

小型モジュール炉燃料の高燃焼度化適用性検討（第2報）

松浦 敬三^{*1}, 山下 佳祐^{*1}Investigation of Applicability to High Burnup of Small Modular Reactor Fuel (2nd report)Keizo MATSUURA^{*1} and Keisuke YAMASHITA^{*1}^{*1} Faculty of Engineering, Department of Applied Nuclear Technology

In recent years, small modular reactors have been developed in various countries around the world, and are scheduled to be put into practical use around 2030. The advantages of small modular reactors include high inherent safety and small initial investment. However, because natural circulation is used to enhance safety in the accident, it has been pointed out that the thermal efficiency is low and that economies of scale, such as those of large commercial reactors, are not available, making them fundamentally less economical. As one of the means to overcome these disadvantages, design modifications to increase the core outlet temperature and improve thermal efficiency have been considered. However, increasing the core outlet temperature is contrary to high burnup in terms of cladding corrosion and pellet-cladding interaction. Therefore, as the realization of small modular reactors approaches, we investigated the applicability of high fuel burnup using more realistic core conditions and confirmed that it is possible.

Key Words : SMR, fuel, high burnup, fission gas release, load follow, fatigue failure

1. 緒 言

近年、小型モジュール炉（Small Modular Reactor：以下 SMR という）の開発や導入に向けた取り組みが世界各国で積極的になっている⁽¹⁾。SMR の電気出力は IAEA（国際原子力機関）によって 30 万 kW 以下の原子炉と定められているが⁽²⁾、大型商用炉と比べて固有安全性が向上し、モジュール構造により初期投資が少なく済むという点で優れている。一方で、SMR は固有安全性を向上させるため自然循環冷却を用いているため、大型商用炉に比べて熱効率が低い。さらに、発電量が小さくスケールメリットがないため大型商用炉と比べ経済性が劣ることが指摘されている。このため、燃料の高燃焼度化による燃料寿命延長により、燃料運用コストを低減させ、経済性を改善する対策が考えられている。このため従来燃料と比べて濃縮度を上げた High-Assay Low-Enriched Uranium 燃料（以下 HALEU 燃料という）の導入が SMR の開発と並行して進められている⁽³⁾。そこで先行研究⁽⁴⁾において SMR の概念炉である Multi-Application Small Light Water Reactor⁽⁵⁾（以下、MASLWR という）の燃料に対して、120GWd/tU の高燃焼度燃料の挙動を解析したところ、燃焼度末期において FP ガス放出率の増加が顕著となる問題が明らかとなった。また、前報⁽⁶⁾では、FP ガス放出率増加の原因が燃料中心温度上昇による FP ガスの熱拡散係数の増大であることを示した。

本稿では、燃料の高燃焼度化において避けられない FP ガス放出量増大への対策の検討に加えて、米国原子力規制委員会（Nuclear Regulatory Commission、以下 NRC という）で現在審査中である NuScale 社製 SMR の VOYGR⁽⁷⁾の条件で高燃焼度における挙動を解析して、より現実的な SMR での高燃焼度化適用性検討を行うものである。なお、実炉 SMR である VOYGR、概念炉 SMR である MASLWR 及び現在運用されている大型 PWR の主要な炉心設計値の比較を Table 1 に示す。この結果、以下のことがわかった。

* 原稿受付 2024 年 5 月 8 日

^{*1} 工学部 原子力技術応用工学科

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

- ・ VOYGR の原子炉熱出力は MASLWR に対して燃料集合体数が増えたことで増加しているが、燃料一体あたりの出力はほとんど変わっていない。
- ・ VOYGR 燃料の有効長さが MASLWR 燃料に対して長くなっているため、VOYGR の線出力密度が、MASLWR に比べて低下している。このため、VOYGR 燃料の熱負荷が低減されている。
- ・ VOYGR の 1 次冷却材圧力および冷却材入口温度が MASLWR に対して上昇しているため、2 次系への伝熱量が増加し熱効率が大きく改善している。

