

- σ_r : 半径方向応力、MPa
- σ_θ : 円周方向応力、MPa
- σ_z : 軸方向応力、MPa
- r : 任意の径方向位置、mm
- r_i : 被覆管内半径、mm
- r_o : 被覆管外半径、mm
- E : 被覆管のヤング率、MPa
- α : 被覆管の熱膨張係数、 $1/^\circ\text{C}$
- ν : 被覆管のポアソン比
- T_i : 被覆管の内面温度、 $^\circ\text{C}$
- T_o : 被覆管の外面温度、 $^\circ\text{C}$

c. 被覆管の塑性変形

被覆管の塑性変形は、加工硬化を考慮した **Prandtl-Reuss** の式⁽²⁵⁾を解くことにより求める。**Prandtl-Reuss** の式は、“塑性ひずみの増分の主軸はその時の応力の主軸と一致し、かつ偏差応力に比例する”とするものである。

弾塑性域の判断となる被覆管の耐力は、未照射／照射後の被覆管引張試験結果よりモデル化している⁽²²⁾。

d. クリープによる被覆管の変形

被覆管のクリープ変形は、ある短い時間内では応力、温度等が一定として以下の式を用いて計算する。

被覆管のクリープ式は、熱的に生じる原子炉外のクリープ速度と原子炉内での照射によるクリープ速度に分けて表す。

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{\text{thermal}} + \dot{\epsilon}_{\text{irradiation}} \dots\dots\dots (3-28)$$

ここで、

- $\dot{\epsilon}$: 全クリープ速度、 $1/h$
- $\dot{\epsilon}_{\text{thermal}}$: 熱的に生じる原子炉外のクリープ速度、 $1/h$
- $\dot{\epsilon}_{\text{irradiation}}$: 照射によるクリープ速度、 $1/h$

(a) 原子炉外のクリープ

原子炉外のクリープは **Ibrahim** により提案された式⁽²⁶⁾に準じて次のように表すものとする。

$$\varepsilon_{thermal} = C_1 \exp \{ C_2 \times \sigma_g + C_3 T \} t^{C_4 T + C_5} \quad \dots\dots\dots (3-29)$$

ここで、

- $\varepsilon_{thermal}$: 原子炉外のクリープひずみ
- σ_g : 相当応力、MPa
- T : 温度、°C
- t : 時間、h
- $C_1 \sim C_5$: 定数

(b) 照射クリープ

照射クリープは、原子炉内のクリープの高速中性子束依存性に関する Ross-Ross and Hunt の式⁽²⁷⁾に準じて次のように表すものとする。

$$\dot{\varepsilon}_{irradiation} = B \sigma_g \phi^n \quad \dots\dots\dots (3-30)$$

ここで、

- $\dot{\varepsilon}_{irradiation}$: 照射クリープ速度、1/h
- σ_g : 相当応力、MPa
- ϕ : 高速中性子束(n/cm²s, E > 1MeV)
- B, n : 定数

モデル式中の定数 $C_1 \sim C_5, B, n$ は、被覆管タイプ毎の原子炉外のクリープ実験や照射後の燃料棒外径測定結果と良く一致するよう定めており、その妥当性は、後述する燃料棒の外径実測値に対する実証性により確認している。

e. 照射成長による被覆管の変形

被覆管の軸方向照射成長（燃料棒の伸び）は、被覆管タイプ毎の燃料棒の伸び測定結果を基に、高速中性子照射量の関数として次式のようにモデル化している。

$$\varepsilon_{growt} = A \cdot f_1 + B \cdot f_2 \quad \dots\dots\dots (3-31)$$

ここで、

- ε_{grow} : 被覆管照射成長
- f_1, f_2 : 高速中性子照射量の関数 (べき乗の関数)
- A, B : 定数

(4) FP ガスの生成

FP ガスの放出は燃焼度と温度に依存する。FP ガスモデル⁽²⁸⁾では、次のように FP ガスの生成と放出を考慮している。

結晶粒内においては、核分裂で生成された希ガス原子が結晶格子中に気泡となって析出する現象と、これと反対の過程として、核分裂片が気泡から FP ガス原子をたたき出し、格子中に溶解させる現象が平衡している。この内、溶解した FP ガス原子は、その濃度勾配を駆動力として粒界に向かって拡散する。

この時、結晶格子中に留まる FP ガスの飽和濃度は温度、燃焼度の関数としてモデル化している。

$$\text{結晶格子中における飽和濃度} = m(Bu, T) \quad \dots\dots\dots (3-32)$$

ここで、

- Bu : 燃焼度、MWd/t
- T : 温度、℃

飽和濃度を越えた FP ガスは粒界に集積し、粒界面及び粒界の隅で気泡となる。この気泡は互いに連なり、オープンポロシティやクラックと連結することでペレットから放出される経路が生ずることになる。この経路を通じて放出される FP ガスの放出量は粒界上のガス濃度に比例し次式により計算する。

$$\frac{df(t)}{dt} = K \cdot g(t) \quad \dots\dots\dots (3-33)$$

ここで、

- $f(t)$: 時間 t における FP ガス放出量、 cm^3/g
- K : 温度、燃焼度、オープンポロシティに依存する関数
- $g(t)$: 時間 t における粒界上のガス濃度、 cm^3/g
 $= \beta_t - f(t) - m(Bu, T)$
- β_t : FP ガス生成量、 cm^3/g
 $= \frac{N_f y}{n C_L}$

N_f : 核分裂数

y : 核分裂による収率 (原子数/核分裂)

n : 1 分子中の原子数

C_L : Loschmidt 数 2.687×10^{19} 分子/cm³ (標準状態)

生成ガスは Xe と Kr について計算する。これらに対しては $n=1$ である。
また、関数 K は以下のように表す。

$$K = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \dots\dots\dots (3-34)$$

K_1 : 粒界に沿った気泡の成長や集積で、オープンポロシティにつながる経路の生成を考慮した温度に依存する拡散項

$$K_1 = f_1(T)$$

K_2 : 温度、燃焼度の関数として燃焼度増加による FP ガス放出の増加を表す拡散項

$$K_2 = f_2(Bu, T)$$

K_3 : オープンポロシティが FP ガスの放出経路となることを考慮した拡散項。オープンポロシティは燃焼度により変化するので、初期オープンポロシティの割合と燃焼度の関数としている。

$$K_3 = f_3(P_{op}, Bu)$$

P_{op} : 初期オープンポロシティの割合

なお、添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 4.2 項に示したとおり、ガドリニア入り二酸化ウランペレットの FP ガス放出特性は二酸化ウランペレットと同等であることから、ガドリニア入り二酸化ウランペレットの FP ガス放出モデルは二酸化ウランペレットと同一のモデルとしている。

(5) 燃料棒の内圧

燃料棒の内圧は、燃料棒内部のガスを理想気体と仮定して次式で計算する。

$$P = nR / \sum_i (V_i / T_i) \dots\dots\dots (3-35)$$

ここで、

- P : 内圧、MPa
- n : ガスのモル数、mol
- R : ガス定数(=8.3144 J・mol⁻¹・K⁻¹)
- V_i : 各空間体積、cm³
- T_i : 各空間の温度、K
- i : i 番目の空間

内部ガスとしては、初期封入ガス、FP ガス、ペレットに吸着されたガス等を考慮する。

空間体積としては、プレナム、ペレットと被覆管のギャップ、ディッシュ、チャンファ、クラック及びオープンポロシティが考慮される。

(6) 実証性

高燃焼度用 FPAC コードの実証に示したデータを第 3-2 表に示す。

a. 燃料中心温度

第 3-7 図に燃料中心温度の計算値と実測値との比較の代表例を示すように、燃料寿命を通じて良く一致している。第 3-8 図にペレットタイプ毎の燃料中心温度の予測性を示すように、ペレットタイプによらず計算値と実測値は良く一致している。これらより、ペレット熱伝導率モデル、ギャップコンダクタンスモデル等の妥当性を確認している。

b. 燃料棒外径

第 3-9 図に燃料棒外径の計算値と実測値との比較の代表例及び予測性を示すように、計算値と実測値は良く一致していることから、被覆管クリープ、スエリング、焼きしまり、リロケーション等に関するモデルの妥当性を確認している。

c. FP ガス放出率

第 3-10 図に FP ガス放出率の予測性を、第 3-11 図に燃料棒内圧の予測性を示すように、いずれも計算値と実測値は良く一致していることから、FP ガス放出、スエリング等に関するモデルの妥当性を確認している。

d. ペレット密度

第 3-12 図にペレット密度（ペレット体積変化）の予測性を示すように、計算値と実測値は良く一致していることから、スエリング、焼きしまり等に関するモデルの妥当性を確認している。

e. 燃料棒の伸び

第 3-13 図に燃料棒の伸びの予測性を示すように、計算値と実測値は良く一致していることから、燃料棒の伸びモデルの妥当性を確認している。

以上のように高燃焼度用 FPAC コードは、二酸化ウラン燃料、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料のいずれに対しても、燃料中心温度、燃料棒外径変化、FP ガス放出率、燃料棒内圧及びペレット密度に関して妥当な予測性能を有していることを確認している。

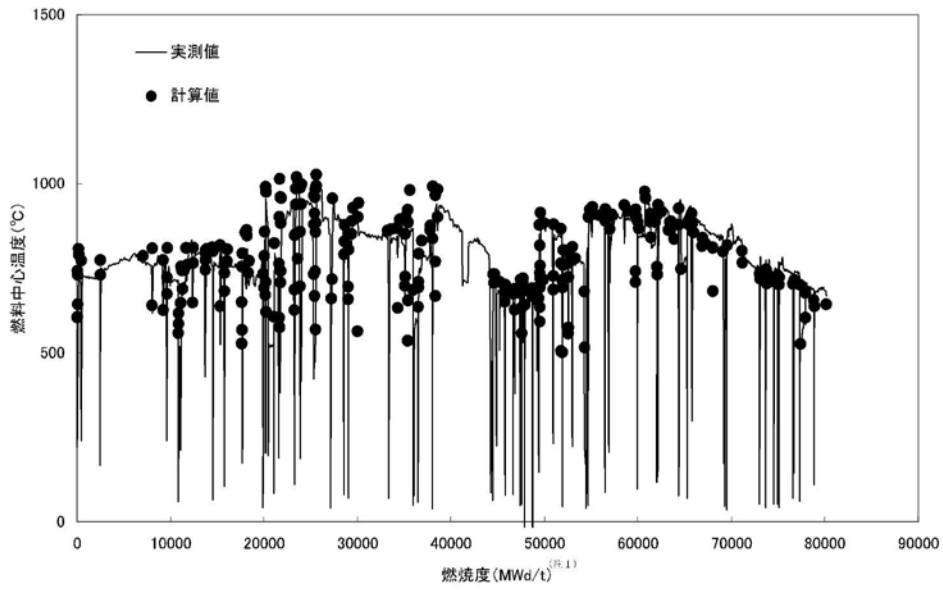
また、ジルカロイ-4、低 Sn ジルカロイ-4 及び NDA のいずれに対しても、燃料棒の伸びに関して妥当な予測性能を有していることを確認している。

このように、高燃焼度用 FPAC コードによる計算値が総合的に妥当な予測性を示していることを通じて、解析コードに組み込んでいる種々のモデルの妥当性を確認している。

第3-2表 燃料棒解析コードの実証データ (高燃焼度用 FPAC コード) (1)

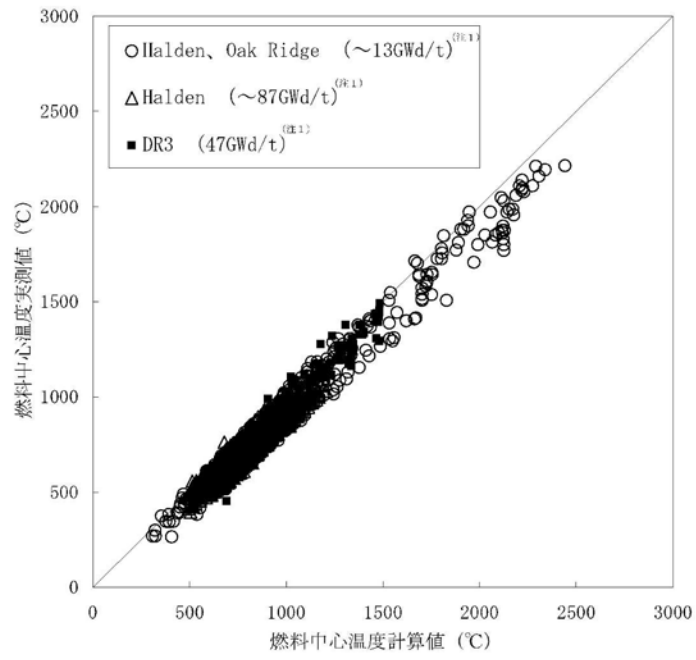
照射炉	燃料型式	本数	ペレット (初期密度%T.D.)	被覆管	燃料棒 平均燃焼度 (MWd/t)	燃料棒 平均線 出力密度 (kW/m)	実証項目					備考						
							燃料中心 温度	FPガス 放出率/ 燃料棒 内圧	ペレット 体積変化	燃料棒 寸法変化	被覆管腐 食/水素 吸収							
試験炉	Halden、Oak Ridge DR3、R2	17×17	16	UO ₂ (90~98)	ジルカロイ-4等	~17,000	~28	○		-		-	-					
														1	10wt%Gd (95)	ジルカロイ-4	~13,000	~52
国内商業炉	伊方1号機、大飯1号機 大飯2号機	14×14/17×17	15	UO ₂ (95)	ジルカロイ-4	~48,000	~24		○		○		-					
														6	6wt%Gd (95)	ジルカロイ-4	~25,000	~16
海外商業炉	BR3、Zorita、Oconee Obrigheim、Graveline	14×14/15×15 17×17	146	UO ₂ (93~96)	ジルカロイ-4	~69,000	~40	-		○		○	-					
														35	3~10wt%Gd (95~96)	ジルカロイ-4	~57,000	~25
試験炉	Halden、Bibris-A→DR3 BR2、Osiris Siloe、R2	16×16/17×17 細径	6	UO ₂ (94~97)	ジルカロイ-2	~87,000	~30	○		-	-	-	-					
														4	ジルカロイ-4	~47,000	~23	
														9	低Snジルカロイ-4	~84,000	~37	
														14	NDA	~83,000	~37	
														1	5~10wt%Gd (95~96)	ジルカロイ-2	~58,000	~24
														3	ジルカロイ-4	~40,000	~25	
														1	MOX (94~96)	ジルカロイ-2	~82,000	~29
9	ジルカロイ-4	~65,000	~36															
国内商業炉	大飯2号機、大飯3号機 大飯4号機、高浜3号機	17×17	19	UO ₂ (95)	ジルカロイ-4	~46,000	~23	-		○	○	○	-					
														301	低Snジルカロイ-4	~56,000	~22	
														125	NDA	~57,000	~24	
														4	6~10wt%Gd (95~96)	ジルカロイ-4	~37,000	~17
														6	低Snジルカロイ-4	~39,000	~17	
海外商業炉	McGuire1、Goegen []	15×15/17×17	2	UO ₂ (95~97)	ジルカロイ-4	15,000	~23	-		-	-	-	-					
														145	低Snジルカロイ-4	~51,000	~28	
														8	NDA	~42,000	~23	
														30	MOX (94~95)	ジルカロイ-4	~52,000	~27
	BR3、Graveline、 St.Laurent	17×17	30	MOX (94~95)	ジルカロイ-4	~52,000	~27	-	○	○	○	-						

上記からの追加データ



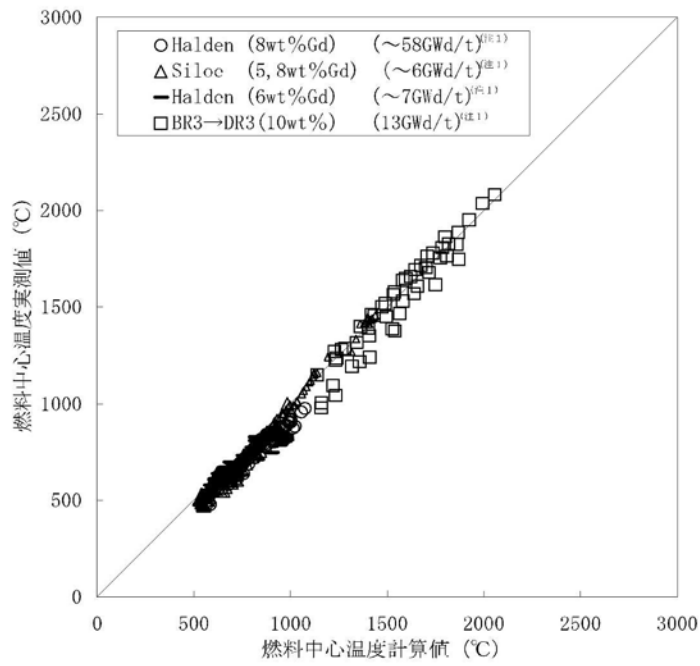
(注1) 燃料棒平均燃焼度

第3-7図 燃料寿命中における燃料中心温度の計算値と実測値との比較の代表例
(IFA596.2 二酸化ウラン燃料棒)



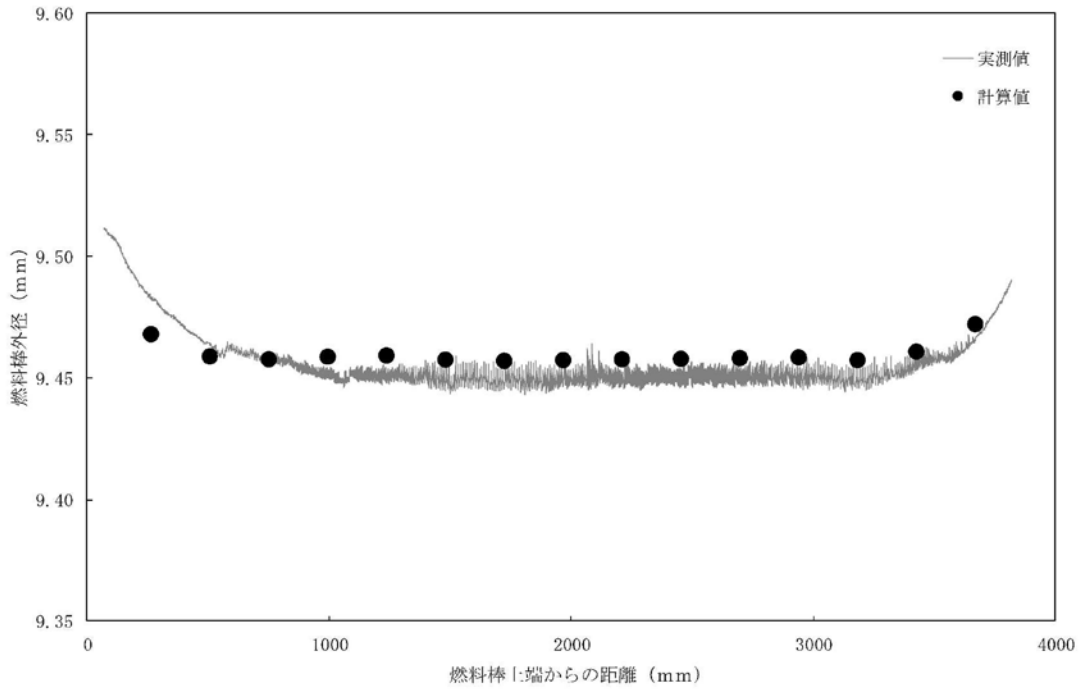
(注 1) 燃料棒平均燃焼度

第 3-8 図 (1/2) 燃料中心温度の計算値と実測値との比較
(二酸化ウラン燃料)

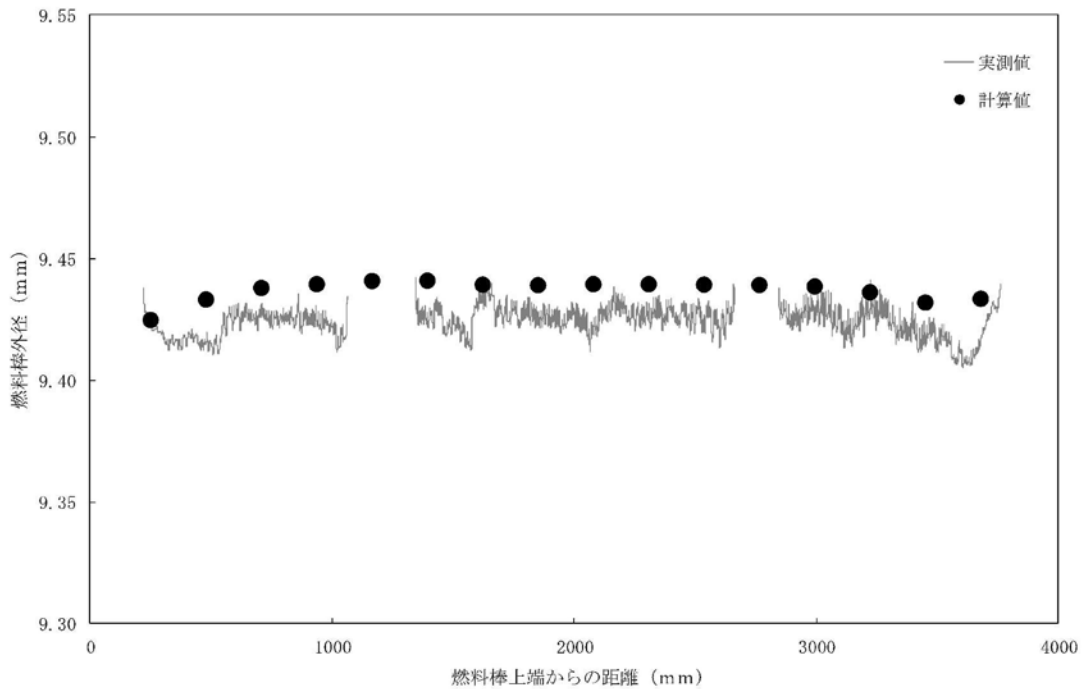


(注 1) 燃料棒平均燃焼度

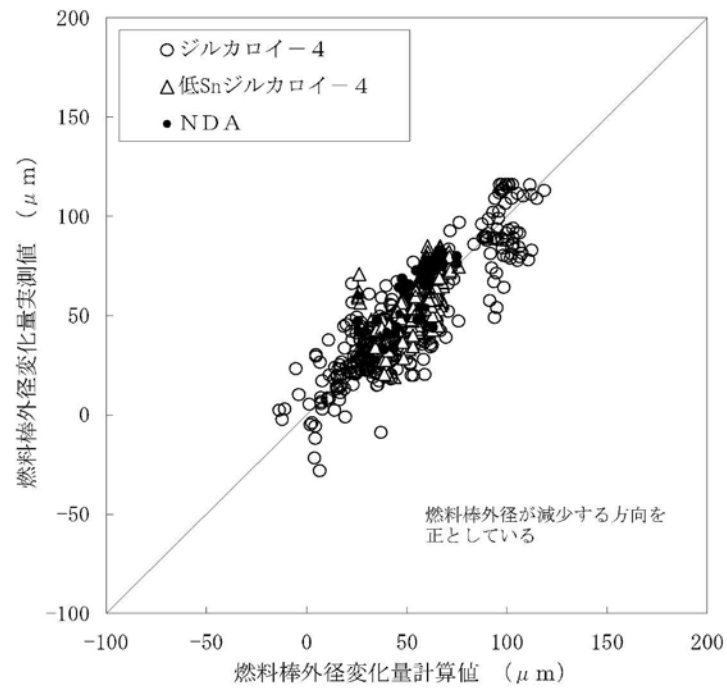
第 3-8 図 (2/2) 燃料中心温度の計算値と実測値との比較
(ガドリニア入り二酸化ウラン燃料)



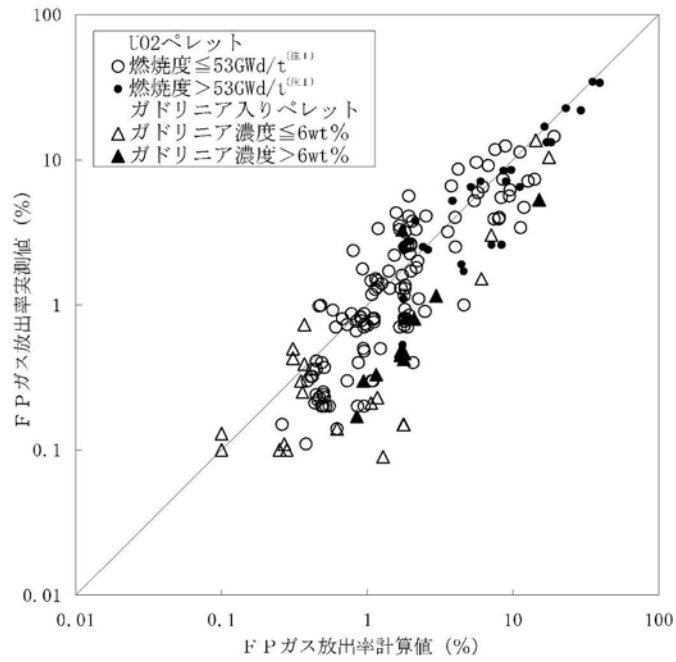
第3-9図 (1/3) 燃料棒外径の計算値と実測値との比較
(高浜3号機 二酸化ウラン燃料棒-低Snジルカロイ-4被覆管)



第3-9図 (2/3) 燃料棒外径の計算値と実測値との比較
(McGuire1号機 ガドリニア入り燃料棒-NDA被覆管)

