

事故耐性燃料 (SiC 被覆管) の適用性検討

松浦 敬三^{*1}, 岡本 健幹^{*1}, 稲澤 志樹^{*1}

Investigation of Applicability to Accident Tolerant Fuel (SiC cladding)

Keizo MATSUURA^{*1}, Tatsumi OKAMOTO^{*1} and Motoki INAZAWA^{*1}

^{*1} Faculty of Engineering, Department of Applied Nuclear Technology

In the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant accident, nuclear fission reaction was stopped successfully after the earthquake. However, due to the failure of cooling by the station blackout, the cladding temperature rose and the cladding reacted with high-temperature steam, causing a hydrogen explosion, scattering radioactive materials over a wide area and injuring many residents. After this accident, many countries around the world started to develop cladding materials that do not generate hydrogen or generate little hydrogen even at high temperatures. Silicon carbide is one of the new cladding material candidates. It hardly reacts with high-temperature steam, and its melting point is much higher (2730°C) than the melting point (1852°C) of Zircaloy, the current cladding material. Moreover, the thermal neutron absorption cross-section is smaller than that of the Zircaloy alloy, and it is superior in terms of nuclear performance. On the other hand, since silicon carbide is a ceramic, when the diameter of the uranium dioxide pellet increases due to swelling at high burnup, the effect of pellet-cladding interaction (PCI) is a concern. In this study, the fuel behavior analysis code FEMAXI-8 was used to quantify the interaction between the uranium dioxide pellets and the SiC cladding at high burnup. It was confirmed that the cladding stress increased sharply when it exceeded over 70GWd/tU. Although the cladding stress is below the yield strength, it was understood that it is necessary to change the dimensions, shape, and material of fuel so that PCI does not become excessive in fuel design.

Key Words : nuclear fuel, SiC, PCI, high burnup, FEMAXI-8

1. 緒 言

2011年の東日本大震災において福島第一原子力発電所では、地震時直後、運転中の各原子炉は制御棒挿入によって核分裂反応の停止には成功したものの、地震によって発生した津波が発電所内の施設を機能不全となり、全交流電源喪失事故 (**Station BlackOut**: 以下は **SBO** という) が引き起こされたため、適切な炉心冷却を行うことが不可能となった。このため、崩壊熱だけでなく、高温水蒸気と被覆管材料であるジルコニウム合金の酸化反応による、更なる発熱と大量の水素発生が生じ、炉心熔融に加え1・3・4号機の水素爆発事故につながった。

福島第一原子力発電所事故を契機として、冷却不能事故時に対して、耐熱性が優れ、酸化発熱反応の少ない被覆管材料を用いた事故耐性燃料 (**Accident Tolerant Fuel**: 以下 **ATF** という) の研究開発が、世界で進められることとなった。特に将来の被覆管材料の有望な候補としてシリコンカーバイド (以下、**SiC** という) を材料とした被覆管の導入が考えられている。SiCの特長は、高温水蒸気による酸化反応がほとんどなく水素発生がないため水素爆発の危険性が少ないことである。また、高温耐性があり、融点がジルコニウム合金の1852°Cに対してSiCが2730°Cと非常に高いため事故対処時間を稼げることも長所の一つである。さらに、SiCの熱中性子吸収断面積が0.086 bであり、これは、Zrの熱中性子吸収断面積0.18~0.2に比べても小さく核的性能の面からも優れており海外においては、試験炉や実炉での試験照射が検討されている。

* 原稿受付 2023年5月10日

^{*1} 工学部 原子力技術応用工学科

E-mail: matsuuura-k@fukui-ut.ac.jp

本研究における長期的な目的は、SiC を燃料の被覆管材料として実炉に適用することができるかを確認することであるが、本論文においては、SiC 物性モデルを日本原子力研究開発機構 (Japan Atomic Energy Agency. 以下 JAEA という) が開発した燃料棒ふるまい解析コード FEMAXI-8⁴⁾ に実装し、解析を行うことで、SiC 被覆管燃料特有のふるまいを理解するとともに実炉適用への課題を明確にすることを目的としている。特に、高燃焼度時におけるセラミックス同士のペレットと被覆管の相互作用 (Pellet Clad Interaction : 以下 PCI という) を理解することに重点を置いている。

2. 解析方法

2.1 解析コードについて

本研究で使用した解析コード「FEMAXI-8」⁽¹⁾ は JAEA が開発した燃料棒挙動解析コードで FEMAXI-1 (1974) から改良を重ね今に至っている。FEMAXI は、原子炉内の炉心内に置かれた一本の燃料棒に着目し、その内側で発生する力や、燃料棒を構成する燃料ペレットと被覆管の温度などを計算することができるコードの一つである。FEMAXI-8 の解析対象は、通常運転時ふるまい、負荷追従や出力急昇などの出力過渡、および BWR 燃料の過渡沸騰遷移のような冷却過渡における燃料ふるまいである。したがって、解析範囲は、定常状態のみならず過渡状態にも及ぶが、冷却喪失事故 (Loss Of Coolant Accident : LOCA) や反応度事故 (Reactivity Initiated Accident : RIA) のような事故条件は含まれない。

