

$$\varepsilon_{reloc}^{new} = f(P_{contact}, \varepsilon_{reloc}^{old}) \times \varepsilon_{reloc}^{old} \dots\dots\dots (3-18)$$

ここで、

$\varepsilon_{reloc}^{new}$: 現ステップにおけるリロケーションひずみ

$\varepsilon_{reloc}^{old}$: 前ステップにおけるリロケーションひずみ

$P_{contact}$: ペレット-被覆管接触圧

上式において $\varepsilon_{reloc}^{old}$ が大きければ $\varepsilon_{reloc}^{old} - \varepsilon_{reloc}^{new}$ が大きくなり、“ソフトコンタクト”の状態を表し被覆管に発生する応力は小さい。

$\varepsilon_{reloc}^{old}$ が小さければ $\varepsilon_{reloc}^{old} - \varepsilon_{reloc}^{new}$ が小さくなり、“ハードコンタクト”の状態を表し、この後ペレットのスエリングで径が増加していく。

ガドリニア入り二酸化ウランペレットのリロケーションモデル、ヤング率、ポアソン比は、二酸化ウランペレットと同一のモデルとしている。

(3) 被覆管の寸法変化

被覆管の寸法変化は、熱膨張、弾性変形、塑性変形、クリープ変形、及び照射成長を考慮して計算する。

a. 被覆管の熱膨張

熱膨張による寸法変化は次式により計算する。

$$R = R_0 [1 + \alpha (\bar{T} - T_0)] \quad \dots\dots\dots (3-19)$$

ここで、

R_0 : 室温での被覆管半径、mm

R : 温度 $\bar{T}$ での被覆管半径、mm

$\bar{T}$: 被覆管平均温度、℃

T_0 : 室温、℃

α : 熱膨張係数 (温度の関数)、 $1/^\circ\text{C}$

軸方向の寸法変化も同様な式で計算する。

b. 被覆管の弾性変形

弾性変形は等方性として次式から計算する。

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \end{bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (3-20)$$

ここで、

ε_r : 半径方向ひずみ

ε_θ : 円周方向ひずみ

ε_z : 軸方向ひずみ

σ_r : 半径方向応力、MPa

σ_θ : 円周方向応力、MPa

σ_z : 軸方向応力、MPa

E : 被覆管のヤング率 (温度の関数)、MPa

ν : 被覆管のポアソン比、温度の関数

主応力 σ_r 、 σ_θ 、 σ_z は、その主方向が円筒座標の座標軸と一致し (せん断応力はゼロとして計算する)、その方向が変化しないと仮定して計

算し、内外圧差による応力及び熱応力を考慮する。

内外圧差による応力は次式により計算する。

$$\sigma_r = \frac{r_i^2 r_o^2 (P_o - P_i - P_c)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} + \frac{(P_i + P_c) r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad \dots\dots\dots (3-21)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{r_i^2 r_o^2 (P_o - P_i - P_c)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} + \frac{(P_i + P_c) r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad \dots\dots\dots (3-22)$$

$$\sigma_z = \frac{(P_i + P_c) r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad \dots\dots\dots (3-23)$$

ここで、

- σ_r : 半径方向応力、MPa
- σ_θ : 円周方向応力、MPa
- σ_z : 軸方向応力、MPa
- P_i : 内圧、MPa
- P_o : 外圧、MPa
- P_c : ペレット－被覆管間の接触圧、MPa
- r : 任意の径方向位置、mm
- r_i : 被覆管内半径、mm
- r_o : 被覆管外半径、mm

ペレットと被覆管の接触時の内外圧差による応力の計算においては、接触によって生じる応力を考慮するとともに、リロケーションによる外径の増加分が残っている間は、ペレットは小さな外力で収縮し、大きな接触圧は生じないとモデル化している。

また、被覆管の内外面に温度差がある場合に被覆管に発生する熱応力は次式により計算する。

$$\sigma_r = \frac{E \alpha}{r^2 (1 - \nu)} \left[-\int_{r_i}^r T(r) r dr + \frac{r^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T(r) r dr \right] \quad \dots\dots\dots (3-24)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E \alpha}{r^2 (1 - \nu)} \left[-T(r) r^2 + \int_{r_i}^r T(r) r dr + \frac{r^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T(r) r dr \right] \dots\dots\dots (3-25)$$

$$\sigma_z = \frac{E \alpha}{1 - \nu} \left[-T(r) + \frac{2}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T(r) r dr \right] \quad \dots\dots\dots (3-26)$$

ここで、

$$T(r) = \frac{T_i - T_o}{\log r_i - \log r_o} \log r + \frac{T_o \log r_i - T_i \log r_o}{\log r_i - \log r_o}$$

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

c. 被覆管の塑性変形

被覆管の塑性変形は、加工硬化を考慮した Prandtl-Reuss の式⁽²²⁾を解くことにより求める。Prandtl-Reuss の式は、“塑性ひずみの増分の主軸はその時の応力の主軸と一致し、かつ偏差応力に比例する”とするものである。

弾塑性域の判断となる被覆管の耐力は、未照射／照射後の被覆管引張試験結果よりモデル化している⁽¹⁹⁾。

d. クリープによる被覆管の変形

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

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

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{\text{thermal}} + \dot{\epsilon}_{\text{irradiation}} \quad \cdots \cdots \cdots (3-27)$$

ここで、

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

(a) 原子炉外のクリープ

原子炉外のクリープは Ibrahim により提案された式⁽²³⁾に準じて次

のように表すものとする。

$$\varepsilon_{therm} = C_1 \exp \{ C_2 \times \sigma_g + C_3 T \} t^{C_4 T + C_5} \quad \dots\dots\dots (3-28)$$

ここで、

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

(b) 照射クリープ

照射クリープは、原子炉内のクリープの高速中性子束依存性に関する Ross・Ross and Hunt の式⁽²⁴⁾に準じて次のように表すものとする。

$$\dot{\varepsilon}_{irradiation} = B \sigma_g \phi^n \quad \dots\dots\dots (3-29)$$

ここで、

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

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

e. 照射成長による被覆管の変形

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

$$\varepsilon_{growth} = f_1 + f_2 \quad \dots\dots\dots (3-30)$$

ここで、

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

(4) FP ガスの生成

FP ガスの放出は燃焼度と温度に依存する。FP ガスモデル⁽²⁵⁾では、次のように FP ガスの生成と放出を考慮している。

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

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

$$\text{結晶格子中における飽和濃度} = m(Bu, T) \quad \dots\dots\dots (3-31)$$

ここで、

Bu : 燃焼度、MWd/t

T : 温度、℃

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

$$\frac{df(t)}{dt} = K \cdot g(t) \quad \dots\dots\dots (3-32)$$

ここで、

$f(t)$: 時間 t における FP ガス放出量、cm³/g

K : 温度、燃焼度、オープンポロシティに依存する関数

$g(t)$: 時間 t における粒界上のガス濃度、cm³/g

$$= \beta_t - f(t) - m(Bu, T)$$

β_t : FP ガス生成量(cm³/g)

$$= \frac{N_f y}{n C_L}$$

N_f : 核分裂数

y : 核分裂による収率 (原子数/核分裂)

n : 1 分子中の原子数

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

生成ガスは Xe と Kr について計算する。これらに対しては $n=1$ である。

また、関数 K は以下のように表す。

$$K = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \dots\dots\dots (3-33)$$

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

$$K_1 = f_1(T)$$

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

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

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

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

P_{op} : 初期オープンポロシティの割合

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

(5) 燃料棒の内圧

燃料棒の内圧は、燃料棒内部のガスを理想気体と仮定して次式で計算する。

$$P = nR / \sum_i (V_i / T_i) \cdots \cdots \cdots (3-34)$$

ここで、

P : 内圧、MPa

n : ガスのモル数、mol

R : ガス定数(=8.3144・J・mol⁻¹・K⁻¹)

V_i : 各空間体積、cm³

T_i : 各空間の温度、K

i : i 番目の空間

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

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

(6) 実証性

FPAC コードの実証に示したデータを第 3-3 表に示す。

a. 燃料中心温度

第 3-5 図に燃料中心温度の計算値と実測値との比較の代表例を示すように、いずれの線出力密度においてもよく一致している。第 3-6 図に二酸化ウラン燃料の中心温度の予測性を示すように、計算値と実測値は良く一致している。これらより、ペレット熱伝導率モデル、ギャップコンダクタンスモデル等の妥当性を確認している。

b. 燃料棒外径

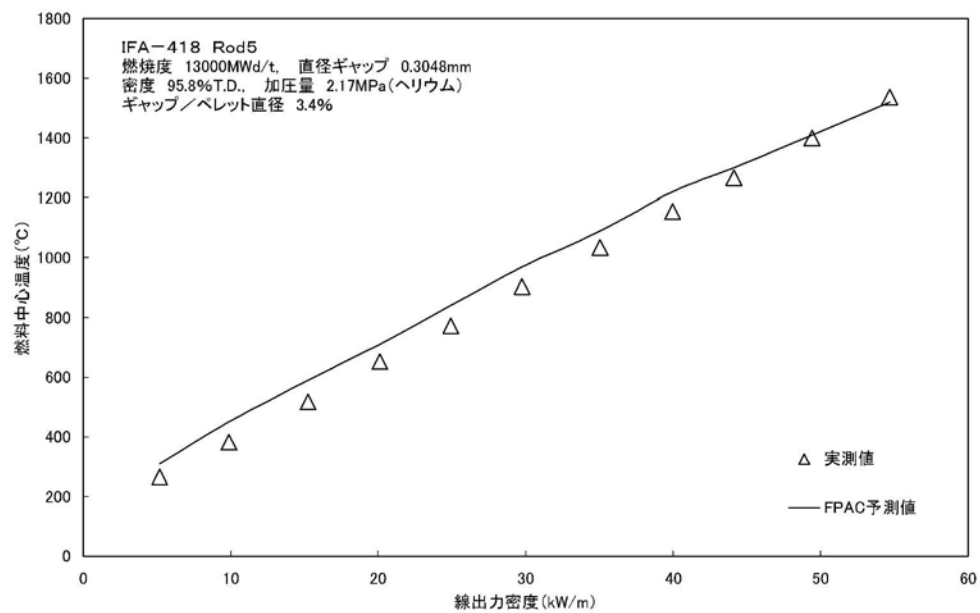
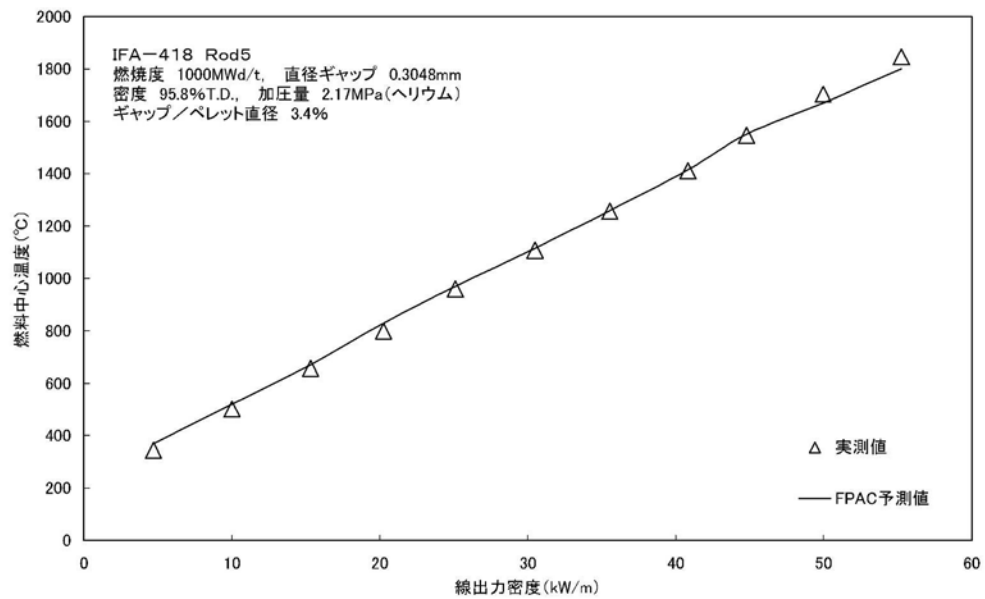
第 3-7 図に燃料棒外径の計算値と実測値との比較の代表例及び予測性を示すように、計算値と実測値は良く一致していることから、被覆管クリープ、スエリング、焼きしまり、リロケーション等に関するモデルの妥当性を確認している。

c. FP ガス放出率

第 3-8 図に FP ガス放出率の予測性を示すように、いずれも計算値と実測値は良く一致していることから、FP ガス放出に関するモデルの妥当性を確認している。

第3-3表 燃料棒解析コードの実証データ (FPAC コード) (1)(26)

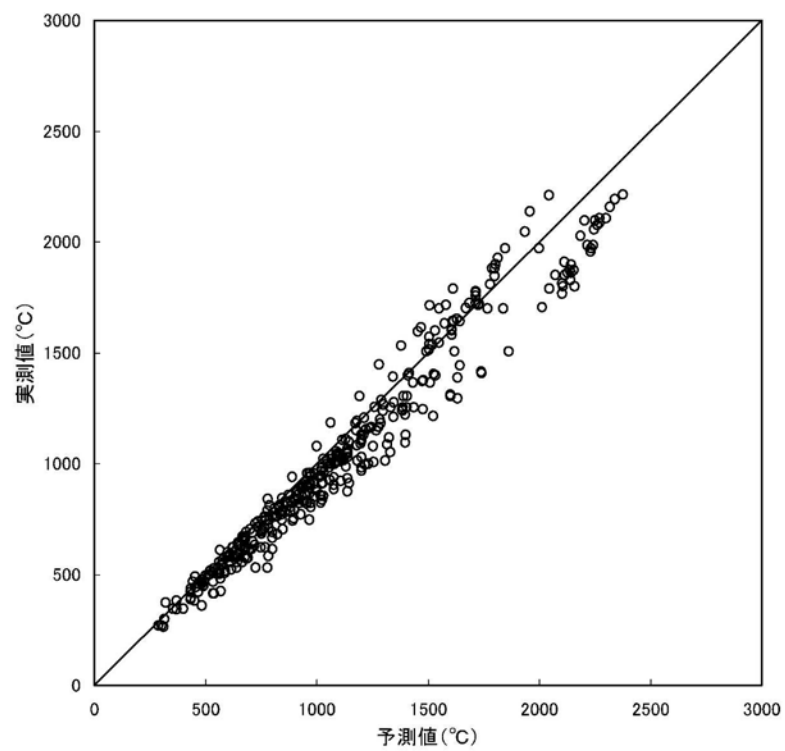
照 射 炉	燃料型式	本数	密度 (%T.D.)	ペレット- 被覆管直径 ギャップ (mm)	ヘリウム加圧量 (kgf/cm ²)[abs]	燃料棒平均 燃 焼 度 (MWd/t)	燃料棒 平均出力 (kW/m)	実証項目			
								燃料 中心温度	FP ガス 放出率	被覆管 外径変化	ペレット 密度変化
Halden	—	11	90～98	0.04～0.31	1～24	0～13,000	—	○	—	—	—
Oak Ridge (B&W)	—	1	93～37	0.19	3	0～5,000	—	○	—	—	—
Oconee	15×15	23	95～96	0.25	34	35,000～51,000	16～29	—	○	○	○
BR3, Obrigheim (HBEP)	—	11	94～95	0.14～0.29	1～23	26,000～46,000	8～33	—	○	○	○
BR3	15×15	5	95	0.19	14	49,000～62,000	20～40	—	○	○	○
Zorita	14×14	22	93～95	0.17	35	22,000～55,000	17～31	—	○	○	○
R2	17×17	4	95	0.17	21	5,000～17,000	23～28	—	—	○	—
プラント A	14×14	1	95	0.19	33	26,000	23～24	—	—	○	—
プラント B	17×17	12	95	0.17	33	42,000～48,000	9～21	—	○	○	○
プラント C	17×17	6	95	0.17	33	21,000～25,000	～16	—	○	○	○
		2				32,000～35,000	～20	—	○	○	○
BR3 (TRIBURATION)	17×17	48	94～96	0.17～0.20	14～31	20,000～56,000	10～25	—	○	○	—
BR3 (HBEP)	17×17	28	93～95	0.17～0.20	5～29	25,000～69,000	10～25	—	○	○	○
BR3 (GAIN)	17×17	26	95～96	0.16～0.20	1～32	8,000～57,000	10～25	—	○	○	—
Oconee	15×15	7	95～96	0.21	31	45,000～47,000	～20	—	○	—	○
		1				60,000	～25	—	○	—	○
BR3	17×17	2	95	0.17	20	13,000	10～25	—	○	○	○
DR3	17×17	1	95	0.17	5	13,000	—	○			
Gravelines	17×17	4	95	0.17	25	46,000～58,000	～20		○		○



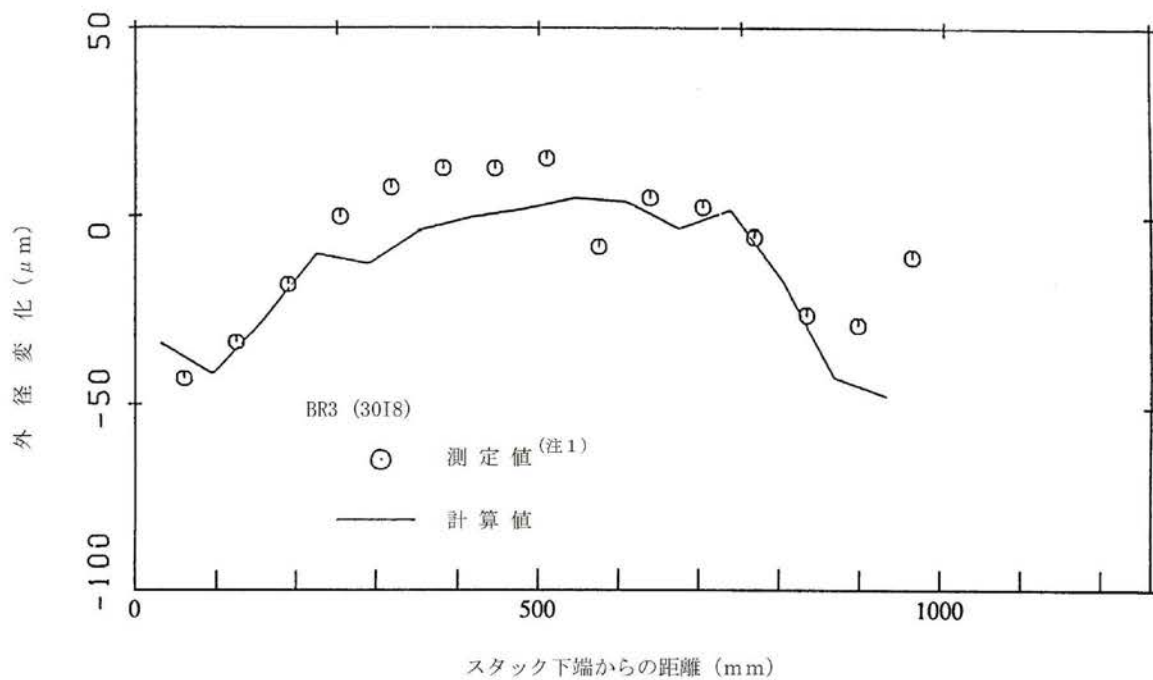
第 3-5 図 (1/2) 燃料温度の予測値と実測値との比較



第 3-5 図 (2/2) 燃料温度の予測値と実測値との比較
(ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒)

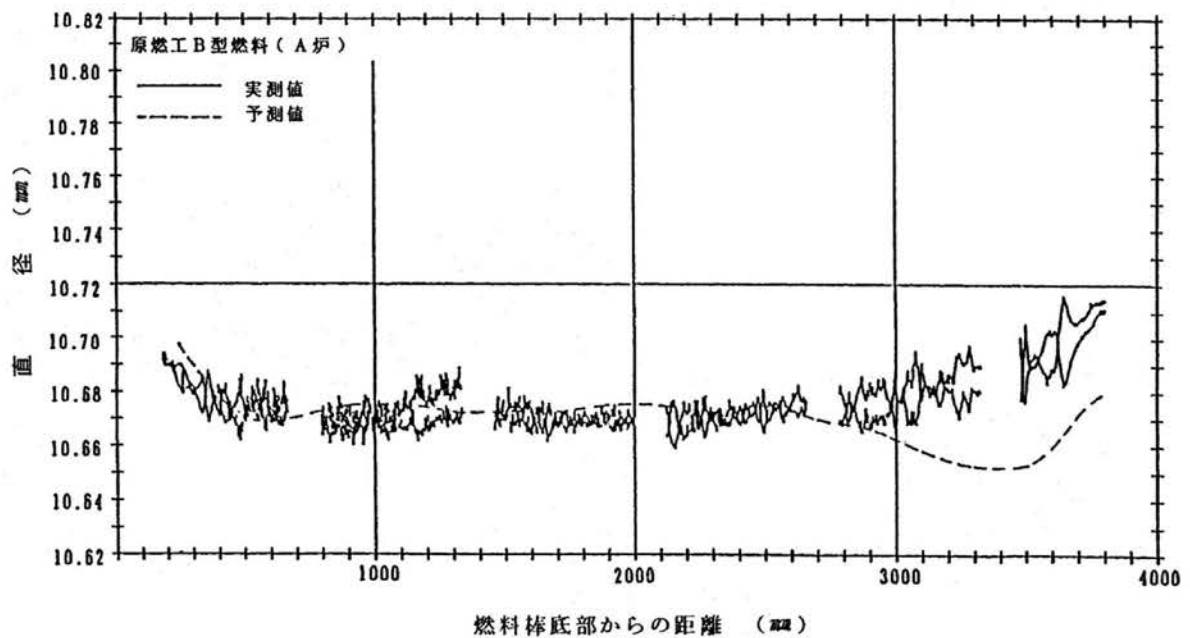


第3-6図 燃料中心温度の実測値と予測値との比較

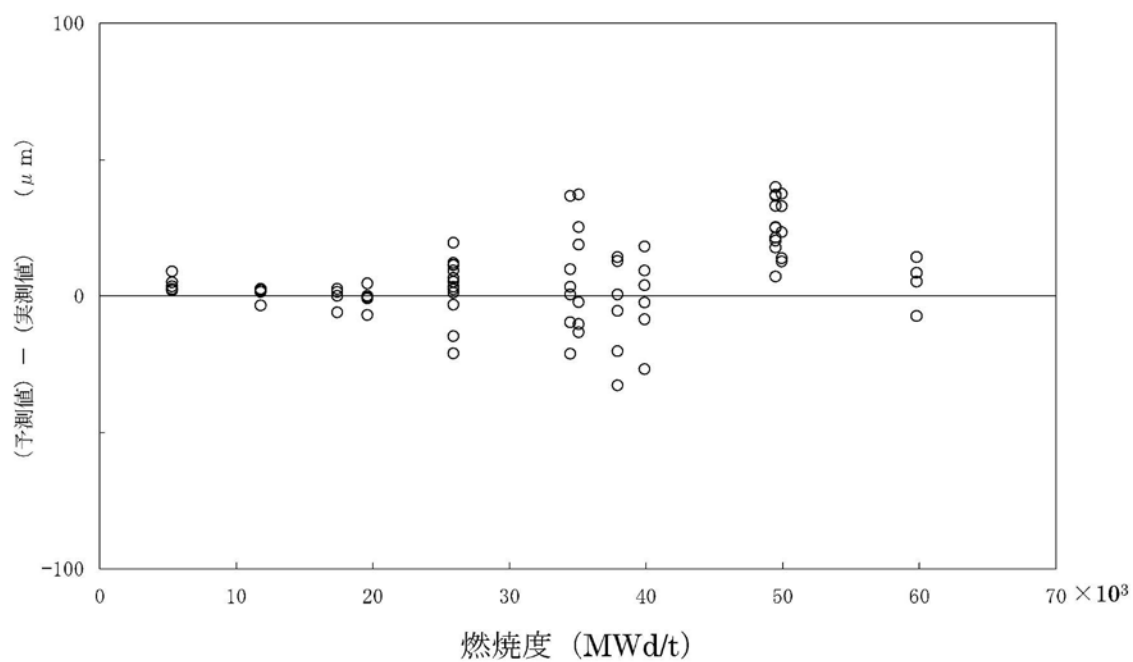


(注1) 測定値は、ベルギーBR3 炉における高燃焼度燃料棒ホットセルプログラムで得られたもの。(30I8: 燃料棒番号)

