項が CARO-NA コードでの変更箇所

表 1 ペレット熱伝導度モデル (3/8)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [未照射 UO_2]	(4)参考文献
	<p>[2-7] A. D. Feith, "Thermal Conductivity of Several Ceramic Materials to 2500°C", GE-TM-64-10-4, (1964)</p> <p>[2-8] J. Höchel, "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)</p> <p>[2-9] J. L. Bates, "High Temperature Thermal Conductivity of "Round Robin" Uranium Dioxide", BNWL-1431, (1970)</p> <p>[2-10] M. F. Lyons, et al., DOCKET-50331, pp. 3. 2-11, (1967)</p> <p>[2-11] DOCKET-50250-3, pp. 3-87, (1966)</p> <p>[2-12] J. A. Christensen, et al., "Uranium Dioxide Thermal Conductivity," Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 391-392 (1964)</p> <p>[2-13] T. G. Godfrey, et al., "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556 (1964)</p> <p>[2-14] 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)</p> <p>[2-15] 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)</p> <p>[2-16] 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)</p> <p>[2-17] 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)</p>

表 1 ペレット熱伝導度モデル (4/8)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [未照射 Gd ₂ O ₃ 入り UO ₂]	(4)参考文献
<p>(a) 3wt%Gd₂O₃</p>	<p>[2-18] M. Hirai, et al., "Thermal Diffusivities and Thermal Conductivities of UO₂-Gd₂O₃", Journal of Nuclear Science and Technology, 28 [11], pp.995-1000, (1991)</p>
<p>(b) 5wt%Gd₂O₃</p>	<p>[2-19] 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)</p>
<p>(c) 6wt%Gd₂O₃</p>	<p>[2-20] Y. Kosaka, et al., "Thermal Properties and Irradiation Behavior of Gd Fuel", Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 219-230 (1996)</p>
<p>(d) 7wt%Gd₂O₃</p>	<p>[2-21] 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)</p>
<p>(e) 9wt%Gd₂O₃</p>	
<p>(f) 10wt%Gd₂O₃</p>	

表 1 ペレット熱伝導度モデル (5/8)

<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [照射 UO_2 燃焼度依存性]</p>	<p>(4)参考文献</p>
<p>温度: 773 K</p> <p>熱伝導率</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p> <p> △ JNES (高燃焼度8×8燃料) ○ JNES (9×9燃料A型) ◇ Nakamura × Minato — CARO-NA </p>	<p>[2-22] 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</p> <p>[2-23] J. Nakamura, et al., “Thermal Conductivity of High Burnup UO_2 Pellet”, Proceedings of the Technical Committee meeting, Tokyo, Japan, 127-137 (1996)</p> <p>[2-24] K. Minato, et al., “Thermal Conductivities of Irradiated UO_2 and $(U, Gd)O_2$”, Journal of Nuclear Materials, 288, pp. 57-65 (2001)</p>
<p>温度: 1273 K</p> <p>熱伝導率</p> <p>ペレット燃焼度 (GWd/t)</p> <p> △ JNES (高燃焼度8×8燃料) ○ JNES (9×9燃料A型) □ Ohira ◇ Nakamura × Minato — CARO-NA </p>	

表 1 ペレット熱伝導度モデル (6/8)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [照射材温度依存性]	(4)参考文献
	<p>[2-2] 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).</p>
	<p>[2-25] M. Amaya, et al., "Thermal Conductivities of Irradiated UO₂ and (U,Gd)O₂ pellets", Journal of Nuclear Materials, 300, pp. 57-64, (2002)</p>
	<p>[2-26] 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 (9×9 B 型燃料 照射後試験結果)", 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月</p>

表 1 ペレット熱伝導度モデル (7/8)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [リムによる熱伝導度の補正]	(4)参考文献
<p style="text-align: center;">ペレットリム幅の燃焼度変化</p>	<p>[2-28] 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)</p> <p>[2-29] 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)</p> <p>[2-30] R. Manzuel, 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)</p> <p>[2-31] K. Lassmann et al., "Modeling the High Burnup Fuel UO2 Structure in LWR Fuel", Journal of Nuclear Materials, 226, pp. 1-8 (1995).</p> <p>[2-32] M. Owaki, et al., "Development of a Fuel Rod Thermal-Mechanical Analysis Code for High Burnup Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on "Nuclear Fuel Behaviour Modeling at High Burnup and its Experimental Support", Windermere, UK (2000)</p>
<p style="text-align: center;">気泡率の燃焼度変化</p>	

表 1 ペレット熱伝導度モデル (8/8)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [リムによる熱伝導度の補正]	(4)参考文献
<p style="text-align: center;">(100GWd/t, 気泡率 11%)</p>	<p>[2-33] 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)</p>
<p style="text-align: center;">(80GWd/t, 気泡率 8%)</p>	

表 2 ペレット融点モデル (1/3)

(1)モデルの基本式

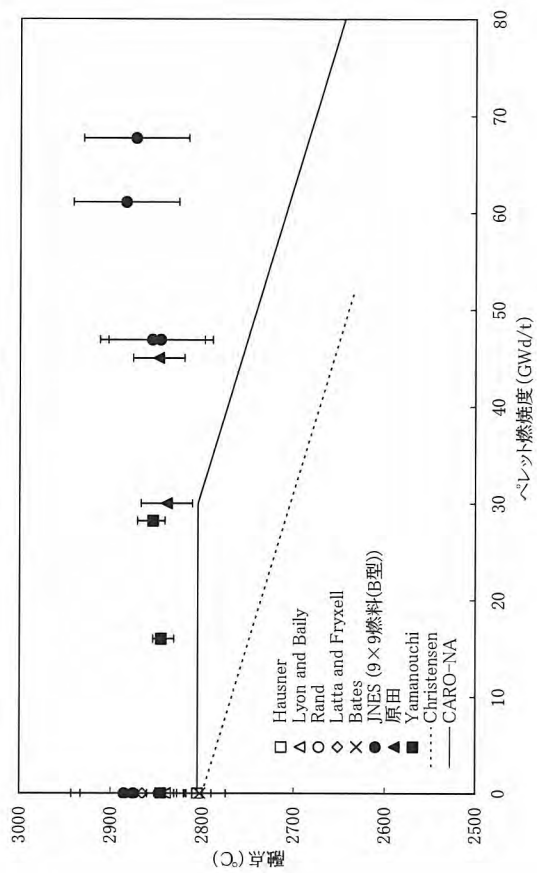
- ペレット融点の燃焼度依存性について最新データに基づき 30GWd/t 以降で低下するモデル
- 燃焼度に対する低下割合は、10GWd/t 当たり 32°C 低下
- ペレット融点は 1wt% の Gd_2O_3 の混入につき 低下

$$T_{melt} = \begin{cases} 2805 - \frac{Gd}{Bu} & (Bu < 30) \\ 2805 - 3.2 \cdot (Bu - 30) & (Bu \geq 30) \end{cases}$$

Gd : Gd_2O_3 濃度 (wt%)

Bu : 燃焼度 (GWd/t)