2.2 SiC の物性値モデルについて

SiC の主要な物性値モデルを FEMAXI-8 に実装を行い、燃料棒解析を行った。Table 2.1 に従来の PWR 燃料に使用されているジルカロイ-4 (以下、Zry-4 とする) 被覆管と SiC 被覆管の物性モデルを示す。また、それぞれの物性値のグラフの比較を Fig. 2.1~2.5 に示す。

2.2.1 熱伝導率

Fig.2.1 に熱伝導率の温度依存性を未照射材と照射材について示す。未照射材では、温度依存性があるものの、照射により熱伝導率は大きく低下する。照射材の温度依存性については、現時点では十分なデータがないため、 $4\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ (一定) を用いることとした。

2.2.2 比熱

Fig.2.2 に比熱の温度依存性を示す。照射による影響ないとして⁽⁸⁾未照射時の温度依存性を用いている。

2.2.3 密度

SiC/SiC 複合材の密度は、理論密度は、 $3.21\text{g}/\text{cm}^3$ であるが、製造方法により異なり、 $2.7\text{-}2.96\text{g}/\text{cm}^3$ と報告されている⁽⁸⁾。本解析では、 $2.7\text{g}/\text{cm}^3$ を用いた。

2.2.4 熱膨張率

Fig.2.3 に熱膨張率の温度依存性を示す。Zry-4 と異なり温度上昇とともに熱膨張率が増加する。照射による影響はほとんど受けないとして⁽⁸⁾、本解析では非照射材の温度依存性を用いた。

2.2.5 ヤング率

Fig.2.4 にヤング率の温度依存性を示す。照射によりわずかにヤング率が低下するため^{(8),(11)}、照射の効果をやング率に含めている。

2.2.6 クリープ

SiC/SiC 複合材においては、クリープは起こさないとして解析を行っている。

Table 2.1 Zry-4 and SiC material property model

Property	Zry-4	SiC
Thermal conductivity	<p>MATPRO-9⁽²⁾</p> $k = 7.51 + 2.09 \times 10^{-2}T - 1.45 \times 10^{-5}T^2 + 7.67 \times 10^{-9}T^3$ <p>T : Temperature (K), k : Thermal conductivity (W / (m · K))</p>	<p>Carpenter⁽⁶⁾</p> $K_{clad} = K_{sat} \cdot \left(\frac{d + d_0}{d_{sat}}\right)^{-0.4}$ <p>K_{clad} : Thermal conductivity(W/m · K) K_{sat}=10,4 Saturation thermal conductivity (W/m · K)</p> $d_0 = d_{sat} \cdot \left(\frac{K_{sat}}{K(T)}\right)^{2.5}$ $K(T) = 8 \times 10^{-6} \cdot T^2_{clad} - 0.02 \cdot T_{clad} + (K_{rt} + 26.4)$ <p>K_{rt}=20: Thermal conductivity under room temperature and non-irradiation condition(W/m · K)</p>
Specific heat	<p>MATPRO-9⁽²⁾</p> $C_p = 245.11 + 0.15558T - 3.3414 \times 10^{-5}T^2$ <p>T : Temperature (K), C_p: Specific heat (J/ (kg · K))</p>	<p>Snead⁽⁷⁾</p> $C_p = 925.65 + 0.3772T - 7.95259 \times 10^{-5}T^2 - \frac{3.1946 \times 10^7}{T^2}$ <p>T: temperature(K) C_p: specific heat(J/kg · K)</p>
Density	$\rho = 6.55(\text{g/cm}^3)^{(3)}$	$\rho = 2.7(\text{g/cm}^3)^{(8)}$
Thermal expansion	<p>MATPRO-9⁽²⁾</p> <p>27 to 800°C</p> <p>axial expansion : $\Delta L/L_0 = -2.506 \times 10^{-5} + 4.441 \times 10^{-6}T$</p> <p>axial coefficient $\alpha = 4.441 \times 10^{-6}$</p> <p>radial expansion : $\Delta D/D_0 = -2.373 \times 10^{-4} + 6.721 \times 10^{-6}T$</p> <p>radial coefficient $\alpha = 6.721 \times 10^{-6}$</p> <p>$T$: Temperature (°C) α: Thermal expansion coefficient (/°C)</p>	<p>Kato⁽⁹⁾</p> $\alpha = 0.7765 + 1.435 \times 10^{-2}T - 1.2209 \times 10^{-5}T^2 + 3.8289 \times 10^{-9}T^3$ <p>α : Thermal expansion coefficient (10⁻⁶/K) T : (K) 293 to 1273K</p>
Poisson ratio	<p>Fisher and Renken⁽⁴⁾</p> $\nu = 0.3303 + 8.376 \times 10^{-5}(T - 273.15)$ <p>T: Temperature (K)</p>	$\nu = 0.13^{(10)}$