熱負荷を下げると、燃料中心温度や内圧などの制限値に対して余裕が増加する方向である。一方、冷却材入口温度が上昇すると被覆管の腐食量は増加する方向である。このように、炉心設計値を大きく変更すると、高燃焼度における燃料挙動に影響を与えるため、VOYGR 条件での高燃焼度適用性検討の再評価を行う必要が生じた。

Table 1 Comparison of Core Design Value among VOYGR, MASLWR and PWR

Core Design Value	VOYGR ⁽⁷⁾	MASLWR ⁽⁵⁾	PWR ⁽⁸⁾
Core Thermal Power [MWt]	250	150	3411
Number of Fuel Assembly [-]	37	24	193
Active Fuel Length[mm]	2000	1350	3648
Linear Heat Rate[W/cm]	128	175	171
Core Inlet Temp. [°C]	250	217	289
Primary coolant Pressure [MPa]	13.79	8.6	15.5
Coolant Velocity[m/s]	0.921	0.825	4.7
Thermal Efficiency [%]	30.8	23.3	34.6

高燃焼度適用性検討の具体的な内容として、VOYGR 条件での高燃焼度燃料健全性の評価、そして、高燃焼度で問題になる FP ガス放出（燃料棒内圧の上昇）の低減策として、大粒径ペレット、中空ペレットについて効果の定量性及び実現性についての評価を行った。

2. 解析方法

2.1 使用コードについて

本研究では、先行紀要⁽⁴⁾⁽⁶⁾に述べたように、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 FEMAXI-8⁽⁹⁾を用いて燃料挙動を解析した。

2.2 燃料棒健全性評価

2.2.1 燃料健全性評価項目と健全性判断基準

本節では、燃料棒健全性評価項目および方法について述べる。健全性評価項目は、燃料の構造設計基準^{(10), (11)}である燃料中心温度、被覆管応力、被覆管ひずみ、燃料棒内圧、被覆管疲労に加えて原子炉入口温度の上昇の影響を考慮して被覆管腐食を加えた六項目とした。以下に、各基準の具体的な内容を示す。

(1) 燃料中心温度

燃料中心温度は二酸化ウランペレットの溶融点未満であることを確認する。二酸化ウランペレットの溶融点は 2800°C であるが、燃焼とともに二酸化ウランの溶融点は低下していくため、その低下を考慮した。溶融点の低下は 10000MWd/tU あたり 32°C とした。

(2) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、サーマルフィードバック⁽¹¹⁾が起こっていないことを確認した。

(3) 被覆管応力

通常運転時および運転時の異常な過渡変化時における被覆管応力が、被覆管の耐力（0.2%オフセット）以下であることを確認した。被覆管応力では、内外圧差による応力、ペレット被覆管の接触応力、熱応力、地震による応力、水力振動による応力を考慮するのが通常の評価方法であるが、今回の評価では燃料の高燃焼度化と直接関係ない地震による応力と水力振動による応力は考慮しなかった。

(4) 被覆管ひずみ

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化において、燃料ペレットのスエリング及び熱膨張により被覆管に引張りひずみが発生するが、このひずみ変化量は被覆管の健全性に影響を与えることがない範囲に保つ必要があるため、基準として、“被覆管の円周方向引張りひずみの変化量は各過渡変化に対して1%以下であること”とされている。この基準を確認した。なお、ひずみ変化量の具体的評価方法については2.2.2に述べる。

(5) 被覆管疲労

累積疲労損傷係数が1.0を超えないことを確認した。

(6) 被覆管腐食

酸化膜による被覆管金属の減肉が元の肉厚の10%以下であることを確認した。

2.2.2 ひずみ評価方法

ひずみの設計基準は、2.2.1の(4)被覆管ひずみより過渡変化（運転時の異常な過渡変化）における変化量として設定されている。一方、運転時の異常な過渡変化は、原子炉メーカーが各炉心の設計において原子炉核計算を実施することで求めており、その設計データは非公開となっている。そこで、本研究では、公開ベースの情報から燃料被覆管ひずみ変化量の概略評価を行った。

