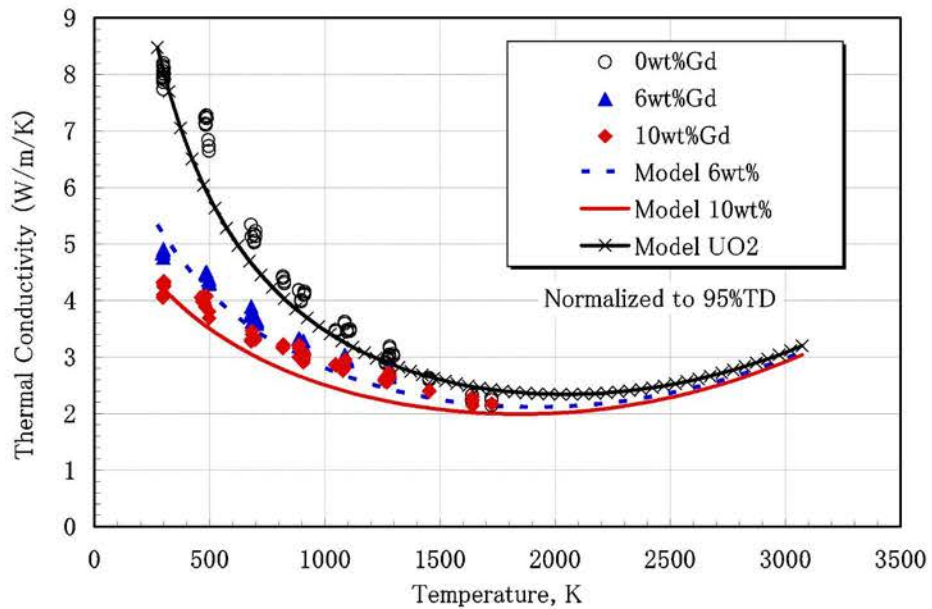
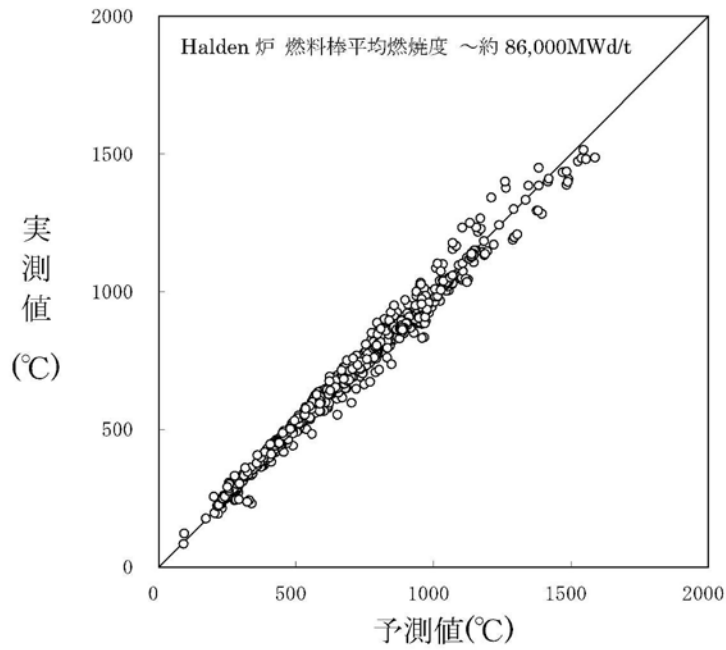


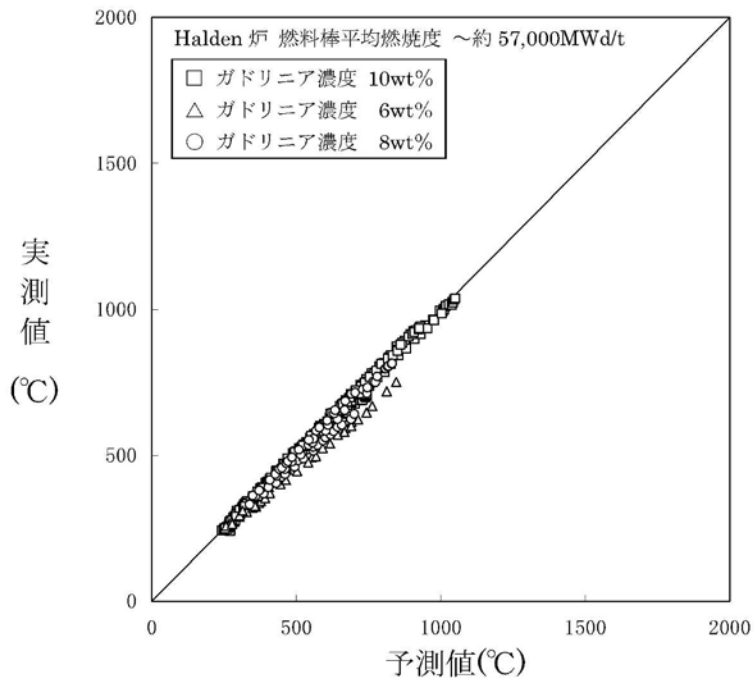
第3-9図 ハルデンモデルによるペレット熱伝導率変化⁽³⁶⁾



第3-10図 ガドリニア入り二酸化ウランペレット熱伝導率モデル (未照射材) ⁽³⁹⁾



第 3-11 図 燃料中心温度計算の実測値と予測値の比較 (二酸化ウラン燃料) (1)(36)(40)



第 3-12 図 燃料中心温度計算の実測値と予測値の比較 (ガドリニア入り燃料) (1)(8)(35)(39)

(4) 内圧計算モデル

a. 内圧計算式

燃料棒の内圧は、次の式に基づいて燃料棒内の蓄積ガス量、ボイド体積及び温度から計算する。

$$P = \frac{N \cdot R}{\sum \frac{V_i}{T_i}} \dots\dots\dots(3-23)$$

ここで、

P : 内圧、MPa

N : 総ガスモル数、mol

(初期ヘリウム++放出 FP ガス)

V_i : ボイド i の体積、 cm^3

T_i : ボイド i の温度、K

R : 気体定数(=8.3144 J・mol⁻¹・K⁻¹)

ボイドとしては次のものを考慮している。

i	V_i	T_i
1	プレナム	プレナム温度
2	ギャップ	ギャップ温度
3	ディッシュ	燃料平均温度
4	クラック	燃料平均温度
5	チャンファ	燃料表面温度

b. FP ガスの放出モデル

ペレット内で生成される FP ガスは、高温領域で顕著となる拡散メカニズム、及び低温領域で支配的である反跳（リコイル）、たたき出し（ノックアウト）によりペレット外へ放出される⁽¹¹⁾。

(a) 拡散メカニズムによる FP ガス放出

結晶粒内に蓄積された FP ガスは、濃度勾配により結晶粒界に拡散するが、逆に照射による結晶粒内への再溶解が起こるため、放出と吸収との間にある平衡状態が成立する。結晶粒内からの FP ガス放出は、この平衡状態以下では起こらず、それ以上で起こり得る。

微小時間 dt の間に拡散メカニズムによって放出される量 dR_D は、経験的に次の式で表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} dR_D &= K_D(C - C^*)dt && (C \geq C^*) \\ &= 0 && (C < C^*) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3-24)$$

ここで、

C : ペレット単位体積当たりの結晶粒内の蓄積 (=生成(βt)-放出) FP ガス濃度、 mol/cm^3

C^* : ペレット単位体積当たりの結晶粒界上に蓄積できる FP ガス濃度の最大値で温度の関数、 mol/cm^3

K_D : 単位時間当たりの放出割合で、温度及び燃焼度の関数、 $1/h$
上式は、M.V.Speight⁽⁴¹⁾らが導出した考え方を基礎としている。

C.Vitanza⁽⁴²⁾、R.Hargreaves⁽⁴³⁾及び H.Nerman⁽⁴⁴⁾らも同様な考え方のモデルを提案している。

FP ガス放出は、全時間をいくつかの時間間隔に分けて順次計算される。

時刻 t_{i-1} から時刻 t_i までの時間間隔 Δt_i で放出される FP ガス量 ΔR_D^i は、出力（温度）が変動し、 $C_{i-1} > C^*$ の場合には式(3-24)を積分した結果を用いて式(3-25)のとおり表される。

$$\Delta R_D^i = \beta_i \cdot \Delta t_i - \left(C_i^* + \frac{\beta_i}{K_D^i} - C_{i-1} \right) \{ 1 - \exp(-K_D^i \cdot \Delta t_i) \}$$

\dots\dots\dots(3-25)

ここで、

β_i : 時間間隔 Δt_i でのペレット単位体積当たりの FP ガス生成率、 $mol/(cm^3 \cdot h)$

C_{i-1} : 時刻 t_{i-1} までに結晶粒内に蓄積されているペレット単

位体積当たりの FP ガス濃度、 mol/cm^3

C_i^* : 時刻 t_i での結晶粒界上に蓄積できるペレット単位体積
当たりの最大 FP ガス濃度、 mol/cm^3

(b) リコイル・ノックアウトによる FP ガス放出

低温度領域で支配的である FP ガス放出量 ΔR_k^i は、ANS5.4⁽⁴⁵⁾で提案されているリコイル・ノックアウトによる FP ガス放出量のモデルにリム組織からの FP ガス放出を考慮し、次のように表すことができる。

$$\Delta R_k^i = A^i \cdot B^i \cdot \left(\sum_{j=1}^i \beta_j \cdot \Delta t_j \right) + \Delta R_{リム}^i \quad \dots\dots\dots(3-26)$$

ここで、

A^i : 実効比表面積に比例する係数で、燃焼度及び
ペレット表面・中心温度差の関数、 $1/(\text{MWd}/t)$

B^i : 時刻 t_i での燃焼度、 MWd/t

β_j : 時間間隔 Δt_j でのペレット単位体積当たりの
FP ガス生成率、 $\text{mol}/(\text{cm}^3 \cdot \text{h})$

$\Delta R_{リム}^i$: 時間間隔 Δt_i でのリム組織からのペレット単位
体積当たりの FP ガス放出量、 mol/cm^3

(c) FP ガス放出率

全放出量は上記 2 つのメカニズムにより放出された FP ガス量の和で表され、時刻 t_n における FP ガス放出率を次の式で表す。

$$F_n = \frac{\sum_{i=1}^n (\Delta R_D^i + \Delta R_k^i)}{\sum_{i=1}^n (\beta_i \cdot \Delta t_i)} \quad \dots\dots\dots(3-27)$$

ここで、

ΔR_D^i : 時間間隔 Δt_i で拡散メカニズムにより放出されるペ
レット単位体積当たりの FP ガス量、 mol/cm^3

ΔR_k^i : 時間間隔 Δt_i でリコイル・ノックアウト及びリム組織
により放出されるペレット単位体積当たりの FP ガス
量、 mol/cm^3

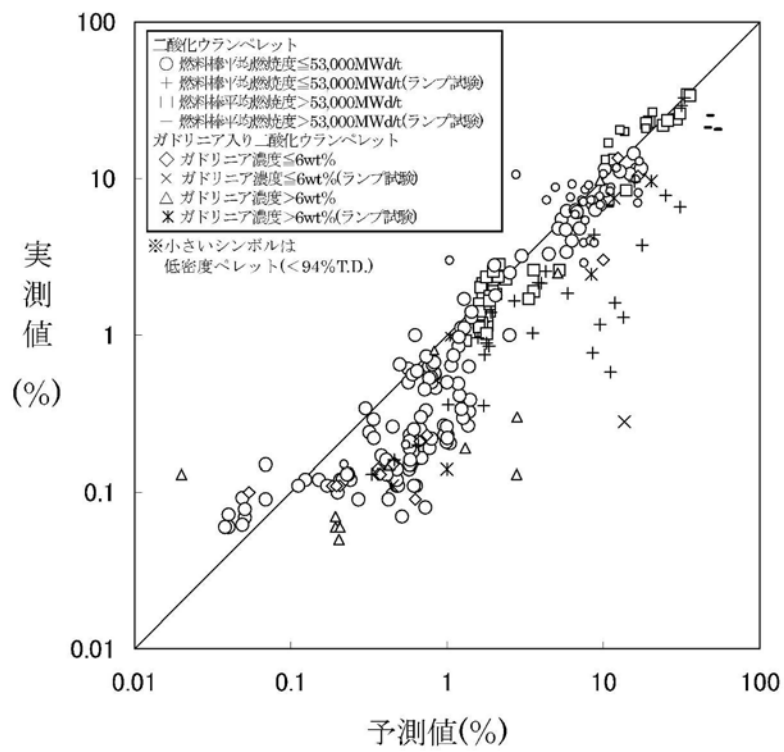
β_i : 時間間隔 Δt_i でのペレット単位体積当たりの FP ガス
生成率、 $\text{mol}/(\text{cm}^3 \cdot \text{h})$

以上のようなモデルによる FP ガス放出率の実測値と予測値の比較を第 3-13 図に示す。FP ガス放出モデルは実測値を適切に予測して

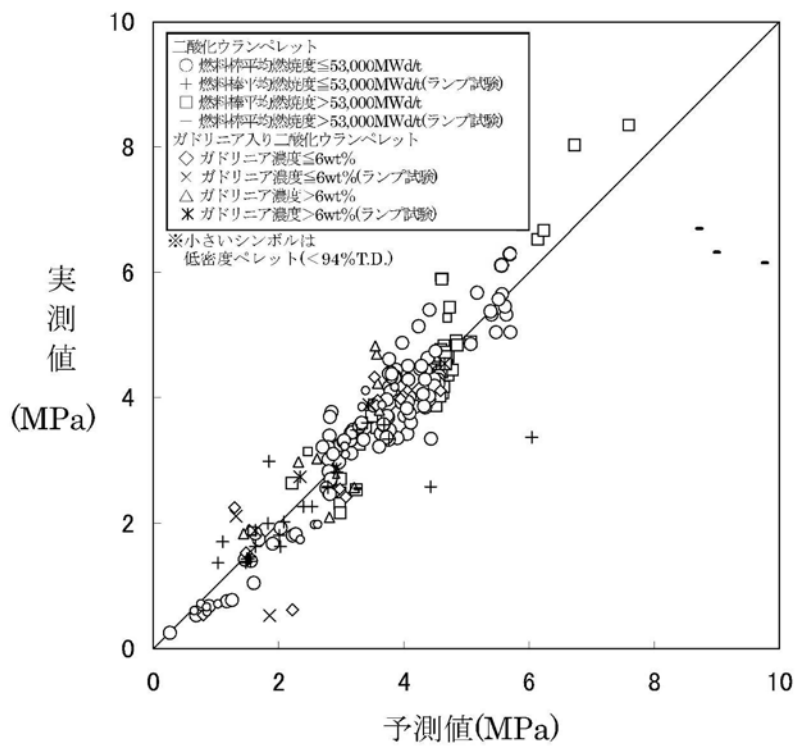
いる。なお、同図には通常運転状態とは異なる出力変化及び高出力状態を経験したランプ試験データについても参考として示している。予測のばらつきは不確定性として評価に考慮する。

c. 内圧評価の実証性

内圧計算の妥当性は、パンクチャーテストで得られる内圧測定データと比較することにより確認できる。第 3-14 図に示されるように実測値と予測値との一致は良好なことを確認している。



第 3-13 図 FP ガス放出率の実測値と予測値の比較⁽⁸⁾⁽⁹⁾⁽¹³⁾



第 3-14 図 燃料棒内圧の実測値と予測値の比較(1)(8)(10)(46)(47)(48)

(5) 被覆管応力計算方法

被覆管に発生する応力の要因としては、内外圧差及びペレット-被覆管相互作用による応力、熱応力及び水力振動による応力が考えられる。

このうち、内外圧差及びペレット-被覆管相互作用による応力及び熱応力は、燃料棒の照射挙動（被覆管クリープ及び腐食等）を考慮して、高燃焼度用 FINE コードで計算する。

以下に、それぞれの計算式を示す。

a. 内外圧差及び接触圧による応力

内外圧差による応力は、一様な内外圧を受ける両端閉じの厚肉円筒公式を用いる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{1-k^2}{k^2-1} \cdot P' - \frac{k^2-k^2}{k^2-1} \cdot P_o \\ \sigma_\theta &= \frac{1+k^2}{k^2-1} \cdot P' - \frac{k^2+k^2}{k^2-1} \cdot P_o \\ \sigma_z &= \frac{1}{k^2-1} \cdot P' - \frac{k^2}{k^2-1} \cdot P_o \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3-28)$$

ここで、

- σ_r : 径方向応力、MPa
- σ_θ : 円周方向応力、MPa
- σ_z : 軸方向応力、MPa
- P' : 内圧と接触圧の和、MPa
- P_o : 外 圧、MPa
- R : 被覆管任意半径/内半径
- k : $\frac{r_o}{r_i}$
- r_i : 被覆管内半径、mm
- r_o : 被覆管外半径、mm

接触圧は、次の焼きばめの式を使用し、ペレット、被覆管変形量より求める。

$$P_c = \frac{\frac{\delta}{r_i}}{\frac{r_o^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \cdot \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} + \frac{\nu_1}{E_1} - \frac{\nu_2}{E_2}} \dots\dots\dots(3-29)$$

ここで、

- r_i : 中心から接触面までの距離、mm
- r_o : 被覆管外半径、mm
- δ : ペレットと被覆管の相互干渉（半径分）、mm
- ν_1, ν_2 : 被覆管及びペレットのポアソン比
- E_1, E_2 : 被覆管及びペレットの縦弾性係数、MPa

なお、ペレットの縦弾性係数及びポアソン比はペレット密度の関数としている。

b. 熱応力

非発熱の円筒内の温度分布は次式で与えられる。

$$T = T_i - (T_i - T_o) \frac{\ln\left(\frac{r}{r_i}\right)}{\ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)}$$

$$= \frac{T_o \ln\left(\frac{r}{r_i}\right) + T_i \ln\left(\frac{r_o}{r}\right)}{\ln k} \dots\dots\dots(3-30)$$

ここで、

- T_i : 内面温度、℃
- T_o : 外面温度、℃
- r_i : 被覆管内半径、mm
- r_o : 被覆管外半径、mm
- r : 被覆管任意半径、mm
- k : $\frac{r_o}{r_i}$

この温度分布より三軸方向の熱応力 σ_r 、 σ_θ 、 σ_z は、各々次のような円筒の熱応力式で計算する。

(a) 径方向応力

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left\{ \left(\frac{1-\frac{r_i^2}{r^2}}{r_o^2-r_i^2} \right) \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr - \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r T \cdot r \cdot dr \right\} \\ &= \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{(k^2 \cdot T_o - T_i) - (T_o - T_i) \left(\frac{r_o}{r} \right)^2}{k^2 - 1} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-31-1)\end{aligned}$$

$$\sigma_{ri}=0, \quad \sigma_{ro}=0, \quad k = \frac{r_o}{r_i}$$

(b) 円周方向応力

$$\begin{aligned}\sigma_\theta &= \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left\{ \left(\frac{1+\frac{r_i^2}{r^2}}{r_o^2-r_i^2} \right) \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr + \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r T \cdot r \cdot dr - T \right\} \\ &= \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{(k^2 \cdot T_o - T_i) + (T_o - T_i) \left(\frac{r_o}{r} \right)^2}{k^2 - 1} - \frac{T_o - T_i}{\ln k} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-31-2)\end{aligned}$$

($T_i > T_o$)

(c) 軸方向応力

$$\begin{aligned}\sigma_z &= \sigma_r + \sigma_\theta \\ &= \left(\frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \right) \left\{ \frac{2}{r_o^2-r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr - T \right\} \\ &= \left(\frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \right) \left\{ \frac{k^2 \cdot T_o - T_i}{k^2 - 1} - \frac{T_o - T_i}{2 \ln k} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-31-3)\end{aligned}$$

ここで、

- α : 熱膨張率、mm/(mm・°C)
- E : 縦弾性係数、MPa
- ν : ポアソン比

c. 水力振動による応力

原子炉内において、1次冷却材は燃料棒間水路を下から上方向に流れる。

この軸方向の流れによる燃料棒の振動振幅は、以下に示す WV-1⁽⁴⁹⁾の式を用いて計算する。各燃料棒は9箇所を支持格子で支持されているが、支持格子ではさまれたスパンのうち振動振幅評価上厳しくなる最長スパンを対象とする。

振動の要因には、流路の非一様性による横流れ、燃料棒支持構造の点で生じる流れの剥離及び乱流がある。

WV-1の式は、流れの条件及び乱れレベルが実際の流れと同じとなるような燃料棒の水力振動振幅測定試験により求めたものである。

高温高圧下での軸方向の流れに伴う乱れによって生じる燃料棒の水力振動振幅 δ は、WV-1の式によりあらかじめ常温条件下での振幅 $(\delta)_c$ を計算した後、温度補正を行って求める。

$$(\delta)_c = C \cdot \eta_d \cdot \eta_D \cdot \eta_L \cdot \frac{d \cdot L}{W \cdot f^{1.5} \cdot \zeta^{0.5}} \cdot U \cdot \rho \cdot \nu^{0.5}$$

.....(3-32)

各パラメータを第3-3表にまとめた。

なお、Cの値は第3-15図より、 η_d 、 η_D 、 η_L の値については第3-16図より求める。

上式を計算すると燃料棒の最大振幅は、

$$(\delta)_c = \boxed{} \text{ mm}$$

となる。高温高圧下での水力振動振幅 δ は、

$$\delta = k_1 \times (\delta)_c \quad k_1: \text{温度補正係数}(=\boxed{})$$

で与えられ $\delta = \boxed{} \text{ mm}$ となる。

振幅 δ に対応する応力 σ は、次のはりのたわみ式から求める。

$$\sigma = \pm \frac{48 \cdot E \cdot r_o \cdot \delta}{5 \cdot L^2} \dots\dots\dots(3-33)$$

ここで、

- δ : 水力振動振幅 (= mm) (軸方向流れ)
- L : スパン長さ (= mm)*
- r_o : 燃料棒外半径 (= 4.75mm)
- E : 被覆管縦弾性係数 (= MPa) (高温零出力)

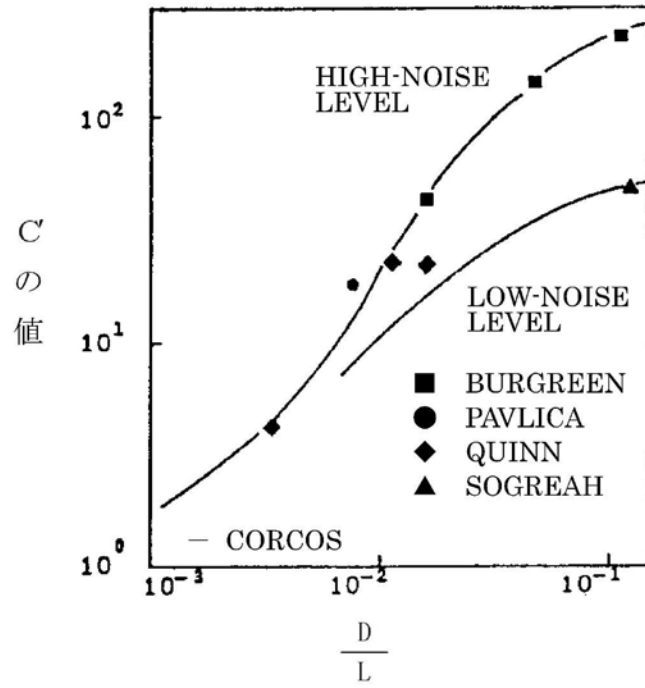
$$\sigma = \pm 0.5 \text{ MPa} \text{ (} \delta \text{ に対応)}$$