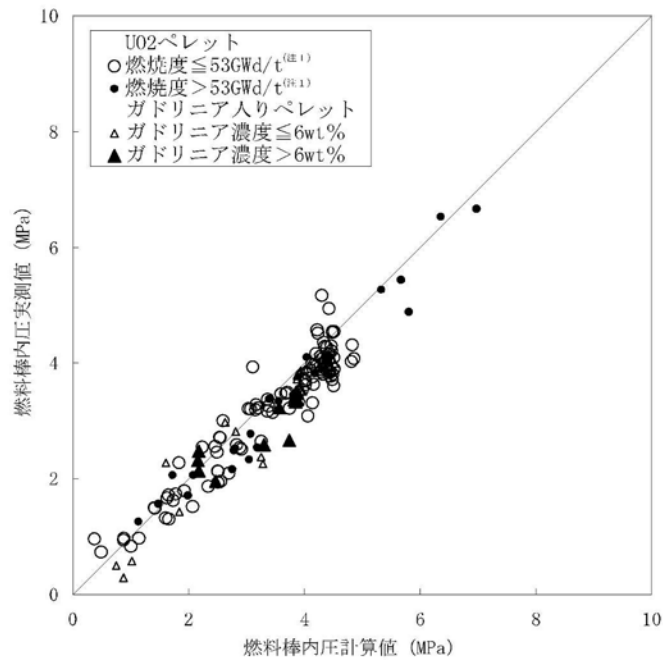


第3-9図 (3/3) 燃料棒外径の計算値と実測値との比較



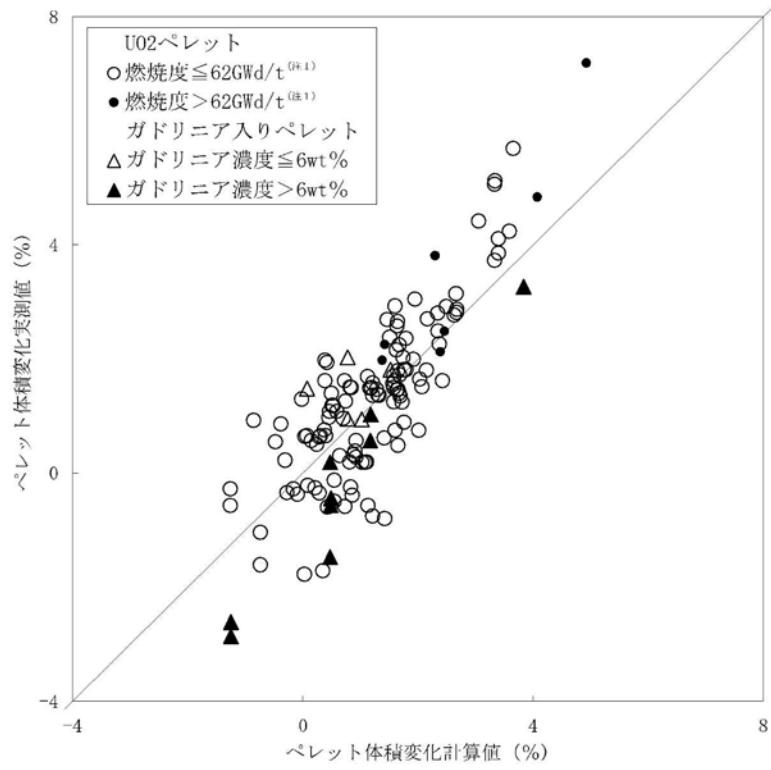
(注 1) 燃料棒平均燃焼度

第 3-10 図 FP ガス放出率の計算値と実測値との比較



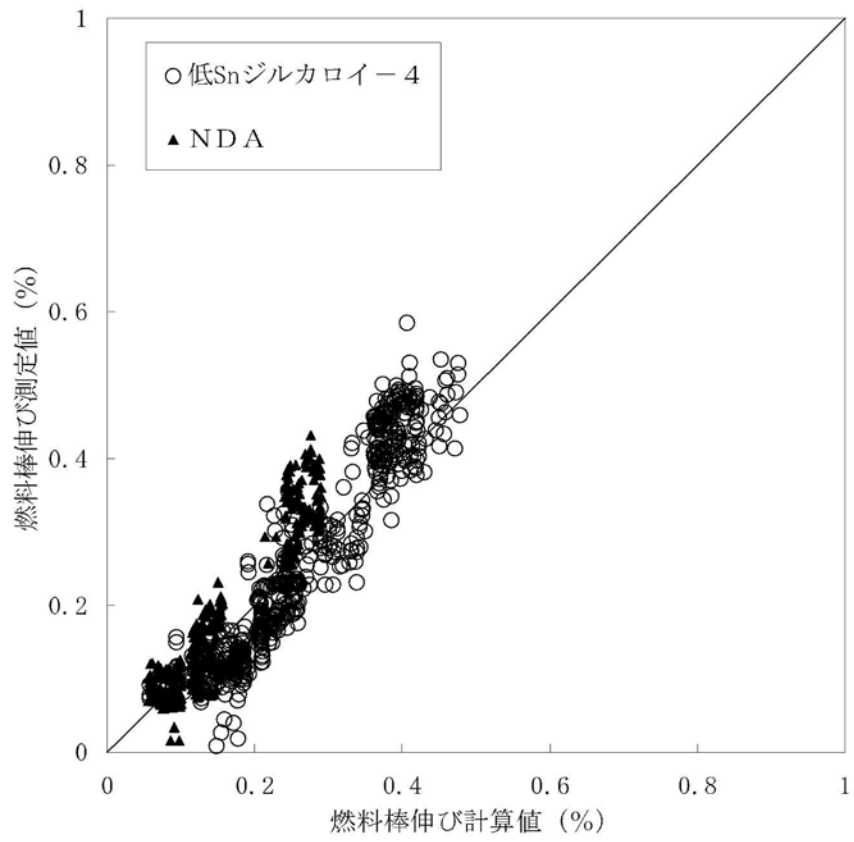
(注 1) 燃料棒平均燃焼度

第 3-11 図 燃料棒内圧の計算値と実測値との比較



(注1) 局所燃焼度

第3-12図 ペレット密度の計算値と実測値との比較



第3-13図 燃料棒の伸びの計算値と実測値との比較

3.3 強度評価結果

以下に燃料棒解析コードを用いて、燃料集合体の性能評価を行った結果を示す。

3.3.1 計算条件

今回の燃料集合体の評価に使用した主要なインプットは次のとおりである。

ペレット	濃縮度	4.80wt% (二酸化ウラン燃料棒) 3.20wt% (ガドリニア入り燃料棒)
	直径	8.190mm
	長さ	9.2mm
	形状	ディッシュ、チャンファ付き
	密度	97.0% T.D. (二酸化ウラン燃料棒) 96.0% T.D. (ガドリニア入り燃料棒)
	ガドリニア濃度	10.00wt% (タイプ I 燃料集合体におけるガドリニア入り燃料棒)
	ガドリニウム濃度	□wt% (タイプ I 燃料集合体におけるガドリニア入り燃料棒)
被覆管	材質	NDA
	内径	8.36mm
	肉厚	0.57mm
燃料棒	上部プレナム長さ	□mm
	下部プレナム長さ	□mm
	初期加圧量	□MPa [abs]
	封入ガス	ヘリウム
	有効長さ	3,648mm
1次冷却材 の条件	運転圧力	15.5MPa [abs]
	入口温度	284℃
	入口流量	0.28kg/s
出力分布	熱水力等価直径	11.78mm
	平均線出力密度	17.1kW/m

強度計算に用いる出力履歴は、実際の取替炉心における出力履歴の多様性を考慮して設定する。評価対象の燃料棒は、代表的な炉心の最大及び最小燃料棒燃焼度となる燃料棒並びに各サイクルで最大及び最小燃料棒平均線出力密度となる燃料棒を対象とする。出力履歴の多様性を考慮するため、対象燃料棒の燃料棒平均線出力密度を一律に嵩上げしたうえで、最大燃焼度となる燃料棒の燃料棒平均燃焼度が設計燃焼度(61,000MWd/t)に達するように照射時間を照射期間にわたって一律に延長する。炉心としては、二酸化ウラン燃料集合体及びガドリニア入り燃料集合体が混在した炉心を考慮する。また、軸方向出力分布は、ペレット最高燃焼度が設計燃焼度(71,000MWd/t)に達するように設定する。

強度計算に用いた出力履歴を第 3-14 図に、軸方向出力分布を第 3-15 図に示す。



運転時間 (EFPH)



運転時間 (EFPH)

第3-14図 (1/4) 二酸化ウラン燃料棒の出力履歴
(4サイクル照射される二酸化ウラン燃料集合体中の燃料棒)



運転時間 (EFPH)



運転時間 (EFPH)

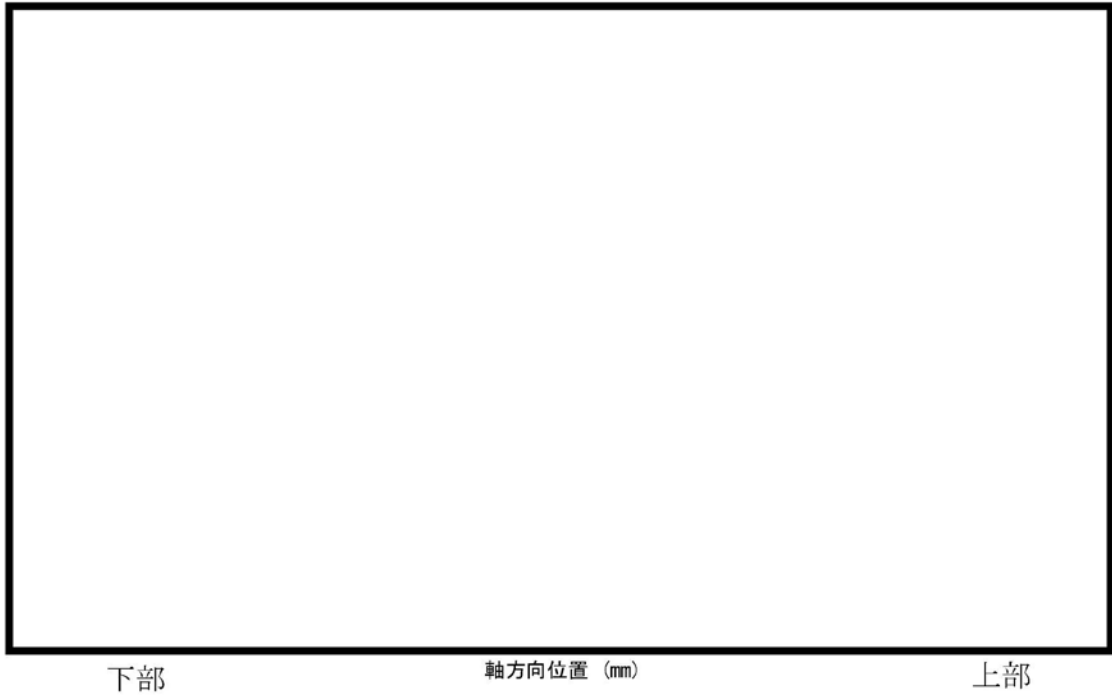
第3-14図 (2/4) 二酸化ウラン燃料棒の出力履歴
(3 サイクル照射される二酸化ウラン燃料集合体中の燃料棒)



第3-14図 (3/4) 二酸化ウラン燃料棒の出力履歴
(3サイクル照射されるガドリニア入り燃料集合体中の燃料棒)



第3-14図 (4/4) ガドリニア入り燃料棒の出力履歴
(3サイクル照射されるガドリニア入り燃料集合体中の燃料棒)



(注1) 燃料中心温度、被覆管ひずみ、被覆管応力及び被覆管疲労は、上図の局所的に出力を高く設定した箇所において評価する。

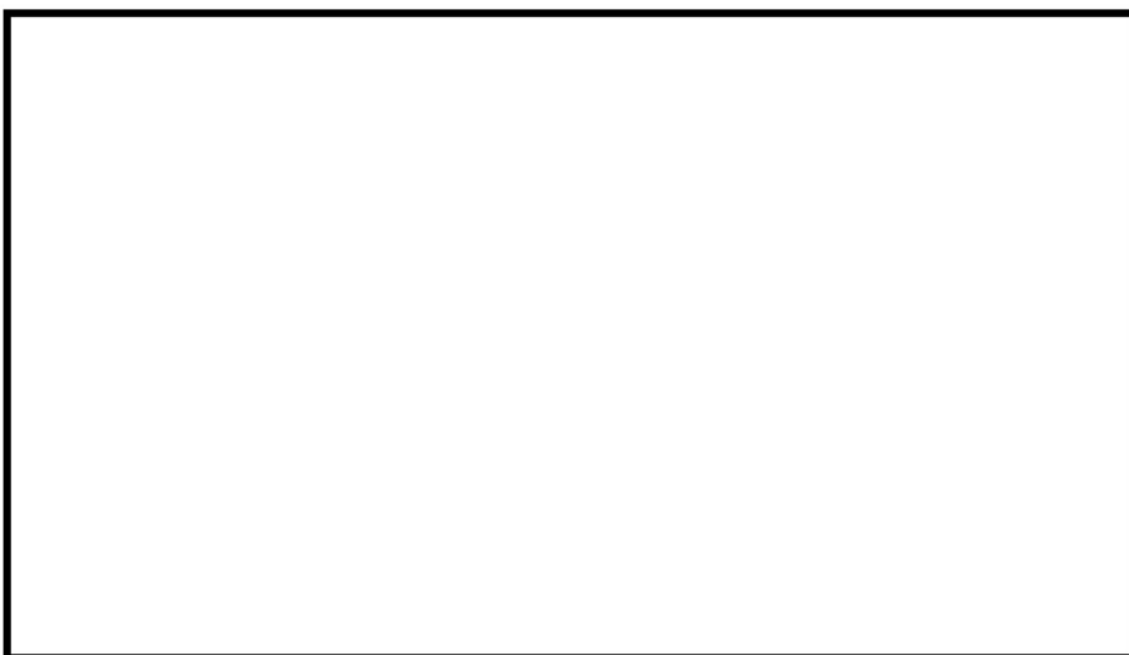
第3-15図 軸方向出力分布図

3.3.2 計算結果

各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴（比出力）と内圧履歴をまとめて、第 3-16 図及び第 3-17 図に示す。

また、被覆管内径とペレット外径の変化について、第 3-18 図に示す。

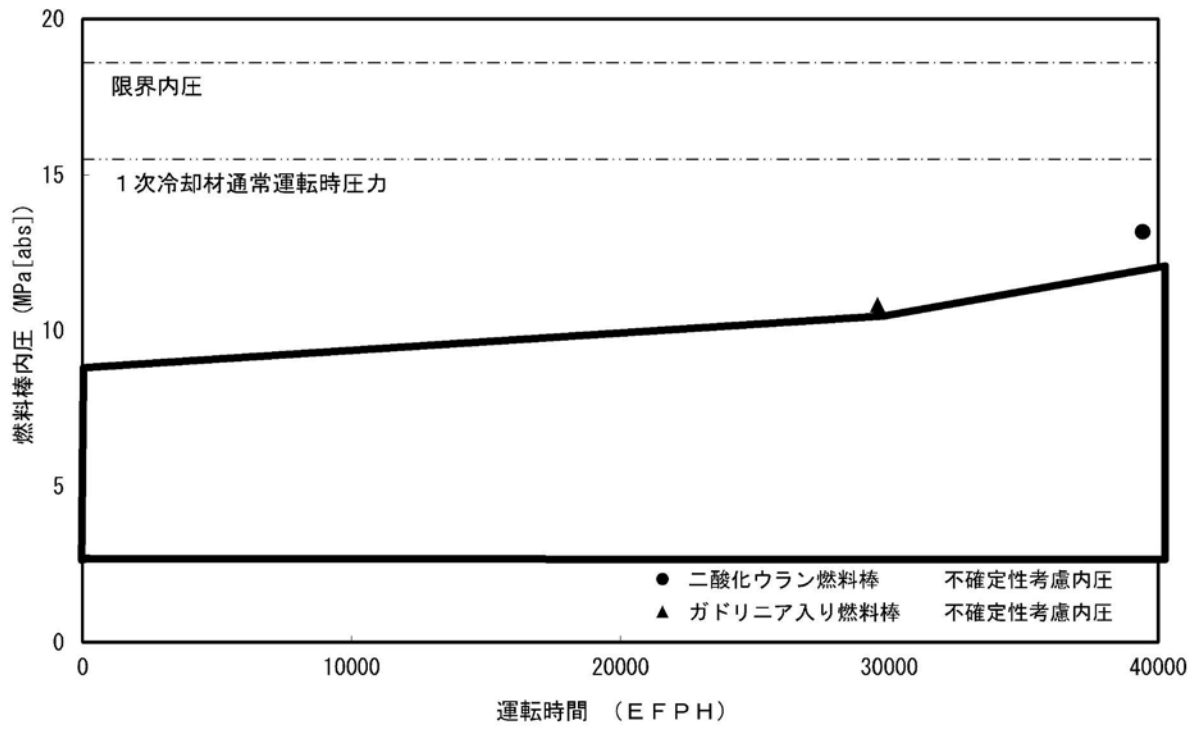
二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒の中心温度、内圧、応力及びひずみ評価における最も厳しい評価時点の計算結果をそれぞれ第 3-3 表及び第 3-4 表に示す。



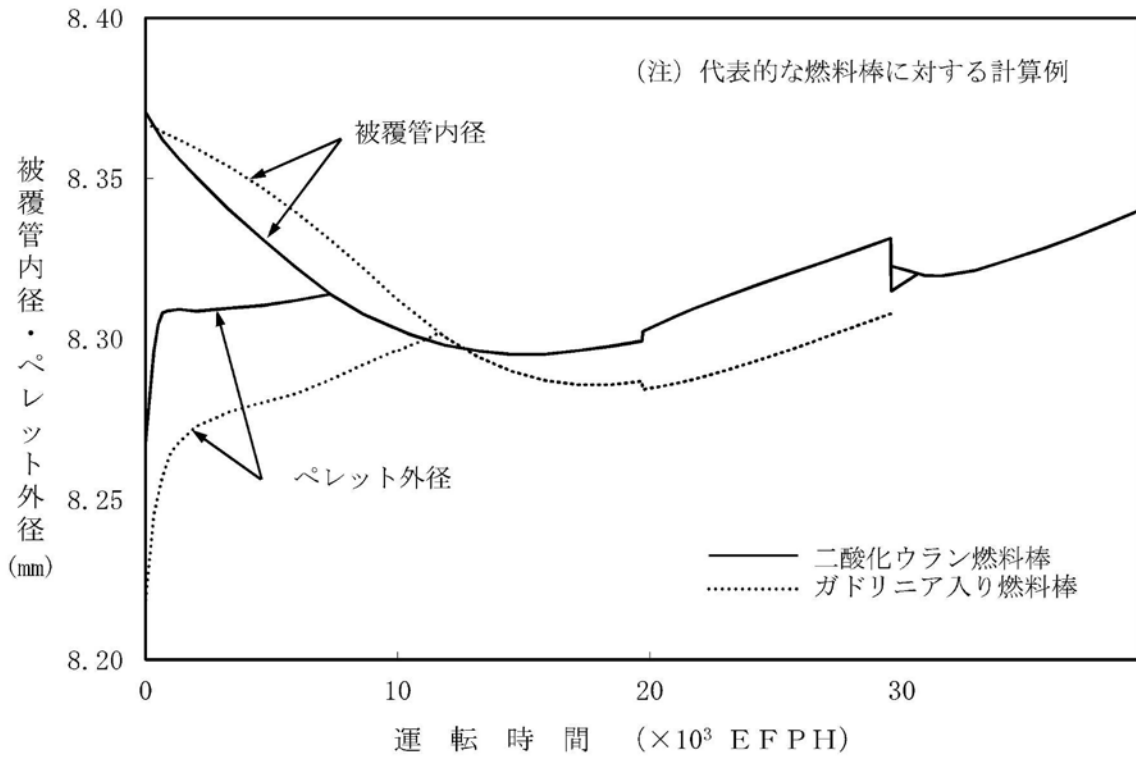
第 3-16 図 (1/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
(二酸化ウラン燃料棒)



第 3-16 図 (2/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
(ガドリニア入り燃料棒)



第3-17図 内圧評価上で最も厳しくなる燃料棒の内圧履歴（通常運転時）



第3-18図 被覆管内径及びペレット外径変化

第3-3表 二酸化ウラン燃料棒の計算結果

	中心温度		内圧	応力	ひずみ
	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時	運転時の異常な過渡変化時
局所線出力密度	kW/m				
被覆管温度	表面	°C			
	内面	°C			
ペレット温度	表面	°C			
	平均	°C			
	中心	°C			
被覆管径	外径	mm			
	内径	mm			
ペレット直径	mm				
被覆管応力					
円周方向 (内)	$\sigma_{\theta i}$	MPa			
円周方向 (外)	$\sigma_{\theta o}$	MPa			
接触圧	MPa				
直径ギャップ	mm				
ボイド量	cm ³				
プレナム体積	cm ³				
クラック体積	cm ³				
FP ガス放出率	%				
蓄積ガス量	moles				
内圧	MPa				
ひずみ	%				
被覆管物性値					
・縦弾性係数	MPa				
・ポアソン比	—				
・熱膨張率	mm/(mm・°C)				

(注1) ()内は通常運転時からの増分を示す。

第3-4表 ガドリニア入り燃料棒の計算結果

	中心温度		内圧	応力	ひずみ
	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時	運転時の異常な過渡変化時
局所線出力密度	kW/m				
被覆管温度	表面	°C			
	内面	°C			
ペレット温度	表面	°C			
	平均	°C			
	中心	°C			
被覆管径	外径	mm			
	内径	mm			
ペレット直径	mm				
被覆管応力					
円周方向 (内)	$\sigma_{\theta i}$	MPa			
円周方向 (外)	$\sigma_{\theta o}$	MPa			
接触圧	MPa				
直径ギャップ	mm				
ボイド量	cm ³				
プレナム体積	cm ³				
クラック体積	cm ³				
FP ガス放出率	%				
蓄積ガス量	moles				
内圧	MPa				
ひずみ	%				
被覆管物性値					
・縦弾性係数	MPa				
・ポアソン比	—				
・熱膨張率	mm/(mm・°C)				

(注1) ()内は通常運転時からの増分を示す。

3.3.3 燃料棒の温度評価結果

ペレットが溶融すると体積が膨張し、被覆管に大きな応力が発生し、また、燃料スタックの不安定化あるいは、FP ガスの過度な放出・移動、更にはペレットと被覆管の有害な化学反応を引き起こす恐れがある。これらを防ぐため、燃料寿命中の燃料最高温度(燃料中心温度)を燃料の溶融点未満とする。

溶融点は、未照射状態における二酸化ウランペレットに対して 2,800°C、またガドリニア入り二酸化ウランペレットでは 2,700°Cである。燃料中心温度の各燃焼度に対する計算上の制限値は、溶融点の燃焼に伴う低下、並びに計算モデルの不確定性及び燃料中心温度が高くなる方向に影響する主な燃料製造公差に基づく不確定性を基に燃料中心温度の不確定性 220°Cを考慮し、以下のとおりとする。

(1) 二酸化ウランペレット

未照射燃料では不確定性 220°Cを考慮し、2,580°Cとする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32°Cの割合で低下するとする。

(2) ガドリニア入り二酸化ウランペレット

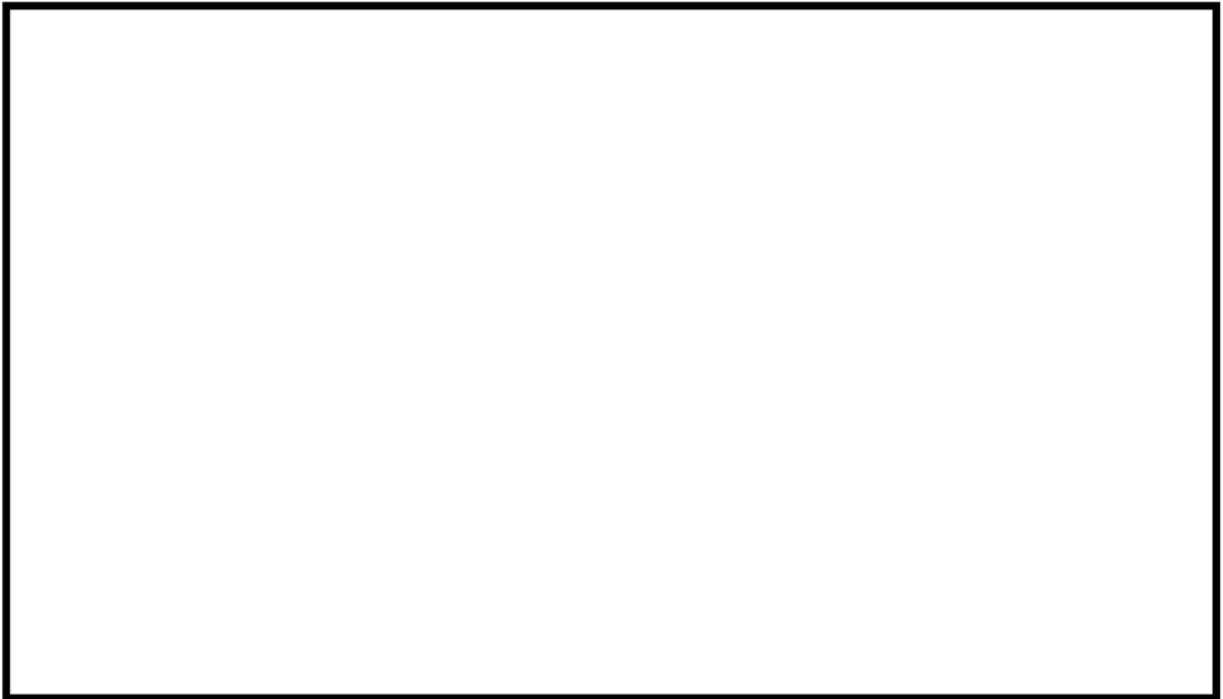
未照射燃料では不確定性 220°Cを考慮し、2,480°Cとする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32°Cの割合で低下するとする。

二酸化ウランペレットについては、燃料中心温度の評価が最も厳しくなるのは、燃料中心温度が最高となり、かつ、燃料中心温度と制限値との差が最も小さくなる燃料寿命初期である。この時点の通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における燃料中心温度を第 3-5 表に示す。同表に示されるように、評価上最も厳しい燃料中心温度でも制限値を十分に下回っている。また、燃料中心最高温度の燃焼度依存性は第 3-19 図に示すように、燃料寿命全般を通して制限値を下回っていることが分かる。

ガドリニア入り二酸化ウランペレットについては、濃縮度を二酸化ウランペレットより低下させることにより最大線出力密度が二酸化ウラン燃料より低くなるような設計としている。ガドリニウム同位体の中性子吸収効果が減少する効果を考慮した線出力密度が最高となる時期において燃料中心温度が最大となり、かつ制限値に対する余裕が最小となるが第 3-5 表に示すように制限値を十分に下回っている。

第3-5表 燃料中心温度評価結果

種類	条件	燃焼度 (MWd/t)	燃料中心温度 (°C)	判定	設計基準 (°C)
二酸化ウラン 燃料棒	通常運転時 (41.1kW/m)	0	約 1,690	<	2,580
	運転時の異常 な過渡変化時 (59.1kW/m)		約 2,170		
ガドリニア入り 燃料棒	通常運転時 (31.9kW/m)	25,000	約 1,470	<	2,400
	運転時の異常 な過渡変化時 (44.3kW/m)	15,000	約 1,900	<	2,430



第 3-19 図 (1/2) 運転時の異常な過渡変化時における二酸化ウラン燃料中心最高温度の燃焼度依存性



第 3-19 図 (2/2) 運転時の異常な過渡変化時におけるガドリニア入り燃料中心最高温度の燃焼度依存性

3.3.4 燃料棒の内圧評価結果

燃料棒の内圧評価は、各燃料棒の内圧評価結果を、実炉心において想定される照射条件を基に計算した、ギャップが増加しない限界内圧と比較することで行う。

(1) ギャップ増加限界内圧

ペレットと被覆管のギャップが増加しない限界内圧は、高燃焼度用 FPAC コードを用いてギャップ変化を計算することにより求める。すなわち、仮想的に初期ヘリウム圧力、FP ガス放出率及び燃料棒出力を順次高くすることにより、内圧を高くした場合の計算を行い、このときペレットと被覆管のギャップ変化を求める。そして、ギャップが最小となる、あるいは、一旦閉じたギャップが開き始める時点を求め、この時点での内圧を限界内圧とする。

限界内圧を一般化して求めるために、17 行 17 列型燃料と 14 行 14 列型（及び 15 行 15 列型）燃料の両タイプを包絡する限界内圧を求め、更に安全側に限界内圧が低くなる方向に影響する主な燃料製造公差に基づく不確定性及び評価モデルの不確定性を考慮して評価した結果、限界内圧は次のとおりとなった。

$$\text{限界内圧} = 18.6 \text{ MPa[abs]}$$

この値を判断基準として評価を行う。

(2) 内圧評価

製造時の燃料棒は、ヘリウムが加圧封入されているが、燃焼による FP ガスの放出等によって、燃料棒内圧は徐々に上昇する。

最大内圧を示す燃料棒内圧に、燃料棒内圧が高くなる方向に影響する主な燃料製造公差に基づく不確定性及び評価モデルの不確定性を考慮した結果を第 3-6 表に示す。同表より、種々の不確定因子を考慮しても、燃料棒の内圧は設計基準を満足している。

また、その燃料寿命中の内圧変化は第 3-17 図に示したとおりである。

第3-6表 燃料棒内圧評価結果（通常運転時）

（単位：MPa[abs]）

種類	時期	内圧 ^(注1)			設計基準	設計比 ^(注2)
		最確値	不確定性	合計		
二酸化ウラン 燃料棒				13.2	≤18.6	0.71
ガドリニア入り 燃料棒				10.9	≤18.6	0.59

（注1）最確値と不確定性を足し合わせ、小数点以下第1位に切り上げたものを合計としている。

（注2）設計基準値に対する評価値の比である。

3.3.5 被覆管の応力評価結果

(1) 応力評価方法

応力評価では以下の要素を考慮する。

- a. 内外圧差及び接触圧（ペレット－被覆管相互作用）による応力
- b. 熱応力
- c. 水力振動による応力

以下に各項目の計算結果について示す。

a. 内外圧差及び接触圧（ペレット－被覆管相互作用）による応力

(a) 高温停止時及び通常運転時

燃料寿命初期はペレットと被覆管が接触していないため外圧の方が大きく被覆管は圧縮応力を受ける。

燃焼が進むと、ペレットのスエリング、被覆管のクリープ変形のためにペレットと被覆管が接触するようになる。このため被覆管には引張応力が働くようになるが、クリープとスエリングがほぼつり合うためこの応力は小さなものである。

(b) 運転時の異常な過渡変化時

ペレットと被覆管が接触していない燃料寿命初期は過渡変化が発生しても燃料棒の内圧増加による応力の変化があるのみで、その量はわずかである。

一方ペレットと被覆管が接触している燃料寿命末期においては、運転時の異常な過渡変化時には内圧の増加のみならず、ペレットの熱膨張による応力が加わることになる。この変化は速いため被覆管のクリープによる応力緩和が生じず、応力は大きなものとなる。

b. 熱応力

熱応力は被覆管の内外面の温度差により発生する。運転時の異常な過渡変化時には被覆管温度が上昇するため、若干通常運転時よりは大きくなる。

c. 水力振動による応力

水力振動は、1次冷却材の軸方向流れにより発生する。水力振動による応力は、振動による最大振幅を燃料棒の中心部に与えたとき発生する応力として求める。

燃料棒は各支持格子で支持されているが、支持格子ではさまれた代表的な 1 スパンについて評価する。燃料棒の両端を単純支持と仮定すると、中立軸から $d/2$ の位置の被覆管断面に生ずる応力は次式で与えられる。

$$\sigma_z = \pm \frac{M \cdot d}{2I} = \pm \frac{24d \cdot E \cdot \delta}{5L^2} \dots\dots\dots (3-36)$$

