

では二酸化ウランペレットの熱伝導率に対して約 40%低下しているが、高温域（約 1,400°C）では約 20%の減少となる。

このデータを基に、現在設計に使用している二酸化ウランペレット熱伝導率モデル（前述）に補正を加え、ガドリニア入り二酸化ウランペレット熱伝導率モデルとしている。このモデルによる設計曲線を同図に示す。

また、このモデルをほかの測定データである B&W 社⁽³⁵⁾のデータ及び KWU の M.Peehs ら⁽³⁶⁾のデータを第 3-10 図に比較するが、モデルは安全側である。

なお、密度が 95%T.D.以外の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場合には、次の Maxwell-Euken の式⁽³⁷⁾により密度補正を行って使用する。

$$K = \frac{\rho}{100 + \beta(100 - \rho)} \cdot \frac{100 + 0.5(100 - 95)}{95} K_{95} \dots\dots\dots(3-21)$$

ここで、

K : 密度 ρ に対する熱伝導率、W/(cm·°C)

ρ : ペレット密度、%T.D.

β : 定 数

= 0.5($\rho \geq 95\%$ T.D.)

= 1.0($\rho < 95\%$ T.D.)

K_{95} : $\rho = 95\%$ T.D.のときの熱伝導率、W/(cm·°C)

(c) 径方向出力分布

FINE コードでは、中性子輸送理論に基づく LASER コード⁽³⁸⁾により得られる径方向出力分布を濃縮度の関数として組み込んでおり、これを前述のペレット内熱伝導方程式に適用して、ペレット内の温度分布を計算する。

LASER コードの計算結果は、一例を第 3-11 図に示すように径方向燃焼度分布の実験データと一致する⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾。

燃焼が進むにつれてペレットの中心及びその近傍部は、より外側の部分に比べて相対的に出力が低下する。これは主としてペレット表面に生成するプルトニウムによる影響であり、燃焼度に依存する出力分布を使用している。

さらに、解析コード中ではペレットの密度依存出力分布を各リングに対して計算するが、各リングの密度変化に対し燃料の平均密度に対

する局所密度の比の積をとってその補正を行う。

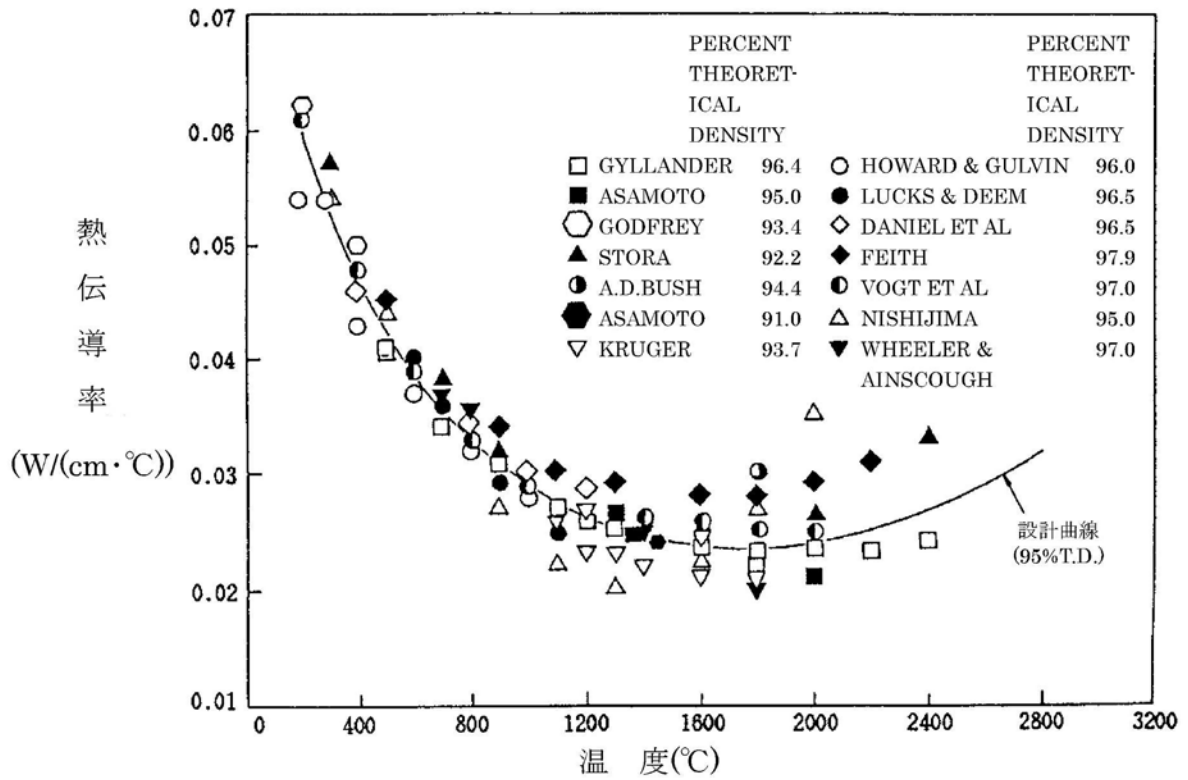
ガドリニア入り燃料に関しては、燃料寿命初期のガドリニウムの中性子吸収効果が大きいうちは二酸化ウラン燃料と比較して更にペレット中心の発熱が小さく、すなわち燃料温度が下がる方向にあり、その後のガドリニウムの燃焼後は二酸化ウランペレットと同様な発熱分布となる。

したがって、ガドリニア入り燃料棒の評価では、初期のガドリニウム吸収効果を考慮せず、安全側に二酸化ウランペレットと同じ発熱分布を用いる。

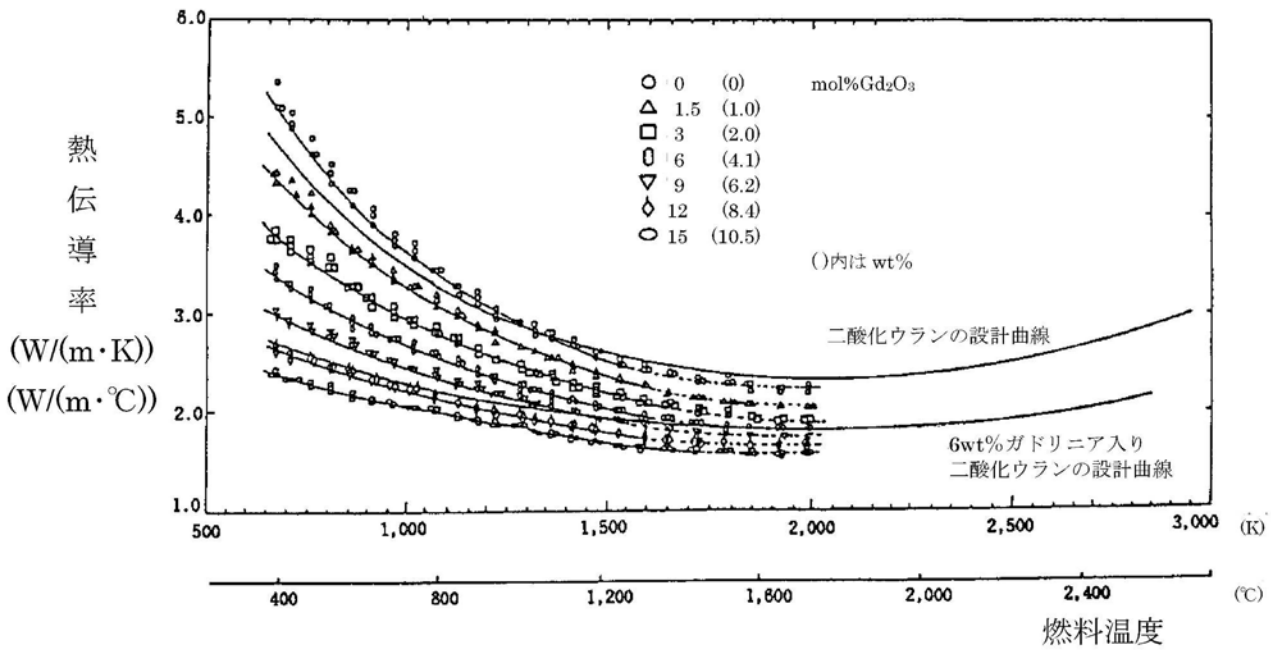
e. 熱モデル実証性

FINE コードの熱モデルの妥当性を、照射中にペレット中心に熱電対等を取り付けた燃料棒の照射試験データにより確認している。

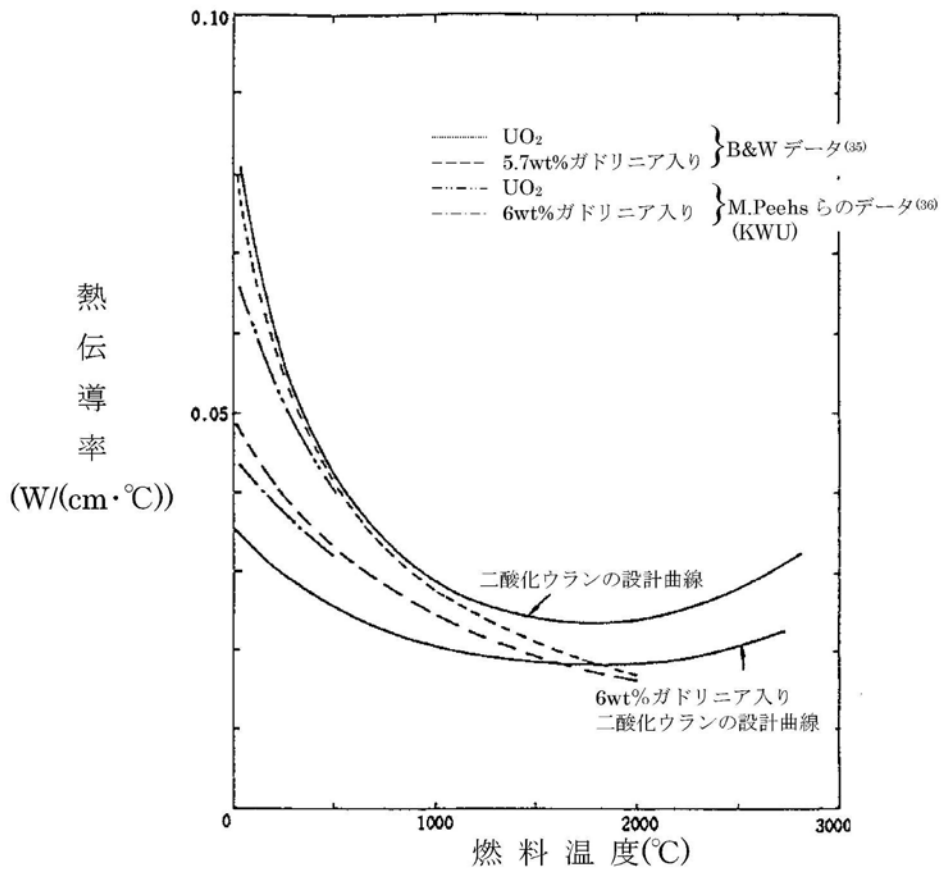
第 3-12 図～第 3-16 図に示されるように実測値と予測値は一致しており、熱モデルは実測値を適切に予測している。予測のばらつきは不確定性として評価に考慮する。



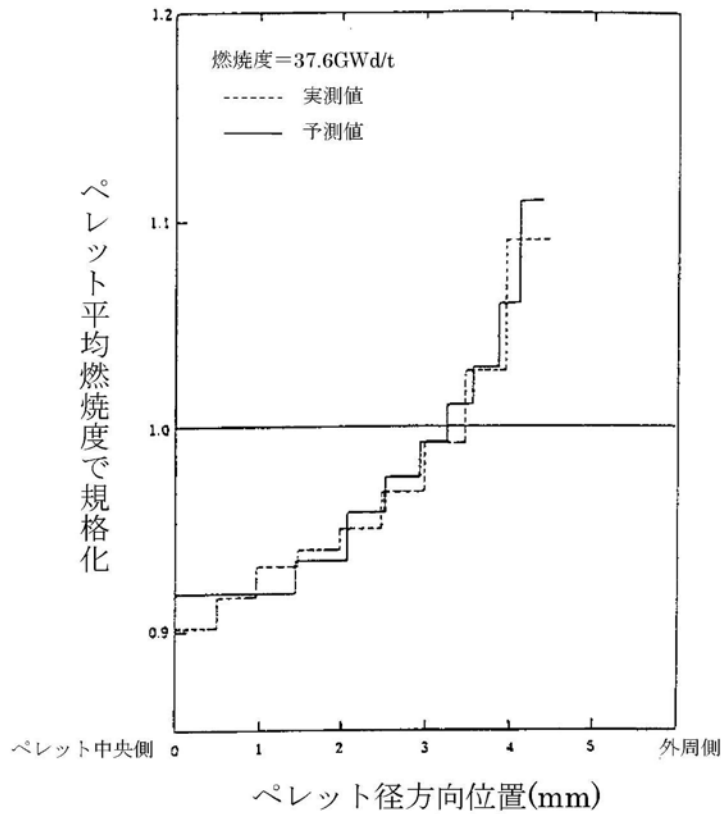
第3-8図 二酸化ウランの熱伝導率
(図中のプロット点は全て95%T.D.に補正後の値を示す。)



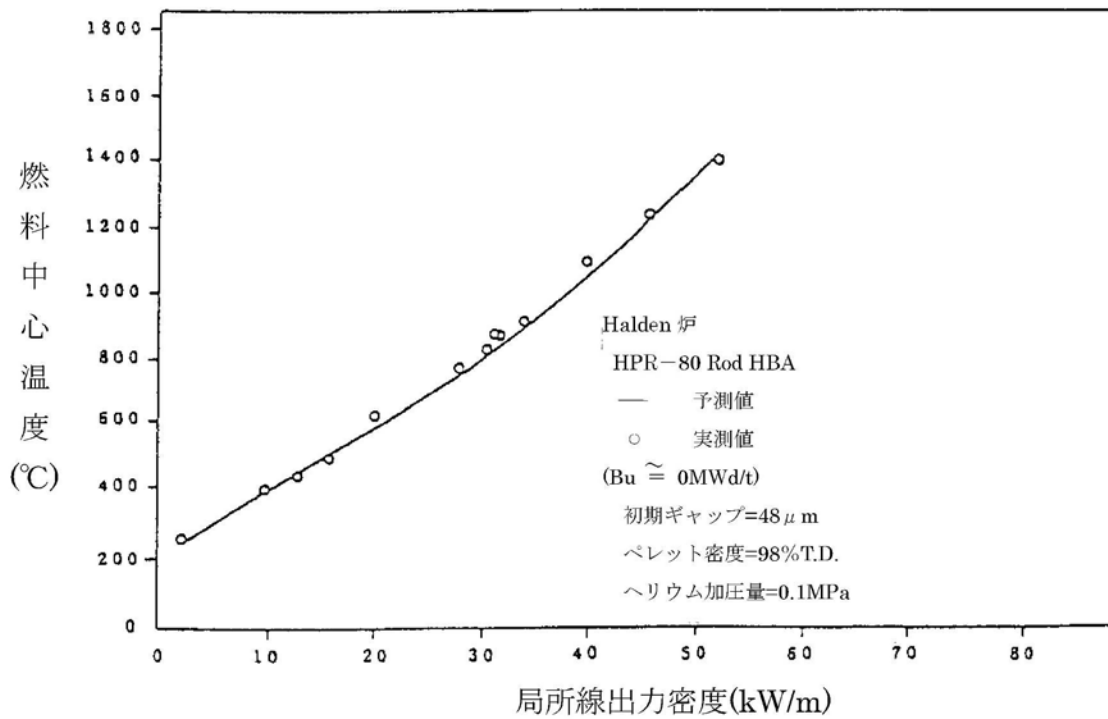
第3-9図 ガドリニア入り二酸化ウランの熱伝導率



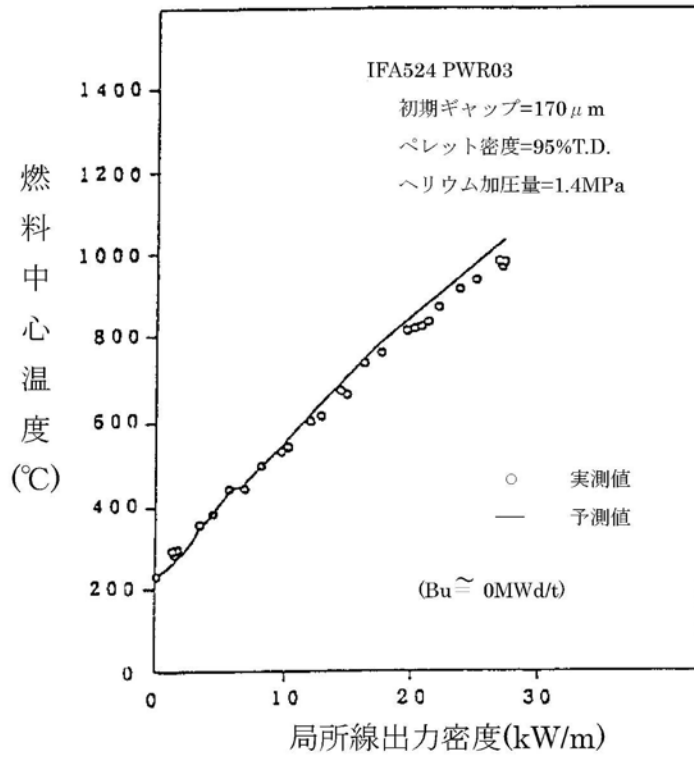
第3-10図 ガドリニア入り二酸化ウラン熱伝導率モデルの実証性
(図中のプロット点は全て95%T.D.に補正後の値を示す。)



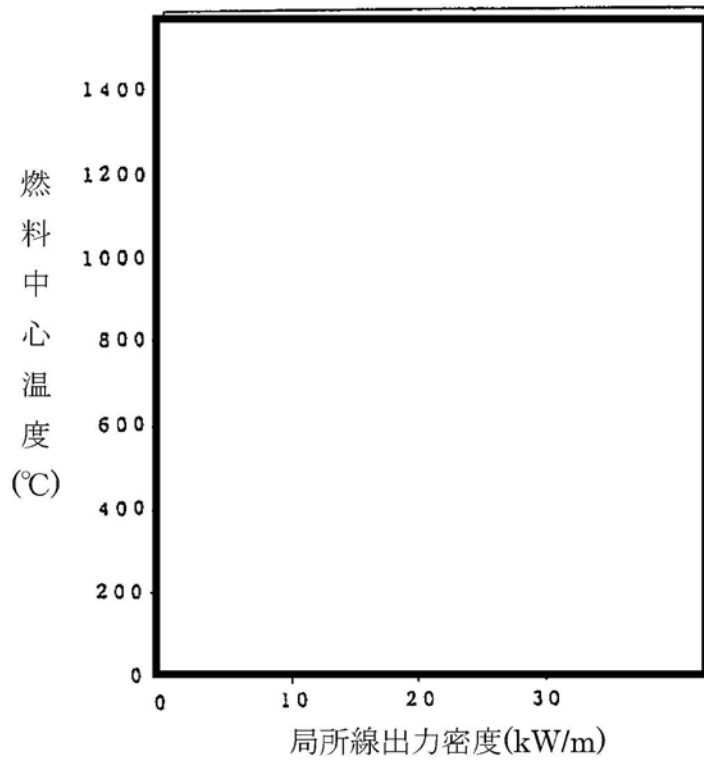
第3-11図 径方向燃焼度分布の実測と予測 (PWR 燃料集合体信頼性実証試験結果)



