

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討(II)

1991年1月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討（Ⅱ）

炉心・燃料技術検討グループ*

要 旨

本報告書は、「もんじゅ」以降の大型高速炉燃料設計仕様の選定に役立てるため、平成2年度に実施した検討の結果をまとめたものである。

検討した項目を以下に示す。

○炉心材料設計用物性値の検討

○太径燃料要素の挙動の検討

これらの検討結果は、実証炉の炉心・燃料設計仕様の選定に有効に反映されるものと期待する。

*炉心・燃料技術検討グループ

若林 利男 （大洗工学センター技術開発部プラント工学室）

鹿倉 栄 （大洗工学センター燃料材料開発部燃料材料技術開発室）

中江 延男 （東海事業所技術開発推進部炉心・燃料設計室）

永井 寛 （本社動力炉技術開発部技術開発室）

Study on Fuel Design Specifications for Large Scale LMFBR (II)

T. Wakabayashi*, S. Shikakura**, N. Nakae ***
and H. Nagai****

Abstract

This report summarizes the results of the study on fuel design specifications for a large scale LMFBR in the fiscal 1990.

Discussed items in the present study are as follows;

- (1) Physical properties of core materials for design study
- (2) Irradiation behavior of a large diameter fuel pin

*Plant Engineering Office, OEC, ** Fuel Analysis and Development Section, OEC, ***Nuclear Fuel Design Section, Tokai Works, ****Engineering Section, Head Office

目 次

第1章 まえがき	1
第2章 炉心材料設計用物性値の検討	2
2.1 改良オーステナイト鋼の設計用物性値	2
2.2 フェライト／マルテンサイト鋼の設計用物性値	8
第3章 太径燃料要素の挙動の検討	15
3.1 細径燃料ピン照射知見の適応性	15
3.2 太径燃料の照射試験	18
参考文献	20

第1章 ま え が き

「もんじゅ」以降の大型高速炉燃料設計仕様の選定に役立てるため、平成2年度に実施した検討の結果を、本資料にまとめた。

第2章では、改良オーステナイト鋼¹⁾(PNC1520鋼)及びフェライト/マルテンサイト鋼について、設計用物性値を検討した。

第3章では、太径燃料ピンの照射挙動に対して、今までの細径燃料ピンの照射試験の知見が適用できるかどうかについて検討した。また、今後の太径燃料ピンの照射試験計画についても検討した。

第2章 炉心材料設計用物性値の検討

2.1 改良オーステナイト鋼の設計用物性値

2.1.1 スエリング特性

(1) 評価式

$$\frac{\Delta V}{V} = R \left[\phi t + \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \frac{1 + \exp[\alpha(\tau - \phi t)]}{1 + \exp(\alpha \tau)} \right\} \right]$$

$$R = R_0 \exp \{A(T - T_P)^2\}$$

$$R_0 = 1.25 \sim 2.50$$

$$A = -4.34 \times 10^{-5}$$

$$T_P = 475 \pm 25$$

$$\alpha = 0.2 \sim 0.3$$

$$\tau = 27$$

$$\frac{\Delta V}{V} : \text{スエリング量 (Vol. \%)}$$

ϕt : 中性子照射量 (10^{22}n/cm^2 , $E > 0.1 \text{MeV}$)

T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)

T_P : ピークスエリング温度 ($^{\circ}\text{C}$)

R : 定常スエリング速度 ($\% \cdot (10^{22} \text{n/cm}^2)^{-1}$)

R_0 : ピークスエリング温度での定常スエリング速度 ($\% \cdot (10^{22} \text{n/cm}^2)^{-1}$)

A : スエリング量の温度依存性を表すパラメータ

α : 曲率

τ : 潜伏期間 (10^{22}n/cm^2)

ノミナル式は、上記評価式に以下の定数を代入するものとする。

$$R_0 : 1.25$$

$$T_P : 475$$

$$\alpha : 0.25$$

(2) 適用範囲

温度 : $400 \sim 850^{\circ}\text{C}$

照射量 : $0 \sim 3.0 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ ($E > 0.1 \text{MeV}$)

(3) データベース

材 料：改良オーステナイト鋼（58MS, 60AS）, 「もんじゅ」用改良SUS316鋼

試験方法：高速中性子環境下での無負荷照射試験片の寸法変化測定

照射条件：照射温度405～670°C, 照射量 $\sim 28.3 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$

(4) 設定根拠

オーステナイト系ステンレス鋼のスエリング挙動は、経験的なモデルに基づいた双一次方程式で表される。定常スエリング速度Rは文献値に基づき決定し、また曲率 α は改良SUS316鋼のデータを参考にして決定した。これを改良オーステナイト鋼のスエリングデータにフィッティングすることにより、潜伏期間 τ を求めた。