(2)モデルの特性



の項が CARO-NA コードでの変更箇所

表 2 ペレット融点モデル (2/3)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [UO ₂]	(4)参考文献
	<p>[3-1] 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 (9×9 B 型燃料照射後試験結果)”, 07 基炉報-0002 付録 2, 平成 19 年 12 月</p> <p>[3-2] H. Hausner, “Determination of the Melting Point of Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 15, 3, pp. 179-183 (1965)</p> <p>[3-3] W. L. Lyon et al., “The Solid-Liquid Phase Diagram for the UO₂-PuO₂ System”, Journal of Nuclear Materials, 22, pp. 332-339 (1967)</p> <p>[3-4] S. Yamanouchi et al., “Melting Temperature of Irradiated UO₂ and UO₂-2wt%Gd₂O₃ Fuel Pellets up to Burnup of about 30 GWd/t”, Journal of Nuclear Science and Technology, 25, 6, pp. 528-533 (1988)</p> <p>[3-6] M. H. Rand, et al., “The Thermodynamic Properties of the Urania Phase”, Rev. Int. Hautes Tempér. Refract., 15, pp. 355-365 (1978)</p> <p>[3-8] 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)</p>
	<p>[3-9] 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)</p> <p>[3-10] J. L. Bates, “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide”, Journal of Nuclear Materials, 36, pp. 234-236 (1970)</p> <p>[3-11] J. A. Christensen, et al., “Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide” Transactions of the American Nuclear Society, 7, pp. 390-391 (1964)</p> <p>[3-13] K. Yamamoto, et al., “Melting temperature and thermal conductivity of irradiated mixed oxide fuel”, Journal of Nuclear Materials, 204, pp. 85-92 (1993)</p>

表 2 ペレット融点モデル (3/3)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [Gd ₂ O ₃ 入りUO ₂]	(4)参考文献
<p>原燃工社内取得データ</p>	

表 3 被覆管照射硬化 (1/3)

(1)モデルの基本式

- ・ 照射による被覆管降伏応力の増大を考慮
- ・ 過去に取得されているデータ範囲以上の温度になると照射による欠陥が回復し、未照射材の機械強度となる
- ・ 高速中性子照射量依存のモデルは、温度依存性の降伏応力で飽和するように設定している。
- ・ 未照射被覆管については、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き温度依存性を考慮した降伏応力モデルを使用している。

(2)モデルの特性

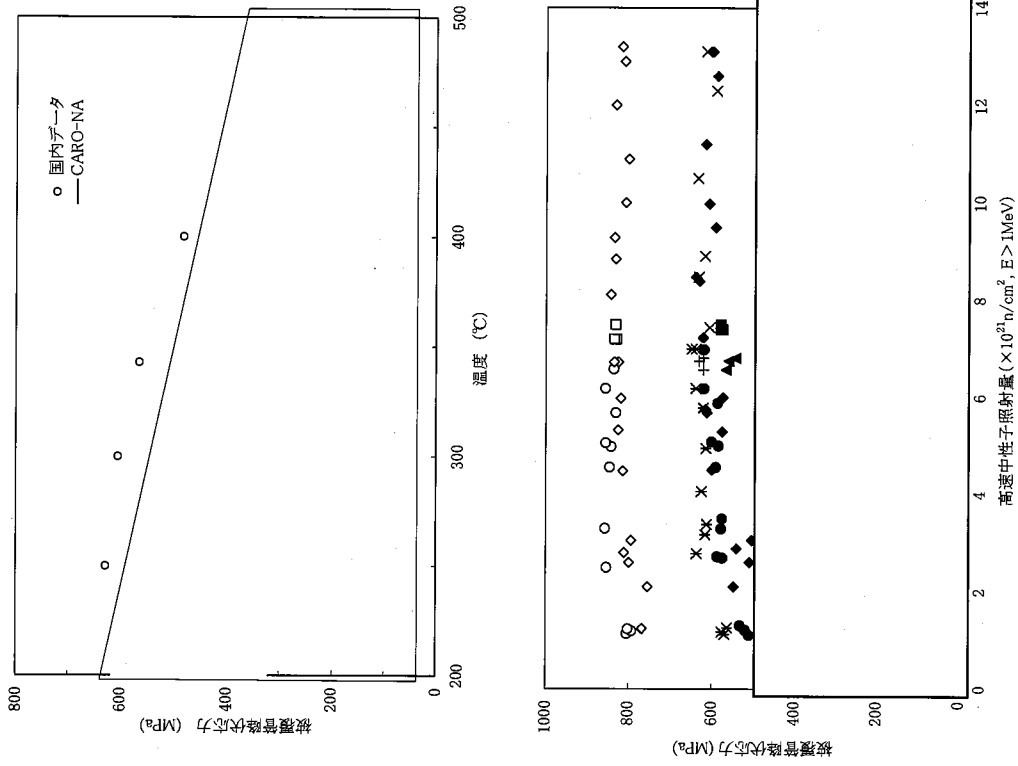


表 3 被覆管照射硬化 (2/3)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [照射被覆管]	(4)参考文献
<div style="display: flex; flex-direction: column; align-items: center;"> <p style="text-align: center;">照射被覆管の降伏応力温度依存性 [4-1]</p> <p style="text-align: center;">被覆管降伏応力の高速中性子照射量依存性 [4-3]</p> </div>	<p>[4-1] 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)</p> <p>[4-3] 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 (総合評価編)", 07 基炉報-0002, 平成 19 年 12 月</p>

表 3 被覆管照射硬化 (3/3)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [未照射被覆管]	(4)参考文献
<div style="text-align: center;"> <p>未照射被覆管の降伏応力温度依存性</p> </div>	<p>左図の測定データは、原燃工で実施した引張試験により得られたものである。</p> <p>引張試験は管材 (0.86mm^T × 12.3mm OD) を対象としており、JIS Z-2201 に規定する第 11 号試験片 (標点間距離 50mm) を用いて、温度条件 250°C、300°C、343°C、400°C、450°C のもとで実施したものである。</p> <p>試験装置はオートグラフを用いた。</p>