Property	Zry-4	SiC
Young's modulus	<p>MATPRO-11⁽⁵⁾</p> <p>α phase : $Y = (1.088 \times 10^{11} - 5.475 \times 10^7 T + K_1 + K_2)/K_3$</p> <p>$\beta$ phase : $Y = 9.21 \times 10^{10} - 4.05 \times 10^7 T$</p> <p>T: Temperature (K) K_1: The term reflecting the effect of oxidation (Pa)</p> <p>K_2: term that reflects the effect of cold work (Pa)</p> <p>K_3: term reflecting the fast neutron fluence (Pa)</p> <p>$K_1 = (6.61 \times 10^{11} + 5.921 \times 10^8 T)\Delta$</p> <p>$K_2 = -2.6 \times 10^{10} C$</p> <p>$K_3 = 0.88 + 0.12 \exp(-\varphi/10^{25})$</p> <p>$\Delta$: Incremental oxygen concentration from that of the unirradiated cladding (kg O/kg zircaloy)</p> <p>But , the oxygen concentration in the unirradiated cladding is very low (1.2g O/kg zircaloy), there is no impact.</p> <p>C: Cold work (area reduction rate) φ: fast neutron fluence (n/m²)</p>	<p>Qiu et al.⁽¹¹⁾</p> <p>$E_r = -4 \times 10^7 T + 1.62 \times 10^{11}$</p> <p>$E_r$: Unirradiated Young's modulus (Pa) T: Temperature (K)</p> <p>$E_{irr} = E_r \cdot (1 - 0.4 \cdot (1 - e^{-0.15 \times DPA}))$</p> <p>$E_{irr}$: Young's modulus at irradiation (Pa)</p> <p>DPA=1 × 10²⁵n/m²</p> <p>※HFIR results showed that Young's modulus decreased by 18% at 280-340°C and 11.6DPA irradiation. (255GPa to 210GPa)</p>
Creep	<p>Halden (McGrath)</p> <p>$\varepsilon_{creep} = \frac{\Delta D}{D} = A \cdot t^m \cdot \varphi^p \cdot \sigma_0^n \cdot \exp(-\frac{Q}{T})$</p> <p>$A = 1.6 \times 10^{-12}$ $m = 0.450$</p> <p>$p = 0.550$</p> <p>$n = 0.579$ $Q = 1173$</p> <p>t: time (hours) φ: fast neutron fluence (n/cm² · s) >1MeV</p> <p>σ_0: stress (MPa) T: temperature(K)</p>	<p>It is assumed that creep does not occur below 1000°C^{(8),(10)}.</p>