2.1.2 照射クリープ特性

(1) 評価式

$$\varepsilon = B \cdot \phi t' \cdot \sigma^{1.3} + D \cdot S \cdot \sigma$$

$$400^\circ\text{C} \leq T \leq 500^\circ\text{C}$$

$$B = 9.4425 \times 10^{-2} - 3.564 \times 10^{-4} T + 3.351 \times 10^{-7} T^2$$

$$500^\circ\text{C} \leq T \leq 850^\circ\text{C}$$

$$B = 0$$

$$\phi t' = \phi t + 1 \ln \left\{ \frac{1 + \exp(\Omega - \phi t)}{1 + \exp(\Omega)} \right\}$$

$$\Omega = 0.185 \tau$$

$$\tau = 27$$

$$D = 1.32 \times 10^{-2}$$

ここで

$$\sigma = (\sqrt{3}/2) \sigma_H$$

$$\varepsilon = (2/\sqrt{3}) \varepsilon_H$$

ε : 照射クリープ相当ひずみ (%)

ε_H : 照射クリープ周方向ひずみ (%)

σ : 相当応力 (kgf/mm²)

σ_H : 周方向応力 (kgf/mm²)

S : スエリング量 ($\Delta V/V$ %)

D : 材料定数 (% \cdot (kgf/mm²)⁻¹)

ϕt : 中性子照射量 (10^{22} n/cm^2 , $E > 0.1 \text{ MeV}$)

T : 温度 (°C)

- B : 照射クリープ係数 ($\% \cdot (10^{22} \text{n/cm}^2)^{-1} \cdot (\text{kgf/mm}^2)^{-1.3}$)
 $\phi t'$: 有効中性子照射量 ($10^{22} \text{n/cm}^2, E > 0.1 \text{MeV}$)
 Ω : 照射クリープの潜伏期間 (10^{22}n/cm^2)
 τ : スエリングの潜伏期間 (10^{22}n/cm^2)

(2) 適用範囲

- 温度: 400~850°C
 応力: 0~15kgf/mm²
 照射量: 0~3.0×10²³n/cm² (E > 0.1MeV)

(3) データベース

- 材料: 改良オーステナイト鋼 (60AK, 60AS, 62AK, 62AS) 改良SUS316鋼
 試験方法: 高速中性子環境下での炉内クリープ歪試験及び大気中クリープ歪試験
 照射条件: 照射温度405~670°C, 照射量~28.3×10²²n/cm²
 ただし応力範囲 7.1~10.2kgf/mm²

(4) 設定根拠

照射クリープ歪の値は、炉内歪からスエリング歪と熱クリープ歪を差引くことにより求めた。

評価式の導出においては、第1項($B \cdot \phi t' \cdot \sigma^{1.3}$)中のBは、改良オーステナイト鋼のデータに基づき決定した。また、第2項($D \cdot S \cdot \sigma$)中のDは、スエリングが生じている改良SUS316鋼のデータを用いて決定した。

2.1.3 Na腐食速度

(1) 評価式

液体ナトリウムに接液する部材にあつては、評価計算式により定める腐食代 C_{Na} をとるものとする。

$$C_{Na}(\mu\text{m}) = [CR_1 + CR_2 \times ti] \cdot O_{xi}$$

- CR₁ : 接液面温度Ti, 酸素濃度O_{xi}における初期腐食量 (μm)
 CR₂ : 接液面温度Ti, 酸素濃度O_{xi}に対して定める定常腐食速度 (μm/h)
 ti : 接液面温度Ti, 酸素濃度O_{xi}における使用時間 (h)
 O_{xi} : 酸素濃度 (ppm)

CR₁及びCR₂は次の計算式により定めるものとする。

$$\log_{10} CR_1 = 7.6036 - 6.6021 \times 10^3 / (Ti + 273)$$

$$CR_2 = 1.5175 \times 10^8 \cdot \exp[-2.4275 \times 10^4 / (Ti + 273)]$$

- Ti : 接液面温度 (°C)

(2) 適用範囲

接液面温度：400～700℃

酸素濃度：5 ppm 以下

(3) データベース

材 料：改良オーステナイト鋼 (60AK, 60AS)

試験方法：ナトリウム中腐食挙動試験

試験条件：温 度 550, 600, 650℃

流 速 1.5m/sec

酸素濃度 約 1 ppm

時 間 3000～7500h

(4) 設定根拠

Na腐食は初期腐食と定常腐食に区別できることがこれまでの実験結果から明らかになっている。本評価式は、下流効果と流速効果を保守的に評価して得られた腐食量から初期腐食量と定常腐食速度を温度に対してアレニウスプロットすることにより定めたものである。