となる。

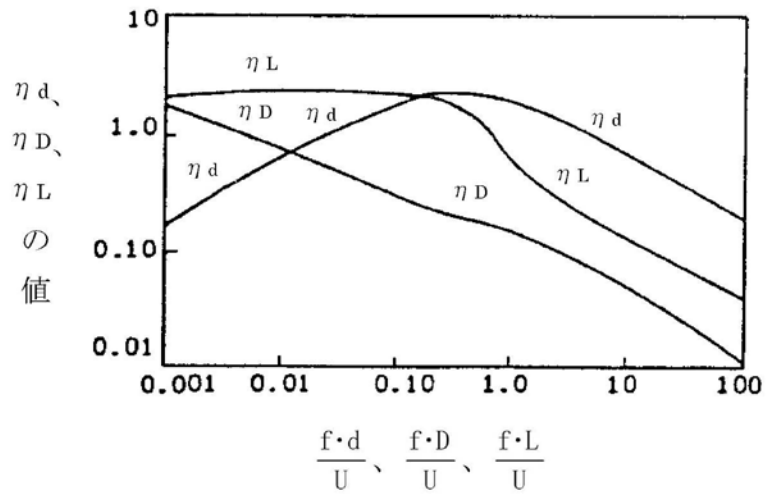
* ; 応力を大きめに計算するため短いスパン長さをとる。

第3-3表 パラメータ一覧

記号	意味	値
C	不等係数(= <input type="text"/> × C、 <input type="text"/> は単位換算係数)	<input type="text"/>
η_d	燃料棒直径に関するスケールファクター	<input type="text"/>
η_D	水力学的等価直径に関するスケールファクター	<input type="text"/>
η_L	スパン長さに関するスケールファクター	<input type="text"/>
d	燃料棒直径、mm	9.5
L	スパン長さ、mm	<input type="text"/>
W	スパン当たりの燃料棒質量、kg	<input type="text"/>
f	燃料棒の固有振動数、Hz	<input type="text"/>
D	水力学的等価直径、mm	<input type="text"/>
ζ	減衰比	<input type="text"/>
U	流速、mm/s	<input type="text"/>
ρ	流体の密度、kg/m ³	<input type="text"/>
ν	流体の動粘性係数、mm ² /s	<input type="text"/>



第3-15図 C の値



第3-16図 各係数 η_d, η_D, η_L の値

3.3 強度評価結果

本項で述べる燃料棒の強度評価において、FP ガスの発生、放出、ペレットのスエリング及び熱膨張、ペレットと被覆管の相互作用等の原子炉運転中に生ずる諸現象を考慮し、燃料温度、内圧、被覆管応力、ひずみ及び疲労が、プラントの運転上与えられる条件下においても、設計基準を満足していることを示している。

3.3.1 計算条件

強度評価に用いる設計出力履歴は実際の取替炉心での運用を想定し、取替炉心ごとの出力の変動を考慮した履歴を設定する。また、1 サイクル当たりの運転時間は、設計出力履歴と燃料棒設計燃焼度 61,000MWd/t に基づき EFPD（全出力換算日）に設定している。

燃料棒の強度評価に用いた燃料諸元及び 1 次冷却材条件を第 3-4 表に示すとともに、第 3-5 表に出力履歴を示す。

出力履歴については、後述の計算により各評価項目で最も厳しくなるものを同表に示す。軸方向出力分布を第 3-17 図に示す。

第3-4表 燃料棒の強度評価に用いた計算条件

		二酸化ウラン 燃料棒	ガドリニア入り 燃料棒
燃 料 諸 元	寸 法 mm		
	被覆管外径	9.50	9.50
	被覆管内径	8.36	8.36
	プレナム長さ	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
	有効長さ	3,648	3,648
	ペレット長さ	9.5	9.5
	ペレット直径	8.19	8.19
	濃縮度 wt%	4.80	3.20
	密 度 %T.D.	97.0	96.0
	ガドリニア濃度 wt%	—	10.00
	初期ガス圧 MPa[abs]	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
1 次 冷 却 材	入口温度 °C (通常運転時)	283.6	283.6
	流 量 kg/(m ² ·h)	1.13×10 ⁷	1.13×10 ⁷
炉心平均線出力密度 kW/m		17.1	

第3-5表 出力履歴

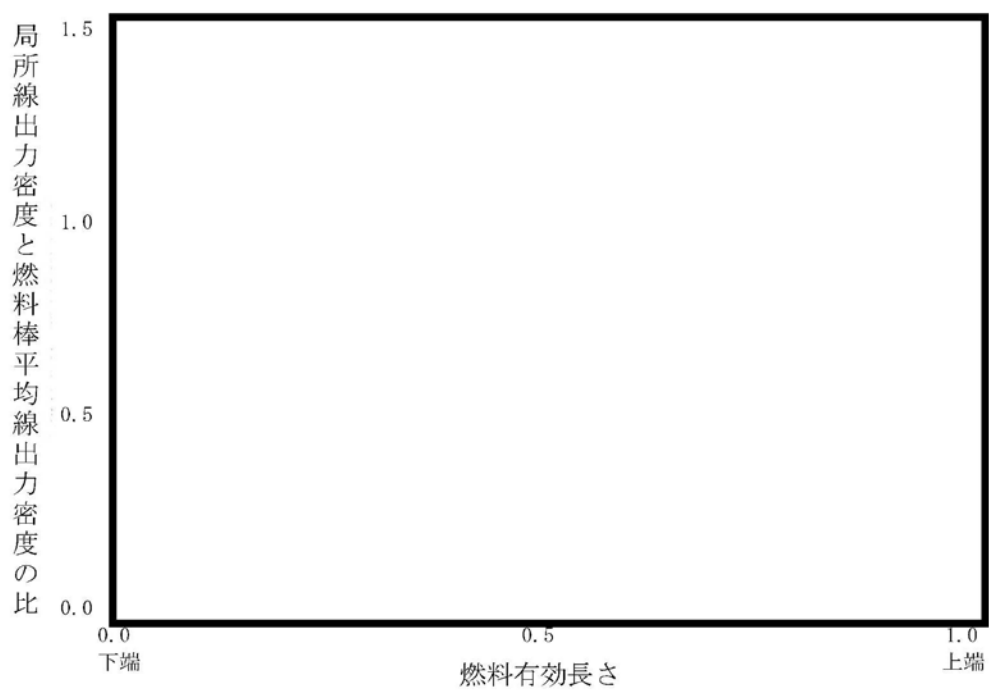
燃料	(注3) 出力履歴名称	比出力 (注1)				厳しくなる項目
		(注2) サイクル1	サイクル2	サイクル3	サイクル4	
二酸化ウラン燃料棒	1					
	2					
	3					
	4					
	5					
	6					
	7					内圧/応力/ひずみ/疲労
	8					
ガドリニア入り燃料棒	1					
	2					
	3					
	4					内圧/応力/ひずみ/疲労
	5					

(注1) 炉心平均線出力密度(17.1kW/m)を1として規格化したもの

(注2) サイクルiとは燃料集合体のi回目の照射回数を示す。

(注3)

(注4) サイクル初期/サイクル末期の値



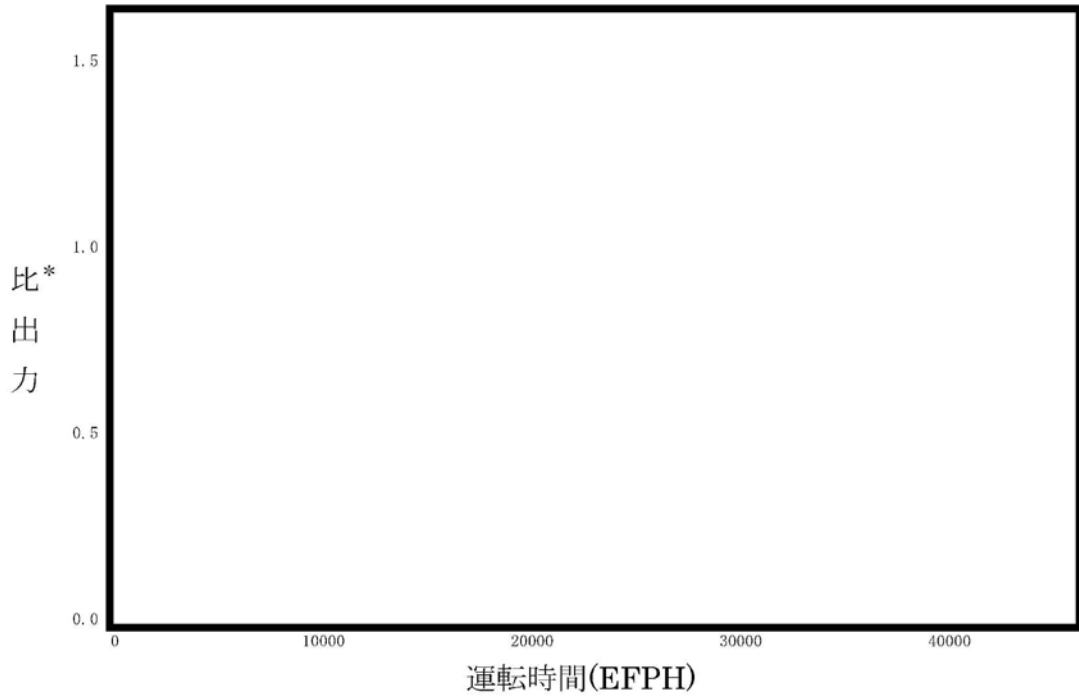
第 3-17 図 軸方向出力分布図

3.3.2 計算結果

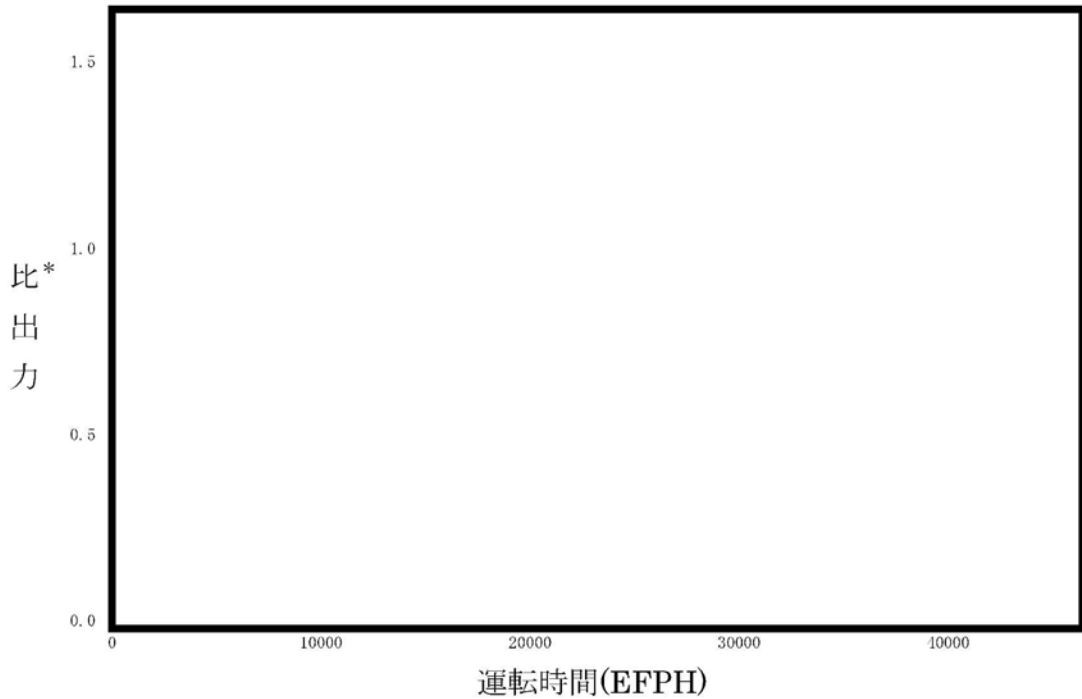
各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴（比出力）と内圧履歴をまとめて、第 3-18 図及び第 3-19 図に示す。

また、被覆管内径とペレット外径の変化について、第 3-20 図に示す。

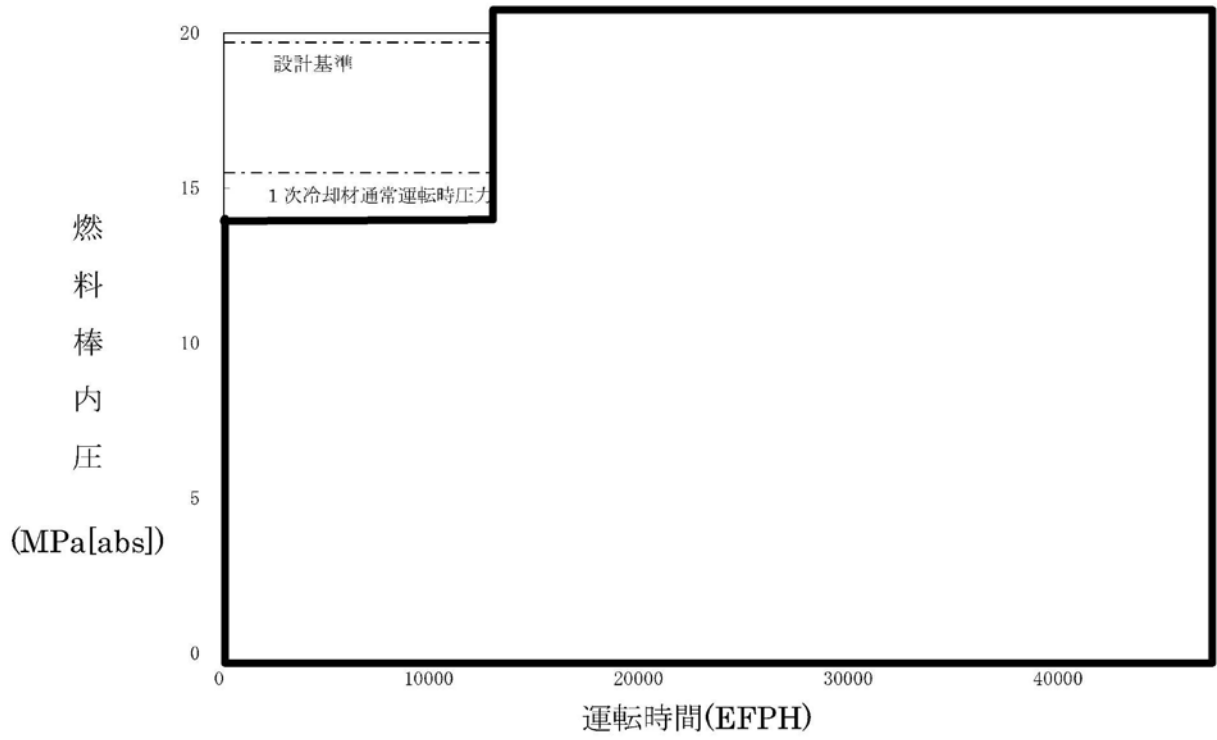
第 3-5 表に示した二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒の中心温度、内圧、応力及びひずみ評価における最も厳しい評価時点の計算結果をそれぞれ第 3-6 表及び第 3-7 表に示す。



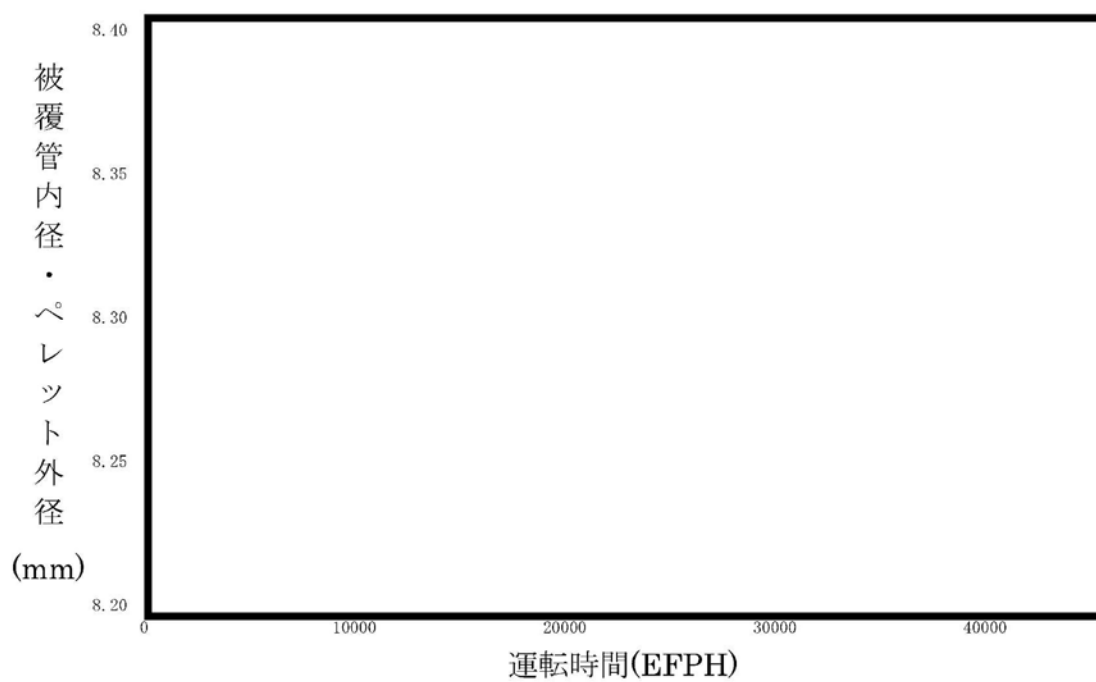
* : 比出力は燃料棒の平均出力を炉心平均線出力密度を 1 として規格化したもの
 第 3-18 図 (1/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
 (二酸化ウラン燃料棒)



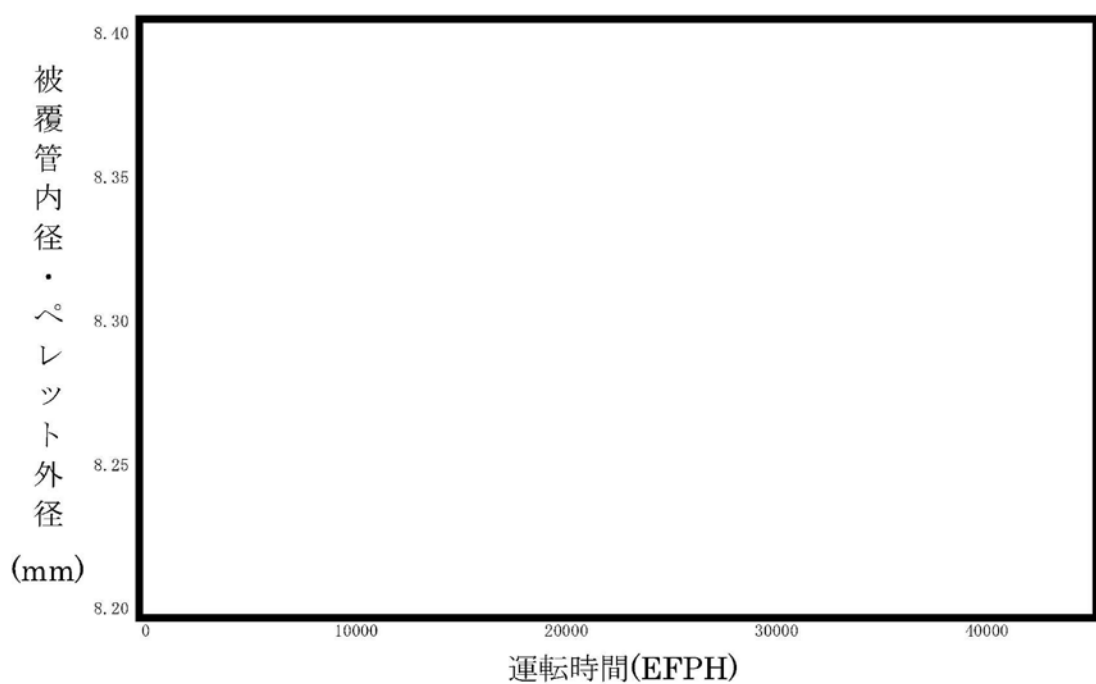
* : 比出力は燃料棒の平均出力を炉心平均線出力密度を 1 として規格化したもの
 第 3-18 図 (2/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
 (ガドリニア入り燃料棒)



第3-19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3-20図 (1/2) 被覆管内径及びペレット外径変化
(二酸化ウラン燃料棒)



第3-20図 (2/2) 被覆管内径及びペレット外径変化
(ガドリニア入り燃料棒)

第 3-6 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)	σ_{θ_i}	MPa			
円周方向 (外)	σ_{θ_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	%				注1)
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3-7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)	σ_{θ_i}	MPa			
円周方向(外)	σ_{θ_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