ここで、

M : 最大曲げモーメント、 $\frac{W \cdot L^2}{8}$ N・mm

W : 等分布荷重、 $\frac{384E \cdot I \cdot \delta}{5L^4}$ N/mm

d : 任意の直径

I : 断面 2 次モーメント、 $\frac{\pi}{64}(d_o^4 - d_i^4)$ mm⁴

d_o : 被覆管外径、9.50mm

d_i : 被覆管内径、8.36mm

δ : 最大振幅 (以下の Paidoussis の式より求めた値)、
 mm

L : スパン長さ、 mm

E : ヤング率、 MPa

である。

1 次冷却材による振動は、次の Paidoussis の式⁽²⁹⁾により計算する。Paidoussis の式は、流体下の棒 (管) の振動振幅の測定値を評価した実験式である。

$$\frac{\delta}{D} = \alpha^{-4} \left[\frac{\mu^{1.6} \cdot \varepsilon^{1.8} \cdot Re^{0.25}}{1 + \mu^2} \right] \left(\frac{D_h}{D} \right)^{0.4} \left[\frac{\beta^{\frac{2}{3}}}{1 + 4\beta} \right] \times [5 \times 10^{-4} K] \dots (3-37)$$

ここで、

D : 被覆管外径、9.50mm

δ : 最大振幅、mm

D_h : 熱水力等価直径、11.78mm

Re : レイノルズ数、 $\frac{D_h \cdot U}{\nu}$

$$\mu : \left[\frac{M}{E \cdot I} \right]^{1/2} U \cdot L$$

$$M : \text{単位長さあたりの流体の質量、} \frac{\pi D^2 \rho}{4} \text{kg/mm}$$

$$E : \text{ヤング率、} \square \text{MPa}$$

$$I : \text{断面 2 次モーメント、} 1.60 \times 10^2 \text{mm}^4$$

$$U : \text{燃料棒の軸方向に沿った平均流速、} 4.75 \times 10^3 \text{mm/s}$$

$$L : \text{スパン長さ、} \square \text{mm}$$

$$\beta : \frac{M}{M + m}$$

$$m : \text{単位長さあたりの燃料棒質量、} \square \text{kg/mm}$$

$$\rho : \text{流体の密度、} \square \text{kg/mm}^3$$

$$\nu : \text{動粘性係数、} \square \text{mm}^2/\text{s}$$

$$\varepsilon : \frac{L}{D}$$

$$\alpha^2 : \left[\frac{(m + M)L^4}{E \cdot I} \right]^{1/2} \cdot \omega$$

$$\omega : \text{燃料棒の固有角振動数、} \square \text{rad/s}$$

$$K : \text{流れの乱れのレベルを表す因子}$$

(実際の流れでは $K=5$)

である。

上式を計算すると、燃料棒の最大振幅は $\delta = \square \text{mm}$ となる。

以上から、Paidoussis の式で評価された最大振幅を用いて燃料棒に発生する応力を評価すると、

$$\sigma_z = \square \text{MPa (被覆管内面)}$$

$$\sigma_z = \square \text{MPa (被覆管外面)}$$

となる。

(2) 応力評価結果

被覆管の応力評価は、体積平均相当応力を被覆管の耐力と比較することで行う。

体積平均相当応力とは、被覆管にかかる合応力に体積の重みを付けて平均したもので、以下に示すとおりである。

まず、被覆管任意半径 r における相当応力 $\sigma_{eff}(r)$ は以下の式で与えられる。

$$\sigma_{eff}(r) = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}} \dots (3-38)$$

これを軸方向単位長さ当たり、半径方向に体積積分(あるいは体積平均)をとり、体積平均相当応力 σ_{eff} を以下の式で求める。

$$\begin{aligned} \sigma_{eff} &= \frac{\int_{r_1}^{r_0} \int_0^{2\pi} \int_0^1 \sigma_{eff}(r) dz \cdot r d\theta \cdot dr}{\int_{r_1}^{r_0} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dz \cdot r d\theta \cdot dr} \dots\dots\dots (3-39) \\ &= \frac{2 \int_{r_1}^{r_0} r \cdot \sigma_{eff}(r) dr}{r_0^2 - r_1^2} \end{aligned}$$

ここで、 r 、 θ 、及び z は円筒座標系の変数であり、それぞれ径方向、円周方向、及び軸方向の座標値を表す。

被覆管の材料であるジルコニウム基合金の耐力は、高速中性子照射によって増加するが、比較的短時間の照射で飽和する(添付資料4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の5.2.1項参照)。したがって、燃料寿命初期は未照射の耐力と、またそれ以外の時点では、照射材の耐力と比較する。ここで、未照射材及び照射材の耐力基準値は、それぞれ耐力実績データに基づき、データのばらつきを考慮して導いた値(また、耐力基準値は被覆管温度の関数としている)を用いる。照射材の設計基準の求め方を第3-20図に示す。

燃料寿命初期においては、被覆管とペレット間のギャップにより、被覆管には主に内外圧差による応力が発生するが、その値は小さい。燃焼が進むと被覆管は径方向内向きにクリープ変形(クリープダウン)し、ペレットはスエリングにより外径が増加し、ペレットと被覆管の接触が生じ被覆管応力が大きくなる。通常運転時におけるこのような被覆管とペレットの径変化を第3-18図に示す。

被覆管応力評価では、内外圧差及び接触圧（ペレット－被覆管相互作用）による応力、熱応力、水力振動による応力を考慮する。発生応力が厳しくなる運転時の異常な過渡変化時における評価結果を第 3-7 表及び第 3-21 図に示す。これより二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒での被覆管応力はいずれも設計基準を満足している。

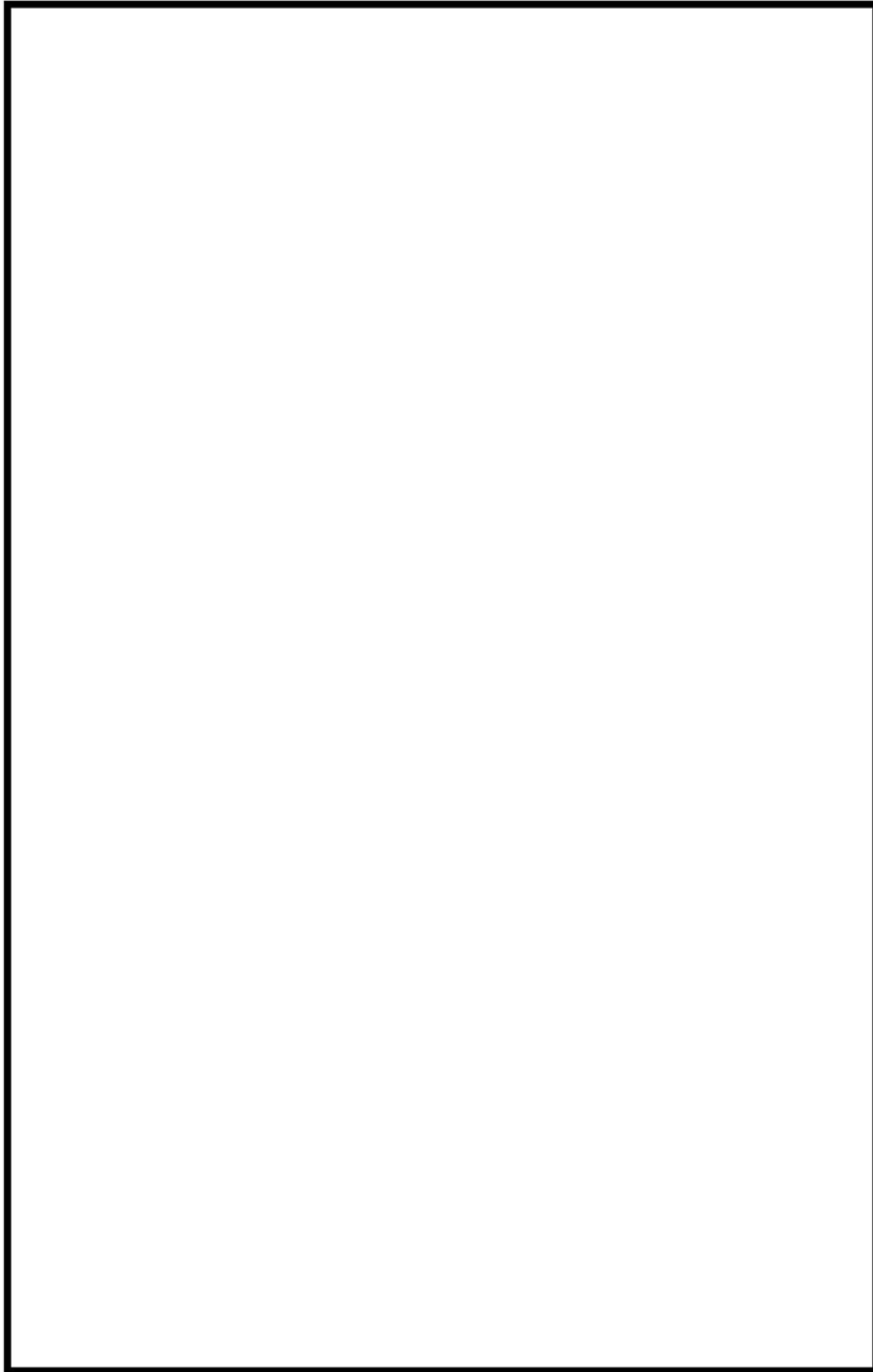
第3-7表 二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒被覆管応力評価結果

(単位 : MPa)

評価条件		運転時の異常な過渡変化時											
		二酸化ウラン燃料棒			ガドリニア入り燃料棒								
項目	応力成分	σ_{θ}	σ_r	σ_z	σ_{θ}	σ_r	σ_z						
	1.内外圧差及び接触圧による応力	内面	[Data obscured]	[Data obscured]	[Data obscured]	[Data obscured]	[Data obscured]	[Data obscured]					
外面													
2.熱応力	内面												
	外面												
3.水力振動による応力	内面												
	外面												
4.合計応力 ^(注1) 1+2+3	内面												
	外面												
評価時点													
体積平均相当応力 ^(注1)													
設計基準 (被覆管耐力)													
設計比 ^{(注1)(注2)}		0.57							0.49				
		0.57							0.49				

(注1) 上段は水力振動による応力を+方向に、下段は-方向にとったものである。

(注2) 設計基準 (被覆管耐力) に対する評価値との比である。



第 3-20 図 被覆管の応力評価における設計基準



(二酸化ウラン燃料棒)



(ガドリニア入り燃料棒)

第3-21図 被覆管の応力履歴 (運転時の異常な過渡変化時)

3.3.6 被覆管のひずみ評価結果

被覆管の内圧は、燃料寿命初期においては 1 次冷却材運転圧力より低いので、被覆管は運転中、内外圧差による圧縮荷重を受け、ペレットに接触するまでクリープにより徐々に径が減少する。ペレットとの接触は照射の最も進んだ燃料棒の高出力部で生じ、それ以降はペレットのスエリングにより被覆管の径は増加をはじめ、最終的にはスエリングによる膨張速度と接触圧及び内圧によるクリープ速度が釣り合った状態で、径が徐々に増加する（第 3-18 図参照）。

通常運転時でのペレットのスエリングによる被覆管ひずみの増加は接触してから燃料寿命末期までのひずみ増加率が小さく、このような場合、被覆管は 10%以上のひずみに至るまで定常クリープ領域にあり、不安定化を生じない。

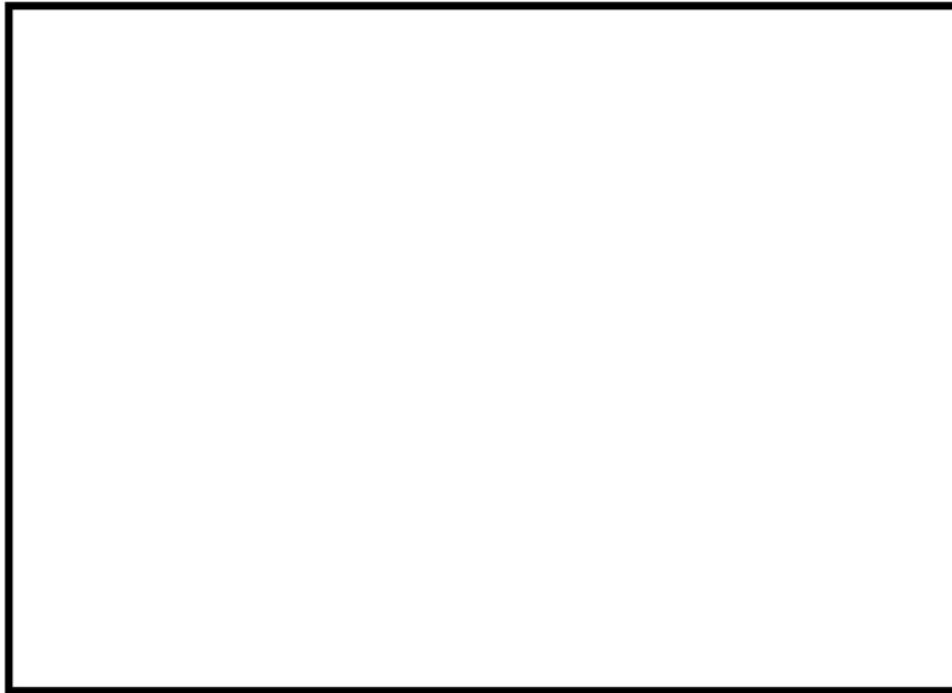
これに対して、運転時の異常な過渡変化時には、被覆管にはペレットと被覆管の接触後に引張ひずみが発生する。このため、応力評価と同様にペレットと被覆管の接触後引張ひずみは大きくなる。運転時の異常な過渡変化時における被覆管引張ひずみの変化量は、第 3-8 表及び第 3-22 図に示すとおり二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒ともに設計基準 1%以下を満足している。

第 3-8 表 運転時の異常な過渡変化時の引張ひずみ評価結果

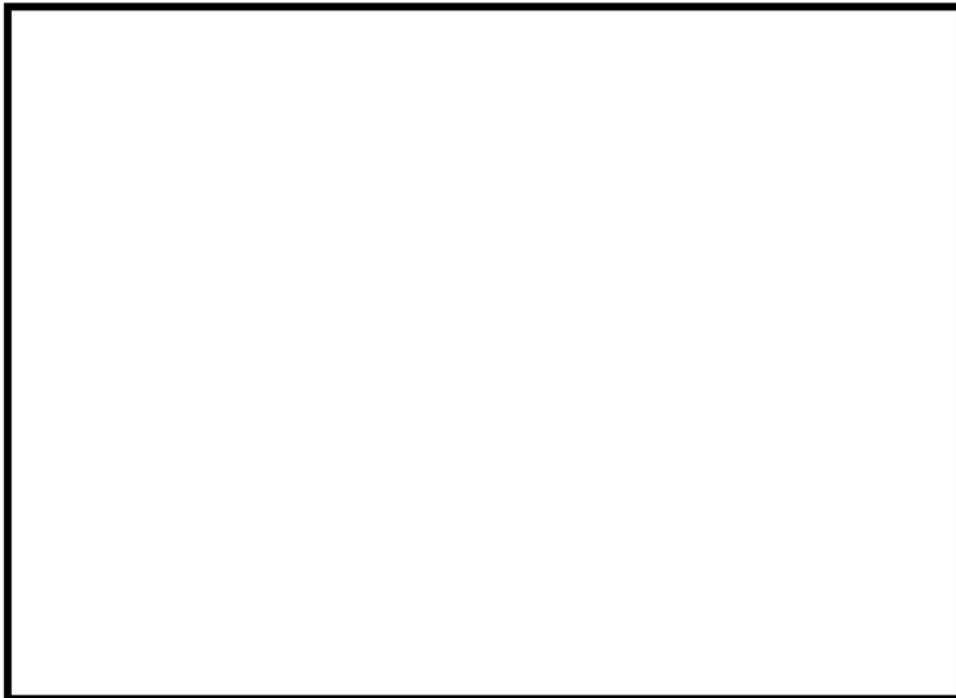
(単位：%)

種類	時期	ひずみ	設計基準	設計比 ^(注1)
二酸化ウラン 燃料棒		0.26	≦1	0.26
ガドリニア入り 燃料棒		0.23	≦1	0.23

(注 1) 設計基準値に対する評価値の比である。



(二酸化ウラン燃料棒)



(ガドリニア入り燃料棒)

第 3-22 図 被覆管のひずみ履歴 (運転時の異常な過渡変化時)

3.3.7 被覆管の疲労評価結果

燃料棒は原子炉に装荷されてから取り出されるまでの間、出力変動及び圧力変動を受け、これにより繰り返し応力が被覆管に加わる。この繰り返し応力は、ASME Sec. IIIに準拠した方法により評価し、累積疲労サイクル数と設計疲労寿命との比として表される累積疲労損傷係数が 1 を超えないことを確認する。

(1) 疲労解析条件

疲労解析では、繰り返し応力の発生原因となる条件の回数を燃料において 14 ヶ月 4 サイクル運転を仮定する。

a. 起動・停止

起動・停止に応じて被覆管の応力は、低温停止状態から高温零出力時の値に変化する。

起動・停止は 1 サイクルあたり 回起こるとして評価する。応力の変動幅は燃料寿命初期が最も大きいので、燃料寿命中この値が繰り返されるものとして評価する。

b. 日間負荷変化サイクル

通常の日間負荷変化に安全側にすべての高温零出力時と高温全出力時との間の出力変動及び 10% ステップ状変化と 1 ループにおける起動停止を安全側に考慮し、1 サイクルあたり 回起こるとして評価する。

c. その他の過渡変化

その他の過渡変化として、高温全出力時からの原子炉トリップ、1 次冷却材流量の部分喪失等をまとめて 1 サイクルあたり 回起こるとして評価する。

上記 a. から c. の過渡変化事象について、燃焼サイクル毎に繰り返し応力の振幅を計算する。応力の振幅の算出には、a. 起動・停止については寿命初期における応力評価値を、b. 日間負荷変化サイクル及び c. その他の過渡変化については各サイクル末期の応力評価値を用いる。なお、このとき、被覆管に発生する応力としては、内外圧差及び接触圧（ペレット-被覆管相互作用）による応力及び熱応力を考慮している。過渡変化毎に応力の主応

力成分 ($\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$) より、それぞれの主応力の差 $|\sigma_r - \sigma_\theta|$ 、 $|\sigma_\theta - \sigma_z|$ 、 $|\sigma_z - \sigma_r|$ を求め、それぞれの主応力差について、最大値と最小値を求め、(最大値－最小値) / 2 より応力振幅 S_{alt} を算出する。その上で、3 つの応力振幅 S_{alt} の中から最大となるものを $MAX S_{alt}$ とし、 $MAX S_{alt}$ に対応する許容繰返し数 N を、設計疲労曲線に基づき算出する。

各過渡変化のサイクル毎に求めた設計許容繰返し数 N_1, N_2, \dots とそれに対応する応力の繰返し数 n_1, n_2, \dots とから累積疲労損傷係数 $\Sigma n_i/N_i$ を求める。

設計疲労曲線としては、照射したジルカロイ-4 に関する第 3-23 図に示す Langer and O'Donnell のデータを使用する⁽³⁰⁾。

この設計疲労曲線は、実測データに対して試料寸法、表面状況及び環境等の影響及びデータのばらつきを十分補償できるように交番応力値 (時間の周期的な関数として変化する応力) についてはファクター 2、繰返し数についてはファクター 20 の安全率をとって作成されたものである。なお、NDA 被覆管の設計疲労曲線としてもこの設計曲線が使用できることを確認している⁽²²⁾。

(2) 疲労解析結果

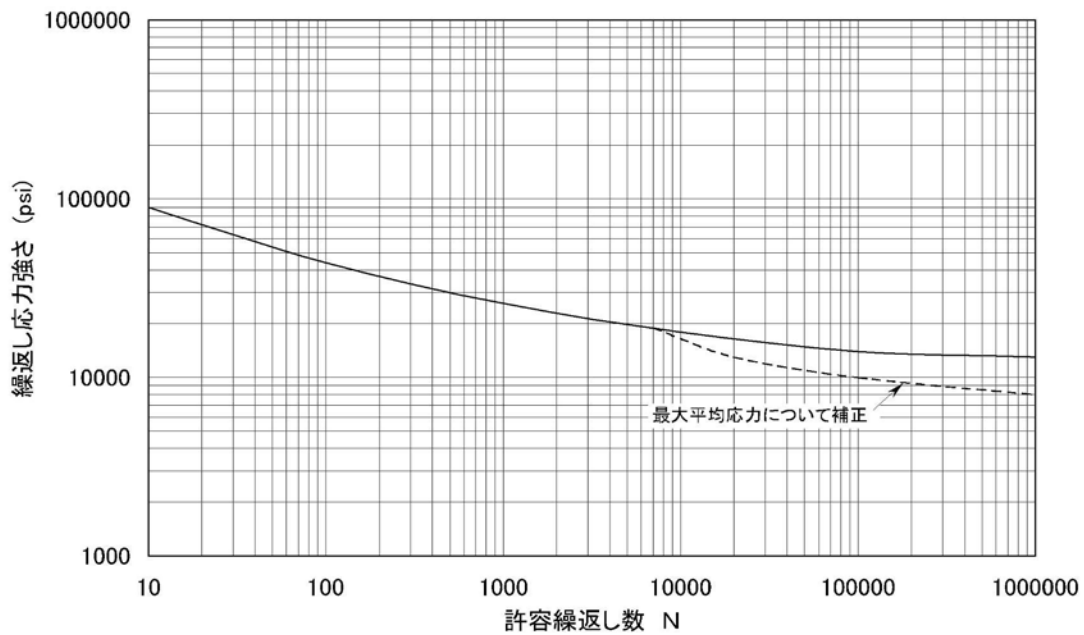
各事象に対する損傷係数を合計した結果を第 3-9 表に示すが、二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒ともに設計基準 100% を満足している。

第3-9表 被覆管の疲労評価結果

(単位：%)

種類	位置	累積疲労損傷係数	設計基準	設計比 ^(注1)
二酸化ウラン 燃料棒	内面	10.9	≤100	0.11
	外面	4.6		0.05
ガドリニア入り 燃料棒	内面	4.0	≤100	0.04
	外面	1.7		0.02

(注1) 設計基準値に対する評価値の比である。



第3-23図 NDA 被覆管の設計疲労曲線⁽³⁰⁾

3.4 その他の考慮事項

3.4.1 燃料棒曲がり評価

燃料集合体の制御棒案内シンプルは再結晶焼鈍されており、冷間加工応力除去焼鈍された被覆管に比較して照射成長は小さいため、両者の照射成長差により支持格子の燃料棒拘束力が相互に作用し、基本的には燃料棒には圧縮力、制御棒案内シンプルには逆に引張力が作用する。

上記圧縮力により燃料棒には曲げモーメントが発生するが、燃料棒の曲がりには、この曲げモーメントにより燃料棒に発生したクリープ変形が永久変形になったものと初期曲がりを加えたものである。

55,000MWd/t 先行照射燃料集合体の燃料棒曲がりを 48,000MWd/t 燃料集合体の実績と併せて第 3-24 図に示す。55,000MWd/t 先行照射燃料集合体の燃料棒曲がりには、NDA 被覆管を採用している燃料集合体とジルカロイ-4 被覆管を採用している燃料集合体とで同等である。また、燃料棒曲がりには、燃料寿命初期に進行するが、中性子照射に伴う支持格子拘束力の緩和により、燃料寿命末期では飽和傾向にある。

第 3-24 図に示すように、本燃料集合体は過度の燃料棒曲がりは発生しない。したがって、燃料棒曲がりの影響は評価不要である。

3.4.2 トータルギャップ評価

(1) 燃料集合体の伸び

燃料集合体は、制御棒案内シンプルの照射成長によって伸びる。それとともに、燃料棒と制御棒案内シンプルとの製造方法の違いによる照射成長の差が生じることから、制御棒案内シンプルには燃料棒から支持格子の拘束力に応じた軸方向の引張力が働く。この引張力により、シンプルに発生する照射クリープ伸びが永久変形となることによって更に燃料集合体の伸びが増加する。したがって、燃料集合体の伸びは炉心板と燃料集合体が干渉しないように制限する必要がある。

燃料集合体の伸びについて、実績を第 3-25 図に示す。55,000MWd/t 先行照射燃料集合体の集合体伸びは、ジルカロイ-4 被覆管を採用している燃料集合体より NDA 被覆管を採用している燃料集合体の方が小さい。また、ジルカロイグリッド燃料集合体(ジルカロイ-4 被覆管)の集合体伸びは、48,000MWd/t 燃料集合体の実績と同等であり、中間部支持格子の差による燃料集合体伸びへの影響は認められない。したがって、NDA 被覆管を採用する本燃料集合体伸びは、48,000MWd/t 燃料集合体のそれよりも小

さくなる。

設計においては、55,000MWd/t までの燃料集合体伸びを考慮しても、上部及び下部炉心板と燃料集合体との軸方向ギャップが閉塞することのないように、製造時の燃料集合体の全長を設定している。ここで、本燃料集合体の伸びは保守的に 48,000MWd/t 燃料集合体の設計線を用いて評価している。

(2) 燃料棒と上部及び下部ノズルの間隙

燃料棒と上部及び下部ノズルとの間隔の合計（以下「トータルギャップ」という。）は、燃料棒の照射成長による伸びが燃料集合体の伸びよりも大きいために、燃焼とともに減少する。したがって、トータルギャップ減少量は燃料棒とノズルが干渉しないように制限する必要がある。

トータルギャップの減少量について、実績を第 3-26 図に示す。照射成長がジルカロイ-4 より小さい NDA 被覆管を採用する燃料はジルカロイ-4 被覆管を採用する燃料と比べ、トータルギャップの減少量が小さくなることが認められる。

設計においては、61,000MWd/t（燃料集合体で 55,000MWd/t に相当）までの燃料棒の伸びを考慮してもトータルギャップが閉塞することのないように、製造時の燃料棒と上部ノズルとの軸方向ギャップを設定している。

ここで 61,000MWd/t までの燃料棒の伸びは、保守的にジルカロイ-4 被覆管の照射成長の実績データに基づき、ばらつきを考慮して設定している。

3.4.3 被覆管外面腐食及び水素吸収量評価

燃料の高燃焼度化に伴って、機械的健全性の観点から、被覆管外面腐食及び被覆管水素吸収量について考慮する必要がある。

添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 5.3 項に示したとおり、NDA 被覆管の腐食メカニズムはジルカロイ-4 被覆管と同様であり、したがって、NDA 被覆管の腐食モデル式は第 3-10 表に示すジルカロイ-4 被覆管のモデル式と同様とする。ここで NDA 被覆管の腐食特性（原子炉外腐食試験、腐食速度比から低 Sn ジルカロイ-4 に対して改良効果約 20%⁽²²⁾）を考慮した。NDA 被覆管の原子炉内腐食量については、実測値と予測値を第 3-27 図に比較した。第 3-27 図

に示すとおり、被覆管腐食モデルは実測値を適切に予測していることから、高燃焼度用 FPAC コードにより NDA 被覆管の腐食量を適切に評価できる。

また、NDA 被覆管の原子炉内水素吸収量の実測値と予測値を第 3-28 図に示す。ここでは腐食量の予測値に対し、添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 5.3 項より、被覆管の腐食により発生した水素の一部が酸化膜厚さに応じてある割合で被覆管に取り込まれるとして NDA 被覆管の水素吸収量を計算した。第 3-28 図に示すとおり、水素吸収モデルは実測値を適切に予測していることから、高燃焼度用 FPAC コードにより NDA 被覆管の水素吸収量を適切に評価できる。

以上より、原子炉内滞在中に生じる腐食による被覆管肉厚の最大減肉量を高燃焼度用 FPAC コードにより評価した結果、約 % となり、被覆管の機械的健全性の観点から目安としている 10% 減肉以下^(注 1) である。

また、被覆管の最大水素吸収量を高燃焼度用 FPAC コードにより評価した結果、約 ppm となり、原子炉外試験及び照射試験により延性が確保されていることが確認できる約 800ppm 以下である。

3.4.4 PCI 評価

NDA 被覆管の出力ランプ試験データを第 3-29 図に示す。被覆管の PCI 破損限界は、高燃焼度領域まで PCI 破損しきい値以上であることが確認でき、NDA 被覆管に対して安全側に PCI 破損しきい値が適用できる。

PCI 破損は、最大線出力密度及び線出力密度変化幅について同時に PCI 破損しきい値を超えた場合に起こることが経験的に知られている。

第 3-29 図に示したとおり、運転時の異常な過渡変化時の出力は、PCI 破損しきい値以下であり、PCI 破損は発生しない。また、ガドリニア入り燃料棒では出力が高くなるように、濃縮度を低下させているので PCI 破損は生じない。

3.4.5 クリープコラプス評価

燃料棒が非加圧又は低加圧でペレットに大きな焼きしまりが生じると、ペレットスタックの一部に軸方向のギャップが生じる可能性がある。その位置

(注 1) V ノッチ疵を有するジルカロイ被覆管の機械特性試験結果に基づき、被覆管肉厚の 10% 深さ程度までは機械的特性への影響がわずかであることを参考に設定

で 1 次冷却材圧力による被覆管の外圧クリープで偏平化し、座屈して破損に至る現象をクリープコラプスという。

初期の PWR 燃料で発生したクリープコラプスについては、ヘリウム加圧の採用、ペレットの焼きしまり特性の改善により、現在では発生していない。

高密度ペレットの照射中の焼きしまりは小さいこと、また、ヘリウム加圧を採用していることからクリープコラプスは発生しないと判断できる。

3.4.6 フレッシング摩耗評価

フレッシング摩耗は、接触面の周期的相対振動により起こる損傷であるが、燃料集合体でこの現象が起こる可能性があるのは燃料棒と支持格子の接触部であり、摩耗の程度は、燃料棒と支持格子の材料の組み合わせや、支持格子のばね力に依存する。