表 4 ペレット熱膨張モデル

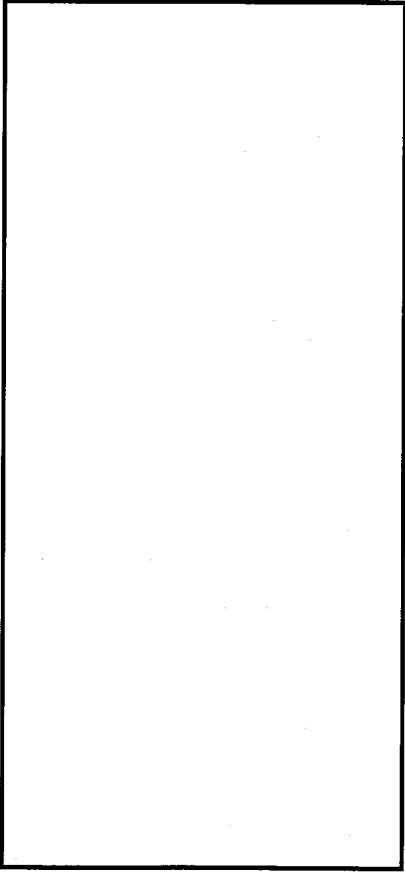
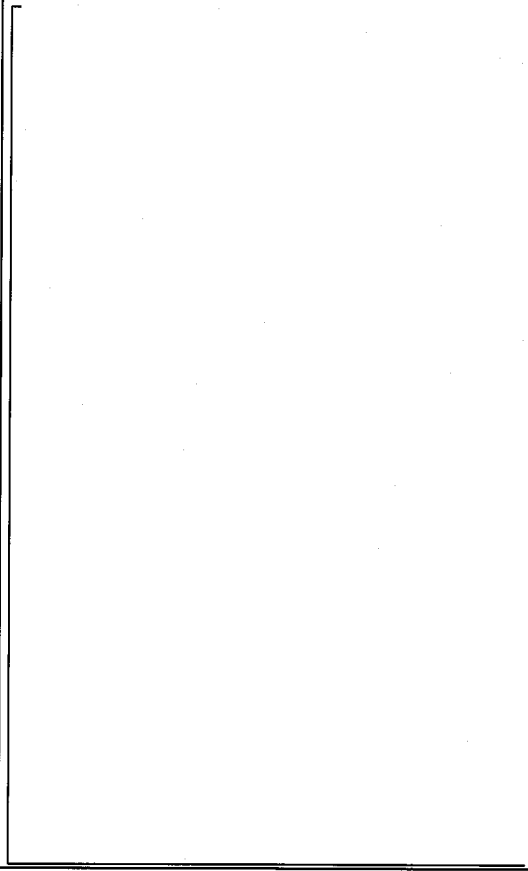
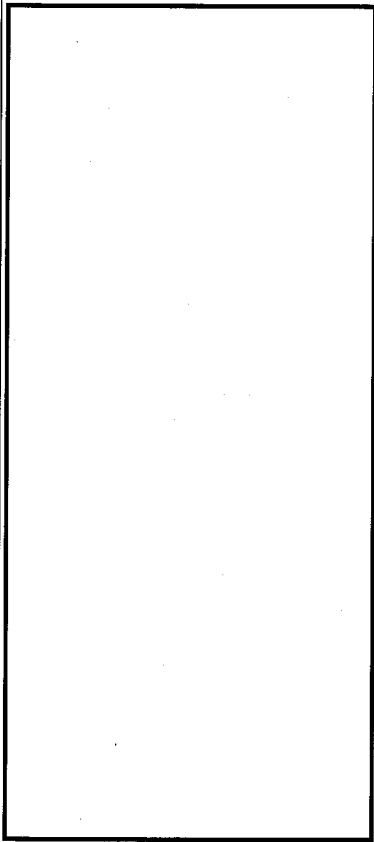
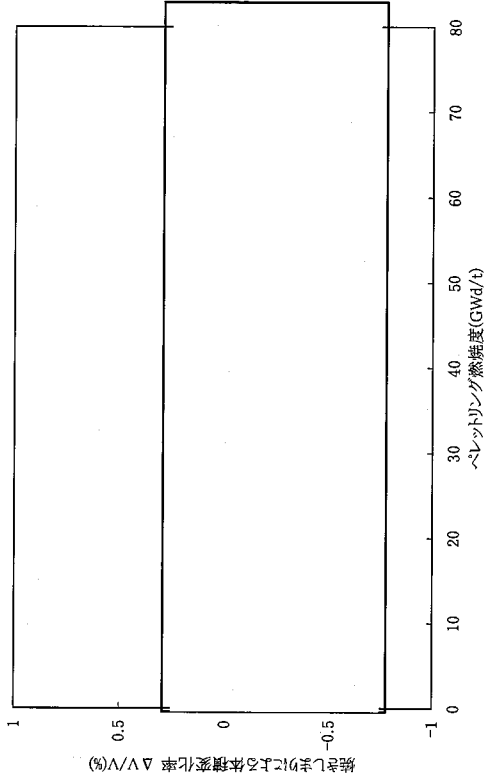
<p>(1)モデルの基本式</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ ペレット溶融前は、等方的に膨張する ・ ペレット溶融後は、軸方向へは膨張せず径方向へ膨張する 	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p>  <p style="text-align: center;">UO₂ペレットの熱膨張モデルと文献値の比較^[5-1~5]</p>
	<p style="text-align: center;">(4)参考文献</p> <p>[5-1] J. B. Conway et al., "The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO₂ to 2,200°C", Transactions American Nuclear Society, 6, 1, pp. 153 (1963)</p> <p>[5-2] 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)</p> <p>[5-3] "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)</p> <p>[5-4] M. Hoch and A. C. Momin, "High Temperature Thermal Expansion of Uranium Dioxide and Thorium Dioxide", High Temperatures - High Pressures, 1, 4, pp. 401-407 (1969)</p> <p>[5-5] M. T. Hutchings, "High-Temperature Studies of UO₂ and ThO₂ using Neutron Scattering Techniques", Journal Chemical Society Faraday Transactions II, 83, pp.1083-1103 (1987)</p>

表 5 燃焼に伴うペレットの体積変化 (1/4)

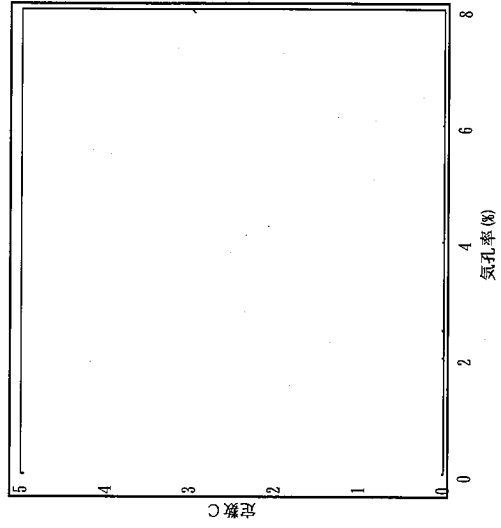
(1)モデルの基本式[焼きしまり]



(2)モデルの特性



焼きしまりによる体積変化率の燃焼度依存性の一例
(理論密度 96.5%TD の例)



焼きしまり定数 C の製造時気孔率依存性

表 5 燃焼に伴うペレットの体積変化 (2/4)

(1)モデルの基本式[スエリング]	(2)モデルの特性
<ul style="list-style-type: none"> リムの発生しない低燃焼度領域では測定データに基づき、スエリング率として下記値を考慮 <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%; margin: 10px 0;"></div> <ul style="list-style-type: none"> 最新知見に基づき、高燃焼度領域におけるスエリング増大の傾向を反映 <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%; margin: 10px 0;"></div>	<p style="text-align: center;">ペレット密度の燃焼度変化</p> <p style="text-align: center;">ペレット燃焼度 (GWd/t)</p> <p style="text-align: center;">ペレット体積変化 (%)</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ 信頼性実証燃料 (福島第一-3号機) △ 島根燃料 (島根1号機) □ 高性能燃料 (福島第二2号機) ◇ 高燃焼度確認燃料 (福島第二2号機) ■ 新型8×8シムス燃料 (福島第二2号機) ▲ 9×9燃料(B型) (福島第二1号機) ● 9×9燃料 (ドイツBWR) ◆ 10×10燃料 (ドイツBWR) ⊙ Halden試験燃料 + Manzel

表 5 燃焼に伴うペレットの体積変化 (3/4)

(4)参考文献	(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [ペレット密度の燃焼度変化]
<p>[6-1] 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)</p> <p>[6-2] 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</p> <p>[6-3] 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)</p>	<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="width: 45%;"> <p>(a) UO_2 燃料</p> </div> <div style="width: 45%;"> <p>(b) Gd_2O_3 入り UO_2 燃料</p> </div> </div>

表 5 燃焼に伴うペレットの体積変化 (4/4)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較 [ペレット密度計算結果と実測値との比較]	(4)参考文献
<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="268 1205 746 1960"> <p>(a) UO₂ 燃料</p> </div> <div data-bbox="858 1205 1337 1960"> <p>(b) Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料</p> </div> </div>	<p>[6-1] 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)</p> <p>[6-2] 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</p> <p>[6-3] 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)</p>

表 6 FP ガス放出モデル (1/3)