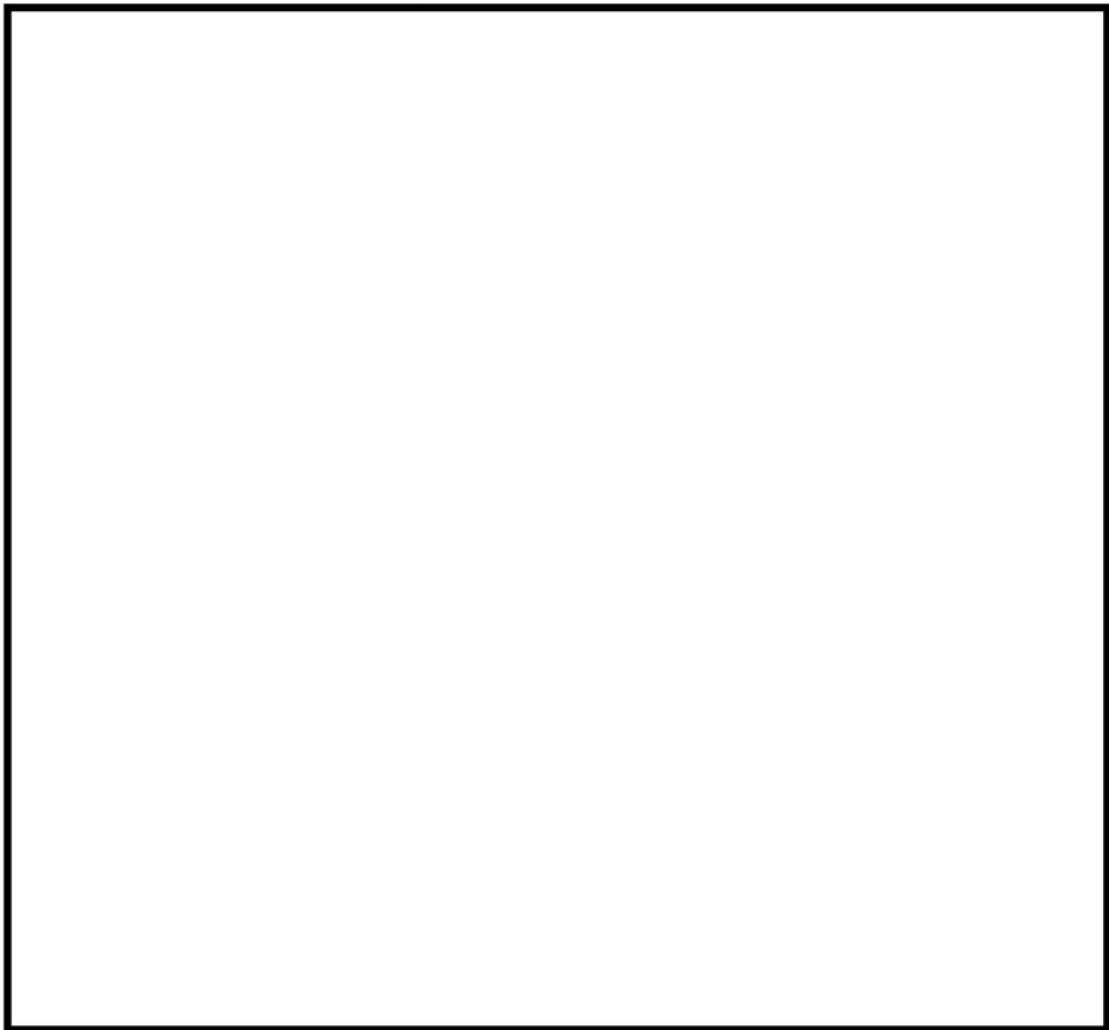
第3-7図 (1/5) 燃料棒外径変化⁽²⁷⁾



第3-7図 (2/5) 外径測定結果及び予測

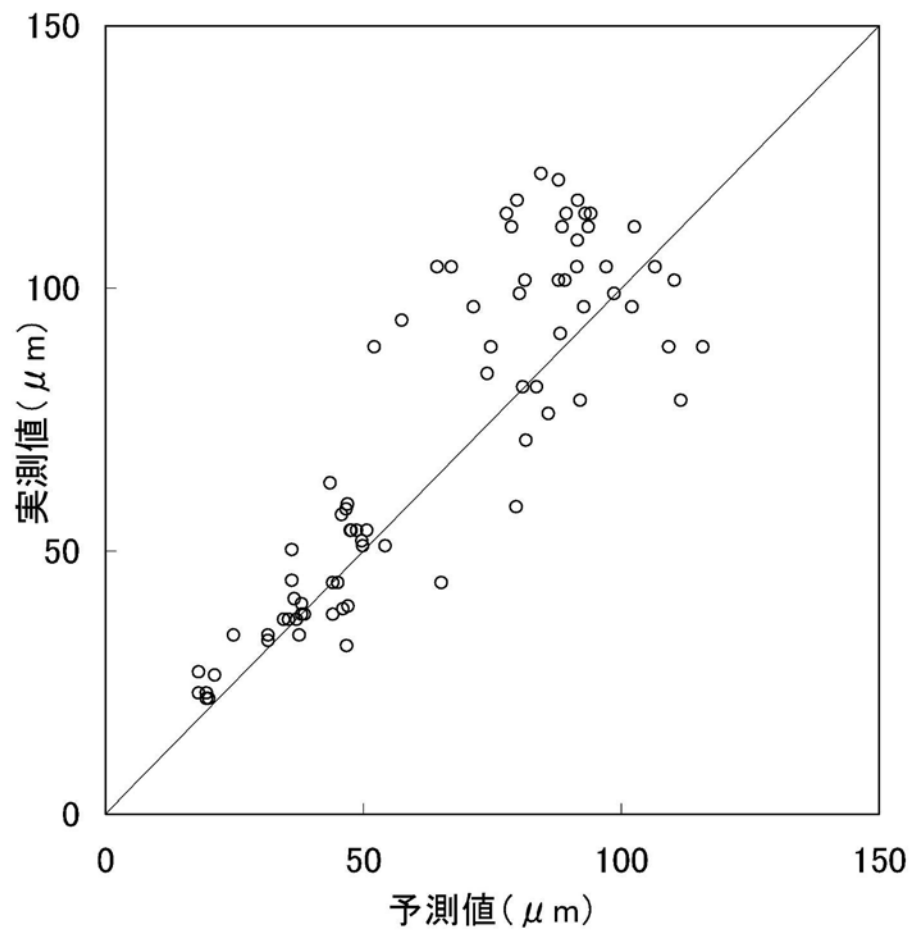


第3-7図 (3/5) 被覆管外径変化（内向きクリープ変形）の予測値と実測値との差の燃焼度にもなう変化

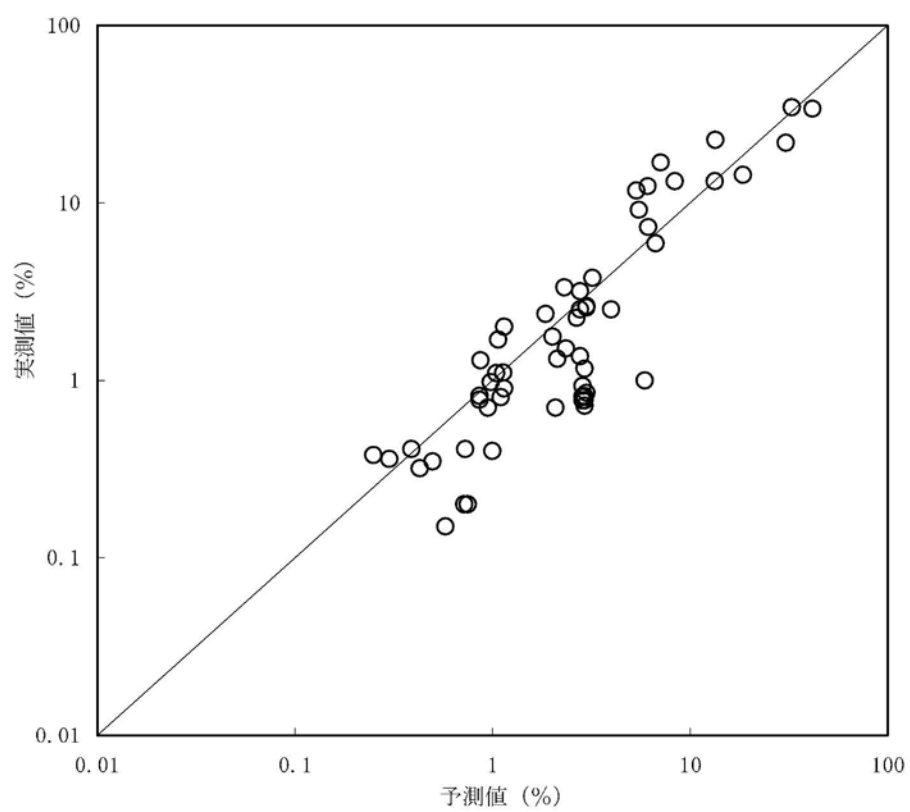


(注 1) 測定値はアメリカ BNWL(Battelle Pacific Northwest Laboratories) 実施の高
燃焼度時諸効果プログラムで得られたもの。

第 3-7 図 (4/5) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の外径変化の比較



第3-7図 (5/5) 被覆管外径変化（内向きクリープ変形）に対する
予測値と実測値との比較



第3-8図 FPガス放出率に対する予測値と実測値との比較

3.3 強度評価結果

以下に燃料棒解析コードを用いて、燃料集合体の性能評価を行った結果を示す。

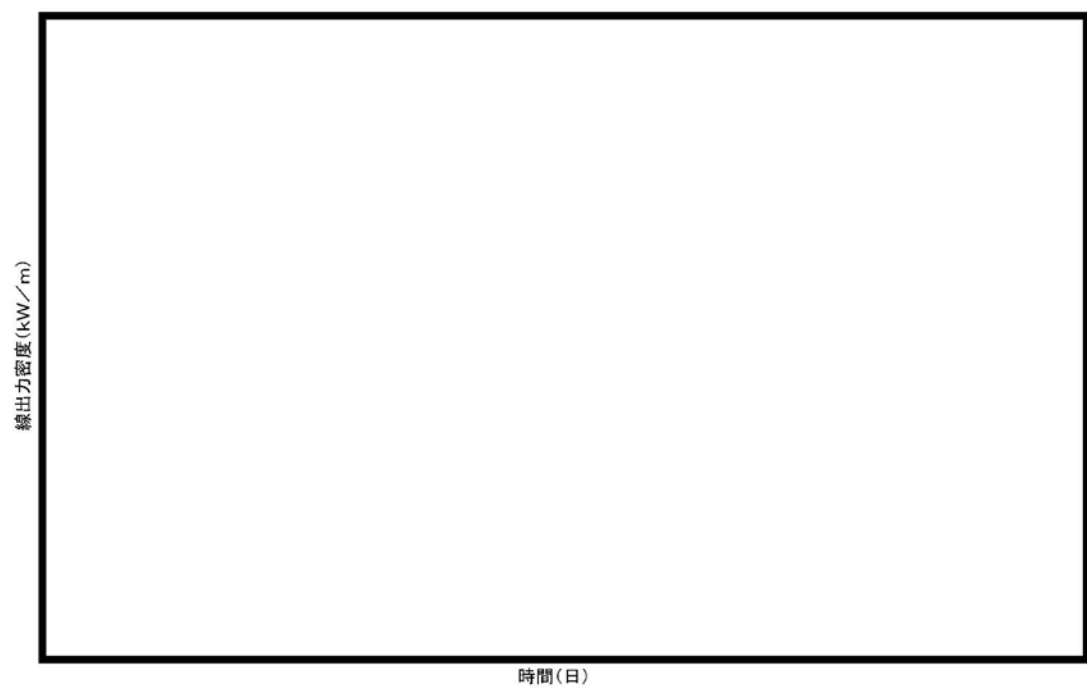
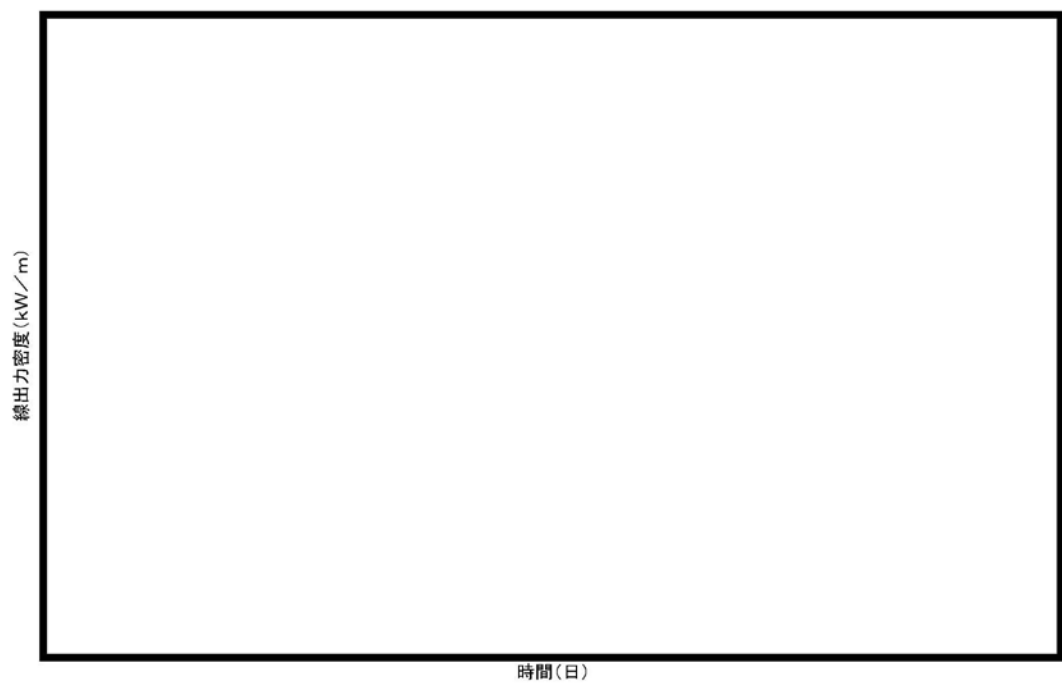
3.3.1 計算条件

今回の燃料集合体の評価に使用した主要なインプットは次のとおりである。

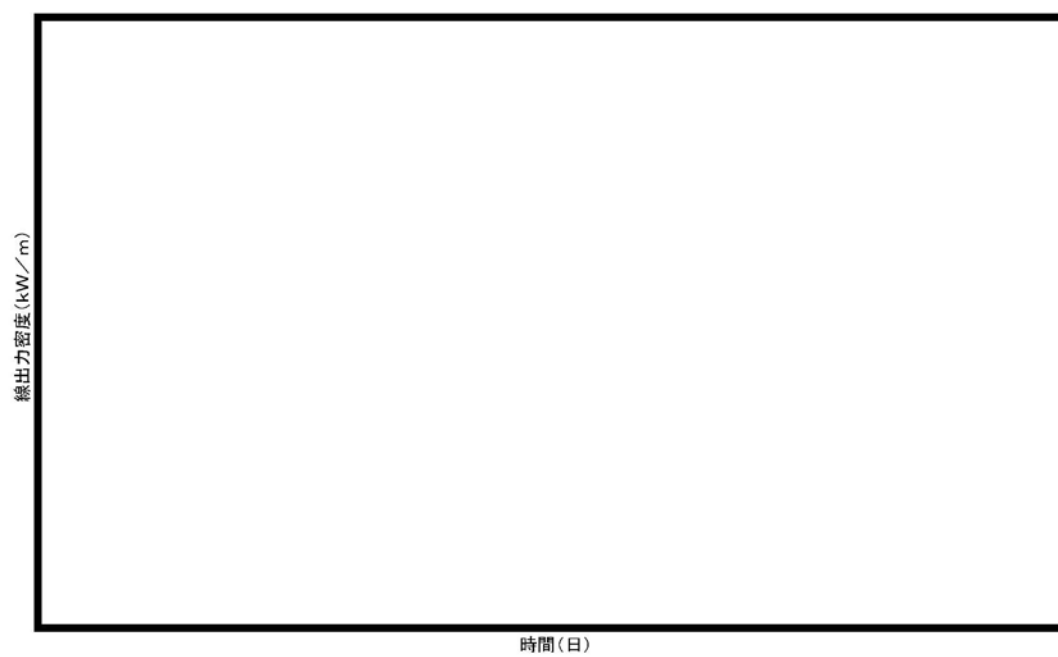
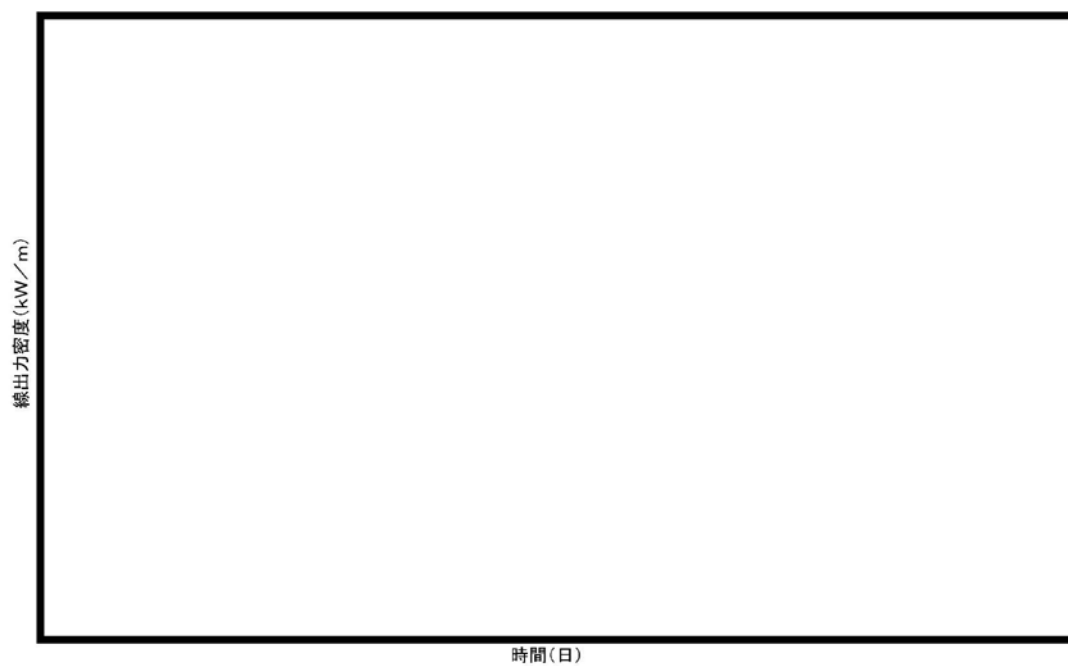
ペレット	濃縮度	4.10wt% (二酸化ウラン燃料棒) 2.60wt% (ガドリニア入り燃料棒)
	直径	8.050mm
	長さ	9.00mm
	形状	ディッシュ、チャンファ付き
	密度	95.0% T.D.
	ガドリニア濃度	6.00wt%
	ガドリニウム濃度	wt%
被覆管	材質	ジルカロイ-4
	内径	8.22mm
	肉厚	0.64mm
燃料棒	上部プレナム長さ	mm
	下部プレナム長さ	mm
	初期加圧量	MPa [abs]
	封入ガス	ヘリウム
	有効長さ	3,648mm
1次冷却材 の条件	運転圧力	15.5MPa [abs]
	入口温度	289℃
	入口流量	0.29kg/s
	熱水力等価直径	11.78mm
出力分布	平均線出力密度	17.9kW/m

評価対象の燃料棒は、炉心の最大及び最小燃料棒燃焼度となる燃料棒並びに各サイクルで最大及び最小燃料棒平均線出力密度となる燃料棒を対象とする。最大燃焼度となる燃料棒の燃料棒平均燃焼度が設計燃焼度(53,000MWd/t)に達するように燃料棒平均線出力密度を一律に嵩上げる。炉心としては、二酸化ウラン燃料集合体及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料集合体（以下「ガドリニア入り燃料集合体」という。）が混在した炉心を考慮する。また、軸方向出力分布は、ペレット最高燃焼度が設計燃焼度(62,000MWd/t)に達するように設定する。

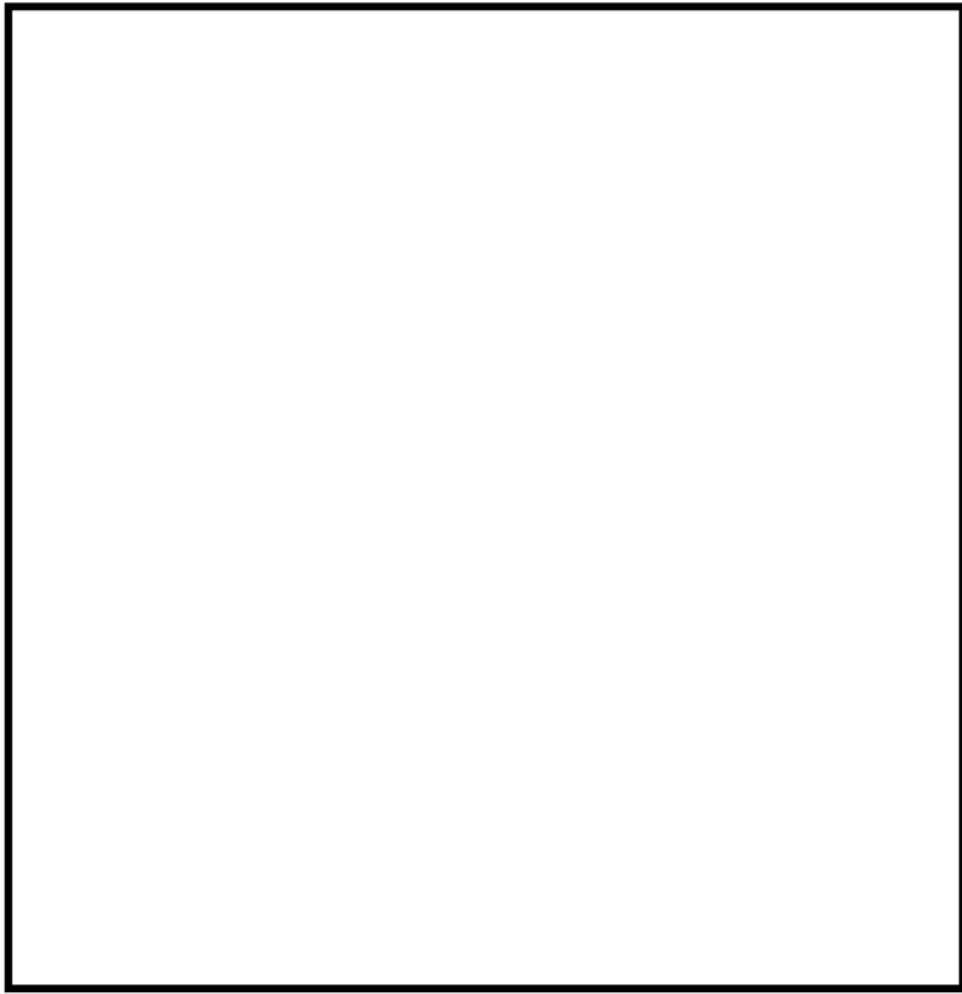
強度計算に用いた出力履歴を第 3-9 図に、軸方向出力分布を第 3-10 図に示す。