運転時の異常な過渡変化として考慮されている事象は、以下の4種類である。

- (1) 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化
- (2) 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化
- (3) 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化
- (4) その他必要と認められる運転時の異常な過渡変化

上記の事象のうち、燃料被覆管の円周方向引張りひずみの変化を増大する原子炉出力が増加する事象は、「(1) 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化」である。この事象について各原子炉において具体的に安全評価コードを用いて原子炉出力変化が解析され求められる。

PWR 炉心を対象に過渡変化出力の概略値を推定するため、「大飯発電所 発電用原子炉設置許可申請書（3，4号炉完本） 本文及び添付書類 令和3年5月現在 関西電力株式会社」⁽⁸⁾の「添付書類十 変更後における発電用原子炉施設において事故が発生した場合における当該事故に対処するために必要な施設及び体制の整備に関する説明書」を参考とする。当該参考文献において、「(1) 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化」においては、具体的に以下の事象が想定されている。

- (1) 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き
- (2) 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き
- (3) 制御棒の落下及び不整合
- (4) 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈

上記事象の内、原子炉出力の変化が当該参考文献に示されており、変化量が最も大きいのが、出力運転中の制御棒の異常な引き抜きである。

Fig. 1に原子炉出力変化（図中の'Reactor Power'が該当、'Min DNBR'原子炉の熱的余裕を示す別の評価値）を示すが、この図から原子炉出力は定格の125%まで上昇することがわかる。このことよりひずみ変化量を評価するための原子炉出力は100%から125%まで上昇させた場合のひずみ変化量を求めることとする。原子炉出力が125%まで上昇することはわかったが、原子炉内には径方向出力分布が存在する。Fig. 2は、径方向出力ピーキング係数の変化例を表すものである。従って、全体の原子炉出力の変化に加えて径方向出力ピーキングを考慮して燃料棒出力を推定する必要がある。Fig. 2から、ピーキング係数の最大値は1.43となる。以上から燃料棒平均出力は、定格出力の1.79倍（ $= 1.25 \times 1.43$ ）として過渡変化解析を行うこととした。

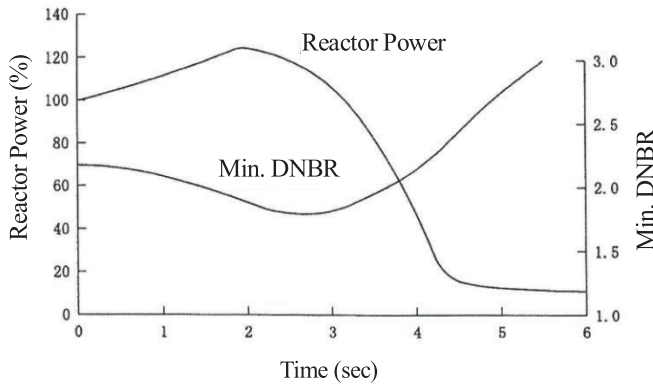


Fig. 1 Reactor power change due to abnormal control rod withdrawal during power operation ⁽⁸⁾