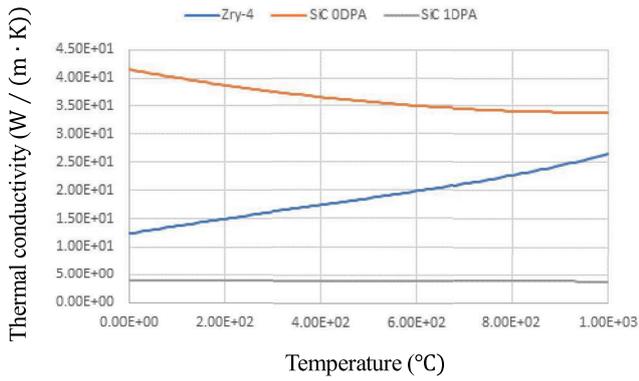


Fig. 2.1 Thermal conductivity

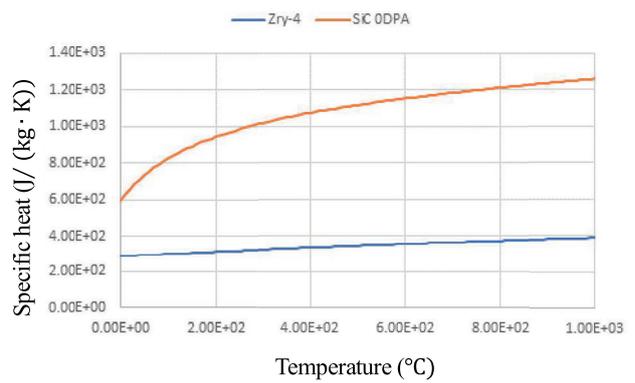


Fig. 2.2 Specific heat

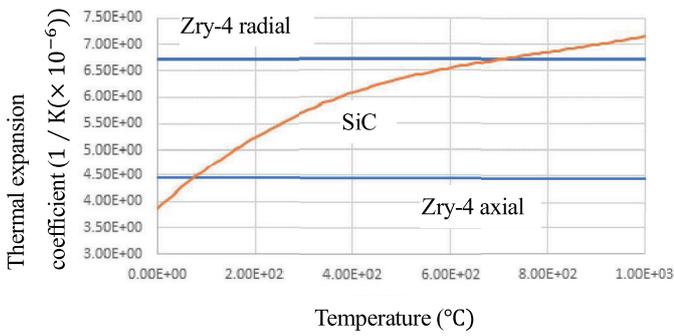


Fig. 2.3 Thermal expansion coefficient

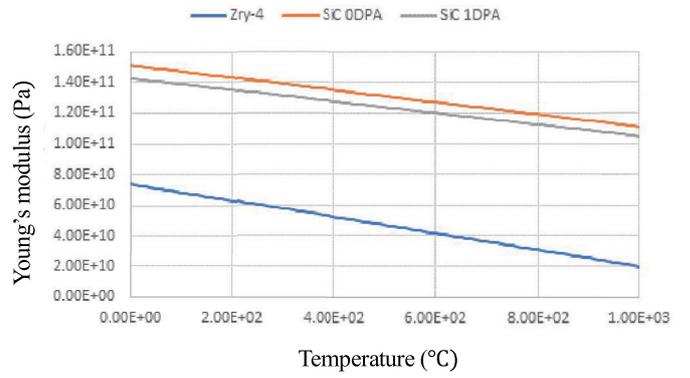


Fig. 2.4 Young's modulus

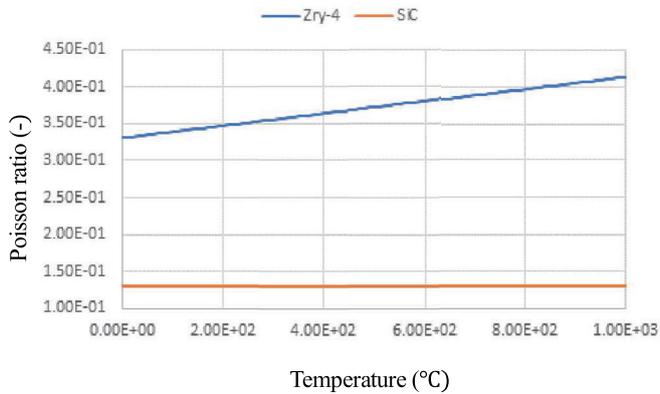


Fig. 2.5 Poisson ratio

2.3 基本入力データ

本研究の解析では、国内4ループ炉現行燃料を想定した Table2.2 に示す定常解析の入力データを基本入力データとして用いた。

Table 2.2 Basic input data

Item	Value	Evidence	Formula
Axial segment number	21	The finer the number of segments, the better, but FEM AXI will cause an error if it is 22 or more, so 21 is used.	
Cladding material	Zry-4 (low Sn)	Application for approval of fuel assembly design by fuel manufacturer ⁽¹²⁾	—
Cladding outer diameter	9.50m m		
Cladding Inner diameter	8.36m m		
Effective length	3648m m		
Pellet diameter	8.19m m		
Pellet length	9.5m m		
Initial enrichment	4.80%		
Theoretical density	97.0%	Adopt the value of the test reactor fuel used in the FEM AXI-8 verification analysis	
Dish diameter	0.6734cm		
Dish depth	0.0343cm		
Dish bottom diameter	0.0000cm		
Chumfer width	0.0001cm		
Chumfer depth	0.0001cm		
Plenum volume	10.978cm ³	The plenum length was set at 200 mm, which is the total length of 3863 mm minus the effective length and end plugs, according to the fuel assembly design approval application form submitted by the fuel manufacturer. Next, the plenum volume was calculated considering the inner diameter of the cladding tube.	$200 (8.36/2)^2 \pi = 10978 \text{ m}^3$
Initial plenum Pressure (He)	1.5M Pa (abs)	The value was set to be sufficiently lower than the primary coolant pressure at the end of life.	
Maximum burnup	61000M W d/t	Application for approval of fuel assembly design by fuel manufacturer ⁽¹²⁾	
Pellet linear power density	171W /cm		
Fast neutron flux	5.0E+13n/cm ² -s	Determined with reference to current PWR core	—
Coolant inlet temperature	562.15K (289°C)	The Kansai Electric Power Co., Inc., Ohi Nuclear Power Station Reactor Installation Permission Application Form (Units 3 and 4), (2010) ⁽¹³⁾	
Primary coolant pressure	15.5M Pa (abs)	Application for approval of fuel assembly design by fuel manufacturer ⁽¹²⁾	
Coolant velocity in core	4.7m /s	Calculated from the core inlet temperature, core mass flow rate, and flow cross-sectional area	$(215^2 - (264 (9.5^2/4) \pi + 25 (12.24^2/4) \pi) \times 193 = 4.74 \text{ m}^2$
			$v = (60.1 \times 10^6 / 3600) / (748.08 \times 4.74) = 4.71 \text{ m/s}$
Axial relative power distribution	Uniform distribution	—	—
Radial relative power distribution	Calculated by PLUTON	—	—

3. 解析結果

SiC 被覆管の物性モデル (熱伝導率, 比熱, 密度, 熱膨張率, ポアソン比, ヤング率, クリープ特性) を全て FEMAXI-8 に実装し, 燃焼度 100GWd/tU まで燃料棒挙動解析を行った. 現状の商用炉の燃料棒平制限燃焼度は 62GWd/tU であるが高燃焼度時における挙動の違いを確認するため 100GWd/tU までの燃焼挙動解析を行った. 結果を Zry-4 被覆管燃料解析結果と比較したものを Fig. 3.1~Fig. 3.10 に示す.