第 3-9 図 (1/2) 二酸化ウラン燃料棒の出力履歴
(3 サイクル照射される二酸化ウラン燃料集合体中の燃料棒)



第 3-9 図 (2/2) ガドリニア入り燃料棒の出力履歴
(3 サイクル照射されるガドリニア入り燃料集合体中の燃料棒)



第 3-10 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 3-11 図及び第 3-12 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 3-13 図に示す。

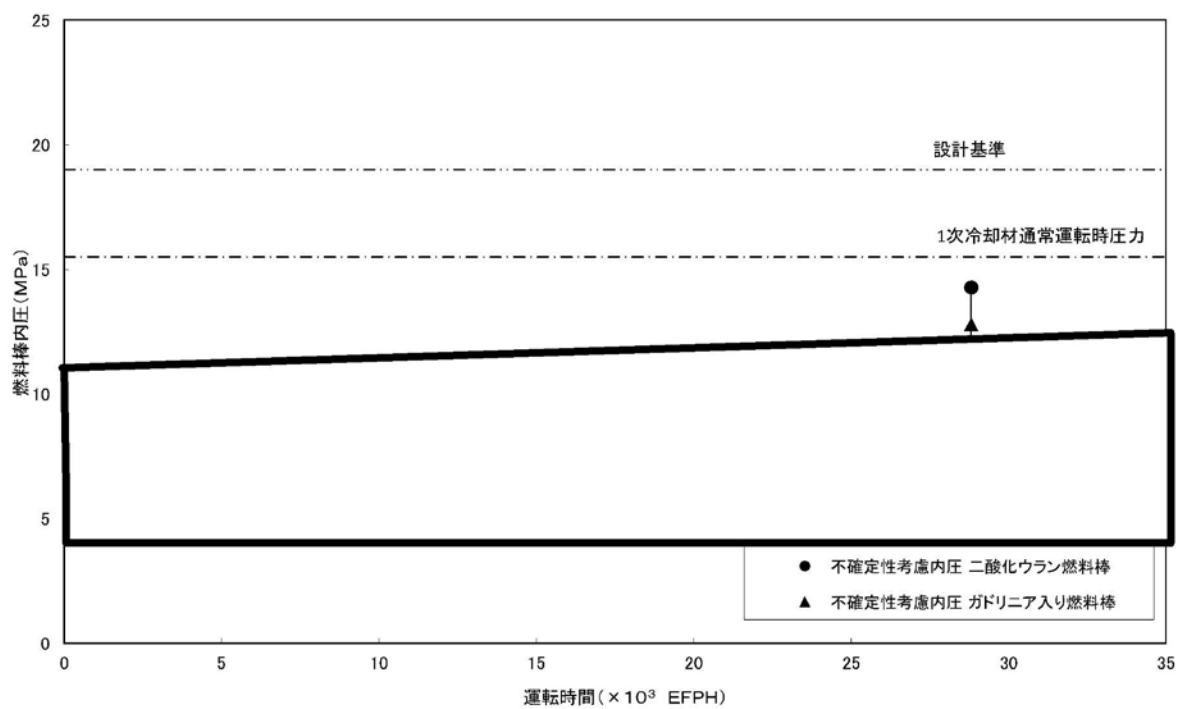
二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒の中心温度、内圧、応力及びひずみ評価における最も厳しい評価時点の計算結果をそれぞれ第 3-4 表及び第 3-5 表に示す。



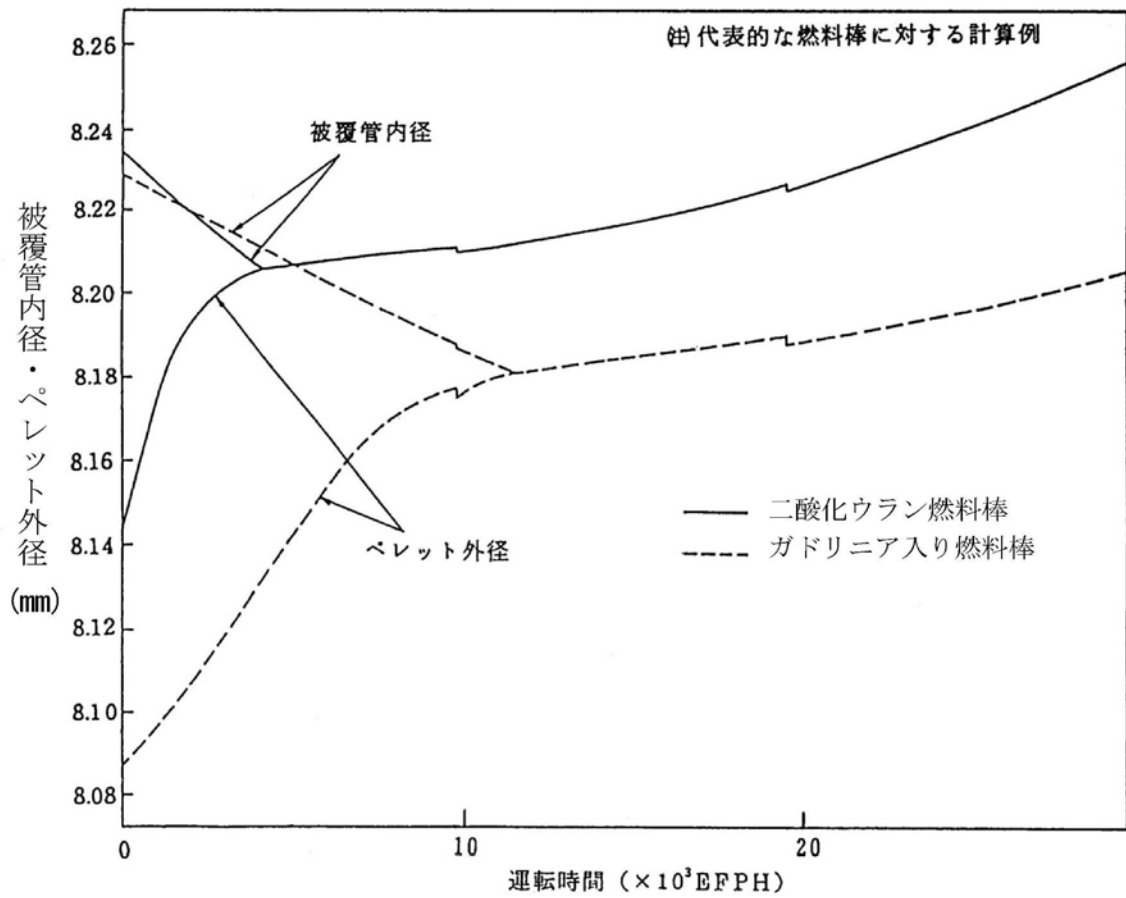
第 3－11 図 (1/2) 各評価項目で最も厳しくなる燃料棒の出力履歴 (通常運転時)
(二酸化ウラン燃料棒)



第 3－11 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3-12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 3-13 図 被覆管内径及びペレット外径変化

第 3-4 表 二酸化ウラン燃料棒の計算結果

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

(注 1) ()内は通常運転時からの増分を示す。

第3-5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	℃					
	内面	℃					
ペレット温度	表面	℃					
	平均	℃					
	中心	℃					
被覆管径	外径	mm					
	内径	mm					
ペレット直径		mm					
被覆管応力							
円周方向 (内)	$\sigma_{\theta i}$	MPa					
円周方向 (外)	$\sigma_{\theta o}$	MPa					
接触圧		MPa					
直径ギャップ		mm					
ボイド量		cm ³					
プレナム体積		cm ³					
クラック体積		cm ³					
FP ガス放出率		%					
蓄積ガス量		moles					
内圧		MPa					
ひずみ		%					
被覆管物性値							
・縦弾性係数		MPa					
・ポアソン比		—					
・熱膨張率		mm/(mm・℃)					

(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℃、またガドリニア入り二酸化ウランペレットでは 2,730℃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 200℃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℃を考慮し、2,600℃とする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32℃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

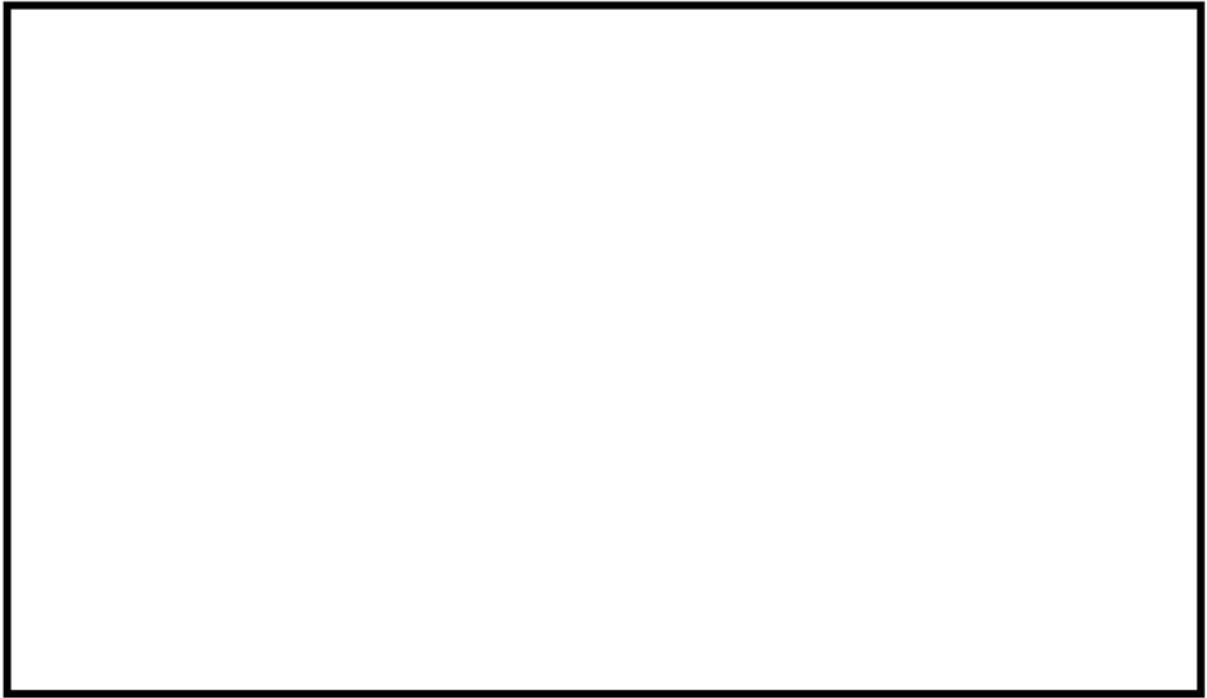
未照射燃料では不確定性 200℃を考慮し、2,530℃とする。以降燃焼に伴い 10,000MWd/t あたり 32℃の割合で低下するとする。

二酸化ウランペレットについては、燃料中心温度の評価が最も厳しくなるのは、燃料中心温度が最高となり、かつ、燃料中心温度と制限値との差が最も小さくなる燃料寿命初期である。この時点の通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における燃料中心温度を第 3-6 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 3-14 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 3-6 表に示すように制限値を十分に下回っている。

第 3－6 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 (℃)	判定	設計基準 (℃)
二酸化ウラン 燃料棒	通常運転時 (43.1kW/m)	0	約 1,830	<	2,600
	運転時の異常 な過渡変化時 (59.1kW/m)		約 2,240		
ガドリニア入り 燃料棒	通常運転時 (34.5kW/m)	10,000	約 1,600	<	2,498
	運転時の異常 な過渡変化時 (39.4kW/m)		約 1,840		



第 3-14 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 3-14 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二酸化ウラン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、FPAC コードを用いてギャップ変化を計算することにより求める。すなわち、仮想的に初期ヘリウム圧力、FP ガス放出率及び燃料棒出力を順次高くすることにより、内圧を高くした場合の計算を行い、このときペレットと被覆管のギャップ変化を求める。そして、ギャップが最小となる、あるいは、一旦閉じたギャップが開き始める時点を求め、この時点での内圧を限界内圧とする。

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

$$\text{限界内圧} = 19.0\text{MPa[abs]}$$

この値を判断基準として評価を行う。

(2) 内圧評価

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

最大内圧を示す燃料棒内圧に、燃料棒内圧が高くなる方向に影響する主な燃料製造公差に基づく不確定性及び評価モデルの不確定性を考慮した結果を第 3-7 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 3-12 図に示したとおりである。

第 3-7 表 燃料棒内圧評価結果（通常運転時）

（単位：MPa[abs]）

種類	時期	内圧 ^{（注 1）}			設計基準	設計比 ^{（注 2）}
		最確値	不確定性	合計		
二酸化ウラン 燃料棒				14.4	≤19.0	0.76
ガドリニア入り 燃料棒				12.9	≤19.0	0.68

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

（注 2）設計基準値に対する評価値の比である。

3.3.5 被覆管の応力評価結果

(1) 応力評価方法

応力評価では以下の要素を考慮する。

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

以下に各項目の計算結果について示す。

a. 内外圧差及び接触圧（ペレット－被覆管相互作用）による応力

(a) 高温停止時及び通常運転時

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

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

(b) 運転時の異常な過渡変化時

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

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

b. 熱応力

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

c. 水力振動による応力

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

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

$$\sigma_z = \pm \frac{M \cdot d}{2I} = \pm \frac{24d \cdot E \cdot \delta}{5L^2} \dots\dots\dots (3-35)$$

ここで、

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

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

d : 任意の直径

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

d_o : 被覆管外径、9.50mm

d_i : 被覆管内径、8.22mm

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

L : スパン長さ、 mm

E : ヤング率、 MPa

である。

1 次冷却材による振動は、次の Paidoussis の式⁽²⁸⁾により計算する。Paidoussis の式は、流体下の棒 (管) の振動振幅の測定値を評価した実験式である。

$$\frac{\delta}{D} = \alpha^{-4} \left[\frac{\mu^{1.6} \cdot \varepsilon^{1.8} \cdot Re^{0.25}}{1 + \mu^2} \right] \left(\frac{D_h}{D} \right)^{0.4} \left[\frac{\beta^{\frac{2}{3}}}{1 + 4\beta} \right] \times [5 \times 10^{-4} K] \dots (3-36)$$

ここで、

D : 被覆管外径、9.50mm

δ : 最大振幅、mm

D_h : 熱水力等価直径、11.78mm

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

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

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

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

$$I : \text{断面 2 次モーメント、} 1.76 \times 10^2 \text{ mm}^4$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

$$K : \text{流れの乱れのレベルを表す因子}$$

(実際の流れでは $K=5$)

である。

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

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

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

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

となる。

(2) 応力評価結果

被覆管の応力評価は、体積平均相当応力を被覆管の耐力と比較することで行う。

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

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

$$\sigma_{eff}(r) = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}} \quad \dots (3-37)$$

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

$$\begin{aligned} \sigma_{eff} &= \frac{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 \sigma_{eff}(r) \, dz \cdot r \, d\theta \cdot dr}{\int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dz \cdot r \, d\theta \cdot dr} \quad \dots (3-38) \\ &= \frac{2 \int_{r_i}^{r_o} r \cdot \sigma_{eff}(r) \, dr}{r_o^2 - r_i^2} \end{aligned}$$

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

被覆管の材料であるジルカロイ-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の耐力と、またそれ以外の時点では、照射材の耐力と比較する。ここで、未照射材及び照射材の耐力基準値は、それぞれ耐力実績データに基づき、データのばらつきを考慮して導いた値（また、耐力基準値は被覆管温度の関数としている）を用いる。照射材の設計基準の求め方を第3-15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3-13図に示す。

被覆管応力評価では、内外圧差及び接触圧（ペレット－被覆管相互作用）による応力、熱応力、水力振動による応力を考慮する。発生応力が厳しくなる運転時の異常な過渡変化時における評価結果を第 3-8 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。

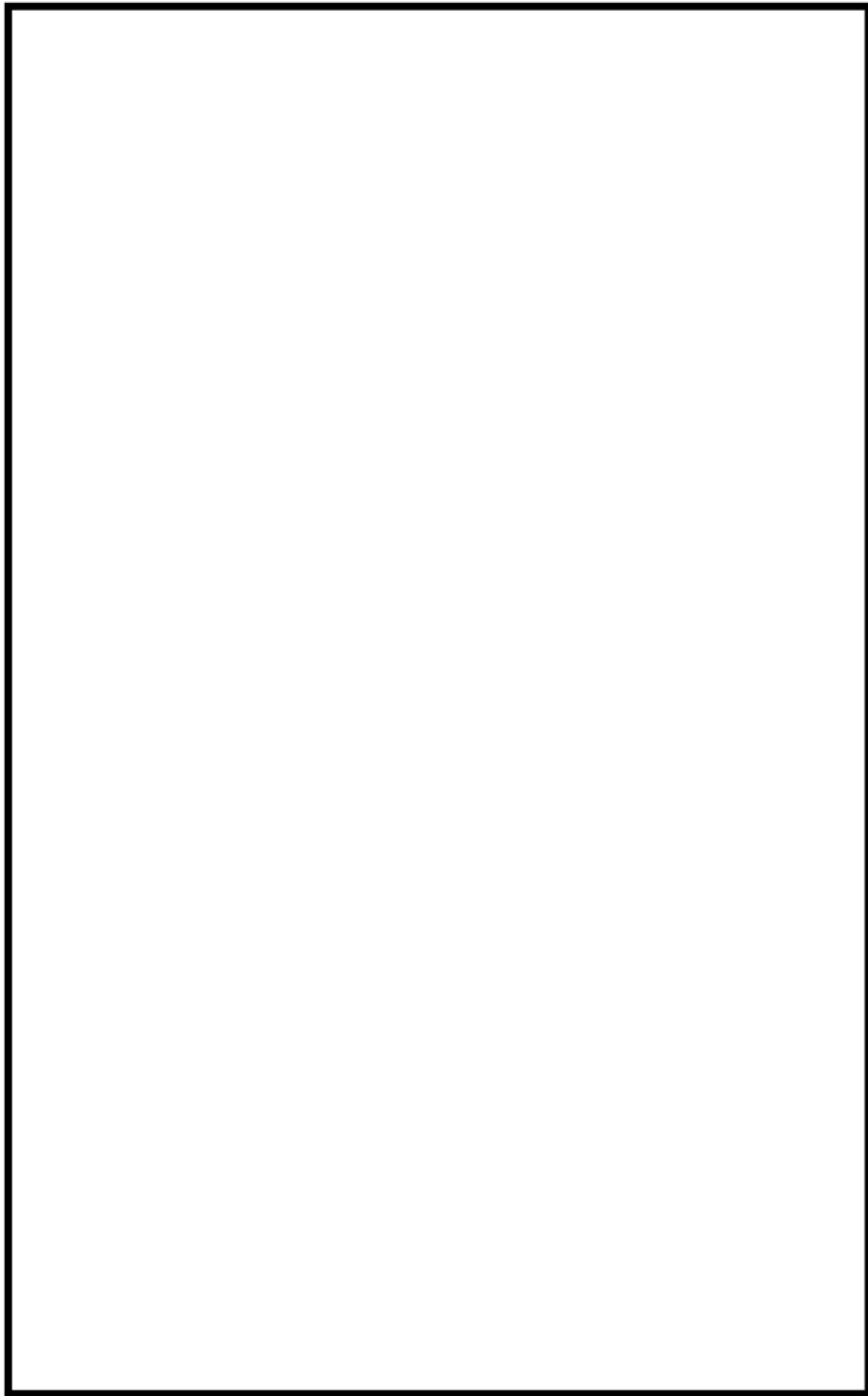
第3-8表 二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒被覆管応力評価結果

(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		
応力成分		σ_{θ}	σ_r	σ_z	σ_{θ}	σ_r	σ_z
項目							
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	内面						
	外面						
4.合計応力 ^(注1) 1+2+3	内面						
	外面						
評価時点							
体積平均相当応力 ^(注1)							
設計基準（被覆管耐力）							
設計比 ^{(注1) (注2)}		0.60			0.29		
		0.60			0.29		

(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 3-15 図 被覆管の応力評価における設計基準

3.3.6 被覆管のひずみ評価結果

被覆管の内圧は、燃料寿命初期においては 1 次冷却材運転圧力より低いので、被覆管は運転中、内外圧差による圧縮荷重を受け、ペレットに接触するまでクリープにより徐々に径が減少する。ペレットとの接触は照射の最も進んだ燃料棒の高出力部で生じ、それ以降はペレットのスエリングにより被覆管の径は増加をはじめ、最終的にはスエリングによる膨張速度と接触圧及び内圧によるクリープ速度が釣り合った状態で、径が徐々に増加する（第 3-13 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 3-9 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 3-9 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		0.33	≤ 1	0.33
ガドリニア入り 燃料棒		0.15	≤ 1	0.15

(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

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

(1) 疲労解析条件

疲労解析では、繰返し応力の発生原因となる条件の回数を燃料において 14 ヶ月 3 サイクル運転を仮定する。

a. 起動・停止

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

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

b. 日間負荷変化サイクル

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

c. その他の過渡変化

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

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

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

各過渡変化のサイクル毎に求めた設計許容繰返し数 $N1$ 、 $N2$ 、……とそれに対応する応力の繰返し数 $n1$ 、 $n2$ 、……とから累積疲労損傷係数 $\Sigma ni/Ni$ を求める。

設計疲労曲線としては、照射したジルカロイ－4 に関する第 3－16 図に示す Langer and O'Donnell のデータを使用する⁽²⁹⁾。

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

(2) 疲労解析結果

各事象に対する損傷係数を合計した結果を第 3－10 表及び第 3－11 表に示すが、二酸化ウラン燃料棒及びガドリニア入り燃料棒ともに設計基準 100% を満足している。

第3-10(a)表 (1/4) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力状態	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
寿 命 初 期	0 % 冷 態												
	0 % 温 態												