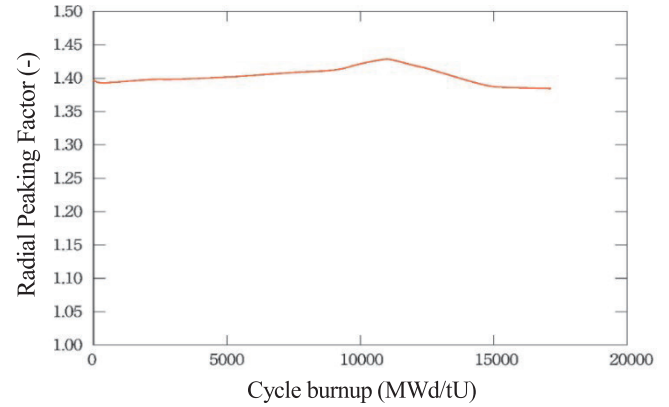


Fig. 2 Radial power peaking factor during operation in a representative PWR ⁽¹⁴⁾

被覆管周方向ひずみは、過渡変化時前後の被覆管周方向ひずみの差異からひずみ変化量を求めるものとしたが、被覆管周方向ひずみの変化は、ペレットと被覆管の接触状況によって大きく変化するため、燃料寿命中複数の燃焼度において計算し、その最大値をもって被覆管ひずみ評価値とした。なお、過渡変化出力を想定した出力運転中の制御棒の異常な引き抜きは、慣性項を含む動的解析が必要なひずみ速度は発生しない事象であるため、解析時間をクリープ挙動に影響しない程度の燃焼度 1MWd/tU（商用炉でおよそ 1 時間程度）として、ひずみ変化量を算出することとした。

2.2.3 疲労評価方法

疲労評価は、前報⁽⁶⁾と同様に応力振幅 S と破断に至るまでの荷重の繰り返し数 N の関係を表す Langer-O'Donnell のジルカロイ設計疲労曲線（S-N 曲線）⁽¹²⁾を参考にして、マイナー則⁽¹³⁾と呼ばれる仮説を用いて累積疲労損傷係数を求めて、これが 1 以上であれば疲労破壊するとして評価した。

2.3 FP ガス放出低減策

2.3.1 大粒径ペレット

高燃焼度時の FP ガス放出低減策の一つに大粒径ペレットがある。結晶粒径を増大させることで、核分裂をした位置から結晶粒界までの拡散距離を稼ぐことができ、FP ガスが結晶粒界に達するまでの時間が延長される。結果的に結晶粒内に FP ガスを結晶粒内に留める能力が向上する（FP ガス低減）。

本稿では、燃焼度を 180000MWd/tU として、結晶粒径が 10～100 μ m までの解析を行った。現状の燃料では、製造時ペレットの結晶粒径が 10 μ m 程度と推定されるため、結晶粒径を 10～100 μ m まで解析し、粒径と FP ガス放出率の関係を明らかにするためである。FP ガスが低減されることは明らかであるため、効果の定量的な評価については FEMAXI-8 を用いて詳細な解析を行う。実現性（大粒径ペレットの粒径をどこまで大きくできるかの判断）については文献を参考にして判断した。

2.3.2 中空ペレット

高燃焼度時の FP ガス放出低減策の一つに中空ペレットがある。中空ペレットは燃料温度が高くなる燃料中心部を空洞とするため、中実ペレットに比べて燃料平均温度が低くなり、FP ガスの熱拡散係数も小さくなる。結果的に FP ガス放出率が小さくなり燃料棒内圧も低下する。この効果は中空部の大きさに比例するが、中空部寸法を大きくしすぎると燃料内に装荷されるウラン量が減ってしまうため、短時間で高燃焼度に達してしまう問題が発生する。短時間で高燃焼度に達すると燃料棒の寿命が短くなり、燃料取替回数の増加による燃料運用コストが増加し、経済性が低下することになる。また、廃棄物が増える問題も発生する。このようなトレードオフをどのように考えるかが重要となる。

本稿では、燃焼度を 180000MWd/tU として、中空部の直径を 1mm, 2mm, 3mm, 4mm の 4 ケースについて解析を行った。大粒径ペレット同様に中空ペレットにおいても効果の定量的性と実現性についても検討した。

3. 解析結果

3.1 解析入力データ

Table 2 に燃料挙動解析を行う場合の FEMAXI-8 の主要な入力データを示す.