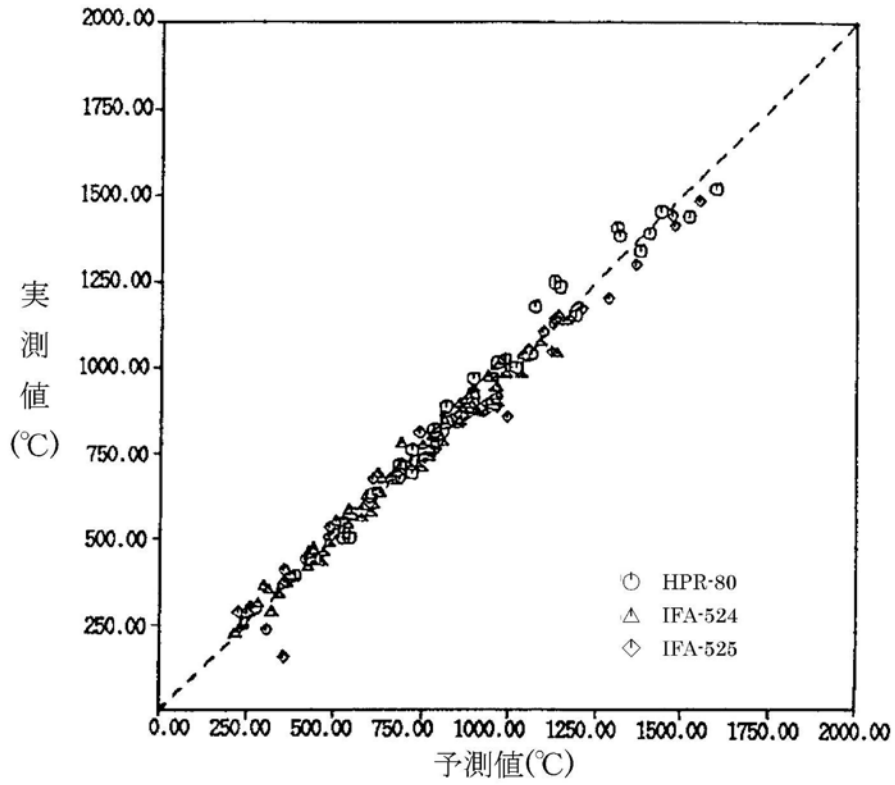
第3-12図 燃料温度計算の実証性



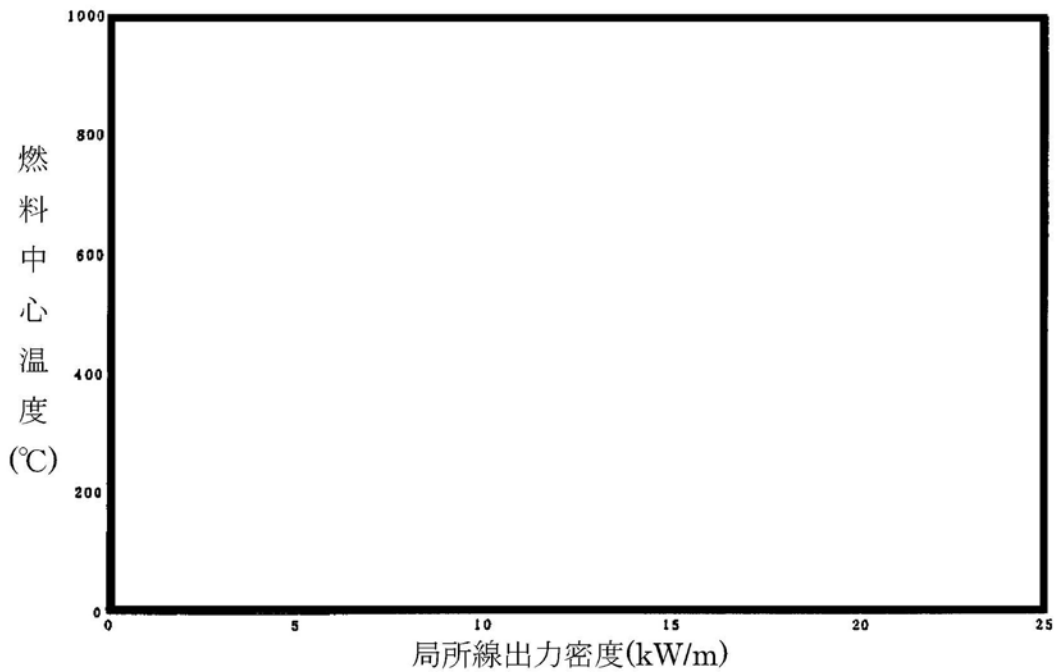
第3-13図 (1/2) 燃料温度計算の実証性



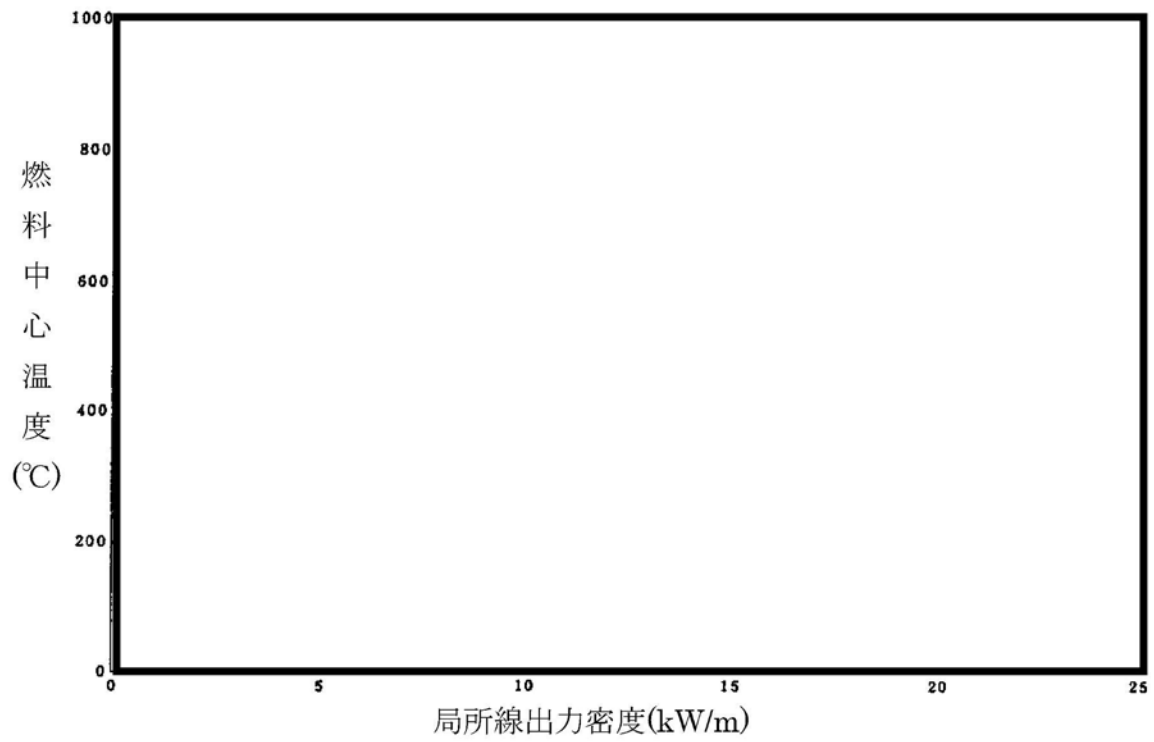
第3-13図 (2/2) 燃料温度計算の実証性



第3-14図 燃料温度計算の実証性
(燃料中心温度に関する実測-予測)



第3-15図 燃料温度計算の実証性
(Halden 炉における燃料中心温度 (二酸化ウラン燃料棒))



第 3-16 図 燃料温度計算の実証性
(Halden 炉における燃料中心温度 (ガドリニア入り燃料棒))

(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。

$$P = \frac{N \cdot R}{\sum \frac{V_i}{T_i}} \dots\dots\dots(3-22)$$

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、cm³

T_i : ボイド i の温度、K

R : 気体定数(=8.3144J・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⁽¹³⁾。

(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。

$$\left. \begin{aligned} dR_D &= K_D(C - C^*) dt && (C \geq C^*) \\ &= 0 && (C < C^*) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3-23)$$

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(3-23)を積分した結果を用いて式(3-24)のとおり表される。

$$\Delta R_D^i = \beta_i \cdot \Delta t_i - \left(C_i^* + \frac{\beta_i}{K_D^i} - C_{i-1} \right) \{ 1 - \exp(-K_D^i \cdot \Delta t_i) \} \dots\dots\dots(3-24)$$

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。

$$\Delta R_k^i = A^i \cdot B^i \cdot \left(\sum_{j=1}^i \beta_j \cdot \Delta t_j \right) \dots\dots\dots (3-25)$$

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、 $\text{mol}/(\text{cm}^3 \cdot h)$

(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。

$$F_n = \frac{\sum_{i=1}^n (\Delta R_D^i + \Delta R_k^i)}{\sum_{i=1}^n (\beta_i \cdot \Delta t_i)} \dots\dots\dots (3-26)$$

ここで、

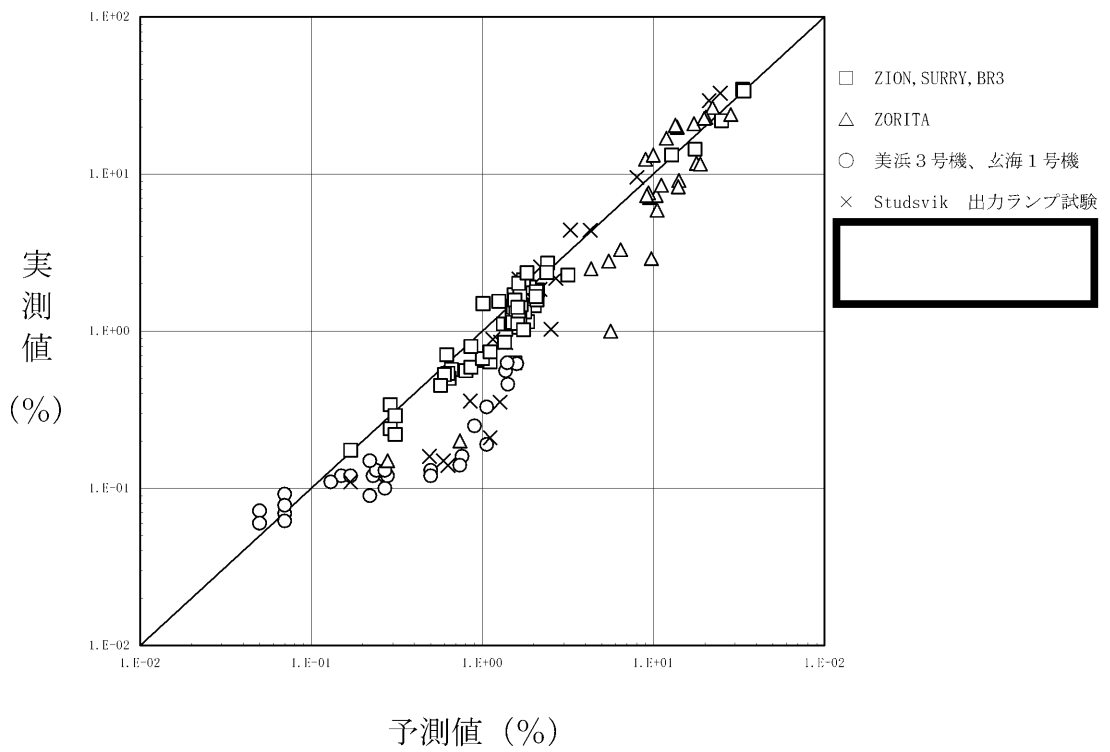
- ΔR_D^i : 時間間隔 Δt_i で拡散メカニズムにより放出されるペレット単位体積当たりの FP ガス量、 mol/cm^3
- ΔR_k^i : 時間間隔 Δt_i でリコイル・ノックアウトにより放出されるペレット単位体積当たりの FP ガス量、 mol/cm^3
- β_i : 時間間隔 Δt_i でのペレット単位体積当たりの FP ガス生成率、 $\text{mol}/(\text{cm}^3 \cdot h)$

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 3-17 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。

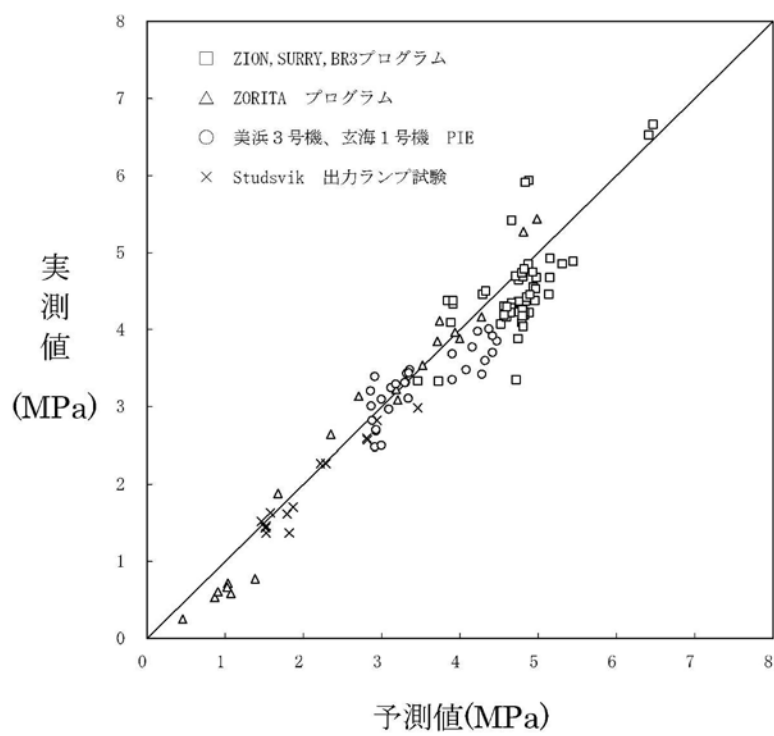
c. 内圧評価の実証性

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 3-18 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3-17図 FPガス放出率の実測値と予測値の比較



第3-18図 燃料棒内圧の実測値と予測値の比較

(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、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。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{1-k^2}{k^2-1} \cdot P - \frac{k^2-k^2}{k^2-1} \cdot P_o \\ \sigma_\theta &= \frac{1+k^2}{k^2-1} \cdot P - \frac{k^2+k^2}{k^2-1} \cdot P_o \\ \sigma_z &= \frac{1}{k^2-1} \cdot P - \frac{k^2}{k^2-1} \cdot P_o \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3-27)$$

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。

$$P_c = \frac{\frac{\delta}{r_i}}{\frac{r_o^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \cdot \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} + \frac{\nu_1}{E_1} - \frac{\nu_2}{E_2}} \dots\dots\dots(3-28)$$

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。

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

$$= \frac{T_o \ln\left(\frac{r}{r_i}\right) + T_i \ln\left(\frac{r_o}{r}\right)}{\ln k} \dots\dots\dots(3-29)$$

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

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left\{ \left(\frac{1-\frac{r_i^2}{r_o^2}}{r_o^2-r_i^2} \right) \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr - \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r T \cdot r \cdot dr \right\} \\ &= \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{(k^2 \cdot T_o - T_i) - (T_o - T_i) \left(\frac{r_o}{r} \right)^2}{k^2 - 1} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-30-1) \end{aligned}$$

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

(b) 円周方向応力

$$\begin{aligned} \sigma_\theta &= \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left\{ \left(\frac{1+\frac{r_i^2}{r_o^2}}{r_o^2-r_i^2} \right) \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr + \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r T \cdot r \cdot dr - T \right\} \\ &= \frac{\alpha \cdot E}{2(1-\nu)} \left\{ \frac{(k^2 \cdot T_o - T_i) + (T_o - T_i) \left(\frac{r_o}{r} \right)^2}{k^2 - 1} - \frac{T_o - T_i}{\ln k} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-30-2) \end{aligned}$$

($T_i > T_o$)

(c) 軸方向応力

$$\begin{aligned} \sigma_z &= \sigma_r + \sigma_\theta \\ &= \left(\frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \right) \left\{ \frac{2}{r_o^2-r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T \cdot r \cdot dr - T \right\} \\ &= \left(\frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \right) \left\{ \frac{k^2 \cdot T_o - T_i}{k^2 - 1} - \frac{T_o - T_i}{2 \ln k} - T \right\} \\ &\dots\dots\dots(3-30-3) \end{aligned}$$

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⁽⁴⁶⁾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。

$$(\delta)_c = C \cdot \eta_d \cdot \eta_D \cdot \eta_L \cdot \frac{d \cdot L}{W \cdot f^{1.5} \cdot \zeta^{0.5}} \cdot U \cdot \rho \cdot \nu^{0.5} \dots\dots\dots(3-31)$$

各パラメータを第3-3表にまとめた。

なお、Cの値は第3-19図より、 η_d 、 η_D 、 η_L の値については第3-20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。

$$\sigma = \pm \frac{48 \cdot E \cdot r_o \cdot \delta}{5 \cdot L^2} \dots\dots\dots(3-32)$$

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)

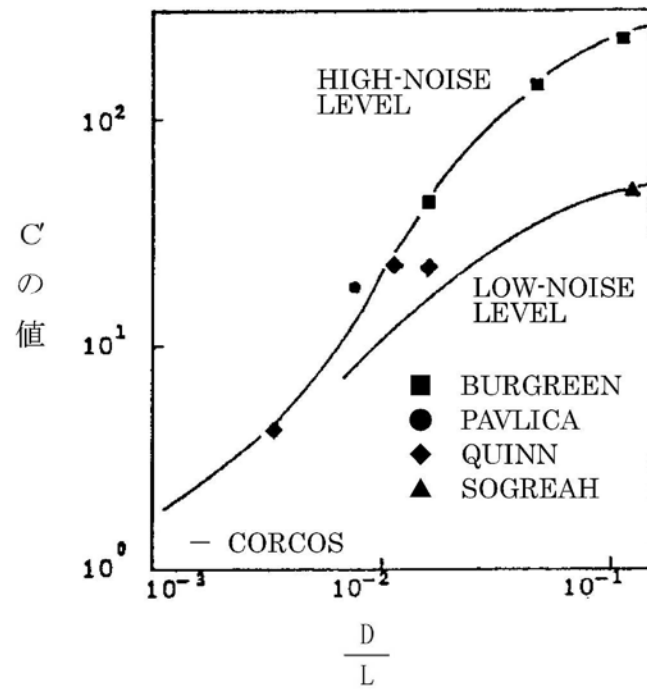
$$\sigma = \pm 0.6 \text{ MPa} \quad (\delta \text{ に対応})$$

となる。

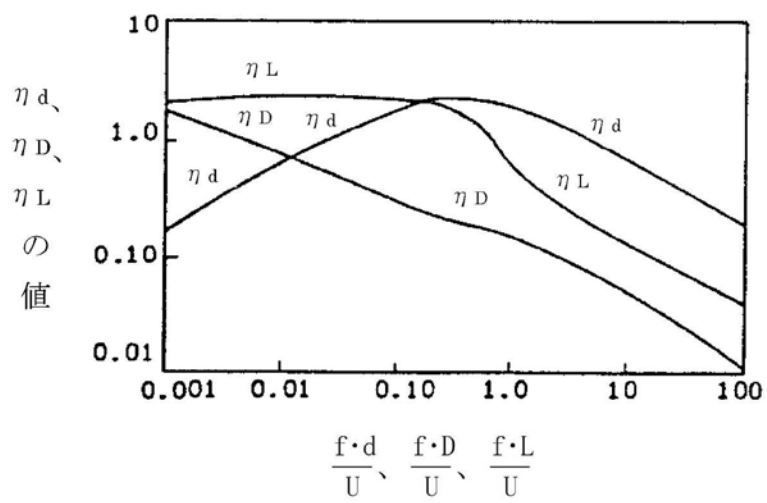
* ; 応力を大きめに計算するため短いスパン長さをとる。

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	
η_D	水力学的等価直径に関するスケールファクター	
η_L	スパン長さに関するスケールファクター	
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	
f	燃料棒の固有振動数、Hz	
D	水力学的等価直径、mm	
ζ	減 衰 比	
U	流 速、mm/s	
ρ	流体の密度、kg/m ³	
ν	流体の動粘性係数、mm ² /s	



第3-19図 C の値



第3-20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 53,000MWd/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 3-21 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="text"/>	<input type="text"/>
	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%	4.10	2.60	
密 度 %T.D.	95.0	95.0	
ガドリニア濃度 wt%	—	6.00	
	初期ガス圧 MPa[abs]	<input type="text"/>	<input type="text"/>
1 次 冷 却 材	入口温度 °C (通常運転時)	289.2	289.2
	流 量 kg/(m ² ·h)	1.21×10 ⁷	1.21×10 ⁷
炉心平均線出力密度 kW/m		17.9	

第3-5表 出力履歴

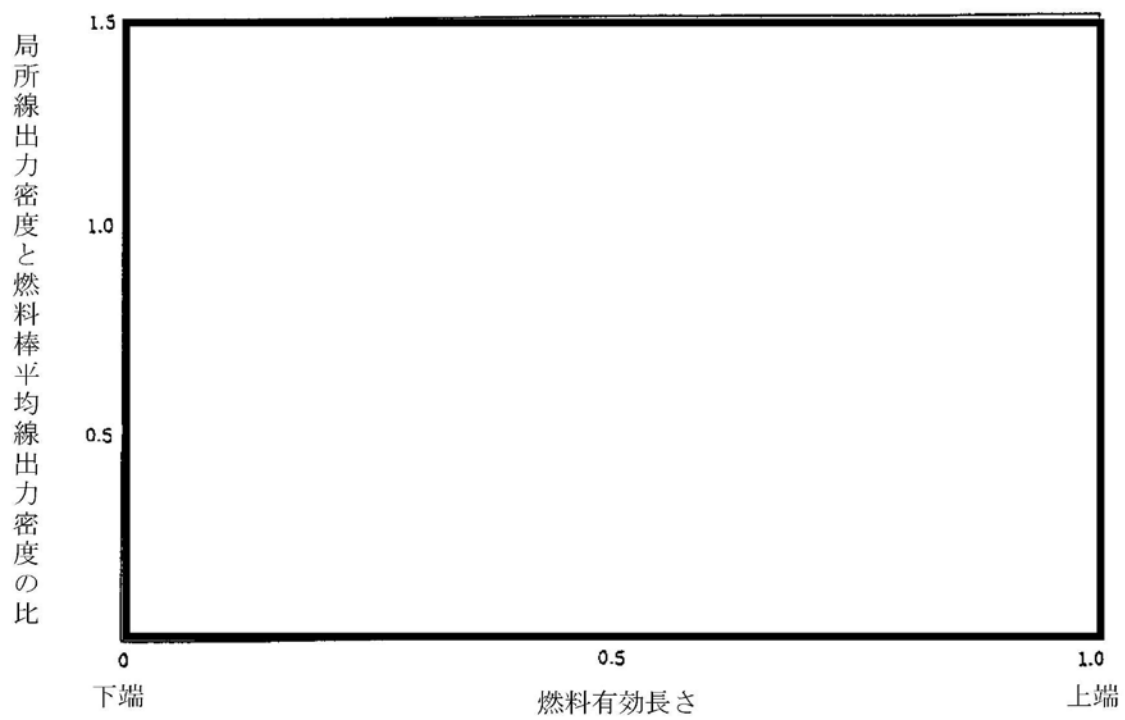
燃料	(注3) 出力履歴名称	比出力 (注1)			厳しくなる項目
		(注2) サイクル1	サイクル2	サイクル3	
二酸化ウラン燃料棒					
					内圧/疲労
					応力
ガドリニア入り燃料棒					ひずみ
					内圧/ひずみ/疲労
					応力

(注1) 炉心平均線出力密度(17.9kW/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



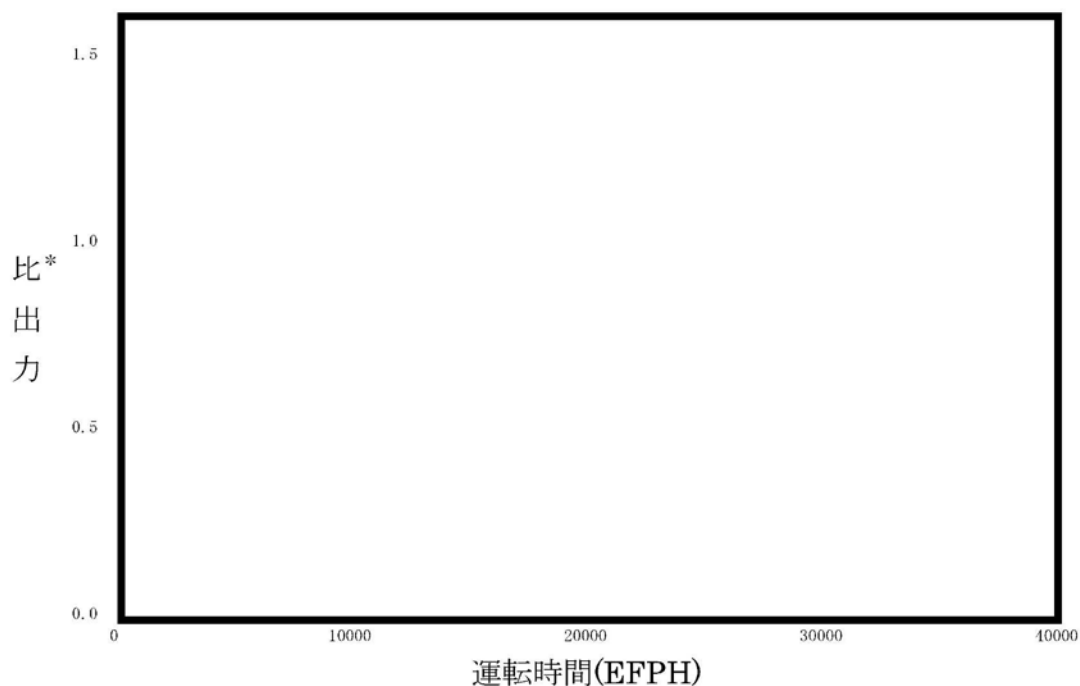
第 3-21 図 軸方向出力分布図

3.3.2 計算結果

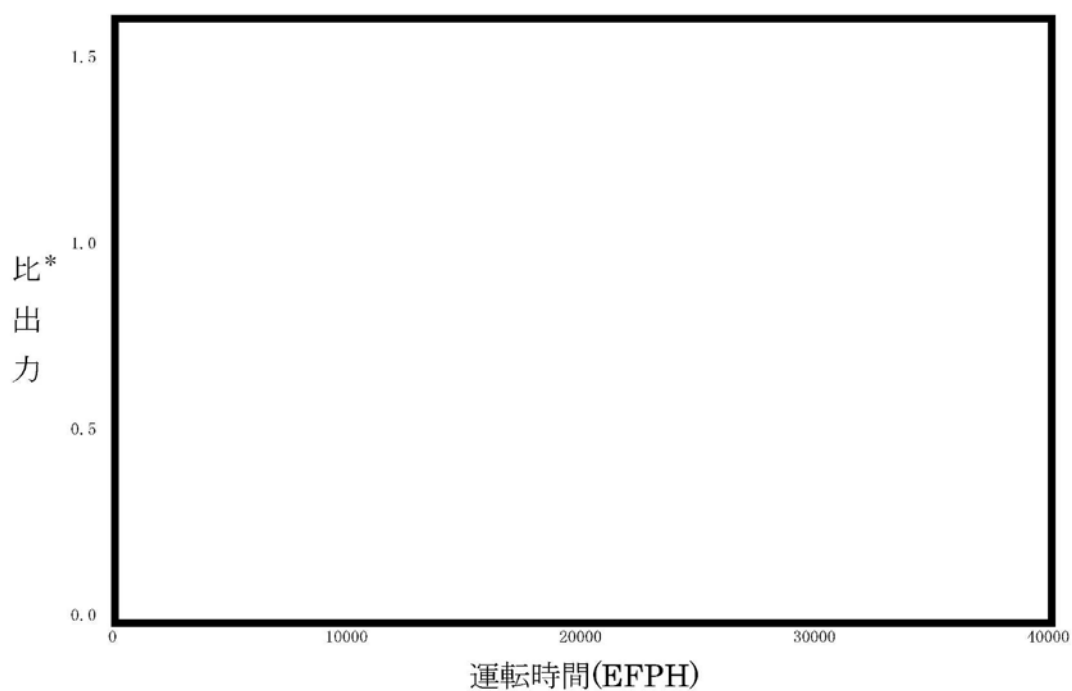
各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴（比出力）と内圧履歴をまとめて、第 3-22 図及び第 3-23 図に示す。