時 期	出力状態	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	0 % 温 態												
	100 % 追従												

第3-10(a)表 (2/4) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力状態	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 2 末期	0 % 温 態												
	100 % 追従												

時 期	出力状態	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 3 末期	0 % 温 態												
	100 % 追従												

第3-10(a)表 (3/4) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

時 期	出力状態	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	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

時 期	出力状態	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 2 末期	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

第 3-10(a)表 (4/4) 二酸化ウラン燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力 状 態	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 3 末期	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

Smax : 最大の主応力差
Smin : 最小の主応力差
Salt : 応力振幅 Salt = (Smax - Smin) / 2
Ni : 許容繰返し数 (第 3-16 図 より求める。)
ni : 応力の繰返し回数
ni / Ni : 累積疲労損傷係数

第3-10(b)表 (1/4) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力状態	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
寿 命 初 期	0 % 冷 態												
	0 % 温 態												

時 期	出力状態	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	0 % 温 態												
	100 % 追従												

第3-10(b)表 (2/4) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位: MPa)

時 期	出力状態	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 2 末期	0 % 温 態												
	100 % 追従												

時 期	出力状態	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 3 末期	0 % 温 態												
	100 % 追従												

第3-10(b)表 (3/4) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力状態	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	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

時 期	出力状態	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 2 末期	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

第 3-10(b)表 (4/4) ガドリニア入り燃料棒被覆管の疲労評価

(単位 : MPa)

時 期	出力状態	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 3 末期	0 % 温 態												
	1 0 0 %												

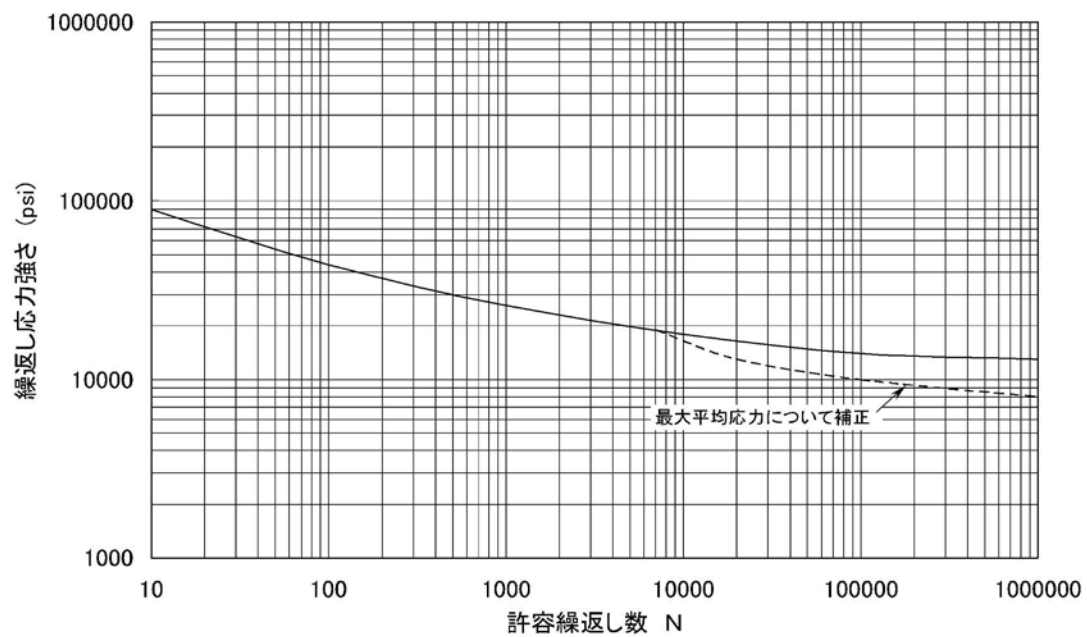
S_{max} : 最大の主応力差
 S_{min} : 最小の主応力差
 S_{alt} : 応力振幅 $S_{alt} = (S_{max} - S_{min}) / 2$
 N_i : 許容繰返し数 (第 3-16 図 より求める。)
 n_i : 応力の繰返し回数
 n_i / N_i : 累積疲労損傷係数

第3-11表 被覆管の疲労評価結果

(単位：％)

種類	位置	累積疲労損傷係数	設計基準	設計比 ^(注1)
二酸化ウラン 燃料棒	内面	3.2	≤ 100	0.04
	外面	1.6		0.02
ガドリニア入り 燃料棒	内面	1.9	≤ 100	0.02
	外面	0.8		0.01

(注1) 設計基準値に対する評価値の比である。



第3-16図 ジルカロイ-4 被覆管の設計疲労曲線⁽²⁹⁾

3.4 その他の考慮事項

3.4.1 燃料棒曲がり評価

燃料集合体の制御棒案内シンブ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、制御棒案内シンブ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。

燃料集合体の燃料棒曲がりの実績を第3-17図に示す。燃料棒曲がりは、燃料寿命初期に進行するが、中性子照射に伴う支持格子拘束力の緩和により、燃料寿命末期では飽和傾向にある。

第3-17図に示すように、本燃料集合体は過度の燃料棒曲がりは発生しない。したがって、燃料棒曲がりの影響は評価不要である。

3.4.2 トータルギャップ評価

(1) 燃料集合体の伸び

燃料集合体は、制御棒案内シンブ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ブ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、制御棒案内シンブ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、制御棒案内シンブルに発生する照射クリープ伸びが永久変形となることによって、更に燃料集合体の伸びが増加する。したがって、燃料集合体の伸びは炉心板と燃料集合体が干渉しないように制限する必要がある。

燃料集合体の伸びについて、実績を第3-18図に示す。第3-18図には寸法公差及び評価の不確定性を考慮した場合の設計曲線も併せて示している。

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。

(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、実績を第 3-19 図に示す。なお、第 3-19 図に示す制限値は、寸法公差及び評価の不確定性を考慮して設定されたものである。

設計においては、53,000MWd/t（燃料集合体で 48,000MWd/t に相当）までの燃料棒の伸びを考慮してもトータルギャップが閉塞することのないように、製造時の燃料棒と上部ノズルとの軸方向ギャップを設定している。

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偏平化し、座屈して破損に至る現象をクリープコラプスという。

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

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。

支持格子ばねは、中性子の照射により応力緩和するが、燃料棒と支持格子が接触していれば、フレッシング摩耗量を十分小さく保てることが、実機条件を模擬した原子炉外の流水試験で分かっている。したがって、燃料寿命中燃料棒と支持格子が接触していれば良い。

第 3-20 図⁽³⁰⁾⁽³¹⁾に支持格子拘束力緩和のデータを示す。これより、支持格子拘束力は燃焼初期に大きく緩和するものの、その後飽和傾向を示し、高燃焼度での支持格子拘束力緩和率は 1 を超える（非接触となる）ことはないと考えられる。

以上述べたように、燃料集合体に用いている析出硬化型ニッケル基合金（以下「718 合金」という。）製支持格子と燃料棒との接触は、燃料寿命末期においても保たれており、フレッシング摩耗は十分小さく燃料棒の健全

性が損なわれることはない。

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、ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料）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ンブ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ンブ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ンブル伸びに、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、制御棒案内シンブ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イング摩耗により発生した

(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。

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。

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い、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 S_s における制御棒挿入時間については、挿入規定時間(2.5 秒)以内に挿入できることを確認しており支持格子の位置ずれは耐震上の問題とならない。

(2) 核的共存性

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変化することになる。

したがって、炉心を構成する燃料の間に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。

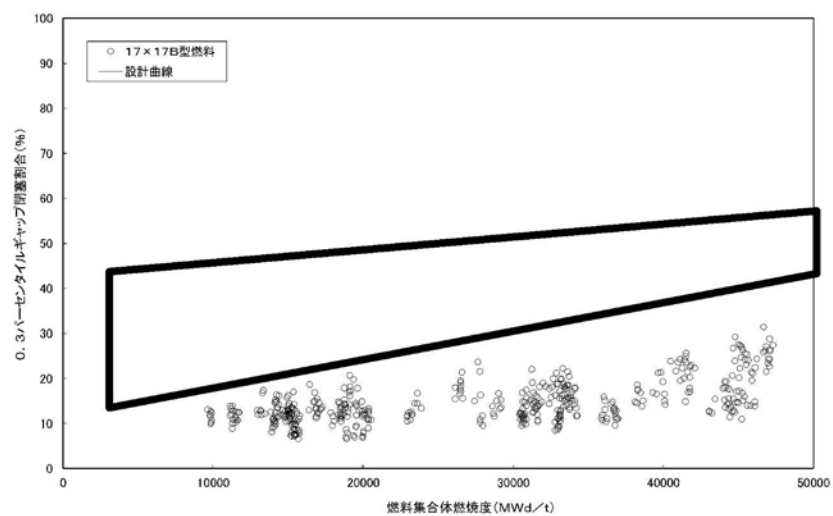
(3) 熱水力的共存性

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

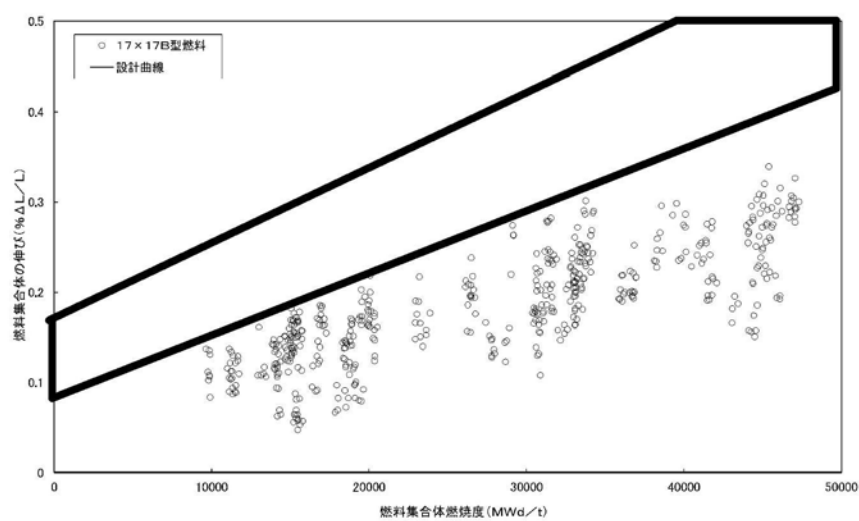
ことにより十分な性能を有することが確認されている。型式の異なる燃料が隣接する混在炉心において DNB 性能を確認するには、燃料集合体間横流れによる影響を評価する必要がある。

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。

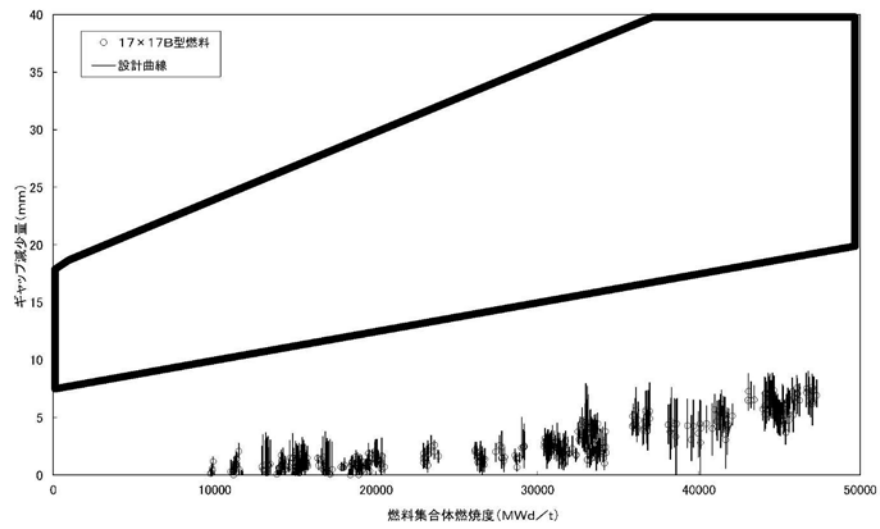
また、支持格子の圧力損失係数の差は小さく、したがって、設計の異なる燃料が隣接した場合においても熱水力設計上問題とならない。



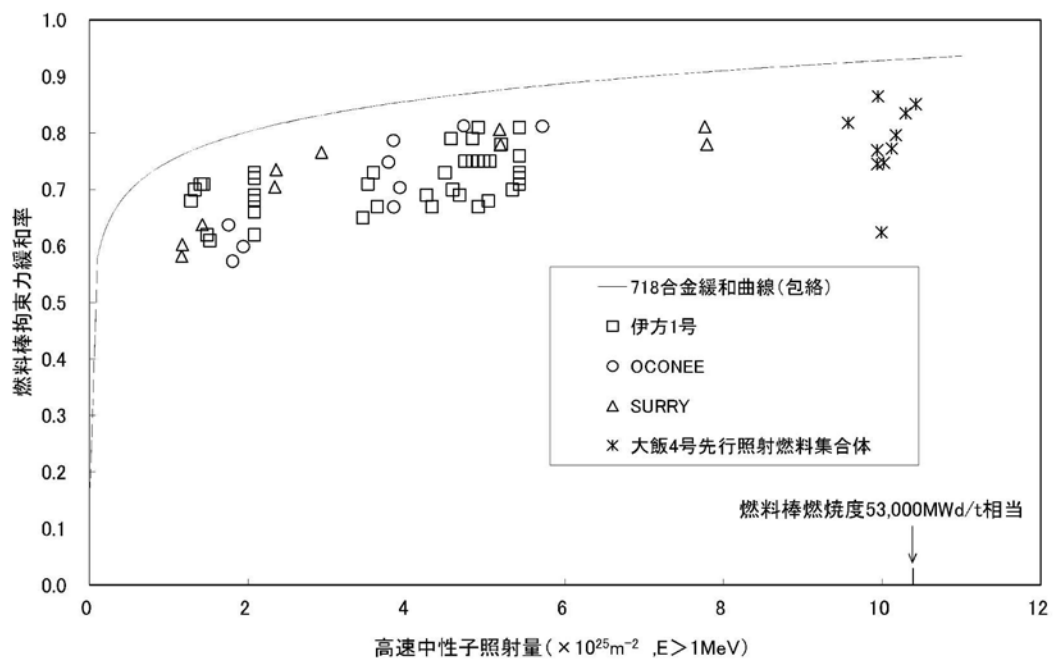
第 3-17 図 燃料棒間隔の閉塞割合



第 3-18 図 燃料集合体の伸び



第 3-19 図 トータルギャップ減少量



第 3-20 図 支持格子拘束力の緩和率実測データ

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。	ステンレス鋼鋳鋼	$P_L + P_b$	$1.5S_m$
上部ノズルー 制御棒案内シ ンブル結合部	荷重分布を考慮し、結合部の強度評価を行う。	ステンレス鋼 ジルカロイ-4	—	結合部の強度試験に基づく荷重変位曲線の弾性限界荷重
支持格子ー 制御棒案内シ ンブル結合部	荷重分布を考慮し、拡管部の強度評価を行う。	ステンレス鋼 ジルカロイ-4 718 合金	—	結合部の強度試験に基づく荷重変位曲線の弾性限界荷重
制御棒案内シ ンブル	荷重分布を考慮し、応力評価を行う。	ジルカロイ-4	P_m	S_m

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

P_m : 一次一般膜応力

P_L : 一次局部膜応力

P_b : 一次曲げ応力

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

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

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

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

P_m : 一次一般膜応力

P_L : 一次局部膜応力

P_b : 一次曲げ応力

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

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

- ・ 支持格子と燃料棒がすべることにより、燃料棒と制御棒案内シンブルの熱膨張差、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。
- ・ 制御棒案内シンブルはジルカロイ-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 5.2.2 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 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「MSC NASTRAN Ver.70」（以下「NASTRAN」という。）である。評価に用いる解析コード NASTRAN の検証及び妥当性確認等の概要については、別紙「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示す。

4.2.1 燃料輸送及び取扱い時における評価方法

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

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

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

(1) 上部及び下部ノズルの応力評価

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

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

(2) 上部ノズルー制御棒案内シンプル結合部強度評価

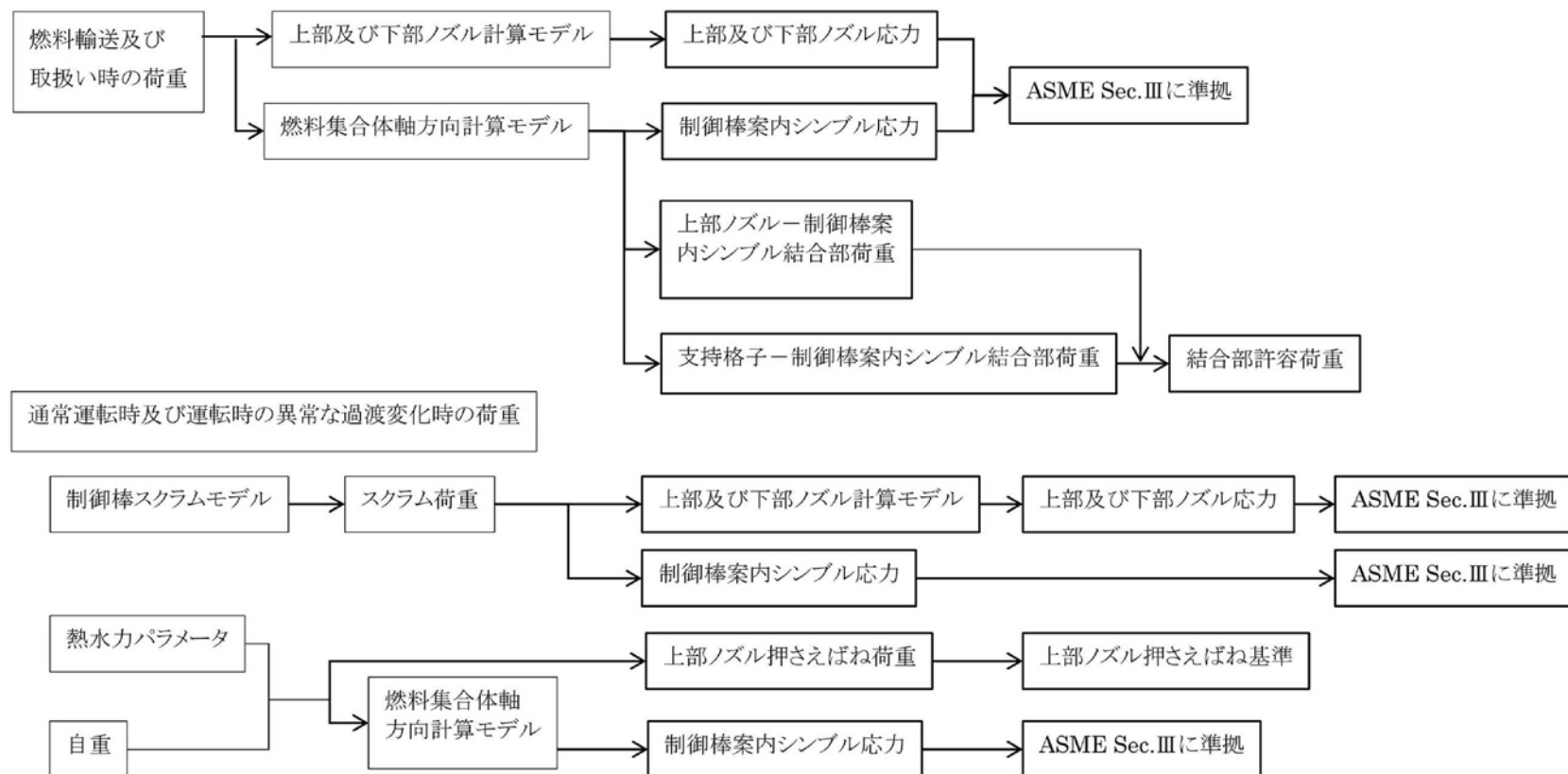
上部ノズルー制御棒案内シンプル結合部に加わる荷重を評価する。

(3) 支持格子ー制御棒案内シンプル結合部強度評価

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

(4) 制御棒案内シンプル応力評価

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



第 4-1 図 燃料集合体強度評価フロー図

4.2.2 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における評価方法

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における応力評価

通常運転時においては、水力的揚力(L)、浮力(B)、ホールドダウン力(F)、自重(W)を考慮して応力評価を行う。第 4-2 図に通常運転時に作用する荷重を示す。また、運転時の異常な過渡変化時に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.は上部ノズルより下部に対して荷重が作用する。また、これら 2 つの荷重は同時に発生しない。

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

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

(2) 上部ノズル押さえばねの機能評価

上部ノズル押さえばねに要求される機能は次のとおりである。

a. 機械設計流量に対して、燃料集合体の浮き上がりを防止する。

b. 運転時の異常な過渡変化時の事象であるポンプオーバースピード^(注3)

(注 1) 制御棒案内シ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

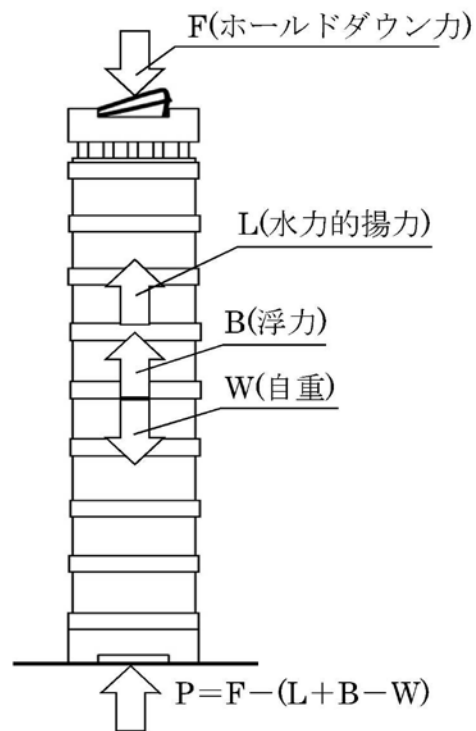
(注 2) 1 つの制御棒スパイダ及び 24 本の制御棒から構成された構造物

(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

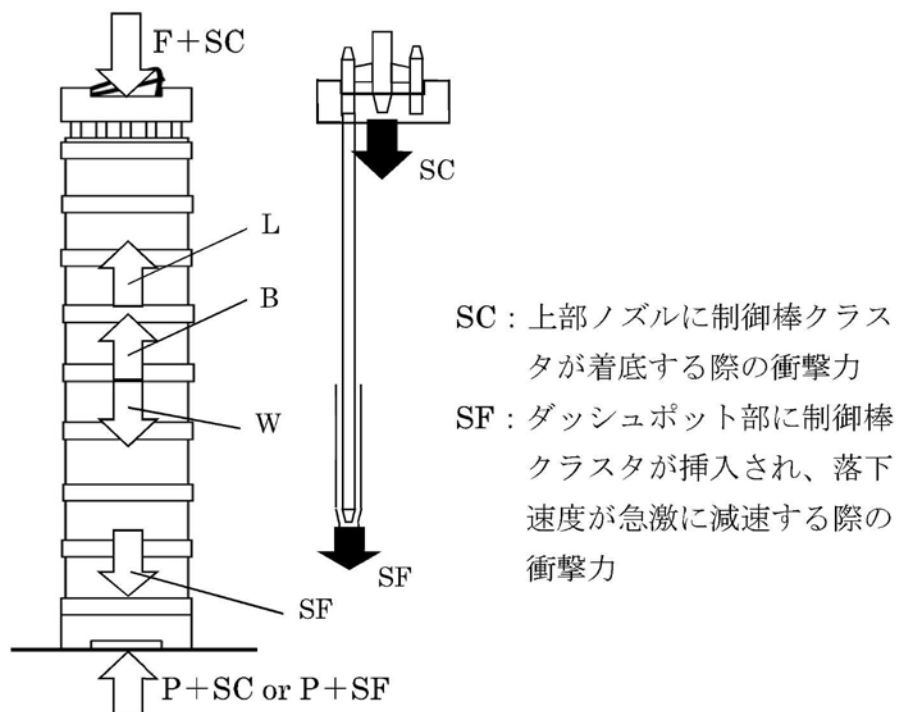
条件で、上部ノズル押さえばねの塑性変形は進行しない。

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

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



第 4-2 図 通常運転時荷重



第 4-3 図 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時荷重

4.3 強度評価結果

4.3.1 燃料輸送及び取扱い時における評価結果

(1) 上部及び下部ノズルの応力評価

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

(2) 上部ノズルー制御棒案内シンブル結合部強度評価

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

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

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

(3) 支持格子ー制御棒案内シンブル結合部強度評価

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

(4) 制御棒案内シンブル応力評価

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

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

第 4-3 表 燃料輸送及び取扱い時の荷重における評価結果

(単位：MPa)