Fig. 3.1 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料の燃料棒平均 FP ガス放出率を比較した図である. 現行制限燃焼度 (62GWd/t) を超えたあたりから SiC 被覆管燃料の FP ガス放出率が Zry-4 被覆管燃料に比べ大きくなっているがいずれも 1% を大きく超える値ではないことが分かる.

Fig. 3.2 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料のプレナム圧力を比較した図である. SiC 被覆管燃料はプレナム圧力が単調に上昇し続けているが, 100GWd/tU においても 1 次冷却材圧力 (15.5MPa) に比べて低い値 (約 8.6MPa) となっている. Zry-4 被覆管燃料は 30GWd/t を超えたあたりから一定 (約 6MPa) になっていることが分かる.

Fig. 3.3 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料の被覆管内面温度を比較した図である. SiC 被覆管燃料は Zry-4 被覆管燃料に比べ初期で約 70°C 高くなっており, その後その差異は小さくなっていることが分かる.

Fig. 3.4 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料の酸化膜厚を比較した図である. SiC 被覆管燃料の酸化はほとんど進行していないが, Zry-4 被覆管燃料の燃焼末期の酸化膜厚さは, 約 200 μm まで上昇していることが分かる. これは, 被覆管の酸化の設計目安 (酸化膜厚さ 95 μm) を大きく上回っている.

Fig. 3.5 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料のペレット中心温度を比較した結果である. SiC 被覆管燃料は Zry-4 被覆管燃料に比べ初期で約 100°C 高くなっているが, その後差異は小さくなっていることが分かる.

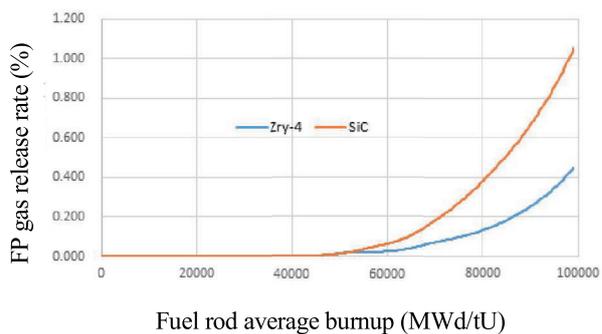
Fig. 3.6 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料のペレット表面温度を比較した図である. SiC 被覆管燃料の方が Zry-4 被覆管燃料に比べ燃焼初期において約 100°C 高くなっているが, 燃焼末期に至るにしたがいその差異は小さくなっていることが分かる.

Fig. 3.7 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料の内側の応力を比較した図である. SiC 被覆管の応力は, 約 60GWd/tU までほぼ 100 MPa であるが, その後, 応力は一旦減少した後, 約 400MPa 程度まで大きく増加していることがわかる.

Fig. 3.8 は, Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料の被覆管外側の応力を比較した図である. SiC 被覆管の応力は, 約 60GWd/tU までほぼ 50MPa であるが, その後, 応力は一旦減少した後, 約 400MPa 程度まで大きく増加していることがわかる.

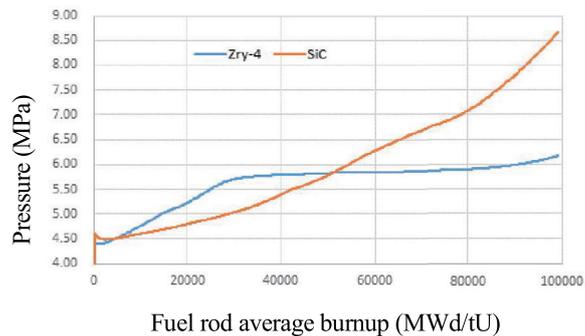
図 3.3.9 は, SiC 被覆管燃料のペレット外径及び被覆管内径を示した図であり, この図からペレットと被覆管の接触状態が判断できる. 燃焼中期を過ぎたあたりからペレット外径と被覆管内径が接触していることが分かる. また, その接触時期は, 図 3.3.10 にある Zry-4 被覆管燃料に比べ遅くなっている.

図 3.3.10 は, Zry-4 被覆管燃料のペレット外径及び被覆管内径を示した図である. 20 GWd/tU あたりからペレット外径と被覆管内径が接触していることが分かる.