また、被覆管内径とペレット外径の変化について、第 3-24 図に示す。

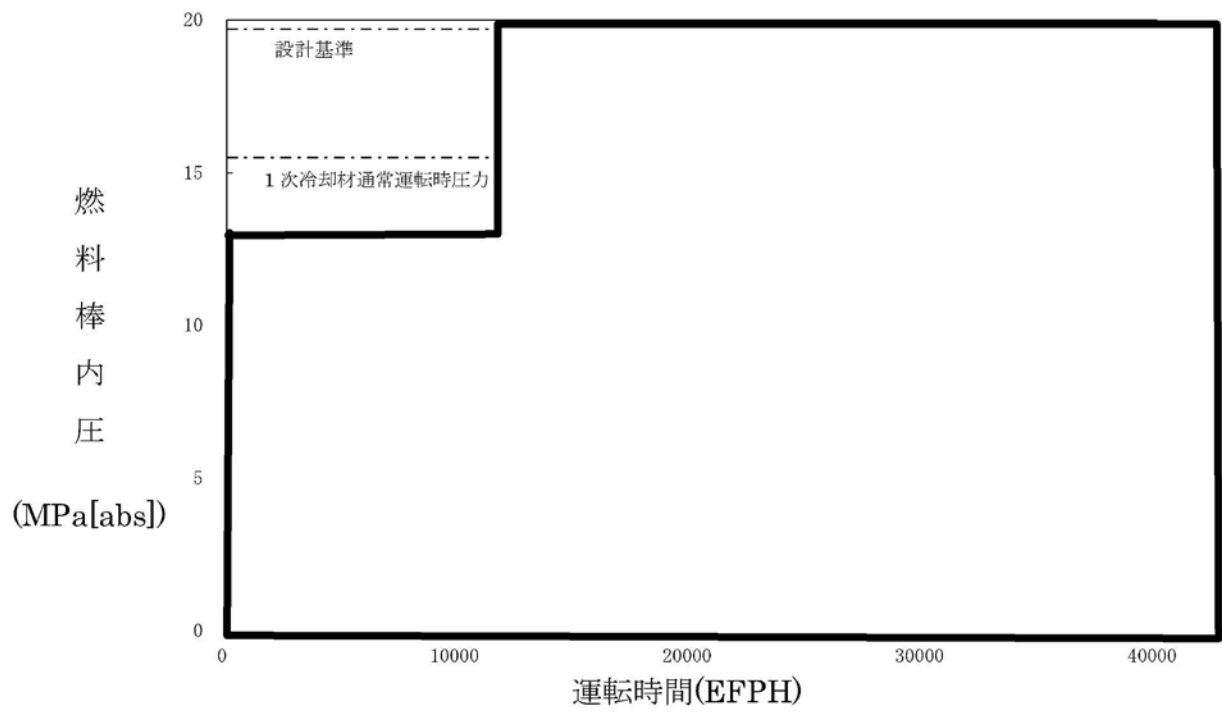
第 3-5 表に示した二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒の中心温度、内圧、応力及びひずみ評価における最も厳しい評価時点の計算結果をそれぞれ第 3-6 表及び第 3-7 表に示す。



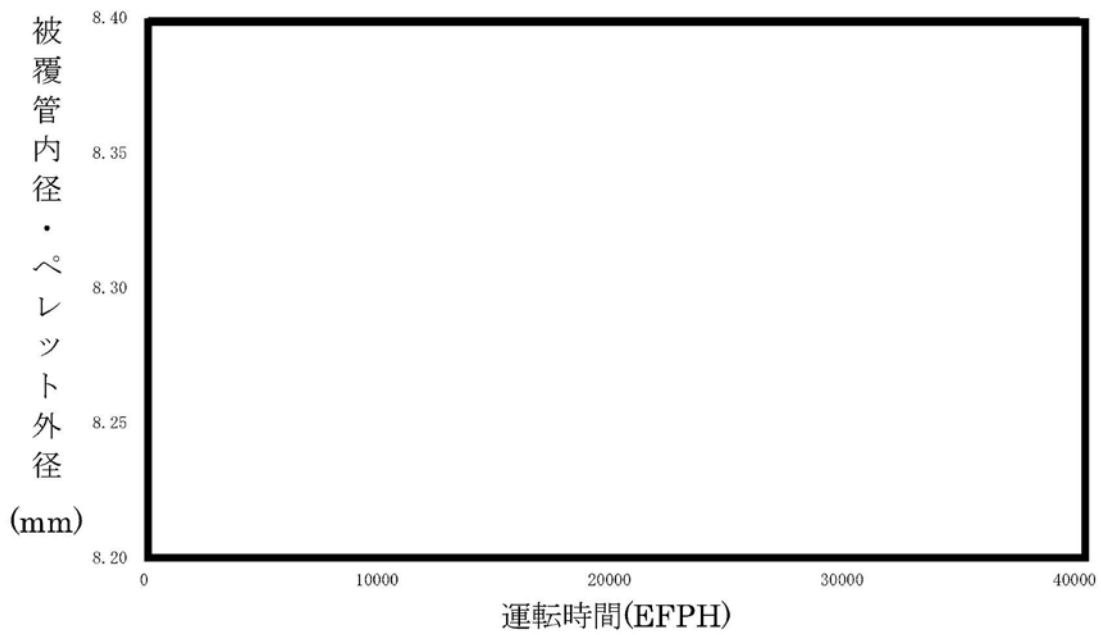
* : 比出力は燃料棒の平均出力を炉心平均線出力密度を 1 として規格化したもの
 第 3-22 図 (1/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
 (二酸化ウラン燃料棒)



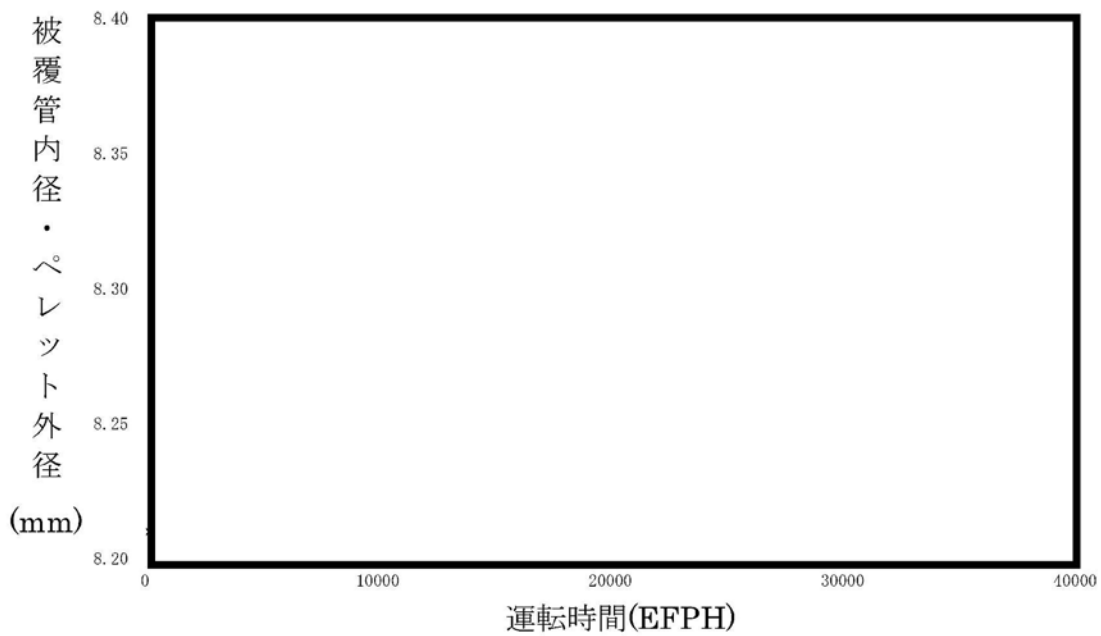
* : 比出力は燃料棒の平均出力を炉心平均線出力密度を 1 として規格化したもの
 第 3-22 図 (2/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
 (ガドリニア入り燃料棒)



第3-23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3-24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3-24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	%				(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。

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 2,730°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の製造公差に基づく燃料中心温度の不確定性 200°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 200°Cを考慮し、2,600°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

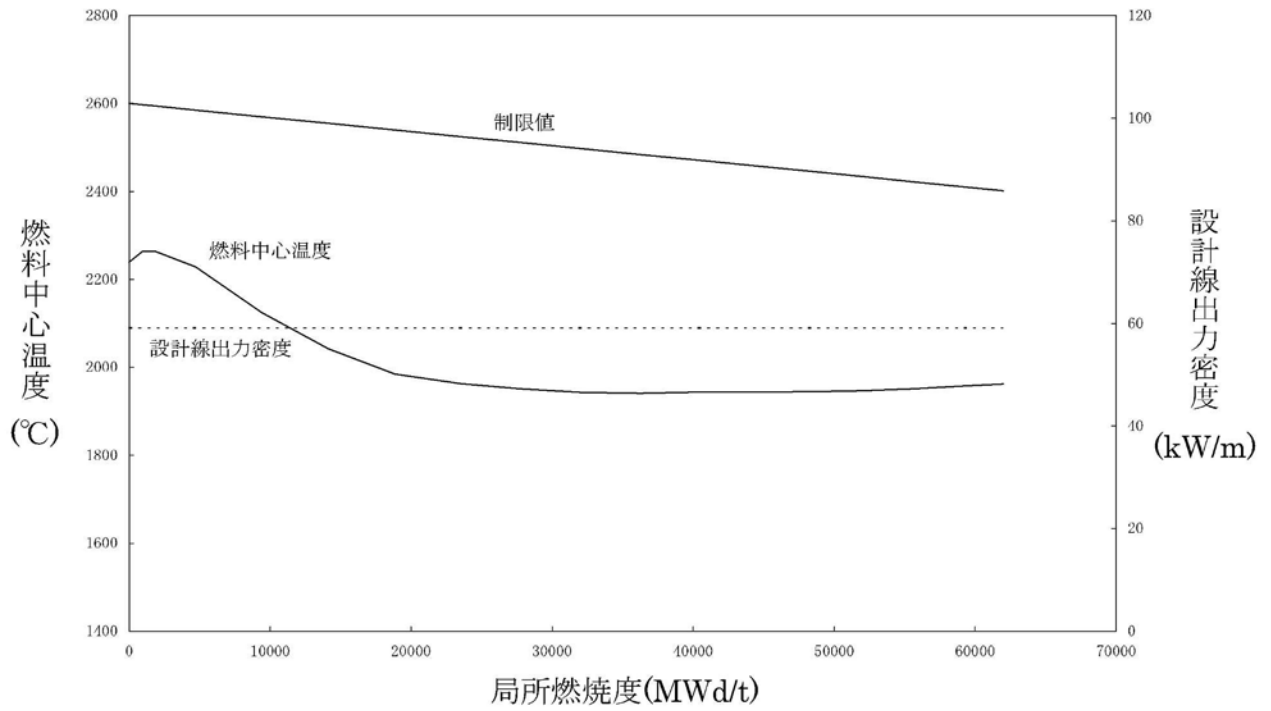
未照射燃料では不確定性 200°Cを考慮し、2,530°Cとする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32°Cの割合で低下するとする。

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 1,200MWd/t 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 3-25 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。

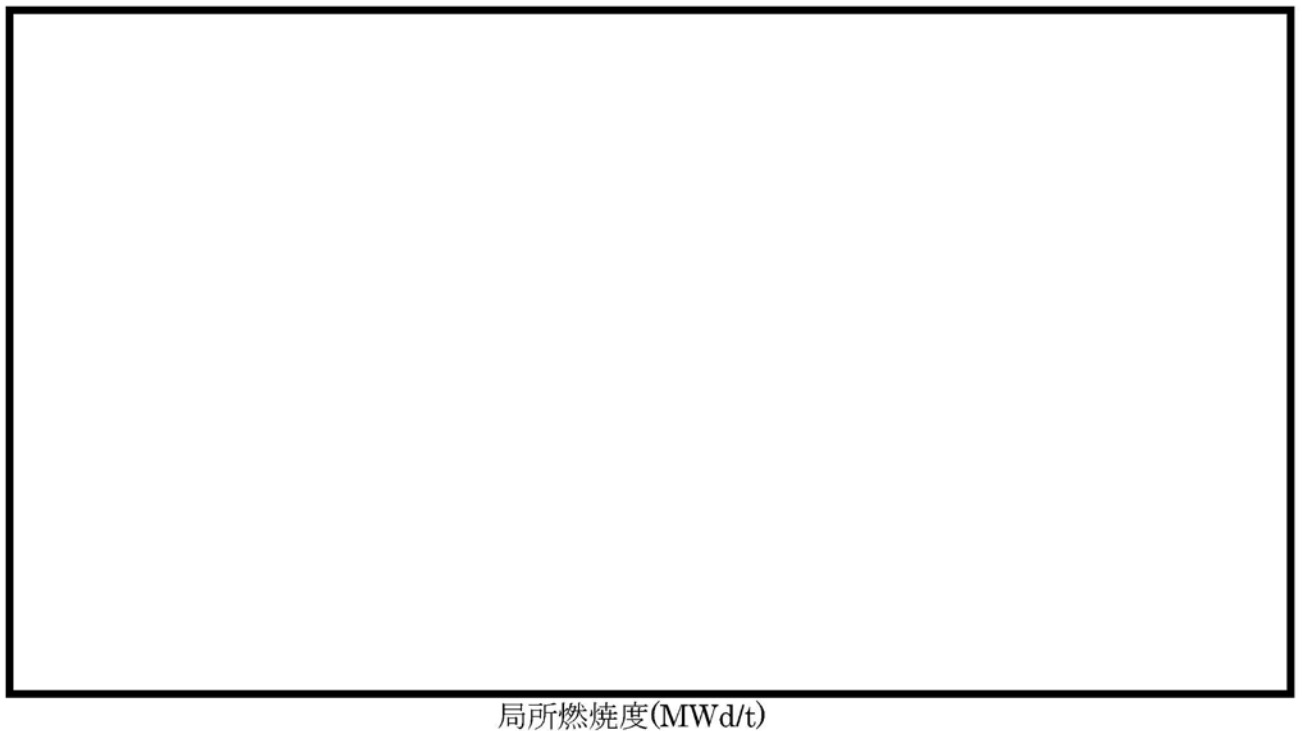
ガドリニア入り二酸化ウランペレットについては、濃縮度を二酸化ウランペレットより低下させることにより最大線出力密度が二酸化ウラン燃料より低くなるような設計としている。ガドリニウム同位体の中性子吸収効果が減少する効果を考慮した線出力密度が最高となる時期において燃料中心温度が最大となり、かつ制限値に対する余裕が最小となるが第 3-8 表に示すように制限値を十分に下回っている。

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 (43.1kW/m)	1,200	約 1,830	<	2,590
	運転時の異常 な過渡変化時 (59.1kW/m)		約 2,270		
ガドリニア 入り燃料棒	通常運転時 (34.5kW/m)	10,000	約 1,800	<	2,490
	運転時の異常 な過渡変化時 (39.4kW/m)		約 1,990		



第3-25 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



局所燃焼度(MWd/t)

第3-25 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、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。

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

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 3-23 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				17.7	≦19.7	0.90
ガドリニア入り 燃料棒				17.3	≦19.7	0.88

(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。

$$\sigma_{\text{eff}}(r) = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}} \quad \dots\dots\dots(3-33)$$

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。

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{eff}} &= \frac{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 \sigma_{\text{eff}}(r) \, dz \cdot r \, d\theta \cdot dr}{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dz \cdot r \, d\theta \cdot dr} \\ &= \frac{2 \int_{r_i}^{r_o} r \cdot \sigma_{\text{eff}}(r) \, dr}{r_o^2 - r_i^2} \quad \dots\dots\dots(3-34) \end{aligned}$$

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カロイ-4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 5.1.2.1 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 3-26 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 3-24 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 $\pm 0.6\text{MPa}$ 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。

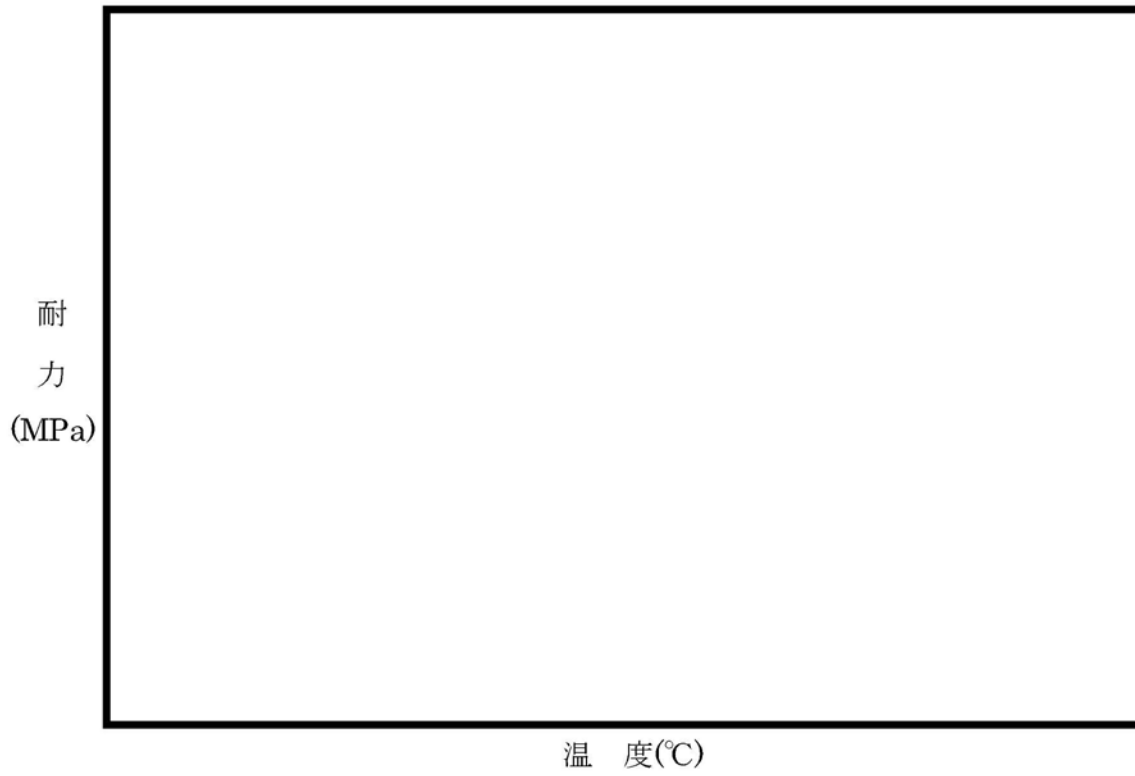
第3-10表 二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒
被覆管応力評価結果

(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	±0.6	0	0	±0.6
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)}								0.52			0.49		
		0.52			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 3-26 図 被覆管の耐力

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3-24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		0.34	≤1	0.34
ガドリニア入り 燃料棒		0.32	≤1	0.32

(注1) 設計基準値に対する評価値の比である。

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。

ジルカロイ-4被覆管の設計疲労曲線としては第3-27図を用いる。疲労評価の手順と結果を第3-14表及び第3-15表に示す。

各事象に対する損傷係数を合計した結果を第3-16表に示すが、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 3-27 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 (2/3) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

燃焼時点	出力	主 応 力						主 応 力 差					
		σ_r		σ_θ		σ_z		$\sigma_r - \sigma_\theta$		$\sigma_\theta - \sigma_z$		$\sigma_z - \sigma_r$	
		内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面
サイクル1 末 期	高温零出力		-15.5										
	高温全出力		-15.5										
	(負荷追従)							S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						
サイクル2 末 期	高温零出力		-15.5										
	高温全出力		-15.5										
	(負荷追従)							S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						
サイクル3 末 期	高温零出力		-15.5										
	高温全出力		-15.5										
	(負荷追従)							S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						

第3-14表 (3/3) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

燃焼時点	出力	主 応 力						主 応 力 差					
		σ_r		σ_θ		σ_z		$\sigma_r - \sigma_\theta$		$\sigma_\theta - \sigma_z$		$\sigma_z - \sigma_r$	
		内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面
サイクル1 末 期	高温零出力		-15.5										
	過渡変化		-15.5										
								S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						
サイクル2 末 期	高温零出力		-15.5										
	過渡変化		-15.5										
								S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						
サイクル3 末 期	高温零出力		-15.5										
	過渡変化		-15.5										
								S_{max}					
								S_{min}					
								S_{alt}					
							N						
							n =						
							n/N%						
累積損傷係数 %													

第3-15表 (2/3) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

燃焼時点	出力	主 応 力						主 応 力 差						
		σ_r		σ_θ		σ_z		$\sigma_r - \sigma_\theta$		$\sigma_\theta - \sigma_z$		$\sigma_z - \sigma_r$		
		内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	
サイクル1 末 期	高温零出力		-15.5											
	高温全出力		-15.5											
	(負荷追従)							S_{max}						
								S_{min}						
								S_{alt}						
N														
						n = <input type="text"/>	n/N%							
サイクル2 末 期	高温零出力		-15.5											
	高温全出力		-15.5											
	(負荷追従)							S_{max}						
								S_{min}						
								S_{alt}						
N														
						n = <input type="text"/>	n/N%							
サイクル3 末 期	高温零出力		-15.5											
	高温全出力		-15.5											
	(負荷追従)							S_{max}						
								S_{min}						
								S_{alt}						
N														
						n = <input type="text"/>	n/N%							