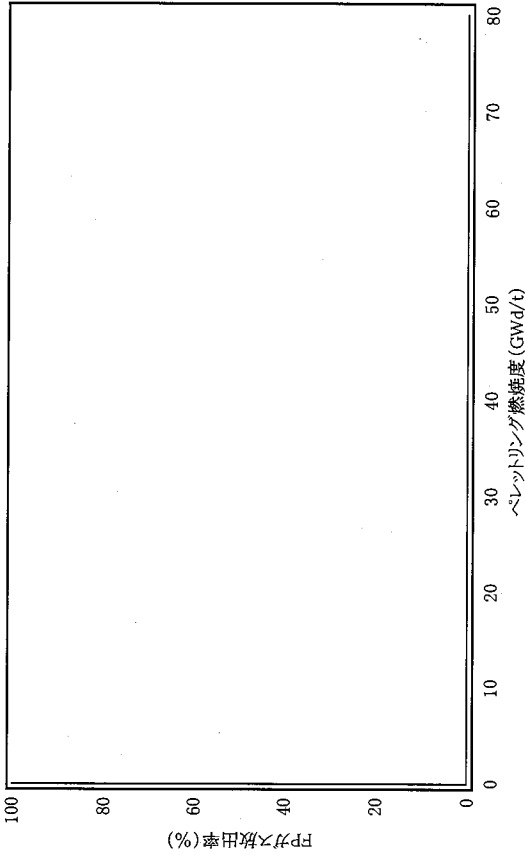
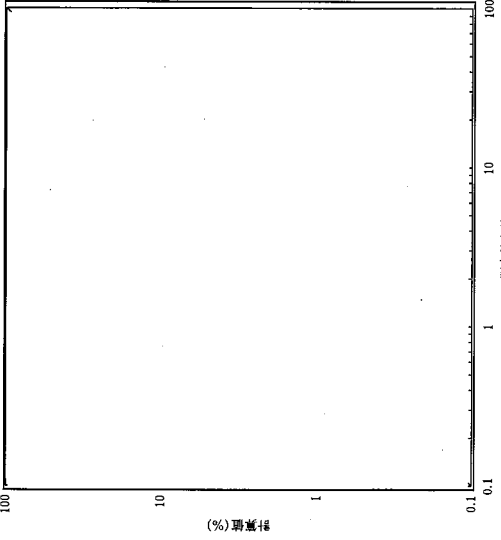
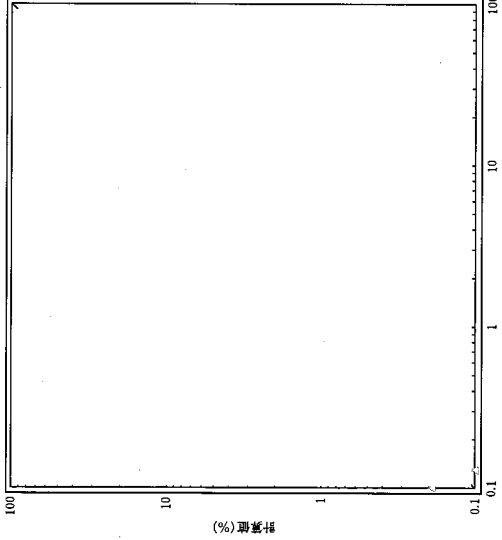
(1)モデルの基本式	(2)モデルの特性
<p>$\frac{d}{dt}f(t) = K \cdot g(t)$</p> <p>$g(t) = \int_0^t \beta(t') \cdot dt' - f(t) - m(t)$</p> <p>$f(t)$: FP ガス放出量</p> <p>$K$: FP ガス放出係数 (燃焼度および温度の関数)</p> <p>$g(t)$: 結晶粒界に蓄積した FP ガス量</p> <p>$\int_0^t \beta(t') \cdot dt'$: 時刻 t までに生成した FP ガス総量</p> <p>$m(t)$: 結晶粒内に保持された FP ガス量</p> <p>t: 時間</p> <ul style="list-style-type: none"> • 燃焼によるペレット熱伝導度低下の反映に伴い評価されるペレット温度に対する放出係数の見直し • 検証データベースの拡充に伴い、係数を最適化 • FP ガスの生成率は 1.35×10^{-3} mol/MWd として計算。 	 <p>等温でペレットを照射した場合の FP ガス放出率</p>

表 6 FP ガス放出モデル (2/3)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較[等温照射パレットのFPガス放出率]	(4)参考文献
<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div data-bbox="255 1187 734 1971"> <p>(a) Vitanza のモデル</p> </div> <div data-bbox="829 1187 1308 1971"> <p>(b) FEMAXI-III のモデル</p> </div> </div>	<p>[補②-1]: C. Vitanza, et al.: "Fission Gas Release from UO₂ Pellet Fuel at High Burn-up", Proc. ANS Topical Meeting on Light water reactor fuel performance, Portland April 29-May 3, p.361 (1979).</p> <p>[補②-2]: FEMAXI-III 一軸対称有限要素法による燃料ふるまいコード, JAERI-M 9251 (1981)</p>

表 6 FP ガス放出モデル (3/3)

<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較[検証データとの比較]</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;">   </div> <p style="text-align: center;">UO₂ 燃料</p> <p style="text-align: center;">Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料</p>	<p>(4)参考文献</p> <ul style="list-style-type: none"> 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 基炬報-0002, 平成 19 年 12 月 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
---	--



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

【添付資料 8】

原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ 付録資料 1

添付-2 「CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献 (CARO と CARO-NA とで共通のモデル)」

本資料は、原子炉安全小委員会 第 3 回燃料ワーキンググループ
に提出した資料 (付録資料 1 添付-2) である。

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」
RET-6382 改訂1

CARO-NA の
物性値、モデルの根拠データ、参考文献
(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

平成 21 年 11 月

原子燃料工業株式会社

原子燃料工業機密資料

本資料は、当社及び／又は協力会社の商業機密を含んでいる可能性があるため、本提出（又は貸与）目的以外に使用されること及び当社承認を得ないで本資料を第三者に伝達、開示されることは固くお断り申し上げます。

また、 の箇所は商業機密に該当しますので、開示できません。

CARO-NA の物性値、モデルの根拠データ、参考文献
(CARO と CARO-NA とで共通のモデル)

目次

(熱解析関連)

表 1 燃料棒表面温度	1
表 2 被覆管表面温度	2
表 3 被覆管熱伝導度	4
表 4 ペレット被覆管ギャップ熱伝達	5
表 5 ペレット内温度分布	6
表 6 ペレット径方向出力分布	7

(機械解析関連)

表 7 被覆管ヤング率	9
表 8 被覆管ポアソン比	10
表 9 ペレットヤング率	11
表 10 ペレットポアソン比	12
表 11 ペレット降伏応力	13
表 12 被覆管熱膨張	14
表 13 被覆管照射成長	15
表 14 被覆管クリープ	16
表 15 リロケーション	18
表 16 ペレットクリープ	19

表 1 燃料棒表面温度

(1)モデルの基本式	(4)参考文献
<p>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。</p> $\Delta T_j = \frac{q''}{h_f}$ <p>ここで、</p> <p>ΔT_j : 燃料棒外表面と冷却材の間の温度差 ($^{\circ}\text{C}$)</p> <p>h_f : 燃料棒表面熱伝達率 ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C}^{\circ})$)</p> <p>$q''$: 燃料棒表面熱流束 (W/m^2)</p> <p>CARO-NA コードでは表面熱伝達率 h_f として、Jens-Lottes の式を用いている。</p> $h_f = 1260(q'' \times 10^{-4})^{3/4} \exp\left(\frac{P}{6.2}\right)$ <p>ここで、</p> <p>h_f : 燃料棒表面熱伝達率 ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C}^{\circ})$)</p> <p>$q''$: 燃料棒表面熱流束 (W/m^2)</p> <p>P : 冷却材圧力 (MPa)</p>	<p>[1.2.1-3]: 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)</p>

表 2 被覆管表面温度(1/2)

(1)モデルの基本式	(1)モデルの基本式
<p>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。</p> $\Delta T_{cr} = \frac{q' \cdot t_{cr}}{\pi \cdot di_{cr} \cdot \lambda_{cr}}$ $\Delta T_{ox} = \frac{q' \cdot t_{ox}}{\pi \cdot di_{ox} \cdot \lambda_{ox}}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> 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)) 	<p>クラッド及び酸化膜の熱伝導度は入力として取扱われるが、通常、解析では下記値を用いている。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div> <p>ここで、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^[1,2,1-4,5]、及び酸化膜の熱伝導度 λ_{ox} は、MATPRO^[1,2,1-6]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。</p>