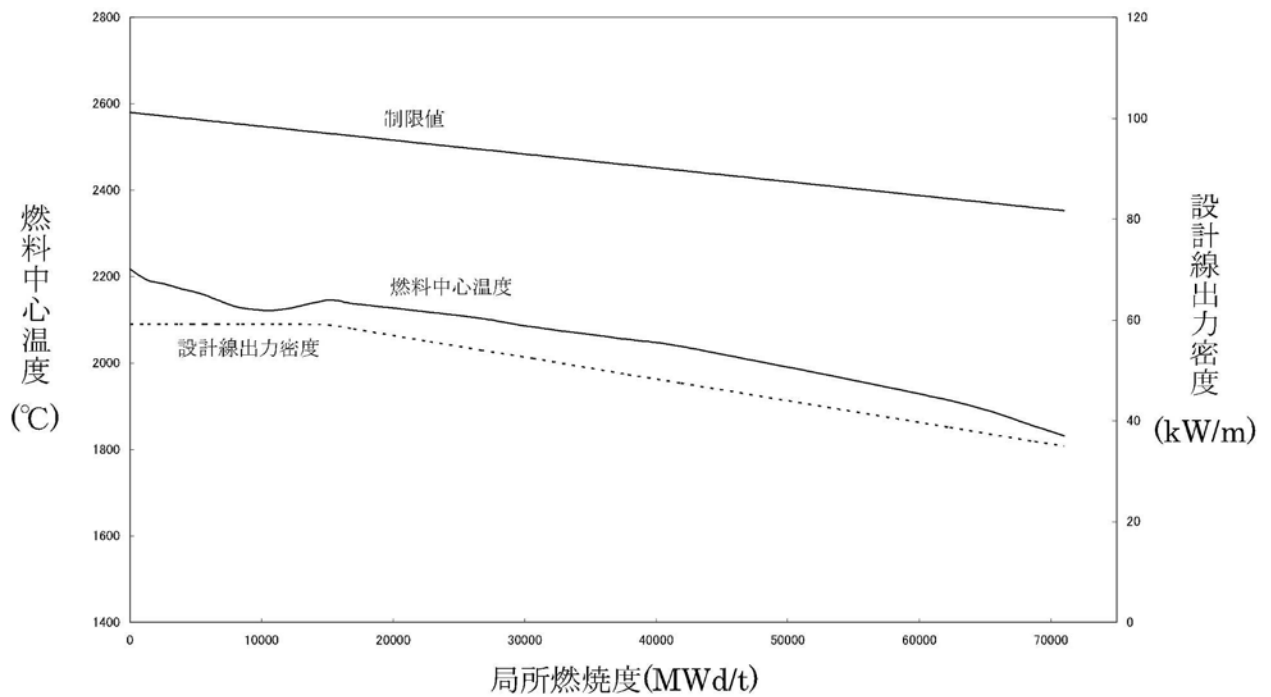
未照射燃料では不確定性 220°Cを考慮し、2,480°Cとする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32°Cの割合で低下するとする。

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 3-8 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 3-21 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。

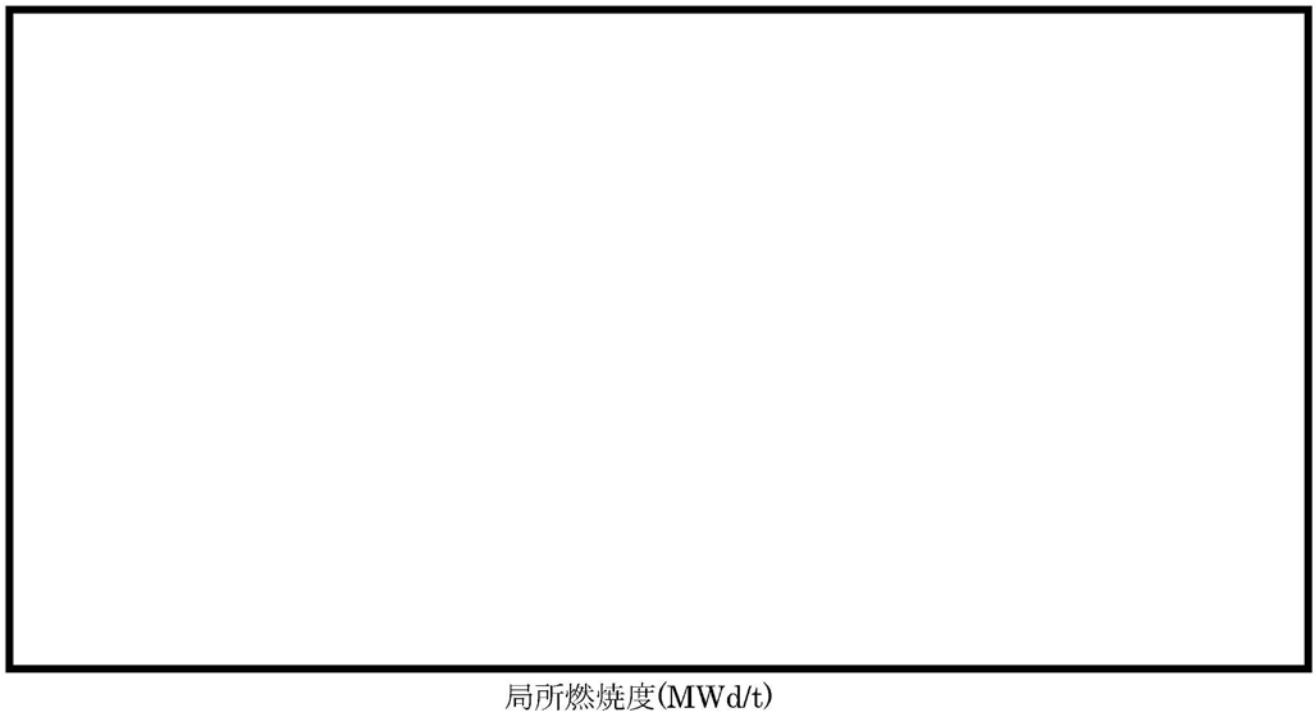
ガドリニア入り二酸化ウランペレットについては、濃縮度を二酸化ウランペレットより低下させることにより最大線出力密度が二酸化ウラン燃料より低くなるような設計としている。ガドリニウム同位体の中性子吸収効果が減少する効果を考慮した線出力密度が最高となる時期において燃料中心温度が最大となり、かつ制限値に対する余裕が最小となるが第 3-8 表に示すように制限値を十分に下回っている。

第3-8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 1,740	<	2,580
	運転時の異常 な過渡変化時 (59.1kW/m)		約 2,220		
ガドリニア 入り燃料棒	通常運転時 (31.9kW/m)	10,000	約 1,630	<	2,440
	運転時の異常 な過渡変化時 (44.3kW/m)		約 2,040		



第3-21 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3-21 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 FINE 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及び FP ガス放出率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実性及び評価モデルの不確実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。

$$\text{限界内圧} = 19.7 \text{ MPa}[\text{abs}]$$

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実性及び評価モデルの不確実性を考慮した結果を第 3-9 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 3-19 図に示したとおりである。

第3-9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			設計基準	(注1) 設計比
		最確値	不確定性	合計		
二酸化ウラン 燃料棒				15.4	≦19.7	0.78
ガドリニア入り 燃料棒				12.5	≦19.7	0.64

(注1) 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

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 $\sigma_{\text{eff}}(r)$ は以下の式で与えられる。

$$\sigma_{\text{eff}}(r) = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}} \quad \dots\dots\dots(3-34)$$

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。

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{eff}} &= \frac{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 \sigma_{\text{eff}}(r) \, dz \cdot r \, d\theta \cdot dr}{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dz \cdot r \, d\theta \cdot dr} \\ &= \frac{2 \int_{r_i}^{r_o} r \cdot \sigma_{\text{eff}}(r) \, dr}{r_o^2 - r_i^2} \quad \dots\dots\dots(3-35) \end{aligned}$$

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材の耐力と、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設計基準は、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3-22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3-20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。ここで、水力振動による応力は、3.2.2項(5)c.により得られる応力を安全側に±0.5MPaとしている。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-

10 表及び第 3-23 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3-10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											
外面													
2.熱応力	内面												
	外面												
3.水力振動による応力	内外面	0	0	±0.5	0	0	±0.5						
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)}		0.92			0.80								
		0.92			0.80								

(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。

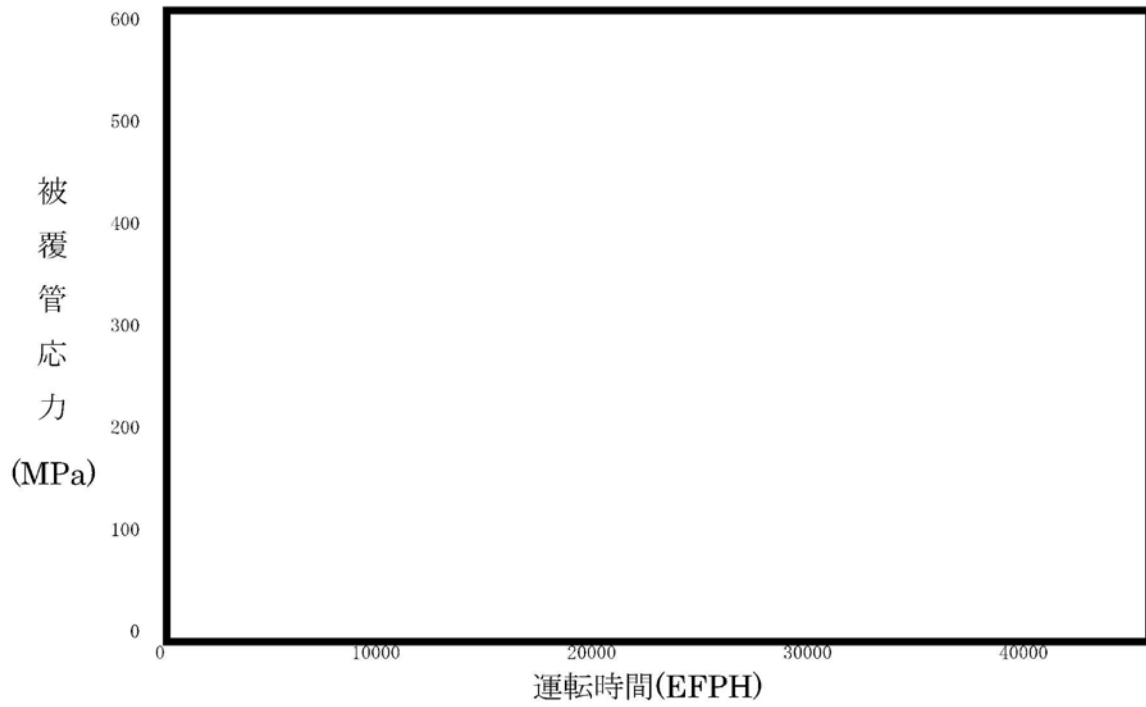
(注2) 設計基準（被覆管耐力）に対する評価値との比である。

耐
力
(MPa)

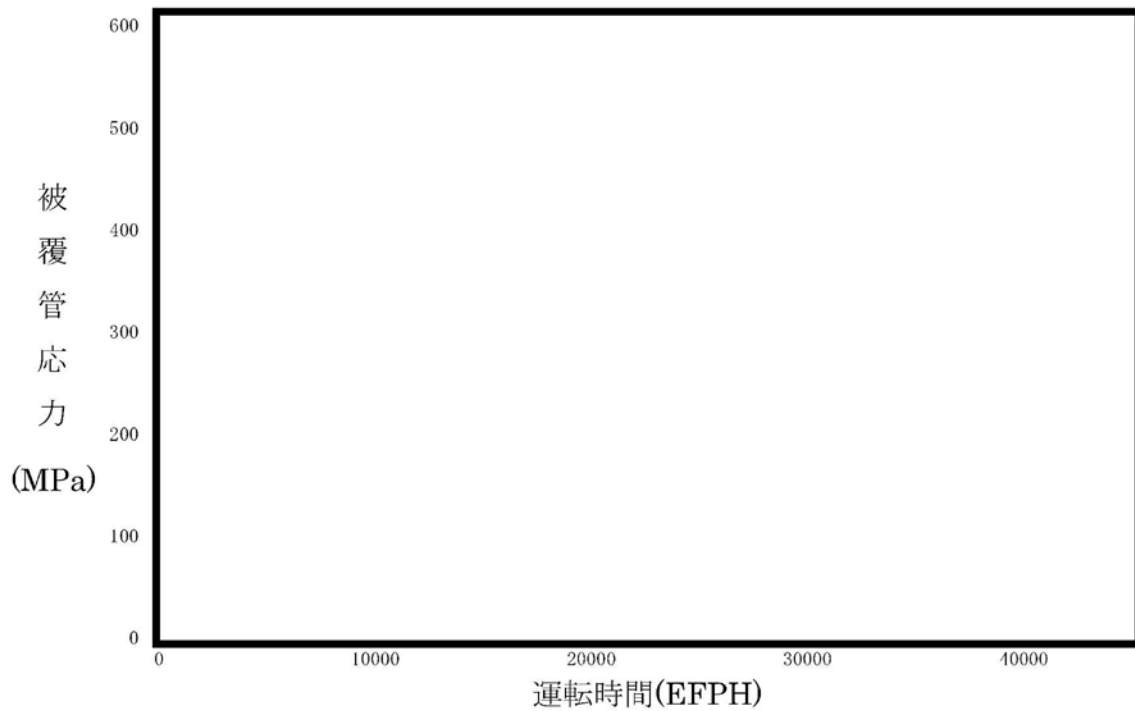


温 度(°C)

第 3-22 図 被覆管の耐力



(二酸化ウラン燃料)



(ガドリニア入り燃料)

第3-23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、それ以後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3-20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。

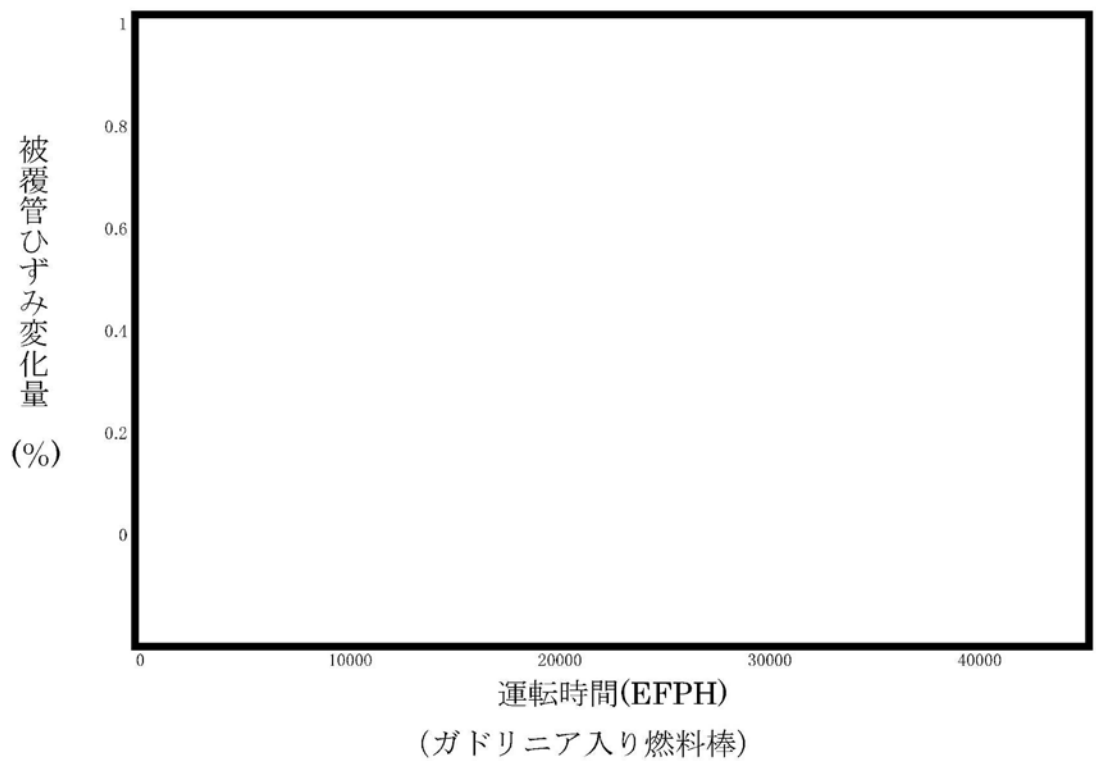
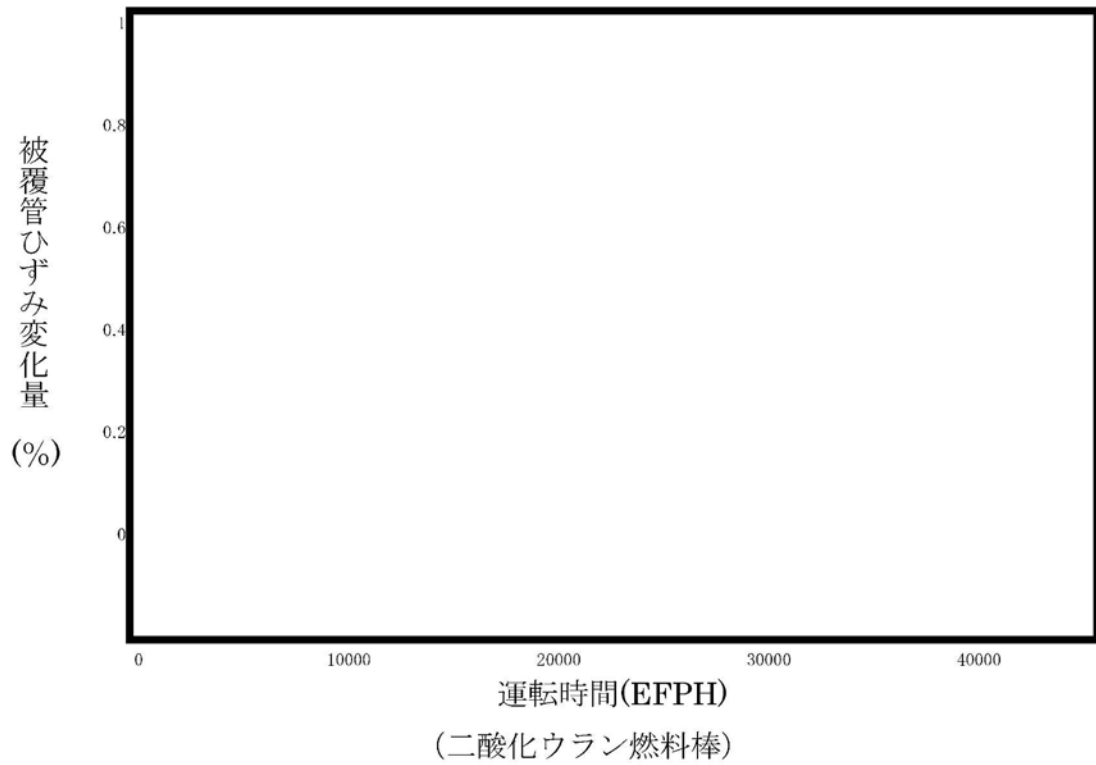
これに対して、運転時の異常な過渡変化時には、被覆管にはペレットと被覆管の接触後に引張ひずみが発生する。このため、応力評価と同様にペレットと被覆管の接触後引張ひずみは大きくなる。運転時の異常な過渡変化時における被覆管引張ひずみの変化量は、第3-11表及び第3-24図に示すとおり二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒ともに設計基準1%以下を満足している。

第3-11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		0.46	≤1	0.46
ガドリニア入り 燃料棒		0.43	≤1	0.43

(注1) 設計基準値に対する評価値の比である。



第 3-24 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

被覆管の累積疲労は燃料寿命中に想定される過渡条件を、1次系機器の設計過渡条件に基づいて3つに分類し、それぞれ [] 保守的に設定した第3-12表に示す年当たりの繰返し回数に、原子炉内滞在期間を考慮して応力の繰返し回数を設定し、第3-13表に示す評価手順により評価する。

MDA 及び ZIRLO 被覆管の設計疲労曲線としては疲労特性がジルカロイ-4 被覆管と同等のため、第3-25図を用いる。

各事象に対する損傷係数を合計した結果を第3-14表及び第3-26図に示すが、両燃料棒とも設計基準100%を満足している。

第3-12表 疲労評価に用いる繰返し回数

(単位：回)

過渡条件の分類	年当たりの繰返し回数	サイクル長さ ([] ヶ月運転 ^(注3) 当たりの繰返し回数
起動・停止 (低温停止 ↔ 高温停止)	[]	[] ^(注1)
負荷追従を含む運転時出力変化 (高温零出力 ↔ 高温全出力)	[]	[]
異常な過渡変化における原子炉トリップ ^(注2) (高温零出力 ↔ 過渡変化)	[]	[]

(注1) 燃料寿命中の繰返し回数

(注2) 燃料棒の線出力密度が最も増大する2事象(出力運転中の制御棒の異常な引き抜き及び1次冷却材中のほう素の異常な希釈事象)を想定し、かつ2事象の初期線出力が零出力にあるものと仮定することにより、保守的な評価としている。

(注3) 評価上の想定運転期間

第 3-13 表 疲労評価手順

①第 3-12 表に示した過渡条件（出力条件）での応力を計算する。

出力条件	径方向応力	円周方向応力	軸方向応力
高温零出力 (起動)	σ_{r1}	$\sigma_{\theta 1}$	σ_{z1}
高温全出力 (停止)	σ_{r2}	$\sigma_{\theta 2}$	σ_{z2}