第3-15表 (3/3) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

燃焼時点	出力	主 応 力						主 応 力 差						
		σ_r		σ_θ		σ_z		$\sigma_r - \sigma_\theta$		$\sigma_\theta - \sigma_z$		$\sigma_z - \sigma_r$		
		内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面	
サイクル1 末 期	高温零出力		-15.5											
	過渡変化		-15.5											
サイクル2 末 期	高温零出力		-15.5											
	過渡変化		-15.5											
サイクル3 末 期	高温零出力		-15.5											
	過渡変化		-15.5											
累積損傷係数 %														

第 3-16 表 被覆管の疲労評価結果

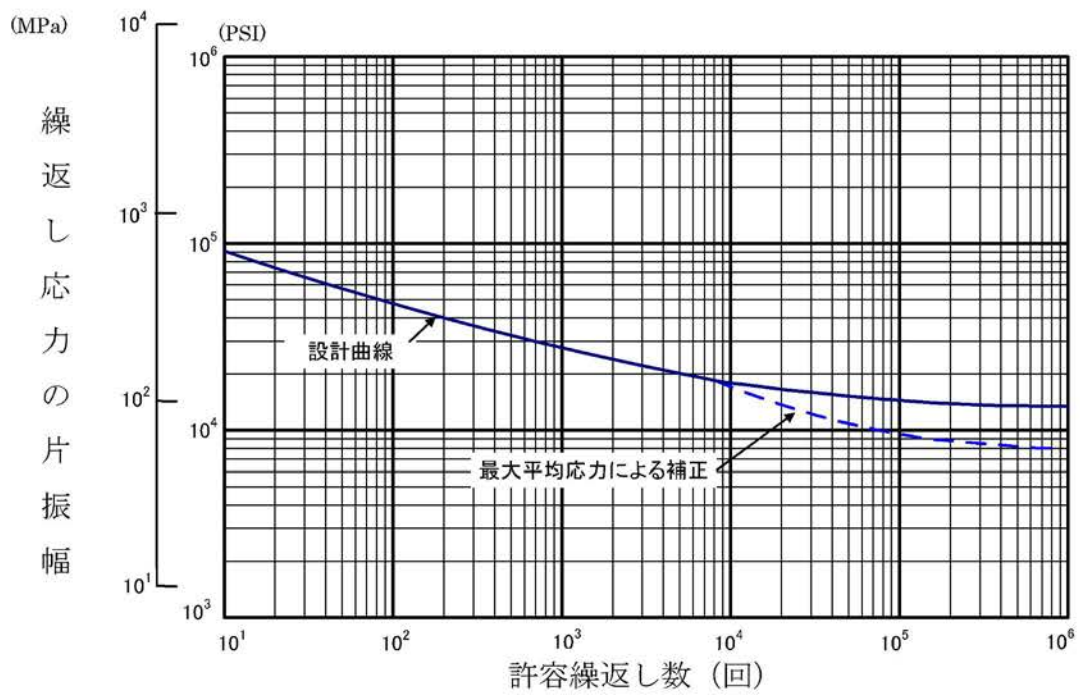
(単位：%)

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	4 [*])	≦100	0.04
ガドリニア入り 燃料棒	6 ^{**)}	≦100	0.06

(注 1) 設計基準値に対する評価値の比である。

$$*) \sum \frac{n_i}{N_i} = \boxed{} = 3.83\%$$

$$**) \sum \frac{n_i}{N_i} = \boxed{} = 5.30\%$$



第3-27図 ジルカロイ-4被覆管の設計疲労曲線⁽⁴⁷⁾

3.4 その他の考慮事項

3.4.1 燃料棒曲がり評価⁽⁴⁸⁾

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 3-28 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 3-29 図に示す。

燃料集合体の燃料棒間隔の閉塞割合を第 3-30 図に示す。

(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3-31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℃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。

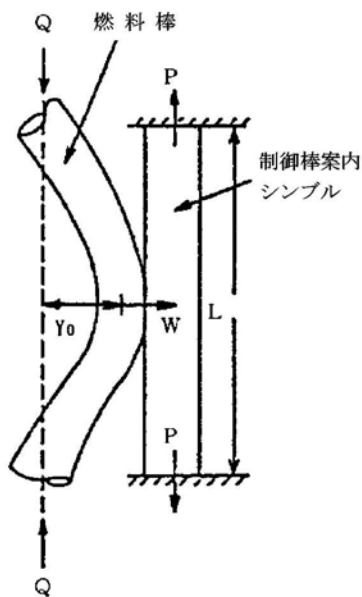
- ・燃料棒同士の接触の確率は小さい。
- ・フレットング摩耗の進行は緩慢で、ほかの原因による燃料破損と同様に、1次冷却材放射能レベルの監視が可能であり、必要な場合に適切な処置を取り得る時間的な余裕があること。

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 3-32 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 3-30 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。

$$\sigma_c = \frac{Y_{0.3}}{2.75} \dots\dots\dots(3-35)$$

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

$$\delta_{95} = \frac{\Delta C_{95}}{0.85} \delta_{\text{pb},85} \dots\dots\dots(3-36)$$

で与えられ、また、0.85 より大きい場合には

$$\delta_{95} = \delta_{\text{pb},85} + \frac{\Delta C_{95} - 0.85}{1 - 0.85} \times (\delta_{\text{contact}} - \delta_{\text{pb},85}) \dots\dots\dots(3-37)$$

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 3-17 表に示す。同表より明らかなように、DNB ペナルティは熱設計上の余裕の範囲内にある。

(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 3-17 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 3-30 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)	12.5%

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

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

$$\text{MDNBR} = \text{DNBR}_{\text{NOM}} \times F_{DNBR}$$

$$F_{DNBR} = F_{DNBR}^U \times F_{DNBR}^M$$

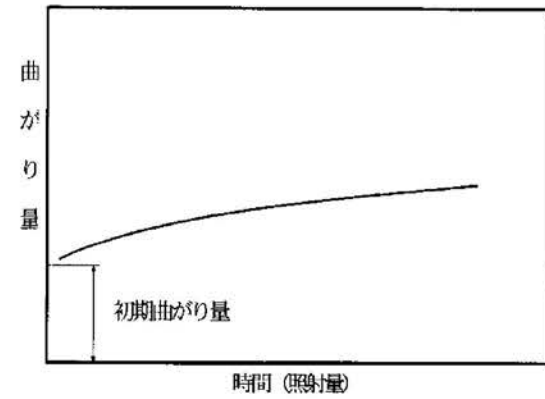
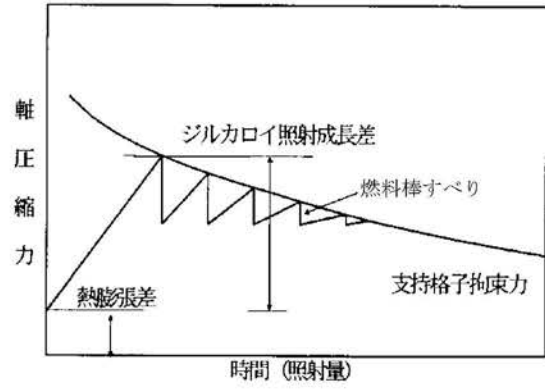
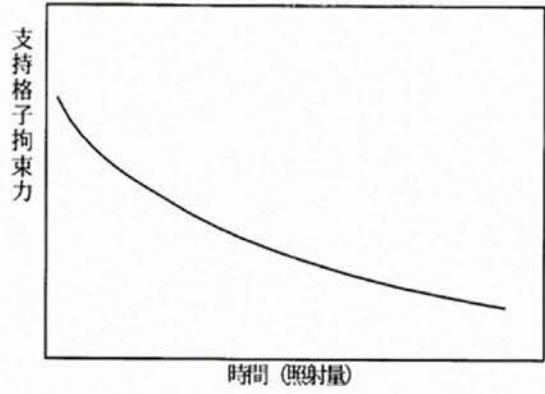
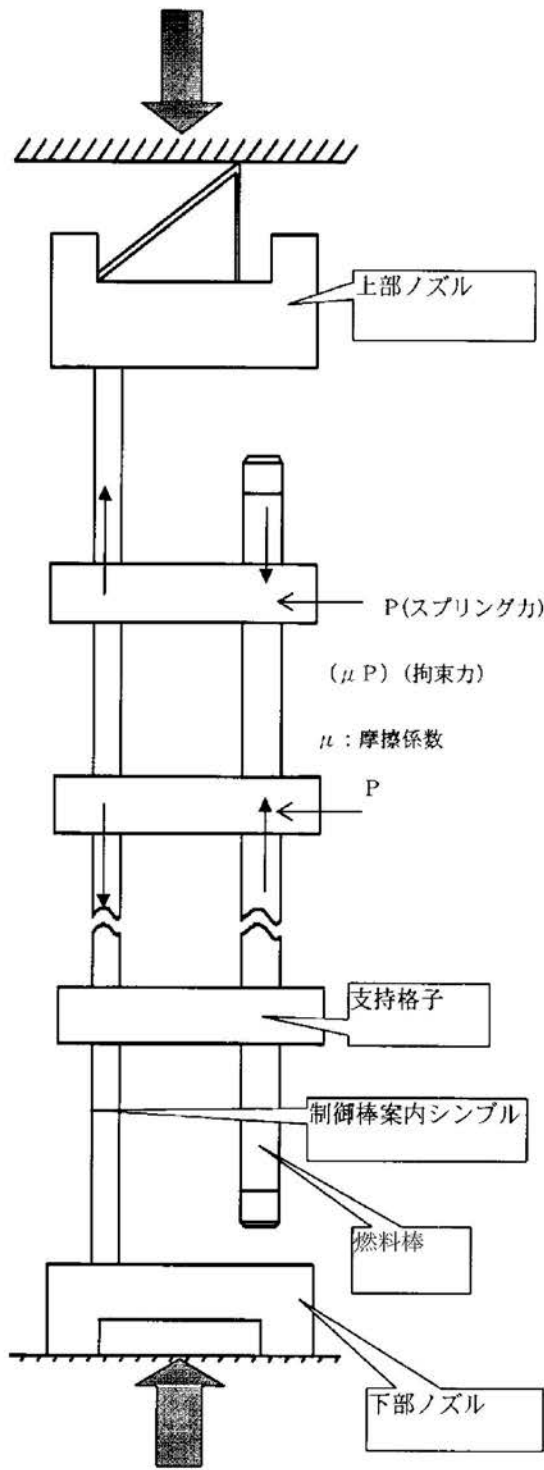
MDNBR : 最小 DNBR

DNBR_{NOM} : DNBR 最確値

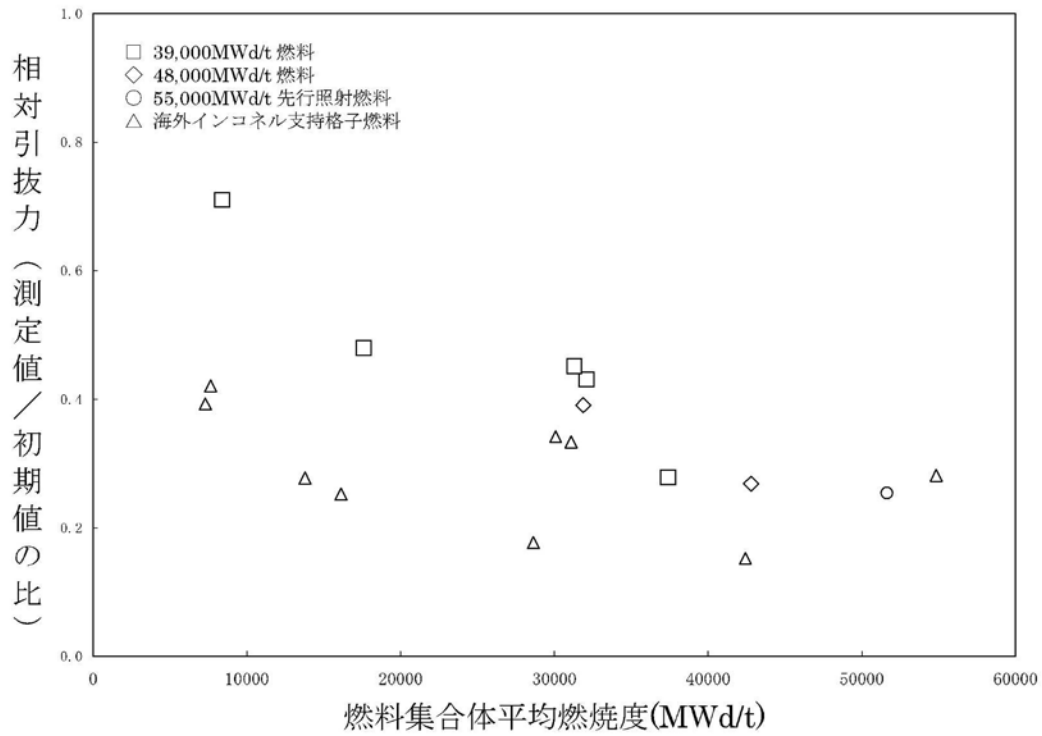
F_{DNBR} : DNBR 乗数(0.75)

F_{DNBR}^U : DNBR 不確定性因子

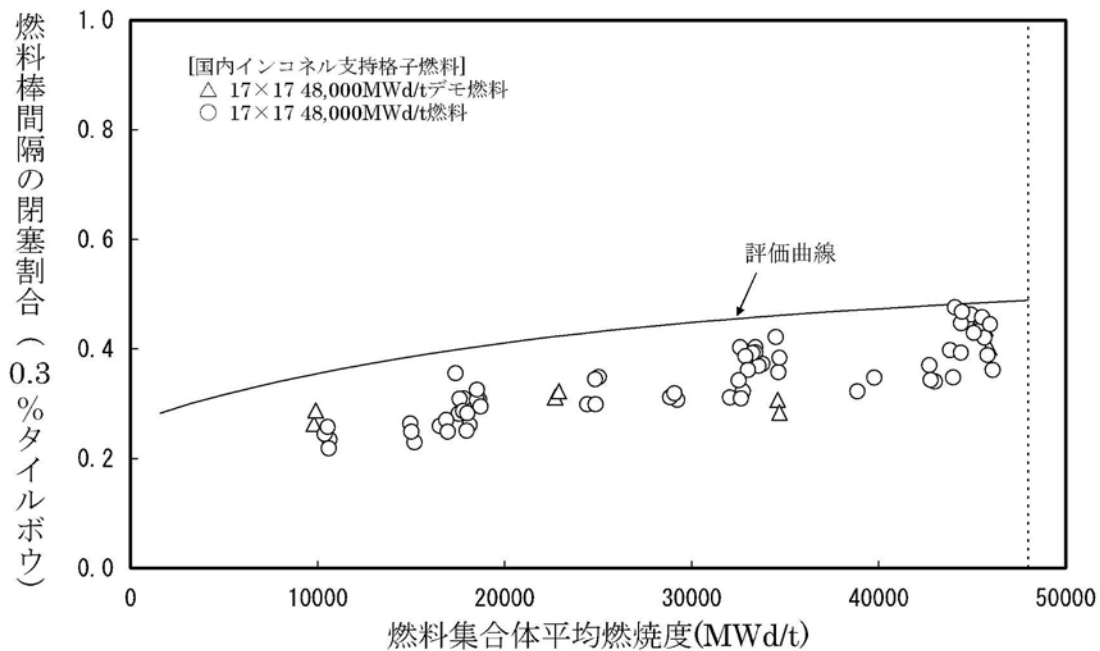
F_{DNBR}^M : DNBR 余裕



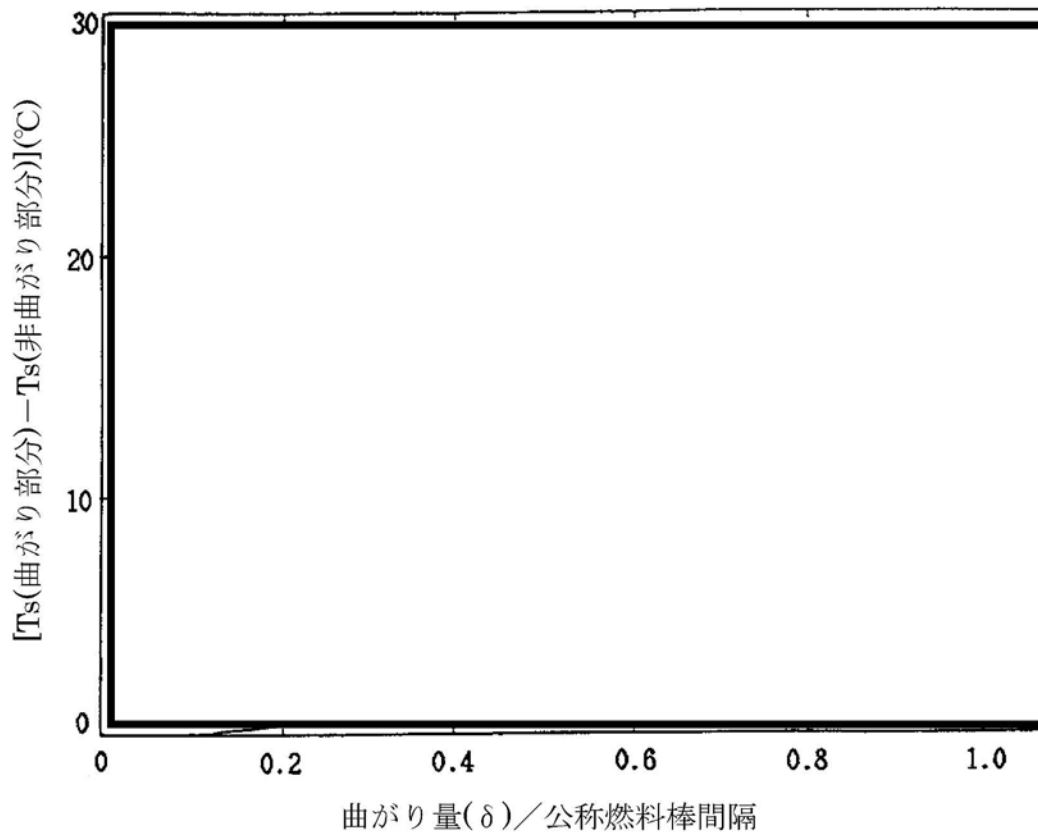
第3-28図 燃料棒にかかる圧縮力と曲がり



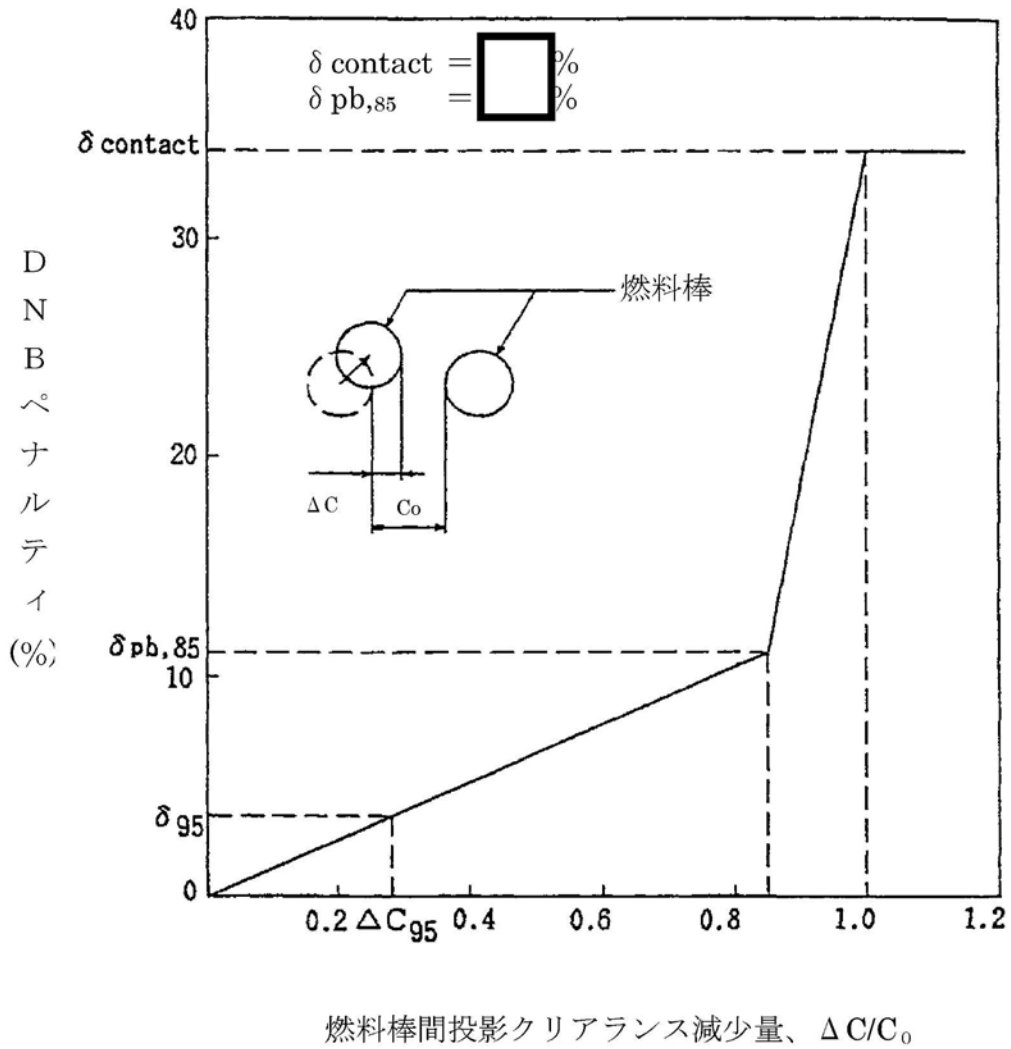
第 3-29 図 拘束力の照射による緩和実績



第 3-30 図 燃料棒 (17 行 17 列、9 支持格子) 間隔の閉塞割合⁽⁴⁹⁾



第3-31図 曲がり部分の DNB 以前の被覆管表面温度



第3-32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、制御棒案内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、国内燃料の実績を第3-33図に示す。

設計においては、48,000MWd/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、48,000MWd/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隔

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、国内燃料の実績を第3-34図に示す。

設計においては、燃料集合体で 48,000MWd/t まで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。

3.4.3 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。

3.4.4 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。

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。

3.4.5 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）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55GWd/t燃料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トング摩耗が発生したのに対して、本申請の燃料集合体を含む混在炉心については、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、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 nm、B型燃料集合体同士の位置ずれ：最大約 nm となる可能性がある。

1

以上のとおり、17行17列型4ループ炉心のA型55GWd/t燃料では、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く、異なる設計の燃料が共存してもフレット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ト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、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

A型燃料集合体とB型燃料集合体は被覆管肉厚及びペレット径がわずかに異なる。少数群定数計算コードによる計算では、この構造上の差異を考慮しており、炉心計算コードを用いてA型燃料集合体とB型燃料集合体の混在炉心の核特性が問題のないことを確認している。

ここではこれらの計算コードの計算モデルに含まれていない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。

したがって、炉心を構成する燃料の間で最大となる位置ずれは、燃料棒がオンボトムの状態になったA型燃料集合体と、製造時の状態のA型燃料集合体との間の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、反応度変化は約□%程度の減少であり無視できる。