表 2 被覆管表面温度(2/2)

<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <p>クラッドおよび酸化膜の付着は、燃料設計の条件として入力として取り扱っているが、一例として9×9燃料(B型)の設計に用いた設計曲線を示す。</p> <p style="text-align: center;">BWR 燃料被覆管クラッド付着厚さの炉内滞在期間依存性</p> <p style="text-align: center;">BWR 燃料被覆管酸化膜厚さの燃焼度依存性</p>	<p>(4)参考文献</p> <p>[1.2.1-4]: 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</p> <p>[1.2.1-5]: 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</p> <p>[1.2.1-6]: 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</p>
---	--

表 3 被覆管熱伝導度

(1)モデルの基本式	(4)参考文献
<p>CARO-NAコードでは被覆管の熱伝導度を下式によりモデル化している。</p> <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>	<p>[1.2.1-7]: J.N.Chirigos, et al, "Development of Zircaloy-4", Fuel Element Fabrication, New York: Academic Press, pp.19-55, (1961)</p> <p>[1.2.1-8]: A.D.Feith, "Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Zircaloy-4", GEMP-669, (1966)</p> <p>[1.2.1-9]: D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy 2 and 4", WCAP-3269-41, pp5-9, (1965)</p> <p>[1.2.1-10]: W.K.Anderson, et al., "Zirconium Alloys", Reactor Structural Materials: Engineering Properties as Affected by Nuclear Reactor Service, ASTM STP-314, pp62-93, (1962)</p> <p>[1.2.1-11]: 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)</p> <p>[1.2.1-12]: A.E.Powers, "Application of the Ewing Equation for Calculating Thermal Conductivity from Electrical Conductivity", USAEC KAPL-2146, (1961)</p> <p>[1.2.1-13]: W. J. O'Donnell et. al., "An Analysis of Transient Clad Strains in Cylindrical Fuel Elements Including the Effects of Oxide Pellet Cracking (STRIFE) LWBR Development Program", WAPD-TM-652, (1970)</p> <p>[1.2.1-14]: 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)</p>
<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p>	

表 4 ペレット被覆管ギヤップ熱伝達

(1)モデルの基本式	(1)モデルの基本式
<p>ペレット被覆管ギヤップによる温度上昇ΔT_{gap}は、ペレット被覆管ギヤップ熱伝達率をh_gとすれば、以下のように書ける。</p>	<p>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の効果については無視しており、ペレット被覆管ギヤップ熱伝達率は、ギヤ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。</p>
$\Delta T_{gap} = \frac{q''}{h_g}$	$h_g = h_f = \frac{\lambda_{mix}}{S + S_{eff} + (l_1 + l_2)}$
<p>ここで、</p>	<p>ここで、</p>
ΔT_{gap} : ペレット被覆管ギヤップ温度差 ($^{\circ}\text{C}$)	h_f : ギヤップガスによる熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)
q'' : ペレット表面熱流束 (W/m^2)	λ_{mix} : ギヤップガスの混合熱伝導度 ($W/(m \cdot ^{\circ}\text{C})$)
h_g : ペレット被覆管ギヤップ熱伝達率 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)	S : ペレット被覆管半径方向ギヤップ幅 (m)
<p>CARO-NAコードでは、ギヤップ熱伝達率をA.M.Ross & R.L.Stouteのモデルに基づき下式により定式化している。</p>	S_{eff} : 最小有効ギヤップ幅 (m)
$h_g = h_f + h_s + h_r$	$(l_1 + l_2)$: ペレット及び被覆管表面でのガス外挿距離 (m)
<p>ここで、</p>	<p>(4)参考文献</p>
h_g : ペレット被覆管ギヤップ熱伝達率 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)	<p>[1.2.2-1]: A.M.Ross, and R.L.Stout, "Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy-2", CRFD-1015, AECL-1552, (1962)</p>
h_f : ギヤップガスによる熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)	h_s : 固体接触による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)
h_s : 固体接触による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)	h_r : 輻射による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)
h_r : 輻射による熱伝達成分 ($W/(m^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$)	

表 5 ペレット内温度分布

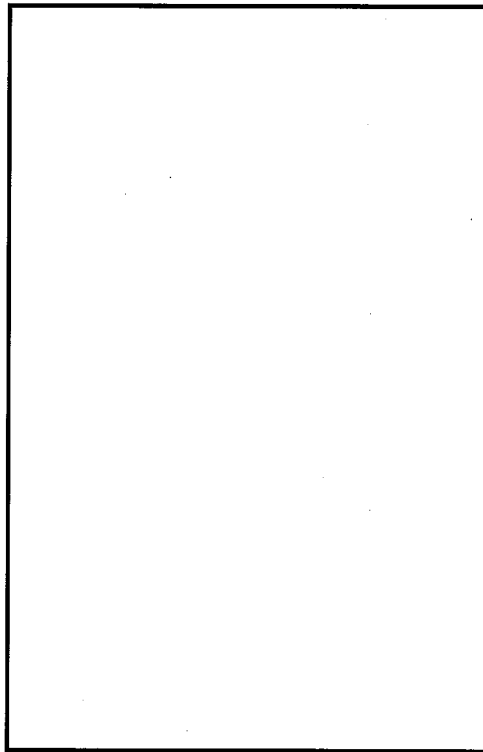
(1)モデルの基本式	(1)モデルの基本式
<p>ペレットの温度分布を評価するにあたって、ペレットを径方向にリング(円筒状)分割し、各リング毎にペレット温度を計算する。</p> <p>ペレット内温度分布は、各リングについて、以下の定常熱伝導方程式を解く。</p>	<p>ここで、</p> <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div> <p>すなわち、ペレット径方向リング位置 j での熱伝導度積分 J_j は以下の通りとなる。</p>
$q_j''(r) = -\lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr}$	$J_j = \int_{T_{j+1}}^{T_j} \lambda(T) \cdot dT$
<p>q_j'' : 各リング(円筒)における熱流束 (W/m^2)</p> <p>λ : ペレットの熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)</p>	<div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: right;">(W/m)</p>
<p>円筒体系における各径方向位置 j での発熱密度 q_j''' は</p> $q_j''' = \frac{q_j}{\pi \cdot (R_{j+1}^2 - R_j^2) \cdot H_j}$	
<p>ここで、</p> <p>q_j''' : ペレット径方向リング位置 j での発熱密度 (W/m^3)</p> <p>q_j : ペレット径方向リング位置 j での発熱量 (W)</p> <p>R_j : ペレット径方向リング位置 j での内半径 (m)</p> <p>H_j : 軸方向ノード長さ (m)</p>	
<p>任意の半径方向位置 r (ただし、$R_j < r < R_{j+1}$) での熱伝導方程式は以下のように表される。</p>	
$q_j''(r) = -\lambda(T) \cdot \frac{dT}{dr} =$	<div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: right;">(W/m^2)</p>
	<p style="text-align: center;">(4)参考文献</p> <p>[1.2.1-1]: 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)</p> <p>[1.2.1-2]: 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)</p>

表 6 ペレット径方向出力力分布(1/2)