2.1.4 FCCI腐食速度

(1) 評価式

燃料ペレットに接面する被覆材では、その内面に次の計算式により定めるくされ代 C_{FP} (μm) をとるものとする。

1) $0 < B \leq B_0$

$$C_{FP} = 35$$

2) $B_0 < B \leq B_1$

$$C_{FP} = K_1 (B - B_0) - (K_1 / K_2) [1 - \exp \{-K_2 (B - B_0)\}] + 35$$

3) $B_1 < B$

$$C_{FP} = K_1 (B_1 - B_0) - (K_1 / K_2) [1 - \exp \{-K_2 (B_1 - B_0)\}] + 35$$

B : 局所燃焼度 (MWd/t)

B_0 : 9000 (MWd/t)

B_1 : 57500 (MWd/t)

T : 被覆管内面温度 (K)

K_1 : 1.363×10^{-3}

K_2 : $7.676 \times 10^8 \exp(-E/RT)$

E : 47000 (cal/mol)

R : 1.987

(2) 適用範囲

温度：480°C～700°C

燃焼度：～160,000Mwd/t

(3) データベース

材料：改良オーステナイト鋼（60AS, 60AK, 62AS, 62AK）

改良SUS316鋼, 国産SUS316鋼

照射炉：「常陽」, DFR, Rapsodie, Phenix

炉外模擬腐食試験

(4) 設定根拠

改良オーステナイト鋼と改良SUS316鋼について、炉外における模擬PPを用いた腐食試験を行い、両鋼は同等の耐食性を有している事を確認した。

従って、改良オーステナイト鋼に関する本評価式は140,000Mwd/tまで照射されたSUS316鋼の腐食データに基づき作成した。なお、HEDLがEBR-IIで実施した160,000Mwd/tまでの照射試験結果²⁾も考慮し、本評価式は、160,000Mwd/tまで適用できるものとした。

2.1.5 改良オーステナイト鋼の熱クリープ特性

(1) 評価式

$$\varepsilon_c = \varepsilon_o + \varepsilon_T \{1 - \exp(-\gamma t)\} + \dot{\varepsilon}_s t$$

$$0.01 \leq \sigma \leq 18.4$$

$$\varepsilon_o = a_o \cdot \sigma / E$$

$$\varepsilon_T = a_T \cdot \varepsilon_{T0}$$

$$\dot{\varepsilon}_s = a_s \cdot \dot{\varepsilon}_{s0} \cdot (t_R)^k$$

$$\gamma = \gamma_o \cdot (t_R)^{-1}$$

$$\log_{10} t_R = A_0 + A_1 \log_{10} \sigma_H + A_2 (\log_{10} \sigma_H)^2 + A_3 (\log_{10} \sigma_H)^3$$

ただし、 $\sigma_H < 12.5$ の場合

$$\log_{10} t_R = B_0 + B_1 \log_{10} \sigma_H$$

ここで、 $\sigma = (\sqrt{3}/2) \sigma_H$

$$\varepsilon_c = (2/\sqrt{3}) \varepsilon_H$$

$$0 \leq \sigma \leq 0.01$$

$$\varepsilon_o = \varepsilon_T = \dot{\varepsilon}_s = \gamma = 0$$

ε_o : 相当クリープひずみ (mm/mm)

ε_H : 周方向クリープひずみ (mm/mm)

ε_0 : 初期ひずみ (mm/mm)
 ε_T : 1次クリープひずみ (mm/mm)
 ε_s : 定常クリープひずみ速度 (mm/mm/h)
 α_0 : 初期ひずみのばらつき 0.649~1.221
 α_T : 1次クリープひずみのばらつき 0.151~3.267
 α_s : 定常クリープひずみ速度のばらつき 0.368~3.347
平均値は, $\alpha_0 = \alpha_T = \alpha_s = 1$
 σ : 相当応力 (kgf/mm²)
 σ_H : 周方向応力 (kgf/mm²)
 E : 縦弾性係数 (kgf/mm²)
 t : 時間 (h)
 T : 温度 (°C)
 t_R : 破断時間 (h)
 ε_{T0} : 0.001411
 $\dot{\varepsilon}_{s0}$: 4.505×10^{-5}
 k : -0.3261
 γ_0 : 0.5427
 A_0 : $(55867/(T+273.15)) - 20.63$
 A_1 : $-71174/(T+273.15)$
 A_2 : $56403/(T+273.15)$
 A_3 : $-15894/(T+273.15)$
 B_0 : $(28902/(T+273.15)) - 20.63$
 B_1 : $-3846/(T+273.15)$

(2) 適用範囲

$$425 \leq T \leq 850$$

$$0 \leq \sigma \leq 18.4$$

$$t < 0.5t_R$$

(3) データベース

材 料 : 改良オーステナイト鋼 (62AK, 62AS)

試験方法 : 単軸クリープ試験及び内圧クリープ試験

試験条件 : 温度 600~750°C

応 力 6.1~18.4kgf/mm²

時 間 ~2000h

(4) 設定根拠

「もんじゅ」で策定された材料強度基準に準じたGarofaloの式の形式でクリープひずみを表現し、1次クリープひずみと定常クリープひずみ速度をクリープ破断時間の関数で表した。