構成部品	最大応力	許容応力	設計比 ^(注3)
上部ノズル			0.80
下部ノズル			0.80
支持格子ー制御棒案内シムル結合部	^(注1)	^(注2)	0.68 ^(注4)
制御棒案内シムル			0.87

(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. 制御棒案内シンブル

運転中の制御棒案内シンブ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、制御棒案内シンブルに生じる最大応力は許容応力よりも小さいことを確認している。

(2) 上部ノズル押さえばねの機能評価

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

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

第 4-4 表 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の応力評価結果

(単位 : MPa)

	最大応力	許容応力	設計比 ^(注1)
上部ノズル			0.30
下部ノズル ^(注2)			0.15
制御棒案内シンプル ^(注2) ダッシュポット部			0.61
制御棒案内シンプル ^(注3) ダッシュポット部			0.19

(注 1) 許容応力値に対する最大応力値の比である。

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

(注 3) 制御棒案内シンプルに対する通常運転時の応力。

第 4-5 表 上部ノズル押さえばね評価結果

(単位：N)

	上部ノズル押さえばねに要求される力 ^(注1)	上部ノズル押さえばね力	評価	^(注2) 設計比
低温起動時			浮き上がらない。	0.77
高温全出力時			浮き上がらない。	0.78
ポンプオーバースピード時 (高温)		—	浮き上がるがばねの塑性変形は進行しない。	—

(注 1) 水力的揚力+浮力-自重

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

5. 参考文献

- (1) 原子燃料工業, “燃料棒性能解析コード (FPAC)”, NFK-8011 改 4, (1988)
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publications in Engineering, 2, pp.443-461 (1930)
- (3) J.R.S. Thom et al., "Boiling in Sub-Cooled Water During Flow Up Heated Tubes or Annuli", Proc. Instn. Mech. Engrs., 180, Paper 6 (1965-1966)
- (4) A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy-2", AECL-1552 (1962)
- (5) H. von Ubisch et al., "Thermal Conductivities of Mixtures of Fission Product Gases with Helium and with Argon", A/CONF. 15/P/143 (1959)
- (6) IAEA, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide", Technical Reports Series No.59, Vienna (1966)
- (7) Lyons et al., " UO_2 Powder and Pellet Thermal Conductivity During Irradiation", GEAP 5100-1 (1966)
- (8) R.N. Duncan, "Rabbit Capsule Irradiation of UO_2 ", CVNA-142 (1962)
- (9) J.P. Stora et al., "Thermal Conductivity of Sintered UO_2 under in-Pile Conditions", CEA-R2586 (1964)
- (10) J.C. Janvier et al., "Irradiation of UO_2 Sheated in Thick Tubes Effect of Initial Gap", CEA-R3358 (1967)
- (11) J. Robertson et al., "Temperature Distribution of UO_2 Fuel Elements", J. Nucl. Mat., 7, pp.225-262 (1962)
- (12) S. Fukushima et al, "The Effect of Gadlinium Content on the Thermal Conductivity of Near-Stoichiometric (U, Gd) O_2 Solid Solutions", J. Nucl. Mat., 105, pp.201-210 (1982)
- (13) J.A. Christensen, "Stoichiometry Effects in Oxide Nuclear Fuels. I. Power Rating Required for Melting and Oxygen Redistribution in Molten Center UO_{2+x} Fuels", BNWL-536 (1967)
- (14) C.G. Poneelet, "LASER-A Depletion Program for Lattice Calculations Based on MUFT and THEMOS", WCAP-6073 (1966)
- (15) 原子燃料工業, “GDLUX コード”, NFK-8070 (1982)

- (16) P.E. MacDonald and L.B. Thompson, "MATPRO A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", ANCR-1263 NRC-3 (1976)
- (17) M. Peehs et al., "Zur Wärmeleitfähigkeit und Plastizität von UO_2 mit Gd-Zusätzen", J. Nucl. Mat., 106 (1982)
- (18) T.A. Thornton et al., "Thermal Conductivity of Sintered Urania-Gadolinia", ANS Trans., 43 (1982)
- (19) 原子燃料工業, “原燃工製 PWR ステップ 2 燃料の改良因子について”, NFK-8116 改 8, (2011)
- (20) R.E. Skavdahl et al., "U.S. Experience on Irradiation Performance of UO_2 - PuO_2 Fast Reactor Fuel ", J. Nucl. Mat., 13, (1968)
- (21) M.O. Marlowe, "IN-REACTOR DENSIFICATION BEHAVIOR OF UO_2 ", NEDO-12440 (1973)
- (22) R ヒル著, “塑性学”, 培風館 (1954)
- (23) E.F. Ibrahim, "An Equation for Creep of Cold Worked Zircaloy Pressure Tube Material", AECL-2528 (1965)
- (24) P.A. Ross-Ross and C.E.L. Hunt, "The In-Reactor Creep of Cold-Worked Zircaloy-2 and Zirconium-2.5wt% Niobium Pressure Tubes", J. Nucl. Mat., 26 (1968)
- (25) W. HERING, "THE KWU FISSION GAS RELEASE MODEL FOR LWR FUEL RODS", J. Nucl. Mat., 114 (1983)
- (26) 原子燃料工業, “原燃工 PWR 高燃焼度先行照射燃料について”, NFK-8099 (1994)
- (27) M.G. Balfour et. al., "BR-3 High Burnup Fuel Rod Hot Cell Program, Volume 1: Final Report", WCAP-10238 (1982)
- (28) M.P. Paidoussis, "An Experimental Study of Vibration of Flexible Cylinders Induced by Nominally Axial Flow", Nucl. Sci. and Eng., 35, pp.127-138 (1969)
- (29) W.J. O'Donnell and B.F. Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components", Nucl. Sci. and Eng., 20 (1964)
- (30) W. Arbiter and J.A. Kuszyk, "Surry Unit 2 End of Cycle 5 Onsite

Examination of 17×17 Demonstration Fuel Assembly RD-2 After Four Cycles of Exposure", Volume 1, WCAP-10317 (1984)

- (31) P.H. Kreyns and M.W. Burkart, "Radiation-enhanced relaxation in Zircaloy-4 and Zr/2.5wt% Nb/0.5wt% Cu alloys", J. Nucl. Mat., 26, pp.87-104 (1968)

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 (3) - 別紙 - 1
2. 解析コードの概要	3 (3) - 別紙 - 2
2.1 FPAC Ver.4	3 (3) - 別紙 - 2
2.1.1 FPAC Ver.4 の概要	3 (3) - 別紙 - 2
2.2 MSC NASTRAN Ver.70	3 (3) - 別紙 - 3
2.2.1 MSC NASTRAN Ver.70 の概要	3 (3) - 別紙 - 3

1. はじめに

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

2. 解析コードの概要

2.1 FPAC Ver.4

2.1.1 FPAC Ver.4の概要

対象：燃料集合体

項目 \ コード名	FPAC
開発機関	原子燃料工業株式会社
開発時期	1976年
使用したバージョン	Ver. 4
使用目的	B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)	FPAC コードは、燃料棒（B 型 48GWd/t 燃料）の燃料棒強度評価に使用している。 【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。 ・ 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。 ・ FPAC Ver.4 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。 【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。 ・ 国内外の商業炉・試験炉の照射データ等による結果と FPAC 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「燃料棒性能解析コード (FPAC)」(NFK-8011 改 4 昭和 63 年 原子燃料工業株式会社) 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 FPAC コードの妥当性が確認されている。 ・ 今回の設工認申請で行う燃料棒強度評価の用途、適用範囲が、上述の妥当性確認範囲内にあることを確認している。

2.2 MSC NASTRAN Ver.70

2.2.1 MSC NASTRAN Ver.70 の概要

対象：燃料集合体

項目 \ コード名	MSC NASTRAN
開発機関	The MacNeal-Schwendler Corporation (現 MSC.Software Corporation)
開発時期	1971 年 (一般商業用リリース)
使用したバージョン	Ver.70
使用目的	3 次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2 次元有限要素法 (はり要素) による B 型燃料集合体強度評価
コードの概要	有限要素法を用いた MSC NASTRAN は、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は 1965 年、現在の米国 MSC.Software Corporation の前身である米国 The MacNeal-Schwendler Corporation の創設者、マクニール博士とシュウェンドラー博士が、当時 NASA(The National Aeronautics and Space Administration) で行なわれていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムは NASTRAN(NASA Structural Analysis Program)と命名され、1971 年に The MacNeal-Schwendler Corporation から MSC NASTRAN として一般商業用にリリースされた。 以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。 また各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。
検証(Verification) 及び 妥当性確認(Validation)	MSC Nastran Ver.70 は汎用市販コードであり、燃料集合体の 3 次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2 次元有限要素法 (はり要素) による強度評価に使用している。 【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。 材料力学分野における一般的な知見により解を求めることができる体系について、3 次元有限要素法 (ソリッドモデル) 又は 2 次元有限要素法 (はり要素) による応力解析に関する理論モデルによる理論解との比較を行い、解析解が理論解と一致することを確認している。

検証(Verification) 及び 妥当性確認(Validation)	・ 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。 【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。 ・ 本解析コードは、国内外の航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。 ・ 開発機関が提示するマニュアルにより、今回の設工認申請で使用する 3 次元有限要素法（ソリッドモデル）及び 2 次元有限要素法（はり要素）に本解析コードが適用できることを確認している。 ・ 「燃料集合体機械特性試験」としてフルスケールの重量模擬体を用いて横剛性試験、縦剛性試験及び振動試験を行い、燃料集合体の固有振動数及び剛性値を取得した。また、燃料棒及び制御棒案内シンプルに貼付したひずみゲージにより各部のひずみを測定した。取得した剛性値、振動数及びひずみの試験結果と解析結果の比較を行うことで適切に模擬できていることを確認している。
--	--

燃料体の耐熱性、耐放射線性、耐食性
その他の性能に関する説明書

設計及び工事計画認可申請添付資料 4

玄海原子力発電所第 3 号機

目 次

	頁
1. 概 要	4 (3) - 1
2. 構成材料の概要	4 (3) - 2
3. 二酸化ウラン	4 (3) - 8
3.1 耐熱性	4 (3) - 8
3.2 耐放射線性	4 (3) - 8
3.2.1 二酸化ウランペレットの照射焼きしまり	4 (3) - 9
3.2.2 二酸化ウランペレットのスエリング	4 (3) - 9
3.2.3 FP ガスの放出挙動	4 (3) - 10
3.3 耐食性	4 (3) - 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 (3) - 10
3.3.2 二酸化ウランペレットと充填ガスとの反応	4 (3) - 11
3.3.3 二酸化ウランペレットと水との反応	4 (3) - 11
4. ガドリニア入り二酸化ウラン	4 (3) - 15
4.1 耐熱性	4 (3) - 15
4.2 耐放射線性	4 (3) - 15
4.3 耐食性	4 (3) - 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 (3) - 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 (3) - 16
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 (3) - 17
5. Sn-Fe-Cr 系ジルコニウム合金（ジルカロイ-4）	4 (3) - 20
5.1 ジルカロイ-4（冷間加工材）	4 (3) - 20
5.1.1 耐熱性	4 (3) - 20
5.1.2 耐放射線性	4 (3) - 20
5.1.2.1 機械的性質	4 (3) - 21
5.1.2.2 疲労特性	4 (3) - 22
5.1.2.3 クリープ特性	4 (3) - 22

5.1.2.4 照射成長	4 (3) - 22
5.1.3 耐食性	4 (3) - 22
5.1.3.1 酸化腐食による影響	4 (3) - 23
5.1.3.2 水素吸収による影響	4 (3) - 24
5.1.4 その他の性能	4 (3) - 24
5.1.4.1 耐摩耗性	4 (3) - 24
5.2 ジルカロイ-4 (再結晶焼鈍材)	4 (3) - 24
5.2.1 耐熱性	4 (3) - 24
5.2.2 耐放射線性	4 (3) - 24
5.2.3 耐食性	4 (3) - 25
5.2.3.1 酸化腐食による影響	4 (3) - 25
5.2.3.2 水素吸収による影響	4 (3) - 25
6. 析出硬化型ニッケル基合金 (718 合金、)	4 (3) - 37
6.1 耐熱性	4 (3) - 37
6.2 耐放射線性	4 (3) - 37
6.3 耐食性	4 (3) - 38
7. ニッケル・クロム・鉄合金 ()	4 (3) - 42
7.1 耐熱性	4 (3) - 42
7.2 耐放射線性	4 (3) - 42
7.3 耐食性	4 (3) - 42
8. オーステナイト系ステンレス鋼	4 (3) - 43
8.1 耐熱性	4 (3) - 43
8.2 耐放射線性	4 (3) - 43
8.3 耐食性	4 (3) - 43
9. 参考文献	4 (3) - 48

1. 概 要

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

2. 構成材料の概要

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

第 2-1 表 燃料集合体の主な構成部品の材料及び各材料の化学成分(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 (注1) 焼結ペレット	U	≧			≦		Al	≦			≦			≦			
						≦			≦		C	≦			≦			
		O/U (比率)			≦			≦			≦			≦			≦	
				Co	≦		Cr	≦			≦			≦			≦	
				F	≦		Fe	≦			≦			≦			≦	
					≦			≦		Ni	≦			≦			≦	
					≦		N	≦			≦			≦			≦	
					≦			≦		Th	≦			≦			≦	
				Si	≦			≦			≦			≦			≦	
					≦			≦			≦			≦			≦	
					≦			≦			≦			≦			≦	
					≦			≦			≦			≦			≦	
					≦		H	≦										
	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	≧			≦		Al	≦			≦			≦			
						≦			≦		C	≦			≦			
		O/U (比率)			≦			≦			≦			≦			≦	
				Co	≦		Cr	≦			≦			≦			≦	
		Gd ₂ O ₃		F	≦		Fe	≦			≦			≦			≦	
					≦			≦		Ni	≦			≦			≦	
					≦		N	≦			≦			≦			≦	
					≦			≦		Th	≦			≦			≦	
				Si	≦			≦			≦			≦			≦	
					≦			≦			≦			≦			≦	
				H	≦													
ボロン当量(注3)は ppm 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 804D 質別 SR	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270
		Fe	0.18/0.24	Ca	≦ 30	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20
		Cr	0.07/0.13	Cu	≦ 50	H	≦ 25	Hf	≦ 100
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mg	≦ 20	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50
		O		N	≦ 80	Nb	≦ 100	Ni	≦ 70
		Zr	残部	Si	≦ 120	Ti	≦ 50	U	≦ 3.5
				W	≦ 100				
・ 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	B	≦ 0.5	C	≦ 270
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100		
・ 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	B	≦ 0.5	C	≦ 270
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100		
・ 制御棒案内 シンプル用 下部端栓 ・ カラー	Sn-Fe-Cr 系 ジルコニウム 合金 (注4) ASTM B351 Grade R60804	Sn	1.20/1.70	Al	≦ 75	B	≦ 0.5	C	≦ 270
		Fe	0.18/0.24	Cd	≦ 0.5	Co	≦ 20	Cu	≦ 50
		Cr	0.07/0.13	H	≦ 25	Hf	≦ 100	Mg	≦ 20
		Fe+Cr	0.28/0.37	Mn	≦ 50	Mo	≦ 50	N	≦ 80
		O		Ni	≦ 70	Si	≦ 120	Ti	≦ 50
		Zr	残部	U	≦ 3.5	W	≦ 100		

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%)							
・ 支持格子 ・ 上部ノズル 押さえばね	析出硬化型 (注5) ニッケル基合金 AMS 5596	Ni	50.00/55.00	Cr	17.00/21.00	Mo	2.80/3.30		
		Nb	4.75/5.50	Ti	0.65/1.15	Al	0.20/0.80		
		C	≦ 0.08	Mn	≦ 0.35	Si	≦ 0.35		
		P	≦ 0.015	S	≦ 0.015	Co	≦ 1.00		
		B	≦ 0.006	Cu	≦ 0.30	Ta	≦ 0.05		
		Fe	残部						
・ 下部プレナム コイルばね	析出硬化型 (注6) ニッケル基合金 AMS	Ni	≧	Cr					
			≦		≦		≦		
			≦		≦		≦		
			≦ 0.05						
・ クランプスクリュー	ニッケル・クロ ム・鉄合金 (注7) ASTM	Ni	≧	Cr		Fe			
			≦		≦		≦		
			≦		≦				
・ 上部プレナム コイルばね	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS	Ni		Cr			≦		
			≦		≦	C	≦		
			≦						
・ 上部ノズル ・ 下部ノズル	オーステナイト 系ステンレス 鋼 鋼 JIS	Ni		Cr			≦		
			≦		≦	C	≦		
			≦	Mo	≦ 0.50				
・ 押さえ板	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS	Ni		Cr			≦		
			≦		≦	C	≦		
			≦						

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%)								
・ 連結棒	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS 	Ni		Cr			≤			
			≤			≤		C	≤	
			≤							
・ スリーブ	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS 又は JIS 	Ni		Cr			≤			
			≤			≤		C	≤	
			≤							
・ リベット	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS 	Ni		Cr			≤			
			≤			≤		C	≤	
			≤							
・ 上部リングナット ・ シンプル スクリュー ・ ロッキングカップ	オーステナイト 系ステンレス鋼 JIS 	Ni		Cr			≤			
			≤			≤		C	≤	
			≤							

(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。

(注 6) 以下「」という。

(注 7) 以下「」という。

第 2-2 表 燃料集合体の主な構成部品の材料の機械的性質

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 ≥ 310 MPa $\geq$ %
・ 燃料被覆材端栓 ^(注1)	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	$\geq$ MPa $\geq$ MPa $\geq$ %
		(高温引張試験：316℃) 引張強さ 耐 力 伸 び	$\geq$ MPa $\geq$ MPa $\geq$ %
・ 制御棒案内 シンブル	ジルカロイ-4	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	$\geq$ MPa $\geq$ MPa $\geq$ %
・ 支持格子	718 合金	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	$\geq$ MPa $\geq$ MPa $\geq$ %
・ 上部ノズル ・ 下部ノズル	オーステナイト 系ステンレス 鋼 casting	(常温引張試験：室温 ^(注2)) 引張強さ 耐 力 伸 び	$\geq$ MPa $\geq$ MPa $\geq$ %

(注 1) 端栓の引張試験は室温又は高温のいずれかで実施する。

(注 2) 室温の定義は適用する引張試験規格で異なる。ASTM E8 を適用する場合には 10～38℃、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 $62,000\text{MWd/t}$ で約 $2,600^\circ\text{C}$ 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。

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

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

3.2 耐放射線性

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

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

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

さらに、高燃焼度域まで照射されたペレット外周部には高気孔率組織（リム組織）が形成されるが、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 ガス放出をモデルとしては

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、比較的低燃焼度で完了している。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) が約 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、低燃焼度において飽和するので、結晶粒界、転位等に捕捉され集積することにより気泡として析出する。ガスバブルスエリングは、これらの気泡の移動→集積→成長により起こるといわれている。

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

(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。

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4%程度であり、燃焼に伴う FP ガス放出率の顕著な増大はない。

なお、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、上部プレナムコイルばね（ステンレス鋼）及び押さえ板（ステンレス鋼）と接触しており、被覆管に破損が生じた場合には、1 次冷却材と接触する可能性がある。

二酸化ウランとステンレス鋼との反応は安定であり⁽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上部プレナムコイルばね及び押さえ板とは安定に共存する。

3.3.1 二酸化ウランペレットとジルカロイ-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コニウム中に拡散し、被覆管内面酸化膜(ZrO_2)が形成される。さらに、両者が強く接触するようになるとジルコニウム酸化層へのウランの拡散により、ジルコニウム酸化層は $(Zr,U)O_2$ 固溶体となり、これ

(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。

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℃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℃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⁾。

以上のことから、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。

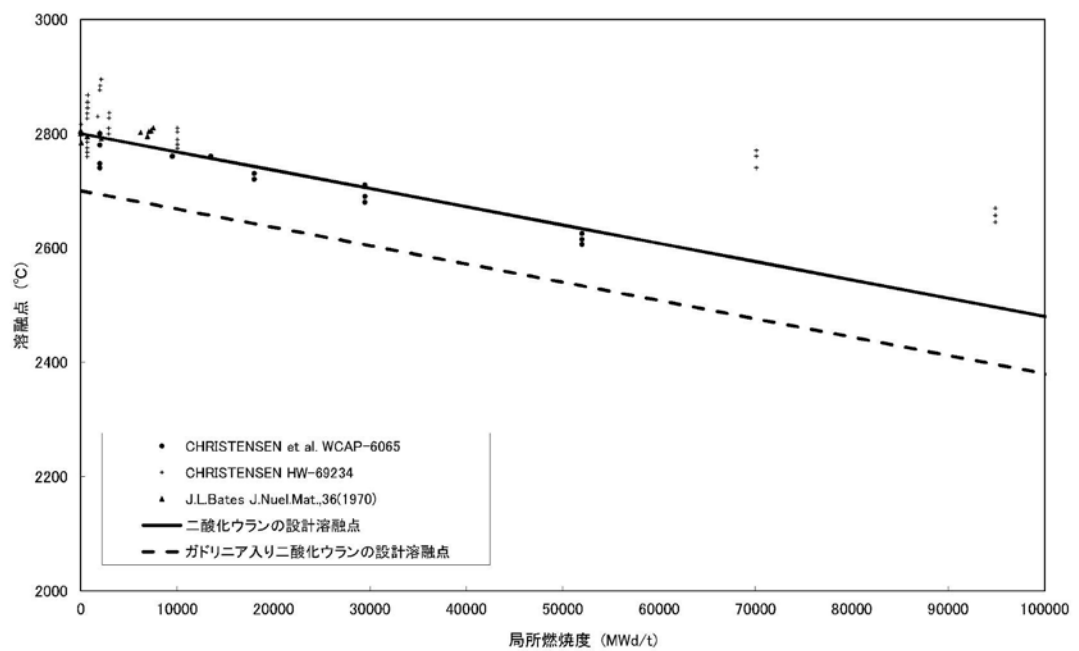
二酸化ウランは、酸素対ウラン比が 1.75 から 2.3~2.4 の広い範囲で結晶構造（螢石(CaF_2)型面心立方の結晶構造）に変化がなく、その格子定数測定データから酸素対ウラン比の増加に伴い体積がわずかに減少することが知られている⁽¹²⁾。