(1)モデルの基本式

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る。

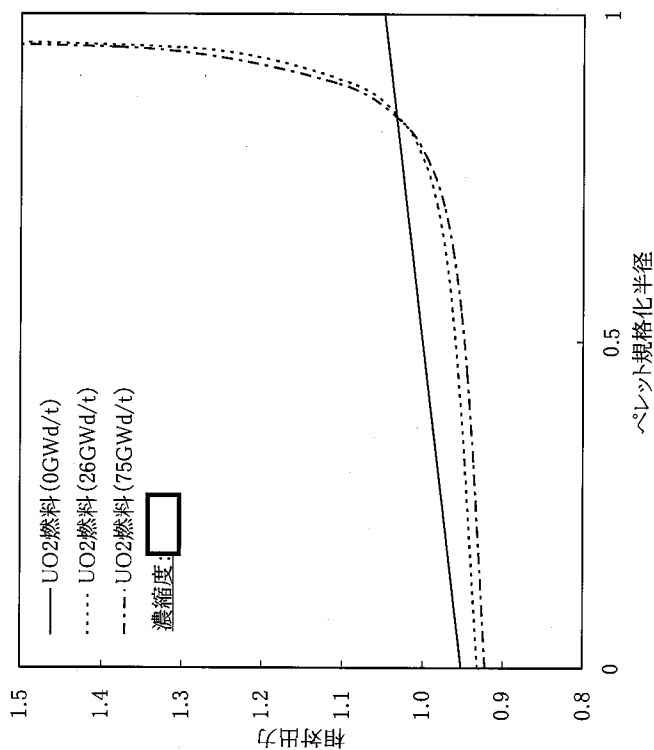
CARO-NAコードでは、ペレット内の径方向出力分布を下式により与えている。ここで、各定数は、燃焼度及び濃縮度に依存したテーブルにより与えられている。



テーブルは2次元集合燃焼計算コードを用いてペレット内の径方向出力分布を評価した結果からフィッティングした。

計算コードは3群(高速群、熱外群、熱群)の輸送計算により中性子束分布を求め、これをもとに燃焼計算を行うものである。

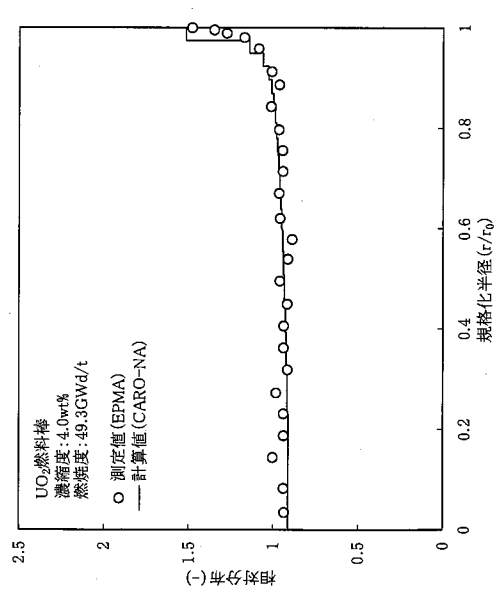
(2)モデルの特性



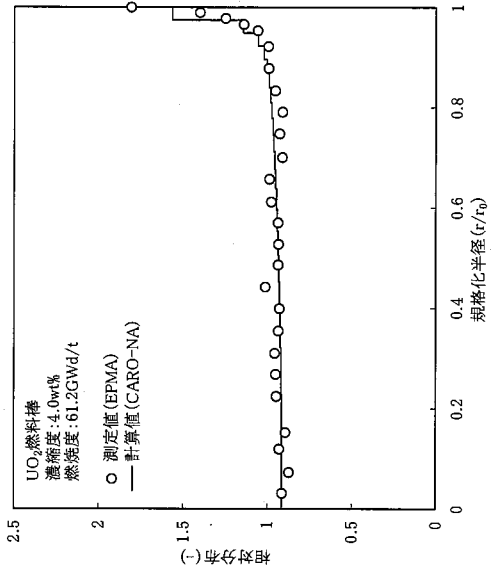
ペレット径方向出力分布の例

表6 ペレット径方向出力分布(2/2)

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較

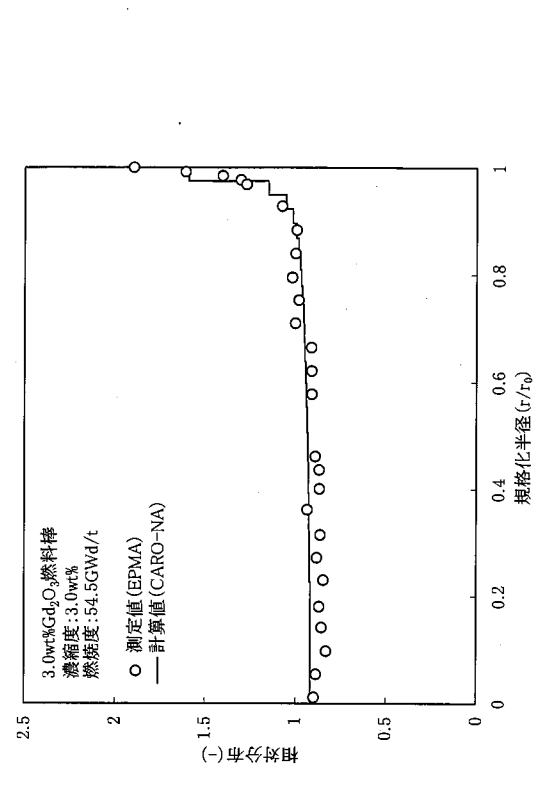


UO_2 燃料 濃縮度: 4.0wt% 燃焼度: 49.3GWd/t



UO_2 燃料 濃縮度: 4.0wt% 燃焼度: 61.2GWd/t

(3)モデルの根拠、他モデルとの比較



3wt% Gd_2O_3 入り UO_2 燃料 濃縮度: 3.0wt% 燃焼度: 54.5GWd/t

(4)参考文献

[1.2.3-1]: N. ITAGAKI et al, "FISSION GAS RELEASE AND PELLET MICROSTRUCTURE CHANGE OF HIGH BURNUP BWR FUEL" IAEA-TECDOC-1036,(1998)

表 7 被覆管ヤング率

(1)モデルの基本式	(3)モデルの根拠、他モデルとの比較
<p>CARO-NA コードにおける被覆管のヤング率Eは、温度依存性を考慮した下式により計算される。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 150px; width: 100%;"></div> <p>なお、照射材のヤング率は文献^[2.2-4]では考慮されておらず、公開コードである FEMAXI^[2.2-5]においては未照射材と同一のモデルとしている。</p> <p>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。</p>	
(4)参考文献	
<p>[2.2-1]: MATPRO-09, "A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", USNRC TREE NUREG-1005 (1976)</p> <p>[2.2-2]: 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)</p> <p>[2.2-3]: 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)</p> <p>[2.2-4]: (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)</p> <p>[2.2-5]: 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)</p>	

表 8 被覆管ポアソン比

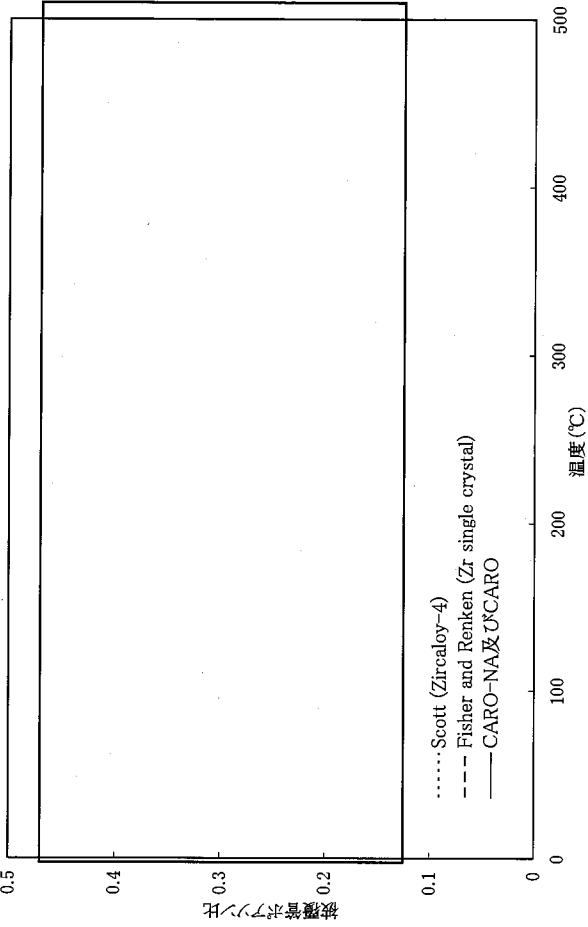
<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでは、被覆管のポアソン比νは温度及び照射量に依存しない下記の固定値を使用している。</p> $\nu = \square$ <p>ポアソン比の温度に対する一義的な傾向は確認されておらず、報告者によって差がある^[2.2-2, 6]。また、照射による明確な傾向の変化も確認されておらず、文献^[2.2-7]によると照射の効果は考慮されていない。</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p> 
<p>(4)参考文献</p> <p>[2.2-6]: D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy2 and 4", WCAP-3269-41 (May, 1965)</p> <p>[2.2-7]: "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)</p>	