2.2 フェライト/マルテンサイト鋼の設計用物性値

2.2.1 設計降伏点 S_y , 設計引張強さ S_u

(1) 評価式

$$S_y = 77.438 - 6.3010 \times 10^{-2} \cdot T + 1.6123 \times 10^{-4} \cdot T^2 - 2.8309 \times 10^{-7} \cdot T^3$$

S_y : 設計降伏点 (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

$$S_u = 94.124 - 1.0588 \times 10^{-1} \cdot T + 2.3416 \times 10^{-4} \cdot T^2 - 3.2277 \times 10^{-7} \cdot T^3$$

S_u : 設計引張強さ (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

なおノミナル式は,

$$\sigma_y = 87.295 - 3.3921 \times 10^{-2} \cdot T + 7.0912 \times 10^{-5} \cdot T^2 - 2.1140 \times 10^{-7} \cdot T^3$$

$$\sigma_u = 101.91 - 8.2916 \times 10^{-2} \cdot T + 1.6286 \times 10^{-4} \cdot T^2 - 2.6617 \times 10^{-7} \cdot T^3$$

σ_y : ノミナル降伏点 (kgf/mm²)

σ_u : ノミナル引張強さ (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

温度 : 室温 ~ 700°C

(3) データベース

材料 : ラップ管用フェライト/マルテンサイト鋼PNC-FMS(63WFS, 63WPK, 1WFS)

試験方法 : JISの標準引張試験方法

試験温度 : 室温, 400, 500, 600, 650, 700°C

(4) 設定根拠

PNC-FMSの0.2%耐力, 引張強さの99.9%下限値の近似式を評価式として適用した。

2.2.2 短時間強度補正係数

短時間強度に及ぼす環境効果として, 材料強度基準 S_y , S_u に次表に定める強度補正係数を乗じた値を用いるものとする。

(1) 適用範囲

温度 : 室温 ~ 700°C

(2) データベース

材 料：被覆管用フェライト／マルテンサイト鋼PNC-FMS (60FS, 61FSF)

試験方法：高速中性子による材料照射後の引張試験及びナトリウム浸漬後の引張試験

照射及びナトリウム浸漬条件：温度600℃～740℃

中性子照射量 $\sim 3.9 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$

温 度 ℃	時 間 (h)							
	1000		10000		18000		30000	
	γ Sy	γ Su	γ Sy	γ Su	γ Sy	γ Su	γ Sy	γ Su
475	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
500	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
525	1.00	1.00	1.00	1.00	0.99	1.00	0.96	1.00
550	1.00	1.00	0.93	1.00	0.90	1.00	0.88	0.98
575	0.97	1.00	0.85	0.95	0.82	0.91	0.79	0.88
600	0.89	0.99	0.76	0.85	0.73	0.81	0.70	0.77
625	0.82	0.91	0.69	0.76	0.66	0.73	0.63	0.69
650	0.72	0.80	0.59	0.64	0.56	0.60	0.53	0.57
675	0.64	0.70	0.50	0.54				
700	0.56	0.60						

(3) 設定根拠

被覆管用PNC-FMSの照射及びNa浸漬後の0.2 %耐力，引張強さを求め，被覆管用 PNC-FMSの設計基準 S_y ， S_u で割った値を温度と時間のパラメータであるLMPで整理することにより，この99.9%信頼下限を短時間強度補正係数とした。

2.2.3 縦弾性係数

(1) 評価式

$$E = 2.213 \times 10^5 - 78.875 \cdot T \quad (0 < T < 400)$$

$$E = 2.2216 \times 10^5 - 111.46 \cdot T + 0.17899 \cdot T^2 - 2.5333 \times 10^{-4} \cdot T^3 \quad (400 \leq T \leq 700)$$

E：縦弾性係数 (MPa)

T：温 度 (°C)

(2) 適用範囲

温 度：室温 $\sim 700^\circ\text{C}$

(3) データベース

材 料 : HT9 鋼

(4) 出 典

未公開資料

F. R. Shober, THE PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF ALLOY HR-9, July 1984

2.2.4 ポアソン比

(1) 評価式

$$\nu = 0.29 + 6 \times 10^{-5} \cdot T$$

ν : ポアソン比

T : 温 度 (°C)

(2) 適用範囲

温 度 : 室温 ~700°C

(3) データベース

材 料 : HT9

(4) 出 典

未公開資料

F. R. Shober, THE PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF ALLOY HT-9, July 1984

2.2.5 スエリング特性

(1) 評価式

$$\frac{\Delta V}{V} = R \cdot \phi t$$

$$R = 3 \cdot \exp(-4.260 - 1.825\beta - 2.176\beta^2 + 0.579\beta^3 - 0.027\beta^4)$$

$$\beta = \frac{T - 437}{100}$$

$\frac{\Delta V}{V}$: スエリング量 (Vol. %)