(1) 析出硬化型ニッケル基合金製の最上部及び最下部支持格子

析出硬化型ニッケル基合金（以下「718 合金」という。）製の支持格子ばねは、中性子の照射により応力緩和するが、燃料棒と支持格子が接触していれば、フレッシング摩耗量を十分小さく保てること、実機条件を模擬した原子炉外の流水試験で分かっている。したがって、燃料寿命中燃料棒と支持格子が接触していれば良い。第 3-30 図⁽³¹⁾⁽³²⁾に支持格子拘束力緩和のデータを示す。これより、支持格子拘束力は燃焼初期に大きく緩和するものの、その後飽和傾向を示し、高燃焼度での支持格子拘束力緩和率は 1 を超える（非接触となる）ことはないと考えられる。

(2) ジルカロイ-4 の中間部支持格子

ジルカロイ-4 製支持格子の拘束力緩和データを、718 合金製支持格子データと併せて第 3-30 図に示す。同図から、ジルカロイ-4 製支持格子の拘束力緩和が大きいことが確認できる。しかし、718 合金製支持格子で確認したように、拘束力緩和は燃料寿命末期において飽和することを考えると、ジルカロイ-4 製支持格子の場合でも、燃料寿命末期まで支持格子拘束力緩和率が 1 を超える（非接触となる）ことはないと考えられる。

ジルカロイ-4 製支持格子についても、718 合金製支持格子と同様、燃焼期間中において燃料棒と支持格子ばねの接触が保たれていればフレッシング摩耗が生じない。さらに、照射済み燃料に対する照射後燃料棒引抜きにおいて、支持格子拘束力が残存していること、即ち、燃料寿命末期

でも支持格子と燃料棒の接触が保たれることを確認している。また、燃料棒には、フレットング摩耗等の外観異常も認められていない。

以上述べたように、燃料集合体に用いている 718 合金製及びジルカロイ-4 製支持格子と燃料棒との接触は、燃料寿命末期においても保たれており、フレットング摩耗は十分小さく燃料棒の健全性が損なわれることはない。

なお、原子炉外の流水試験結果は、ジルカロイ-4 被覆管の結果である。燃料棒及び支持格子の材料特性のうち、フレットング摩耗に最も影響するのは材料の硬度であるが、添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 5.4.2 項に示すようにジルカロイ-4 被覆管と NDA 被覆管の硬度は同等であり⁽²²⁾、NDA 被覆管のフレットング摩耗はジルカロイ-4 被覆管と同等である。

3.4.7 混在炉心における共存性

原子炉内に異なる設計の燃料集合体が共存する場合には、構造的差異に起因する影響が考えられることから、以下のとおり、構造的、核的及び熱水力的影響を評価し、それぞれ問題ないことを確認した。

(1) 構造的共存性

本申請の燃料集合体を装荷する原子炉内には A 型燃料集合体（ウラン燃料）（従来型及び信頼性向上燃料）と B 型燃料集合体（ウラン燃料）が共存する。これらは、全長及び断面寸法について差はなく、また、上部及び下部炉心板に取り付けられた燃料案内ピンと嵌合する孔の位置・寸法についても差はない。

A 型燃料集合体では、支持格子は制御棒案内シムルに固定されているのに対し、B 型燃料集合体では、最上部及び最下部の 2 個の支持格子を除く中間部の支持格子は制御棒案内シムルに固定されておらず、支持格子ばねを介して燃料棒に保持されている。したがって、最上部及び最下部を除く中間部支持格子は、A 型燃料集合体では制御棒案内シムル伸びに、B 型燃料集合体では燃料棒伸びに依存して移動する。一般に、制御棒案内シムル伸びは燃料棒伸びより小さいため、原子炉内では A 型燃料集合体と B 型燃料集合体の支持格子の相対位置が燃焼に伴い変化するが、燃焼期

間を通じて互いに重なり合った状態^(注1)にあることを確認している。

a. 燃料棒の流動振動への影響

燃料集合体中間部における横流れについては、中間部支持格子の相対位置が燃焼期間を通じて互いに重なり合っており、さらに、中間部支持格子の圧力損失はどの燃料においても同等であるため影響はわずかであると考えられる。

また、最下部支持格子におけるフレッティング摩耗により発生した17行17列型A型燃料集合体（従来型）の漏えいの推定要因として、炉心流速の大きい17行17列型4ループプラントにおいて以下の要因が重畳したものとしている。

- 燃料集合体内の横流れが、下部炉心板流路孔周縁部の燃料集合体外側で大きめであり、この横流れにより燃料棒の振動が大きくなった可能性
- 圧損や構造が異なる燃料集合体との隣接により、燃料の炉心入口での流量が変化し、燃料棒の振動が大きくなった可能性
- 炉心中央領域の流速が大きい位置に装荷されたことにより、振動が大きくなった可能性
- 照射による支持格子ばね力低下、流体力によるモーメント、燃料棒の曲がりによるモーメント等による燃料棒保持状態の変化

これらの要因が重畳したことでフレッティング摩耗が発生したのに対して、本申請の燃料集合体については、炉心入口部の圧力損失差や照射による支持格子ばね力低下、流体力によるモーメント、燃料棒の曲がりによるモーメント等による燃料棒保持状態の変化があったとしても、以下のとおり、問題ないとする。

- A型燃料集合体（信頼性向上燃料）、B型燃料集合体の下部ノズルの流路孔は整流効果のある配置になっていることから、燃料集合体内の流速分布は小さく抑えられる。
- 最下部支持格子の位置は互いに重なり合った状態にあることから、

(注1) 中間部支持格子位置ずれは、A型燃料集合体とB型燃料集合体の位置ずれ：最大約□mm、B型燃料集合体同士の位置ずれ：最大約□mmとなる可能性がある。

支持格子の位置ずれに起因する横流れは小さい。

- ・ 本申請の燃料集合体を装荷する 17 行 17 列型 3 ループ炉心の流速は、17 行 17 列型 4 ループ炉心より小さい。

以上のとおり、17 行 17 列型 4 ループ炉心の A 型燃料集合体（従来型）では、複数の要因が重畳したことによって燃料漏えいが発生したと推定されるが、本申請の燃料集合体を含む混在炉心においては、これらの要因が重畳することはない、異なる設計の燃料が共存してもフレッシング摩耗による燃料漏えいの可能性は小さい。

なお、本申請の燃料集合体は、これまでに多数の使用実績があるが、最下部支持格子位置においてフレッシング摩耗を起因とする漏えいは発生していない。

b. 燃料集合体の耐震性への影響

燃料集合体の耐震性への影響については、支持格子の位置ずれによる支持格子の衝撃強度低下を考慮しなければならない。最上部及び最下部の支持格子は地震時には衝撃力が発生せず耐震上問題とならないため、中間部支持格子の位置ずれが問題になる。中間部支持格子位置ずれが最大となるのは B 型燃料集合体同士が隣接した場合、となり、となり、支持格子に生じる衝撃力は衝撃強度を上回り、支持格子には最大約 mm の変形が生じるが、基準地震動 S_s における制御棒挿入時間については、挿入規定時間(2.5 秒)以内に挿入できることを確認しており支持格子の位置ずれは耐震上の問題とならない。

(2) 核的共存性

燃料有効部分の位置ずれの影響を評価する。A 型燃料集合体及び B 型燃料集合体の有効部分位置については、燃焼が進行すると A 型燃料集合体の燃料棒はオフボトム型であるため上方及び下方へ伸び、B 型燃料集合体の燃料棒はオンボトム型であるため上方へ伸び、有効部分の位置ずれ量が変化することになる。異なる設計の燃料集合体の間で、燃料有効部の軸方向位置の違いが炉心の反応度、軸方向ピーキング係数へ影響することが考えられる。燃料有効部の軸方向位置に違いがある場合には中性子の漏えいが大きくなることから、反応度は低下する方向に、出力ピーキングは上昇する方向になる。隣接する可能性のある燃料の組み合わせの中では A 型燃料

集合体（信頼性向上燃料）の燃料棒がオンボトムになった状態と仮定した場合の A 型燃料集合体（従来型）との燃料有効部位置の差が最も大きく \square mm である。

ここで、この燃料有効部分からずれている箇所は反応度に寄与しないと仮定して評価しても、反応度変化は \square $\Delta k/k$ 程度の減少であり無視できる。

同様に、軸方向出力ピーキングへの影響として、燃料有効部分からずれた箇所は出力発生に寄与せず、また、ずれ部分の軸方向相対出力が、平均出力の 100% を発生するものと保守的に評価したとしても、軸方向出力ピーキング変化は約 \square % 程度の増加であり無視できる。

(3) 熱水力的共存性

燃料の熱水力的性能を示す DNB 特性は、型式ごとに熱流動試験を行うことにより十分な性能を有することが確認されている。型式の異なる燃料が隣接する混在炉心において DNB 性能を確認するには、燃料集合体間横流れによる影響を評価する必要がある。

燃料集合体の構造上、燃料集合体間横流れに影響を与えるのは、燃料集合体各部での圧力損失差が大きくなる場合や支持格子の位置の差が大きくなって重なりがなくなる場合であるが、燃焼期間を通じて互いに重なり合った状態にあり、支持格子の位置の差に起因する横流れは生じない。

また、支持格子の圧力損失係数の差は小さく、この圧力損失差の影響は混在による DNB ペナルティとして評価され、これと燃料棒曲がりによる DNB ペナルティを併せて考慮した保守的な DNBR の許容限界値が設定されている。したがって、設計の異なる燃料が隣接した場合においても熱水力設計上問題とならない。

第 3-10 表 腐食評価式⁽³³⁾

遷移領域前

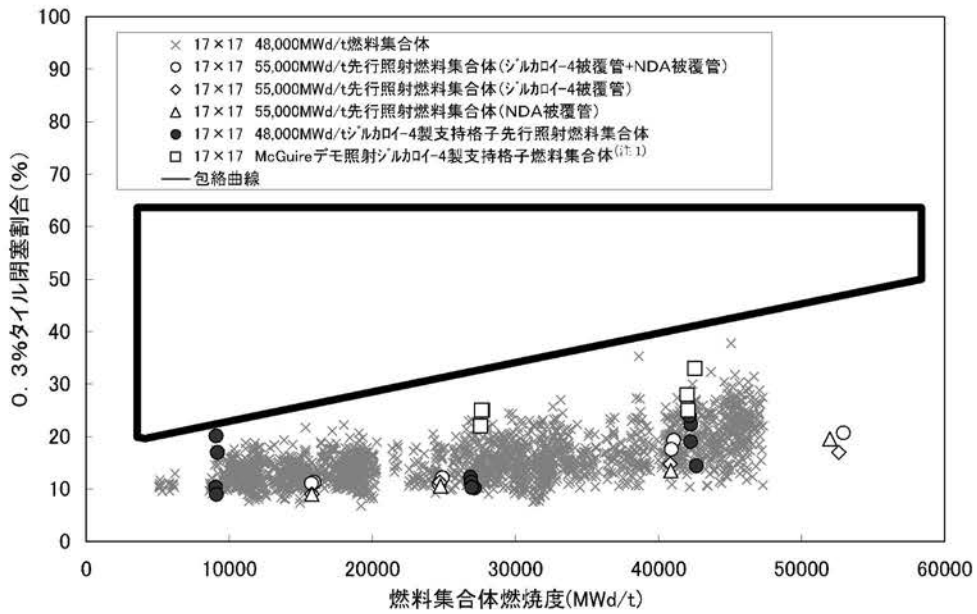
$$(dS^n / dt) = A \exp(-Q_1 / RT)$$

遷移領域後

$$(dS / dt) = B \exp(-Q_2 / RT)$$

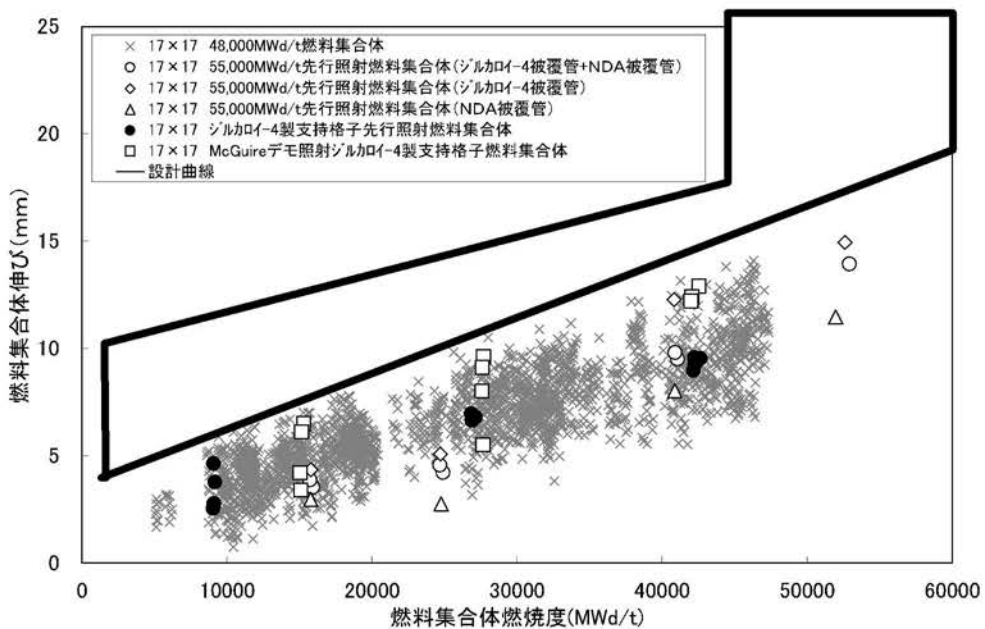
ここで、

- S : 酸化膜厚さ
- t : 時間
- n : 定数
- Q_1, Q_2 : 活性化エネルギー
- R : ガス定数
- T : 被覆管と酸化膜との界面温度
- A, B : 関数

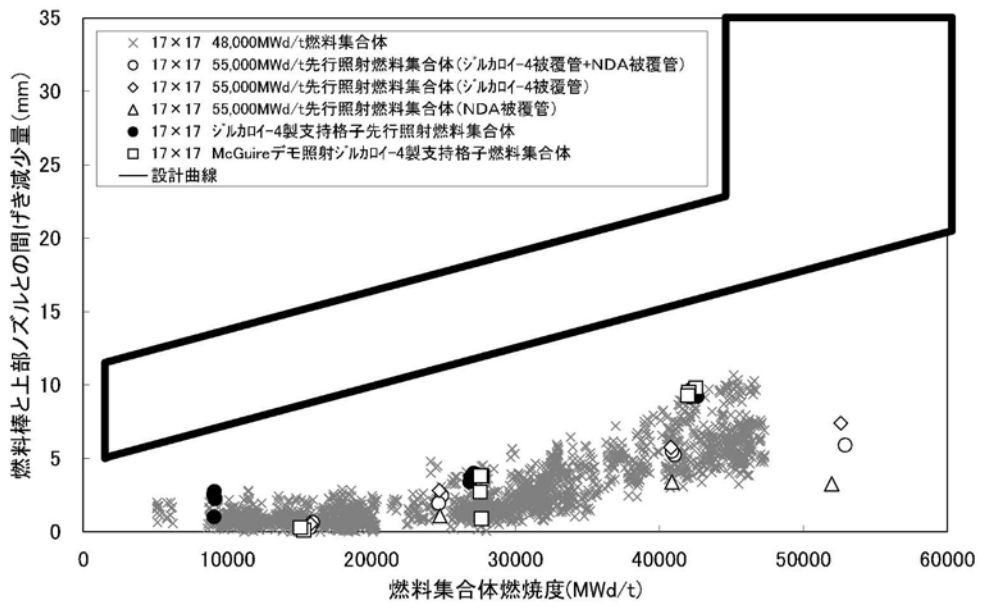


(注 1) McGuire デモ照射ジルカロイ-4 製支持格子燃料の段数は 8 段であり、国内向け燃料よりも 1 段少ない。

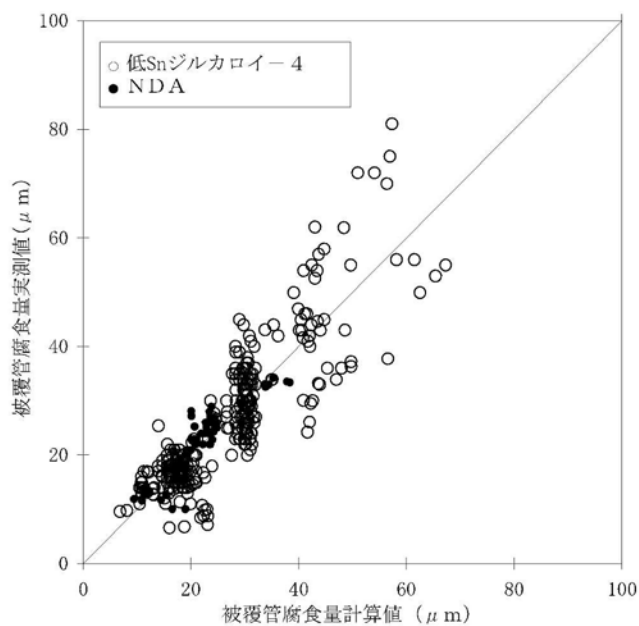
第 3-24 図 燃料棒間隔の閉塞割合⁽³⁴⁾



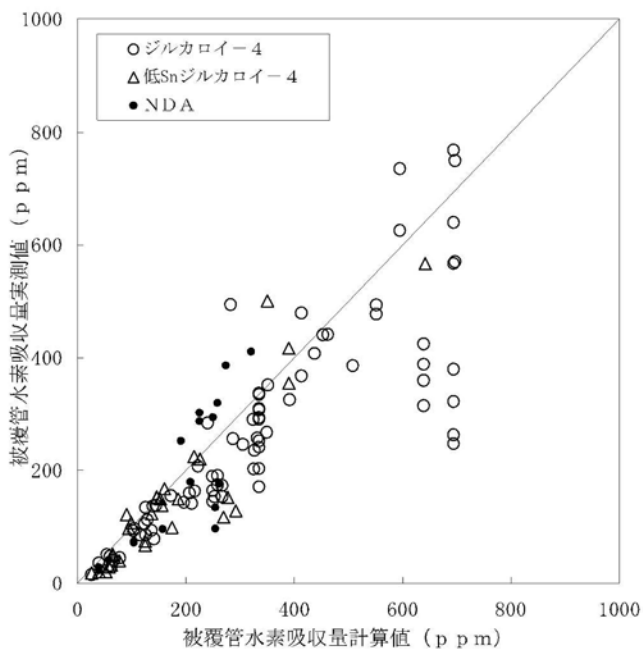
第 3-25 図 燃料集合体伸び⁽³⁴⁾



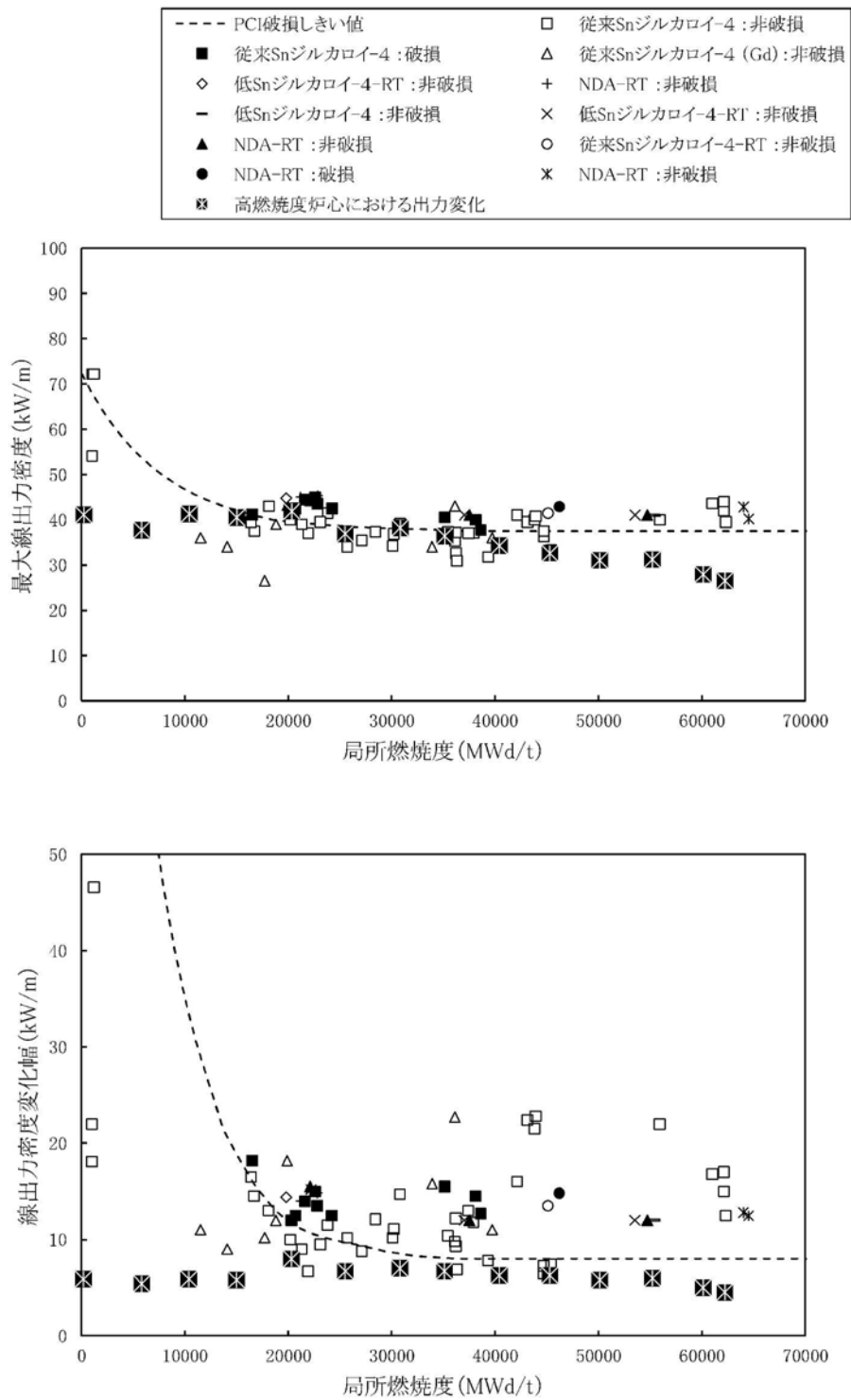
第 3-26 図 トータルギャップ減少量⁽³⁴⁾



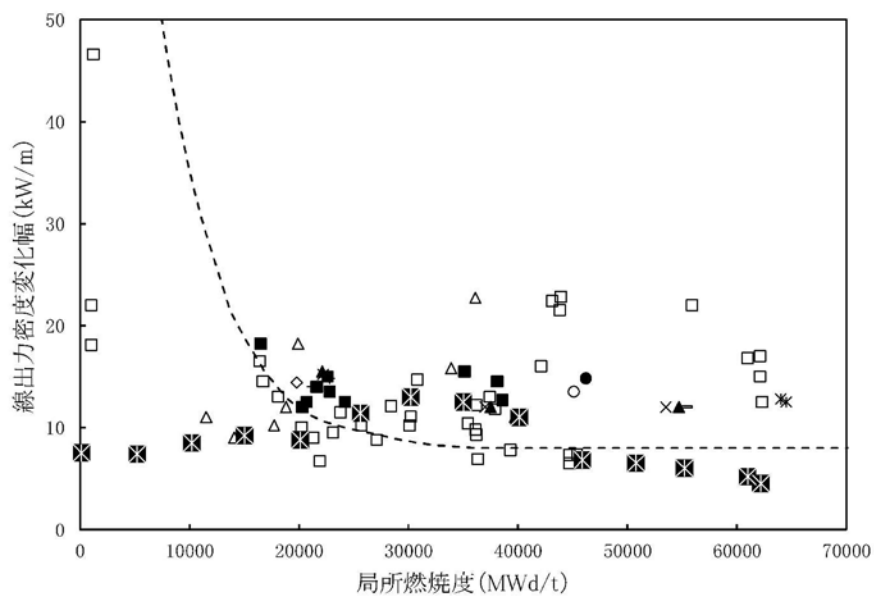
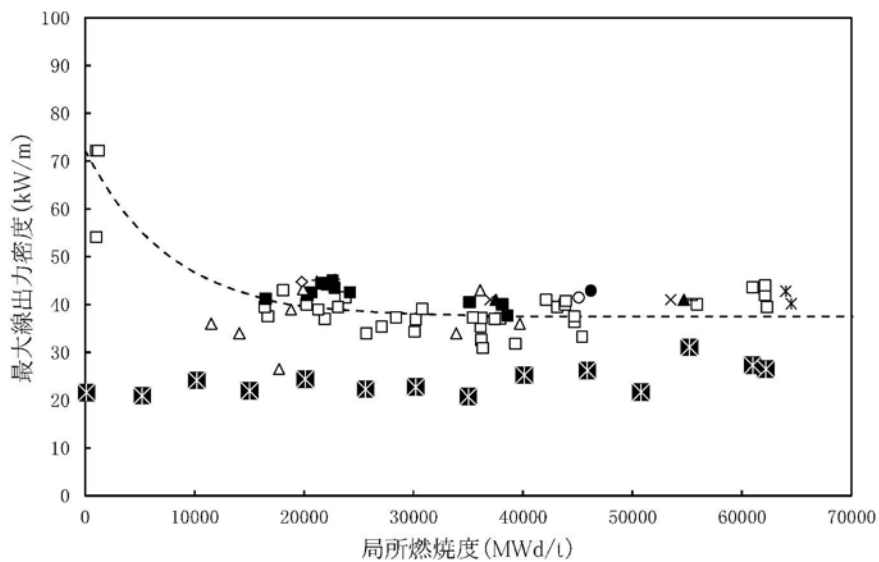
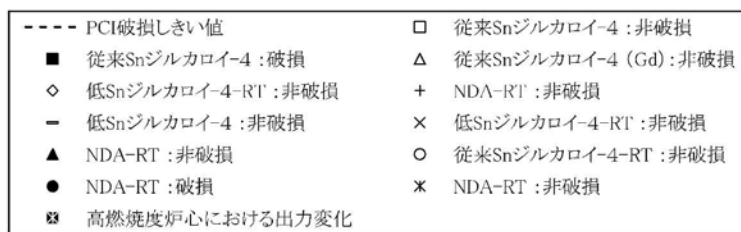
第 3-27 図 被覆管腐食量（最大酸化膜厚）の実測値と予測値の比較



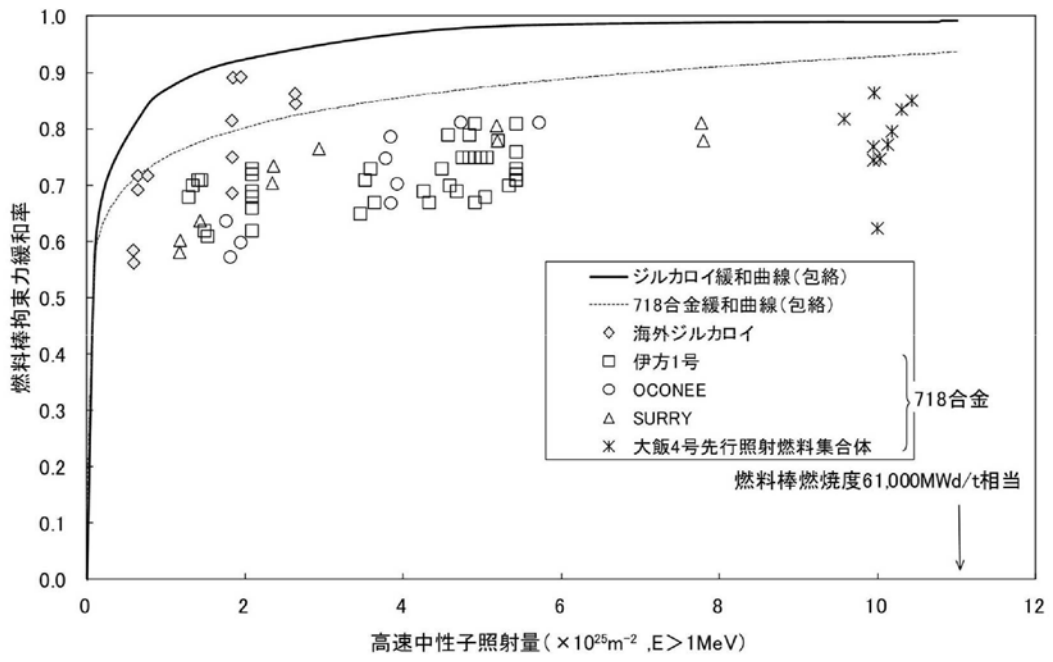
第 3-28 図 被覆管水素吸収量の実測値と予測値の比較



第3-29図 (1/2) 被覆管の出力ランプ試験結果
(最大線出力密度が最大の場合の出力変化)