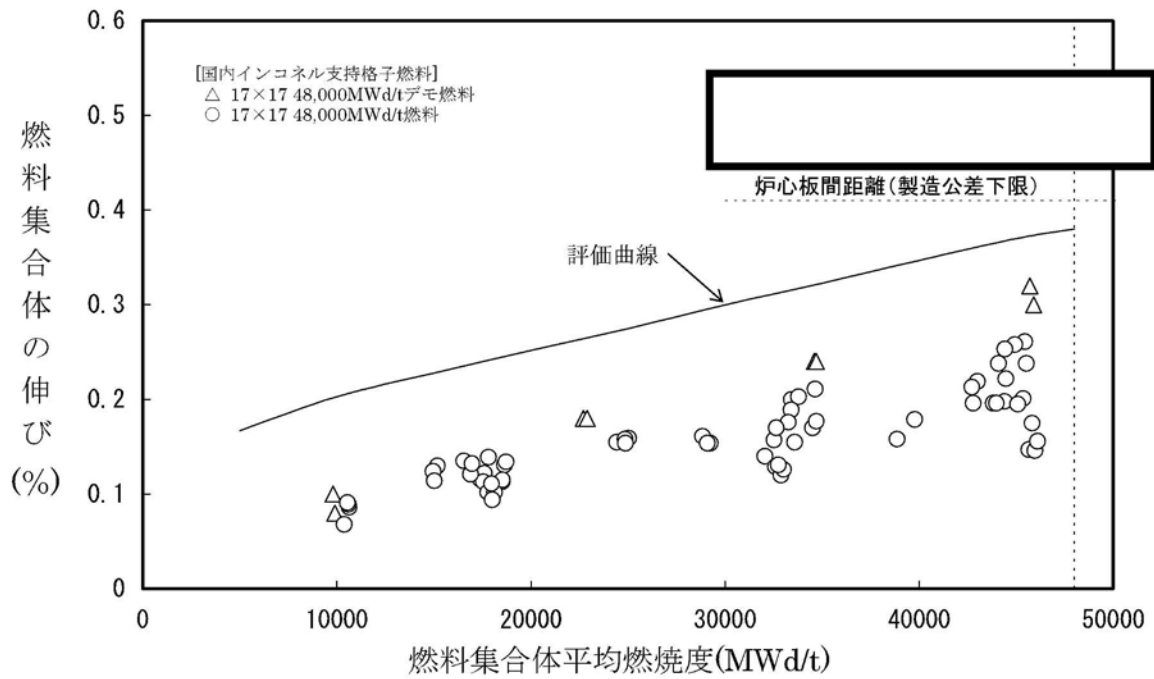
同様に、軸方向出力ピーキングへの影響として、燃料有効部分からずれた箇所は出力発生に寄与せず、また、ずれ部分の軸方向相対出力が、平均出力の 100%を発生するものと保守的に評価したとしても、軸方向出力ピーキング変化は約□%程度の増加であり無視できる。

(3) 熱水力的共存性

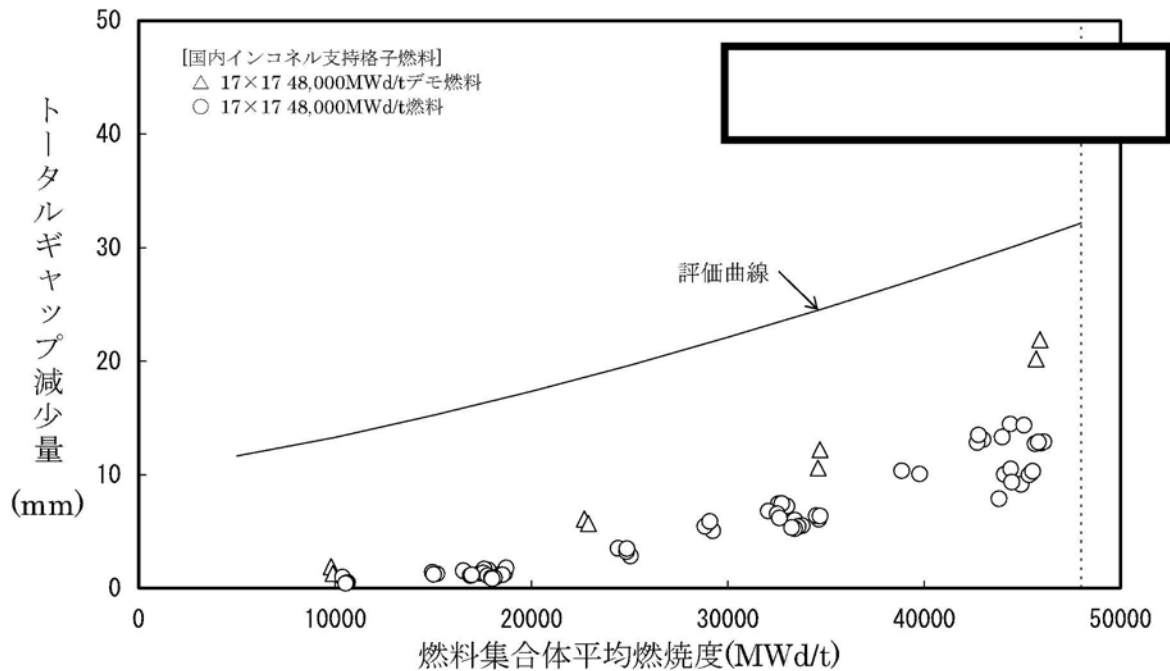
燃料の熱水力的性能を示す DNB 特性は、型式ごとに熱流動試験を行うことにより十分な性能を有することが確認されている。型式の異なる燃料が隣接する混在炉心において DNB 性能を確認するには、燃料集合体間横流れによる影響を評価する必要がある。

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、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3-33図 燃料集合体の伸び



第3-34図 トータルギャップ減少量

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、燃料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 燃料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	$P_m + P_b$	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

Sm : 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	ジルカロイ-4	P_m ^(注2)	Sm
	運転時荷重			
上部ノズル押えばね	機械設計流量時	析出硬化型ニッケル基合金 ^(注3)	—	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

Sm : 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。

(注3) 以下「718 合金」という。

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 5.2.2 項及び 7.2 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 6.2 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「ANSYS Ver.10.0」及び「ANSYS Ver.11.0」（以下「ANSYS」という。）である。評価に用いる解析コード「ANSYS」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 ANSYS 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 ANSYS 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

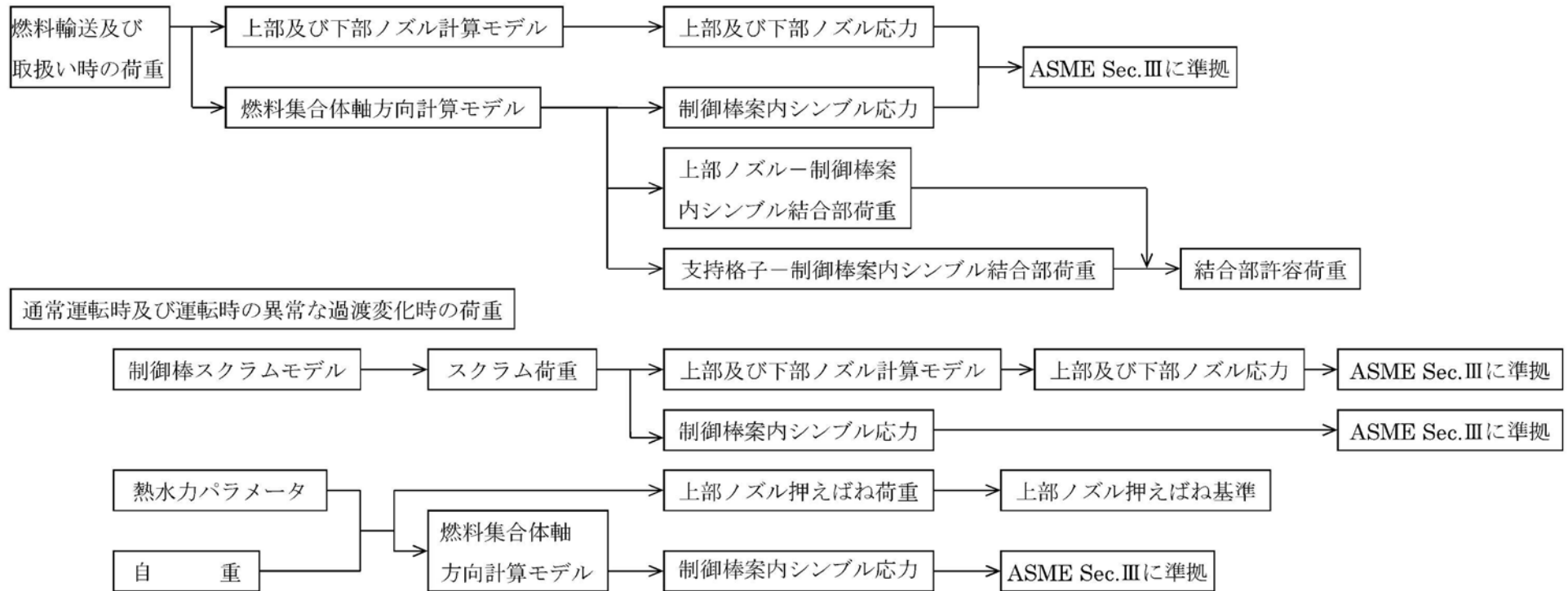
上部ノズルスリーブー制御棒案内シンプル拡管部、上部ノズルー上部ノズルスリーブ溶接部及び上部ノズルスリーブに加わる荷重を評価する。

(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。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及び下部ノズルで□%、制御棒案内シンプルで□%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。

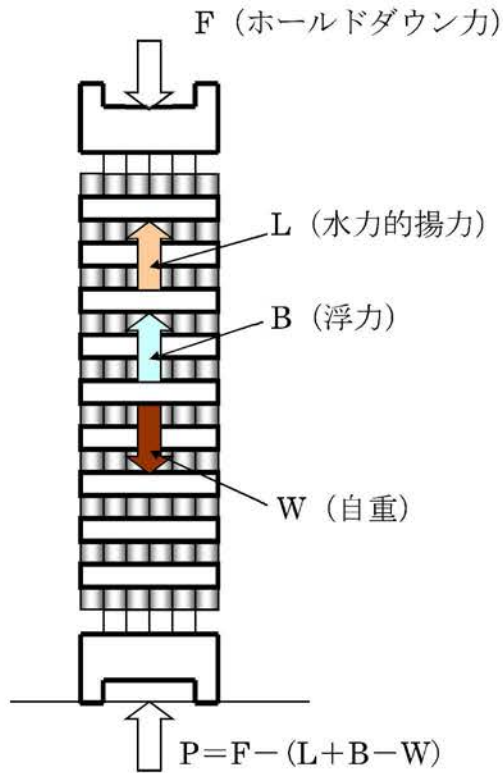
(注1) 制御棒案内シンプルの下部の径を細くすることによって内部に保有する1次冷却材の抵抗により、制御棒クラスタ落下による燃料集合体への衝撃を減少させる部分

(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

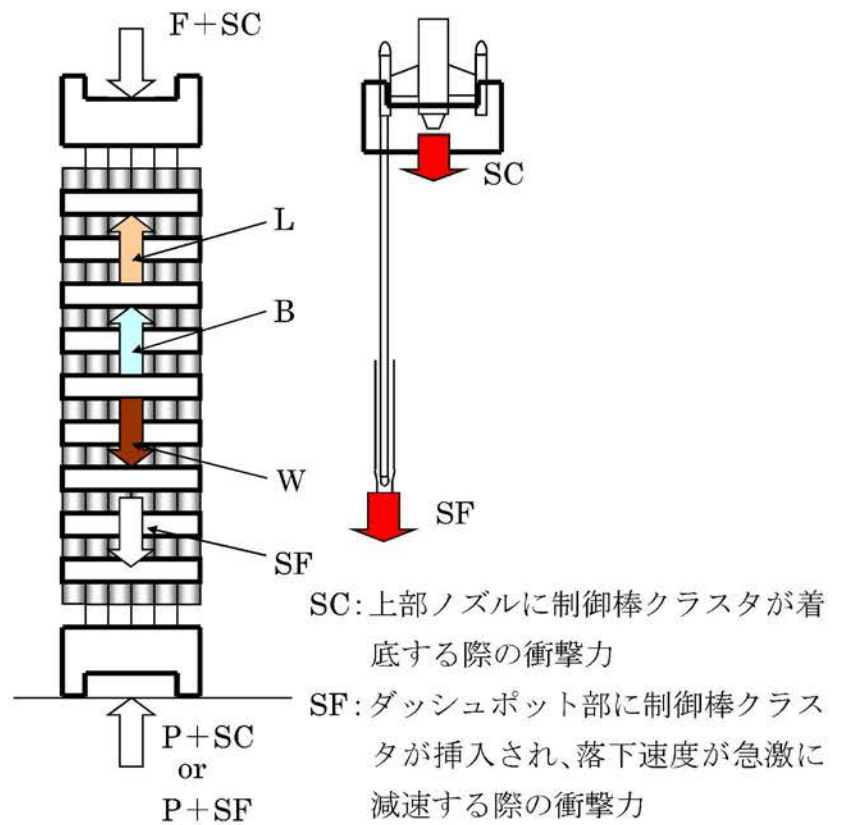
(注3) 運転時の異常な過渡変化として負荷急減が発生した場合、タービン及び発電機の回転数が増加し、それに伴い1次冷却材ポンプの回転数が増加することにより、1次冷却材流量が増加する現象

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中央部の水抜き穴間隔が狭い部位で発生し、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。最大荷重は外周コーナ位置にある上部支持格子拡管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 MPa と耐力 (約 MPa) 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 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 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			0.79
下 部 ノ ズ ル			0.75
上部ノズル-制御棒 案内シンプル結合部	注 1)	(注 2)	0.74 (注 4)
支持格子-制御棒案 内シンプル結合部	注 1)	(注 2)	0.45 (注 4)
制御棒案内シンプル			0.83

(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、燃料集合体が若干浮き上がるものの、その際の上部ノズル押えばねのたわみ量の増加は、ばねの塑性変形を増加させない範囲内であり、通常運転時に復帰したときには、第 4-5 表に示すばね力を維持し、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			0.21
下部ノズル ^(注2)			0.34
制御棒案内シンプル ^(注2) ダッシュポット部			0.46
制御棒案内シンプル ^(注3) ダッシュポット部			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			浮き上がらない。	0.93
高温全出力時			浮き上がらない。	0.53
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3) (0.78)

(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。

(注 3) ()内の設計比はポンプオーバースピード時に塑性変形が進行しない荷重(N)に対して上部ノズル押えばねに要求される荷重の比である。

5. 参考文献

- (1) 三菱原子力工業(株), "三菱PWRの燃料設計計算コードの概要", MAPI-1019 改1, 昭和63年5月
- (2) Mishima, Y.Y.Takada et al., "Proving Test On The Reliability For PWR 15×15 Fuel Assemblies In Japan", IAEA 1984 Specialists' Meeting at Tokyo
- (3) "PWR Fuel Performance and Burnup Extension Program in JAPAN", IAEA Int. Sym. on Improvements in Water Reactor Fuel Technology and Utilization, Stockholm, Sept. 1986.
- (4) R.A.Weiner. "Evaluation of High Burnup Fission Gas Release Data", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, April 1985.
- (5) M.G.Balfour et al., "Zorita Research and Development Program Final Report", WCAP-10180
- (6) M.G.Balfour et al., "BR3 High Burnup Fuel Rod Hot Cell Program Final Report", WCAP-10238
- (7) T.Wada et al., "Behavior of $UO_2-Gd_2O_3$ Fuel", BNES Conference, 1973, pp.63.1-63.3
- (8) 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.
- (9) Belle.J., "Uranium Dioxide Properties and Nuclear Applications. " U.S. Government Printing Office, 1961.
- (10) 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).
- (11) Christensen, J.A., "Thermal Expansion and Change in Volume on Melting for Uranium Dioxide", HW-75148 (1962).
- (12) 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
- (13) (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",平成10年7月
- (14) 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).
- (15) 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).
- (16) R.W.Dayton,C.R.Tipton,Jr, "Progress Relating to Civilian Applications during June 1960", July 1 1960, BMI-1448(rev.)
 - (17) J.L. Daniel, J. Matolich, Jr., and H.W. Deem, "Thermal Conductivity of UO_2 ", HW-69945, September (1962).
 - (18) A.D. Feith, "Thermal Conductivity of UO_2 by a Radial Heat Flow Method", TM63-9-5 (1963).
 - (19) 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.)
 - (20) T. Nishijima, T. Kawada and A. Ishihata, "Thermal Conductivity of Sintered UO_2 and Al_2O_3 at High Temperatures", J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 48, No.1 31-34 (1965).
 - (21) 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).
 - (22) 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).
 - (23) 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).
 - (24) A.J. Bush, "Apparatus for Measuring Thermal Conductivity to 2500°C ", Westinghouse R & D Report 64-1P6-401-R3, February (1965).
 - (25) 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).
 - (26) 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.
 - (27) J.A. Gyllander, "In-Pile Determination of the Thermal Conductivity of UO_2 in the Range 500-2500 Degrees Centigrade", AE-411, January(1971).
 - (28) M.F. Lyons et al., " UO_2 Powder and Pellet Thermal Conductivity During

- Irradiation", GEAP-5100-1, March (1966).
- (29) D.H. Coplin et al., "The Thermal Conductivity of UO_2 by Direct In-reactor Measurement", GEAP-5100-6, May (1968).
 - (30) R.N. Duncan, "Rabbit Capsule Irradiation of UO_2 ", June (1962).
 - (31) 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)
 - (32) J.P. Stora, "In-Reactor Measurement of the Integrated Thermal Conductivity of UO_2 Effect of Porosity", Trans. Amer. Nucl. Soc. 13, 137 (1970).
 - (33) 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).
 - (34) S.Fukushima, T.Ohmichi, A.Maeda and H.Watanabe, "The Effect of Gadolinium Content on the Thermal Conductivity of Near-Stoichiometric (U,Gd) O_2 Solid Solutions" (J.of Nucl. Mat. 105, 1982).
 - (35) T.A.Thornton, J.A.Ewanich (B&W), J.F.Lagedrost and E.A.Eldridge (EMTL), "Thermal Conductivity of Sintered Urania-Gadolinia" (ANS. TRANSACTIONS, Vol.43, 1982).
 - (36) Martin Peehs, Wolfgang Dorr, Gerhard Gradel and Georg Main (KWU), "Zur Wärmeleitfähigkeit und Plastizität von UO_2 mit Gd-Zusätzen" (J of Nuclear Materials 106, 1982).
 - (37) J. Belle et al., "Thermal Conductivity of Bulk Oxide Fuels", WAPD-TM-586 (Revised) (1967).
 - (38) C.G. Poncelet, "LASER - a Depletion Program for Lattice Calculations Based on MUFT and THERMOS", WCAP-6073, April (1966).
 - (39) C.G. Poncelet, "Burnup Physics of Heterogeneous Reactor Lattices", WCAP-6069, June (1965).
 - (40) R.J. Nodvik, "Saxton Core II Fuel Performance Evaluation Part II, Evaluation of Mass Spectrometric and Radiochemical Analysis of Irradiated Saxton Plutonium Fuel", WCAP-3385-56, Part II, July (1970).

- (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) J.R.Reavis, "Vibration Correlation for Maximum Fuel-Element Displacement in Parallel Turbulent Flow" ,Nuclear Science and Engineering: 38, 63-69(1969)
- (47) W.J.O'Donnell and B.F.Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components" Nuclear Science and Engineering: 20, 1-12 (1964)
- (48) 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
- (49) (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

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 (4) - 別紙 - 1
2. 解析コードの概要	3 (4) - 別紙 - 2
2.1 FINE Ver.1.0	3 (4) - 別紙 - 2
2.1.1 FINE Ver.1.0 の概要	3 (4) - 別紙 - 2
2.2 ANSYS Ver.10.0	3 (4) - 別紙 - 3
2.2.1 ANSYS Ver.10.0 の概要	3 (4) - 別紙 - 3
2.3 ANSYS Ver.11.0	3 (4) - 別紙 - 4
2.3.1 ANSYS Ver.11.0 の概要	3 (4) - 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 FINE Ver.1.0

2.1.1 FINE Ver.1.0 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	FINE
開発機関		三菱重工業株式会社
開発時期		1988年
使用したバージョン		Ver.1.0
使用目的		A型48GWd/t燃料燃料棒強度評価
コードの概要		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。 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。
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)		<p>FINEコードは、燃料棒 (A型48GWd/t燃料) の燃料棒強度評価に使用している。</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"> ・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、動作環境を満足する計算機にインストールして用いていることを確認している。 ・FINEコードは、48GWd/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)】 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FINEコードによる解析結果との比較を行い、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の燃料設計計算コードの概要」(MAPI-1019 改1 昭和63年 三菱原子力工業(株)) に示されている。また、「PWR燃料の新燃料設計手法について」(昭和62年) に示されているとおり、通商産業省原子力発電技術顧問会 高燃焼度化検討会にてFINEコードの妥当性が確認されている。 ・本設計及び工事計画において使用するバージョンは、他プラントの既工事計画において使用されているものと同じであることを確認している。 ・本設計及び工事計画における構造に対し使用する要素、A型48GWd/t燃料燃料棒強度評価の使用目的に対し、使用用途及び使用方法に関する適用範囲が上述の妥当性確認の範囲内であることを確認している。

2.2 ANSYS Ver.10.0

2.2.1 ANSYS Ver.10.0 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名
	ANSYS
開発機関	ANSYS, Inc (米国)
開発時期	1970 年
使用したバージョン	Ver.10.0
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>線形／非線形の静解析及び動解析（固有値解析、応答解析等）を行うことができる汎用有限要素法構造解析コードである。</p> <p>通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時並びに輸送・取扱時の荷重等を入力として、下部ノズルに生じる応力を算出する。</p>
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)	<p>ANSYS は汎用市販コードである。ANSYS Ver.10.0 は下部ノズルの 3次元有限要素法（ソリッド要素）による応力解析に使用している。</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 3次元有限要素法（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、航空宇宙、自動車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 ANSYS Ver.11.0

2.3.1 ANSYS Ver.11.0 の概要

対象：燃料集合体

項目	コード名	ANSYS
開発機関		ANSYS, Inc (米国)
開発時期		1970 年
使用したバージョン		Ver.11.0
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>線形／非線形の静解析及び動解析（固有値解析、応答解析等）を行うことができる汎用有限要素法構造解析コードである。</p> <p>通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時並びに輸送・取扱時の荷重等を入力として、上部ノズルに生じる応力を算出する。</p>
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)		<p>ANSYS は汎用市販コードである。ANSYS Ver.11.0 は上部ノズルの 3次元有限要素法（ソリッド要素）による応力解析に使用している。</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 3次元有限要素法（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、航空宇宙、自動車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