R : 定常スエリング速度 (% $\cdot (10^{22}\text{n/cm}^2)^{-1}$)

ϕt : 中性子照射量 (10^{22}n/cm^2 , $E > 0.1\text{MeV}$)

β : スエリング量の温度依存性を表すパラメータ

T : 温 度 (°C)

(2) 適用範囲

温 度 : 350~800°C

照射量：0～5.0×10²³ (n/cm², E>0.1MeV)

(3) データベース

- i) Bagley, K.Q. "European Development of Ferritic-martensitic Steels for Fast Reactor Wrapper Applications" Nucl. Energy, 27[5], 295 (1988)
- ii) Garner, F.A. "Fusion Reactor Material" DOE/ER-0313/7, 114 (1989)
- iii) Garner, F.A. "Fusion Reactor Material" DOE/ER-0313/5, 179 (1988)
- iv) 未公開資料 F.R. Shober, The physical and mechanical properties of alloy HT-9, (1984)28
- v) 昭和60年度 文部省科学研究補助金 研究成果報告書「核融合炉材料としてのフェライト系ステンレス鋼の適性」(1986)

(4) 設定根拠

フェライト鋼のスエリング量はSUS316鋼などのオーステナイト鋼に比べ格段に小さく、かつ潜伏期間は実質的にゼロと見なせる。

本評価式は、各国のフェライト/マルテンサイト鋼における中性子照射データを包絡するように設定したものである。なお PNC-FMS は1.66×10²³n/cm²(E>0.1MeV) においてスエリングしておらず、またHT-9では3×10²³n/cm²(E>0.1MeV) でも1%以下のスエリング量になっていることから、本評価式は保守側の評価である。

2.2.6 照射クリープ特性

(1) 評価式

$$\varepsilon = 100 \cdot (B \cdot \phi t \cdot \sigma^{1.3})$$

$$B = (-56.36 + 18.46 \times 10^{-2} \cdot T) \times 10^{-28}$$

ε : 照射クリープひずみ (%)

σ : 応力 (kgf/mm²)

ϕt : 中性子照射量 (n/cm², E>0.1MeV)

T : 温度 (°C)

B : 照射クリープ係数 ((kgf/mm²)^{-1.3}) · (n/cm²)⁻¹)

(2) 適用範囲

温度：400～600°C

照射量：0～5.0×10²³ (n/cm², E>0.1MeV)

(3) データベース

- i) D. S. Gelles, J. Nucl. Mater. 149 (1987) 192
- ii) D. S. Gelles and R. J. Puigh in Effects of Radiation on Materials, ASTM-STP 870, Eds. F. A. Garner and J. S. Perrin (ASTM, Philadelphia, PA. 1985) p.19.

(4) 設定根拠

本評価式は EBR-II で照射された HT-9 のデータに基づき作成した。照射クリープ歪は 550 °C 以下で生じ、これ以上の温度では熱クリープ歪が支配的となる。さらに PNC-FMS のデータは上記評価式に対し十分小さいことを確認している。

(5) 参 考

熱クリープ評価式は、以下のように表される。

$$\varepsilon_T = 3.49 \times 10^8 \exp(-4.182 \times 10^4 / T) \sigma^2 \cdot t \\ + 3.94 \times 10^8 \exp(-5.435 \times 10^4 / T) \sigma^5 \cdot t$$

ε_T : 熱クリープひずみ (%)

T : 温度 (K)

σ : 相当応力 (MPa)

t : 時間 (秒)

照射クリープ特性補足説明

照射クリープ係数 B はデータベースより、温度の関数として以下の式で表せる。

$$B = (-2.9 + 9.5 \times 10^{-3} \cdot T) \times 10^{-28} ((\text{MPa})^{-1.3} \cdot (\text{n/cm}^2)^{-1})$$

ここで 1 MPa = 1/9.8 (kgf/mm²) であり、上式に代入すると、

$$B = (-2.9 + 9.5 \times 10^{-3} \cdot T) \times 10^{-28} ((1/9.8 (\text{kgf/mm}^2))^{-1.3} \cdot (\text{n/cm}^2)^{-1}) \\ = (-2.9 + 9.5 \times 10^{-3} \cdot T) \times 10^{-28} ((1/9.8)^{-1.3} \cdot (\text{kgf/mm}^2)^{-1.3} \cdot (\text{n/cm}^2)^{-1}) \\ = (1/9.8)^{-1.3} (-2.9 + 9.5 \times 10^{-3} \cdot T) \times 10^{-28} ((\text{kgf/mm}^2))^{-1.3} \cdot (\text{n/cm}^2)^{-1} \\ = (-56.36 + 18.46 \times 10^{-2} \cdot T) \times 10^{-28} ((\text{kgf/mm}^2))^{-1.3} \cdot (\text{n/cm}^2)^{-1}$$