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

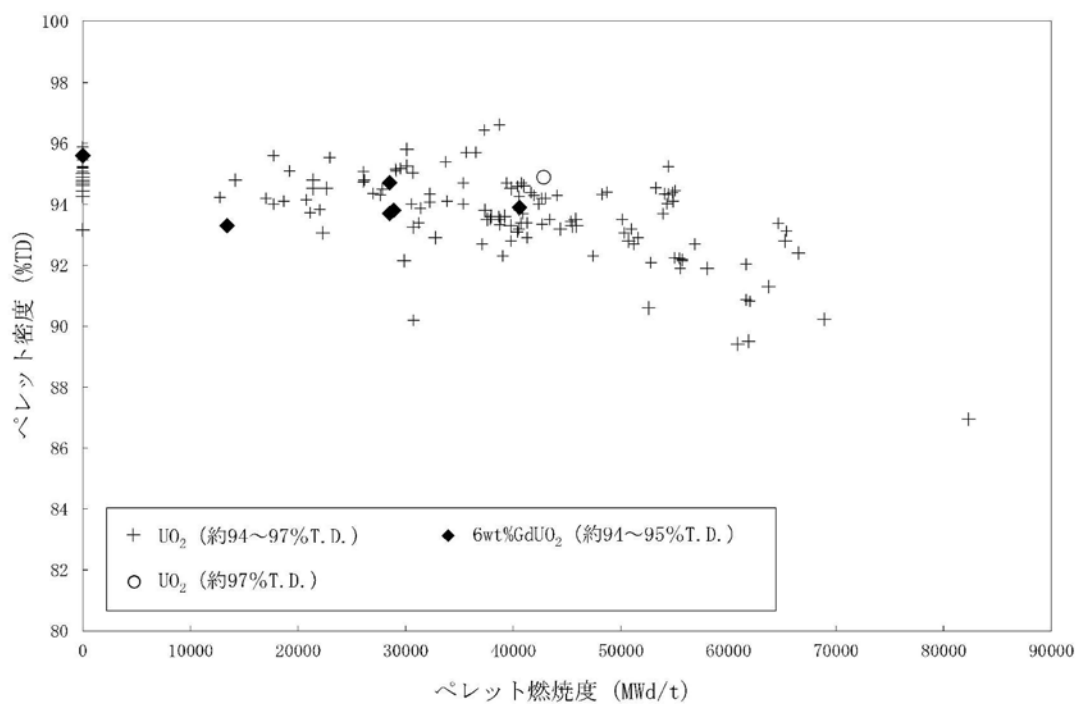
中の溶存酸素量に依存することが明らかにされており、0.01ppm 程度の低酸素量領域では腐食は認められないことが知られている⁽¹³⁾。さらに、同様な高温水中での約 1 年間の浸漬試験において、その質量増加は約 0.03% であることが報告されており⁽²⁾、この量は酸素対ウラン比に換算して約 0.005 程度の増加であり、小さい。したがって酸素対ウラン比がこの程度の変化であれば、ペレットの構造が変化したり、体積が増加することはない。

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。

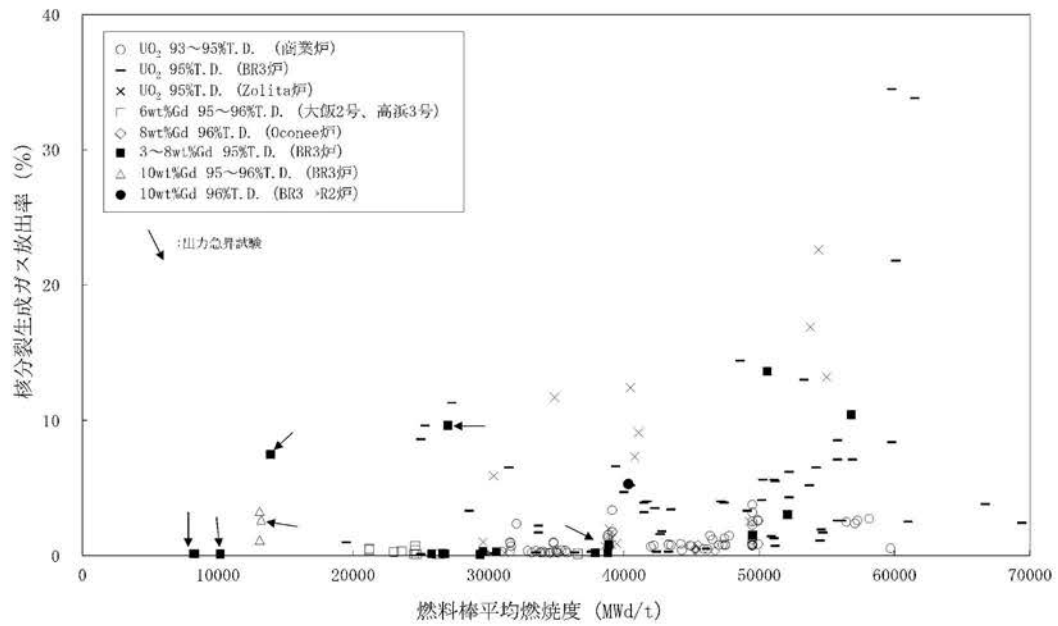
二酸化ウランペレットと 1 次冷却材との化学反応における放射線による影響として、1 次冷却材の放射線分解により発生する酸素が二酸化ウランペレットとの反応を促進させる可能性が考えられるが、PWR では 1 次冷却材に水素注入を行い酸素の発生を抑制しているため、照射による反応促進への影響はない。



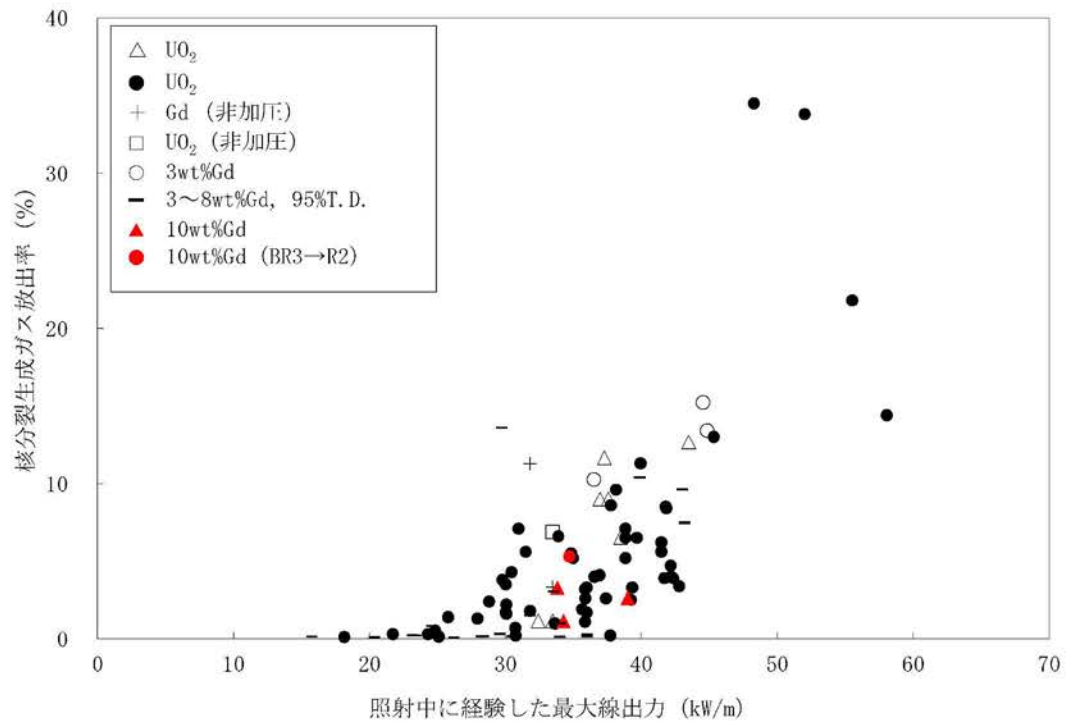
第 3-1 図 二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランの溶融点⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾



第 3-2 図 ペレット密度の燃焼に伴う変化⁽¹⁷⁾



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⁽¹⁷⁾



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⁽¹⁷⁾

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螢石(CaF_2)型面心立方の結晶構造であり、溶融点までは熱的に安定な相を形成する。

ガドリニア入り二酸化ウランの未照射時の溶融点は、ガドリニアの濃度が増加するに従って二酸化ウランの溶融点より低下することが報告されている(18)(19)(20)。

原子燃料工業の実施した実験では、第4-1図に示すように、Wadaらのデータに近い溶融点を示している(17)。これら実験結果を考慮し、未照射ガドリニア入り二酸化ウラン（ガドリニア濃度 6wt%以下）の設計上の溶融点は Wada らのデータの下限値を基に 2,730℃とする。

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

したがって、燃料温度評価においては二酸化ウランと同様に燃焼に伴う溶融点の変化を 10,000MWd/t 当たり 32℃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℃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。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、上部プレナムコイルばね及び押さえ板と接触しており、被覆管に破損が生じた場合には、1 次冷却材と接触する可能性がある。これらの内、ペレットと上部プレナムコイルばね及び押さえ板との反応は二酸化ウランと同等と考えられる。

4.3.1 ガドリニア入り二酸化ウランペレットとジルカロイ-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⁽²¹⁾。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。したがって、当該の反応を設計評価では考慮していない。

4.3.2 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。

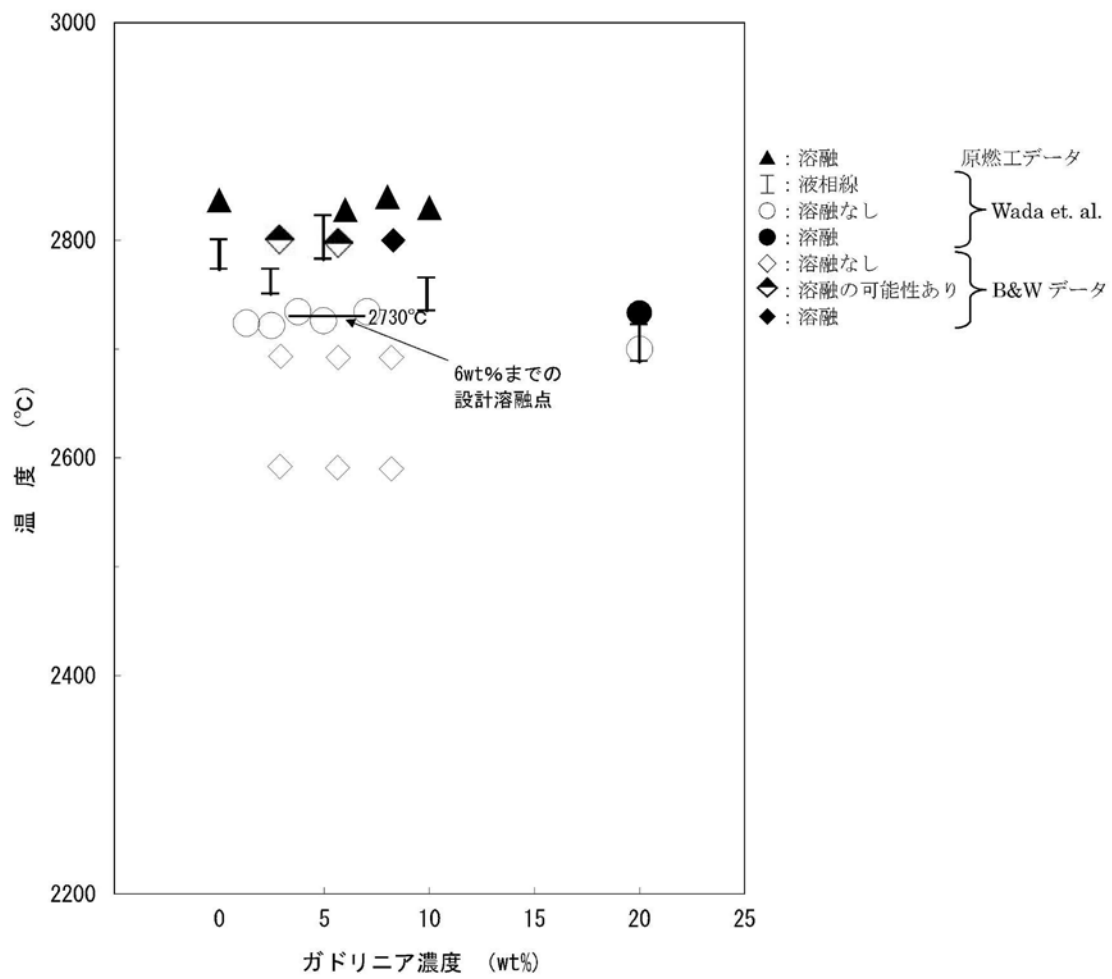
(注 1) ベルギーにある 3 ループ型 PWR 商業炉

(注 2) スペインにある 1 ループ型 PWR 商業炉

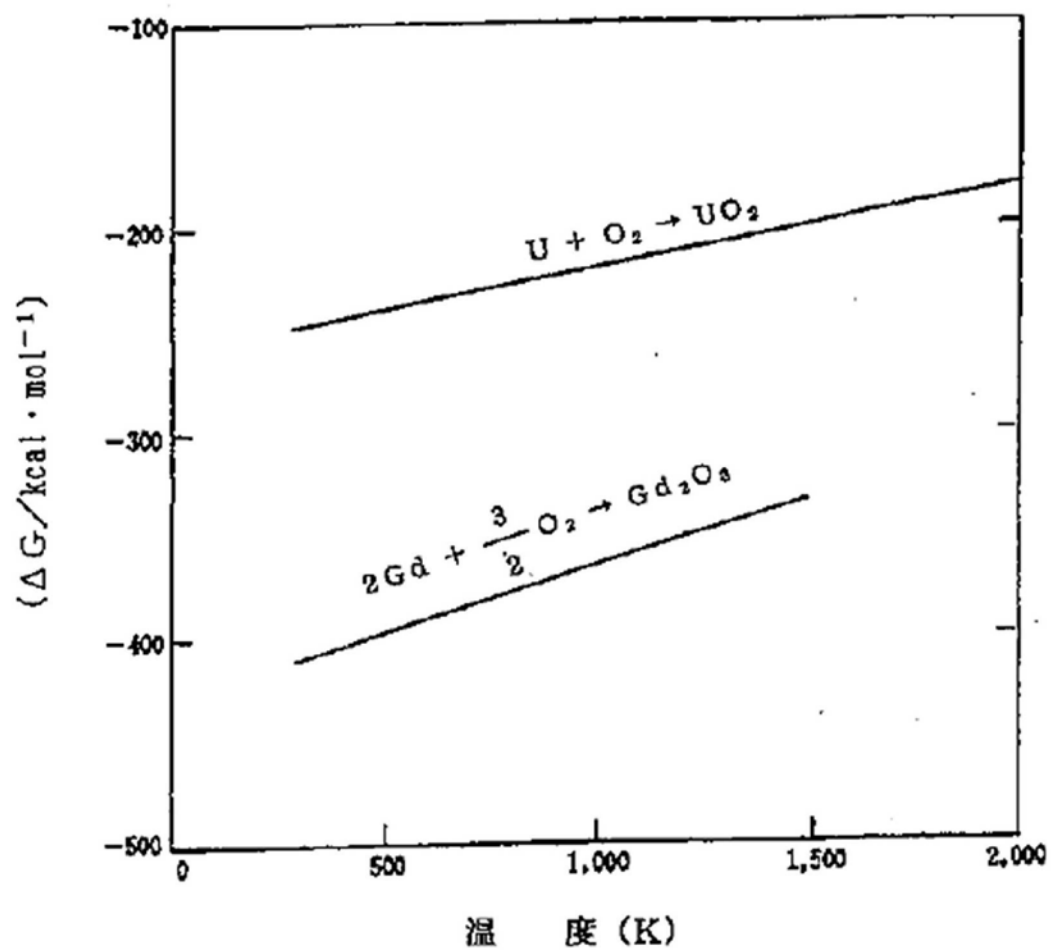
4.3.3 ガドリニア入り二酸化ウランペレットと水との反応

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⁽²²⁾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⁽¹⁷⁾



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用下部端栓及びカラー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 $1,782^{\circ}\text{C}$ であり、結晶構造が 820°C で α 相から $(\alpha + \beta)$ 相へ、また、 958°C で $(\alpha + \beta)$ 相から β 相に変態する⁽²³⁾。

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 $\square^{\circ}\text{C}$ 以下）よりもかなり高いので、プラントの使用条件の下で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 被覆管の照射損傷の影響を受ける以下の特性においては、高速中性子の影響に着目すればよい。

5.1.2.1 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に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 までは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⁽²⁴⁾。

(注 1) 0.2%の塑性変形を起こす応力をいう。

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 5-4 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^(注1) 特性

被覆管は内外圧差に基づくクリープによって外径が減少していくが、ペレットと被覆管が接触した後は、ペレットの外径変化に依存して被覆管外径が増加する。実機 PWR 燃料棒の照射後の外径変化を第 5-5 図に示す。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(3)d.に示す。）設計評価に反映している。

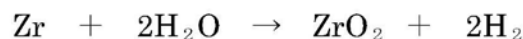
5.1.2.4 照射成長^(注2)

照射成長の支配要因は、ジルコニウム中の稠密六方晶（α 相）の向きが比較的揃った組織において中性子照射で生じる格子欠陥のうち、空孔は六方晶底面へ、格子間原子は柱面へ選択的に集まるためと言われている。第 5-6 図に示すように、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(3)e.に示す。）設計評価に反映している。

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

5.1.3 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。

(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

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。

5.1.3.1 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、酸化膜厚さが $2\sim 3\mu\text{m}$ （遷移点）を超えた後は時間に対して直線的に増加する。原子炉内での被覆管酸化膜厚さを第 5-8 図に示す。原子炉内では滞在期間が長くなり酸化膜が厚くなるに従って、形成された酸化膜と金属母材の境界温度が上昇するため、燃焼度の進行に伴って酸化膜厚さは増大する傾向になる。更に腐食が進行すると腐食量の急激な増加が見られるが、これは酸化により発生する水素のうち、被覆管に吸収された水素が被覆管外面に析出し、この析出物が腐食に起因すると考えられている。

第 5-8 図から分かるように、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、酸化膜厚さは燃焼度約 $53,000\text{MWd/t}$ （燃料棒平均）で約 $80\mu\text{m}$ であり、反応厚さでみると約 $50\mu\text{m}$ ^(注1) である。これは被覆管肉厚の約 8% 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 $80\mu\text{m}$ は約 $50\mu\text{m}$ 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、燃料棒最高燃焼度約 53,000MWd/t の水素吸収量を予測すると、水素吸収量は約 430ppm である。これは、原子炉外の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。フレッティ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、案内シンブル、制御棒案内シンブル用下部端栓及びカラーにはジルカロイ-4 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 表に示した溶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溶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

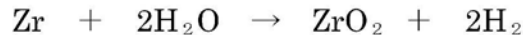
高速中性子の照射によりジルカロイ-4 材料内には格子欠陥が生じる。材料の機械的特性は金属内の転位の運動と関係するため、照射により生じた欠陥の影響を受ける。一般に、欠陥が転位の運動を妨げるため、強度が増加し、延性が低下すると考えられている。

ジルカロイ-4材の案内シンブ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、制御棒案内シンプル用下部端栓及びカラーは案内シンプ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ンプルと同等であり、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ンプ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20μmとなり、反応厚さでみると、約13μmである。これは案内シンプル肉厚の3%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、制御棒案内シンプル用下部端栓及びカラーはジルカロイ-4材で構成されるが、いずれも案内シンプルと温度条件は同程度であるので腐食挙動は案内シンプ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

ジルコニウムと水と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ンプ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200ppm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⁽²⁵⁾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、制御棒案内シンプル用下部端栓及びカラー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⁽²³⁾

(単位：℃)

種類	溶融点測定結果
ジルカロイ-4	1,782

第 5-2 表 ジルカロイ-4 の相変態温度測定結果⁽²³⁾

(単位：℃)

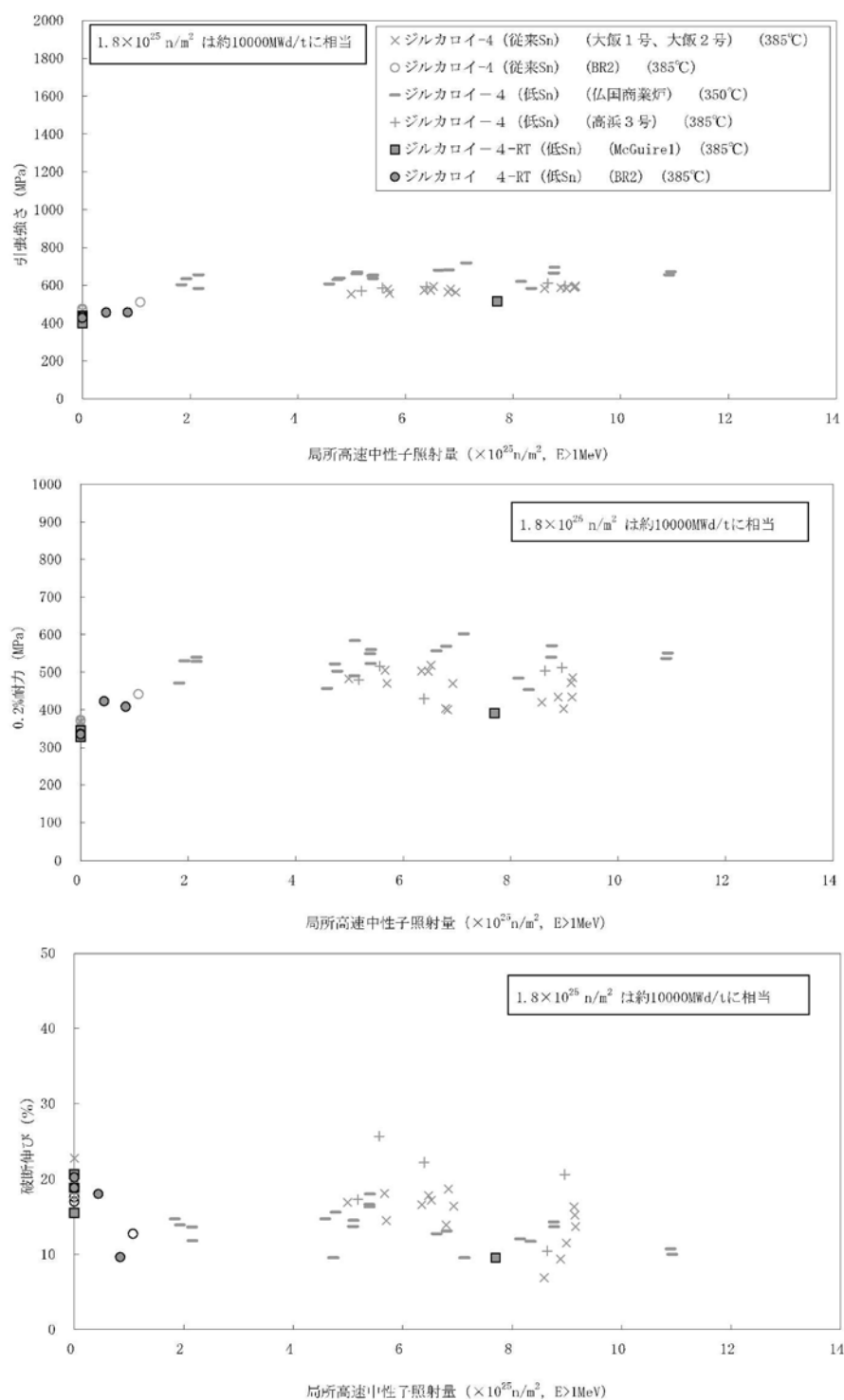
種類	$\alpha \rightarrow \alpha + \beta$	$\alpha + \beta \rightarrow \beta$
ジルカロイ-4	820	958