表 9 ペレットヤング率

<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでは、ペレットのヤング率として温度及び密度依存性を考慮した下式によりモデル化している。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p>Gd₂O₃入りUO₂ペレットについては CARO-NA コードの適用範囲であるガドリニア濃度 10wt%までの範囲でヤング率の低下はわずかわり、無視できる。したがって、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。</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <div style="text-align: center;"> </div>
--	--

表 10 ペレットポアソン比

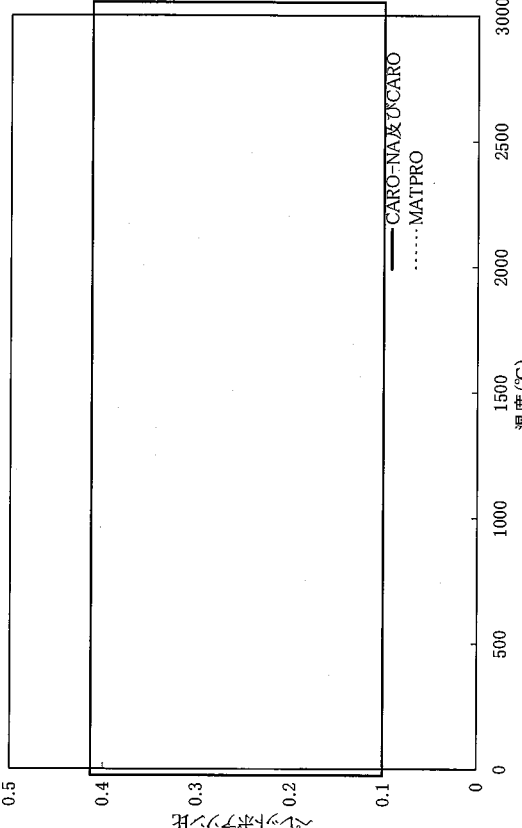
<p>(1)モデルの基本式</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p>
<p>Gd₂O₃入り UO₂ペレットについては CARO-NA コードの適用範囲であるガドリニア濃度 10wt%までの範囲では室温におけるポアソン比の低下はわずかであり、無視できる。したがって、CARO-NA コードでは Gd₂O₃入り UO₂ペレットのポアソン比を UO₂ペレットと同一のモデルとしている。</p>	
<p>(4)参考文献</p> <p>[2.2-14]: 平井他, “Gd₂O₃-UO₂, Nb₂O₅-UO₂, Ti-UO₂ ペレットの弾性定数”, 日本原子力学会昭和 60 年分科会予稿集 F58</p> <p>[2.2-15]: “MATPRO - VERSION 11 A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior”, NUREG/CR-0497, TREE-I280 (1979)</p>	

表 11 ペレット降伏応力

<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでペレットの降伏応力は、温度に依存する以下の式により取扱う。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p>本モデルは、文献値^[2.2-16]に基づき設定されており、<div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 15px;"></div>において採用されているモデルである。</p> <p>また、Gd₂O₃ 入り UO₂ ペレットの降伏応力は公開コードである FEMAXI^[2.2-5], FRAPCON^[2.2-7]等のコードと同様、UO₂ ペレットと同一のモデルを用いている。</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p>
<p>(4)参考文献</p> <p>[2.2-5] : 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)</p> <p>[2.2-7]: “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)</p> <p>[2.2-16]: 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)</p>	

表 12 被覆管熱膨張

<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでは被覆管の線熱膨張係数に下式を用いている。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 150px; width: 100%;"></div> <p>なお、CARO-NA コードでは MATPRO^[2.3-4]、FEMAXI^[2.3-5]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。</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;"> <p>(軸方向熱膨張)</p> </div> <div style="text-align: center;"> <p>(径方向熱膨張)</p> </div> </div>
<p>(4)参考文献</p> <p>[2.3-1] : J.J.Kearns, "Thermal Expansion and Preferred Orientation in Zircaloy", WAPD-TM-472 (1965)</p> <p>[2.3-2] : D.B.Scott, "Physical and Mechanical Properties of Zircaloy2 and 4", WCAP-3269-41 (1965)</p> <p>[2.3-3] : R.L.Mehan and F.W.Wiesinger, "Mechanical Properties of Zircaloy-2", KAPL-2110 (1961)</p> <p>[2.3-4] : "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)</p> <p>[2.3-5] : 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)</p>	

表 13 被覆管照射成長

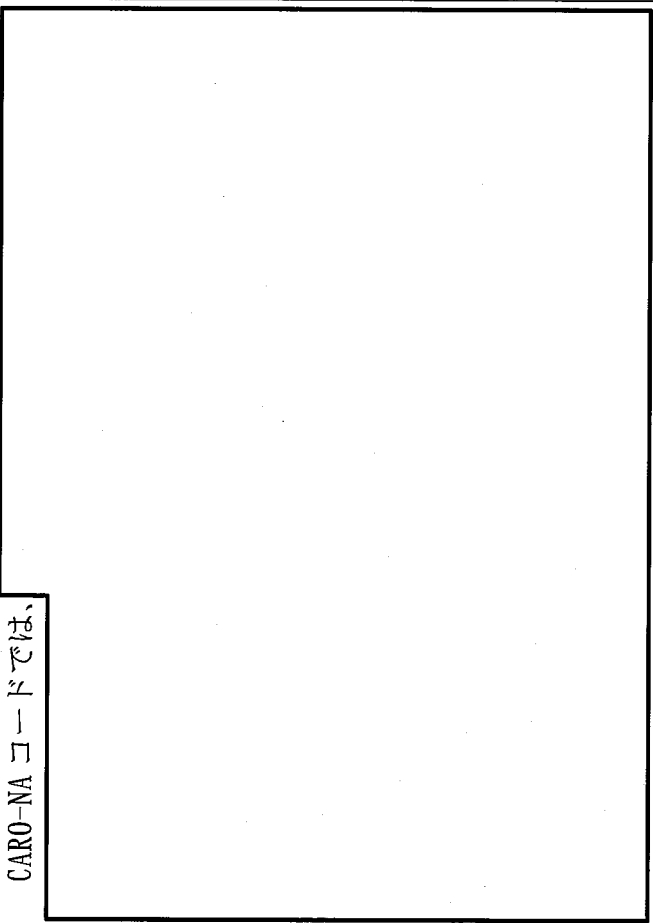
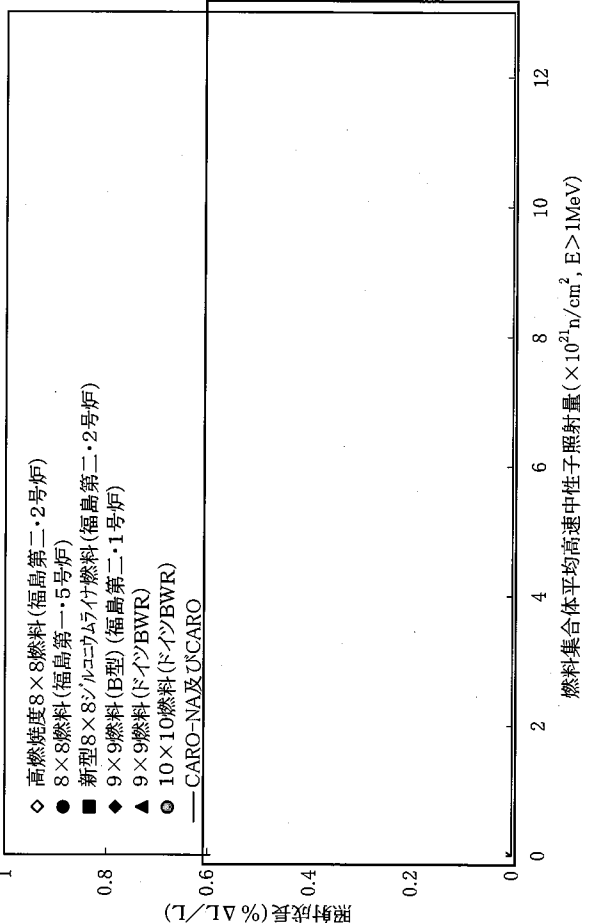
<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでは、</p>	<p>(3)モデルの根拠、他モデルとの比較</p>
	 <p>照射成長(%ΔL/L)</p> <p>燃料集合体平均高速中性子照射量(×10²¹n/cm², E>1MeV)</p> <p>◇ 高燃焼度8×8燃料(福島第二・2号炉) ● 8×8燃料(福島第一・5号炉) ■ 新型8×8シムコエフイ燃料(福島第二・2号炉) ◆ 9×9燃料(B型)(福島第二・1号炉) ▲ 9×9燃料(D型)(BWR) ● 10×10燃料(D型)(BWR) — CARO-NA及UCARO</p>
<p>被覆管軸方向照射成長 [2.3-6,7]</p> <p>(4)参考文献</p> <p>[2.3-6]: 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</p> <p>[2.3-7]: 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</p>	