Table 2 FEMAXI-8 input data for SMR fuel

Input item	Input data	Reason or Reference
Axial segment number	21	Ref. (4)
Cladding material	M5	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-29, Table 4.2-1)
Cladding outer diameter [mm]	9.5	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Cladding inner diameter [mm]	8.28	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Active length [mm]	2000	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Fuel rod length [mm]	2182	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Pellet diameter[mm]	8.1153	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Pellet length[mm]	10.16	Ref. (7), (Chapter4 p.4.2-30, Table 4.2-2)
Enrichment [%]	4.95	Ref (7), p.11
Theoretical density [%TD]	96.5	Ref. (7), (Chapter4 p.4.3-22, Table 4.3-1)
Dish diameter[cm]	0.6734	Ref. (4), p.44
Dish depth [cm]	0.0343	Ref. (4), p.44
Dish bottom diameter [cm]	0	Ref. (4), p.44
Chamfer width [cm]	0.0001	Ref. (4), p.44
Chamfer depth [cm]	0.0001	Ref. (4), p.44
Plenum volume [cm ³]	12.7	Calculated from Ref. (7)
Initial plenum pressure [MPa]	2	Decided not to cause thermal feedback in end of fuel life
Analysis burnup [MWd/tU]	180000	The maximum burnup that can be calculated stably with FEMAXI-8 is set to 180,000 MWd/tU.
Fuel rod LHR [W/cm]	128	Rf. (7) (Chapter4 p.4.3-23, Table4.3-2)
Fast neutron flux [n / (cm ² · s)]	5×10^{13}	Ref. (4) p.7
Inlet coolant temperature [°C]	250	Ref. (7) (Chapter4 p.4.4-21, Table 4.4-1)
Primary coolant pressure [MPa]	13.79	Ref. (7) (Chapter1 p.1.3-2, Table1.3-1)
Core coolant velocity [m/s]	0.921	Calculated from mass flow rate, flow cross-sectional area and core inlet temperature in Ref. (7)
Relative axial power distribution	Real Core distribution	Ref. (7) (Chapter4 p.4.3-40, Fig.4.3-13 middle of cycle)
Radial power distribution	PLUTON	-

3.2 燃料棒健全性評価

(1) 燃料中心温度

Fig. 3 に燃料中心温度を示す. 燃焼初期に約 700°Cから増加して燃焼末期では 1087°Cとなった.

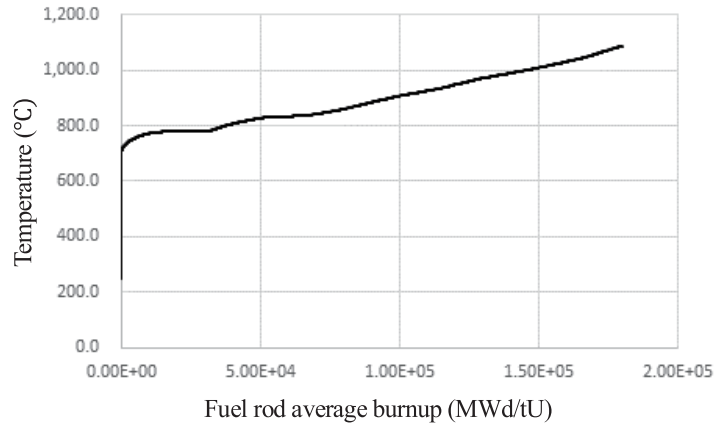


Fig. 3 Fuel center temperature

(2) 燃料棒内圧

Fig. 4 に燃料棒内圧を示す. 燃料棒にはヘリウムガスが封入されており, 燃焼とともにペレットから FP ガスが放出され内圧が上昇し, 燃焼末期で最も高く 12.1MPa となった. この値は, 1 次冷却材圧力以下となっている.

Fig. 5 に FP ガス放出率を示す. FP ガス放出率は約 120000MWd/tU あたりから急激に上昇し, 燃料棒内圧と同様に燃焼末期で最も高くなった.

Fig. 6 にペレットと被覆管の接触圧を示す. 接触圧は, ペレットと被覆管が接触したときに応力が大きくなった. 燃焼が進んでも応力は発生しているため, サーマルフィードバックの判断の基準としているペレット被覆管ギャップは広がっていないことがわかる.