第 5-3 表 ジルカロイ-4 被覆管の硬さの測定結果⁽²³⁾

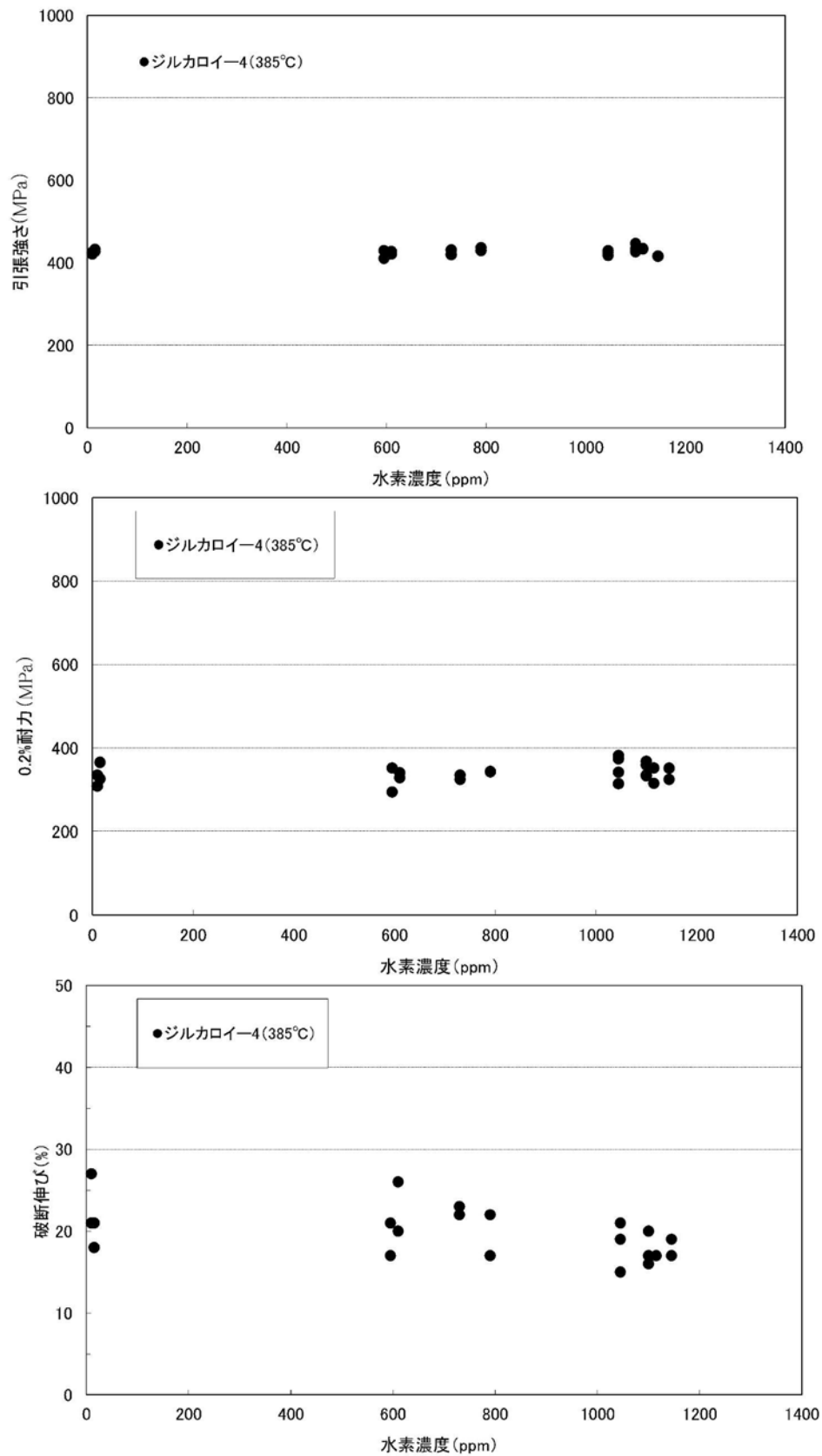
(単位：HV (ビッカース硬さ値))

種類	平均値 (HV0.2 ^(注1))
ジルカロイ-4	218

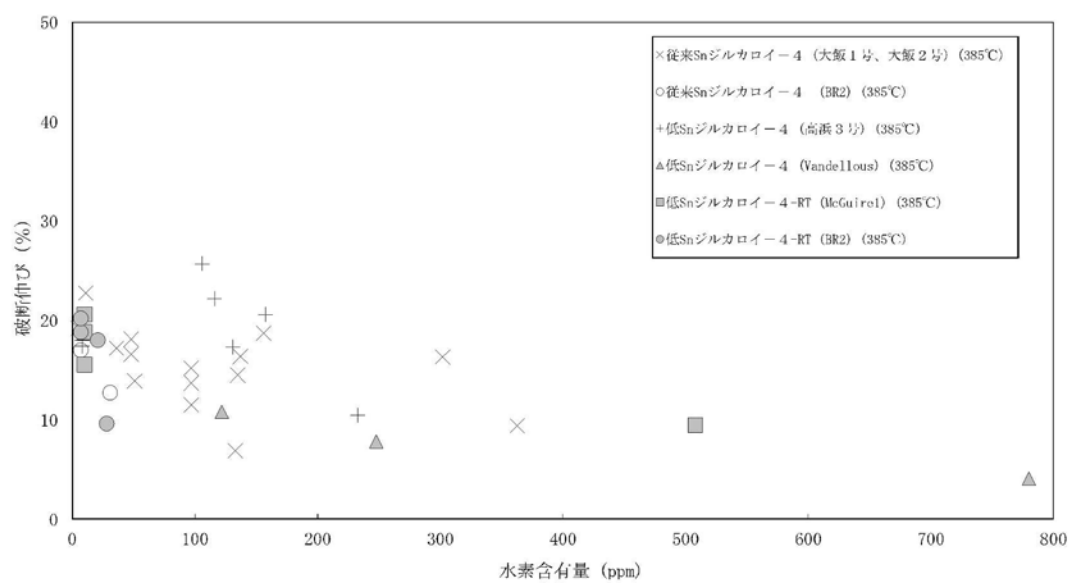
(注 1) HV0.2：ビッカース硬さ試験力 0.2kgf



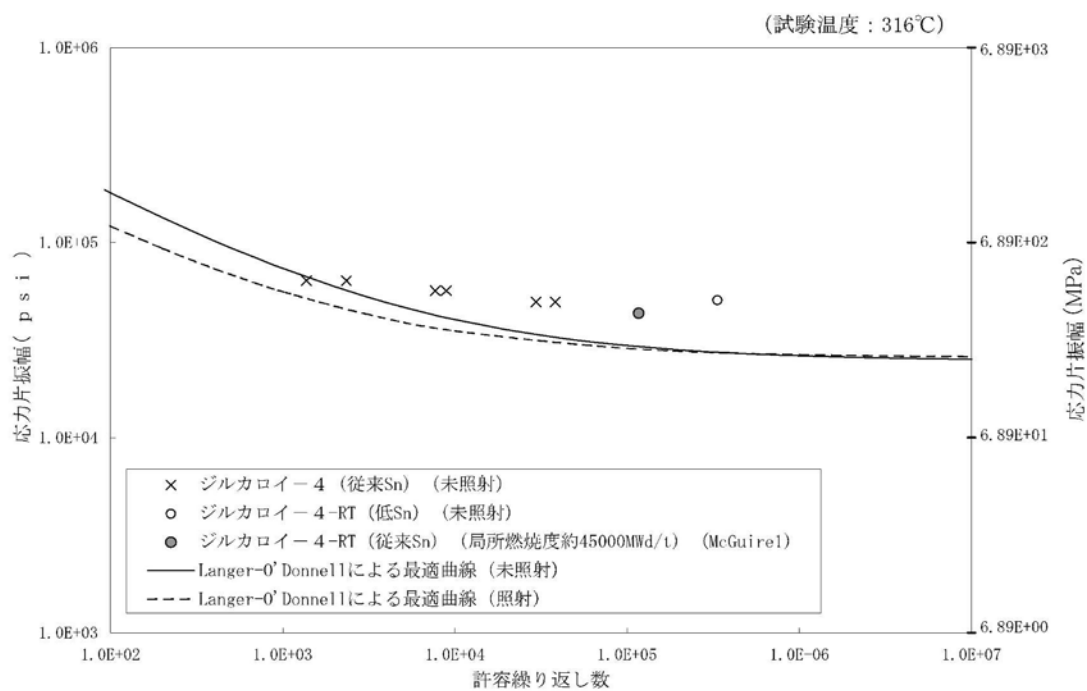
第5-1図 ジルカロイ-4被覆管の機械特性⁽²³⁾



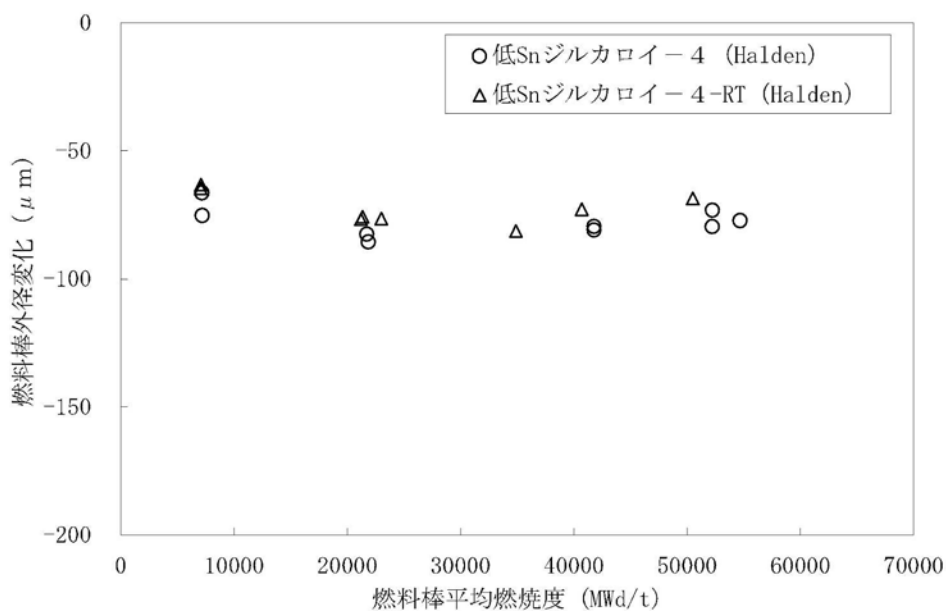
第5-2図 ジルカローイ-4 未照射被覆管の機械特性と水素濃度の関係



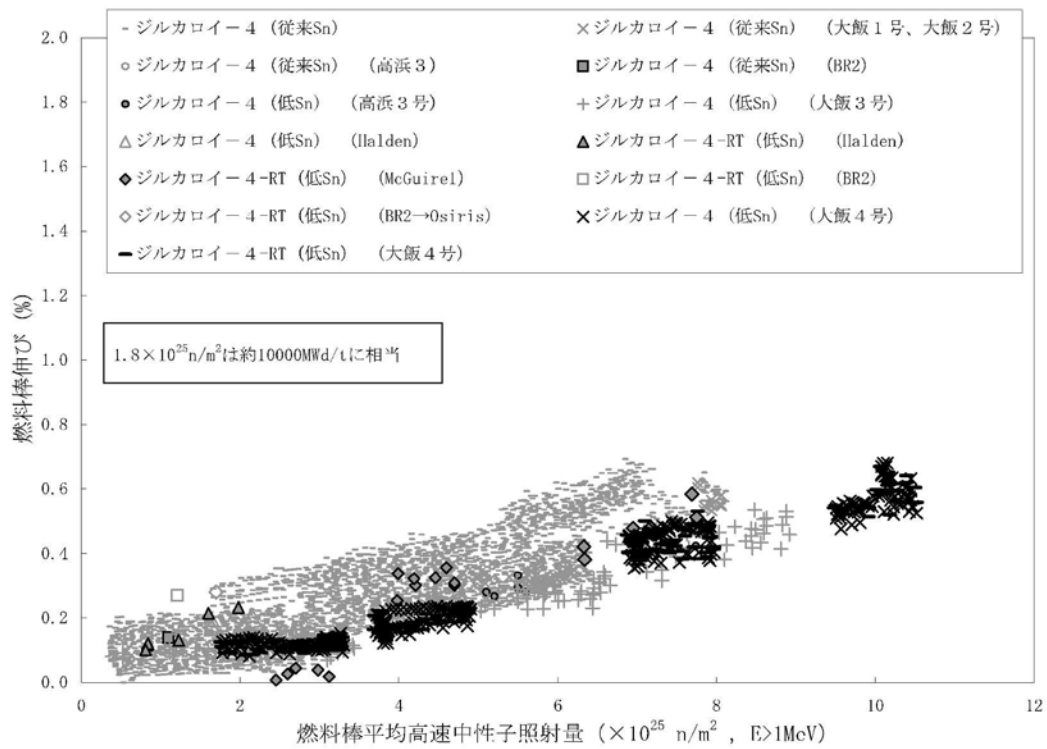
第5-3図 ジルカロイ-4 被覆管水素濃度と破断伸びの関係⁽²³⁾⁽⁹⁾



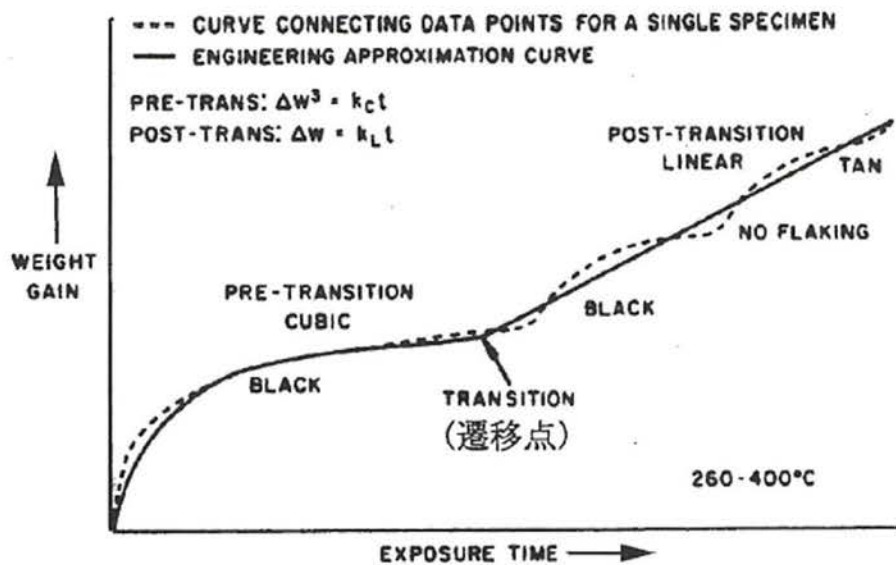
第5-4図 ジルカロイ-4被覆管の疲労強度⁽²³⁾



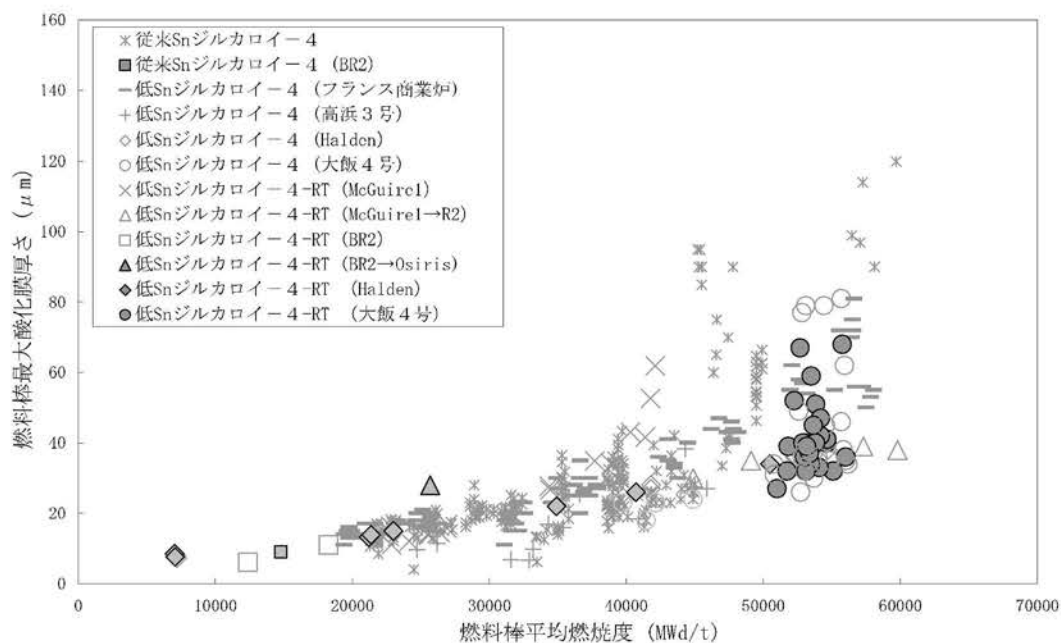
第5-5図 燃料棒外径変化 (実機照射セグメント燃料棒) ⁽²³⁾



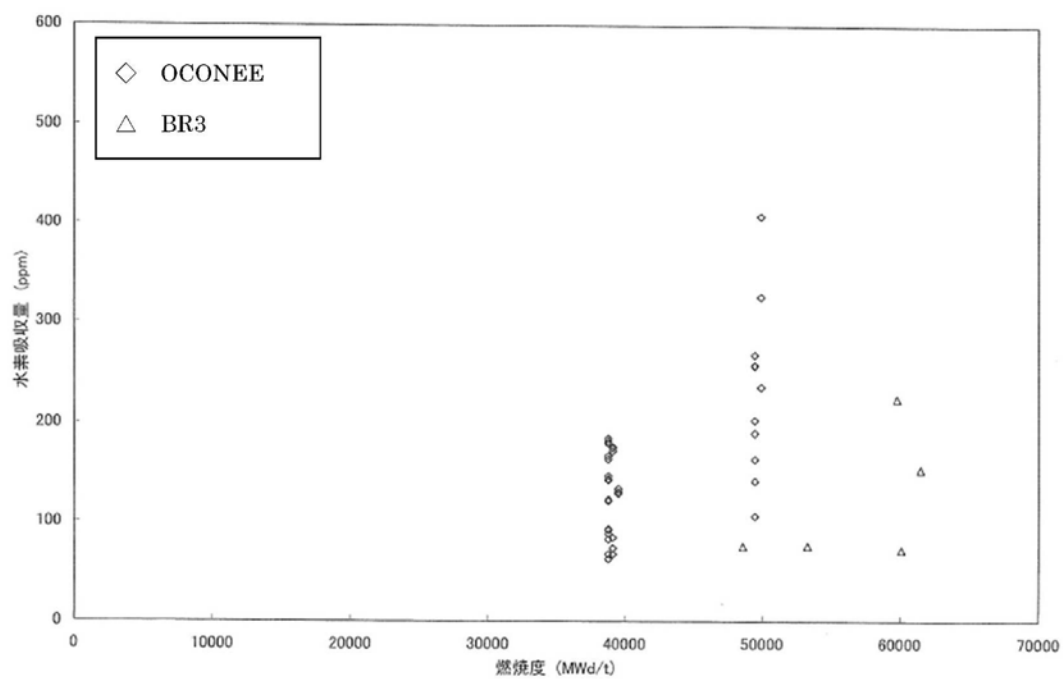
第5-6図 ジルカロイ-4被覆管の照射成長⁽²³⁾



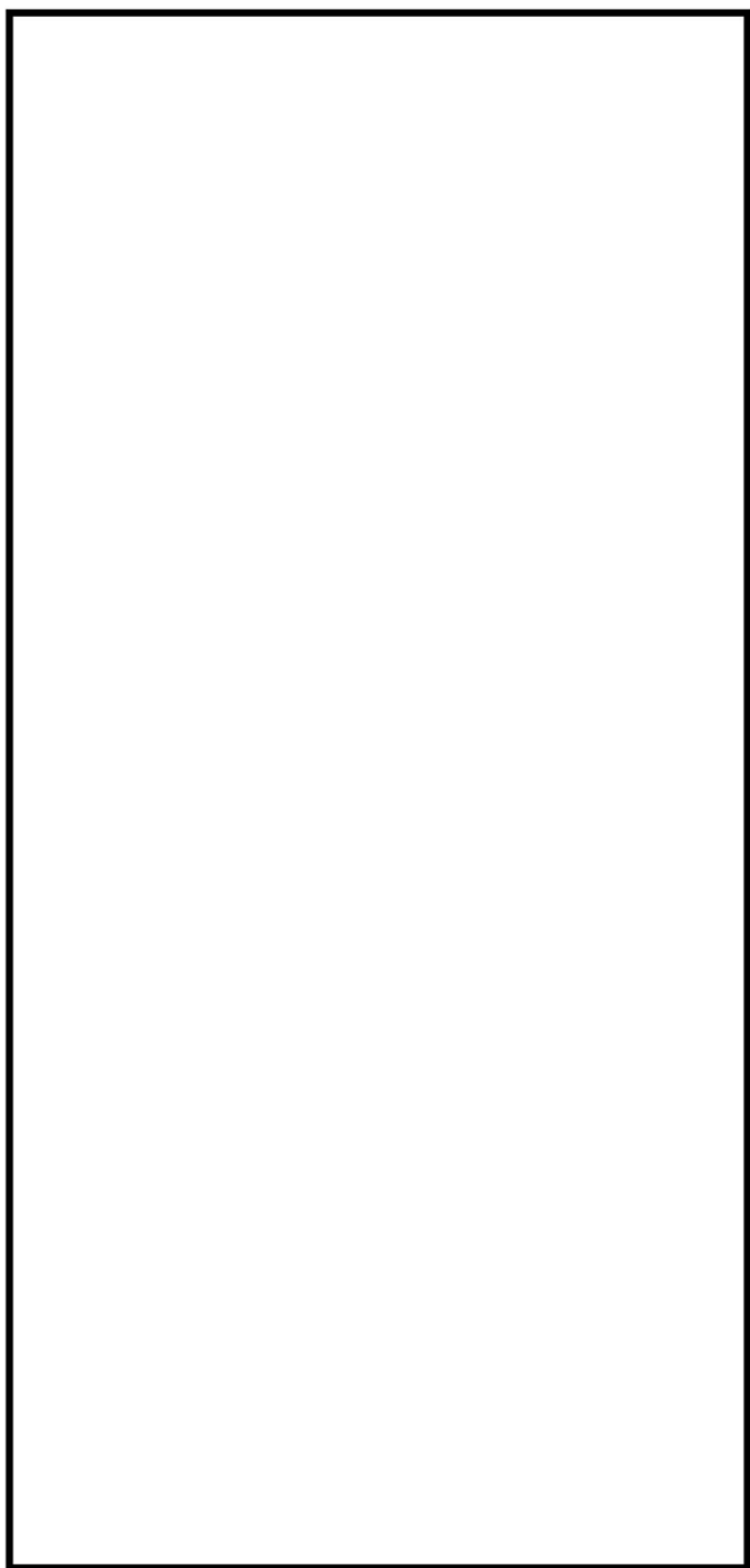
第 5-7 図 炉外腐食試験におけるジルカロイ-2 とジルカロイ-4 の典型的な腐食増量曲線⁽²⁶⁾