玄海原子力発電所第 4 号機

目 次

	頁
1. 概 要	4 (4) - 1
2. 構成材料の概要	4 (4) - 2
3. 二酸化ウラン	4 (4) - 8
3.1 耐熱性	4 (4) - 8
3.2 耐放射線性	4 (4) - 8
3.2.1 二酸化ウランペレットの照射焼きしまり	4 (4) - 9
3.2.2 二酸化ウランペレットのスエリング	4 (4) - 9
3.2.3 FP ガスの放出挙動	4 (4) - 10
3.3 耐食性	4 (4) - 10
3.3.1 二酸化ウランペレットとジルカロイ-4 被覆管との反応	4 (4) - 10
3.3.2 二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応	4 (4) - 11
3.3.3 二酸化ウランペレットと水との反応	4 (4) - 11
4. ガドリニア入り二酸化ウラン	4 (4) - 15
4.1 耐熱性	4 (4) - 15
4.2 耐放射線性	4 (4) - 15
4.3 耐食性	4 (4) - 16
4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと ジルカロイ-4 被覆管との反応	4 (4) - 16
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 (4) - 17
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 (4) - 17
5. Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金 (ジルカロイ-4)	4 (4) - 19
5.1 ジルカロイ-4 (冷間加工材)	4 (4) - 19
5.1.1 耐熱性	4 (4) - 19
5.1.2 耐放射線性	4 (4) - 19
5.1.2.1 機械的性質	4 (4) - 20
5.1.2.2 疲労特性	4 (4) - 20
5.1.2.3 クリープ特性	4 (4) - 21
5.1.2.4 照射成長	4 (4) - 21

5.1.3	耐食性	4 (4) - 21
5.1.3.1	酸化腐食による影響	4 (4) - 22
5.1.3.2	水素吸収による影響	4 (4) - 23
5.1.4	その他の性能	4 (4) - 23
5.1.4.1	耐摩耗性	4 (4) - 23
5.2	ジルカロイ-4 (再結晶焼鈍材)	4 (4) - 23
5.2.1	耐熱性	4 (4) - 23
5.2.2	耐放射線性	4 (4) - 23
5.2.3	耐食性	4 (4) - 24
5.2.3.1	酸化腐食による影響	4 (4) - 24
5.2.3.2	水素吸収による影響	4 (4) - 24
6.	析出硬化型ニッケル基合金 (718 合金)	4 (4) - 36
6.1	耐熱性	4 (4) - 36
6.2	耐放射線性	4 (4) - 36
6.3	耐食性	4 (4) - 36
7.	オーステナイト系ステンレス鋼	4 (4) - 39
7.1	耐熱性	4 (4) - 39
7.2	耐放射線性	4 (4) - 39
7.3	耐食性	4 (4) - 39
8.	参考文献	4 (4) - 44

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(1/4)

構成部品	材料の種類	主成分(wt%)		不 純 物(ppm)							
燃料材	二酸化ウラン 焼結ペレット ^(注1)	U	≧ □	C	≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
				F	≧ □		≧ □				
		O/U (比率)	□	H	≧ □		≧ □		≧ □		
				N	≧ □		≧ □		≧ □		
		X	X	X	≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
					≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
					≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
					ボロン当量 ^(注3) は □ ppm を超えてはならない。						
	ガドリニア 入り二酸化 ウラン焼結 ペレット ^(注2)	U	≧ □	C	≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
				F	≧ □		≧ □				
		O/U (比率)	□	H	≧ □		≧ □		≧ □		
				N	≧ □		≧ □		≧ □		
		Gd ₂ O ₃	□	X	≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
					≧ □		≧ □		≧ □		≧ □
X		X	X	≧ □	≧ □		≧ □		≧ □		
	≧ □			≧ □	≧ □	≧ □					
	≧ □			≧ □	≧ □	≧ □					
				ボロン当量 ^(注3) は □ pm を超えてはならない。							

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(2/4)

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系 ジルコニウム合金(注4) (JIS H4751 ZrTN 804 D 質別 SR)	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		
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4) (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	X	
		X		Cu	≤50	N	≤80		
燃料被覆材 端栓	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム合金(注4) (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	X	
		X		Cu	≤50	N	≤80		
制御棒案内 シンプル端 栓	Sn-Fe-Cr系 ジルコニウム合金(注4) (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		

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(3/4)

構成部品	材料の種類	化学成分(wt%)			
		Ni	50.0/55.0	Cu	≦0.30
・支持格子 ・上部ノズル 押えばね	析出硬化型 ニッケル基合金 (注5) (ASTM B670 UNS N07718)	Cr	17.0/21.0	Si	≦0.35
		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 <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"/>		
・シンプル スクリュウ ・スプリング スクリュウ	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A <input type="text"/>) <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"/>		
・インサート 端栓	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A <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"/>		
・インサート 管	オーステナイト系 ステンレス鋼 (ASTM A <input type="text"/>) 又は ASTM A <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"/>		

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(4/4)

構成部品	材料の種類	化学成分(wt%)			
・スリーブ	オーステナイト系 ステンレス鋼 (JIS C <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) 不純物の総中性子吸収をボロン量で換算したもの。

(注 4) 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 5) 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	ジルカロイ-4	(高温引張試験：385℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・制御棒案内 シムブル ・炉内計装用案内 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	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・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	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・上部支持格子 ・中間部支持格子 ・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	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %
・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	\geq □ MPa \geq □ MPa \geq □ %

(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 2,800～2,860℃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 30,000MWd/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 10,000MWd/t 当たり 32℃の低下とする。未照射で 2,800℃とすると 62,000MWd/t で約 2,600℃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。

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℃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取り込んで（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）が形成されるが、本申請の燃焼度域ではリム組織は顕著でないと考えられるため、FP ガス放出の評価では、リム組織からの FP ガス放出を考慮していない。

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、焼きしまりによる密度上昇は比較的低温域で完了している。その密度増大量は約 1% 程度であり、焼きしまりに対して安定している。本申請の燃料集合体に使用する二酸化ウランペレットは、これらの知見から焼結時の密度を高密度にすることにより、照射中の寸法安定性を得るため、ペレット密度^(注1)が 95% T.D.のものを使用している。

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、低温域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。高温域においては、気泡の移動→集積→成長が起こりやすく、ガスバブルスエリングは

(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/cm³）より小さくなり、理論密度に対する比として定める。

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⁾。

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1)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、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。

3.3 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)、ジルカロイ-4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⁽⁶⁾、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⁽⁷⁾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カロイ-4被覆管との反応

ジルカロイ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

(注1) 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。

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⁽⁸⁾。これらは、被覆管の腐食及び応力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 までのジルカロイ-4 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、燃料棒が急激な出力上昇を受けた場合、約 30,000~40,000MWd/t において破損が認められる出力レベルでも、約 60,000MWd/t 程度まで燃料棒は破損していないことから、この程度の反応層であれば破損への影響はない⁽⁹⁾。

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⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾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、前述の工程で製造された燃料棒の照射後試験⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾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。

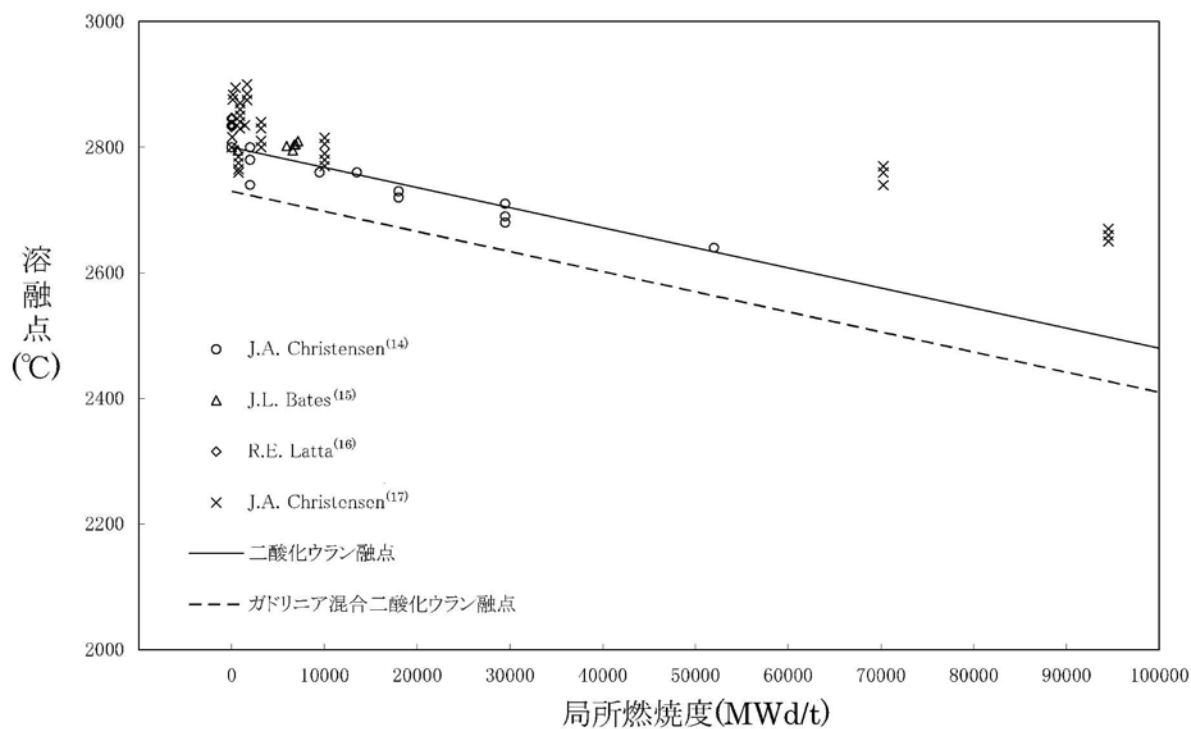
二酸化ウランは、酸素対ウラン比が 1.75 から 2.3~2.4 の広い範囲で結晶

構造（螢石(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⁽¹²⁾。

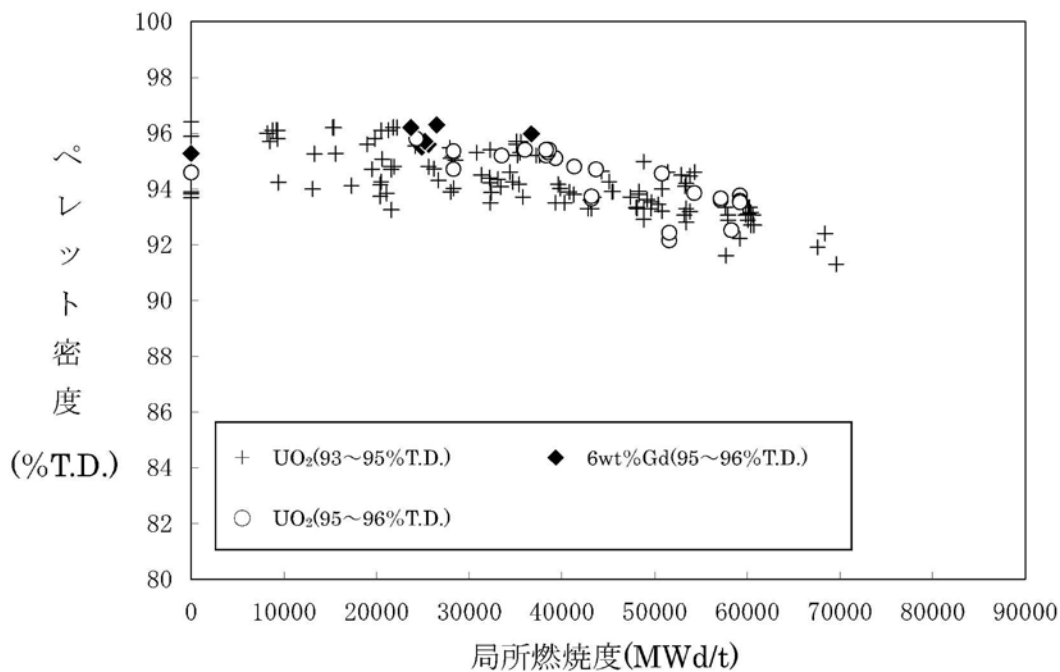
約 340℃の高温水中での二酸化ウランペレットの挙動については、環境水中の溶存酸素量に依存することが明らかにされており、0.01ppm 程度の低酸素量領域では腐食は認められないことが知られている⁽¹³⁾。さらに、同様な高温水中での約 1 年間の浸漬試験において、その質量増加は約 0.03%であることが報告されており⁽²⁾、この量は酸素対ウラン比に換算して約 0.005 程度の増加であり、小さい。したがって酸素対ウラン比がこの程度の変化であれば、ペレットの構造が変化したり、体積が増加することはない。

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。

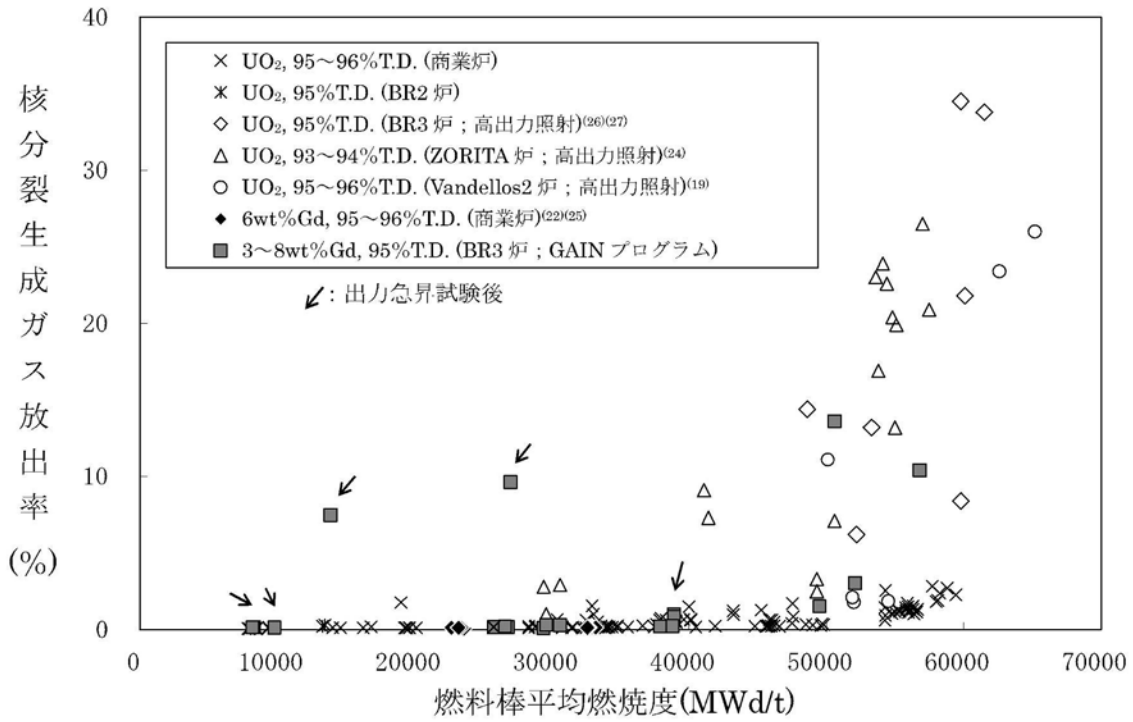
二酸化ウランペレットと 1 次冷却材との化学反応における放射線による影響として、1 次冷却材の放射線分解により発生する酸素が二酸化ウランペレットとの反応を促進させる可能性が考えられるが、PWR では 1 次冷却材に水素注入を行い酸素の発生を抑制しているため、照射による反応促進への影響はない。



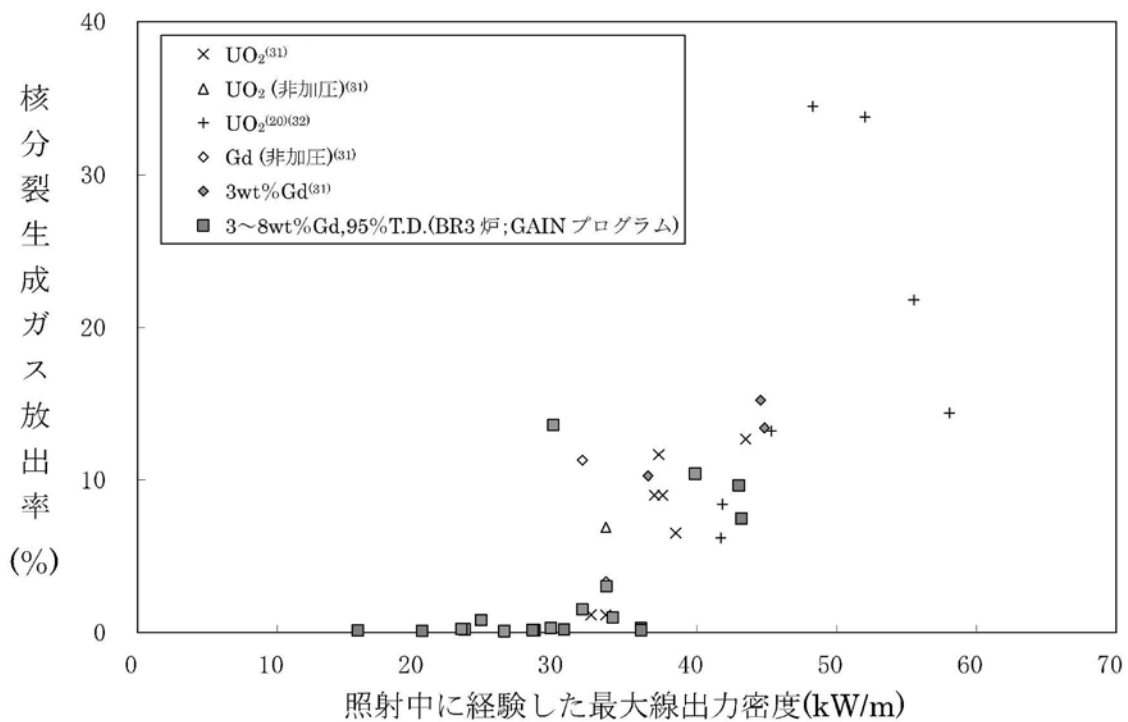
第3-1図 二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランの溶融点



第3-2図 ペレット密度の燃焼に伴う変化⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾⁽²¹⁾⁽²²⁾⁽²³⁾⁽²⁴⁾



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(7)(9)(10)(18)(19)(22)(24)(25)(26)(27)(28)(29)(30)



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)(28)(29)(31)(32)

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⁽³³⁾、Wada ら⁽³⁴⁾、Grossman ら⁽³⁵⁾、水野ら⁽³⁶⁾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和田ら及び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、ガドリニア濃度 6wt%における溶融点は、二酸化ウランに対する測定値の妥当性を考慮し、安全側に和田らのデータ（第 4-1 図）の下限値をとって評価すると、未照射材で 2,730°Cとなる。

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⁽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 2,700°Cとなる。

なお、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 6wt% 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) での試験燃料棒、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。なお、燃料棒の設計評価にあたっては上記の事項を考慮した上で、温度評価を行う項目がすべて設計基準を満足するようにする。

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、ジルカロイ-4 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。

4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットとジルカロイ-4 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⁽³⁷⁾。したがって、ガドリニア入り二酸化ウランペレットとジルカロイ-4 被覆管との反応は、二酸化ウランペレットとジルカロイ-4 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。

(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

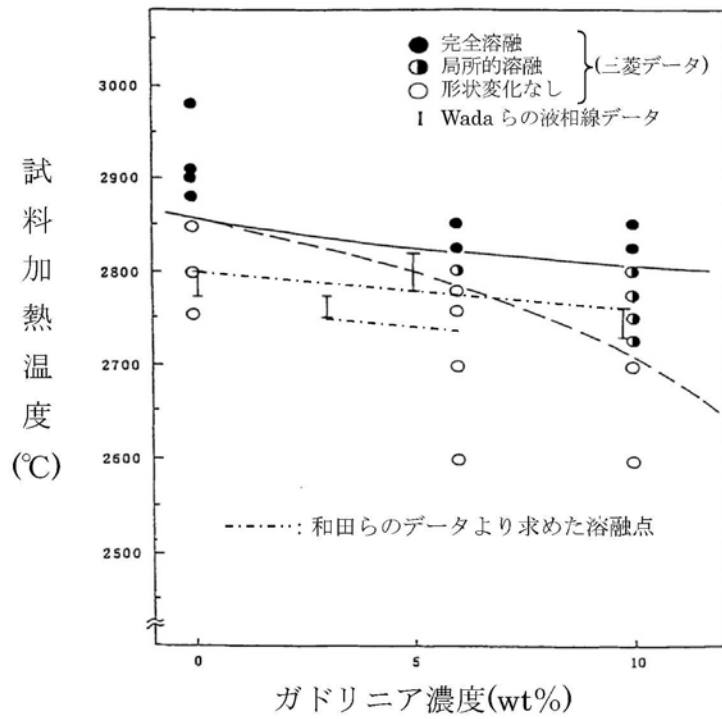
4.3.2 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応

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。

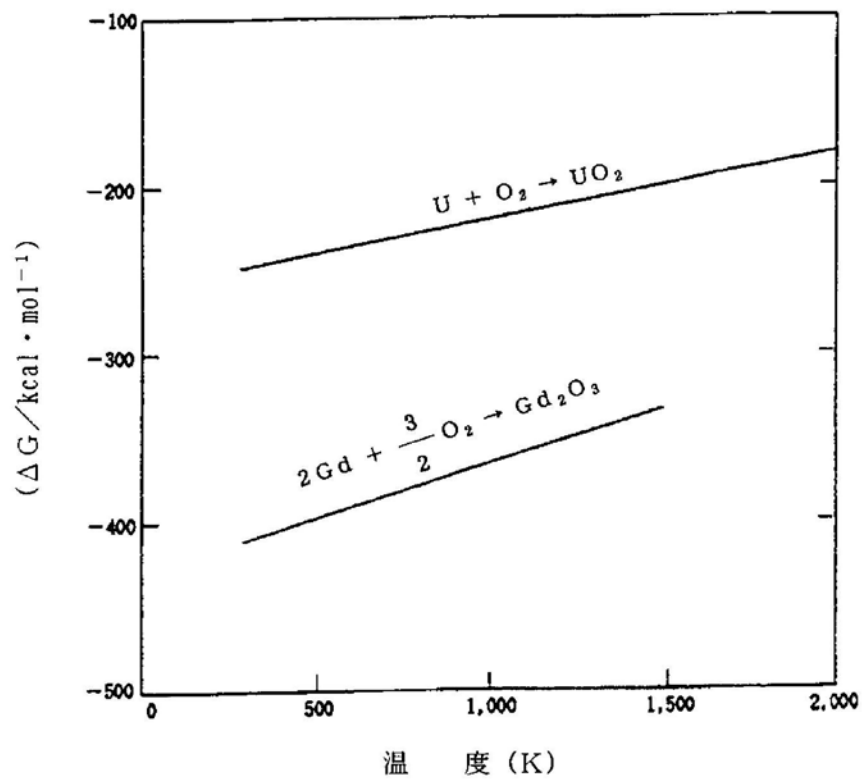
4.3.3 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと水との反応

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⁽³⁸⁾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。