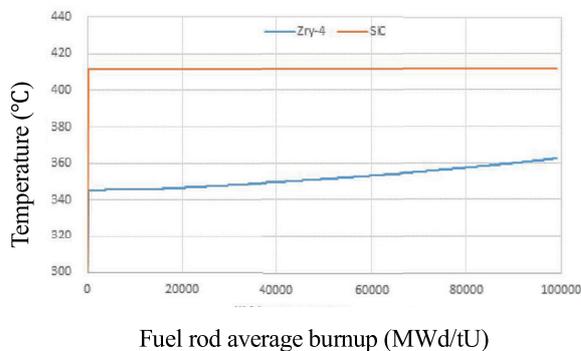
Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.1 FP gas release rate



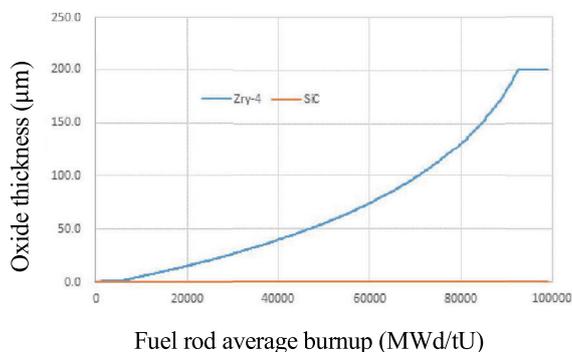
Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.2 Plenum pressure



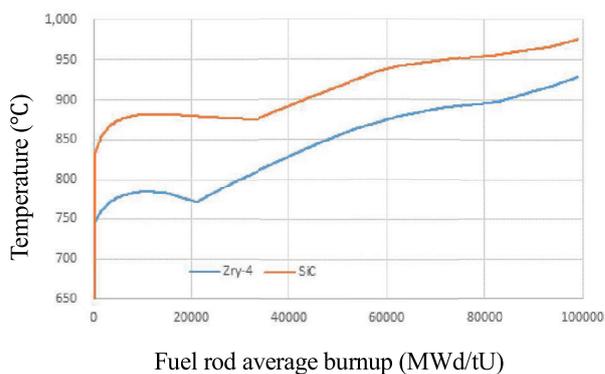
Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.3 Cladding inner temperature



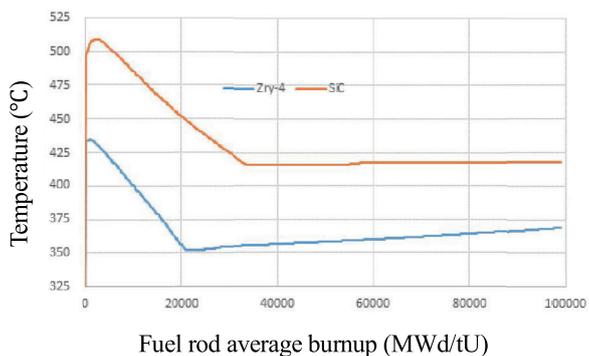
Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.4 Corrosion thickness



Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.5 Pellet center temperature



Fuel rod average burnup (MWd/tU)