第3-29図 (2/2) 被覆管の出力ランプ試験結果
(線出力密度変化幅が最大の場合の出力変化)



第 3-30 図 支持格子拘束力の緩和率実測データ⁽³¹⁾⁽³²⁾

4. 燃料集合体の強度計算

4.1 燃料集合体の設計基準

燃料集合体は、輸送及び取扱い時並びに運転時に次の基準を満たすように設計し、その構成部品の健全性を確保している。

- ・ 燃料輸送及び取扱い時の 6G の設計荷重に対して、著しい変形を生じないこと。
- ・ 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において生じる荷重に対する応力は、原則として ASME Sec. III に基づいて評価されること。

強度評価の対象となる燃料集合体の構成部品、荷重及び評価基準を第 4-1 表及び第 4-2 表に示す。

なお、これらの基準は、原子力規制委員会規則「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則（平成 25 年 6 月 28 日原子力規制委員会規則第 5 号）」、技術基準規則及び原子炉安全専門審査会内規「加圧水型原子炉に用いられる 17 行 17 列型の燃料集合体について（昭和 51 年 2 月 16 日）」に記載されている考え方に基づいている。

第4-1表 輸送及び取扱い時の燃料集合体の評価項目
(軸方向荷重に対する評価、設計荷重=6G)

構成部品	考慮点	材料	応力 ^(注1)	許容値 ^(注1)
上部ノズル、 下部ノズル	上部及び下部ノズルの応力評価を行う。	ステンレス鋼 鋳鋼	$P_L + P_b$	$1.5S_m$
上部ノズル- 制御棒案内シ ンブル結合部	荷重分布を考慮し、結合部の強度評価を行う。	ステンレス鋼 ジルカロイ-4	—	結合部の強度試験に基づく荷重変位曲線の弾性限界荷重
支持格子- 制御棒案内シ ンブル結合部	荷重分布を考慮し、拡管部の強度評価を行う。	ステンレス鋼 ジルカロイ-4 718 合金	—	結合部の強度試験に基づく荷重変位曲線の弾性限界荷重
制御棒案内シ ンブル	荷重分布を考慮し、応力評価を行う。	ジルカロイ-4	P_m	S_m

(注1) 応力は以下に示す ASME Sec. III の炉心支持構造物の分類に従った。

P_m : 一次一般膜応力

P_L : 一次局部膜応力

P_b : 一次曲げ応力

S_m : 設計応力強さ (ASME に従う。但し、ジルカロイ-4 については、0.2% 耐力の 2/3 あるいは引張強さの 1/3 のいずれか小さい方)

第 4-2 表 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における燃料集合体の評価項目

構成部品	考慮点	材料	応力 ^(注1)	許容値 ^(注1)
上部ノズル、 下部ノズル	スクラム時の 衝撃力	ステンレス鋼鋳鋼	$P_L + P_b$	$1.5S_m$
制御棒案内シ ンプル	スクラム時の 衝撃力	ジルカロイ-4	P_L	$1.5S_m$
	運転時荷重		P_m ^(注2)	S_m
上部ノズル押 さえばね	機械設計流量 時	718 合金	—	燃料集合体の浮 き上がり防止の ための必要なば ね力
	ポンプオーバ ースピード時		—	上部ノズル押さ えばねの塑性変 形が進行しない たわみ量

(注 1) 応力は以下に示す ASME Sec. III の炉心支持構造物の分類に従った。

P_m : 一次一般膜応力

P_L : 一次局部膜応力

P_b : 一次曲げ応力

S_m : 設計応力強さ (ASME に従う。但し、ジルカロイ-4 については、0.2% 耐力の 2/3 あるいは引張強さの 1/3 のいずれか小さい方)

(注 2) ASME Sec. III では二次応力まで考慮している。しかし、燃料集合体では以下の理由により考慮していない。

- ・ 支持格子と燃料棒がすべることにより、燃料棒と制御棒案内シンプルの熱膨張差、照射成長差を吸収し、しかも燃料棒拘束力は照射により緩和していくこと。
- ・ 制御棒案内シンプルはジルカロイ-4 材であり、一般原子炉機器で採用されているステンレス鋼に比べクリープしやすく応力緩和すること。

4.2 燃料集合体強度評価方法

4.1 項で述べた設計基準に従って強度評価を行う。以下にこれら評価方法の概要を述べる。

また第 4-1 図に燃料集合体強度評価フロー図を示す。

燃料集合体の強度評価においては、燃料輸送及び取扱い時に加わる 6G の設計荷重並びに通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において加わる荷重に対して、各構成要素が著しい変形を生じないための強度を有しており、その機能を保持していることを確認する。

燃料集合体の構成部品であるジルカロイ-4 及びステンレス鋼は高速中性子照射により強度は増加する（添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 6.2 項及び 9.2 項参照）。また、718 合金は高速中性子照射により耐力は増加し、引張強さはわずかに変化する（添付資料 4「燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能に関する説明書」の 7.2 項参照）。これらより燃料集合体の強度評価は、安全側に未照射材の強度を用いる。

なお、評価に使用する解析コードは「MSC NASTRAN Ver.70」（以下「NASTRAN」という。）である。評価に用いる解析コード NASTRAN の検証及び妥当性確認等の概要については、別紙「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示す。

4.2.1 燃料輸送及び取扱い時における評価方法

燃料輸送時に急停止あるいは急加速により、上部ノズルあるいは下部ノズルを圧縮する方向に荷重が加わるが、荷重の大きさは輸送容器に装備されたショック指示計にて監視し、6G の設計荷重内にあることを確認している。

一方、燃料取扱い時、取扱クレーンによる荷重はクレーンが燃料集合体を吊り上げたときに上部ノズルに引張荷重が加わり、着底したときに下部ノズルに圧縮荷重が加わるが、荷重の大きさは使用されるクレーンの特性で決まり、3~4G 以下である。

以上を考慮して、設計荷重は 6G を設定し評価している。但し、6G 以上の荷重があった場合には再評価を行う。

(1) 上部及び下部ノズルの応力評価

上部ノズルは、燃料輸送及び取扱い時で、上述のように荷重の加わり方が異なるため、それぞれの荷重条件を考慮し、有限要素法にて最大応力を NASTRAN コードを用いて評価する。

一方、下部ノズルには、燃料輸送及び取扱い時ともに、圧縮荷重が加わるので、そのときの最大応力を NASTRAN コードを用いて有限要素法にて評価する。

(2) 上部ノズルー制御棒案内シンプル結合部強度評価

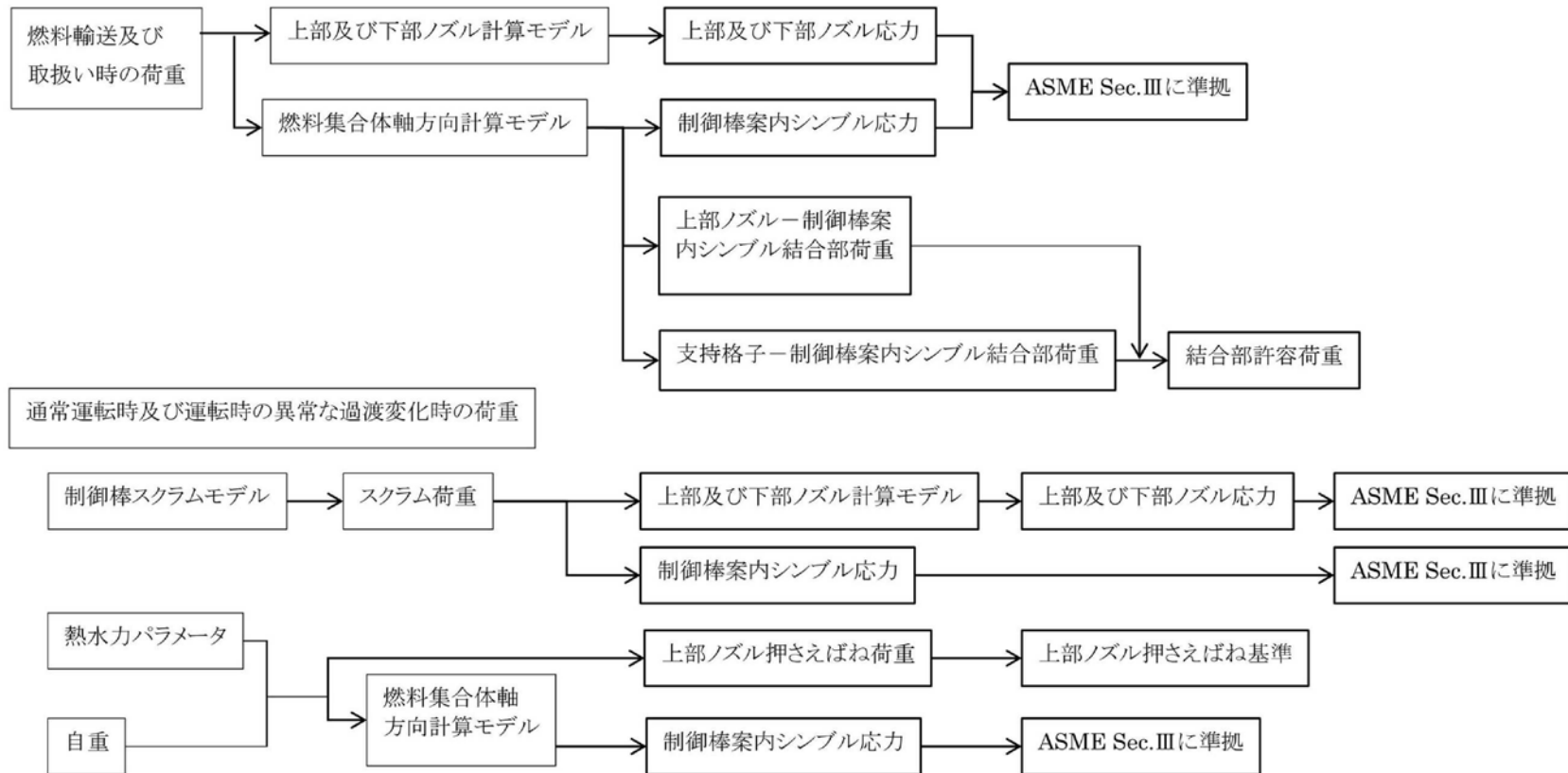
上部ノズルー制御棒案内シンプル結合部に加わる荷重を評価する。

(3) 支持格子ー制御棒案内シンプル結合部強度評価

燃料棒と制御棒案内シンプルとの荷重分担を考慮し、支持格子スリーブ拡管部の荷重を NASTRAN コードを用いて評価する。

(4) 制御棒案内シンプル応力評価

上記と同様に燃料棒と制御棒案内シンプルとの荷重分担を考慮し、制御棒案内シンプルの応力を NASTRAN コードを用いて評価する。



第 4-1 図 燃料集合体強度評価フロー図

4.2.2 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における評価方法

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における応力評価

通常運転時においては、水力的揚力(L)、浮力(B)、ホールドダウン力(F)、自重(W)を考慮して応力評価を行う。第4-2図に通常運転時に作用する荷重を示す。また、運転時の異常な過渡変化時においては通常運転時荷重に加えて、スクラムによる荷重を考慮して応力評価を行う。

スクラム時の荷重としては、

- a. ダッシュポット部^(注1)に制御棒クラスタ^(注2)が挿入され、落下速度が急激に減速する際の衝撃力(SF)
- b. 上部ノズルに制御棒クラスタが着底する際の衝撃力(SC)

が挙げられる。a.はダッシュポット部よりも下部に対して、b.は上部ノズルよりも下部に対して荷重が作用する。また、これら2つの荷重は同時に発生しない。

したがって、上部ノズルに対してはb.を、ダッシュポット部及び下部ノズルに対してはa.又はb.の大きい方を考慮して応力評価を行う。また、上部及び下部ノズルに対する応力評価はNASTRANコードを用いて行う。第4-3図に通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に作用する荷重を示す。

なお、燃料寿命中にスクラムが□回と設定しても累積疲労損傷係数は上部ノズルで□%、下部ノズルで□%、制御棒案内シムルで□%程度であり、疲労に与える影響は小さい。

(2) 上部ノズル押さえばねの機能評価

上部ノズル押さえばねに要求される機能は次のとおりである。

- a. 機械設計流量に対して、燃料集合体の浮き上がりを防止する。
- b. 運転時の異常な過渡変化時の事象であるポンプオーバースピード^(注3)

(注1) 制御棒案内シムルの下部の径を細くすることによって内部に保有する1次冷却材の抵抗により、制御棒クラスタ落下による燃料集合体への衝撃を減少させる部分

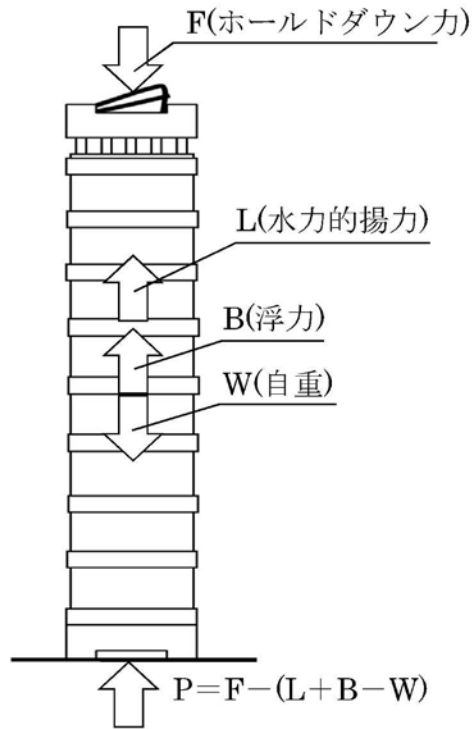
(注2) 1つの制御棒スパイダ及び24本の制御棒から構成された構造物

(注3) 運転時の異常な過渡変化として負荷急減が発生した場合、タービン及び発電機の回転数が増加し、それに伴い1次冷却材ポンプの回転数が増加することにより、1次冷却材流量が増加する現象

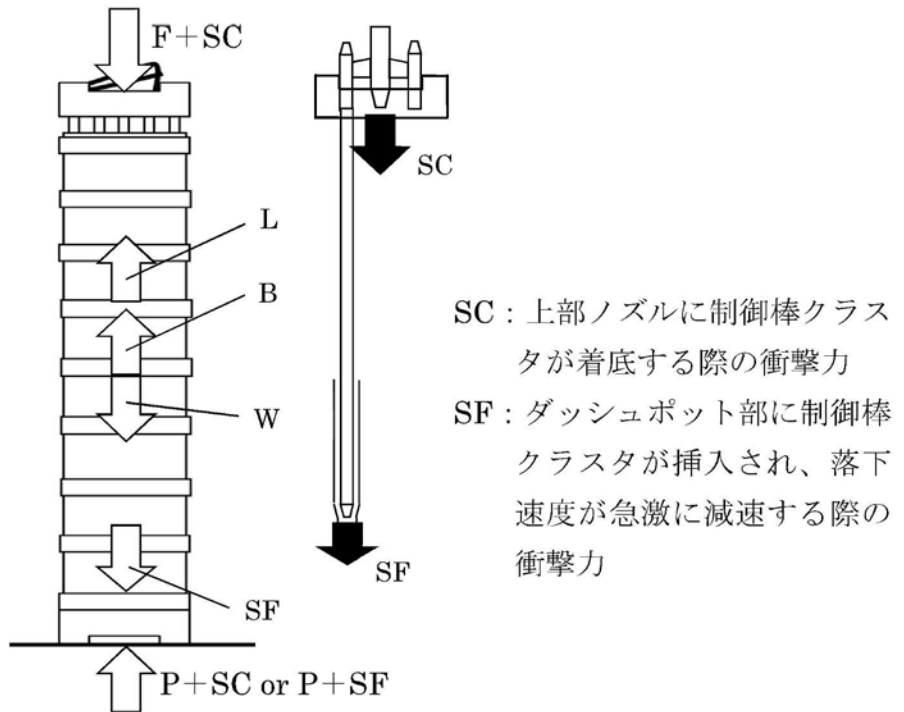
条件で、上部ノズル押さえばねの塑性変形は進行しない。

通常運転時の燃料集合体の評価は、最も条件が厳しい燃料寿命初期において行い、浮き上がり方向の荷重としては、水力的揚力及び浮力を、それと反対方向の荷重としては、燃料集合体自重及びばね力を考慮する。

運転時の異常な過渡変化時の事象であるポンプオーバースピード条件下では、の流量に対し、上部ノズル押さえばねの健全性を評価する。



第 4-2 図 通常運転時荷重



第 4-3 図 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時荷重

4.3 強度評価結果

4.3.1 燃料輸送及び取扱い時における評価結果

(1) 上部及び下部ノズルの応力評価

第 4-3 表に上部及び下部ノズルに生じる最大応力と許容応力を示す。上部ノズルの最大応力は上部ノズル外周部で発生し、下部ノズルの最大応力は下部ノズル外周部で発生するが、永久変形は生じない。

(2) 上部ノズル-制御棒案内シムブル結合部強度評価

上部ノズルと制御棒案内シムブルの結合は、ネジ構造により行われているため、制御棒案内シムブルと同じ設計荷重が作用する。

ここで結合部であるネジ部の有効断面積は、制御棒案内シムブルの管断面積より大きいいため、ネジ部の発生応力は制御棒案内シムブルに発生する応力より小さくなる。

したがって、ノズル-制御棒案内シムブル結合部は、設計荷重に対する強度評価を行う上で制限因子とならず、健全性が損なわれることはない。

(3) 支持格子-制御棒案内シムブル結合部強度評価

第 4-3 表に結合部に生じる最大荷重と許容荷重を示す。最大荷重は最上部支持格子の結合部で発生するが、永久変形は生じない。

(4) 制御棒案内シムブル応力評価

第 4-3 表に制御棒案内シムブルに生じる最大応力と許容応力を示す。最大応力は上部ノズルと最上部支持格子間の制御棒案内シムブルで発生するが、永久変形は生じない。

なお、横方向については各支持格子部固定の条件で 6G の荷重に対して被覆管に発生する応力は、約 \square MPa と耐力 (約 310MPa) に比べ十分に小さい。また、支持格子のばねに作用する荷重は約 \square N であるのに対し、支持格子のばねの塑性変形が進行する荷重は約 \square N であるので、支持格子のばねに永久変形が生じることはなく、保持機能は確保される。

第 4-3 表 燃料輸送及び取扱い時の荷重における評価結果

(単位：MPa)

構成部品	最大応力	許容応力	設計比 ^(注3)
上部ノズル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.87
下部ノズル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.83
支持格子-制御棒案内シンプル結合部	<input type="text"/> ^(注1)	<input type="text"/> ^(注2)	0.67 ^(注4)
制御棒案内シンプル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.89

(注 1) 最大荷重(N)

(注 2) 許容荷重(N)

(注 3) 許容応力値に対する最大応力値の比である。

(注 4) 許容荷重値に対する最大荷重値の比である。

4.3.2 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における評価結果

(1) 応力評価

a. 上部ノズル

運転中の荷重としてスクラム時の衝撃力を考慮し、上部ノズルに生じる最大応力を第 4-4 表に示す。ここから分かるとおり、最大応力は許容応力よりも小さい。

b. 下部ノズル

運転中の荷重としてスクラム時の衝撃力を考慮し、下部ノズルに生じる最大応力を第 4-4 表に示す。ここから分かるとおり、最大応力は許容応力よりも小さい。

c. 制御棒案内シンプル

運転中の制御棒案内シンプルに発生する最も厳しい荷重としてスクラム時の衝撃力を考慮し、ダッシュポット部に生じる最大応力を第 4-4 表に示す。ここから分かるとおり、最大応力は許容応力よりも小さい。

また、通常運転時の荷重に対する応力を評価した。ダッシュポット部の応力評価結果を第 4-4 表に示す。ここから分かるとおり、最大応力は許容応力よりも小さい。

なお、二次応力を考慮しても、制御棒案内シンプルに生じる最大応力は許容応力よりも小さいことを確認している。









(2) 上部ノズル押さえばねの機能評価

燃料寿命初期の低温起動時及び高温全出力時の評価結果を第 4-5 表に示す。それぞれの場合に上部ノズル押さえばねに要求される力に比べ、ばね力はこれよりも大きく、通常運転時における燃料集合体の浮き上がりは防止できる。

また、運転時の異常な過渡変化時の事象であるポンプオーバースピード条件下 では、燃料集合体は浮き上がるが、上部ノズル押さえばねの健全性は損なわれないことを試験により確認している。

第 4-4 表 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の応力評価結果

(単位 : MPa)

	最大応力	許容応力	設計比 ^(注1)
上部ノズル			0.31
下部ノズル ^(注2)			0.15
制御棒案内シンプル ^(注2) ダッシュポット部			0.48
制御棒案内シンプル ^(注3) ダッシュポット部			0.14






(注 1) 許容応力値に対する最大応力値の比である。

(注 2) 制御棒案内シンプルダッシュポット部に制御棒クラスタが挿入され、
落下速度が急激に減速する際の衝撃力

(注 3) 制御棒案内シンプルに対する通常運転時の応力

第4-5表 上部ノズル押さえばね評価結果

(単位：N)

	上部ノズル押さえばねに要求される力 ^(注1)	上部ノズル押さえばね力	評価	^(注2) 設計比
低温起動時			浮き上がらない。	0.58
高温全出力時			浮き上がらない。	0.43
ポンプオーバースピード時 (高温)		—	浮き上がるがばねの塑性変形は進行しない。	—

(注1) 水力的揚力+浮力-自重

(注2) 「上部ノズル押さえばね力」に対する「上部ノズル押さえばねに要求される力」の比である。

5. 参考文献

- (1) 原子燃料工業, “燃料棒性能解析コード (FPAC)”, NFK-8011 改 11 (2009)
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publications in Engineering, 2, pp.443-461 (1930)
- (3) J.R.S. Thom et al., "Boiling in Sub-Cooled Water During Flow Up Heated Tubes or Annuli", Proc. Instn. Mech. Engrs., 180, Paper 6 (1965-1966)
- (4) A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficient between UO₂ and Zircaloy-2", AECL-1552 (1962)
- (5) P.E. MacDonald and L.B. Thompson, "MATPRO: VERSION 09. A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", TREE-NUREG-1005 (1976)
- (6) IAEA, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide", Technical Reports Series No.59, Vienna (1966)
- (7) Lyons et al., "UO₂ Powder and Pellet Thermal Conductivity During Irradiation", GEAP 5100-1 (1966)
- (8) R.N. Duncan, "Rabbit Capsule Irradiation of UO₂", CVNA-142 (1962)
- (9) J.P. Stora et al., "Thermal Conductivity of Sintered UO₂ under in-Pile Conditions", CEA-R2586 (1964)
- (10) J.C. Janvier et al., "Irradiation of UO₂ Sheated in Thick Tubes Effect of Initial Gap", CEA-R3358 (1967)
- (11) J. Robertson et al., "Temperature Distribution of UO₂ Fuel Elements", J. Nucl. Mat., 7, pp.225-262 (1962)
- (12) S. Ishimoto et al., "Effects of Soluble Fission Products on Thermal Conductivities of Nuclear Fuel Pellets", J. Nucl. Sci. Tech., 31 (1994)
- (13) J.A. Christensen, "Stoichiometry Effects in Oxide Nuclear Fuels. I. Power Rating Required for Melting and Oxygen Redistribution in Molten Center UO_{2+x} Fuels", BNWL-536 (1967)
- (14) 原子燃料工業, “GDLUX コード”, NFK-8070 (1982)
- (15) J.E. Garnier and S. Begej, "Ex-Reactor Determination of Thermal Gap and Contact Conductance Between Uranium Dioxide: Zircaloy-4 Interfaces

- Stage I : Low Gas Pressure", NUREG/CR-0330 (1979)
- (16) J.E. Garnier and S. Begej, "Ex-Reactor Determination of Thermal Gap Conductance Between Uranium Dioxide: Zircaloy-4 Stage II : High Gas Pressure", NUREG/CR-0330 (1980)
- (17) D.L. Hagrman et al., "MATPRO-VERSION11(REVISION2) A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.2 (1981)
- (18) 原子燃料工業, “原燃工PWR高燃焼度先行照射燃料について”, NFK-8099 (1994)
- (19) M. Hirai, "Thermal diffusivity of UO_2 - Gd_2O_3 pellets", J. Nucl. Mat., 173 (1990)
- (20) H. Ikeda et al., "IMPROVEMENT OF THE FPAC CODE", IAEA TCM on Nuclear Fuel Behaviour Modelling at High Burnup and its Experimental Support, Windermere, UK (2000)
- (21) K. Goto et al., "UPDATE ON THE DEVELOPMENT OF JAPANESE ADVANCED PWR FUELS", International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Park City, Utah (2000)
- (22) 原子燃料工業, “原燃工製 PWR ステップ 2 燃料の改良因子について”, NFK-8116 改 8 (2011)
- (23) R.E. Skavdahl et al., "U.S. Experience on Irradiation Performance of UO_2 - PuO_2 Fast Reactor Fuel ", J. Nucl. Mat., 13 (1968)
- (24) M.O. Marlowe, "IN-REACTOR DENSIFICATION BEHAVIOR OF UO_2 ", NEDO-12440 (1973)
- (25) R ヒル著, “塑性学”, 培風館, (1954)
- (26) E.F. Ibrahim, "An Equation for Creep of Cold Worked Zircaloy Pressure Tube Material", AECL-2528 (1965)
- (27) P.A. Ross-Ross and C.E.L. Hunt, "The In-Reactor Creep of Cold-Worked Zircaloy-2 and Zirconium-2.5wt% Niobium Pressure Tubes", J. Nucl. Mat., 26 (1968)
- (28) W. HERING, "THE KWU FISSION GAS RELEASE MODEL FOR LWR FUEL RODS", J. Nucl. Mat., 114 (1983)

- (29) M.P. Paidoussis, "An Experimental Study of Vibration of Flexible Cylinders Induced by Nominally Axial Flow", Nucl. Sci. and Eng., 35, pp.127-138 (1969)
- (30) W.J. O'Donnell and B.F. Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components", Nucl. Sci. and Eng., 20 (1964)
- (31) W. Arbiter and J.A. Kuszyk, "Surry Unit 2 End of Cycle 5 Onsite Examination of 17×17 Demonstration Fuel Assembly RD-2 After Four Cycles of Exposure", Volume 1, WCAP-10317 (1984)
- (32) P.H. Kreyms and M.W. Burkart, "Radiation-enhanced relaxation in Zircaloy-4 and Zr/2.5wt% Nb/0.5wt% Cu alloys", J. Nucl. Mat., 26, pp.87-104 (1968)
- (33) A.M. Garde et al., "Waterside Corrosion of Zircaloy Fuel Rods", EPRI NP-2789 (1982)
- (34) 原子燃料工業, “原燃工製PWRステップ2燃料集合体の開発”, NFK-8114改2 (2003)

別紙

計算機プログラム（解析コード）の概要

目 次

	頁
1. はじめに	3 (1) - 別紙 - 1
2. 解析コードの概要	3 (1) - 別紙 - 2
2.1 高燃焼度用 FPAC Ver.1	3 (1) - 別紙 - 2
2.1.1 高燃焼度用 FPAC Ver.1 の概要	3 (1) - 別紙 - 2
2.2 MSC NASTRAN Ver.70	3 (1) - 別紙 - 3
2.2.1 MSC NASTRAN Ver.70 の概要	3 (1) - 別紙 - 3

1. はじめに

本資料は、添付資料3「強度に関する説明書」において使用した解析コードについて説明するものである。

2. 解析コードの概要

2.1 高燃焼度用FPAC Ver.1

2.1.1 高燃焼度用FPAC Ver.1の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	高燃焼度用FPAC
開発機関		原子燃料工業株式会社
開発時期		2002年
使用したバージョン		Ver. 1
使用目的		B型55GWd/t燃料燃料棒強度評価
コードの概要		<p>通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における燃料棒挙動を解析するために作成されたコードである。</p> <p>燃料中心温度、燃料棒内圧、被覆管応力、被覆管引張ひずみの変化量等の算出が可能である。</p> <p>高燃焼度用FPACコードは、FPACコードの機能を維持しつつ、適用できる燃焼度を伸張するため、高燃焼度まで照射された燃料のデータを追加してモデル化を行うとともに、耐食性改良被覆管に関連するモデルを追加したものである。</p>
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)		<p>高燃焼度用FPACコードは、燃料棒(B型55GWd/t燃料)の燃料棒強度評価に使用している。</p> <p>【検証(Verification)】</p> <p>本解析コードの検証の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 本解析コードの計算機能が適正であることは、後述する妥当性確認の中で確認している。 ・ 本解析コードの運用環境について、開発時に想定された要件を満足していることを確認している。 ・ 高燃焼度用FPAC Ver.1は55GWd/tウラン燃料用であり、今回の解析に使用することは妥当である。 <p>【妥当性確認(Validation)】</p> <p>本解析コードの妥当性確認の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 国内外の商業炉・試験炉の照射データ等による結果と高燃焼度用FPACコードによる解析結果との比較を行い、改良被覆管特性反映、ペレット熱伝導率式等が検証され、FPガス放出率・燃料棒内圧等の燃料挙動が概ね一致することを確認している。詳細は、公開文献「燃料棒性能解析コード(FPAC)」(NFK-8011改11平成21年原子燃料工業株式会社)に示されている。また、55GWd/t燃料導入に係る原子炉設置変更許可申請において、高燃焼度用FPACコードの妥当性が確認されている。 ・ 今回の設工認申請で行う燃料棒強度評価の用途、適用範囲が、上述の妥当性確認範囲内にあることを確認している。