となる。

よって照射クリープ特性の評価式は、

$$\varepsilon = 100 \cdot (B \cdot \phi t \cdot \sigma^{1.3})$$

$$B = (-56.36 + 18.46 \times 10^{-2} \cdot T) \times 10^{-28}$$

である。

2.2.7 Na腐食速度

フェライト/マルテンサイト鋼 PNC-FMS の Na 腐食速度は、現在試験データを取得中であるが、これまで得られたデータから判断すると、改良オーステナイト鋼よりも小さな腐食速度である。これは、PNC-FMS は改良オーステナイト鋼や改良 SUS316 鋼に比べ、ナトリウム中に溶出しやすい Ni をほとんど含んでいないためと考えられる。

従って PNC-FMS の Na 腐食速度は、改良オーステナイト鋼の評価式を用いることにより十分保守側の評価となる。

2.2.8 密度

(1) 評価式

$$\rho = 7.865 \{ 1 - 3 (10.512 + 5.294 \times 10^{-3} \cdot T - 2.810 \times 10^{-6} \cdot T^2) (T - 20) \cdot 10^{-6} \}$$

ρ : 密度 (g/cm³)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

温度 : 室温 ~700 (°C)

(3) データベース

材料 : 被覆管用フェライト/マルテンサイト鋼 PNC-FMS (61FSF)

(4) 設定根拠

室温における密度を測定し, 平均熱膨張率から高温 T (°C) における密度を算出した。

2.2.9 比熱

(1) 評価式

$$C = 0.1073 + 5.358 \times 10^{-6} \cdot T + 7.721 \times 10^{-7} \cdot T^2 - 2.300 \times 10^{-9} \cdot T^3 \\ + 2.175 \times 10^{-12} \cdot T^4$$

C : 比熱 (cal/g·°C)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

温度 : 室温 ~700 (°C)

(3) データベース

材料 : 被覆管用フェライト/マルテンサイト鋼 PNC-FMS (61FSF)

測定方法 : 断熱型連続法

(4) 設定根拠

得られたデータ点を温度の 4 次式でフィティングした式を評価式とした。

2.2.10 熱伝導度

(1) 評価式

$$K = 25.475 - 2.038 \times 10^{-2} \cdot T + 1.665 \times 10^{-4} \cdot T^2 - 3.040 \times 10^{-7} \cdot T^3 \\ + 1.727 \times 10^{-10} \cdot T^4$$

K : 熱伝導度 (W/m·°C)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

温度 : 室温 ~700 °C

(3) データベース

材 料：被覆管用フェライト／マルテンサイト鋼 PNC-FMS (61FSF)

測定方法：レーザーフラッシュ法

(4) 設定根拠

得られたデータ点を温度の4次式でフィッティングした式を評価式とした。

2.2.11 熱膨張率

(1) 評価式

i) 平均熱膨張係数

$$\alpha_m = 10.512 + 5.294 \times 10^{-3} \cdot T - 2.810 \times 10^{-6} \cdot T^2$$

ii) 瞬間熱膨張係数

$$\alpha_o = 10.406 + 10.70 \times 10^{-3} \cdot T - 8.43 \times 10^{-6} \cdot T^2$$

α_m : 平均熱膨張係数 ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)

α_o : 瞬間熱膨張係数 ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)

T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)

(2) 適用範囲

温度：室温 ～700 $^{\circ}\text{C}$

(3) データベース

材 料：被覆管用フェライト／マルテンサイト鋼 PNC-FMS (61FSF)

測定方法：押し棒式測定法

(4) 設定根拠

平均熱膨張係数の評価式は、得られたデータ点を温度の2次式でフィッティングすることにより求めた。

瞬間熱膨張係数は、平均熱膨張係数の評価式に基づき算出した。

第3章 太径燃料要素の挙動の検討

3.1 細径燃料ピン照射知見の適用性

燃料仕様の選定において、従来と異なる燃料ピン径を選択する際には、燃料ピン内圧による被覆管応力を同等とするため被覆管の直径と肉厚の比率を保持するのが通例であるので、ここではこの通例に従い太径燃料ピンの被覆管仕様が選定されるものとして検討を行う。

3.1.1 PCMI

現状では高速炉燃料ピンについてPCMI挙動の燃料ピン径依存性は公開文献等に報告されていないので、今後、照射試験結果等に基づく評価が必要である。PCMI挙動は照射中に燃料に生ずる複雑な変化の結果であり高い精度でその挙動を解析的に示すことは現状では困難なので、許認可性の観点を含め、実際の太径ピンの照射試験による評価が不可欠と考えている。