Fig. 3.6 Pellet surface temperature

事故耐性燃料 (SiC 被覆管) の適用性検討

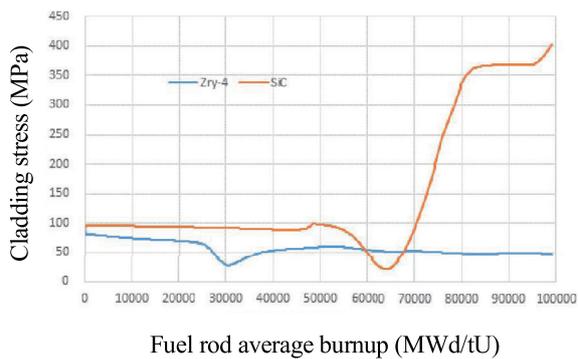


Fig. 3.7 Cladding inner stress at 11th segment

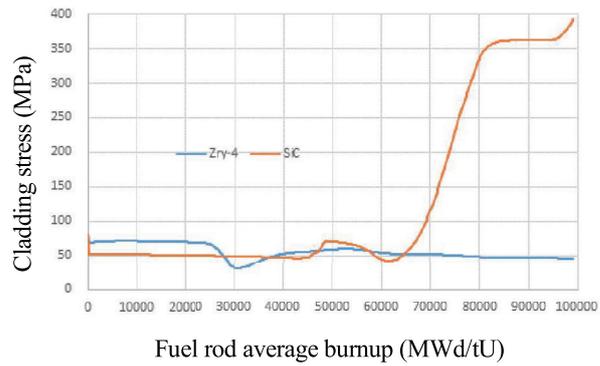


Fig. 3.8 Cladding outer stress at 11th segment

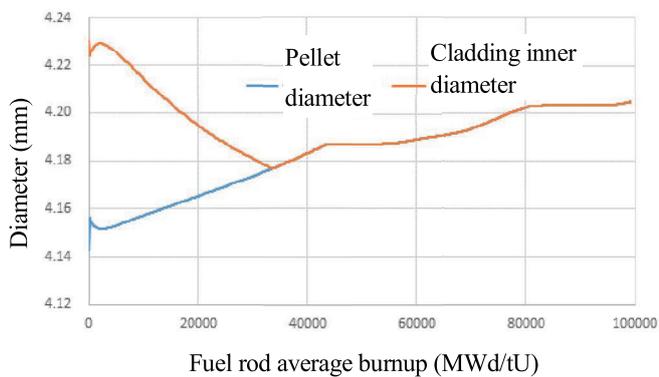


Fig. 3.9 SiC Pellet diameter and cladding inner diameter

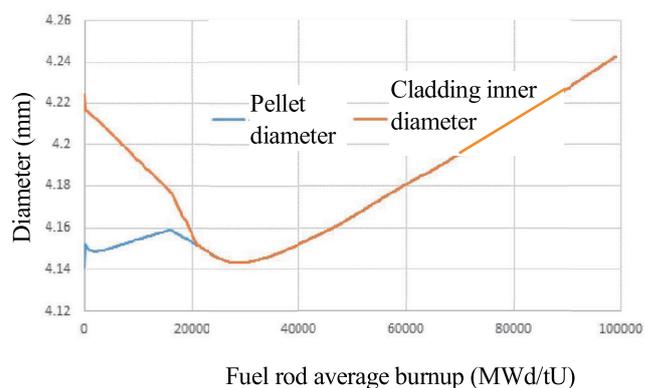


Fig. 3.10 Zry-4 Pellet diameter and cladding inner diameter

4. 考 察

燃料棒挙動解析結果について、主に熱的および機械的観点から考察する。

熱的な観点から考察すると、照射済み SiC の熱伝導率は、Fig.2.1 に示すように Zry-4 の熱伝導率と比較すると小さいため、Fig.3.3 に示すように SiC 被覆管内面の温度が Zry-4 被覆管と比べて約 70°C 程度高くなっている。

燃料棒封入ガスやペレット寸法形状は Zry-4 被覆管燃料と SiC 被覆管燃料とも同一であるため、Fig.3.5 に示すように、この温度差がペレット中心温度差となって表れている。

Fig.3.1 に示す FP ガス放出率は、ペレット内の FP ガスの熱拡散に依存するため、ペレット温度が高ければ熱拡散係数が大きくなり、ペレット外への FP ガス放出率も大きくなる。従って、Fig.3.1 に示すように、燃焼末期において SiC 被覆管燃料の FP ガス放出率が大きくなっているのもこの燃料温度の差に起因している。

FP ガス放出率が大きくなるとプレナム圧力が大きくなるが、Fig.3.2 では燃焼初期においては温度の低い Zry-4 被覆管燃料の方がプレナム圧力が大きくなっている。これは、後述するように Zry-4 被覆管燃料の方がクリープダウン(金属である Zry-4 が 1 次冷却材圧力 > プレナム圧力のため被覆管径がクリープ変形により細くなること)するためプレナム体積(燃料棒内の自由空間体積)が早く減少することが影響している。なお、SiC 被覆管燃料も Zry-4 被覆管燃料もプレナム圧力は燃焼中増加しているが、いずれも 1 次冷却材圧力に比べ低く燃料の健全性上問題ない。しかし、さらに燃焼が進み、ペレットのスエリング(ペレットが核分裂生成物により膨らむこと)速度に比べプレナム圧力増加による被覆管径増加の速度が大きくなり、被覆管がペレットと離れることになれば、ペレットから被覆管への熱伝達は悪化し、「サーマルフィードバック」という現象が生じ、燃料破損の可能性が生じることになる。

次に、機械的観点から考察すると、Fig. 3.7 および Fig. 3.8 に示すように、燃焼後期に SiC 被覆管燃料の被覆管応力が急激に増加しているが、Zry-4 被覆管燃料の被覆管応力は、燃焼中全般に亘って大きく変化していないことがわかる。これは、ペレットと被覆管の接触状態が大きく影響している。Zry-4 被覆管燃料の場合、ペレットは二酸化ウランというセラミックスであるが、被覆管は Zry-4 という金属である。固いセラミックスの二酸化ウランが金属の Zry-4 に接触すると Zry-4 は接触により発生した応力で容易にクリープ変形するため応力が緩和されるため、ペレット被覆管接触後も応力が急激に増加しない。一方、SiC 被覆管燃料は、Fig.2.4 のヤング率を見てわかるように Zry-4 に比べてヤング率が大きい、つまり固いことがわかる。しかも、SiC の場合、クリープ変形もほとんどしないことから、ペレットが接触しても SiC 被覆管はほとんど変形しないため、高い応力が発生した。