2.2 MSC NASTRAN Ver.70

2.2.1 MSC NASTRAN Ver.70 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名
	MSC NASTRAN
開発機関	The MacNeal-Schwendler Corporation (現 MSC.Software Corporation)
開発時期	1971 年 (一般商業用リリース)
使用したバージョン	Ver.70
使用目的	3次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2次元有限要素法 (はり要素) による B型燃料集合体強度評価
コードの概要	<p>有限要素法を用いた MSC NASTRAN は、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は 1965 年、現在の米国 MSC.Software Corporation の前身である米国 The MacNeal-Schwendler Corporation の創設者、マクニール博士とシュウェンドラー博士が、当時 NASA(The National Aeronautics and Space Administration)で行なわれていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムは NASTRAN(NASA Structural Analysis Program) と命名され、1971年に The MacNeal-Schwendler Corporation から MSC NASTRAN として一般商業用にリリースされた。</p> <p>以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。</p> <p>また各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。</p>
検証(Verification) 及び 妥当性確認(Validation)	<p>MSC Nastran Ver.70 は汎用市販コードであり、燃料集合体の 3次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2次元有限要素法 (はり要素) による強度評価に使用している。</p> <p>【検証(Verification)】</p> <p>本解析コードの検証の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> 材料力学分野における一般的な知見により解を求めることができる体系について、3次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2次元有限要素法 (はり要素) による応力解析に関する理論モデルによる理論解との比較を行い、解析解が理論解と一致することを確認している。

<p style="text-align: center;"> 検証(Verification) 及び 妥当性確認(Validation) </p>	<ul style="list-style-type: none"> ・ 本解析コードの運用環境について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】</p> <p>本解析コードの妥当性確認の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 本解析コードは、国内外の航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。 ・ 開発機関が提示するマニュアルにより、今回の設工認申請で使用する3次元有限要素法（ソリッドモデル）及び2次元有限要素法（はり要素）に本解析コードが適用できることを確認している。 ・ 「燃料集合体機械特性試験」としてフルスケールの重量模擬体を用いて横剛性試験、縦剛性試験及び振動試験を行い、燃料集合体の固有振動数及び剛性値を取得した。また、燃料棒及び制御棒案内シンプルに貼付したひずみゲージにより各部のひずみを測定した。取得した剛性値、振動数及びひずみの試験結果と解析結果の比較を行うことで適切に模擬できていることを確認している。
--	--

燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性
その他の性能に関する説明書

設計及び工事計画認可申請添付資料 4

川内原子力発電所第 1 号機

目 次

	頁
1. 概 要	4 (1) - 1
2. 構成材料の概要	4 (1) - 2
3. 二酸化ウラン	4 (1) - 11
3.1 耐熱性	4 (1) - 11
3.2 耐放射線性	4 (1) - 11
3.2.1 二酸化ウランペレットの照射焼きしまり	4 (1) - 12
3.2.2 二酸化ウランペレットのスエリング	4 (1) - 12
3.2.3 FP ガスの放出挙動	4 (1) - 13
3.2.4 ペレットリム組織化	4 (1) - 14
3.3 耐食性	4 (1) - 15
3.3.1 二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応	4 (1) - 15
3.3.2 二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応	4 (1) - 16
3.3.3 二酸化ウランペレットと水との反応	4 (1) - 16
4. ガドリニア入り二酸化ウラン	4 (1) - 21
4.1 耐熱性	4 (1) - 21
4.2 耐放射線性	4 (1) - 22
4.3 耐食性	4 (1) - 22
4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応	4 (1) - 22
4.3.2 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応 ..	4 (1) - 23
4.3.3 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと水との反応	4 (1) - 23
5. Sn-Fe-Cr-Nb-Ni 系ジルコニウム基合金 (NDA)	4 (1) - 26
5.1 耐熱性	4 (1) - 26
5.2 耐放射線性	4 (1) - 26
5.2.1 機械的性質	4 (1) - 27
5.2.2 疲労特性	4 (1) - 28
5.2.3 クリープ特性	4 (1) - 28
5.2.4 照射成長	4 (1) - 29

5.3	耐食性	4 (1) - 29
5.3.1	酸化腐食による影響	4 (1) - 30
5.3.2	水素吸収による影響	4 (1) - 30
5.4	その他の性能	4 (1) - 31
5.4.1	耐 PCI 性	4 (1) - 31
5.4.2	耐摩耗性	4 (1) - 31
5.4.3	高温特性	4 (1) - 32
6.	Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金 (ジルカロイ-4)	4 (1) - 42
6.1	耐熱性	4 (1) - 42
6.2	耐放射線性	4 (1) - 42
6.3	耐食性	4 (1) - 42
6.3.1	酸化腐食による影響	4 (1) - 43
6.3.2	水素吸収による影響	4 (1) - 43
7.	析出硬化型ニッケル基合金 (718 合金、)	4 (1) - 47
7.1	耐熱性	4 (1) - 47
7.2	耐放射線性	4 (1) - 47
7.3	耐食性	4 (1) - 48
8.	ニッケル・クロム・鉄合金 	4 (1) - 52
8.1	耐熱性	4 (1) - 52
8.2	耐放射線性	4 (1) - 52
8.3	耐食性	4 (1) - 52
9.	オーステナイト系ステンレス鋼	4 (1) - 53
9.1	耐熱性	4 (1) - 53
9.2	耐放射線性	4 (1) - 53
9.3	耐食性	4 (1) - 53
10.	参考文献	4 (1) - 58

1. 概 要

本資料は、「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則」第 23 条及び「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈」に基づき、17 行 17 列 B 型燃料集合体（ウラン燃料）（以下「燃料集合体」という。）の各材料の耐熱性、耐放射線性、耐食性その他の性能を述べるものである。

2. 構成材料の概要

燃料集合体の材料は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時を含むプラントの使用条件の下で、燃料寿命中その健全性が維持されるよう選定している。燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分を第 2-1 表に示す。また、燃料集合体の主な構成部品の材料の機械的性質を第 2-2 表に示す。

第2-1表 燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分(2/5)

構成部品	材料の種類	主成分(wt%)		不純物(ppm)										
・燃料被覆材	Sn-Fe-Cr-Nb-Ni系ジルコニウム合金(注5)	Sn	0.90/1.15		≦			≦			≦			
		Fe	0.24/0.30		≦			≦			≦			
		Cr	0.13/0.19		≦			≦			≦			
		Nb	0.08/0.14		≦			≦			≦			
		Ni	0.007/0.014		≦			≦			≦			
		O			≦			≦						
		Zr	残部	X										
・燃料被覆材 端 栓	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム 合金(注6) ASTM B351 Grade R60804 (JIS H4751 ZrTN 804D 相当)	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270					
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50					
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20					
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80					
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50					
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100							
		X		X										
・制御棒案内 シンプル ・炉内計装用 案内シンプル	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム 合金(注6) ASTM B353 Grade R60804	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270					
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50					
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20					
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80					
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50					
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100							
		X		X										
・制御棒案内 シンプル用 下部端栓 ・カラー	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム 合金(注6) ASTM B351 Grade R60804	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270					
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50					
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20					
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80					
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50					
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100							
		X		X										

第 2-1 表 燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分(3/5)

構成部品	材料の種類	主成分(wt%)		不 純 物(ppm)					
・ 中間部 支持格子	Sn-Fe-Cr 系 ジルコニウム 合金 ^(注6)	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80
・ ストッパー	ASTM B352	O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50
	Grade R60804	Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100	X	

第 2-1 表 燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分(4/5)

構成部品	材料の種類	化学成分(wt%)						
		Ni		Cr		Mo		
・最上部支持格子	析出硬化型 (注7)	Ni	50.00/55.00	Cr	17.00/21.00	Mo	2.80/3.30	
		Nb	4.75/5.50	Ti	0.65/1.15	Al	0.20/0.80	
・最下部支持格子	ニッケル基合金	C	≦ 0.08	Mn	≦ 0.35	Si	≦ 0.35	
		P	≦ 0.015	S	≦ 0.015	Co	≦ 1.00	
・上部ノズル 押さえばね	AMS 5596	B	≦ 0.006	Cu	≦ 0.30	Ta	≦ 0.05	
		Fe	残部					
・下部プレナム コイルばね	析出硬化型 (注8) ニッケル基合金 AMS <input type="text"/>	Ni	≧ <input type="text"/>	Cr	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	
		<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>					
・クランプスクリュー	ニッケル・クロ ム・鉄合金 (注9) ASTM <input type="text"/> <input type="text"/>	Ni	≧ <input type="text"/>	Cr	<input type="text"/>	Fe	<input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>			
・上部プレナム コイルばね	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS <input type="text"/> <input type="text"/>	Ni	<input type="text"/>	Cr	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	C	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>					
・上部ノズル ・下部ノズル	オーステナイト 系ステンレス 鋼 鋼 <input type="text"/> <input type="text"/>	Ni	<input type="text"/>	Cr	<input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	C	≧ <input type="text"/>	
		<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>	<input type="text"/>	≧ <input type="text"/>			

第2-1表 燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分(5/5)

構成部品	材料の種類	化学成分 (wt%)				
・ 押さえ板	オーステナイト系ステンレス鋼	Ni	[]	Cr	[]	[] ≤ []
		[] ≤ []	[] ≤ []	C	≤ []	
	JIS []	[] ≤ []	X			
	[]					
・ 連結棒	オーステナイト系ステンレス鋼	Ni	[]	Cr	[]	[] ≤ []
		[] ≤ []	[] ≤ []	C	≤ []	
	JIS []	[] ≤ []	X			
	[]					
・ スリーブ	オーステナイト系ステンレス鋼	Ni	[]	Cr	[]	[] ≤ []
		[] ≤ []	[] ≤ []	C	≤ []	
	JIS [] [] 又は JIS []	[] ≤ []	X			
	[]					
・ リベット	オーステナイト系ステンレス鋼	Ni	[]	Cr	[]	[] ≤ []
		[] ≤ []	[] ≤ []	C	≤ []	
	JIS []	[] ≤ []	X			
	[]					
・ 上部リングナット ・ シンプルスクリュー ・ ロッキングカップ	オーステナイト系ステンレス鋼	Ni	[]	Cr	[]	[] ≤ []
		[] ≤ []	[] ≤ []	C	≤ []	
	JIS []	[] ≤ []	X			
	[]					

(注1) 以下「二酸化ウランペレット」という。

(注2) 以下「ガドリニア入り二酸化ウランペレット」という。

(注3) タイプ I はガドリニア濃度 10wt%を示す。

タイプ II はガドリニア濃度 6wt%を示す。

(注4) 不純物の総中性子吸収をボロン量で換算したもの。

(注5) 豊富な照射実績を持つジルカロイ-4 をベースに、耐食性向上のために Sn 含有量を低下させるとともに Nb 及び Ni を微量添加し、さらに、機械的強度を

補償するために Fe 及び Cr 含有量を若干増やした Sn-Fe-Cr-Nb-Ni 系ジルコニウム基合金。以下「NDA」という。

(注 6) 以下「ジルカロイ-4」という。なお、燃料被覆材端栓の材料は、JIS H4751 ZrTN 804D の規定から Nb 及び Ca の化学成分を除外して、JIS H4751 ZrTN 804D 相当と記載している。

(注 7) 以下「718 合金」という。

(注 8) 以下「」という。

(注 9) 以下「」という。

第 2-2 表 燃料集合体の主な構成部品の材料の機械的性質(1/2)

構成部品	材料の種類	項目	規定値
・燃料被覆材	NDA	(高温引張試験：385℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq 310 MPa \geq □ %
・燃料被覆材端栓 ^(注1)	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
		(高温引張試験：316℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・制御棒案内 シムブル	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・中間部支持格子	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 圧延方向 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
		圧延方向に対して直角方向 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・最上部支持格子 ・最下部支持格子	718 合金	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %

第 2-2 表 燃料集合体の主な構成部品の材料の機械的性質 (17 行 17 列型) (2/2)

構成部品	材料の種類	項目	規定値
<ul style="list-style-type: none"> ・ 上部ノズル ・ 下部ノズル 	オーステナイト 系ステンレス 鋼 casting	(常温引張試験：室温 ^(注2))	
		引張強さ	\geq □ MPa
		耐 力	\geq □ MPa
	伸 び	\geq □ %	

(注 1) 端栓の引張試験は室温又は高温のいずれかで実施する。

(注 2) 室温の定義は適用する引張試験規格で異なる。ASTM E8 を適用する場合には 10~38°C、JIS Z2241 を適用する場合には 10~35°Cである。

3. 二酸化ウラン

3.1 耐熱性

二酸化ウランは螢石(CaF_2)型面心立方の結晶構造を持ち、溶融点は未照射時において約 $2,800\sim 2,860^\circ\text{C}$ といわれている。第 3-1 図に示すとおり、二酸化ウランの溶融点は核分裂生成物の蓄積により低下するといわれている。一方、燃焼率（以下「燃焼度」という。）約 $30,000\text{MWd/t}$ 程度までは、溶融点の燃焼による低下は小さいという結果も得られている⁽¹⁾。ここでは、燃料温度評価を安全側とするため、データの下限をとり燃焼に伴う溶融点の変化を $10,000\text{MWd/t}$ 当たり 32°C の低下とする。未照射で $2,800^\circ\text{C}$ とすると $71,000\text{MWd/t}$ で約 $2,570^\circ\text{C}$ となるが、この溶融点まで金相学的に安定な単一相として存在する。

なお、 $55,000\text{MWd/t}$ 燃料集合体では $48,000\text{MWd/t}$ 燃料集合体で採用している二酸化ウランペレットのペレット密度^(注1)（約 $95\%\text{T.D.}$ ）をより高くした高密度ペレットを採用しているが、ペレット密度が増加してもペレット内気孔率が低下するだけで結晶構造は変わらないため、溶融点への影響はない。

燃料要素（以下「燃料棒」という。）の設計及び炉心の熱水力設計に当たっては燃料中心最高温度が、二酸化ウランの溶融点未満となるようにする。

二酸化ウランペレットは、 $1,600^\circ\text{C}$ 以上で容易に塑性変形するといわれている⁽²⁾が、ペレット熱膨張による燃料被覆材（以下「被覆管」という。）の応力は、周方向が最大となり、二酸化ウランペレットの塑性変形による軸方向への逃げがないとした場合の方が厳しい評価となるため、燃料棒の設計に当たっては、安全側に塑性変形を考慮しないとした上で、被覆管応力等が設計基準を満足するようにする。

3.2 耐放射線性

二酸化ウラン中の U-235 は原子炉運転時に熱中性子を吸収し、核分裂する。

二酸化ウランペレットには照射により焼結時の気孔が一部消滅することによって焼きしまり現象が発生し、その体積が収縮する。また、一回の核分裂により、約 0.3 個の気体状核分裂生成物（以下「FP ガス」という。）と約 1.7 個の固体状核分裂生成物が生じ、これらが二酸化ウランペレット中に蓄積することによって体積増大すなわちスエリングが発生する。その結果、原子炉運転中二酸化ウラ

(注 1) ペレットは二酸化ウラン粉末の焼結体であり、ペレット焼結時に気孔が生じる。そのため、ペレット密度は二酸化ウランの理論密度（気孔がない場合の密度。Theoretical density : T.D. 二酸化ウランでは 10.96g/cm^3 ）より小さくなり、理論密度に対する比として定める。

ンペレットには焼きしまりによる体積減少とスエリングによる体積増大が重畳し、その体積（すなわち寸法）が変化する。

また、FP ガスのほとんどがペレット中に捕獲されているが、その一部がペレット外へ放出される。これらの挙動を計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.2.2 項(4)に示す。）設計評価に反映している。

さらに、高燃焼度域まで照射されたペレット外周部には高気孔率組織（リム組織）が形成される。

3.2.1 二酸化ウランペレットの照射焼きしまり

二酸化ウランペレットの焼きしまり現象は、二酸化ウランペレット内に焼結時形成される微細な気孔が照射中に消滅することによって発生する。この現象は、照射により二酸化ウランペレット中の原子が移動しやすくなることによる気孔の消滅の加速⁽³⁾、あるいは核分裂片の気孔への衝突による気孔の収縮⁽⁴⁾によると考えられている。

ペレット照射に伴う密度変化データを第 3-2 図に示すが、高燃焼度域では高密度ペレットと約 95%T.D.ペレットの密度は同等となり、高密度ペレットの燃料寿命初期での焼きしまりは小さいと考えられる。このため、高密度ペレットの焼きしまりが約 95%T.D.ペレットに比較して小さいことを計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.2.2 項(2)c.に示す。）設計評価に反映している。

3.2.2 二酸化ウランペレットのスエリング

スエリングは核分裂生成物の二酸化ウランペレット内への蓄積に起因する現象であり、前記第 3-2 図に示したとおり、燃焼に伴い密度が減少する（あるいは、体積が増加する）現象である。

燃焼とともに蓄積する固体状核分裂生成物により起こる固体スエリングは燃焼度に比例して一定の割合で進行すると考えられている⁽⁵⁾。

また FP ガス（Xe,Kr 等）は、二酸化ウランペレット中での溶解度が小さく、低燃焼度において飽和するので、結晶粒界、転位等に捕捉され集積することにより気泡として析出する。ガスバブルスエリングは、これらの気泡の移動→集積→成長により起こるといわれている。

低温度領域においては、ガス原子あるいは気泡の移動量が小さく、したがってガス原子の集積に伴うガスバブルスエリングは小さい。高温領域においては、気泡の移動→集積→成長が起りやすく、ガスバブルスエリングは

大きくなる。更に高温になるとガス原子のペレット外への放出(いわゆる FP ガス放出)によりガスバブルスエリングは小さくなる傾向にある⁽⁵⁾。

また、前記第 3-2 図には、93~97%T.D.ペレットの照射に伴う密度変化とともに、NFIR(Nuclear Fuel Industry Research)プログラム^(注1)にてハルデン炉^(注2)で照射された 97%T.D.ディスク状高密度燃料の密度変化を示している。これからも、高密度ペレット燃料が局所燃焼度約 80,000MWd/t まで 95%T.D.ペレットと同様な密度変化を示していることが分かる。

以上から、高密度ペレットのスエリング率は約 95%T.D.ペレットと同じとする。

3.2.3 FP ガスの放出挙動

FP ガスの放出挙動は、リコイル・ノックアウト^(注3)による放出及び高温で顕著となる拡散による放出に分けられる。

ウランの核分裂の結果、FP ガスがペレット中に生成される。そのほとんどがペレット中に捕獲されているが、一部がペレット外に放出される。第 3-3 図に示した二酸化ウランペレット及びガドリニア入り二酸化ウランペレットの FP ガス放出率データから、高燃焼度域まで高出力で運転された試験燃料棒は FP ガス放出率が高いが、同じく同図に示したように通常レベルで運転された商業炉での燃料棒では、放出率は高燃焼度領域においても高々約 4%程度であり、燃焼に伴う FP ガス放出率の顕著な増大はない。

なお、ペレット密度が増加するとペレット外に通じる開気孔^(注4)の割合が低下し、比表面積が低下するため、リコイル・ノックアウトによる FP ガス放出率は低下する。また、比表面積の低下に伴い、放出経路が少なくなることから、拡散による FP ガス放出率は低下するが、ペレット密度が増加すると FP ガスを捕獲する焼結時の気孔が少なくなることから、結晶粒界への移動が増加し、拡散による FP ガス放出率は増加する。これらより、それぞ

(注 1) 米国電力研究所(EPRI)主催の国際プログラムであり、軽水炉燃料に関する研究を行っている。

(注 2) ノルウェーにある重水減速/冷却型試験炉

(注 3) リコイル(反跳)放出は、ペレットの表面近くで生成した FP ガスが反跳エネルギーによって直接ペレットから燃料棒内に放出されることをいう。また、ノックアウト(はじき出し)放出は、ペレット表面近くにある FP ガスが、核分裂片による衝突等により放出されることをいう。

(注 4) ペレット表面に開口した気孔

れの因子に応じた影響が考えられるが、前述の第 3-3 図より、ペレット初期密度が違っていても FP ガス放出率に有意な差は見られない。これより、ペレット初期密度を増加させた場合の FP ガス放出率の影響は無視できる程度と考えられるため高密度ペレットの FP ガス放出モデルは、約 95%T.D. ペレットと同じとする。

なお、燃料棒の設計に当たっては、上記の耐放射線性に関する事項を考慮した上で、強度評価を行う各項目がすべて設計基準を満足するようにする。

3.2.4 ペレットリム組織化

二酸化ウランペレットの外周部（リム部）では燃焼の進行に伴うプルトニウム(Pu)の生成及び FP ガスの蓄積により、第 3-4 図に示したような FP ガス気泡の析出と結晶粒界が不明瞭となる微細組織変化が観察されている（以下「リム組織」という。）。このようなリム組織、すなわち気孔率の増加した組織は、ある燃焼度を超えると形成される。

（財）電力中央研究所主催の国際共同研究プログラム（リムプロジェクト^(注1)）でディスク状ペレットの照射試験により得られた、リム組織形成に対する照射温度及び燃焼度の条件を示すデータを第 3-5 図に示すが、リム組織は 50～55MWd/kgU 以上の燃焼度及び 1,100℃以下の温度条件で形成されている（但し、非拘束条件の下、一定温度で照射されたディスク状ペレットでの結果であり、拘束条件下では異なる可能性がある）。

このリム組織では高气孔率となることから、熱伝導率及び FP ガス放出挙動にその影響が及ぶ可能性が考えられる。しかし現時点で得られている知見では、熱伝導率については組織変化の前後で熱拡散率が大きく変化しないことが上述のディスク状ペレットによる照射試験結果に基づき報告されており⁽⁶⁾、またリム組織において FP ガスが保持されていることが商業炉で高燃焼度まで照射されたペレットの蛍光 X 線分析(XRF)の結果⁽⁷⁾から確認されている。

以上のように、通常のペレットでは、ディスク状ペレットよりも表面積が小さいため、高燃焼度域でリム組織は顕著でないと考えられるため、強度計算においては、リム組織形成によるペレット物性への影響を各モデルに組み

(注 1) 電力中央研究所の主催のもと、国内電力会社、燃料メーカ（三菱重工業、原子燃料工業、日本核燃料開発）並びに国外から EDF（仏）、EPRI（米）、スウェーデン電力 SKI、超ウラン元素研究所 [ITU]（独）、IFE（ノルウェー）の参加・協力を得て実施された国際共同研究である。

込まない。

3.3 耐食性

燃料棒内に組み込まれた二酸化ウランペレットは、充填ガス(ヘリウム)、NDA被覆管、上部プレナムコイルばね(ステンレス鋼)及び押さえ板(ステンレス鋼)と接触しており、被覆管に破損が生じた場合には、1次冷却材と接触する可能性がある。

二酸化ウランとステンレス鋼との反応は安定であり⁽⁸⁾、加圧水型軽水炉(以下「PWR」という。)燃料の照射後試験において反応は認められていない⁽⁹⁾ことから、二酸化ウランペレットと上部プレナムコイルばね及び押さえ板とは安定に共存する。

3.3.1 二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応

ジルコニウム基合金と二酸化ウランが接触した場合、照射により過剰になった二酸化ウラン中の酸素がジルコニウム中に拡散し、被覆管内面酸化膜(ZrO_2)が形成される。さらに、両者が強く接触するようになるとジルコニウム酸化層へのウランの拡散により、ジルコニウム酸化層は $(Zr,U)O_2$ 固溶体となり、これがボンディング層を形成して、強固なペレット-被覆管の固着の原因となる⁽¹⁰⁾。これらは、被覆管の腐食及び PCI^(注1)へ影響を及ぼす可能性が考えられる。

しかしながら、二酸化ウランペレットとジルコニウムを密着させ 510°Cで約 500 日以上保持した場合においても反応は生じないことが報告されている⁽²⁾。通常運転中においてペレットと被覆管及び燃料被覆材端栓の接触面の温度が長期間にわたって 500°Cを超えないことから、反応は小さいと考えられる。

(注 1) 燃料棒の出力を上昇させると、ペレットと被覆管の熱膨張差によってペレットが被覆管を押し広げるような機械的相互作用(PCMI; Pellet-Clad Mechanical Interaction)が生じる。また、燃料棒内に腐食性 FP ガスであるヨウ素等が放出され、被覆管に応力腐食割れが発生する場合がある。このような相互作用をペレット-被覆管相互作用(PCI; Pellet-Clad Interaction)という。

また、ハルデン炉において燃料棒平均燃焼度 55,000MWd/t まで照射された燃料棒の被覆管内面観察によれば、低 Sn ジルカロイ-4 被覆管^(注1)と NDA 被覆管とで、被覆管内面酸化膜の状態に差は認められていない⁽¹¹⁾。また、燃料棒平均燃焼度約 69,000MWd/t まで照射されたジルカロイ-4 被覆管において、過度の内面酸化膜は観察されていない⁽¹²⁾。このことから、想定する照射量の範囲において、NDA 被覆管の内面酸化は燃料棒の健全性を確保する上で影響は小さい。

なお、NDA 被覆管と二酸化ウランペレットとの反応は、前記のとおりウラン原子及びジルコニウム原子の拡散によって生ずるものであるため、ペレット密度にはほとんど影響しない。

以上のことから、二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応は設計評価では考慮していない。

3.3.2 二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応

燃料集合体に組み込まれている燃料棒のプレナム部には、燃料棒内を空気からヘリウムに置換し、更にヘリウムが所定の圧力に加圧封入されている。ヘリウムは不活性ガスであり、二酸化ウランペレットと反応することはない。ヘリウム置換後もわずかに空気が燃料棒内に残存するが、前述の工程で製造された燃料棒の照射後試験⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾の結果、二酸化ウランペレットが空気の成分と反応し変化した事象は認められていない。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

3.3.3 二酸化ウランペレットと水との反応

原子炉内使用時に被覆管に貫通欠陥が生じたり、破損を生じたりした場合には、1次冷却材が燃料棒内に浸入し、二酸化ウランペレットとの反応の可能性が考えられる。

二酸化ウランは、酸素対ウラン比が 1.75 から 2.3~2.4 の広い範囲で結晶構造（蛍石(CaF₂)型面心立方の結晶構造)に変化がなく、その格子定数測定データから酸素対ウラン比の増加に伴い体積がわずかに減少することが知られている⁽¹⁵⁾。

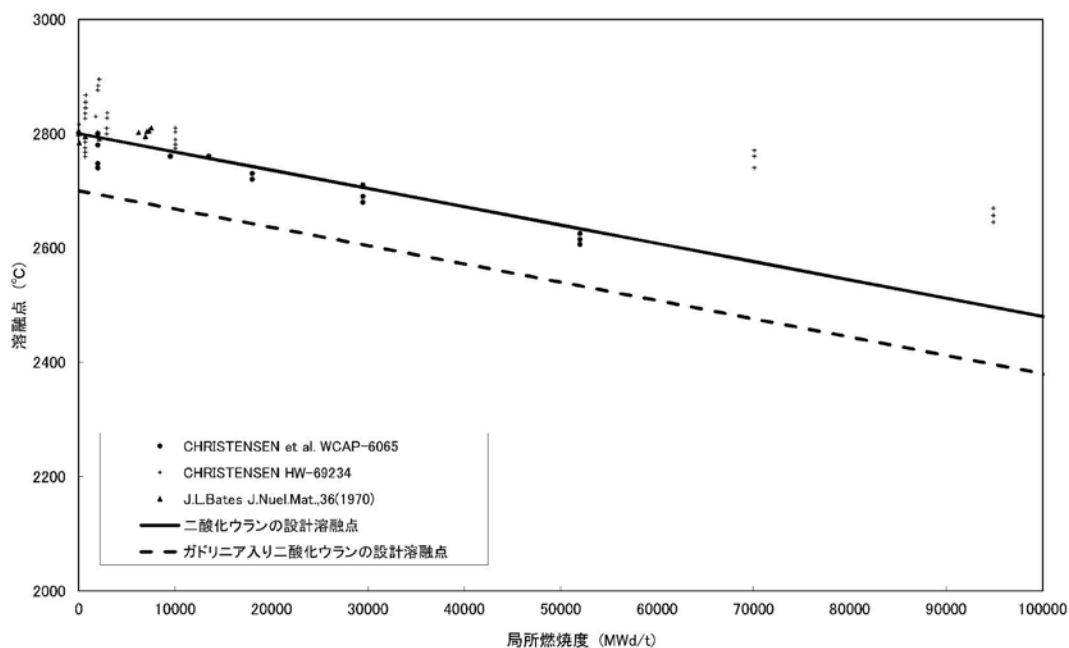
約 340°C の高温水中での二酸化ウランペレットの挙動については、環境水

(注 1) 耐食性向上をねらって、規格の範囲内 (1.20wt%~1.70wt%) で Sn 含有量を低下させ、含有量を 1.3wt% 近傍としたジルカロイ-4 被覆管