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⁽³⁴⁾⁽³⁶⁾



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系ジルコニウム合金（ジルカロイ-4）

被覆管には冷間加工応力除去焼鈍されたジルカロイ-4 が使用され、燃料被覆材端栓、制御棒案内シンプル、炉内計装用案内シンプル（以下制御棒案内シンプルと炉内計装用案内シンプルをまとめて「案内シンプル」という。）、制御棒案内シンプル端栓には再結晶焼鈍されたジルカロイ-4 が使用されているが、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カロイ-4 被覆管の照射挙動データには、ジルカロイ-4 とジルカロイ-4-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 ジルカロイ-4（冷間加工材）

5.1.1 耐熱性

ジルカロイ-4 の溶融点は 1,825°C であり⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾、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。

ジルカロイ-4 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、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。

5.1.2 耐放射線性

ジルカロイ-4 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、ジルカロイ-4 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

(注 1) 稠密六方晶に垂直な軸

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、ジルカロイ-4 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、ジルカロイ-4 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。

5.1.2.1 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。ジルカロイ-4 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ない。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い。

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、水素吸収量が約800ppmまでジルカロイ-4 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図に示すとおり約800ppmまで延性が確保されている。

また、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⁽⁴¹⁾。

5.1.2.2 疲労特性

ジルカロイに対する Langer and O'Donnell の疲労試験結果を第5-

(注1) 0.2%の塑性変形を起こす応力をいう。

4 図に示す。ジルカロイ-4 被覆管の設計疲労曲線は同図の機械特性を考慮し設定する。

5.1.2.3 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。ジルカロイ-4 被覆管のクリープ特性は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(2)c.に示す。）設計評価に反映している。

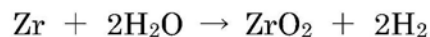
5.1.2.4 照射成長^(注2)

照射成長の支配要因は、Zr 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、ジルカロイ-4 被覆管の照射成長は、高速中性子照射量にほぼ比例し、高燃焼度領域でもこの傾向が認められる。したがって、ジルカロイ-4 被覆管の照射成長は、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(2)c.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。

5.1.3 耐食性

ジルカロイ-4 被覆管が 1 次冷却材と接触すると、



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

(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

(注 2) 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

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。

5.1.3.1 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、ジルカロイ-4 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、腐食の進行に伴う腐食量の急激な増加が認められる。また、酸化膜厚さは 1 次冷却材温度が国内プラントと同等以下のプラントでは燃焼度 60,000MWd/t（燃料棒平均）で最大約 70 μm であり、反応厚さでみると約 44 μm ^(注1) である。これは被覆管肉厚の約 8% 程度であり、被覆管の機械的健全性の観点から目安としている 10% 減肉以下であることから、本申請の燃料集合体の使用範囲までジルカロイ-4 被覆管を使用しても、機械的特性には影響しないと考えられる。

(注 1) 酸化膜厚さとジルカロイの減肉厚さ（反応厚さ）との比は以下のとおり約 1.6 となる。

$$\frac{[\text{酸化膜厚さ}]}{[\text{ジルカロイの減肉厚さ}]} = \frac{[\text{酸化膜の分子量}] \times [\text{ジルカロイの密度}]}{[\text{ジルカロイの分子量}] \times [\text{酸化膜の密度}]}$$
$$= \frac{123.22 \times 6.55}{91.22 \times 5.7} = 1.55 \approx 1.6$$

したがって、酸化膜厚さ約 70 μm は約 44 μm の減肉（反応厚さ）を示す。

5.1.3.2 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。実機で照射された被覆管の水素吸収量データを第 5-9 図に示すが、水素吸収量は燃焼とともに増加しており、1 次冷却材温度が国内プラントと同等以下のプラントでは燃焼度 60,000MWd/t (燃料棒平均) までで最大約 400ppm である。

これは、本申請燃料の燃料棒最高燃焼度 53,000MWd/t よりも高い燃焼度でのデータではあるが、炉外試験及び照射材の照射後試験により延性が確保されていることが確認できている約 800ppm より小さい。

5.1.4 その他の性能

5.1.4.1 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。フレットング摩耗評価はこれらの特性を考慮する。

5.2 ジルカロイ-4 (再結晶焼鈍材)

5.2.1 耐熱性

燃料被覆材端栓、案内シンプル及び案内シンプル端栓にはジルカロイ-4 材が使用されているが、原子炉内での使用温度は最大約 350℃であるため、前記第 5-1 表及び第 5-2 表に示した熔融点及び相変態温度よりかなり低いので、プラントの使用条件の下で熔融あるいは相変態が生じることはない。

5.2.2 耐放射線性

高速中性子の照射によりジルカロイ-4 材料内には格子欠陥が生じる。材料の機械的特性は金属内の転位の運動と関係するため、照射により生じた欠陥の影響を受ける。一般に欠陥が転位の運動を妨げるため、強度が増加し、延性が低下すると考えられている。

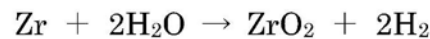
ジルカロイ-4 材の案内シンプルが高速中性子により照射されたときの機械特性に関するデータを第 5-10 図に示す。これより、引張強さ、耐力は、高速中性子照射によって照射初期に増加するが、照射量の増加とともに著しい変化がなくなる傾向にある。また、破断伸びは、高速中性子照射により減少するが、その後は著しい変化がなくなる傾向にある。また、弾性率やポアソン比は格子欠陥の影響をあまり受けないため、照射によりほとんど変化し

ない。

なお、燃料被覆材端栓及び制御棒案内シムブル端栓は案内シムブルと同じジルカロイ-4材で構成され、高速中性子照射量は案内シムブルと同等であり、放射線照射の影響も同等と考えられる。

5.2.3 耐食性

ジルカロイ-4からなる構成部材は1次冷却材と接触しているので、



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。

5.2.3.1 酸化腐食による影響

実機で照射された案内シムブルの腐食データを第5-11図に示すが、酸化膜厚さは燃焼とともに増加する傾向を示している。第5-11図で照射データを包絡した条件で燃焼度約48,000MWd/t(燃料集合体平均)の腐食量を予測すると、酸化膜厚さは約40 μm となり、反応厚さで見ると約25 μm である。これは案内シムブル肉厚の6%程度となり、機械的健全性の観点から目安としている10%減肉以下であることから、この程度の酸化腐食ではジルカロイの機械的特性には影響しないと考えられる。

なお、燃料被覆材端栓及び制御棒案内シムブル端栓はジルカロイ-4で構成されるが、いずれも案内シムブルと温度条件は同程度であるので腐食挙動は案内シムブルと同等であると考えられる。したがって、ジルカロイ-4材で構成されるこれらの部材に、腐食挙動による機械的特性への影響を設計評価では考慮していない。

5.2.3.2 水素吸収による影響

ジルコニウムと水の反応で発生した水素の一部は、母材に吸収される。実機で照射された案内シムブルの水素吸収量データを第5-12図に示すが、水素吸収量は燃焼とともに増加する傾向を示している。第5-12図で照射データを包絡した条件で燃焼度約48,000MWd/t(燃料集合体

平均) の水素吸収量を予測すると、水素吸収量は約 500ppm となるが、再結晶焼鈍されたジルカロイ-4 材では、約 1,000ppm 程度まで耐力、引張強さの低下は見られない⁽⁴²⁾ことから、機械的強度には影響ないと考えられる。

なお、燃料被覆材端栓及び制御棒案内シンプル端栓は案内シンプルと同じジルカロイ-4 材で構成され、いずれも腐食挙動及び水素吸収挙動は案内シンプルと同等であるため、水素吸収量も同等と考えられ、機械的強度には影響ないと考えられる。したがって、ジルカロイ-4 材で構成されるこれらの部材に、水素吸収による機械的特性への影響を設計評価では考慮していない。

第5-1表 ジルカロイ-4の溶融点測定結果
(単位：℃)

種類	溶融点測定結果
ジルカロイ-4	1,825

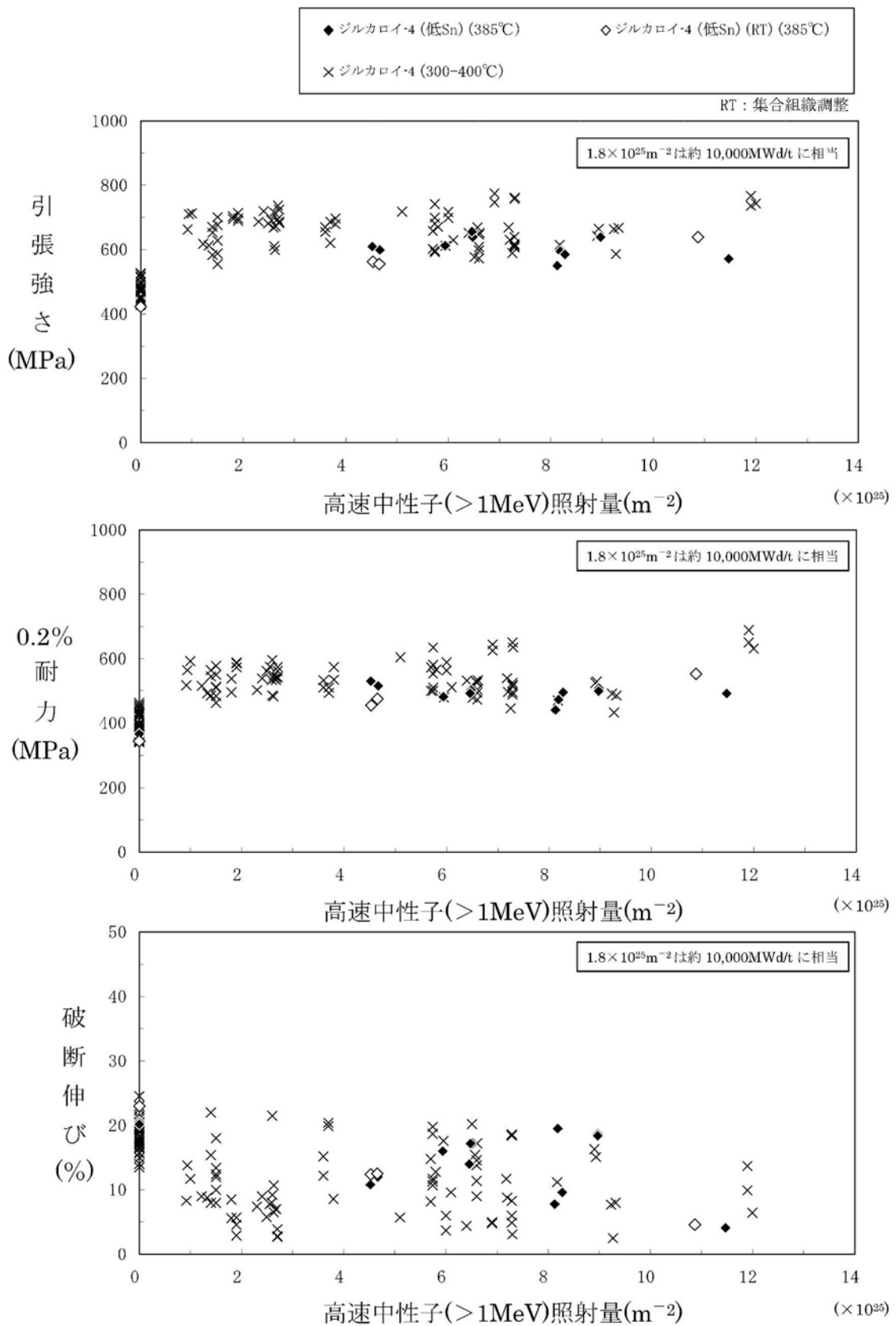
第5-2表 ジルカロイ-4の相変態温度測定結果
(単位：℃)

種類	$\alpha \rightarrow \alpha + \beta$	$\alpha + \beta \rightarrow \beta$
ジルカロイ-4	820	970

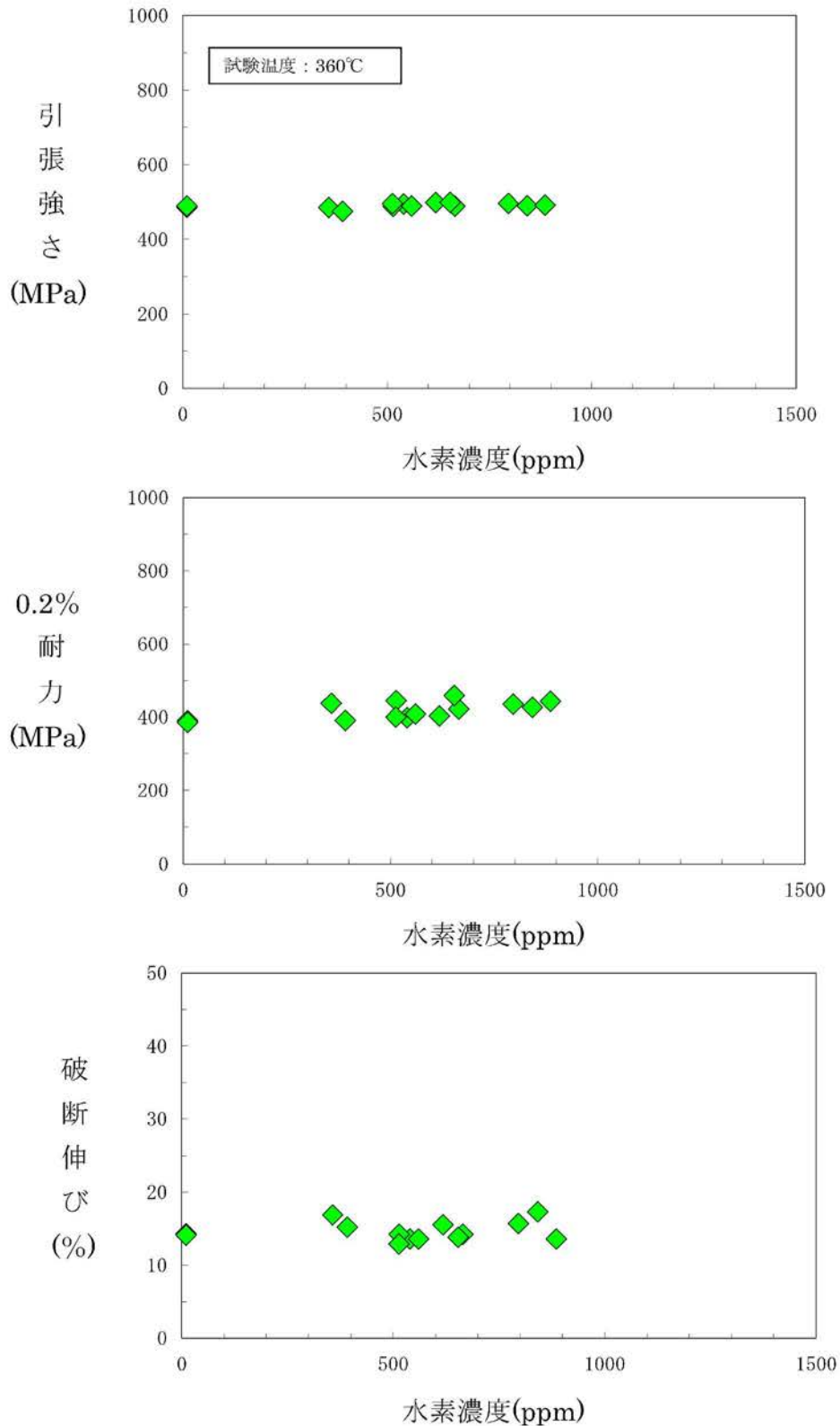
第5-3表 ジルカロイ-4被覆管の硬さの測定結果
(単位：HK (ヌープ硬さ値))

種類	平均値 (HK 0.1 ^(注1))
ジルカロイ-4	204

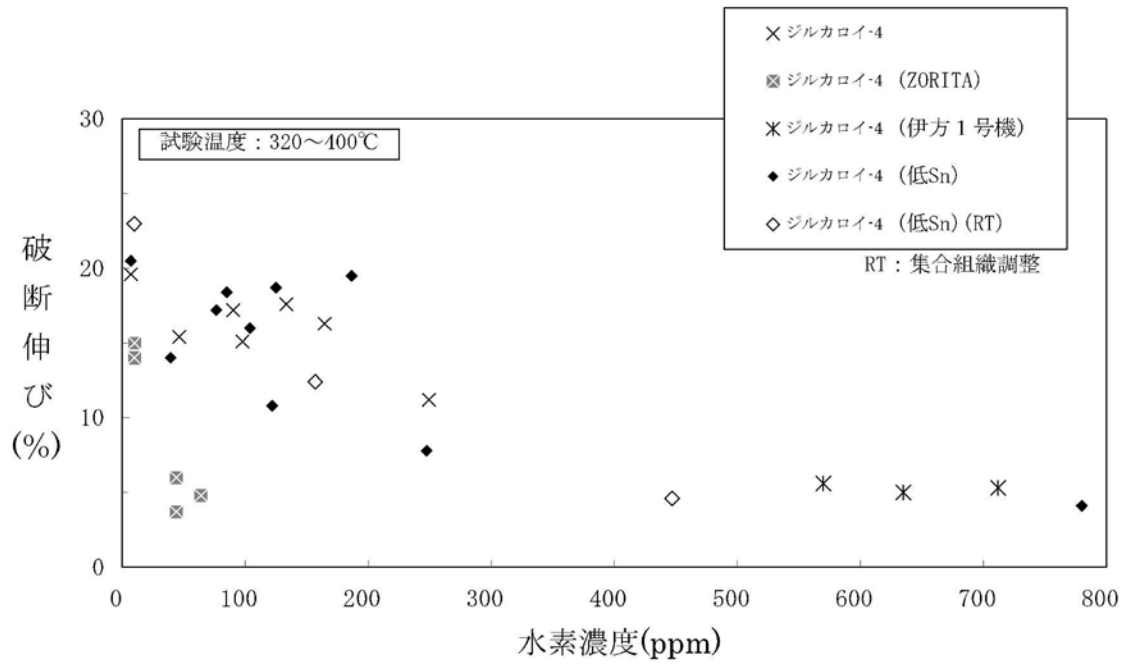
(注1) HK 0.1：ヌープ硬さ試験力 0.9807N



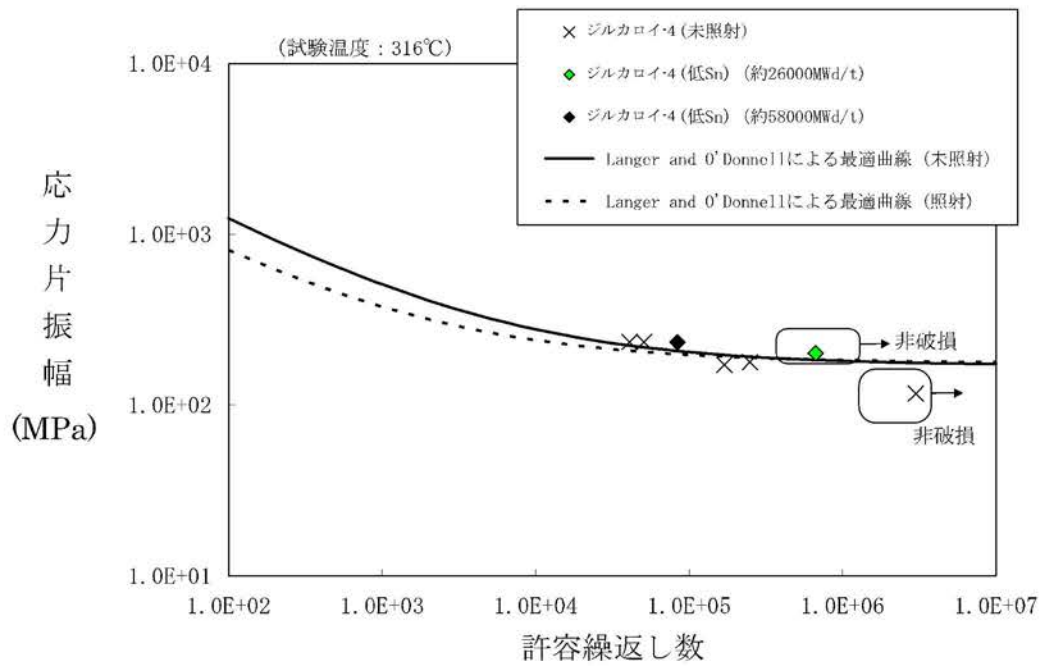
第5-1図 ジルカロイ-4 被覆管の機械特性(7)(10)(23)(24)(30)(39)(43)(44)(45)