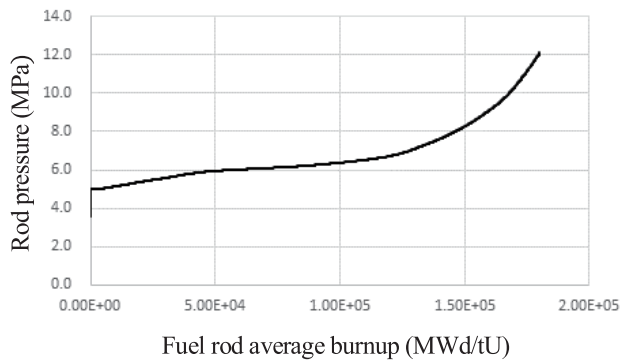


Fig.4 Fuel rod inner pressure

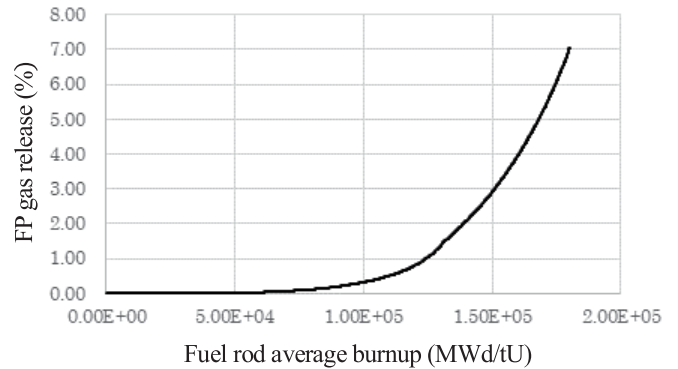


Fig.5 FP gas release

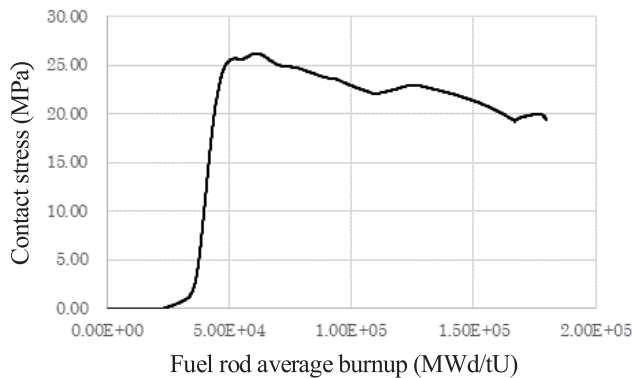


Fig. 6 Contact stress between pellet and cladding

(3) 被覆管応力

Fig. 7 にペレット外径および被覆管内径, Fig. 8 に被覆管応力を示す. 燃焼初期では被覆管とペレットにギャップがあり, 被覆管応力は内外圧差による応力と熱応力のみで発生する応力でありその値は小さい. 燃焼が進むと被覆管はクリープダウンを起こし, ペレットは焼きしまりの後, スエリングによって外径が増加する. その後, 燃焼度が約 30000MWd/tU でペレットと被覆管はソフトコンタクトし, 約 40000MWd/tU でハードコンタクトした後, 被覆管応力が大きくなったことがわかる. 具体的な応力としては, 燃焼初期では被覆管相当応力は 68.6MPa, 燃焼末期では被覆管相当応力は 122MPa となった. また, ペレットと被覆管の接触後に一旦応力低下がみられるが, その後応力が大きくなっている.