②応力の差を求め、最大の応力と最小の応力との応力変動に対する片振幅 S_{alt} を求める。

出力条件	径方向応力－ 円周方向応力	円周方向応力－ 軸方向応力	軸方向応力－ 径方向応力
高温零出力 (起動)	$\sigma_{r1} - \sigma_{\theta 1}$	$\sigma_{\theta 1} - \sigma_{z1}$	$\sigma_{z1} - \sigma_{r1}$
高温全出力 (停止)	$\sigma_{r2} - \sigma_{\theta 2}$	$\sigma_{\theta 2} - \sigma_{z2}$	$\sigma_{z2} - \sigma_{r2}$
最大の応力 S_{max}	$\sigma_{r1} - \sigma_{\theta 1}$ と $\sigma_{r2} - \sigma_{\theta 2}$ の うち大きい方	$\sigma_{\theta 1} - \sigma_{z1}$ と $\sigma_{\theta 2} - \sigma_{z2}$ の うち大きい方	$\sigma_{z1} - \sigma_{r1}$ と $\sigma_{z2} - \sigma_{r2}$ の うち大きい方
最小の応力 S_{min}	$\sigma_{r1} - \sigma_{\theta 1}$ と $\sigma_{r2} - \sigma_{\theta 2}$ の うち小さい方	$\sigma_{\theta 1} - \sigma_{z1}$ と $\sigma_{\theta 2} - \sigma_{z2}$ の うち小さい方	$\sigma_{z1} - \sigma_{r1}$ と $\sigma_{z2} - \sigma_{r2}$ の うち小さい方

$$S_{alt} = \frac{1}{2} (S_{max} - S_{min})$$

③第 3-25 図に示した設計疲労曲線よりある期間 i における許容繰返し回数 N_i を求める。

④第 3-12 表に示した繰返し回数 n_i と上記の許容繰返し回数 N_i との比

$(\frac{n_i}{N_i})$ を求め各過渡条件ごとに合計 ($\sum \frac{n_i}{N_i}$) し、更にこれらの値の和（累積損傷

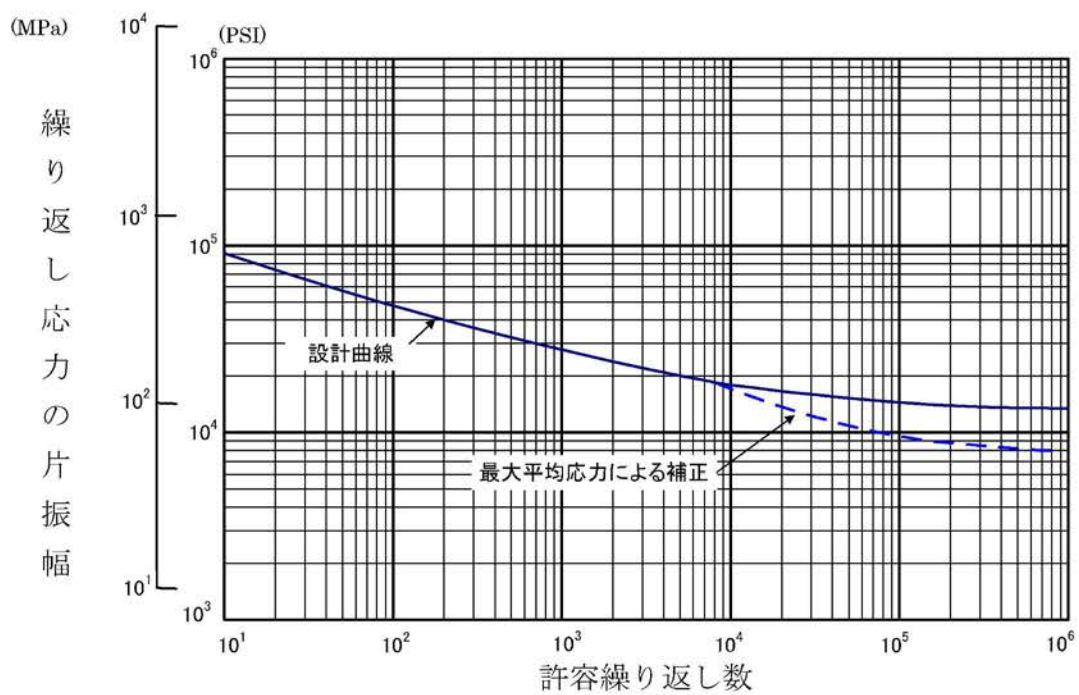
係数）が設計基準を満足することを確認する。

第 3-14 表 被覆管の疲労評価結果

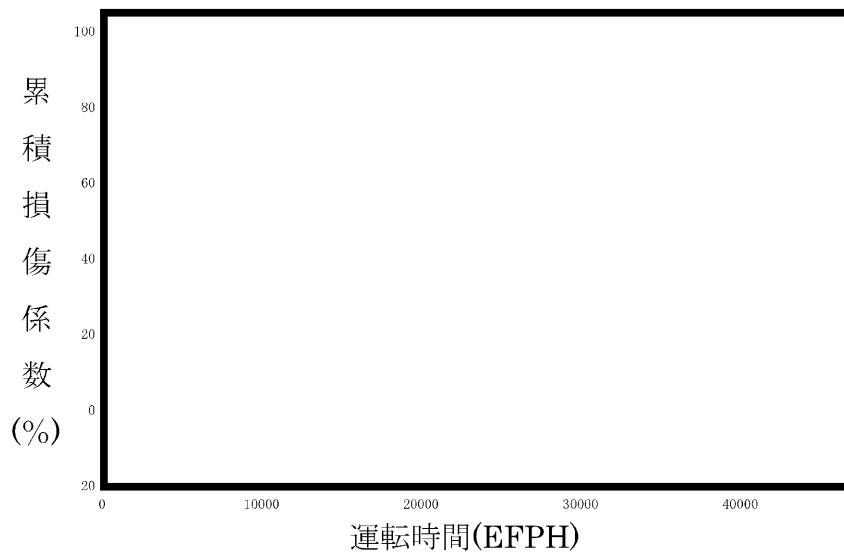
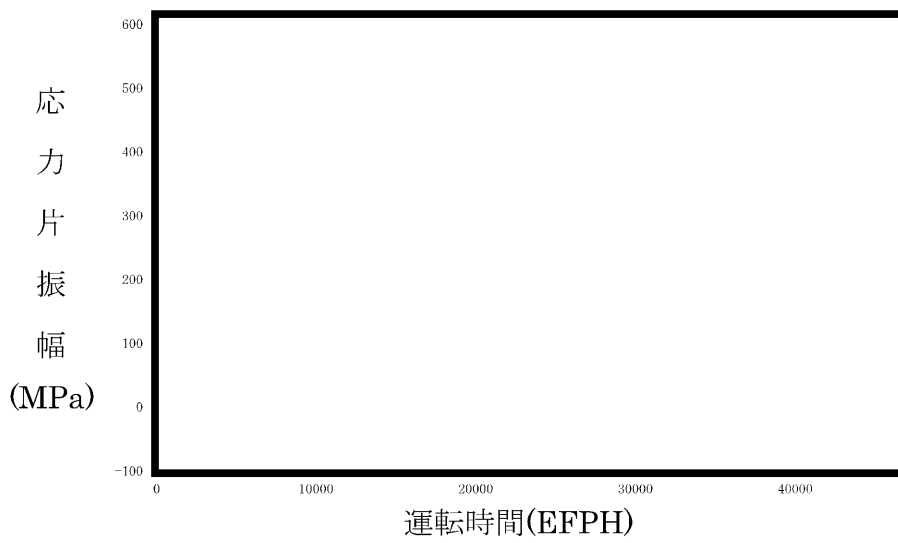
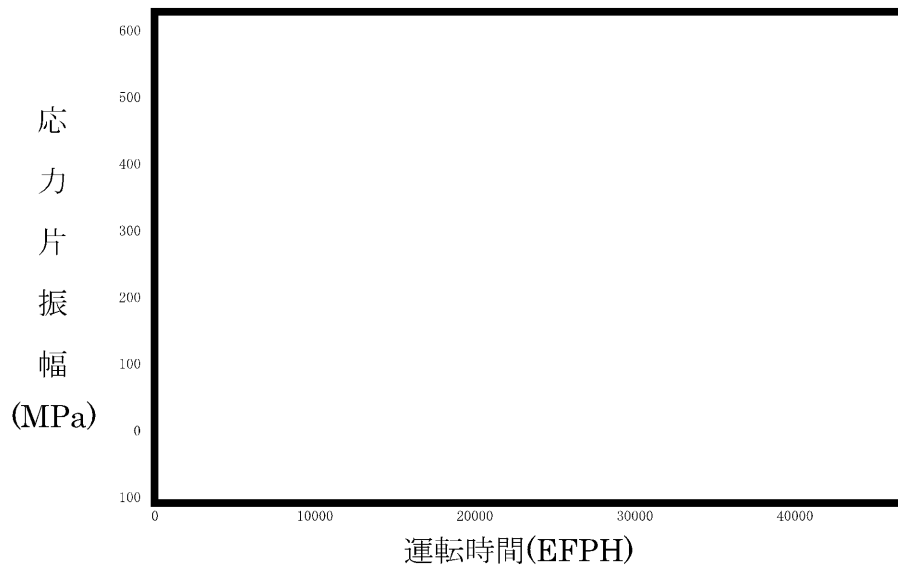
(単位：%)

種 類	累積損傷係数	設計基準	設計比 ^(注1)
二酸化ウラン 燃料棒	38	≤100	0.38
ガドリニア入 り燃料棒	30	≤100	0.30

(注 1) 設計基準値に対する評価値の比である。



第 3-25 図 ジルカロイ-4 被覆管の設計疲労曲線⁽⁵⁰⁾



第 3-26 図 被覆管の疲労評価

3.4 その他の考慮事項

3.4.1 燃料棒曲がり評価⁽⁵¹⁾

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。

これらによって生じる燃料棒曲がりに伴う燃料棒間ギャップの減少や燃料棒同士の接触により、被覆管表面温度上昇や燃料棒同士のフレットング摩耗等の曲がり燃料棒健全性（後述の 3.4.1 項(1)に示す。）や炉心性能（DNB 評価、後述の 3.4.1 項(2)に示す。）に影響を及ぼすため、燃料棒曲がりについて考慮する必要がある。

第 3-27 図に燃料棒にかかる圧縮力と曲がりの関係を示す。燃料棒の曲がりモデルは、燃料棒と制御棒案内シンプルの照射成長の違い及び支持格子の燃料棒拘束力に依存して発生した軸圧縮力により、燃料棒曲がりが初期曲がりより拡大していくモデルとしている。

ここで、支持格子の燃料棒拘束力は照射によって緩和するため、上記圧縮力は燃焼とともに小さくなることを考慮している。拘束力の照射による緩和実績を第 3-28 図に示す。

なお、ジルカロイ-4 支持格子の燃料棒拘束力の照射による緩和は析出硬化型ニッケル基合金（以下「718 合金」という。なお、718 合金のうち支持格子の材料は「インコネル-718」という。）支持格子のそれよりも大きいことから、燃料棒に作用する圧縮力は燃料寿命全般に渡ってインコネル-718 支持格子燃料よりも小さくなり、燃料棒の曲がりも小さくなる方向であるが、モデルでは安全側の仮定を設け、インコネル-718 支持格子燃料の実績を包含する曲がり予測を可能としている。

燃料集合体の燃料棒間隔の閉塞割合を第 3-29 図に示す。

本申請の燃料集合体は、照射成長が小さい MDA 又は ZIRLO 被覆管を用いるため、燃料棒曲がりは更に小さくなると考えられるが、これは安全側に考慮しない。

(1) 接触時の曲がり燃料棒の健全性

前述の燃料寿命末期の予測曲がり量（チャンネル閉塞割合）から、燃料寿命末期における接触チャンネル数を求めると、1チャンネル以下となる。

仮に接触に至るチャンネルが生じるとした場合の評価結果を以下に示す。

a. 被覆管表面温度の上昇の検討

燃料棒曲がりによる燃料棒間ギャップの減少に伴って、強制対流領域では、熱伝達は悪くなり、被覆管表面温度は上昇する。表面温度が前述の式(3-12)に示す $Thom$ の式より得られる温度に達すると局所沸騰が始まる。

局所沸騰の間は、これ以上に曲がりが大きくなっても、被覆管表面温度は上昇しない。

第3-30図に燃料棒間のギャップの大きさと被覆管表面温度についての計算例を示す。

前述の式(3-12)から局所沸騰時の被覆管表面温度は、1次冷却材飽和温度+数°Cとなり、腐食、水素吸収への影響は小さいと考えられる。

b. 燃料棒同士のフレットング摩耗の検討

(a) 燃料棒が曲がりによって接触に至った場合、水力振動に基づく燃料棒相互間の相対運動によるフレットング摩耗が問題となる。

安全側に燃料棒の相互干渉が生じている期間を [] 時間としても、燃料棒同士の接触による摩耗量は、被覆管肉厚の [] %以下である。したがって摩耗の進行は緩慢でかつ程度も小さく、このメカニズムによる燃料破損は生じないと考えられる。

(b) 仮に、このメカニズムで破損が生じたとしても、次の点から破損の伝播は防護されている。

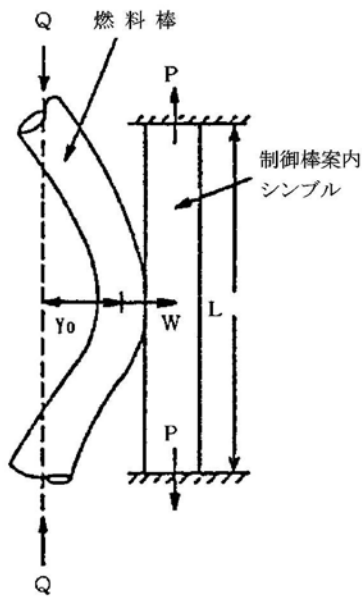
- ・燃料棒同士の接触の確率は小さい。
- ・フレットング摩耗の進行は緩慢で、ほかの原因による燃料破損と同様に、1次冷却材放射能レベルの監視が可能であり、必要な場合に適切な処置を取り得る時間的な余裕があること。

c. 燃料棒曲がり制御棒案内シムルに及ぼす影響

燃料棒の曲がりにより、制御棒案内シムルと燃料棒が接触に至った場合に、制御棒案内シムルが受ける影響を検討し、制御棒クラスタ挿入の機能について評価した。

(a) 熱膨張差により生じる制御棒案内シムルの弾性的な変位の検討

燃料棒-制御棒案内シムルが接触状態にあり、燃料棒が支持格子で拘束された状態で、更に熱膨張差により燃料棒の弾性的な曲がりが増大する場合、制御棒案内シムルに変位が伝達される。



左図に示す体系で、安全側に燃料棒が支持点で回転自由であり、曲がり形状が、放物線であると仮定すると、固定端の条件にある制御棒案内シムルの変位は、約 mm 以下となる。

ここで、

- P : 引張力
- W : 接触力
- Q : 軸圧縮力
- L : 制御棒案内シムル長さ
- Y₀ : 曲がりによる燃料棒の変位

(b) 接触による制御棒案内シムルクリープ変形量の検討

燃料棒と制御棒案内シムルが接触状態にある場合、通常運転時において制御棒案内シムルに接触力及び引張力が働くが、これによって制御棒案内シムルがクリープ変形する可能性がある。

(a)項と同様の体系で、制御棒案内シムルに接触力 W 及び引張力 P が加わった場合のスパン中央のクリープ変形量を求めると、時間で約 mm 以下となる。

(c) 制御棒クラスタ挿入機能

(a)項、(b)項で検討した結果、弾性的な変位は約 mm 以下、クリープ変形量は接触期間 時間で約 mm 以下となり、制御棒と制御棒案内シムルクリアランス (mm) に比べて小さい。

したがって、制御棒クラスタ挿入に対して影響を与えないと考えられる。

(2) 燃料棒曲がりの炉心性能に及ぼす影響 (DNB 評価)

燃料棒曲がり DNB 試験結果から、接触曲がり DNB ペナルティ δ_{contact} 及び 85%曲がり DNB ペナルティ $\delta_{\text{pb},85}$ が求められる。

部分曲がりに対する DNB ペナルティは、第 3-31 図に示すように原点と $\delta_{\text{pb},85}$ と δ_{contact} を直線で結んだもので与えられる。

一方、第 3-29 図は、曲がりが最大になるクリティカルスパンでの 0.3% タイル曲がり $Y_{0.3}$ ^(注1) を表しているが、これから標準偏差 σ_c が次のように求まる。

$$\sigma_c = \frac{Y_{0.3}}{2.75} \dots\dots\dots(3-36)$$

これより、95%確率の投影クリアランス減少量 ΔC_{95} は、

$$\Delta C_{95} = 1.645 \sigma_c \text{ で与えられる。}$$

ΔC_{95} が 0.85 より小さければ、95%確率の DNB ペナルティ δ_{95} は

$$\delta_{95} = \frac{\Delta C_{95}}{0.85} \delta_{\text{pb},85} \dots\dots\dots(3-37)$$

で与えられ、また、0.85 より大きい場合には

$$\delta_{95} = \delta_{\text{pb},85} + \frac{\Delta C_{95} - 0.85}{1 - 0.85} \times (\delta_{\text{contact}} - \delta_{\text{pb},85}) \dots\dots\dots(3-38)$$

で与えられる。

本申請の燃料集合体を装荷する原子炉に関する評価結果を第 3-15 表に示す。

同表に示すように、燃料棒曲がり DNB ペナルティ δ_{95} は、改良統計的熱設計手法における最小 DNBR の許容限界値の中で、DNB ペナルティのための余裕に考慮されている。

(注 1) それよりも大きな曲がりが全体の 0.3% に相当する閉塞割合

第 3-15 表 燃料棒曲がり炉心性能に及ぼす影響 (DNB 評価結果)

標準偏差 σ_c は第 3-29 図より次のように求まる。

$$\sigma_c = \frac{Y_{0.3}}{2.75} = \frac{\boxed{}}{2.75} = \boxed{}$$

これより、95% 確率の投影クリアランス減少量 ΔC_{95} は次のように求まる。

$$\begin{aligned} \Delta C_{95} &= 1.645 \sigma_c \\ &= 1.645 \times \boxed{} = \boxed{} \end{aligned}$$

ここで、

$$\begin{aligned} \delta_{pb,85} &= \boxed{} \\ \delta_{95} &= \frac{\boxed{}}{0.85} \times \boxed{} = 0.038 \end{aligned}$$

となる。

[評価結果]

1. 燃料棒曲がり DNB ペナルティ (δ_{95})	3.8%
2. 熱設計上考慮した DNB 余裕 ^(注1)	12.7%

(注 1) DNB 余裕は次式における $F_{DNBR, Z}^M$ により考慮している。

$$\text{DNB 余裕(\%)} = (1 - F_{DNBR, Z}^M) \times 100$$

ここで、

$$\text{DNBR}_{SL} = \frac{\text{DNBR}_{DL}}{F_{DNBR, Z}^M}$$

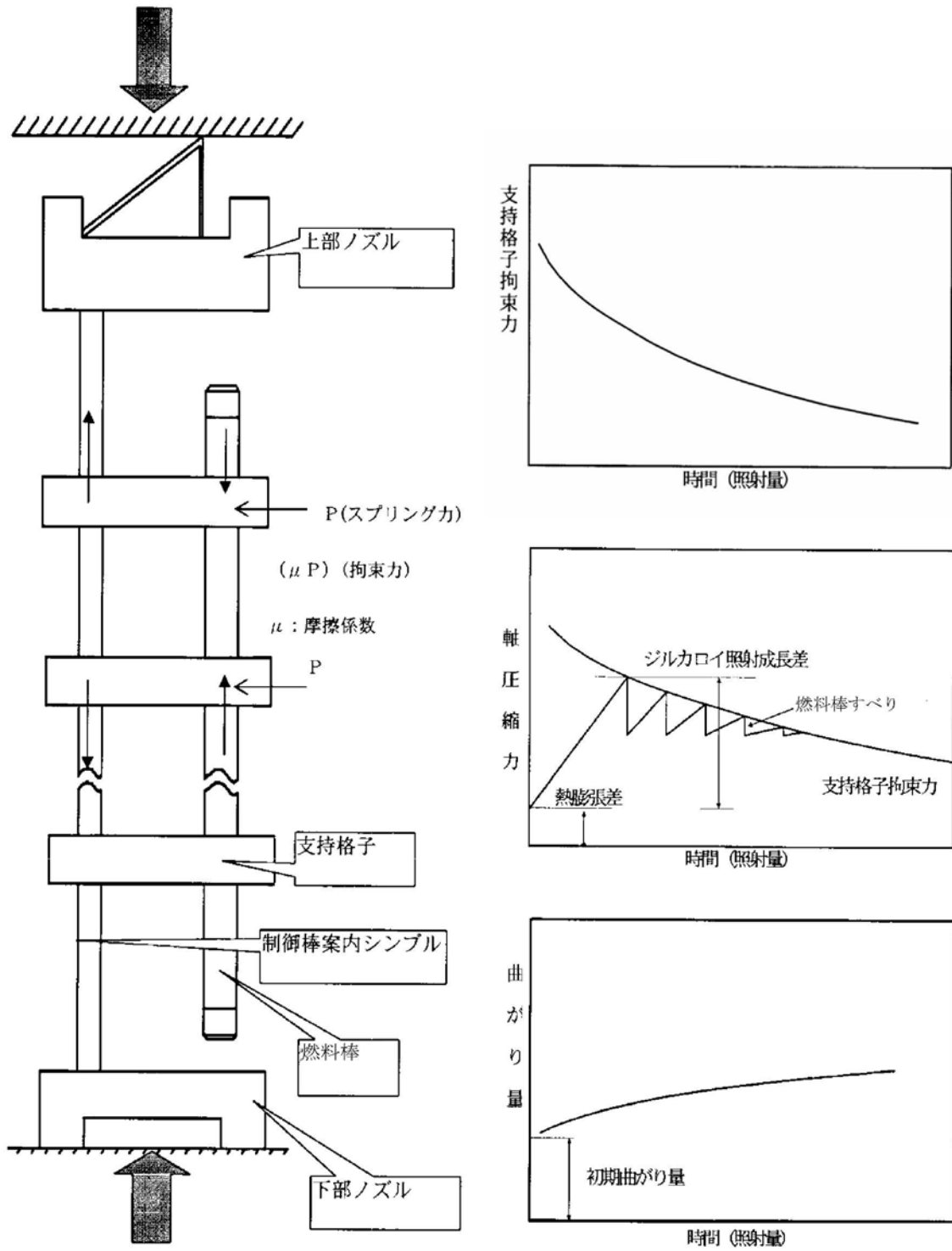
$$1.0 = \text{DNBR}_{DL} \times F_{DNBR, Z}^U$$

$F_{DNBR, Z}^M$: DNB ペナルティのための余裕

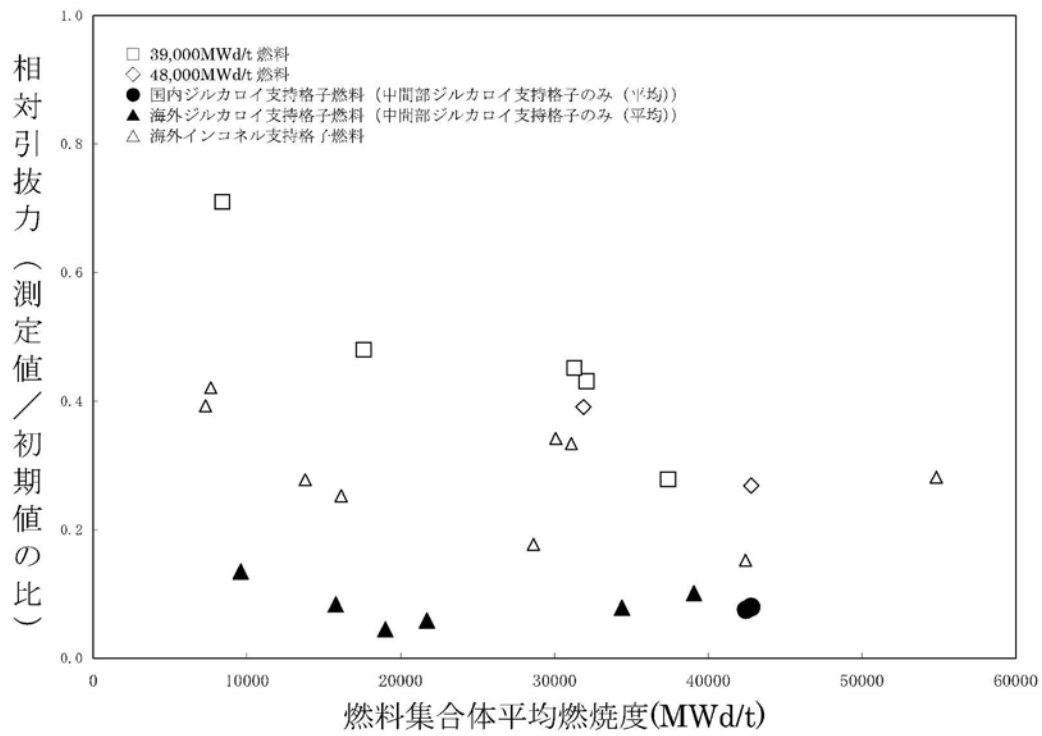
DNBR_{SL} : 最小 DNBR の許容限界値

DNBR_{DL} : DNBR 設計限界値

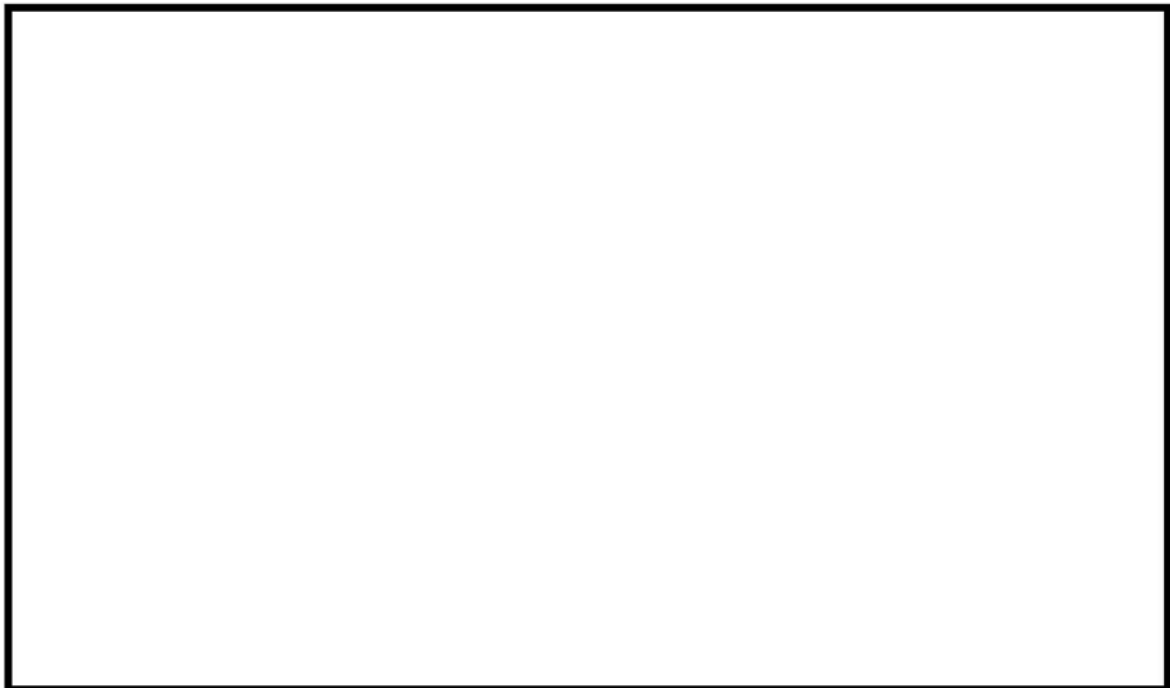
$F_{DNBR, Z}^U$: DNB 相関式の不確定性を表す確率分布と入力パラメータの不確定性に基づく最小 DNBR の確率分布を一括して統計的に取り扱った確率分布の不確定性因子