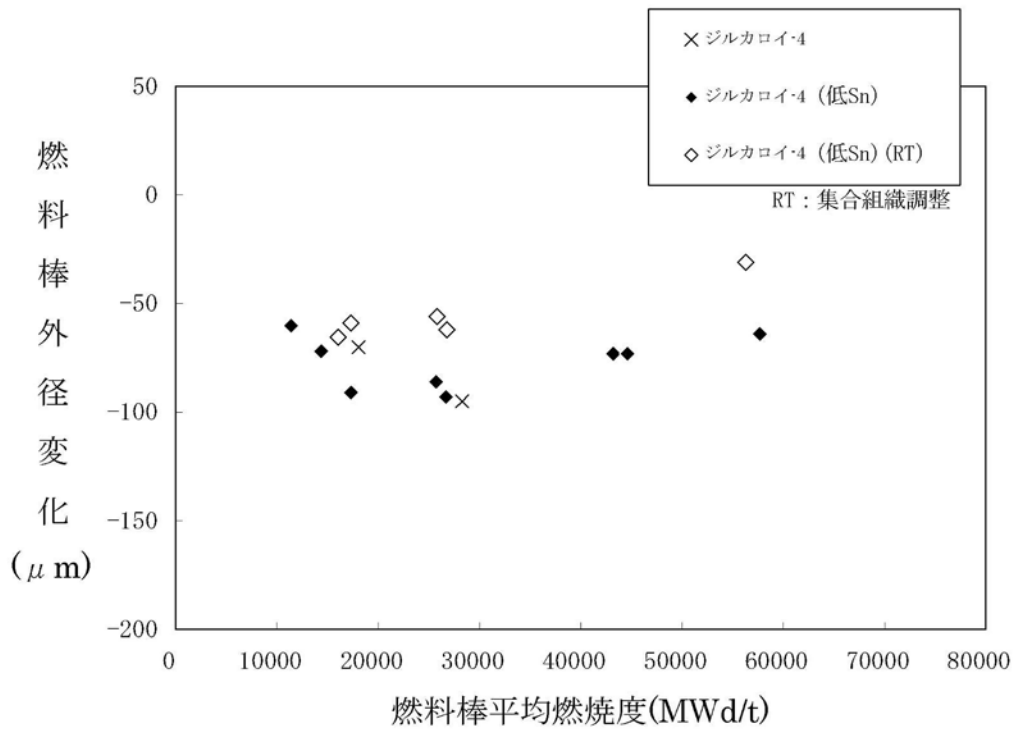
第5-2図 ジルカロイ-4 未照射被覆管の機械的特性と水素濃度の関係⁽⁴⁰⁾



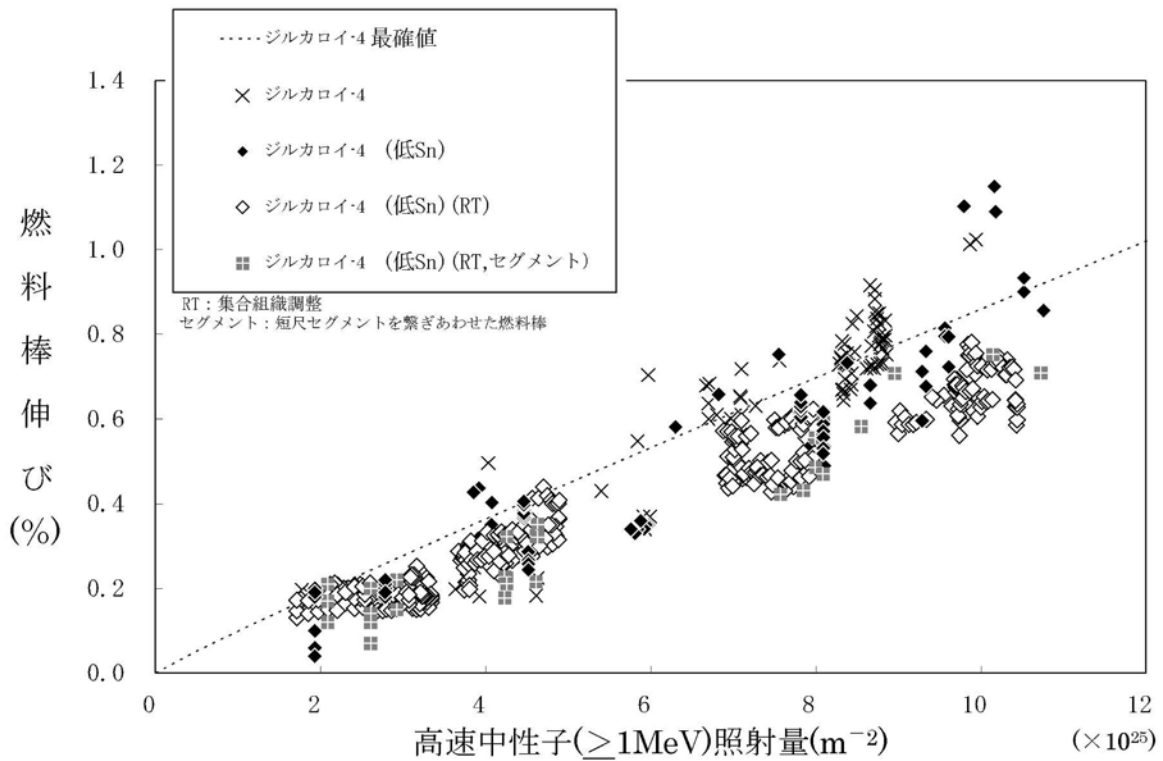
第5-3図 被覆管水素濃度と破断伸びの関係⁽⁴⁰⁾



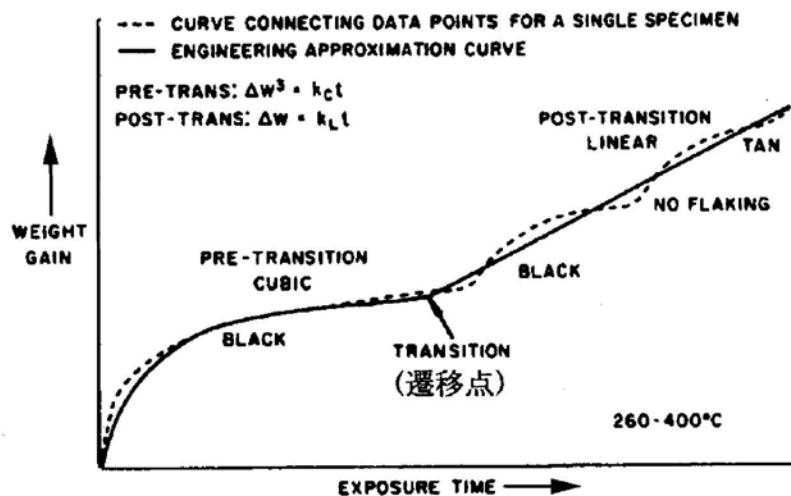
第5-4図 ジルカロイ-4 被覆管の疲労強度(23)(39)(46)(47)



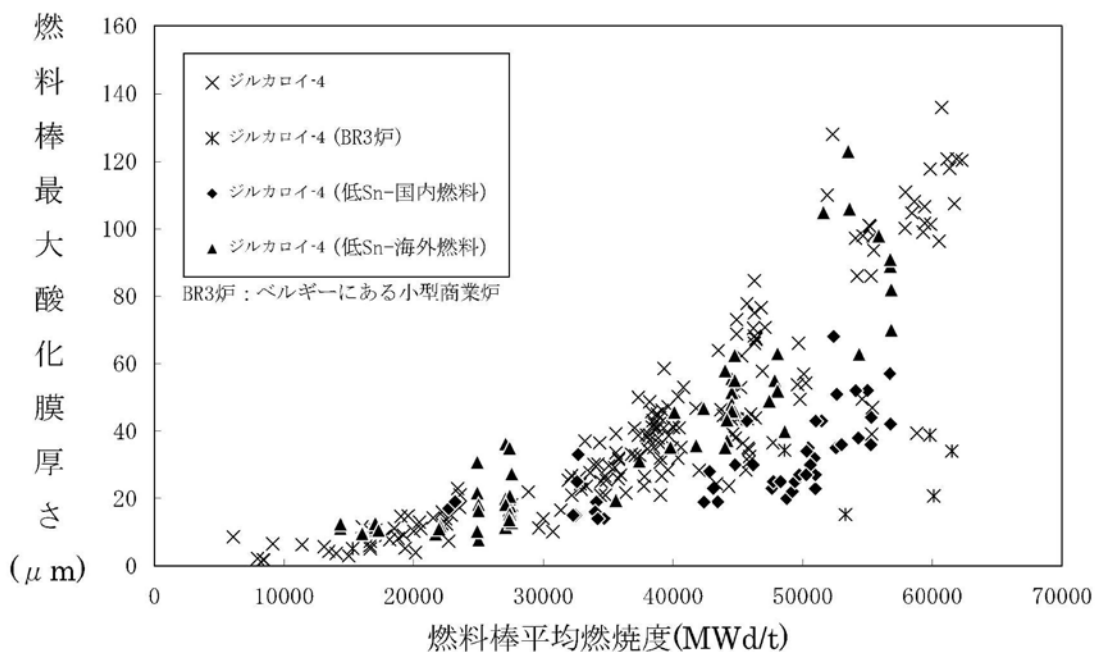
第5-5図 燃料棒外径変化（実機照射セグメント燃料棒）(23)(39)(48)



第5-6図 ジルカロイ-4 被覆管の照射成長(7)(10)(22)(49)(50)(51)(52)(53)(54)



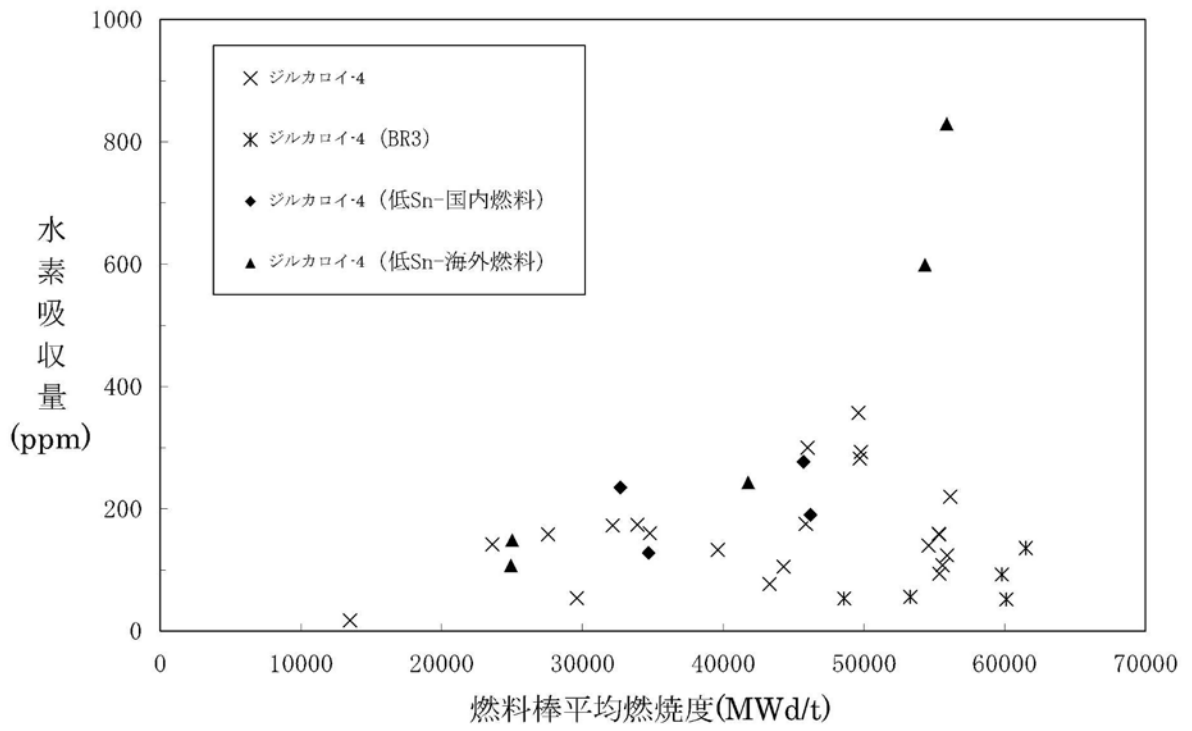
第5-7図 炉外腐食試験におけるジルカロイ-2 とジルカロイ-4 の典型的な腐食増量曲線⁽⁵⁵⁾



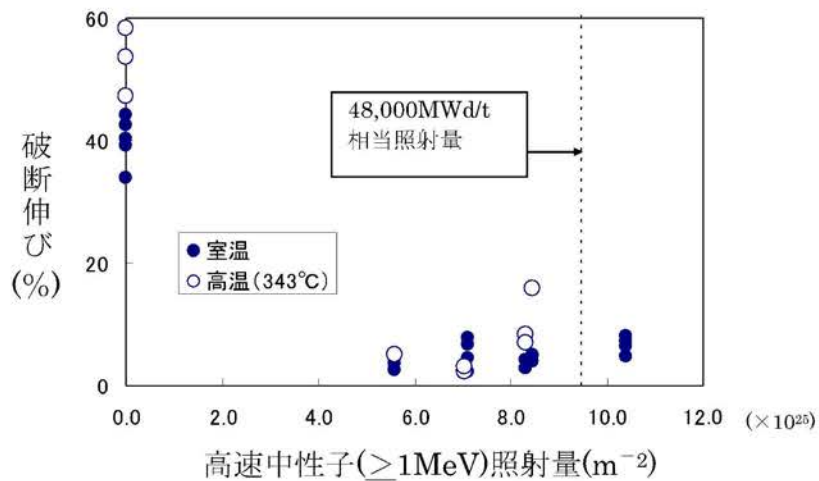
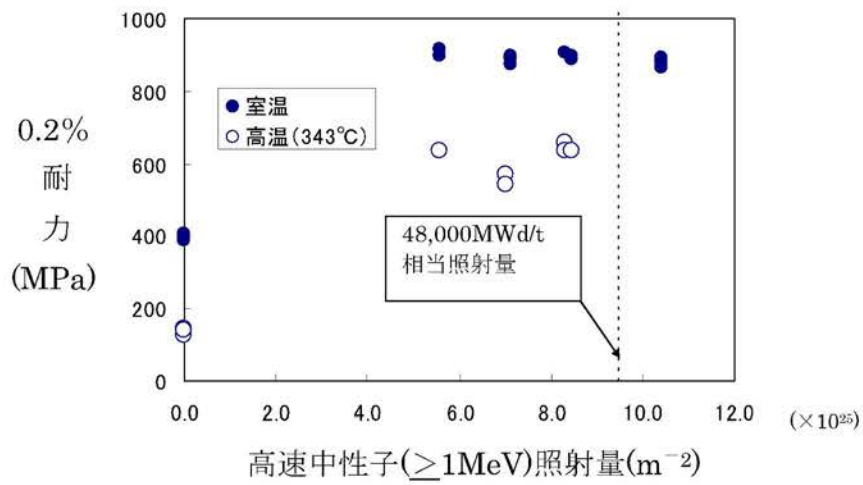
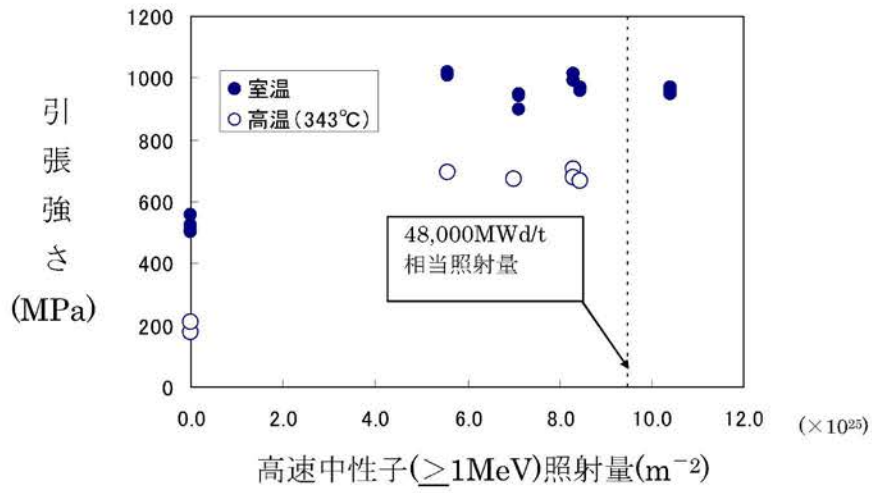
第5-8図 ジルカロイ-4 被覆管の

原子炉内酸化膜厚さ(7)(18)(19)(20)(21)(22)(25)(30)(39)(46)(51)(52)(53)(56)(57)(58) (注1)

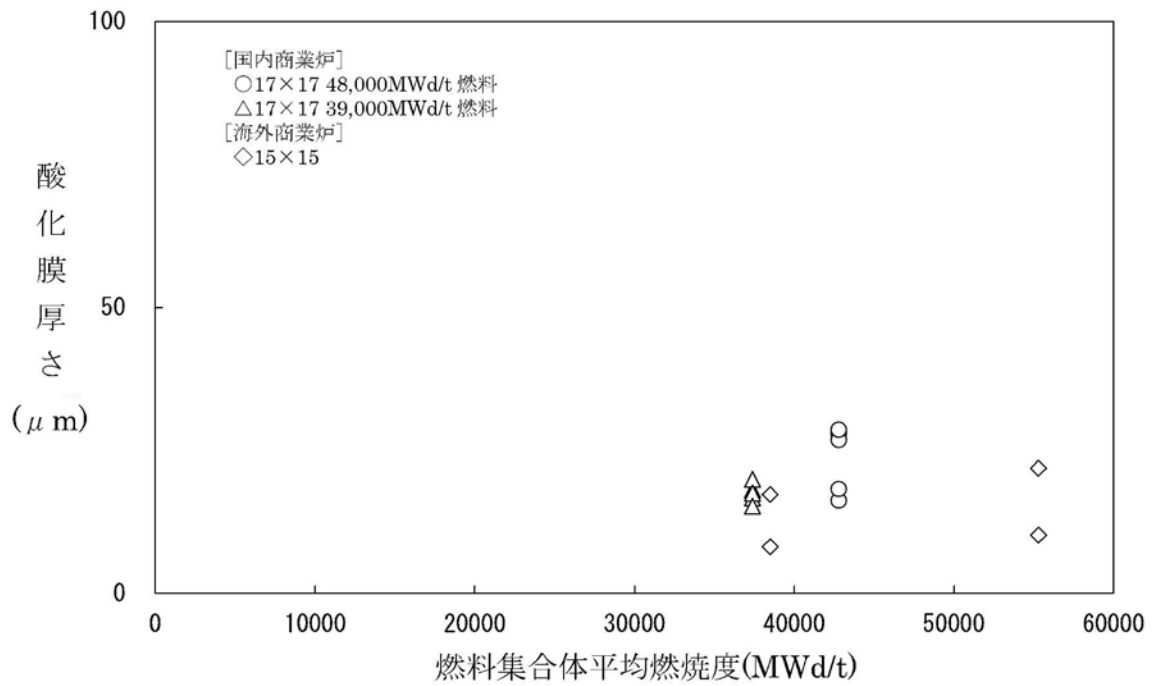
(注1) オンサイト酸化膜厚さデータの一部はホットセルデータを参考に評価。



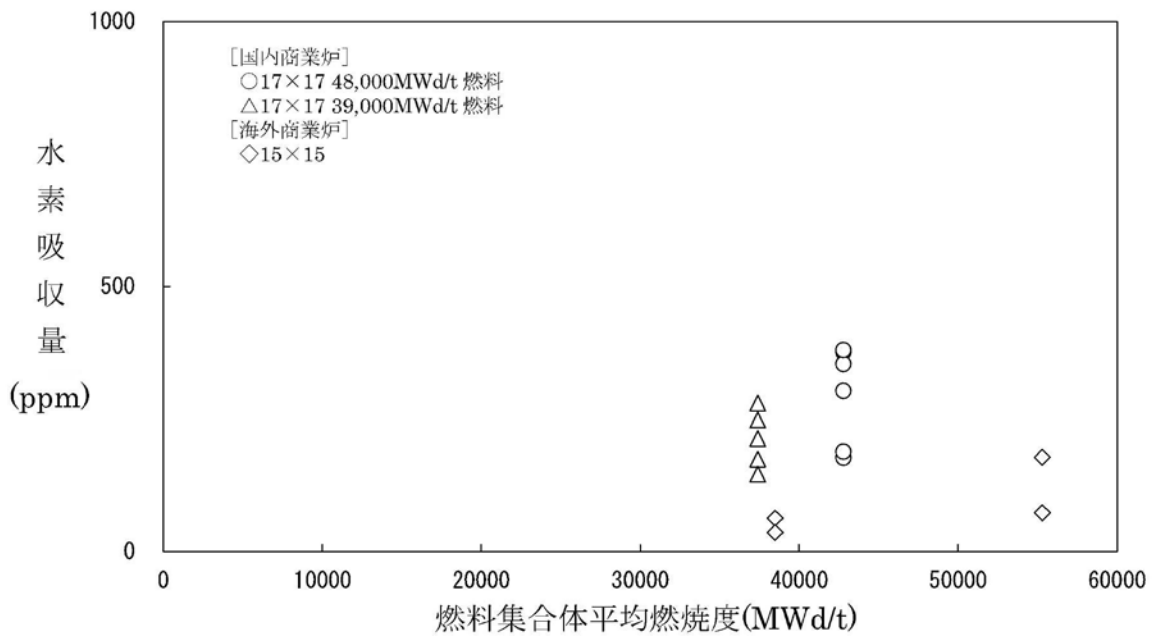
第5-9図 ジルカロイ-4被覆管水素吸収量



第5-10図 実機で照射された案内シンプルの機械特性データ(59)



第 5-11 図 実機で照射された案内シンプルの腐食データ(59)



第 5-12 図 実機で照射された案内シンプルの水素吸収量データ(59)

6. 析出硬化型ニッケル基合金^(注1) (718 合金)

6.1 耐熱性

718 合金の溶融点は約 1,300°C である。718 合金は支持格子と上部ノズル押えばねに使用されるが、原子炉内での使用温度は最大約 350°C であるため、プラントの使用条件の下で溶融は生じない。また、この使用温度では材質変化も生じない。したがって、プラントの使用条件の下で溶融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。

6.2 耐放射線性

718 合金は第 6-1 図⁽⁶⁰⁾に示すように、高速中性子照射を受けると耐力は増加し、引張強さはわずかに変化する⁽⁶⁰⁾⁽⁶¹⁾。また、同図に伸びのデータを示すが、高速中性子照射によって伸びは減少するものの、照射量の増加では著しい変化がなくなる傾向を示していることが分かる。

したがって、プラントの使用条件の下で、十分な強度と延性を有していることから、高速中性子照射を考慮した 718 合金の強度と延性を設計評価では考慮していない。

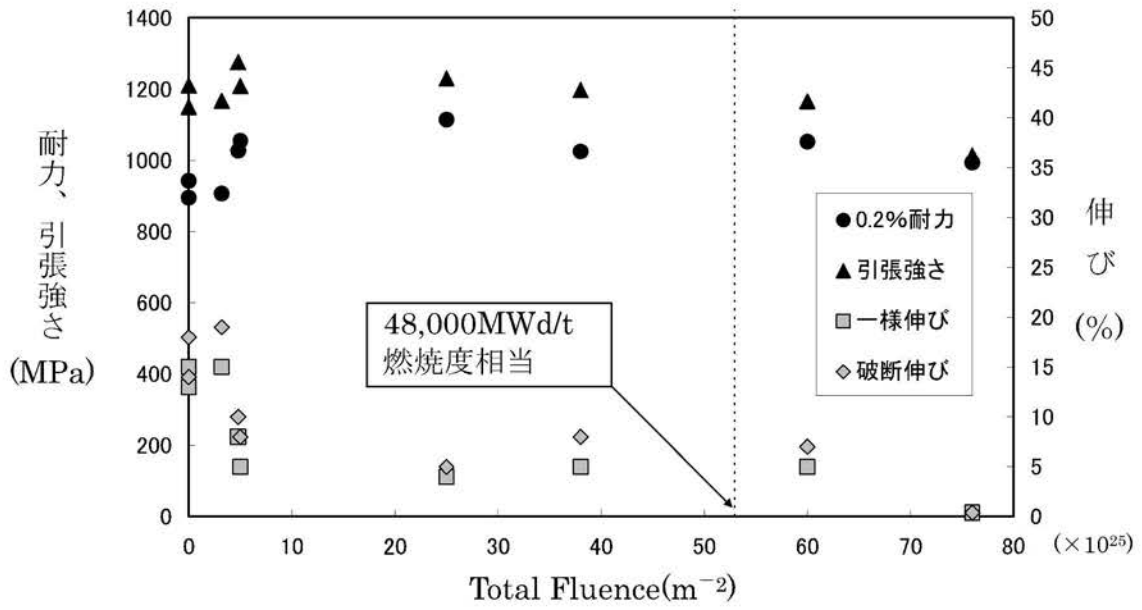
6.3 耐食性

718 合金のようなニッケル基合金では、高温水中で材料の表面に緻密な酸化膜が生じ、これが腐食の進行を防止する。例えば 718 合金を 815°C のヘリウム水蒸気混合ガスで酸化させても 300 時間で酸化の進行は抑制される。第 6-2 図に示すように腐食増量は約 0.4mg/cm² で著しい変化がなくなる傾向にある⁽⁶²⁾。原子炉内使用時の温度はこれより低いので腐食増量も更に少ないと考えられる。したがって、腐食増量が少ないことから、718 合金の腐食挙動を設計評価では考慮していない。

(注 1) 析出硬化型ニッケル基合金 (718 合金)

一般に析出硬化型合金は、急冷によって過飽和に固溶されていた化合物が、その後の時効によって微細析出することによって硬化する合金をいう。

718 合金の場合には、時効処理によって生地である γ 相の中に Ni を主成分とした γ' 相(Ni₃(Al,Nb,Ti))が析出、分散されることにより硬化される。



第6-1図 718合金の照射による引張性質の変化⁽⁶⁰⁾
 (照射温度 400~430°C、試験温度 427°C)