3.1.2 過渡期の燃料破損

過渡時の燃料破損については、燃料ピン冷却能力低下型事象と出力上昇型事象とに分類して検討することが適切である。

燃料ピン冷却能力低下型事象では、燃料ピン内ガス圧による被覆管応力と被覆管強度との比較により健全性が判断できるが、上記のように被覆管の直径と肉厚の比率を保持し燃料ピン内圧による被覆管応力を同等とする設計では燃料ピン径による破損限界の差はほとんど生じないと考えられる。従って、細径ピンの照射試験によって得られた知見を太径ピンに適用することは妥当であると考えられる。

一方、出力上昇型事象では、PCMIによる被覆管応力上昇に着目する必要があるが、これについては前項と同じく、実際の太径ピンの照射試験による評価が必要と考えている。

3.1.3 燃料溶融限界線出力

燃料の溶融限界線出力は、燃料融点及び被覆管内面温度が等しければ、ペレット/被覆管ギャップ部とペレット内の温度上昇に支配される。ここで、まずペレット内温度上昇に着目する。溶融限界線出力近傍では中心空孔が形成された状態を仮定することは妥当であり、この状態下で同心円状に区切られた任意の領域における温度分布は円環体系の熱伝導を表す次式により表現される。

$$\int_{T_{fo}}^{T_{fi}} K dt = \frac{Q}{4\pi} - \frac{Q}{2\pi} \frac{1}{R^2-1} \ln R + \frac{Q_0}{2\pi} \ln R$$

ここで、

T_{fi} : 着目領域内側境界温度

T_{fo} : 着目領域外側境界温度

K : MOX 熱伝導度

Q : 着目領域線出力

Q_0 : 着目領域より内側の領域の線出力

R : 着目領域外径/内径比

上式は各領域ごとに適用し計算するが、上式中形状を表現する唯一のパラメータである「 R 」は各領域径の相対値であり、また、照射初期燃料の溶融限界線出力試験では燃料組織変化の程度はほぼ同一レベルと考えられ、燃料組織変化の程度は燃料ペレット径に依存しないとみなせるので、ペレット内温度上昇はMOXの熱伝導積分の値によりほぼ決まり燃料ペレット径には依存しないと考えられる。

一方、ギャップ部温度上昇は次式に示されるようにギャップ部の伝熱面積とギャップコンダクタンスの積（被覆管内径とギャップコンダクタンスの積）に反比例する。

$$\Delta T_{gap} = Q / (2\pi r_i hg)$$

ここで、

ΔT_{gap} : ギャップ部温度上昇

Q : 燃料ピン線出力

r_i : 被覆管内径

hg : ギャップコンダクタンス

ここで、ギャップ幅と燃料ピン径の比が同一の場合について考察する。照射初期にはギャップは閉じておらずギャップコンダクタンスはギャップガス部の熱伝導により支配されると考えられるので、燃料ピンの太径化に伴うギャップ幅増加に反比例してギャップコンダクタンスは低下すると考えられる。また、燃料ピンの太径化に比例してギャップ部伝熱面積は増加するので、この効果と上記ギャップコンダクタンス低下の効果が相殺し、照射初期においてはギャップ幅と燃料ピン径の比が同一であれば同一線出力でのギャップ温度上昇がほぼ同一となると考えられる。

従って、照射初期の溶融限界線出力については、燃料ピン径/被覆管肉厚/ペレット径の比を保持した仕様を選定することにより細径燃料ピンの照射試験で得られた知見を太径ピンに適用できると考えられる。

なお、照射が進んだ段階では、溶融限界線出力に関する燃料ピン径依存性についての知見に乏しいので、照射試験等による評価が必要と考える。

3.1.4 BDI

BDI は、照射に伴うバンドルの膨張により集合体内流路断面積が減少するとともにバトクルが集合体ダクトと機械的に干渉し燃料ピンに顕著な局所的湾曲が発生する現象である。これらは細径燃料ピン照射で見られている現象であるが、上記のうち流路断面積の減少については、燃料ピン、ワイヤ、ダクトの膨張量を適切に評価することにより太径ピンについても比較的容易に評価することが可能であり、特に細径ピンの照射経験の適用性は問題とはならない。一方、局所的なピン湾曲の発生については、炉外BDI 模擬試験（バンドル圧縮試験）結果にもとづきピン径の影響が評価できる。動燃事業団が実施した燃料ピン模擬バンドル炉外圧縮試験の結果では、被覆管外径が大きい場合の方がBDI を模擬した圧縮による被覆管とダクトとの間隙減少は少なくなっていることがわかっている³⁾。これは、太径燃料ピンの場合には被覆管の剛性が高く、顕著な局所的ピン湾曲を発生させるのには燃料ピンにより高い荷重が加わる必要があるので、細径ピンに比較して燃料健全性に影響を与えるような局所湾曲は発生しにくいと考えられる。従って、燃料ピンの局所湾曲については細径ピンの照射経験を直接適用すると安全側の評価となると考えられる。