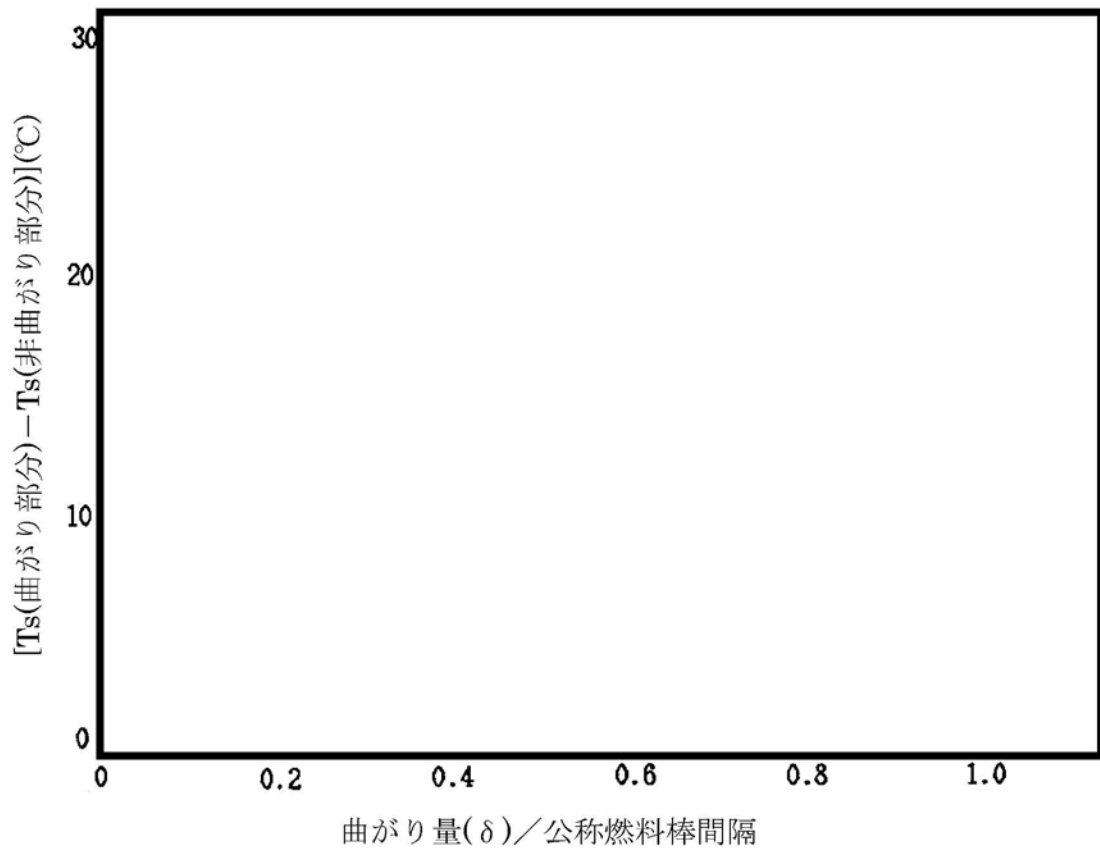
第 3-27 図 燃料棒にかかる圧縮力と曲がり



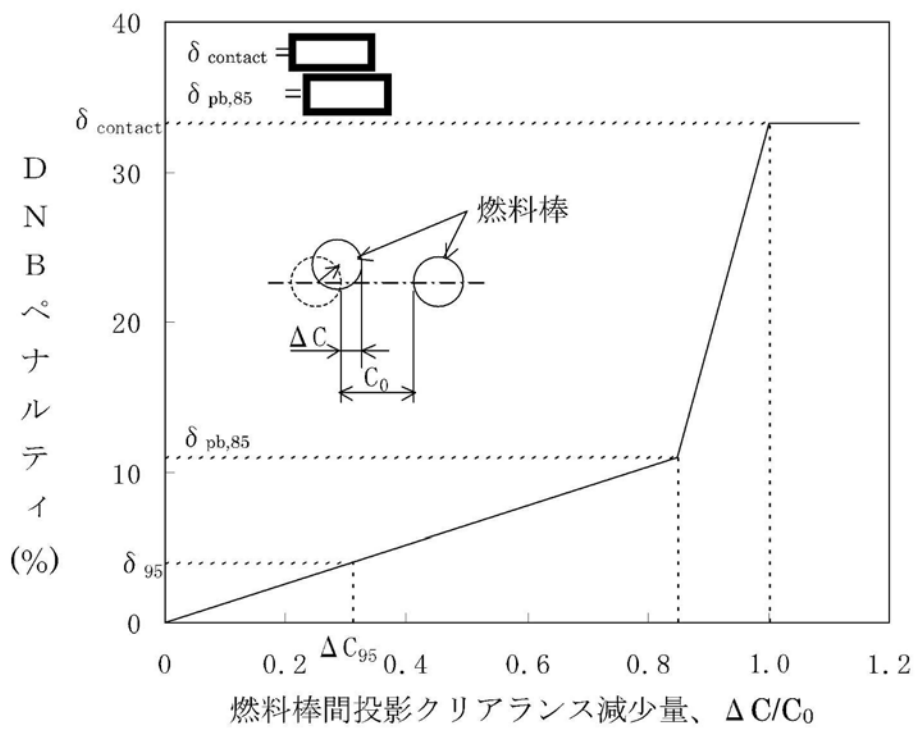
第 3-28 図 拘束力の照射による緩和実績



第 3-29 図 燃料棒 (17 行 17 列、9 支持格子) 間隔の閉塞割合⁽⁵²⁾⁽⁵³⁾



第 3-30 図 曲がり部分の DNB 以前の被覆管表面温度



第 3-31 図 DNB ペナルティと燃料棒間投影クリアランス減少量の関係

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、国内外燃料の実績を第 3-32 図に示す。インコネル-718 支持格子燃料に対し、照射に伴う燃料棒拘束力の緩和が大きいジルカロイ-4 支持格子燃料では集合体伸びは比較的小さい傾向にあることが認められる。

設計においては、55,000MWd/t までの燃料集合体の伸びを考慮しても、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、55,000MWd/t までの燃料集合体の伸びはインコネル-718 支持格子燃料集合体の伸びの実績データに基づく最確評価にばらつきを考慮して評価している。

(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、国内外燃料の実績を第 3-33 図に示す。照射成長がジルカロイ-4 より小さい MDA 及び ZIRLO 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及び下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、MDA 及び ZIRLO 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評価している。

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、MDA及びZIRLO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、MDA及びZIRLO被覆管の腐食モデル式は第3-16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MDA及びZIRLO被覆管の腐食特性（原子炉外腐食試験 腐食速度比からジルカロイ-4に対して改良効果約30%⁽⁵²⁾）を考慮した。MDA及びZIRLO被覆管の原子炉内腐食量について、実測値と予測値を第3-34図に比較した。第3-34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FINEコードによりMDA及びZIRLO被覆管の腐食量を適切に評価できる。

また、MDA及びZIRLO被覆管の原子炉内水素吸収量の実測値と予測値を第3-35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」の第5-9図より水素吸収率を約15%としてMDA及びZIRLO被覆管の水素吸収量を計算した。第3-35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FINEコードによりMDA及びZIRLO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FINEコードにより評価した結果、約7.6%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FINEコードにより評価した結果、約520ppm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。

(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

3.4.4 PCI 評価

MDA 及び ZIRLO 被覆管の出力ランプ試験データを第 3-36 図に示す。被覆管の PCI 破損限界は、高燃焼度域まで PCI 破損しきい値以上であることが確認でき、MDA 及び ZIRLO 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 3-36 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いように、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。その位置で1次冷却材圧力による被覆管の外圧クリープで扁平化し、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、原子炉内クリープが小さい MDA 又は ZIRLO 被覆管を採用していること、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。

燃料棒と支持格子の材料について、ジルカロイ-4、MDA、ZIRLO の3種の被覆管の材料と、インコネル-718、ジルカロイ-4 の2種の支持格子とのそれぞれの組合せを設定し、摩耗試験を実施している。試験で計測された摩耗体積の比を、ジルカロイ-4 被覆管を 1.0 として規格化して、第 3-37 図及び第 3-38 図に示す。MDA 及び ZIRLO 被覆管の摩耗は、ジルカロイ-4 被覆管の摩耗と同程度であり、摩耗特性は同等であると考えられる。

したがって、3種類の被覆管の摩耗特性が同等であることより、以下に示すジルカロイ-4 被覆管に対して支持格子のばね力を変えて実施した摩耗試験に基づき評価する。

(1) ジルカロイ-4 被覆管とインコネル-718 支持格子のフレッシング摩耗

流水試験結果によると、ジルカロイ-4 被覆管とインコネル-718 支持格子の間でのフレッシング摩耗は、燃料寿命末期での支持格子ばね力においても発生しないが、それ以下あるいはばね力がない場合にはわずかながら発生していることを確認している。この試験結果を基に、全寿命を4サイクルとし、評価上はサイクル1のばね力を [] に、また、サイクル2、3、4のばね力を [] と安全側に仮定して被覆管の摩耗減肉量を求めると、約 [] mm であり被覆管肉厚の10%より小さいこと

から、被覆管の健全性は確保される。

なお、下部支持格子部におけるフレットング摩耗については、本設計では寿命中下部支持格子が下部端栓を支持する設計となっており、摩耗が発生したとしても被覆管が貫通に至ることはなく問題ない。

(2) ジルカロイ-4 被覆管とジルカロイ-4 支持格子のフレットング摩耗

流水試験によると、ジルカロイ-4 被覆管とジルカロイ-4 支持格子の間でのフレットング摩耗は、上記と同様の結果であることを確認している。この試験結果を基に全寿命を 4 サイクルとし、評価上はサイクル 1 のばね力を [] に、また、サイクル 2、3、4 のばね力を [] と安全側に仮定して被覆管の摩耗減肉量を評価すると、 [] nm 以下と被覆管肉厚の 10% より小さいことから、被覆管の健全性は確保される。

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ト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であるとしている。

- 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ト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、支持格子の位置ずれに起因する横流れは小さい。

(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。

- 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ではなく、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。

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、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 Ss 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増加することになる。

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 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 [] 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 [] 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 3-16 表 腐食評価式

$$\begin{aligned}
 Z &= \left[A_1 \exp\left(-\frac{Q_1}{R T}\right) \cdot t \right]^{1/3} && (Z < Z_1) \\
 &= A_2 \exp\left(-\frac{Q_2}{R T}\right) (t - t_1) + Z_1 && (Z_1 \leq Z < Z_2) \\
 &= A_3 \exp\left(-\frac{Q_2}{R T}\right) (t - t_2) + Z_2 && (Z_2 \leq Z)
 \end{aligned}$$

ここで、

Z : 被覆管酸化膜厚さ

Z_1 : 被覆管酸化膜第 1 遷移点

Z_2 : 被覆管酸化膜第 2 遷移点

t : 時間

t_1 : 第 1 遷移点到達時間

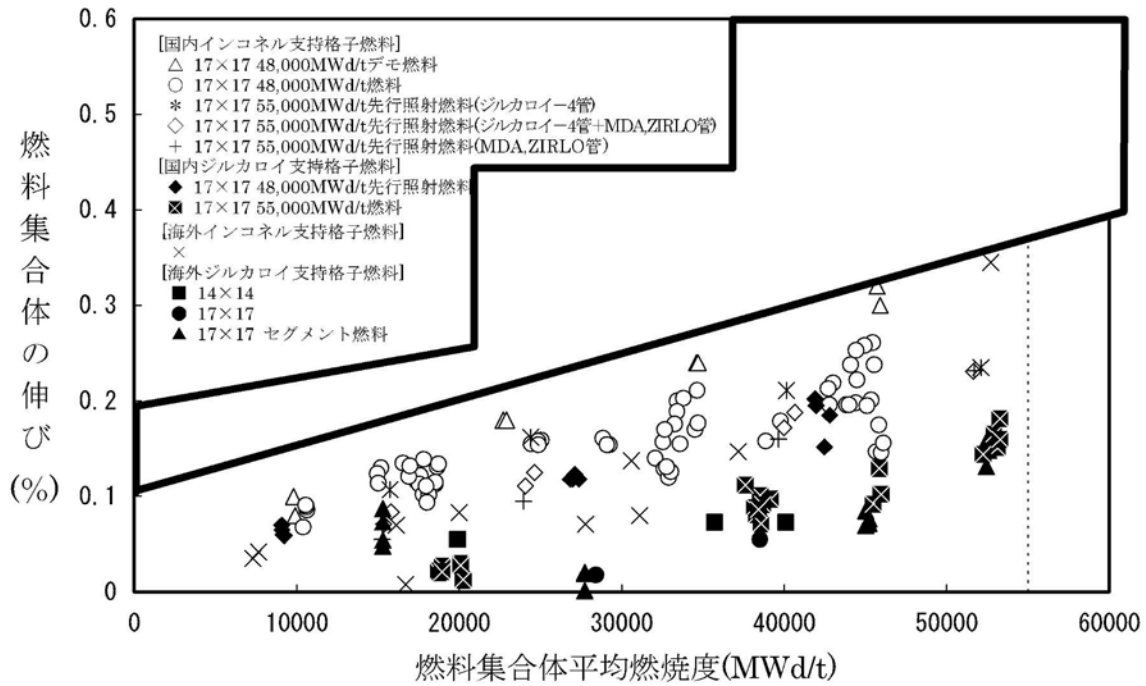
t_2 : 第 2 遷移点到達時間

Q_1 、 Q_2 : 第 1 遷移点前後の活性化エネルギー

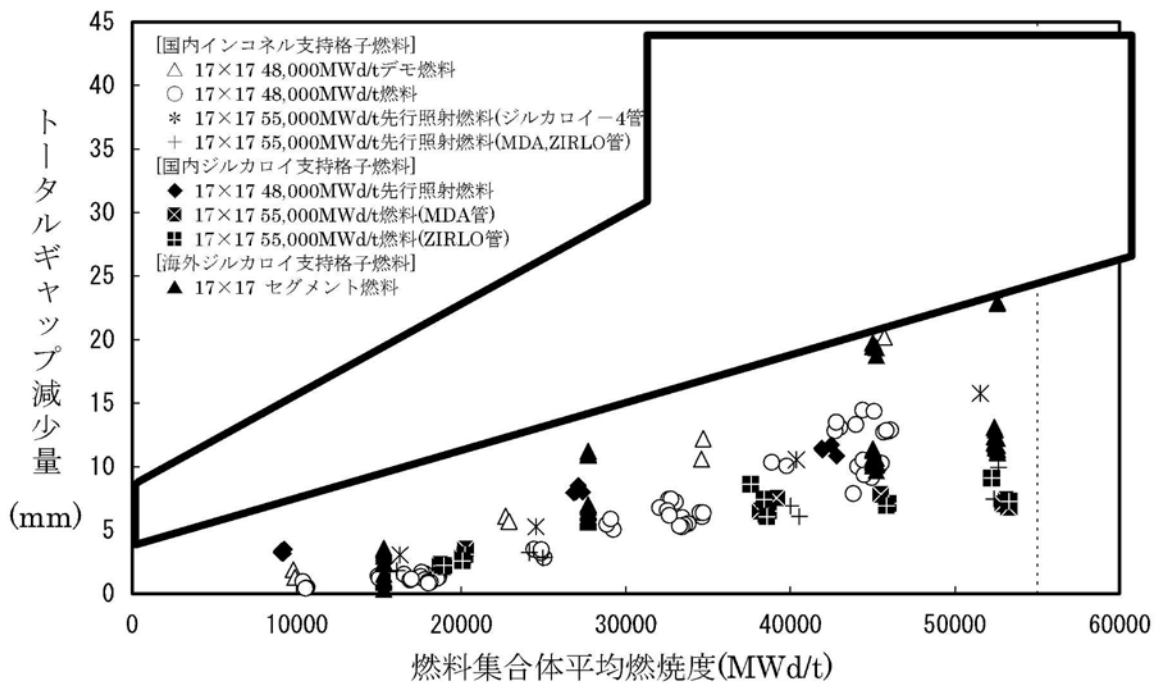
R : 気体定数

A_1 、 A_2 、 A_3 : 定数

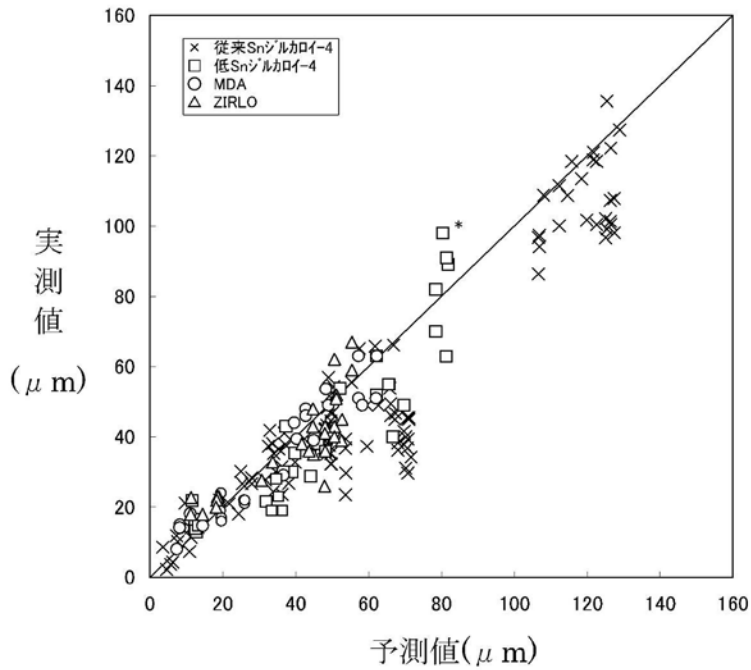
T : 酸化膜-金属境界温度



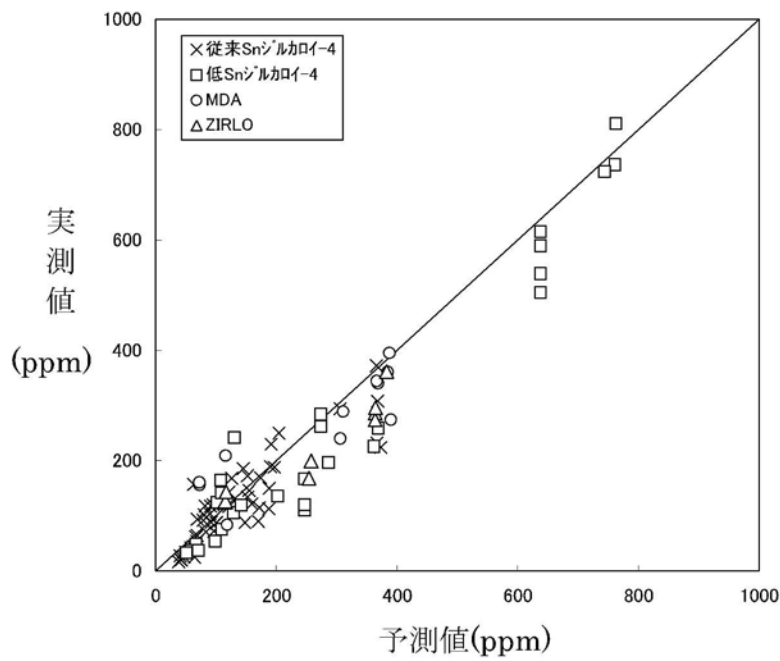
第3-32図 燃料集合体の伸び(12)(53)(54)(55)(56)(57)