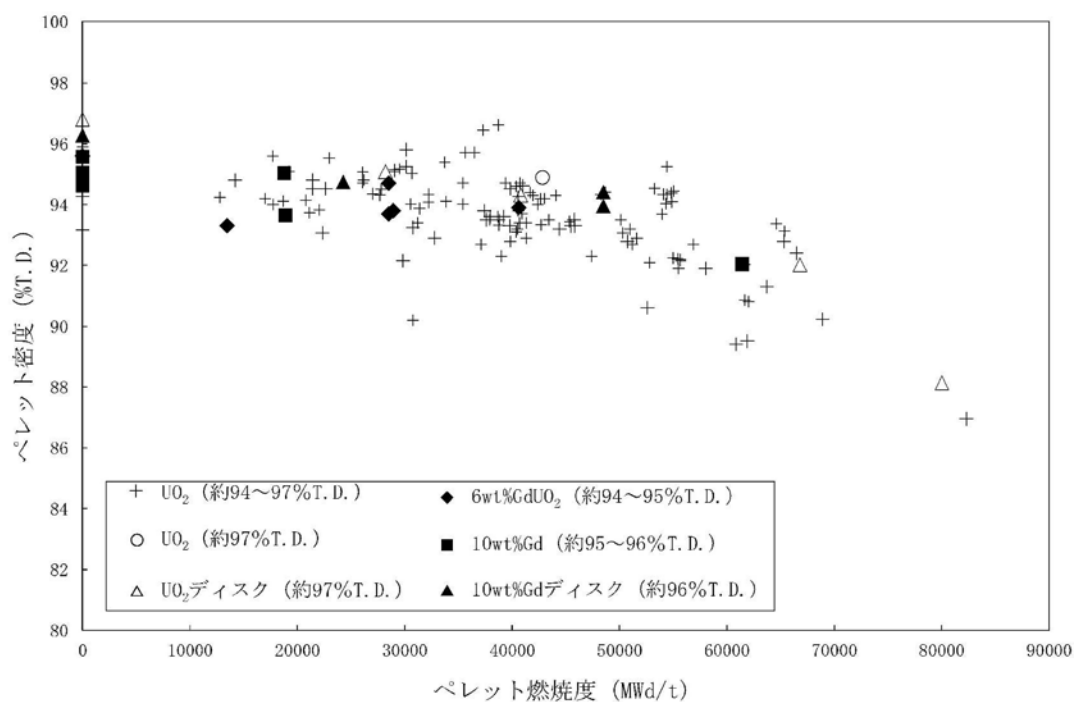
中の溶存酸素量に依存することが明らかにされており、0.01ppm 程度の低酸素量領域では腐食は認められないことが知られている⁽¹⁶⁾。さらに、同様な高温水中での約 1 年間の浸漬試験において、その質量増加は約 0.03% であることが報告されており⁽²⁾、この量は酸素対ウラン比に換算して約 0.005 程度の増加であり、小さい。二酸化ウランペレット密度が高くなっても、結晶構造及び格子定数が変わらないことから、水との反応も約 95%T.D.の二酸化ウランペレットと同等である。したがって酸素対ウラン比がこの程度の変化であれば、ペレットの構造が変化したり、体積が増加することはない。

実際に燃料が使用される 1 次冷却材中の溶存酸素量は 5ppb 以下に管理されており、1 次冷却材中において二酸化ウランペレットと反応しないと考えられる。

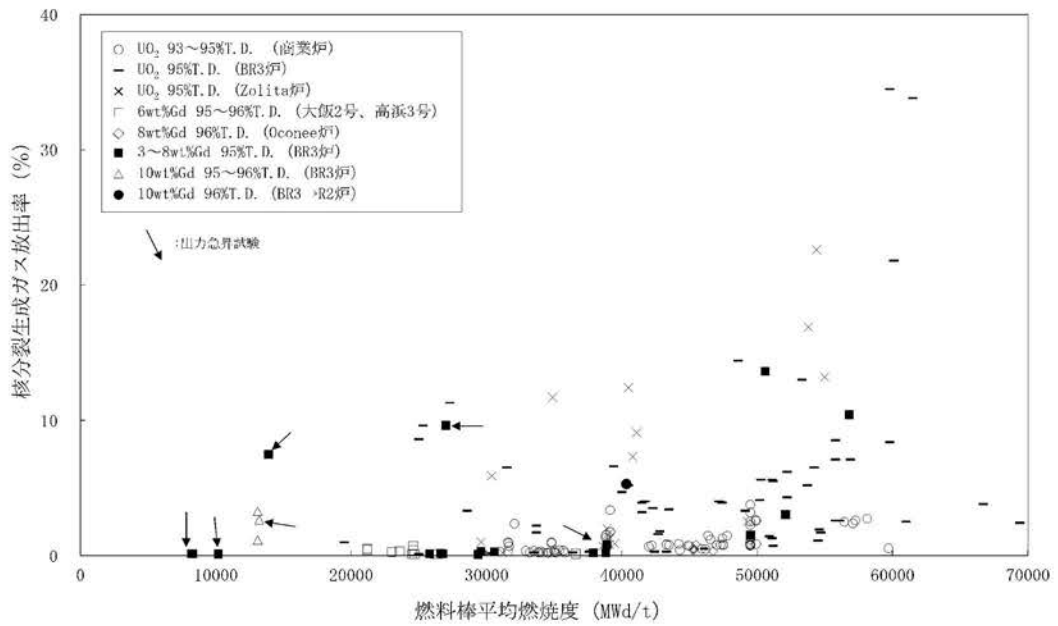
二酸化ウランペレットと 1 次冷却材との化学反応における放射線による影響として、1 次冷却材の放射線分解により発生する酸素が二酸化ウランペレットとの反応を促進させる可能性が考えられるが、PWR では 1 次冷却材に水素注入を行い酸素の発生を抑制しているため、照射による反応促進への影響はない。



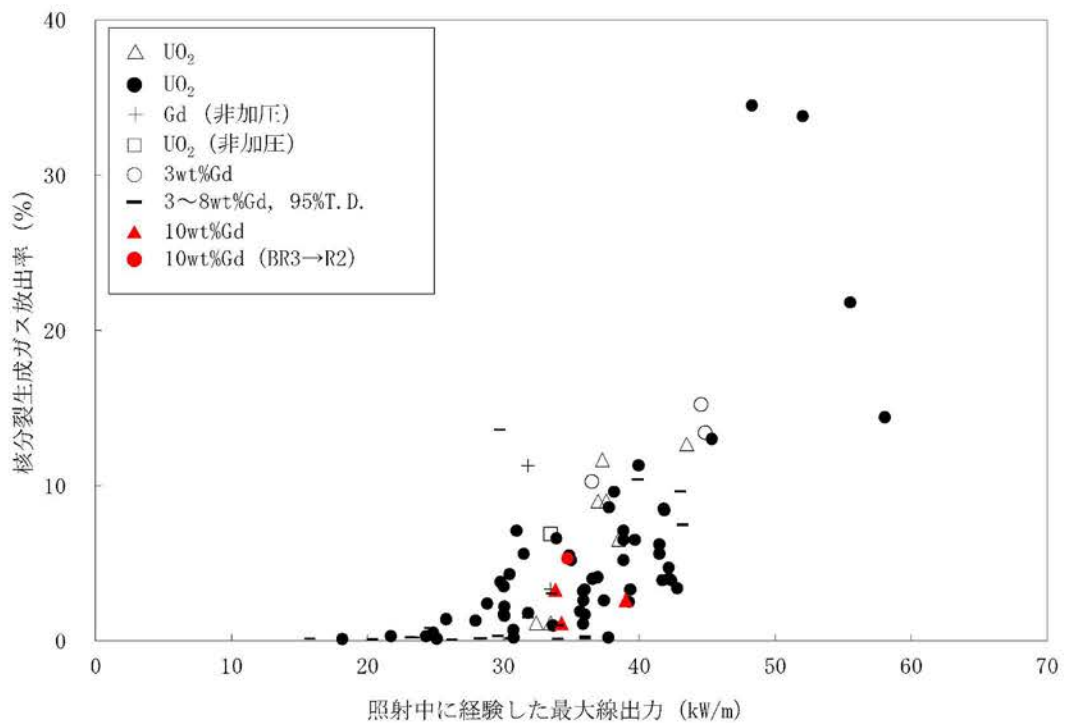
第3-1図 二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランの溶融点⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾



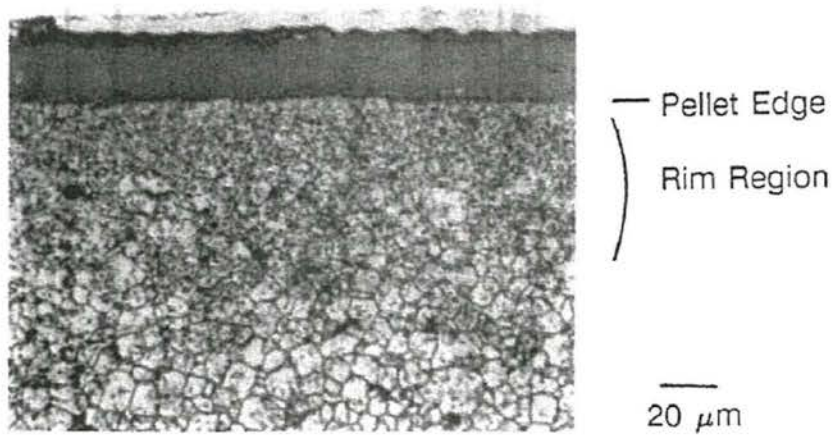
第3-2図 ペレット密度の燃焼に伴う変化⁽²⁰⁾



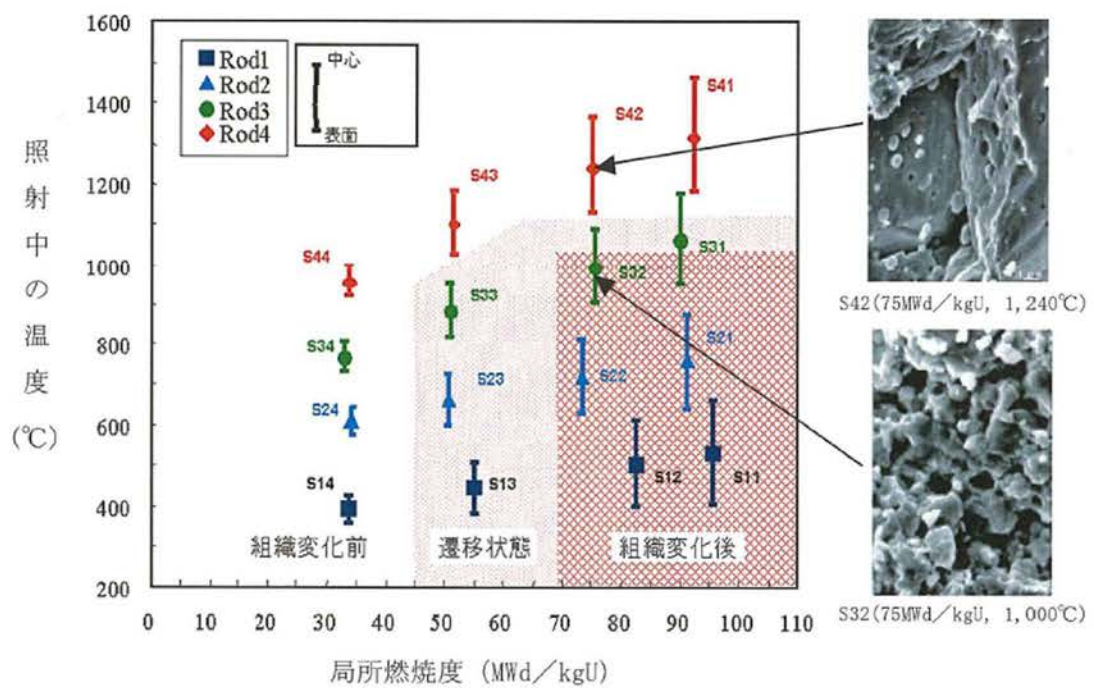
第3-3図 (1)二酸化ウランペレット及びガドリニア入り二酸化ウランペレットのFPガス放出率⁽²⁰⁾



第3-3図 (2)二酸化ウランペレット及びガドリニア入り二酸化ウランペレットのFPガス放出率と線出力密度の関係⁽²⁰⁾



第3-4図 リム組織金相観察例(21)



第3-5図 リム組織形成のための温度及び燃焼度
(拘束力を受けない条件下でのディスク状二酸化ウランペレットの等温照射) (22)

4. ガドリニア入り二酸化ウラン

4.1 耐熱性

ガドリニア(Gd_2O_3)は、常温では二酸化ウランと異なる体心立方型の結晶構造を有しているが、二酸化ウランと混合し還元雰囲気中で焼結することによりウラン(U)原子とガドリニウム(Gd)原子が置き換わった置換型の固溶体を形成する。この固溶体は、二酸化ウランと同じ蛍石(CaF_2)型面心立方の結晶構造であり、溶融点までは熱的に安定な相を形成する。

ガドリニア入り二酸化ウランの未照射時の溶融点は、ガドリニアの濃度が増加するに従って二酸化ウランの溶融点より低下することが報告されている(23)(24)(25)。

原子燃料工業の実施した実験では、第4-1図に示すように、Wadaらのデータに近い溶融点を示している(20)。これら実験結果を考慮し、未照射ガドリニア入り二酸化ウラン(ガドリニア濃度10wt%以下)の設計上の溶融点はWadaらのデータの下限值を基に2,700°Cとする。

また、燃焼による溶融点の低下に関しては、ガドリニア濃度が2wt%までの領域では、U原子とGd原子が置き換った置換型の固溶体であるガドリニア入り二酸化ウランと二酸化ウランは同じ挙動を示している(1)。さらに、ガドリニア濃度が2wt%を超える領域において、ガドリニウムは中性子照射を受けてもほかのガドリニウムの同位体に変化するだけで他元素への変換はなく、結晶構造は変わらないため、ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点の燃焼度依存性は、前記第3-1図に示したとおり、二酸化ウランの場合と同じ傾向を示すと考えられる。

したがって、燃料温度評価においては二酸化ウランと同様に燃焼に伴う溶融点の変化を10,000MWd/t当たり32°Cの低下とする。

ガドリニア入り二酸化ウランペレットでは、燃料寿命初期においてガドリニウムの中性子吸収効果により出力は低く、その後ガドリニウムの燃焼に伴い出力は高くなり、約10,000MWd/tにおいて最大出力となる。このときの溶融点は約2,660°Cとなる。

なお、3.1項で述べたとおり、ペレット密度が増加した場合の溶融点への影響はない。

燃料棒の設計及び炉心の熱水力設計に当たっては燃料中心最高温度が、ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点未満となるようにする。

4.2 耐放射線性

ガドリニア入り二酸化ウランペレットの照射に伴う密度変化を二酸化ウランペレットの密度変化と併せて前記第 3-2 図に示す。約 10wt%のガドリニアの添加によってもペレット焼きしまり及びスエリング挙動に大差なく、二酸化ウランペレットと同等な照射挙動である。

また、高出力で高燃焼度まで運転された BR3 炉^(注1) 及び ZORITA 炉^(注2) で試験燃料棒、及び商業炉において通常レベルで運転された燃料棒等の FP ガス放出率を前記第 3-3 図(1)に示す。ガドリニア入り二酸化ウランペレットでは、ガドリニア添加によるペレット熱伝導率低下からペレット温度上昇等が FP ガス放出挙動に影響すると考えられるが、ガドリニア添加により FP ガス放出率が過大とはなっていない。さらに、同図で 10wt%ガドリニア入り二酸化ウランペレットに関しては放出率が大きめであるが、照射中に経験した最大線出力密度で整理した前記第 3-3 図(2)に示すように、この当該ペレットは二酸化ウラン燃料棒の FP ガス放出率が増加している出力を経験していることから出力の影響と判断できる。なお、3.2 項で述べたとおり、ペレット密度が増加した場合に、焼きしまりは小さくなるが、スエリング率への影響はなく、FP ガス放出への影響も無視できる程度と考えられる。以上より、高密度ペレットにおいてはスエリング率及び FP ガス放出モデルは約 95%T.D.ペレットと同じとし、焼きしまりが小さいことを計算モデルに組み込んで(添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.2.2 項(2)c.に示す。) 設計評価に反映している。

4.3 耐食性

燃料棒内に組み込まれたガドリニア入り二酸化ウランペレットは、充填ガス、NDA 被覆管、上部プレナムコイルばね及び押さえ板と接触しており、被覆管に破損が生じた場合には、1 次冷却材と接触する可能性がある。これらの内、ペレットと上部プレナムコイルばね及び押さえ板との反応は二酸化ウランと同等と考えられる。

4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応

ガドリニア入り二酸化ウランは、4.1 項で述べたように置換型固溶体を形成して安定である。ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒について、原子燃料

(注 1) ベルギーにある 3 ループ型 PWR 商業炉

(注 2) スペインにある 1 ループ型 PWR 商業炉

工業製燃料に対して実施した照射試験結果では、二酸化ウラン燃料棒に比べて被覆管内面酸化の増加は観察されていない⁽²⁶⁾。したがって、ガドリニア入り二酸化ウランペレットと NDA 被覆管との反応は、二酸化ウランペレットと NDA 被覆管が安定に共存する場合と大差はない。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

なお、3.3.1 項で述べたとおり、ペレット密度が増加した場合の共存性への影響はない。

4.3.2 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応

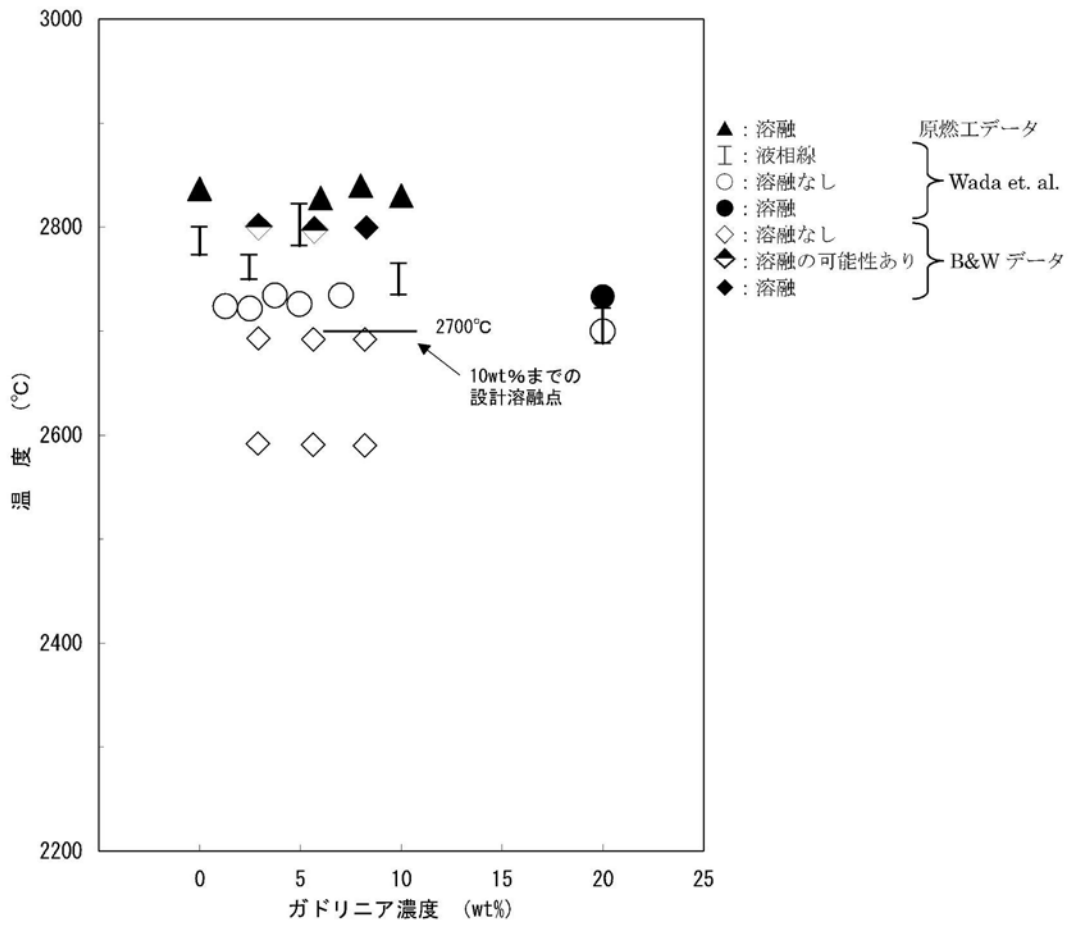
3.3.2 項で述べたとおり、ヘリウムは不活性ガスであり、ガドリニア入り二酸化ウランと反応しない。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

4.3.3 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと水との反応

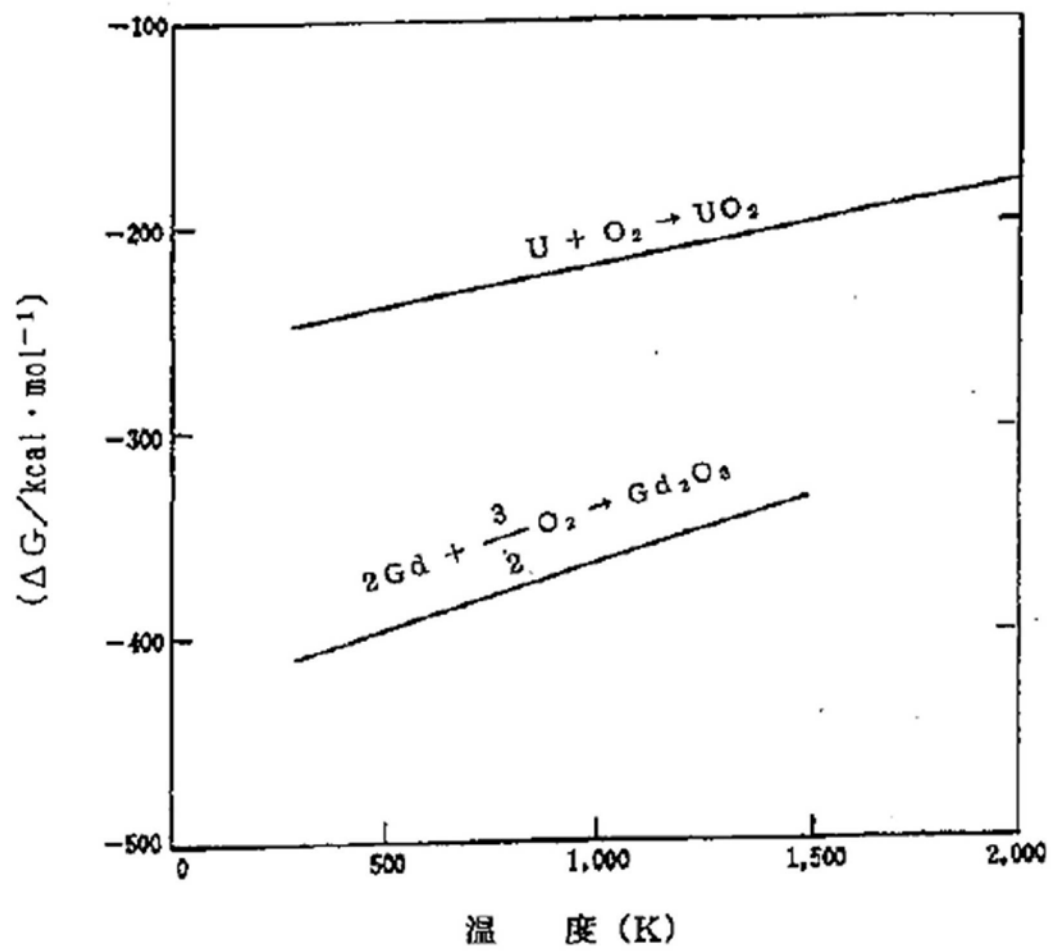
原子炉内使用時に被覆管に貫通欠陥が生じたり、破損を生じたりした場合には 1 次冷却材が燃料棒内に侵入するが、ガドリニア入り二酸化ウランペレットを約 300°C の高温水中に 100 時間以上浸漬しても質量変化、寸法変化はない⁽²⁷⁾ことが確かめられている。

ガドリニア(Gd_2O_3)と水との反応を考えても、第 4-2 図に示すようにガドリニアの標準自由エネルギーは二酸化ウランのそれより小さく、ガドリニアが二酸化ウランより化合物として安定であり、二酸化ウランより高温水と反応することはない。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

なお、3.3.3 項で述べたとおり、ペレット密度が増加した場合の水との反応性への影響はない。



第4-1図 ガドリニア入り二酸化ウランペレットの溶融点⁽²⁰⁾



第 4-2 図 二酸化ウラン及びガドリニアの生成自由エネルギー

5. Sn-Fe-Cr-Nb-Ni 系ジルコニウム基合金 (NDA)

NDA 被覆管は「実用発電用原子炉に使用する燃料体の技術基準に関する規則 (平成 25 年 6 月 28 日原子力規制委員会規則第 7 号)」(以下「原子力規制委員会規則第 7 号」という。) 第 8 条に規定されていない材料であったことから、原子力規制委員会規則第 7 号第 3 条の規定に基づき、特殊加工認可を取得している (平成 18・05・12 原第 20 号)。

NDA 被覆管を本申請の燃料集合体に使用する場合には、以下に示すこれらの特性を適切に反映して燃料集合体の設計を行う必要がある。

なお、本添付資料中に示す NDA 被覆管の照射挙動データには、NDA と NDA-RT の 2 種類のデータがあり、前者は通常組織管、後者は集合組織調整管を指している。集合組織調整管は、被覆管の圧延工程を調整することによって、ジルコニウムの稠密六方晶 C 軸^(注1)の径方向への配向割合を、通常組織管よりも僅かに高めた被覆管であるが、本章で示す被覆管の各特性は同等である。そのため、本申請においては両者を区別しない。

5.1 耐熱性

ジルカロイ-4 の融点は 1,782°C であり、結晶構造が 820°C で α 相から ($\alpha+\beta$) 相へ、また、958°C で ($\alpha+\beta$) 相から β 相に変態する⁽²⁰⁾。

NDA は、ジルカロイ-4 同様、約 98wt% のジルコニウム(Zr)を主成分としているため、それらの材料物性はジルカロイ-4 とほぼ同等である。

NDA の融点及び相変態温度の測定結果を第 5-1 表及び第 5-2 表に示すように、NDA の融点は 1,796°C、 α 相から ($\alpha+\beta$) 相及び ($\alpha+\beta$) 相から β 相への相変態温度はそれぞれ 802°C 及び 937°C であり、いずれも被覆管の異常な過渡変化時の最高温度 (約 °C 以下) よりもかなり高いので、プラントの使用条件の下で融融あるいは相変態が生じることはない。したがって、プラントの使用条件の下で融融あるいは相変態が生じることはないので、当該の挙動を設計評価では考慮していない。

5.2 耐放射線性

NDA 被覆管は、二酸化ウラン燃料と接触して原子炉内に置かれるので、 α 線、 β 線、 γ 線、核分裂片及び中性子の影響を受ける。

α 線及び β 線のような荷電粒子は、金属中を通り抜けるとき、電気的な相互

(注 1) 稠密六方晶に垂直な軸

作用によって原子の軌道電子を引き離すイオン化作用を起こす。また、 γ 線も軌道電子を原子から引き離す作用を起こす。このように α 線、 β 線、 γ 線は、主に金属原子の軌道電子と作用してエネルギーを消失していくので、NDA被覆管の照射損傷に与える影響は軽微である。

核分裂片は、その飛程が限定された近距離にしか及ばないため、二酸化ウラン燃料の表面で起こった核分裂だけが被覆管の内表面にしか作用せず、事実上の照射損傷を与えない。

中性子は電荷を持たないので、金属中での電氣的な相互作用によってエネルギーを失うことがなく、そのエネルギーは主として原子核との弾性衝突により多数の原子を格子位置からはじき出す作用によって消失される。この結果、金属の結晶格子内あるいは結晶粒界などに空孔あるいは格子間原子の存在が認められるようになり、この微視的欠陥が材料の巨視的な物性値に変化をもたらすことになる。中性子が金属中を通り抜けるときに形成される格子欠陥の濃度は、中性子のエネルギーに比例するため、NDA被覆管の照射損傷に最も大きな寄与をするのは高速中性子である。