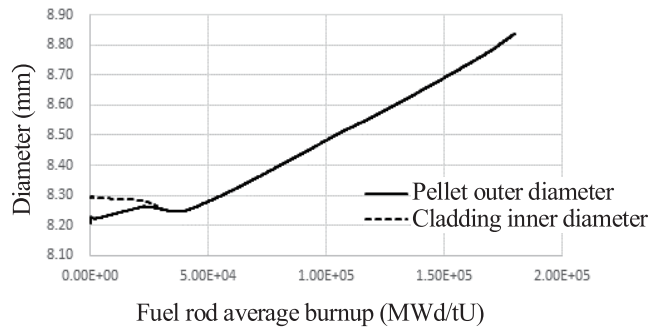


Fig. 7 Pellet outer diameter and cladding inner diameter

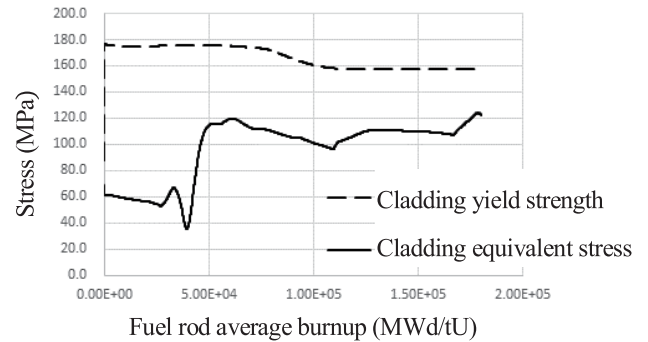


Fig. 8 Fuel cladding stress

(4) 被覆管ひずみ

0~180000MWd/tU までの燃焼度の中でひずみ変化量を求めた結果, 120000MWd/tU 時においてひずみ変化量の最大値が, 0.1252% となった.

(5) 被覆管疲労

被覆管疲労は Fig. 9 に示す日負荷追従運転の出力変化を想定して被覆管応力評価を行った.

疲労評価は燃料寿命初期(0MWd/tU), 寿命中期(90000MWd/tU), 寿命末期(180000MWd/tU) の3つの時期に分けて評価を行った. このように3つの時期に分けているのは, 被覆管とペレットの接触状態が大きく変化する典型的なタイミングであることに加えて, FEMAXI-8 における出力履歴出力数に制限があるためである.

まず, 燃料寿命初期(BOL)での解析結果を述べる. 被覆管相当応力について Fig. 10 に示す. 応力のグラフが太い帯状となっているが, これは日負荷変動出力のため, 被覆管応力も短期間で変化し帯状のプロットと見えているためである. 応力としては, 寿命初期では最大応力が約 73MPa, 最小応力が約 69MPa で, 応力振幅は 2MPa 程度であった.

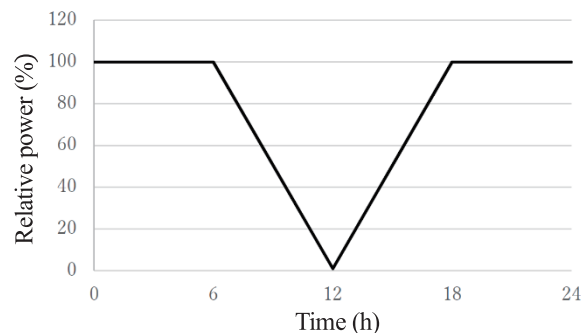


Fig. 9 Power change during daily load follow operation

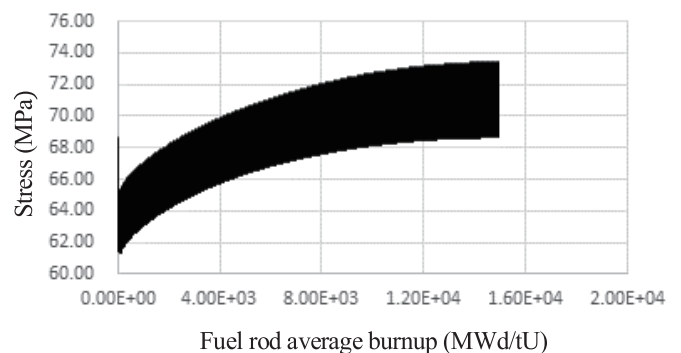


Fig. 10 Cladding equivalent stress (BOL)

つぎに, 燃料寿命中期(MOL)での解析結果を述べる. 被覆管相当応力について Fig. 11 に示す. 寿命中期では最大応力が約 316MPa, 最小応力が約 65MPa であるため, 応力振幅は 126MPa 程度であった.