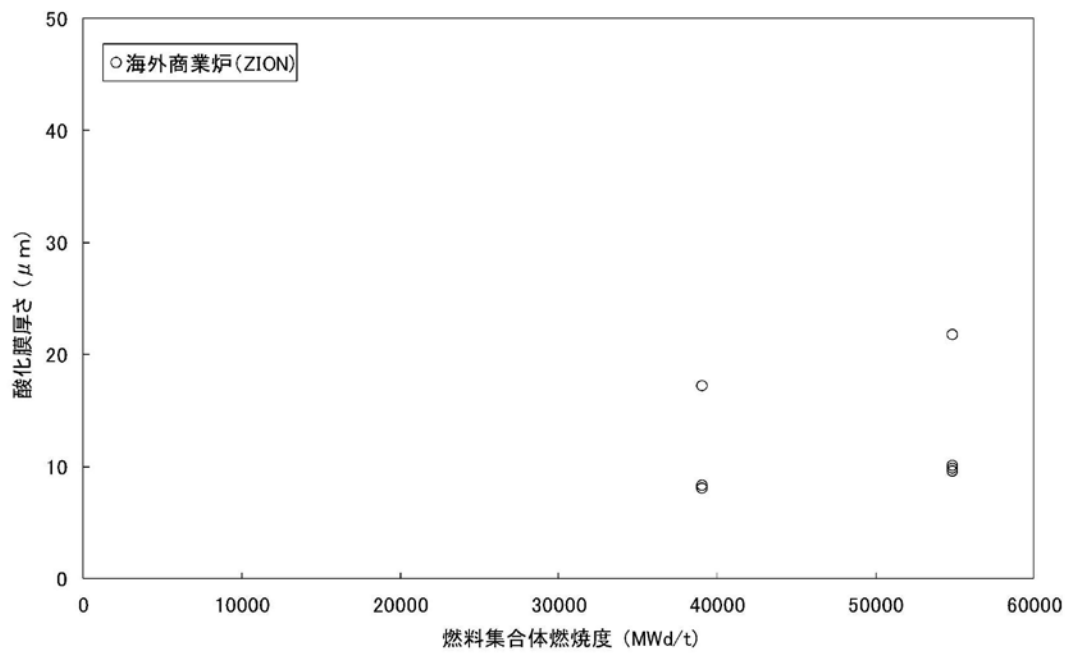
第 5-8 図 ジルカロイ-4 被覆管の原子炉内酸化膜厚さ⁽²³⁾



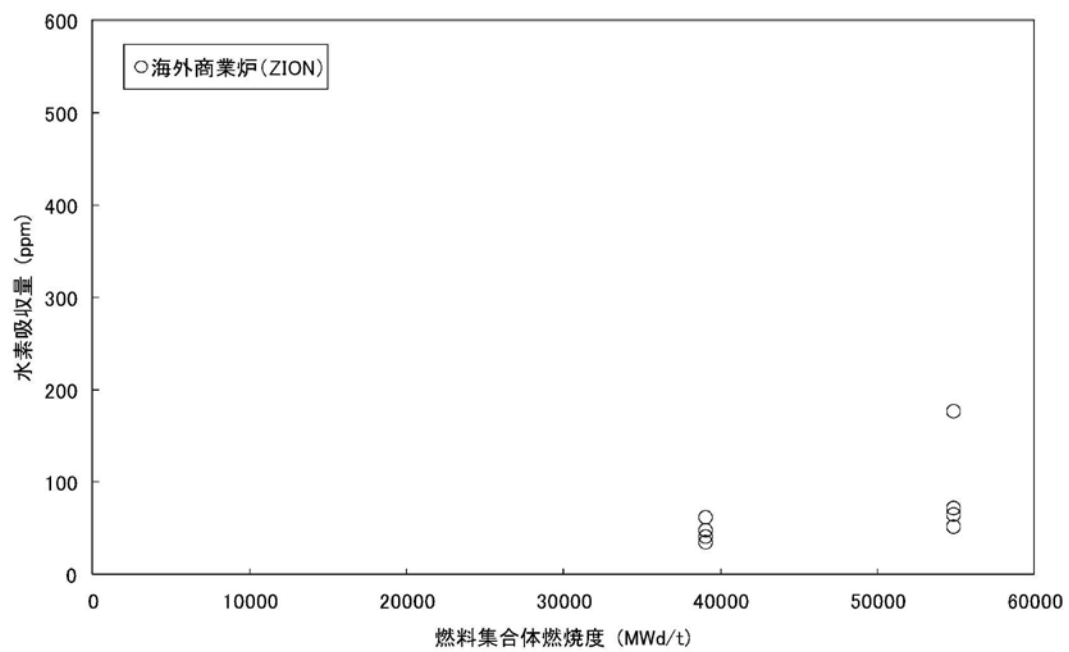
第 5-9 図 ジルカロイ-4 被覆管水素吸収量⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾



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⁽³⁰⁾



第 5-11 図 実機で照射された案内シンプルの腐食データ⁽³⁰⁾



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⁽³⁰⁾

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 1,260℃である⁽³¹⁾。718 合金は支持格子及び上部ノズル押さ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℃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。

 は、約 1,390℃以上の溶融点を有し、高温で安定な上に強度、耐食性に優れ、718 合金と同じく、ばね材及び高温構造材として優れた性質を有している。

 は、下部プレナムコイルばねとして使用されるが、この構成部品の原子炉内での最高温度は約 350℃である。この程度の温度では機械的強度の低下はわずかであることが第 6-1 図⁽³²⁾より分かる。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。

なお、718 合金及び は析出硬化型の合金であり、約 1,000℃以上の使用温度では析出相が再固溶し、強度が低下することが考えられるが、上述の通りプラントの使用条件の下ではその影響はない。

6.2 耐放射線性

718 合金は第 6-2 図⁽³³⁾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⁽³³⁾⁽³⁴⁾。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。

(注 1) 析出硬化型ニッケル基合金

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 合金及び 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($\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Nb}, \text{Ti})$)が析出、分散されることにより硬化される。

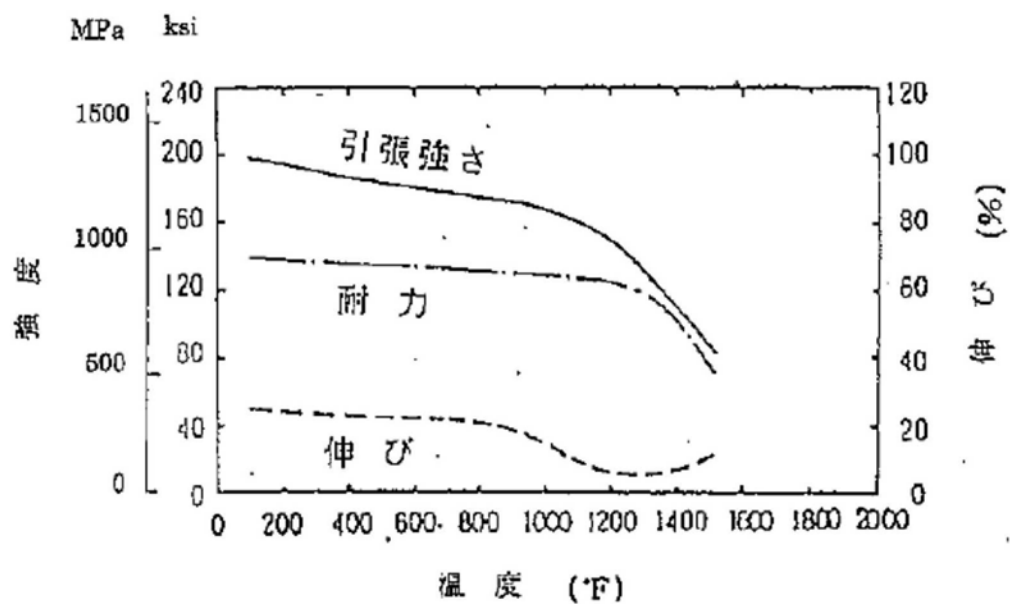
□の照射による機械的性質の変化を第 6-3 図に示す。耐力及び引張強さは照射量約 $8 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ ($E > 1 \text{MeV}$) までは増加し、その後減少するが高燃焼度域においても未照射材を下回ることではない。一方、伸びは照射量約 $8 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ までは大きく減少するが、その後は照射量約 $6 \times 10^{26} \text{n/m}^2$ までほとんど変化していない。高燃焼度域において 5% 程度の伸びがあり、□の延性は確保される。

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 □ の強度と延性を設計評価では考慮していない。

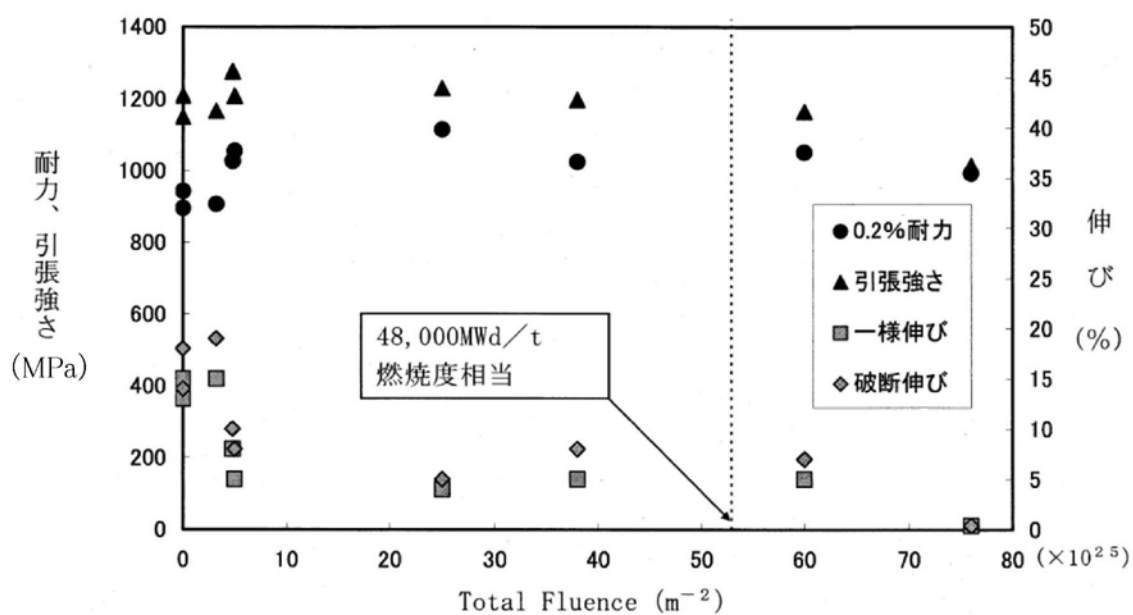
6.3 耐食性

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 6-4 図に示すように腐食増量は約 0.4mg/cm^2 で著しい変化がなくなる傾向にある⁽³⁵⁾。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。

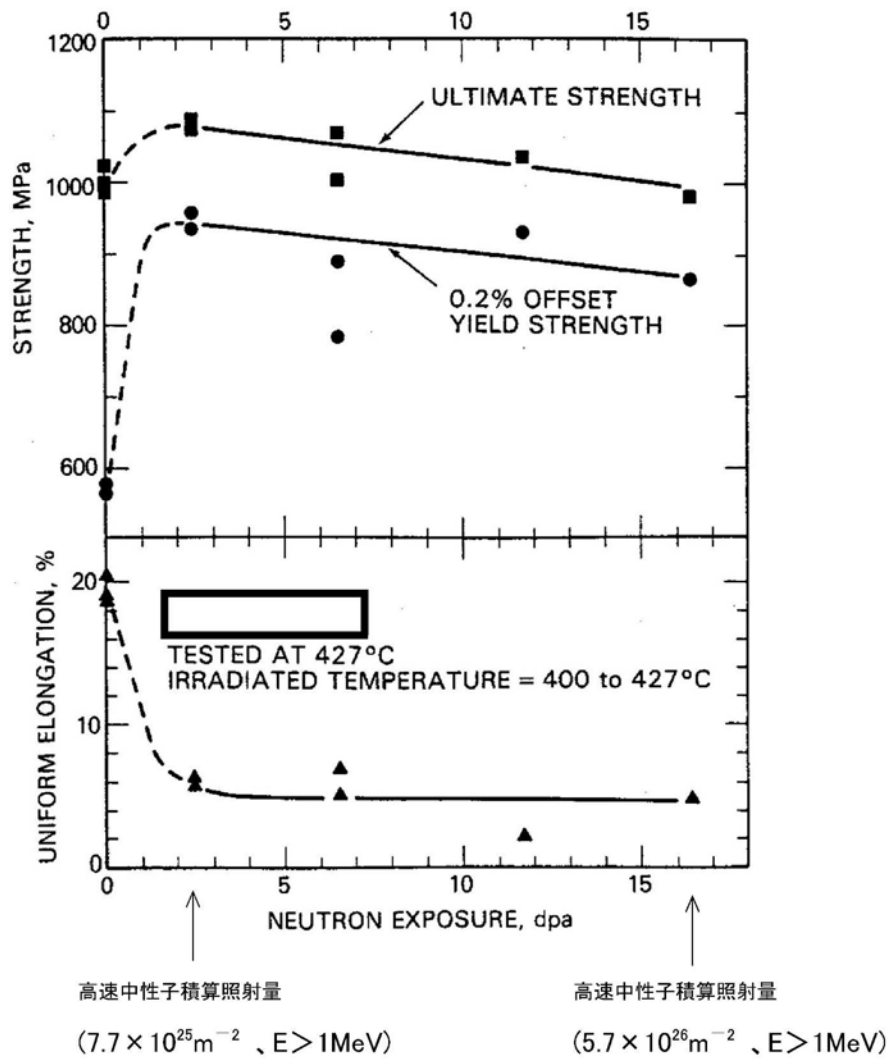
□の腐食抵抗力は一般に高く、耐食性は□と同じである⁽³⁶⁾。第 6-4 図に示すように質量増加は約 0.2mg/cm^2 で著しい変化がなくなる傾向にあり、使用条件下に対し十分な耐食性を有する。また、□は、下部プレナムコイルばねとして燃料棒の中に挿入されて使用されるが、ジルカロイ-4 との反応はそれぞれが多く合金元素から成っているため、もし反応を生じると様相は複雑である。合金元素間で反応が生じて、その状態がどのようになるかは、合金元素の状態図を用いて推測することが可能である。例えば、Zr-Ni、Zr-Fe のような合金元素間の共晶温度はともに約 800°C である。下部プレナムコイルばねの使用温度は約 350°C 以下であるので、ジルカロイ-4 と □ が反応することはない。したがって、腐食増量が少ないことから、□の腐食挙動を設計評価では考慮していない。



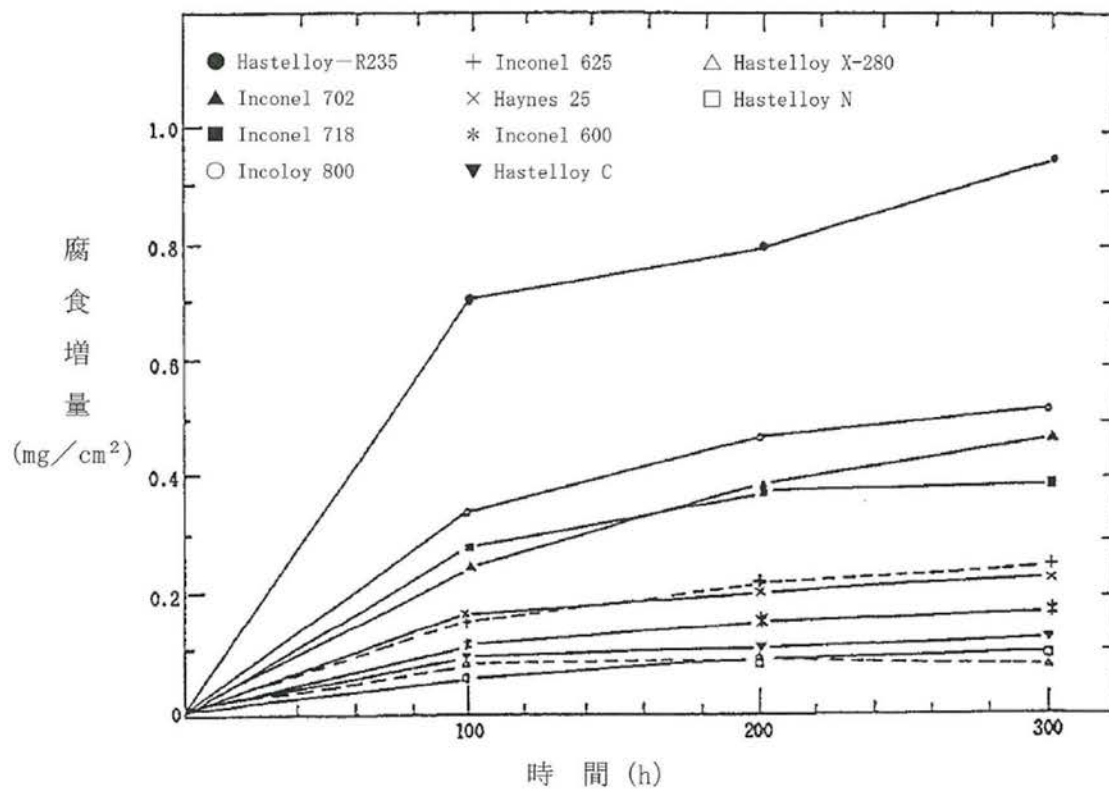
第 6-1 図 の温度による機械的性質の変化⁽³²⁾



第 6-2 図 718 合金の照射による引張性質の変化⁽³³⁾
(照射温度 400~430°C、試験温度 427°C)



第 6-3 図 の照射による引張性質の変化⁽³⁷⁾
(照射温度 400~427°C、試験温度 427°C)



第6-4図 ニッケル基合金の腐食増量 (815°C) (35)

7. ニッケル・クロム・鉄合金 ()

7.1 耐熱性

()の溶融点は約 1,350℃である⁽³⁸⁾。()はクランプスクリューに使用されるが、原子炉内での使用温度は最大約 350℃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。

7.2 耐放射線性

()の金属組織はステンレス鋼と同等であり、使用条件も同じであることから、照射による機械的性質への影響は次に述べるステンレス鋼と同等と考えられる。

したがって、強度計算においては、ステンレス鋼と同様に、機械的性質の照射による影響を考慮していない。

7.3 耐食性

()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 ()を 815℃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。前記第 6-4 図に示すように腐食増量は約 0.2mg/cm² で著しい変化がなくなる傾向にある⁽³⁵⁾。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、()の腐食挙動を設計評価では考慮していない。

8. オーステナイト系ステンレス鋼

上部ノズル、下部ノズルはステンレス鋼鋳鋼製であり、上部プレナムコイルばね、押さえ板、連結棒、スリーブ、リベット、上部リングナット、シンブルスクリュウ及びロッキングカップはオーステナイト系ステンレス鋼製である。ステンレス鋼鋳鋼の化学成分、機械的特性はオーステナイト系ステンレス鋼と同等であり、耐熱性、耐放射線性及び耐食性は同等と考えられる。このため、以下ではオーステナイト系ステンレス鋼について特性を述べる。

8.1 耐熱性

オーステナイト系ステンレス鋼（以下「ステンレス鋼」という。）の溶融点は約 1,400℃以上である⁽⁶⁾。ステンレス鋼の原子炉内での使用温度は最大約 350℃であり、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や材質変化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。

8.2 耐放射線性

ステンレス鋼が高速中性子の照射を受けると、第 8-1 図⁽³⁹⁾に示すように耐力が増加し、伸びが減少する傾向を示す。また、第 8-2 図⁽³⁹⁾に示すように引張強さについても増加する傾向を示す⁽⁶⁾。

また、ステンレス鋼は本申請の燃料集合体の使用範囲まで高速中性子照射を受けても十分な延性を有する⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾。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ステンレス鋼の強度及び延性を設計評価では考慮していない。

8.3 耐食性

ステンレス鋼は高温水中で極めて優れた耐食性を有する材料である。

その腐食量は、第 8-3 図⁽⁴¹⁾に示すように 300℃の高温水では表面処理にかかわらず初期の約 2,000 時間でその表面に強固で、かつ緻密な酸化被膜が形成され、それ以後の腐食が抑制される。

5 年間の使用時の腐食増量は第 8-4 図⁽⁴¹⁾より推定すると約 $0.4\text{mg}/\text{cm}^2$ であり^(注 1)、燃料集合体の各部に使用するステンレス鋼材の強度には影響を及ぼさないと考えられる。

また、PWR の 1 次冷却材は塩素イオン濃度を 0.05ppm 以下、溶存酸素濃度を 5ppb 以下と低く管理し、かつ pH の調整を行う等ステンレス鋼の腐食を抑制するように配慮しており、このような条件下では第 8-5 図に示すようにステンレス鋼で応力腐食割れはないと考えられる。したがって、ステンレス鋼で応力腐食割れを発生させないようにプラントの運転管理で考慮していることから、当該の挙動を設計評価では考慮していない。

(注 1) 第 8-4 図の縦軸は、その時間までの月当たりの平均腐食率を計算した結果を表しており、5 年間(43,800hr)での平均腐食率をみると、約 $0.6\text{mg}/\text{dm}^2 \cdot \text{month}$ であることから 5 年間の増量は、

$$\begin{aligned} 0.6\text{mg}/\text{dm}^2 \cdot \text{month} \times 5 \text{ 年} \times 12 \text{ 月} &= 36\text{mg}/\text{dm}^2 \\ &= 0.36\text{mg}/\text{cm}^2 \\ &= \text{約 } 0.4\text{mg}/\text{cm}^2 \end{aligned}$$

となる。このときの酸化膜厚さは約 $2.5\mu\text{m}$ となり、腐食により金属部の肉厚は減少するが、上記の酸化膜厚さを金属部の減肉量に換算すると約 $0.5\mu\text{m}$ に相当する。