3.1.5 その他

上記の項目のほか、FCCIについては燃料ピンの太径化による効果を照射試験により評価する必要があると考えている。FCCIは、ギャップ部のFPによる被覆管の腐食現象であるが、太径燃料ピンでは細径の場合に比較して同一燃焼度でも単位被覆管内表面積あたりのFP蓄積量が多く、また、FPとの接触時間も長いのでFCCIによる被覆管減肉量が大きい可能性もあるため、これを照射試験により評価する必要がある。

また、炉心燃料は、一般的に、ペレットに割れが生じた状態で使用すること、燃焼とともにFPがペレット内に蓄積しペレットの性質が変化すると考えられること、取り替え品であることを考慮して燃料ピンバンドル等に著しい変形が生ずるような永久構造物では適用外となる状態まで使用すること等が原因して、上述した挙動を含めた使用中の挙動全てを高い精度で解析的に予測することが困難であるため、従来経験を越える領域については、特に許認可性確保の観点から、実現可能な範囲で実機に近い条件で照射試験を実施し燃料の健全性を評価・確認していくことが必要と考える。

3.2 太径燃料の照射試験

動燃事業団で現在実施中あるいは近い将来に実施が計画されている実証炉型燃料ピンの照射試験は、以下の8試験である。

- B5D (常陽)
- INTA-2 (常陽)
- LDP-1 (常陽)
- LDP-2 (常陽)
- LDP-3 (常陽)
- ORT (EBR-II)
- PNC6-2 (Phenix)
- PNC6-3 (Phenix)

これらの試験の主な仕様等を表3.1に示す。これらは「現時点で予想される実証炉の燃料ピン仕様」に比較的近と推定される。

燃料ピンの外径は7.5mm及び8.5mmであるが、B5D、INTA-2、LDP-1、LDP-2、ORTについては既に照射試験を開始しているか燃料ピン製造を開始または完了しているので、仕様を変更することは不可能である。LDP-3については、現状で仕様変更は不可能ではないが、被覆管等部材の製作が近日中に開始される予定であり、万一仕様を変更する場合には、変更までの時間的猶予は少ない。

また、PNC6-2、PNC6-3については、仏側と基本条件について合意しており、契約締結までのスケジュールを考慮すると仕様の変更はほとんど不可能である。

さらに将来的には、「常陽」Mk-III及び「もんじゅ」を利用した太径燃料ピンの照射試験を計画しているので、その試験条件設定には適宜R&D成果の反映及び実証炉燃料設計成果を反映させていく予定である。

表3.1 太径燃料ピン照射試験の主な仕様

照射炉	常陽					EBR-II	Phenix	
	BD5*1	INTA-2*1	LDP-1	LDP-2	LDP-3		ORT	PNC6-2
試験名	BD5*1	INTA-2*1	LDP-1	LDP-2	LDP-3	ORT	PNC6-2	PNC6-3
ピン外径 (mm)	7.5	7.5	7.5	7.5	8.5	7.5	8.5	8.5
被覆管肉厚 (mm)	0.4	0.4	0.4	0.4	0.45~0.55	0.4	0.5 or 0.55	0.5 or 0.55
ピン径/肉厚比 (-)	8.9	8.9	8.9	8.9	8.9~7.2	8.9	8.0 or 7.2	8.0 or 7.2
燃料スミア密度 (%TD)	パラメータ	パラメータ	88	88	88, 85	90	86	86
試験体系	ピン照射	19本 バンドル照射	ピン照射	37本 バンドル照射	37本 バンドル照射	ピン照射・ (定常+過渡)	127本 バンドル照射	127本 バンドル照射
目標ピーク燃焼度 ($\times 10^4$ MWD/MTM)	-	-	16	16	15	13	14	12
ピーク線出力 (W/cm)	-	420	450	450	450	460	430	430
被覆管最高温度 (°C)	-	-	660	660	670	650	650	650
照射開始/終了予定時期	1991, 92年	1991年	1990/97年	1990/97年	1993/98年	1989/94年	1993/97年	1993/96年

*1 : 溶融限界線出力試験及び燃料中心温度測定試験であり、照射条件等には試験直前に設定するものがある。また、燃焼度は非常に低い。

参 考 文 献

- 1) 炉心・燃料技術検討グループ, 「大型高速炉燃料設計仕様に関する検討」,
PNC SN9410 90-065 (1990年3月)
- 2) L. A. Lawrence, HEDL-SA-3551-FP, 1986. 10
- 3) 鶴飼他, 「高速炉大型バンドルの炉外圧縮試験による変形挙動評価」,
日本原子力学会 1990年年会, G16