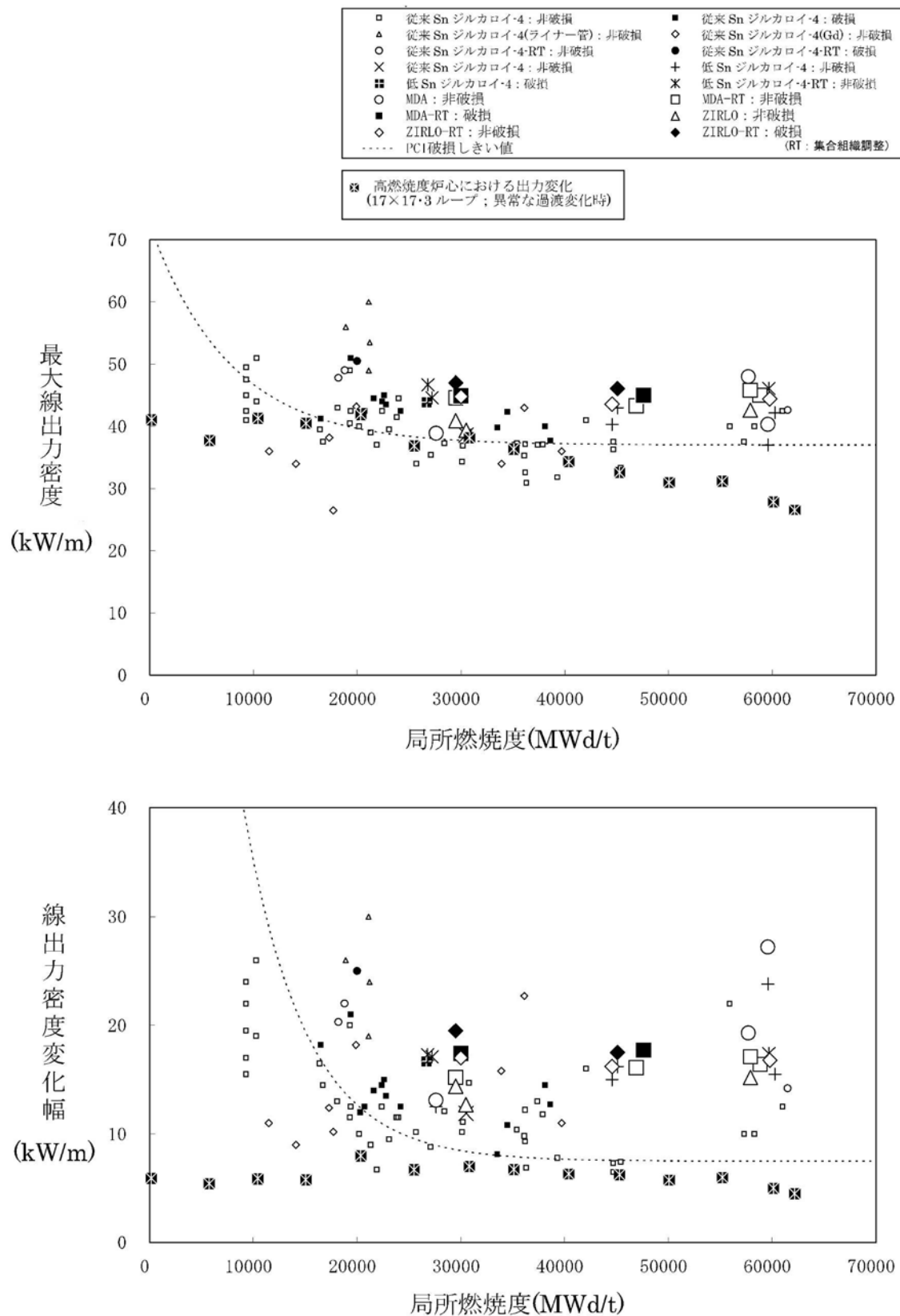
第3-33図 トータルギャップ減少量(12)(53)



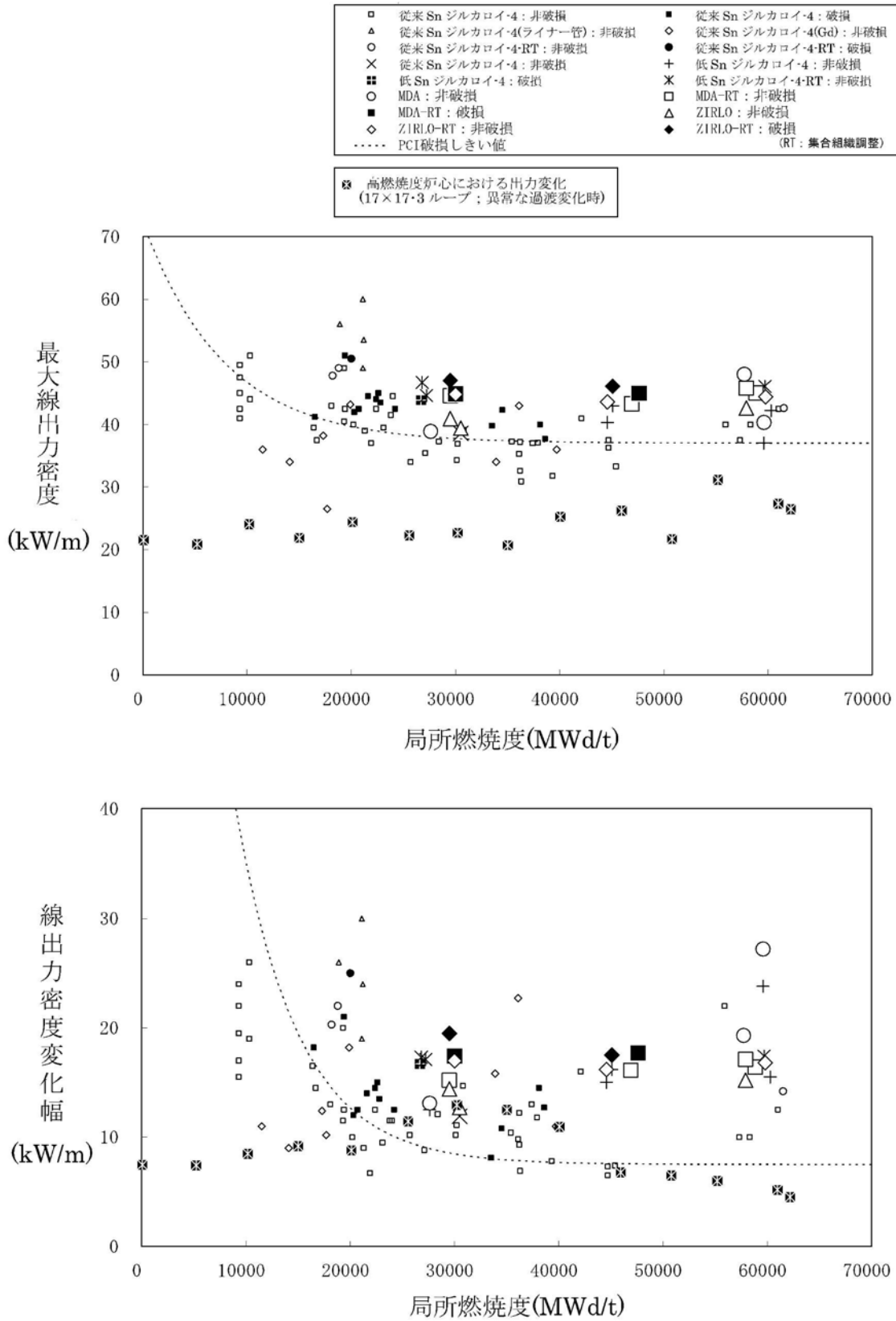
第3-34図 被覆管腐食量(最大酸化膜厚)の実測値と予測値の比較⁽⁸⁾⁽¹³⁾



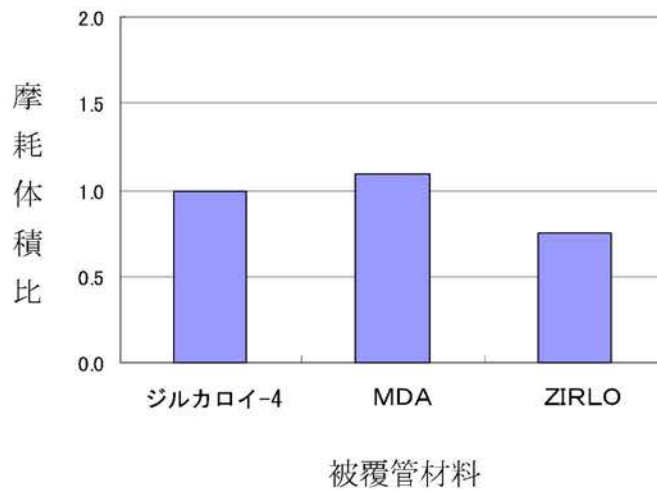
第3-35図 被覆管水素吸収量の実測値と予測値の比較⁽¹³⁾



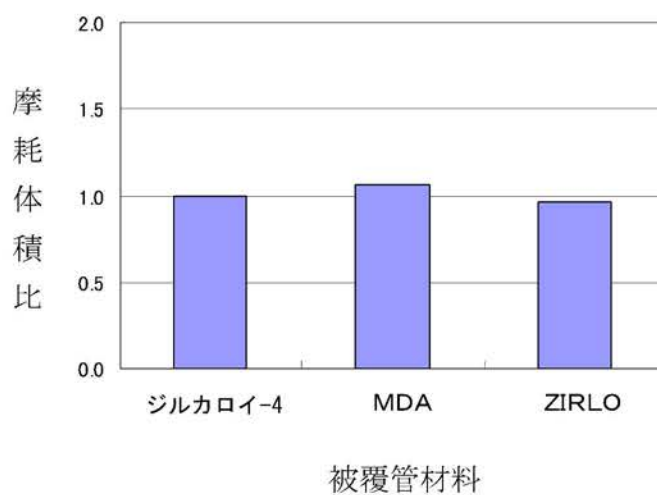
第 3-36 図 (1/2) 被覆管の出力ランプ試験結果(9)(12)(46)(58)
 (最大線出力密度が最大の場合の出力変化)



第 3-36 図 (2/2) 被覆管の出力ランプ試験結果⁽⁹⁾⁽¹²⁾⁽⁴⁶⁾⁽⁵⁸⁾
 (線出力密度変化幅が最大の場合の出力変化)



第3-37図 インコネル-718 支持格子との組合せにおける被覆管材料の摩耗体積比の比較



第3-38図 ジルカロイ-4 支持格子との組合せにおける被覆管材料の摩耗体積比の比較

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	(注1) 応力	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	$P_m + P_b$	1.5Sm
上部ノズル- 制御棒案内シ ンプル結合部	荷重分布を考慮し、拡管部、溶接部及びスリーブの強度評価を行う。	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 ンプル結合部	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	—	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 ンプル	荷重分布を考慮し、応力評価を行う。	ジルカロイ-4	P_m	Sm

(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_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	$P_m + P_b$	1.5Sm
制御棒案内 シンプル	スクラム時の衝撃力 運転時荷重	ジルカロイ-4	P_m (注2)	Sm
上部ノズル 押えばね	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ばね力
	ポンプオーバースピード時		—	上部ノズル押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_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8.2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「ABAQUS Ver.6.7-1」及び「ABAQUS Ver.6.7-2」（以下「ABAQUS」という。）である。評価に用いる解析コード「ABAQUS」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ABAQUS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 ABAQUS 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

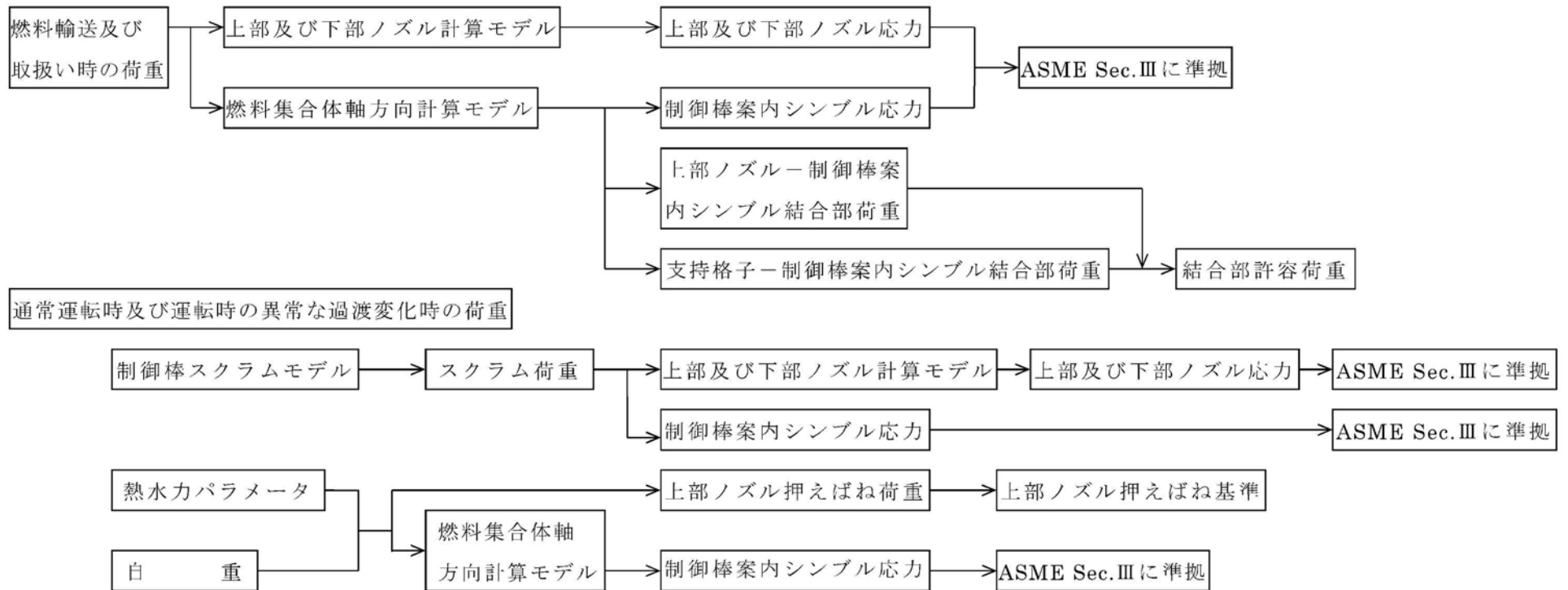
上部ノズルスリーブー制御棒案内シンプル拡管部、上部ノズルー上部ノズルスリーブ溶接部及び上部ノズルスリーブに加わる荷重を評価する。

(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、上部ノズル及び下部ノズルに対する応力評価はABAQUS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) 上部ノズル押えばねの機能評価

上部ノズル押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)条件で、上部ノズル押えばねの塑性変形は進行しない。

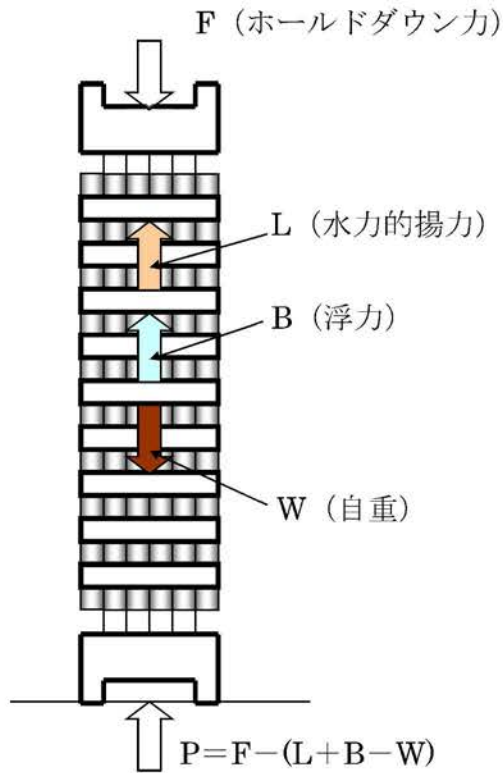
(注1) 制御棒案内シムルの下部の径を細くすることによって内部に保有する1次冷却材の抵抗により、制御棒クラスタ落下による燃料集合体への衝撃を減少させる部分

(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

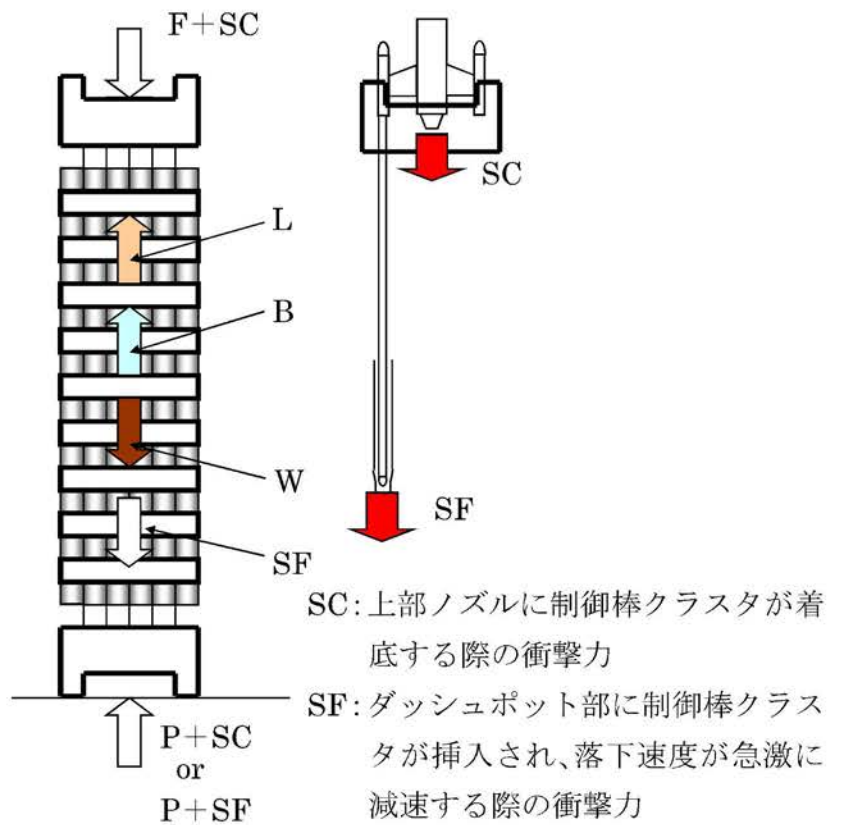
(注3) 運転時の異常な過渡変化として負荷急減が発生した場合、タービン及び発電機の回転数が増加し、それに伴い1次冷却材ポンプの回転数が増加することにより、1次冷却材流量が増加する現象

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プレートの内側で発生するが、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。最大荷重は外周コーナ位置にある上部ノズルスリーブで発生するが、永久変形は生じない。

(3) 支持格子-制御棒案内シムル結合部強度評価

第 4-3 表に結合部に生じる最大荷重と許容荷重を示す。最大荷重は支持格子拘束力の大きいジルカロイ-4 支持格子（中間部支持格子）の結合部で発生するが、永久変形は生じない。

(4) 制御棒案内シムル応力評価

第 4-3 表に制御棒案内シムルに生じる最大応力と許容応力を示す。最大応力は外周コーナ位置にある上部ノズルスリーブと上部支持格子スリーブ間の制御棒案内シムルで発生するが、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 Pa と耐力（約 \square Pa）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	(注3) 設計比
上部ノズル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.89
下部ノズル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.90
上部ノズル-制御棒 案内シンプル結合部	<input type="text"/> (注1)	<input type="text"/> (注2)	0.76 (注4)
支持格子-制御棒案内 シンプル結合部	<input type="text"/> (注1) (ジルカロイ製)	<input type="text"/> (注2) (ジルカロイ製)	0.48 (注4)
	<input type="text"/> (注1) (インコネル製)	<input type="text"/> (注2) (インコネル製)	0.45 (注4)
制御棒案内シンプル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.85

(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 でも、燃料集合体は浮き上がらず、上部ノズル押えばねの機能は損なわれない。

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	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.45
下部ノズル ^(注2)	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.40
制御棒案内シンプル ^(注2) ダッシュポット部	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.46
制御棒案内シンプル ^(注3) ダッシュポット部	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0.05

(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 上部ノズル押えばね評価結果

(単位：N)

	上部ノズル押えばねに要求される力 ^(注1)	上部ノズル押えばね力	評価	^(注2) 設計比
低温起動時	<input type="text"/>	<input type="text"/>	浮き上がらない。	0.69
高温全出力時	<input type="text"/>	<input type="text"/>	浮き上がらない。	0.30
ポンプオーバー スピード時 (高温)	<input type="text"/>	<input type="text"/>	浮き上がらない。	0.98

(注1) 水力的揚力+浮力-自重

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

5. 参考文献

- (1) 三菱原子燃料株式会社, "三菱PWR高燃焼度化ステップ2燃料の機械設計", MNF-1001 改1, 平成23年3月
- (2) T.Wada et al., "Behavior of $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ Fuel", BNES Conference, 1973, pp.63.1-63.3
- (3) M.D.Burdick and H.S.Parker, "Effect of Particle Size on Bulk Density and Strength Properties of Uranium Dioxide Specimens", Journal of the American Ceramic Society, Vol. 39 (1956) p181.
- (4) Belle.J., "Uranium Dioxide Properties and Nuclear Applications." U.S. Government Printing Office, 1961.
- (5) Conway, J.B., Fincel, R.M., Jr., and Hein, R.A., "The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO_2 to 2200°C ", GE-NMPO, TM 63-6-6, June(1963).
- (6) Christensen, J.A., "Thermal Expansion and Change in Volume on Melting for Uranium Dioxide", HW-75148 (1962).
- (7) 入佐ら, "高濃度ガドリニア入り燃料の炉外物性試験(1) -熱膨張率測定-", 日本原子力学会「1990秋の大会」, 1990年10月, 東北大
- (8) 通商産業省 原子力発電技術顧問会(基本設計) 高燃焼度化検討会, "加圧水型原子炉 高燃焼度化ステップ2 先行照射燃料 検討結果報告書", 基0516-6, 平成5年4月
- (9) S.Doï et al., "Advanced Fuel Design and Performance for Burnup Extension", ANS 2000 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, April 2000, Park City, Utah
- (10) 大久保ら, "PWR用48GWd/t 実用燃料照射確証試験", 日本原子力学会誌, 43, 9, 2001, pp.906-915
- (11) (財)原子力安全研究協会 "軽水炉燃料のふるまい 実務テキストシリーズ No.3 (改訂第5版)", 平成25年3月
- (12) (財)原子力発電技術機構, 平成11年度 軽水炉改良技術確証試験(高燃焼度等燃料に関するもの)に関する報告書, 平成12年3月
- (13) 原子力安全・保安部会 原子炉安全小委員会, "PWR燃料の高燃焼度化(ステップ2)及び燃料の高燃焼度化に係る安全研究の現状と課題について", 平成13年12月7日
- (14) (財)原子力発電技術機構, 平成7年度 軽水炉改良技術確証試験(高燃焼度等燃料に関するもの)に関する報告書, 平成8年3月
- (15) R.S.Brokaw, "Alignment Charts for Transport Properties, Viscosity,