表 14 被覆管クリープ(1/2)

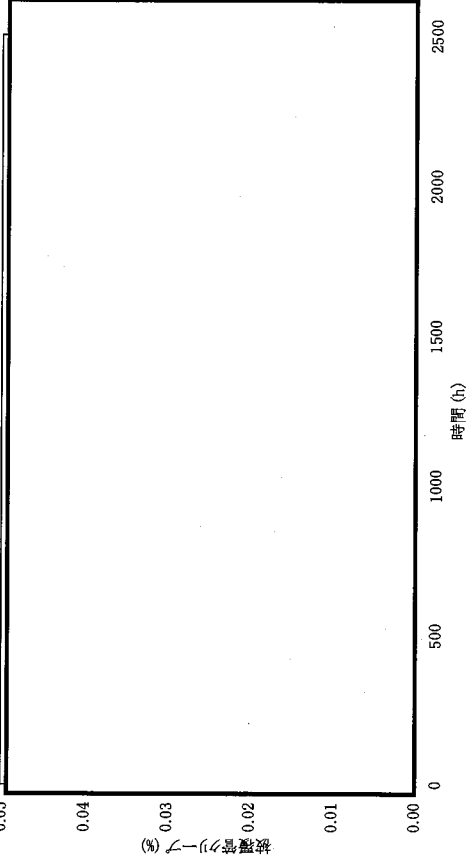
<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードでは被覆管のクリープ変形を下式に示すモデルにより取扱っている。</p>	<p>(1)モデルの基本式</p> <p>また、</p>
<p>(2)モデルの特性</p>  <p>被覆管クリープモデル</p>	<p>(2)モデルの特性</p>

表 14 被覆管クリープ(2/2)

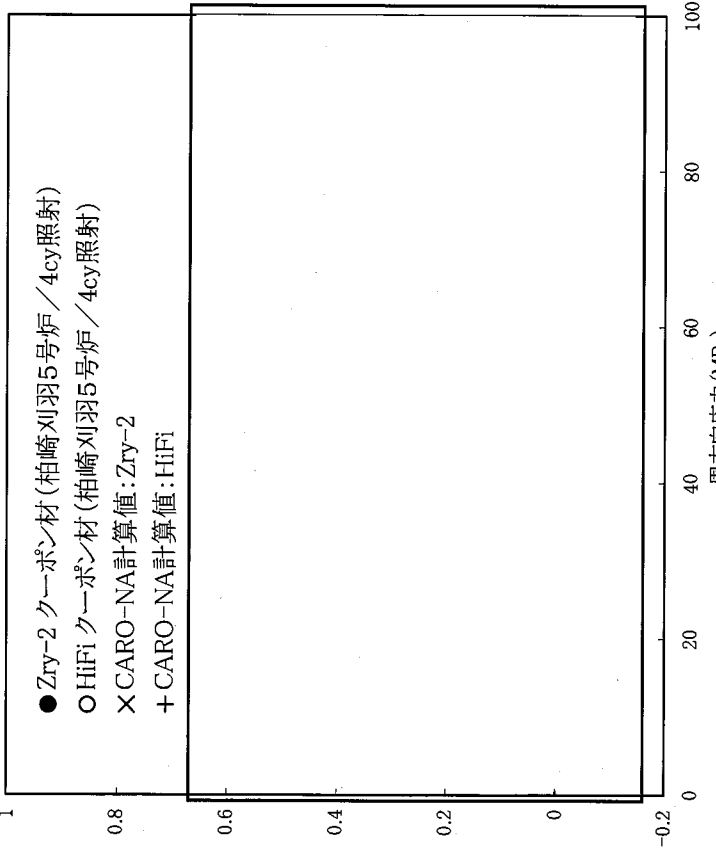
(3)モデルの根拠、他モデルとの比較	(4)参考文献
<p>● Zry-2 クーポン材 (柏崎刈羽5号炉 / 4cy照射) ○ HiFi クーポン材 (柏崎刈羽5号炉 / 4cy照射) × CARO-NA 計算値: Zry-2 + CARO-NA 計算値: HiFi</p>  <p style="text-align: center;">被覆管クリープモデル計算値と測定値の比較</p>	<p>[2.3-8] : G. Senski, A. Kunick, "A Phenomenological Thermal and Irradiation Creep Model for Zircaloy", 5th SMIRT Conf., Berlin (1979), paper C3/3</p>

表 15 リロケーション

(1)モデルの基本式	(1)モデルの基本式
<div data-bbox="255 302 550 1064" style="border: 1px solid black; height: 340px; width: 185px;"></div> <p data-bbox="582 168 670 1097">上式の定数の妥当性については、検証計算において上式のモデル定数を用いた解析を実施し、設定が妥当であることを確認している。</p>	<p data-bbox="247 1131 375 2060">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下式によりモデル化している。</p> <div data-bbox="399 1288 1284 2049" style="border: 1px solid black; height: 340px; width: 555px;"></div>
(4)参考文献	<div data-bbox="821 168 1356 1108" style="border: 1px solid black; height: 420px; width: 335px;"></div>

表 16 ペレットクリープ

(1)モデルの基本式	(1)モデルの基本式
<p>(4)参考文献</p> <p>[2.3-16]: MATPRO-09, "A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", USNRC TREE NUREG-1005 (1976)</p>	<p>(1)モデルの基本式</p> <p>CARO-NA コードにおけるペレットの相当クリープ歪速度$\dot{\epsilon}$は、下式を用いて計算される。本モデルは、<input type="text"/>のモデルに基づいて設定している。</p>