今回の解析では、燃焼末期において被覆管応力は約 400MPa まで増加している。この値は、SiC/SiC 複合材の破断強度 (418MPa) ⁽⁴⁾に近い値となっているため、被覆管破損の可能性を示している。従って、SiC 被覆管燃料と実炉適用する場合で、燃料として二酸化ウラン燃料を用いる場合は、設計燃焼度範囲で両者の接触を避ける設計を行う必要がある。具体的な設計例としては、ペレット径の細径化や中空ペレットの採用がある。しかしいずれにしても、燃料内に装荷できるウラン量が減少するため、燃料の経済性は従来燃料に劣ることになる。一方、燃料材そのものを変更し接触後に、ペレット側のクリープ変形が大きく、応力が緩和されるような材料を用いることができれば、新しい燃料と被覆管の組合せで SiC 被覆管の採用が可能となる可能性もある。

5. 結 論

SiC 被覆管燃料の物性である熱伝導率, 比熱, 密度, 熱膨張率, ヤング率, ポアソン比, クリーブ変形を燃料棒ふるまい解析コード FEMAXI-8 に実装し, 現行 PWR 炉心条件を用いて, Zry-4 被覆管燃料との比較解析を実施した。

SiC 被覆管燃料は, ほとんど酸化しないため事故時に反応熱による温度上昇がないため炉心温度上昇速度が Zry-4 被覆管燃料と比較して遅く, 事故対処のための時間が稼げる。また, 被覆管酸化による水素発生もないことから水素爆発の危険性もないが, 熱伝導率がジルカロイに比べると小さいため燃料中心温度が上昇し, FP ガス放出率が増加することがわかった。また, 燃焼末期において, ペレットと被覆管の接触後に応力が急激に増加し被覆管破損の可能性もあることも確認した。一方で, 今回評価に用いた物性値の中には十分な照射材のデータが得られていないもの, SiC/SiC 複合材としての異方性についてのデータが不足しており板材からのデータを用いたものもある。物性値に関する知見を継続して見直して, 評価の精度を改善する必要がある。

今後, SiC 被覆管燃料の実炉へ導入する場合, 外径減少や中空ペレットの採用などの寸法形状の変更や, FP ガス放出率の低減のため熱伝導率が高く, クリーブ変形の大きい二酸化ウランとは異なる燃料材との組み合わせを考えることが ATF 実用化のための重要な課題となる。

参考文献

- (1) Y.Udagawa, M.Amaya, "Model Updates and Performance Evaluations on Fuel Performance Code FEMAXI-8 for Light Water Reactor Fuel Analysis", Journal of Nuclear Science and Technology, (2019).
- (2) TREE-NUREG-1005, “. MATPRO: Version 09. A handbook of materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior”, (1976)
- (3) 長谷川正義, 三島良績監修, “原子炉材料ハンドブック”, 第 6 編第 2 章, ジルコニウムとその合金 (1977), 日刊工業新聞社
- (4) E. S. Fisher and C. J. Renken; “Single Crystal Elastic Moduli and the hcp-bcc Transformation in Ti, Zr, and Hf”, Physical Review (July, 1964)
- (5) NUREG/CR-0497, TREE-1280, “MATPRO-VERSION11 A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR”,(1979).
- (6) D.M. Carpenter, “Assessment of Innovative Fuel Designs for High Performance Light Water Reactors”, (2006)
- (7) L. L. Snead, et al., ”Handbook of SiC properties for fuel performance modeling”, J. Nucl. Mater.,371(1)(2007)329-377.
- (8) ORNL/TM-2018/912, “Handbook of LWR SiC/SiC Cladding Properties Revision 1”,(2018).
- (9) Y.Kato, et al., “Contiumuous SiC fiber, CVI SiC matrix composites for nuclear applications: properties and irradiation effects”, J. Nucl. Mater., 448(2014)448-476.
- (10) IAEA-TECDOC-1921, “Analysis of Options and Experimental Examination of Fuels for Water Cooled Reactors with Increased Accident Tolerance (ACTOF) Final Report of a Coordinated Research Project”, (2020)
- (11) B. Qiu et al., “A review on thermohydraulic and mechanical-physical properties of SiC, FeCrAl and Ti3SiC2 for ATF cladding”, Nucl. Eng. Technol., 52(2020)1-13.
- (12) 三菱原子燃料株式会社, 燃料体設計認可申請書 (伊方発電所第 3 号機), (2017).
- (13) 関西電力株式会社, 大飯発電所原子炉設置許可申請書 (3, 4 号炉), (2010)
- (14) G.M.Jakobsen, et al., Investigation of the C-ring test for measuring hoop tensile strength of nuclear grade ceramic composites, J. Nucl. Mater., 452(2014)125-132.

(2023年8月3日受理)