- Thermal Conductivity and Diffusion Coefficients for Nonpolar Gases and Gas Mixtures at Low Density", Report NASA TR R-81 (1961).
- (16) V.C. Howard and T.F. Gulvin, "Thermal Conductivity Determinations on Uranium Dioxide by a Radial Flow Method", UKAEA IG Report 51 (RD/C) (1961).
 - (17) R.W. Dayton, C.R. Tipton, Jr, "Progress Relating to Civilian Applications during June 1960", July 1 1960, BMI-1448(rev.)
 - (18) J.L. Daniel, J. Matolich, Jr., and H.W. Deem, "Thermal Conductivity of UO₂", HW-69945, September (1962).
 - (19) A.D. Feith, "Thermal Conductivity of UO₂ by a Radial Heat Flow Method", TM63-9-5 (1963).
 - (20) J. Vogt, L. Grandell and U. Runfors, "Determination of the Thermal Conductivity of Nonirradiated Uranium Dioxide", AB Atomenergi Report RMB-527, 1964. (Quoted by IAEA Technical Reports Series No.59 on Thermal Conductivity of Uranium Dioxide.)
 - (21) T. Nishijima, T. Kawada and A. Ishihata, "Thermal Conductivity of Sintered UO₂ and Al₂O₃ at High Temperatures", J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 48, No.1 31-34 (1965).
 - (22) J.B. Ainscough and M.J. Wheeler, "The Thermal Diffusivity and Thermal Conductivity of Sintered Uranium Dioxide", The Seventh Conference on Thermal Conductivity, p.467, National Bureau of Standards, Washington(1968).
 - (23) T.G. Godfrey, W. Fulkerson, T.G. Kollie, J.P. Moore and D.L. McElroy, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556, June (1964).
 - (24) J.P. Stora, B. de Bernardy de Sigoyer, R. Delmas, P. Deschamps, C. Ringot and B. Lavaud, "Thermal Conductivity of Sintered Uranium Oxide under In-Pile Conditions", EURAEC-1095 (1964).
 - (25) A.J. Bush, "Apparatus for Measuring Thermal Conductivity to 2500°C", Westinghouse R & D Report 64-1P6-401-R3, February (1965).
 - (26) R.R. Asamoto, F.L. Anselin and A.E. Conti, "The Effect of Density on the Thermal Conductivity of Uranium Dioxide", GEAP-5493, April (1968).
 - (27) O.L. Kruger, "Heat Transfer Properties of Uranium and Plutonium Dioxide", Paper 11-N-68F presented at the Fall Meeting of Nuclear Division

- of the American Ceramic Society, September 1968, Pittsburgh.
- (28) J.A. Gyllander, "In-Pile Determination of the Thermal Conductivity of UO_2 in the Range 500-2500 Degrees Centigrade", AE-411, January(1971).
 - (29) M.F. Lyons et al., " UO_2 Powder and Pellet Thermal Conductivity During Irradiation", GEAP-5100-1, March (1966).
 - (30) D.H. Coplin et al., "The Thermal Conductivity of UO_2 by Direct In-reactor Measurement", GEAP-5100-6, May (1968).
 - (31) R.N. Duncan, "Rabbit Capsule Irradiation of UO_2 ", June (1962).
 - (32) A.S. Bain, "The Heat Rating Required to Produce Central Melting in Various UO_2 Fuels", ASTM Symposium on Radiation Effects in Refractory Fuel Compounds, Atlantic City, June 1961, PP.30-46, American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1962). (ASTM STP 306)
 - (33) J.P. Stora, "In-Reactor Measurement of the Integrated Thermal Conductivity of UO_2 Effect of Porosity", Trans. Amer. Nucl. Soc. 13, 137 (1970).
 - (34) International Atomic Energy Agency, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide", Report of the Panel held in Vienna, April 1965, IAEA Technical Reports Series, No.59, Vienna (1966).
 - (35) T.Tverberg et al., "Study of Thermal Behaviour of UO_2 and $(\text{U,Gd})\text{O}_2$ to High Burnup (IFA-515)", HWR-671, Enlarged HPG Meeting, March 2001, Lillehammer
 - (36) W.Wiesenack, "Assessment of UO_2 Conductivity Degradation Based on In-Pile Temperature Data", ANS 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, March 1997, Portland, Oregon
 - (37) 北島ら, "高燃焼度時の燃料細粒化現象の照射研究(HBRP) (3) - 高燃焼度燃料の熱拡散率測定と熱伝導率評価式-", (社)日本原子力学会「2002年春の年会」, 2002年3月, 神戸商船大学
 - (38) K.Bakker et al., "Determination of a Porosity Correction Factor for the Thermal Conductivity of Irradiated UO_2 Fuel by means of the Finite Element Method", Journal of Nuclear Materials, 226, 1995, pp.128-143
 - (39) K.Kosaka et al., "Thermal Properties and Irradiation Behaviour of Gd Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on Advances in Pellet Technology for Improved Performance at High Burnup, October 1996, Tokyo

- (40) 日本原子力研究所, "ハルデン炉を利用した日本の燃料照射研究－ハルデン共同研究（1997-99年）の成果－", JAERI-Tech 2000-066, 2000年11月
- (41) M.V.Speight, "A Calculation on the Migration of Fission Gas in Material Exhibiting Precipitation and Re-solution of Gas Atoms Under Irradiation.", Nuclear Science and Engineering: 37, 180-185(1969)
- (42) C.Vitanza et al., "Fission Gas Release From In-pile Pressure Measurements, ", Enlarged HPGM Loen Norway, 5-9 June 1978. F7-1
- (43) R.Hargreaves and D.A. Collins. "A Quantitative Model for Fission Gas Release and Swelling in Irradiated Uranium Dioxide" ,J.Br.Nucl Energy Soc. 1976 15. Oct., No.4 311-318
- (44) H.Nerman, "Application of STAV5 code for the Analysis of Fission Gas Release in Power Reactor Rods" ,IAEA specialists mtg. on Water Reactor fuel element performance computer modeling, Preston, UK March 1982
- (45) USNRC "Background and Derivation of ANS5.4 Standard Fission Product Release Model", NUREG/CR-2507, July, 1981
- (46) (財)原子力発電技術機構, 平成12年度 高燃焼度等燃料確証試験に関する報告書,平成13年6月
- (47) (財)原子力発電技術機構, 平成6年度 軽水炉改良技術確証試験（高燃焼度等燃料に関するもの）に関する報告書・補足資料（PWR・A型高性能燃料照射試験総合評価編）, 平成7年3月
- (48) (財)原子力工学試験センター, 昭和61年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する調査報告書（PWR燃料集合体照射試験[総合評価編]）, 昭和62年3月
- (49) J.R.Reavis, "Vibration Correlation for Maximum Fuel-Element Displacement in Parallel Turbulent Flow" ,Nuclear Science and Engineering: 38, 63-69(1969)
- (50) W.J.O'Donnell and B.F.Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components" Nuclear Science and Engineering: 20, 1-12 (1964)
- (51) 三菱原子力工業(株), "燃料棒のわん曲(Bowing)について", MAPI-1031 改3, 昭和63年5月
- (52) (財)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（PWR高燃焼度燃料 総合評価編）, 平成14年3月
- (53) 佐々木ら, "国内PWRにおける高燃焼度化ステップ2燃料(A型)の3サイクル照射後オンサイト検査結果", 日本原子力学会「2009年秋の大会」, 2009年9月, 東北大学

- (54) H. W. Wilson et al., "Fuel Performance Characteristics at Extended Burnup", ANS Topical Meeting on LWR Extended Burnup - Fuel Performance and Utilization, April 1982, Williamsburg, Virginia
- (55) R. S. Kaiser et al., "Westinghouse High Burnup Experience at Farley 1 and Point Beach 2", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, April 1988, Williamsburg, Virginia
- (56) W. J. Leech et al., "Applications of Post-Irradiation Data from Light water Reactor Fuel", ANS Conference on Fast, Thermal and Fusion Reactor Experiments, 1982, Salt Lake City, Utah
- (57) 田原ら, "国内PWRにおける高燃焼度先行照射燃料（A型）の3サイクル照射後オンサイト検査結果", 日本原子力学会「2001年秋の大会」, 2001年9月, 北海道大学
- (58) T.Takahashi et al., "Advanced Fuel Development for Burnup Extension", ANS 1997 International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, March 1997, Portland, Oregon

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 (2) - 別紙 - 1
2. 解析コードの概要	3 (2) - 別紙 - 2
2.1 高燃焼度用 FINE Ver.3.0	3 (2) - 別紙 - 2
2.1.1 高燃焼度用 FINE Ver.3.0 の概要	3 (2) - 別紙 - 2
2.2 ABAQUS Ver.6.7-1	3 (2) - 別紙 - 3
2.2.1 ABAQUS Ver.6.7-1 の概要	3 (2) - 別紙 - 3
2.3 ABAQUS Ver.6.7-2	3 (2) - 別紙 - 4
2.3.1 ABAQUS Ver.6.7-2 の概要	3 (2) - 別紙 - 4

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 FINE Ver.3.0

2.1.1 高燃焼度用 FINE Ver.3.0 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	高燃焼度用FINE
開発機関		三菱重工業株式会社
開発時期		2002年
使用したバージョン		Ver.3.0
使用目的		A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、被覆管引張りずみの変化量等の算出が可能である。</p> <p>高燃焼度用FINEコードは、FINE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FINEコードは、燃料棒 (A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FINE Ver.3.0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FINE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「三菱PWR高燃焼度化ステップ2燃料の機械設計」(MNF-1001 改1 平成23年 三菱原子燃料株式会社) 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FINE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 ABAQUS Ver.6.7-1

2.2.1 ABAQUS Ver.6.7-1 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	ABAQUS
開発機関		ダッソー・システムズ社 (旧 HKS(Hibbitt、 Karlsson & Sorensen)社)
開発時期		1978年
使用したバージョン		Ver.6.7-1
使用目的		3次元有限要素法(ソリッド要素)による応力解析
コードの概要		<p>米国 HKS 社によって開発され、現在はダッソー・システムズ(株)によって保守されている有限要素法による構造解析用汎用コードである。</p> <p>応力解析、熱応力解析及び伝熱解析等を行うことができ、特に非線形解析が容易に行えることが特長であり、多くの民間・国立研究所、大学及び産業界で利用されている実績を持つ。</p>
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)		<p>ABAQUS Ver.6.7-1 は燃料集合体の下部ノズルの 3次元有限要素法(ソリッド要素)による応力解析で使用している。</p> <p>【検証(Verification)】 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適用機能(3次元ソリッド要素)による応力解析を行い、解析解が理論モデルによる理論解と一致することを確認している。 ・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)】 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、自動車、航空宇宙、防衛、工業製品、学術研究等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(ソリッド要素)による応力解析に本解析コードが適用できることを確認している。

2.3 ABAQUS Ver.6.7-2

2.3.1 ABAQUS Ver.6.7-2 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	ABAQUS
開発機関		ダッソー・システムズ社 (旧 HKS(Hibbitt、 Karlsson & Sorensen)社)
開発時期		1978 年
使用したバージョン		Ver.6.7-2
使用目的		3次元有限要素法（ソリッド要素）による応力解析
コードの概要		<p>米国 HKS 社によって開発され、現在はダッソー・システムズ（株）によって保守されている有限要素法による構造解析用汎用コードである。</p> <p>応力解析、熱応力解析及び伝熱解析等を行うことができ、特に非線形解析が容易に行えることが特長であり、多くの民間・国立研究所、大学及び産業界で利用されている実績を持つ。</p>
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)		<p>ABAQUS Ver.6.7-2 は燃料集合体の上部ノズルの 3次元有限要素法（ソリッド要素）による応力解析で使用している。</p> <p>【検証(Verification)】 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適用機能（3次元ソリッド要素）による応力解析を行い、解析解が理論モデルによる理論解と一致することを確認している。 ・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)】 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、自動車、航空宇宙、防衛、工業製品、学術研究等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（ソリッド要素）による応力解析に本解析コードが適用でき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 2 号機

目 次

	頁
1. 概 要	4 (2) - 1
2. 構成材料の概要	4 (2) - 2
3. 二酸化ウラン	4 (2) - 9
3.1 耐熱性	4 (2) - 9
3.2 耐放射線性	4 (2) - 9
3.2.1 二酸化ウランペレットの照射焼きしまり	4 (2) - 10
3.2.2 二酸化ウランペレットのスエリング	4 (2) - 10
3.2.3 FP ガスの放出挙動	4 (2) - 11
3.2.4 ペレットリム組織化	4 (2) - 12
3.3 耐食性	4 (2) - 13
3.3.1 二酸化ウランペレットとジルコニウム基合金被覆管との反応 ..	4 (2) - 13
3.3.2 二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応	4 (2) - 14
3.3.3 二酸化ウランペレットと水との反応	4 (2) - 15
4. ガドリニア入り二酸化ウラン	4 (2) - 19
4.1 耐熱性	4 (2) - 19
4.2 耐放射線性	4 (2) - 20
4.3 耐食性	4 (2) - 20
4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと ジルコニウム基合金被覆管との反応	4 (2) - 21
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 (2) - 21
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 (2) - 21
5. ジルコニウム基合金	4 (2) - 23
5.1 耐熱性	4 (2) - 23
5.2 耐放射線性	4 (2) - 23
5.2.1 機械的性質	4 (2) - 24
5.2.2 疲労特性	4 (2) - 25
5.2.3 クリープ特性	4 (2) - 25
5.2.4 照射成長	4 (2) - 26

5.3 耐食性	4 (2) - 26
5.3.1 酸化腐食による影響	4 (2) - 27
5.3.2 水素吸収による影響	4 (2) - 27
5.4 その他の性能	4 (2) - 28
5.4.1 耐 PCI 性	4 (2) - 28
5.4.2 耐摩耗性	4 (2) - 28
5.4.3 高温特性	4 (2) - 29
6. Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金 (ジルカロイ-4)	4 (2) - 40
6.1 耐熱性	4 (2) - 40
6.2 耐放射線性	4 (2) - 40
6.3 耐食性	4 (2) - 40
6.3.1 酸化腐食による影響	4 (2) - 41
6.3.2 水素吸収による影響	4 (2) - 41
7. 析出硬化型ニッケル基合金 (718 合金)	4 (2) - 45
7.1 耐熱性	4 (2) - 45
7.2 耐放射線性	4 (2) - 45
7.3 耐食性	4 (2) - 45
8. オーステナイト系ステンレス鋼	4 (2) - 48
8.1 耐熱性	4 (2) - 48
8.2 耐放射線性	4 (2) - 48
8.3 耐食性	4 (2) - 48
9. 参考文献	4 (2) - 53

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 A 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系ジルコニウム合金(注5)	Sn	0.70/0.90	Al	≦□	Cu	≦□	N	≦□
		Fe	0.18/0.24	B	≦□	Hf	≦□	Si	≦□
		Cr	0.07/0.13	Ca	≦□	H	≦□	Ti	≦□
		Fe+Cr	0.28/0.37	Cd	≦□	Mg	≦□	U	≦□
		Nb	0.45/0.55	C	≦□	Mn	≦□	W	≦□
		O	□	Co	≦□	Ni	≦□		
		Zr	残部						
	Sn-Fe-Nb系ジルコニウム合金(注6)	Sn	0.90/1.30	Al	≦□	Cr	≦□	Ni	≦□
		Fe	0.08/0.12	B	≦□	Cu	≦□	N	≦□
		Nb	0.80/1.20	Ca	≦□	Hf	≦□	Si	≦□
		O	□	Cd	≦□	H	≦□	Ti	≦□
		Zr	残部	C	≦□	Mg	≦□	U	≦□
				Co	≦□	Mn	≦□	W	≦□
制御棒案内 シンプル 炉内計装用 案内 シンプル 中間部 スリーブ	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム 合金(注7) (ASTM B353 Grade R60804)	Sn	1.20/1.70	Al	≦75	Hf	≦100	Nb	≦100
		Fe	0.18/0.24	B	≦0.5	H	≦25	Si	≦120
		Cr	0.07/0.13	Ca	≦30	Mg	≦20	Ti	≦50
		Fe+Cr	0.28/0.37	Cd	≦0.5	Mn	≦50	U	≦3.5
		O	□	C	≦270	Mo	≦50	W	≦100
		Zr	残部	Co	≦20	Ni	≦70		
				Cu	≦50	N	≦80		
燃料被覆材 端 栓	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム 合金(注7) (ASTM B351 Grade R60804, JIS H4751 ZrTN 804D 相当)	Sn	1.20/1.70	Al	≦75	Hf	≦100	Nb	≦100
		Fe	0.18/0.24	B	≦0.5	H	≦25	Si	≦120
		Cr	0.07/0.13	Ca	≦30	Mg	≦20	Ti	≦50
		Fe+Cr	0.28/0.37	Cd	≦0.5	Mn	≦50	U	≦3.5
		O	□	C	≦270	Mo	≦50	W	≦100
		Zr	残部	Co	≦20	Ni	≦70		
				Cu	≦50	N	≦80		

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)					
制御棒案内 シングル 端 栓	Sn-Fe-Cr 系 ジルコニウ ム合金 (注7) (ASTM B351 Grade R60804)	Sn	1.20/1.70	Al	≤75	Hf	≤100	Nb	≤100
		Fe	0.18/0.24	B	≤0.5	H	≤25	Si	≤120
		Cr	0.07/0.13	Ca	≤30	Mg	≤20	Ti	≤50
		Fe+Cr	0.28/0.37	Cd	≤0.5	Mn	≤50	U	≤3.5
		O		C	≤270	Mo	≤50	W	≤100
		Zr	残部	Co	≤20	Ni	≤70	X	
		X		Cu	≤50	N	≤80		
中間部 支持格子	Sn-Fe-Cr 系 ジルコニウ ム合金 (注7) (ASTM B352 Grade R60804)	Sn	1.20/1.70	Al	≤75	Hf	≤100	Nb	≤100
		Fe	0.18/0.24	B	≤0.5	H	≤25	Si	≤120
		Cr	0.07/0.13	Ca	≤30	Mg	≤20	Ti	≤50
		Fe+Cr	0.28/0.37	Cd	≤0.5	Mn	≤50	U	≤3.5
		O		C	≤270	Mo	≤50	W	≤100
		Zr	残部	Co	≤20	Ni	≤70	X	
		X		Cu	≤50	N	≤80		

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	50.0/55.0	Cu	≤0.30	
・上部 支持格子 ・下部 支持格子 ・上部ノズル 押えばね ・ブレード	析出硬化型 ニッケル基合金 (注8) (ASTM B670 UNS N07718)	Cr	17.0/21.0	Si	≤0.35	X
		Nb+Ta	4.75/5.50	Mn	≤0.35	
		Mo	2.80/3.30	P	≤0.015	
		Ti	0.65/1.15	S	≤0.015	
		Al	0.20/0.80	C	≤0.08	
		Fe	残部	B	≤0.006	
・上部ノズル ・下部ノズル	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A [redacted])	Cr	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	X
		Ni	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		C	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		[redacted]	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
・シンプル スクリュー ・スプリング スクリュー	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A [redacted])	Cr	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	X
		Ni	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		C	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		[redacted]	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
・インサート 端栓	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A [redacted])	Cr	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	X
		Ni	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		C	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		[redacted]	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
・インサート 管	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A [redacted]) 又は ASTM A [redacted]	Cr	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	X
		Ni	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		C	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	
		[redacted]	[redacted]	[redacted]	≤ [redacted]	

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%)			
上部スリーブ	オーステナイト系 ステンレス鋼 (JIS G <input type="text"/>)	Cr	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
		Ni	<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"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
コイルばね (ペレット 押えばね)	オーステナイト系 ばね用ステンレス鋼 (ASTMA <input type="text"/>)	Cr	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
		Ni	<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"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

(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 B はガドリニア濃度 10wt%を示す。タイプ C 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、機械的強度を向上させるため、Nb を微量添加した Sn-Fe-Cr-Nb 系ジルコニウム基合金。以下「MDA」という。

(注6) 耐食性が良好な Zr-Nb 系合金に機械的強度を向上させるため、Sn と Fe を添加した Sn-Fe-Nb 系ジルコニウム基合金。この合金は米国ウエスティングハウス社により「ZIRLO[®]」として商標登録されたものである。以下「ZIRLO」という。

(注7) 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8) 以下「718 合金」という。なお、718 合金のうち支持格子の材料は「インコネル-718」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

構成部品	材料の種類	項目	規定値
・燃料被覆材	MDA ZIRLO	(高温引張試験：385℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %
・制御棒案内 シムブル	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注1)) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %
・燃料被覆材端栓	ジルカロイ-4	(高温引張試験：316℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %
・上部支持格子 ・下部支持格子	インコネル-718	(常温引張試験：室温 ^(注1)) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %
・中間部支持格子	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注1)) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %
・上部ノズル ・下部ノズル	オーステナイト 系ステンレス鋼	(常温引張試験：室温 ^(注1)) 引張強さ 耐 力 伸 び	≧ □ MPa ≧ □ MPa ≧ □ %

(注 1) 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℃、JIS Z2241 を適用する場合には 10～35℃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%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

(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。

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)b.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に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(1)b.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。高温度領域においては、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⁾。

高密度ペレットのスエリングへの影響については、異なる密度(93、96及び99%T.D.)のペレットを用いた照射試験等により、スエリング率は約0.5～0.6% $\Delta V/V/10,000\text{MWd/t}$ で有意な差はなく、その影響がないことを確認している⁽⁶⁾。

また、前記第3-2図には、93～96%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70,000MWd/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。なお、燃焼度約80,000MWd/tのディスク状高密度燃料は、燃焼度分布がほぼ平坦でかつ被覆管等による拘束のない条件での照射のため全面に高気孔率組織(リム組織)が形成されており、やや大きめの密度低下(体積増加)を呈していると考えられる。

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

(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。

ー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3%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1)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2))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

(注1) ペレット表面に開口した気孔

(注2) 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。

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°C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⁽⁷⁾、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⁽⁸⁾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が、FP ガス放出の評価では、リム組織からの FP ガス放出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)b.に示す。)設計評価に反映している。

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)、MDA 又は ZIRLO 被覆管、コイルばね(ステンレス鋼)及び燃料被覆材端栓(ジルカロイ-4)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⁽⁹⁾、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⁽¹⁰⁾ことから、二酸化ウランペレットとコイルばねとは安定に共存する。

3.3.1 二酸化ウランペレットとジルコニウム基合金被覆管との反応

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カロイ中に拡散し、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⁽¹¹⁾。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。

また、海外商業炉で照射された約 60,000MWd/t までの MDA 及び ZIRLO 被覆管の燃料棒では被覆管内面酸化及びボンディングが認められるが、その反応層は高々 10~20 μm と小さく、被覆管応力への影響は小さい。さらに、第 5-11 図に見られるように約 30,000~40,000MWd/t において PCI 破損が認められる出力レベルでも、約 60,000MWd/t 程度の上記燃料棒は PCI 破損していないことから、この程度の反応層であれば PCI への影響はない⁽¹²⁾。

なお、MDA 及び ZIRLO 被覆管と二酸化ウランペレットの反応は、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。

同様に、二酸化ウランペレットと燃料被覆材端栓との反応についても、PWR 燃料の照射後試験⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾により反応は認められていないことから、二酸化ウランペレットと燃料被覆材端栓とは安定に共存する。したがって、いずれも有意な反応が認められていないことから、それらの反応を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