したがって、NDA被覆管の照射損傷の影響を受ける以下の特性においては、高速中性子の影響に着目すればよい。

5.2.1 機械的性質

機械特性への影響因子としては、照射脆化と水素脆化が考えられる。照射脆化は照射欠陥の蓄積（濃度）によるが、これは高速中性子束、被覆管温度及び時間に依存する。実機原子炉内照射では高速中性子束と被覆管温度は通常運転状態ではほぼ一定であり、欠陥の蓄積と温度による回復が平衡状態になるため、ある照射量以上では照射脆化の著しい変化はないと考えられる。NDA被覆管の引張試験結果を第5-1図に示す。引張強さ及び耐力^(注1)は、照射初期において増加した後、照射量によらず著しい変化が見られず、ジルカロイ-4被覆管と同等である。また、破断伸びは、照射初期に低下した後は照射量によらず著しい変化がなく、ジルカロイ-4被覆管と同等である。その他の材料物性においても、原子炉安全小委員会においてジルカロイ-4被覆管と同等⁽²⁸⁾であることが確認されている。

なお、ジルカロイ-2材ではあるが、高速中性子照射量 $27\sim 32\times 10^{25}\text{n/m}^2$ ($E>1\text{MeV}$)まで十分な延性が確保されているとの報告例もある⁽²⁹⁾。

(注1) 0.2%の塑性変形を起こす応力をいう。

また、水素脆化については、水素を吸収させた未照射材での引張試験結果を第5-2図に示すが、ジルカロイ-4被覆管と同様に水素吸収量が少なくとも約800ppmまでNDA被覆管の機械特性は変わらない。照射材については、第5-3図に示すとおりジルカロイ-4被覆管で約800ppmまでは破断伸びが1%以上あり、延性が確保されていること、NDA被覆管は上述のとおり、未照射材で水素吸収による機械特性への影響がジルカロイ-4被覆管と同等であることから、照射材についてもジルカロイ-4被覆管と同様に本申請の燃料集合体の使用範囲まで機械特性は変わらない。以上より、NDA被覆管の応力及びひずみに対する設計基準や材料物性はジルカロイ-4被覆管と同じとして設計評価する。

5.2.2 疲労特性

NDA被覆管の疲労試験結果と、ジルカロイに対するLanger and O'Donnellの疲労試験結果を第5-4図に示す。一般に疲労特性は機械特性に依存するが、5.2.1項で述べたとおり、NDA被覆管はジルカロイ-4被覆管と同等であるため、NDA被覆管の疲労特性は、ジルカロイ-4被覆管と同等となる。以上より、NDA被覆管の設計疲労曲線はジルカロイ-4被覆管と同じとする。

5.2.3 クリープ^(注1)特性

被覆管は内外圧差に基づくクリープによって外径が減少していくが、ペレットと被覆管が接触した後は、ペレットの外径変化に依存して被覆管外径が増加する。実機PWR燃料棒の照射後の外径変化を第5-5図に示すが、約20,000MWd/t程度までの低燃焼度域の外径減少より、NDA被覆管を採用した燃料棒の照射による外径変化は、低Snジルカロイ-4被覆管を採用した燃料棒のそれと同等となっている。被覆管クリープは、転位(材料に元々ある結晶格子のずれ)の移動によるものであるが、ジルコニウム中に固溶しているSn,Nbは転位を捕獲し、その動きを抑制する。NDA被覆管と低Snジルカロイ-4被覆管のクリープ特性が同等であることは、NDA被覆管中の固溶Sn及び固溶Nbによるクリープを抑制する効果が、低Snジルカロイ-4被覆管の固溶Snによるそれと同程度の効果であることを示している⁽²⁰⁾。以上より、NDA被覆管のクリープ特性は低Snジルカロイ-4被覆管

(注1) 材料が一定応力あるいは一定荷重の下で時間とともに変形する現象

と同じとして計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.2.2 項(3)d.に示す。）設計評価に反映している。

5.2.4 照射成長^(注1)

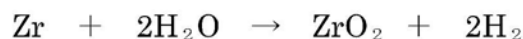
照射成長の支配要因は、ジルコニウム中の稠密六方晶（ α 相）の向きが比較的揃った組織において中性子照射で生じる格子欠陥のうち、空孔は六方晶底面へ、格子間原子は柱面へ選択的に集まるためと言われている。第 5-6 図に示すように、NDA 被覆管とジルカロイ-4 被覆管の照射成長は、ともに高燃焼度域まで高速中性子照射量にほぼ比例している。また、NDA 被覆管の照射成長はジルカロイ-4 被覆管と比較して小さくなっており、この傾向は比較的高燃焼度領域まで認められる。NDA 被覆管に含まれている Nb は照射欠陥の動きを抑制するため、照射成長は小さくなる傾向にあると考えられる。

したがって、ジルカロイ-4 被覆管と比較して NDA 被覆管の照射成長は、本申請の燃料集合体の使用範囲まで照射成長量が小さくなると考えられ、これらの挙動を計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.2.2 項(3)e.に示す。）設計評価に反映している。

燃料棒の設計に当たっては、上記の耐放射線性に関する事項を考慮した上で、被覆管応力等が設計基準を満足するようにする。

5.3 耐食性

NDA 被覆管が 1 次冷却材と接触すると、ジルカロイ-4 被覆管と同様に、



の反応により酸化腐食が進むとともに、発生した水素の一部を吸収する。

実機では放射線照射下で 1 次冷却材の放射線分解により発生する酸素により、ジルカロイの腐食が放射線照射のない環境に比べて加速される可能性があるが、PWR では 1 次冷却材に水素注入を行い酸素の発生を抑制している。実機の腐食は以下に示すとおりである。

(注 1) 無応力状態でも高速中性子照射によって特定の方向に成長し、他の方向に収縮して体積変化を伴わない現象

5.3.1 酸化腐食による影響

ジルカロイ被覆管外面には、原子炉内使用条件下で高温の 1 次冷却材との反応により酸化膜が形成される。一般に、ジルカロイ被覆管の腐食速度は、酸化膜と被覆管金属母材の界面温度についてのアレニウス型温度依存性を示す。また、その腐食増量（酸素による質量増加）の時間変化を第 5-7 図に示すが、初期の段階では時間に対して立方則（時間の 3 乗根に比例）に従って増加し、酸化膜厚さが 2~3 μm （遷移点）を超えた後は時間に対して直線的に増加する。原子炉内での被覆管酸化膜厚さを第 5-8 図に示す。原子炉内では滞在期間が長くなり酸化膜が厚くなるに従って、形成された酸化膜と金属母材の境界温度が上昇するため、燃焼度の進行に伴って酸化膜厚さは増大する傾向になる。更に腐食が進行すると腐食量の急激な増加が見られるが、これは酸化により発生する水素のうち、被覆管に吸収された水素が被覆管外面に析出し、この析出物が腐食に起因すると考えられている。

第 5-8 図から分かるように、被覆管の原子炉内腐食データは、高燃焼度領域まで取得されており、NDA 被覆管については、ジルカロイ-4 被覆管と比較して腐食速度の低減が認められる。

したがって、NDA 被覆管の腐食挙動はジルカロイ-4 被覆管と同様であり、腐食が急激に増加する領域でも耐食性の向上が維持されることから、本申請の燃料集合体の使用範囲まで NDA 被覆管の耐食性の向上が維持されると考えられ、これらの挙動を計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.4.3 項に示す。）設計評価に反映している。

5.3.2 水素吸収による影響

ジルコニウムと水との反応で発生した水素の一部は、被覆管に吸収される。被覆管の原子炉内での水素吸収量と酸化膜厚さの関係を第 5-9 図に示すが、NDA 被覆管の水素吸収量と酸化膜厚さとはジルカロイ-4 被覆管と同様に良い相関がある。酸化膜厚さと水素吸収率（酸化反応で生じた水素量に対する被覆管金属部に吸収された水素量の割合）の関係を第 5-10 図に示す。NDA 被覆管の水素吸収特性は、ジルカロイ-4 被覆管のそれと同等である⁽²⁰⁾。これは酸化膜を透過する水素量及び金属部に吸収される水素吸収量が被覆管の種類（ジルカロイ-4 被覆管及び NDA 被覆管）によらないためと考えられる。

したがって、NDA 被覆管の水素吸収率は腐食により発生した水素の一部が酸化膜厚さに応じてある割合で被覆管に取り込まれること、及びその割合

は NDA 被覆管とジルカロイ-4 被覆管で同等であることから、これらの挙動を計算モデルに組み込んで（添付資料 3「強度に関する説明書」の 3.4.3 項に示す。）設計評価に反映している。

また、NDA 被覆管の水素吸収量は、本申請の燃料集合体の使用範囲までジルカロイ-4 被覆管に比較して低減すると考えられる。

5.4 その他の性能

5.4.1 耐 PCI 性

被覆管は、腐食性 FP ガス雰囲気下において、出力急昇によりペレットが熱膨張して被覆管との機械的相互作用(PCMI)を生じ、被覆管に過大な応力が作用した場合、応力腐食割れ(SCC)による破損(PCI 破損)を起こす。この PCI 破損における SCC は、Zr 中の稠密六方晶 (α 相) の底面にほぼ平行な面上を伝播するが、現行の被覆管製法においては、この底面が PCMI 時の発生応力方向、すなわち周方向に配向(C 軸を径方向に配向)されており、PCI 破損の抑制が図られている。

被覆管の耐 PCI 性を把握するため、試験炉において出力急昇試験が実施されており、最大線出力密度及び線出力密度変化幅について同時にある値 (PCI 破損しきい値) を超えた場合に PCI 破損が起こることが経験的に知られている。

NDA 被覆管の耐 PCI 性を第 5-11 図に PCI 破損しきい値とともに示す。NDA 被覆管の耐 PCI 性、すなわち SCC 破損特性はジルカロイ-4 被覆管と同等以上であり、ジルカロイ-4 被覆管で使用されている現行の PCI 破損しきい値が適用できる⁽²⁰⁾。以上より、NDA 被覆管の PCI 破損しきい値はジルカロイ-4 被覆管と同じとする。

5.4.2 耐摩耗性

原子炉内では、燃料棒の流動振動による支持格子との接触部で、被覆管の摩耗が発生する可能性がある。被覆管の硬さの測定結果を第 5-3 表に示す。この表から分かるように NDA 被覆管の硬さはジルカロイ-4 被覆管の硬さと同じであり、支持格子と被覆管の接触による摩耗は被覆管材料 (ジルカロイ-4 被覆管及び NDA 被覆管) によらず同等である。以上より、NDA 被覆管の摩耗はジルカロイ-4 被覆管と同じとする。

5.4.3 高温特性

被覆管の相変態 (α 相から β 相に変化) が生じるような高温時においては、NDA 被覆管は、ジルカロイ-4 被覆管同様、約 98wt% のジルコニウムを主成分としているため、それらの主要な特性はジルカロイ-4 と同等である。1 冷却材喪失事故(LOCA)にて考慮する昇温内圧破裂試験結果、高温時のジルコニウム-水反応の試験結果をそれぞれ第 5-12 図及び第 5-13 図に示す。第 5-12 図及び第 5-13 図に示すとおり、NDA 被覆管の高温破裂特性及び高温酸化挙動はジルカロイ-4 被覆管と同等である。

第5-1表 NDAの溶融点測定結果⁽²⁰⁾

(単位：℃)

種類	溶融点測定結果
NDA	1,796
ジルカロイ-4 (参考)	1,782

第5-2表 NDAの相変態温度測定結果⁽²⁰⁾

(単位：℃)

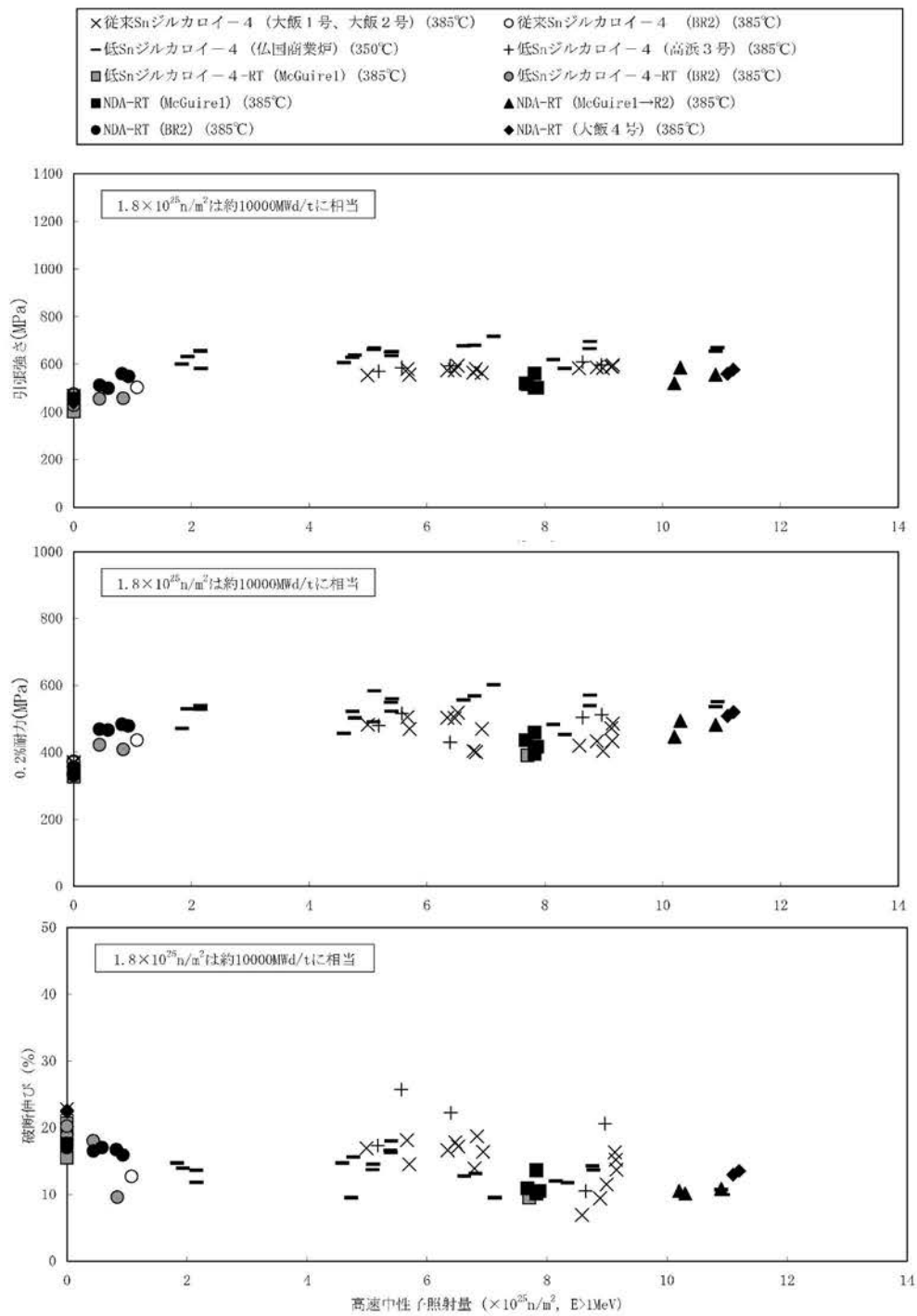
種類	$\alpha \rightarrow \alpha + \beta$	$\alpha + \beta \rightarrow \beta$
NDA	802	937
ジルカロイ-4 (参考)	820	958

第5-3表 NDA被覆管の硬さの測定結果⁽²⁰⁾

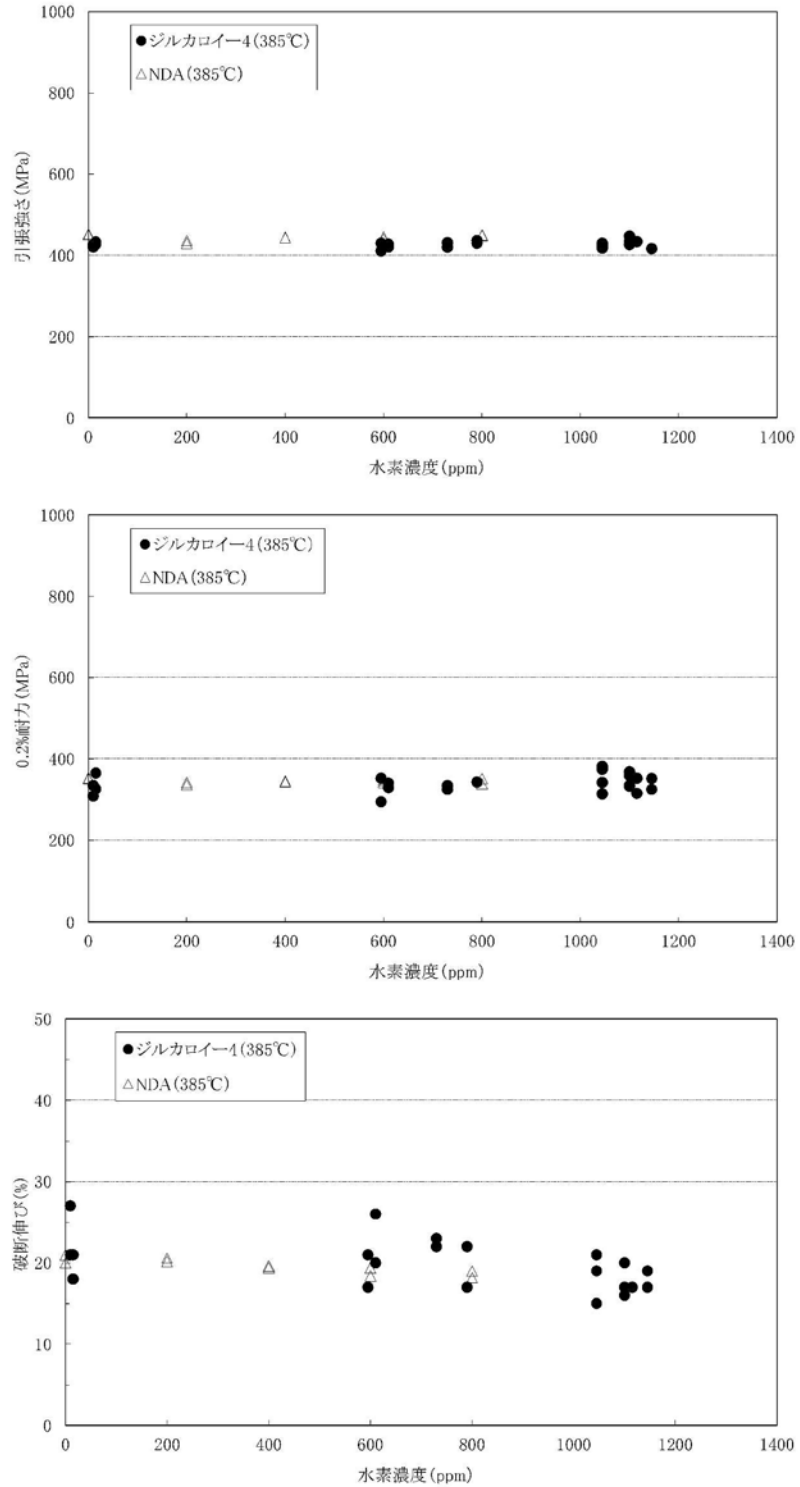
(単位：HV (ビッカース硬さ値))

種類	平均値 (HV0.2 ^(注1))
NDA	215
ジルカロイ-4 (参考)	218

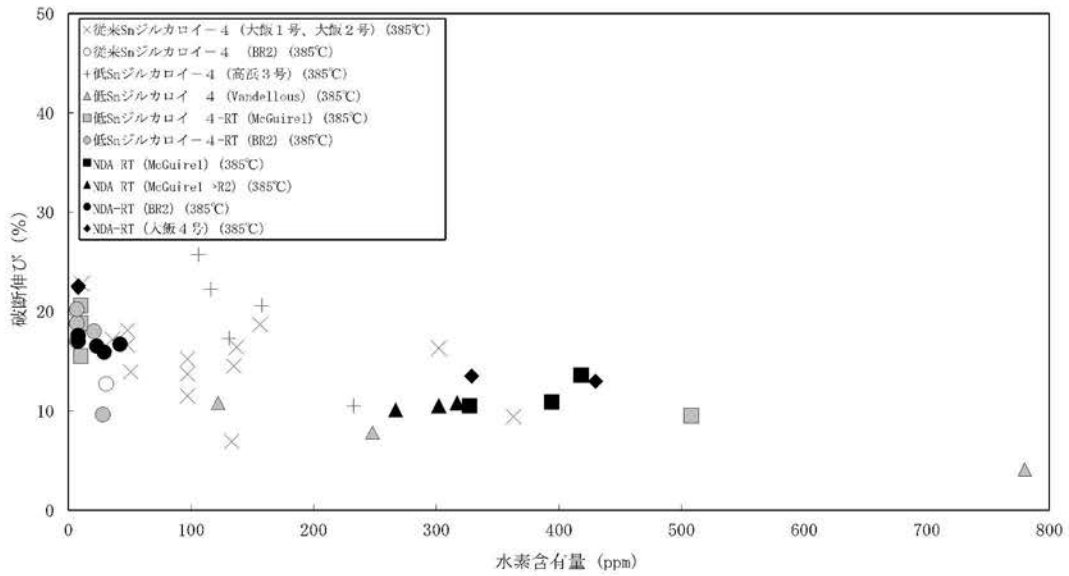
(注1) HV0.2：ビッカース硬さ試験力 0.2kgf



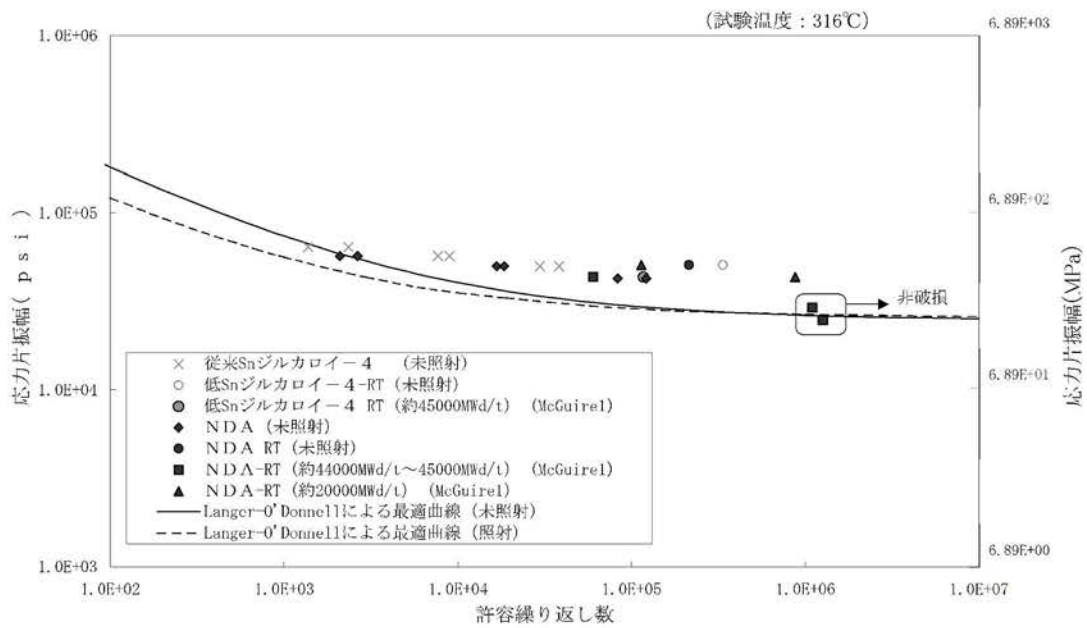
第5-1図 NDA被覆管の機械特性⁽²⁰⁾



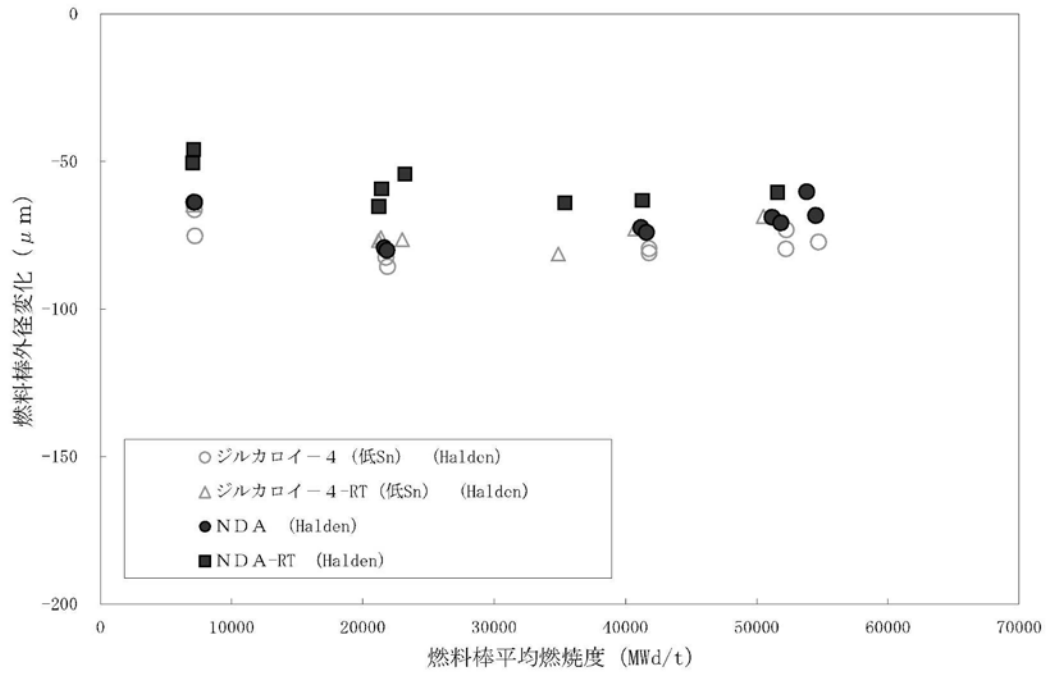
第5-2図 未照射NDA被覆管の機械特性と水素濃度の関係⁽²⁰⁾



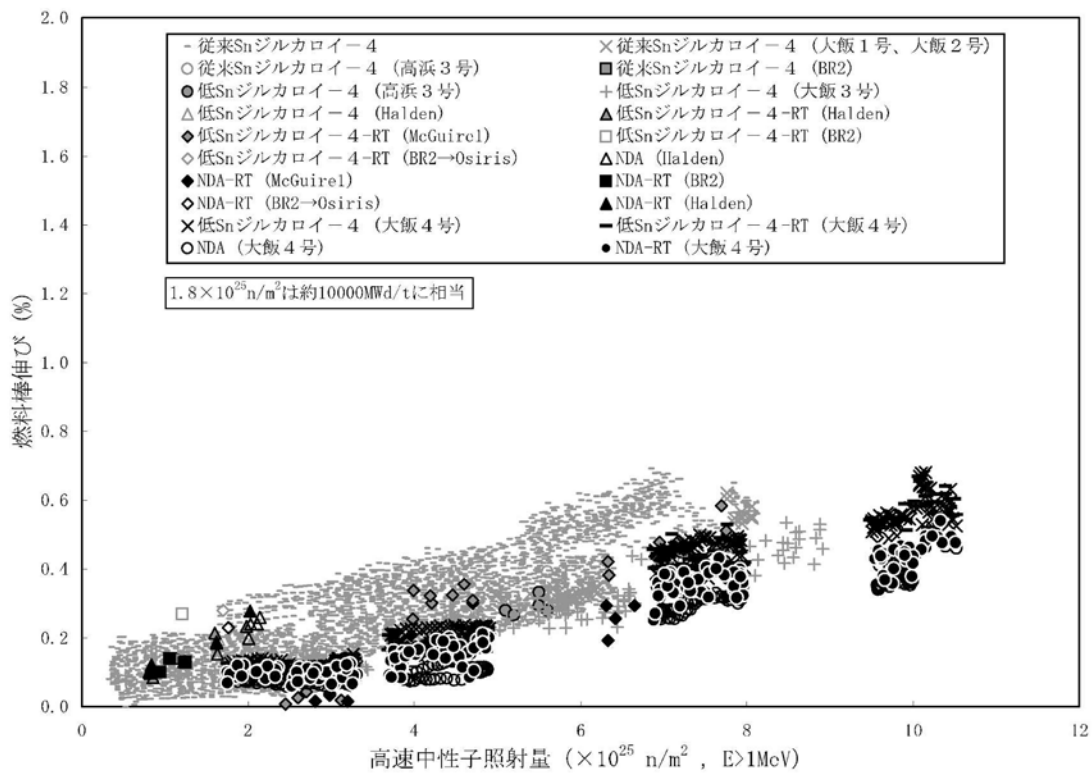
第5-3図 被覆管水素濃度と破断伸びの関係⁽⁹⁾⁽²⁰⁾



第5-4図 NDA被覆管の疲労強度⁽²⁰⁾



第5-5図 燃料棒外径変化(実機照射セグメント燃料棒) (20)



第5-6図 NDA被覆管の照射成長(20)