(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。

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

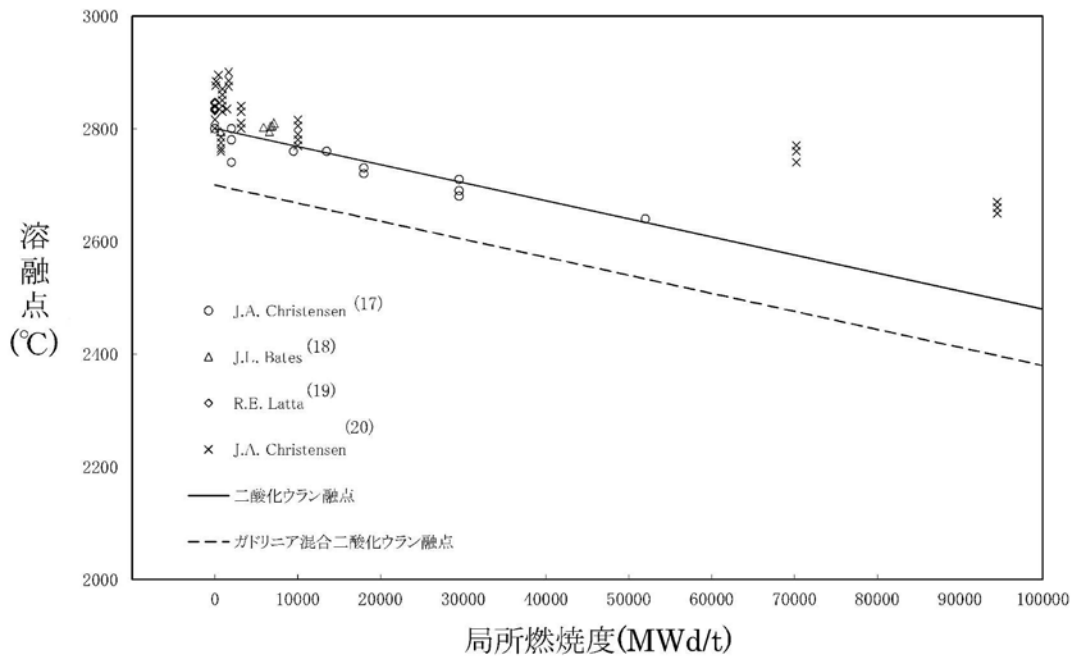
原子炉内使用時に被覆管に貫通欠陥が生じたり、破損を生じたりした場合には、1次冷却材が燃料棒内に浸入し、二酸化ウランペレットとの反応の可能性が考えられる。

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)型面心立法の結晶構造)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⁽⁴³⁾。

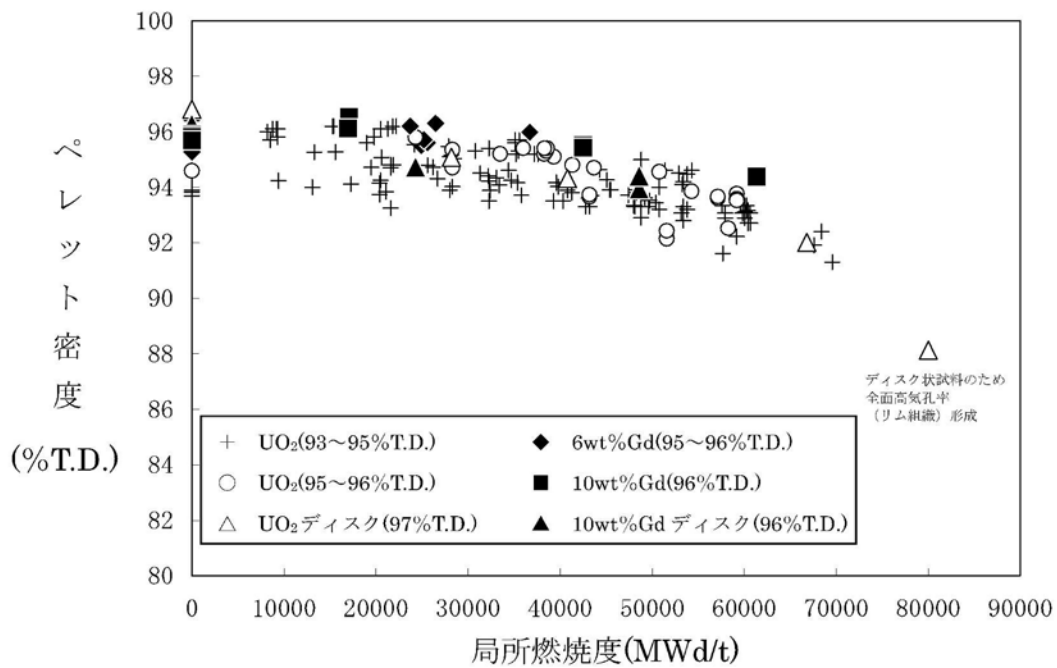
約 340℃の高温水中での二酸化ウランペレットの挙動については、環境水中の溶存酸素量に依存することが明らかにされており、0.01ppm 程度の低酸素量領域では腐食は認められないことが知られている⁽¹⁶⁾。さらに、同様な高温水中での約 1 年間の浸漬試験において、その質量増加は約 0.03%であることが報告されており⁽²⁾、この量は酸素対ウラン比に換算して約 0.005 程度の増加であり、小さい。二酸化ウランペレット密度が高くなっても、結晶構造及び格子定数が変わらないことから、水との反応も約 95%T.D.の二酸化ウランペレットと同等である。したがって酸素対ウラン比がこの程度の変化であれば、ペレ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。

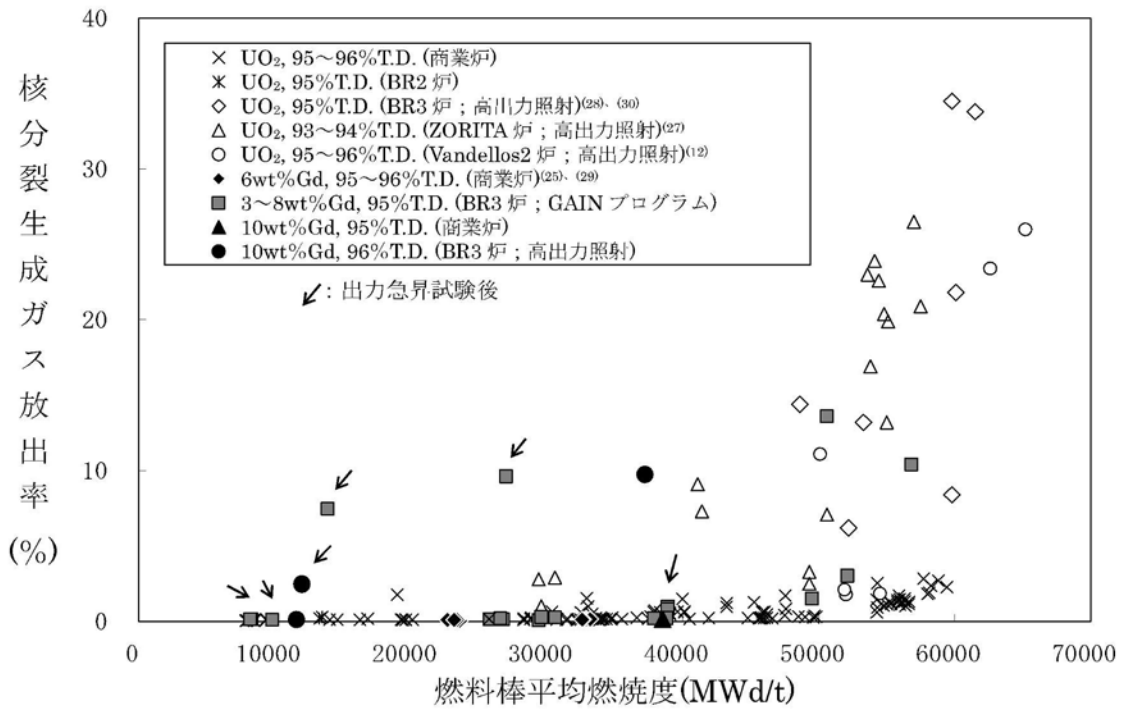
二酸化ウランペレットと 1 次冷却材との化学反応における放射線による影響として、1 次冷却材の放射線分解により発生する酸素が二酸化ウランペレットとの反応を促進させる可能性が考えられるが、PWR では 1 次冷却材に水素注入を行い酸素の発生を抑制しているため、照射による反応促進への影響はない。



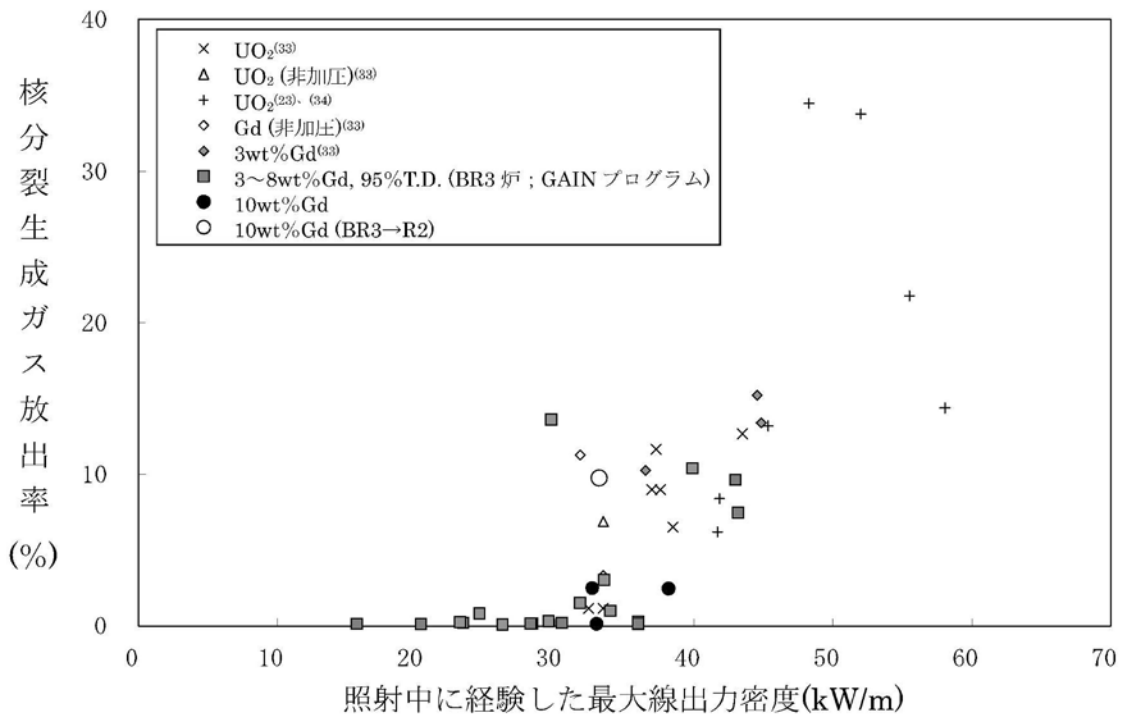
第 3-1 図 二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランの溶融点



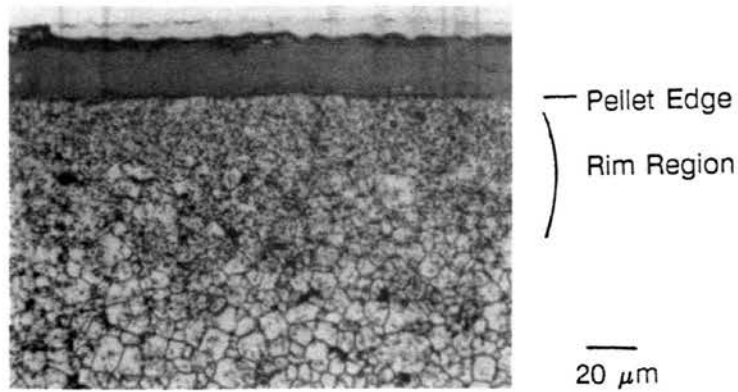
第 3-2 図 ペレット密度の燃焼に伴う変化(12)(13)(21)(22)(23)(24)(25)(26)(27)



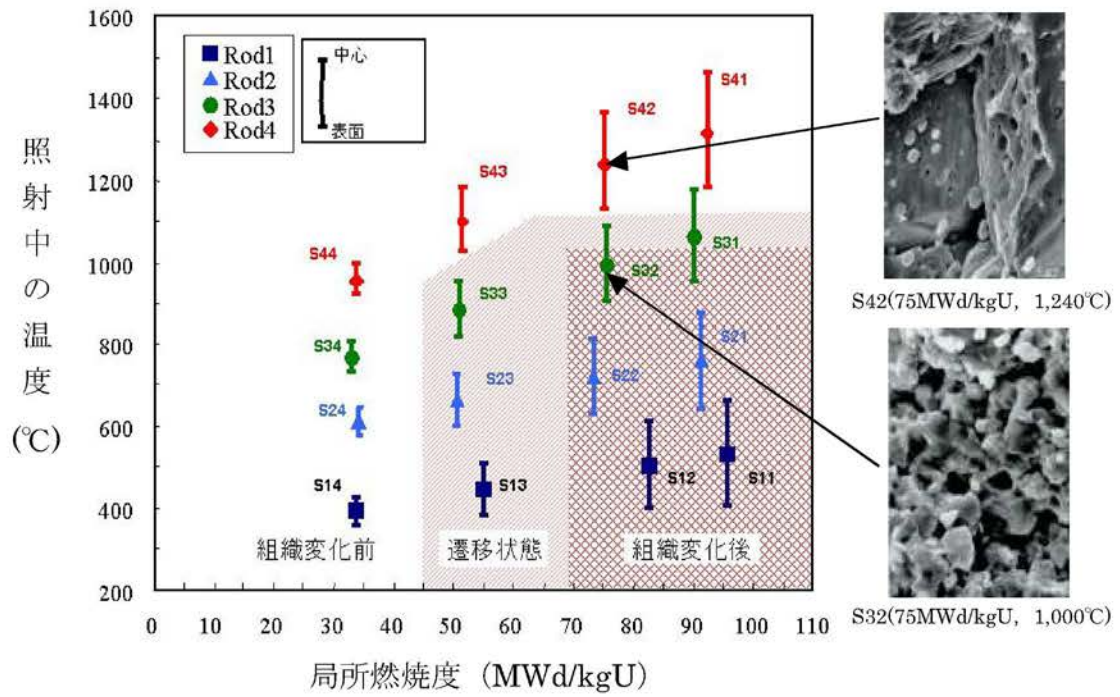
第3-3図(1) 二酸化ウランペレット及びガドリニア入り二酸化ウランペレットのFPガス放出率(10)(11)(12)(13)(21)(22)(25)(27)(28)(29)(30)(31)(32)



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(23)(31)(32)(33)(34)



第3-4図 リム組織金相観察例⁽²⁸⁾



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)⁽³⁵⁾

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、Bealsら⁽³⁶⁾、和田ら⁽³⁷⁾、Grossmanら⁽³⁸⁾、水野ら⁽³⁹⁾により報告されている。

これらのデータの内 Beals ら及び Grossman らのデータについては測定条件の違いが指摘されている。二酸化ウラン (ガドリニウム添加なし) における測定値が他の多くの測定者による報告値並びに水野らの測定結果に比較し低い値が報告されていることから、最大のガドリニア濃度 10wt%における溶融点は、第4-1 図に示した水野らのデータより、溶融していないことが確認されている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 原子が置き換わ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⁽⁴⁾。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(1)b.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、MDA 又は ZIRLO 被覆管、コイルばね及び燃料被覆材端栓と接触しており、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、ペレットとコイルばねとの反応は二酸化ウランと同等と考えられる。

(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

4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットとジルコニウム基合金被覆管との反応

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。10wt%までの濃度のガドリニア入り二酸化ウランと Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金（ジルカロイ-4）の共存性については、二酸化ウランと同等あるいはそれ以上に良好な共存性を有することが報告されている⁽⁴⁰⁾。したがって、ガドリニア入り二酸化ウランペレットと MDA 及び ZIRLO 被覆管との反応は、二酸化ウランペレットと MDA 及び ZIRLO 被覆管が安定に共存する場合と大差はない。さらに、上述のとおり、ガドリニア入り二酸化ウランペレットと燃料被覆材端栓とは安定に共存する。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

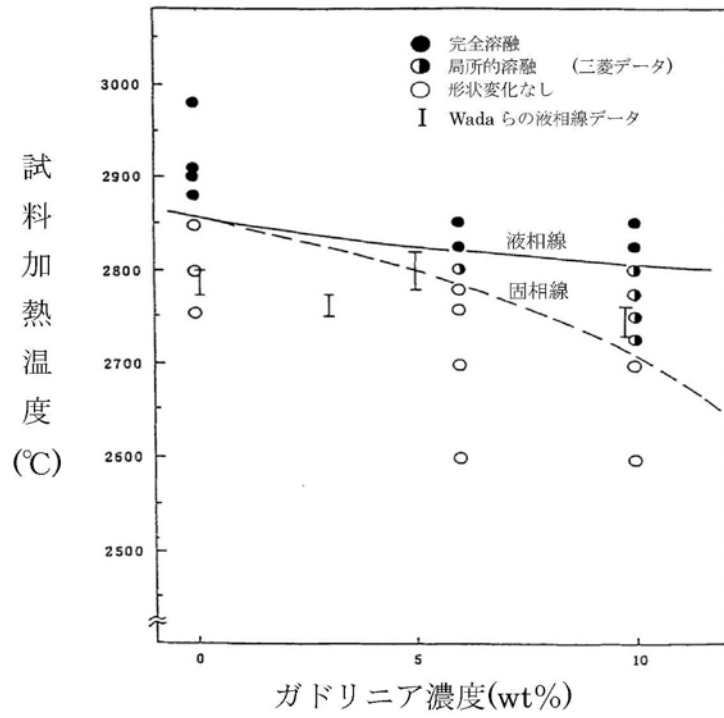
3.3.2 項で述べたとおり、ヘリウムは不活性ガスであり、ガドリニア入り二酸化ウランと反応しない。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

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

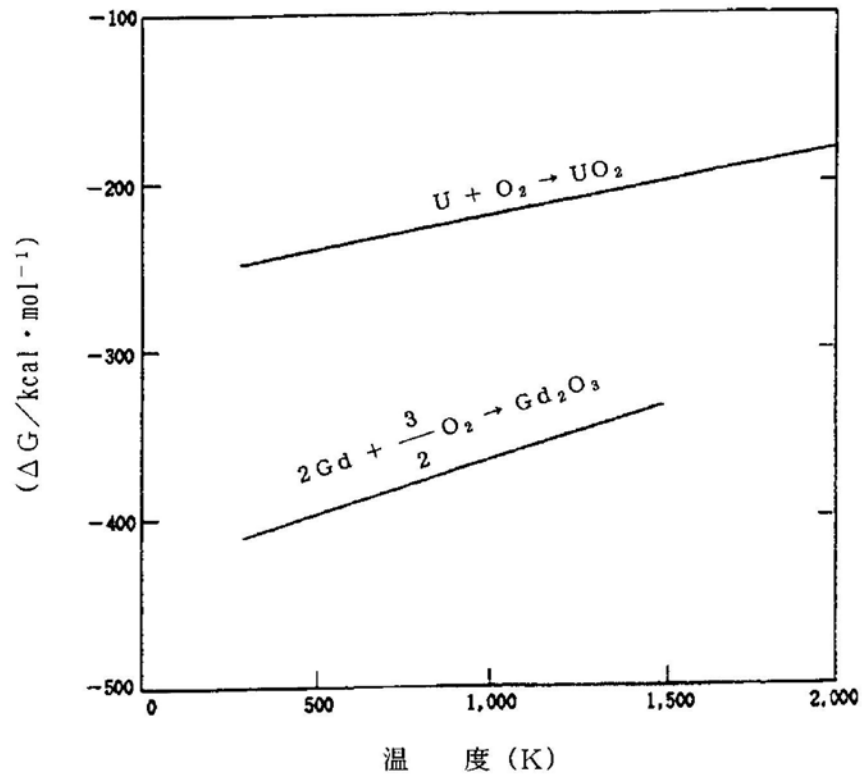
原子炉内使用時に被覆管に貫通欠陥が生じたり、破損を生じたりした場合には1次冷却材が燃料棒内に侵入するが、ガドリニア入り二酸化ウランペレットを約 300℃の高温水中に 100 時間以上浸漬しても質量変化、寸法変化はない⁽⁴¹⁾ことが確かめられている。

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(37)(39)



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. ジルコニウム基合金

MDA 及び ZIRLO 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 22 年 11 月 10 日、平成 22・10・12 原第 17 号）。

MDA 及び ZIRLO 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ジルコニウム基合金被覆管の照射挙動データには、ジルコニウム基合金とジルコニウム基合金-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 の溶融点は 1,825°C であり⁽⁶⁾⁽⁴²⁾、結晶構造が 820°C で α 相から ($\alpha + \beta$) 相へ、また、970°C で ($\alpha + \beta$) 相から β 相に変態する。

MDA 及び ZIRLO 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。

MDA 及び ZIRLO の溶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、MDA 及び ZIRLO の溶融点は約 1,840°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約 770~780°C 及び約 940~960°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）よりもかなり高いので、プラントの使用条件の下で溶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溶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

MDA 及び ZIRLO 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。

(注 1) 稠密六方晶に垂直な軸

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、MDA及びZIRLO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、金属中での電気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、MDA及びZIRLO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、MDA及びZIRLO被覆管の放射線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。MDA及びZIRLO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⁽⁴²⁾であることが確認されている。

(注1) 0.2%の塑性変形を起こす応力をいう。

なお、ジルカロイ-2 材ではあるが、高速中性子照射量 $27\sim 32\times 10^{25}\text{n/m}^2(\text{E}>1\text{MeV})$ まで十分な延性が確保されているとの報告例もある⁽⁶⁹⁾。

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 MDA 及び ZIRLO 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、MDA 及び ZIRLO 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、MDA 及び ZIRLO 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

MDA 及び ZIRLO 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、MDA 及び ZIRLO 被覆管はジルカロイ-4 被覆管と同等であるため、MDA 及び ZIRLO 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、MDA 及び ZIRLO 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 クリープ特性^(注1)

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、MDA 及び ZIRLO 被覆管は、ジルカロイ-4 被覆管に比べて、外径減少が小さく、クリープがしにくくなっている。これは、クリープが転位(材料に元々ある結晶格子ずれ)の移動によるものであり、Zr 中に固溶している Sn、特に Nb が転位を捕獲してその動きを抑制するため、Nb を含まないジルカロイ-4 被覆管に比べて、Nb を含む MDA 及び ZIRLO 被覆管のクリープがしにくくなったためである。以上より、これらの挙動を計算モデルに組み込んで(添付資料 3「強

(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