最後に、燃料寿命末期(EOL)での解析結果を述べる。被覆管相当応力について Fig. 12 に示す。寿命末期では最大応力が約 205MPa、最小応力が約 127MPa であるため、応力振幅は 39MPa 程度であった。

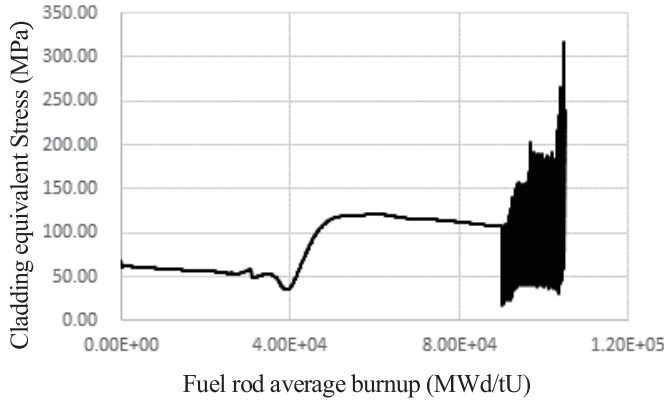


Fig. 11 Cladding equivalent stress (MOL)

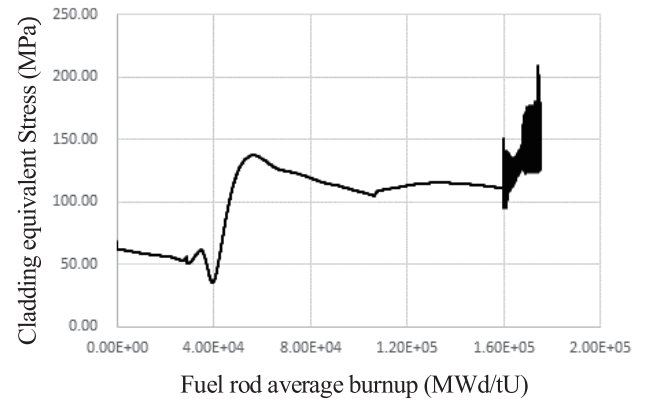


Fig. 12 Cladding equivalent stress (EOL)

被覆管疲労評価は前報⁽⁶⁾と同様に高燃焼度時に至るまでの日負荷追従運転時の被覆管の疲労評価を行うために燃料寿命初期、寿命中期、寿命末期の3つに分けて応力振幅を求めた。その中で最も応力振幅が大きかった寿命中期に基づいて疲労評価を行う。燃料寿命中期において最大の応力は約 316MPa、最小応力は約 65MPa であることから、応力振幅は約 126MPa となった。ジルカロイ-4のS-N曲線より、126MPaでの許容繰返し数は約 20000回であることがわかる。ここで、日負荷追従運転を 180000MWd/tU 全体を通して行ったとして、寿命初期、寿命末期においても、寿命中期と同等の応力振幅が発生するとして累積疲労損傷係数 D を求める。ただし、FEMAXI-8の出力履歴点数の制限から、一度の解析で生じる応力繰返し数は730回であり、その期間に進む燃料棒平均燃焼度は 14933.6MWd/tU であることから、燃焼期間全体 (180000MWd/tU)

の応力振幅繰返し数を次式で求めることとした。

$$\begin{aligned} (\text{応力振幅繰返し数}[\text{回}]) &= \frac{(\text{燃焼期間全体の燃焼度})[\text{MWd/tU}]}{(\text{一度に解析で生じる燃焼度})[\text{MWd/tU}]} \times (\text{一度に解析で生じる応力振幅繰返し数})[\text{回}] \\ &= \frac{180000}{14933.6} \times 730 \cong 8798.95[\text{回}] \end{aligned}$$

となり、累積疲労損傷係数 D は、 $\frac{(126\text{MPaでの応力振幅繰返し数})[\text{回}]}{(126\text{MPaでの許容繰返し数})[\text{回}]} = \frac{8798.95}{20000} = 0.44 (< 1)$ と1未満となった。

(6) 被覆管腐食

Fig. 13 に被覆管外面酸化膜厚さを示す。被覆管外面酸化膜厚さは燃焼末期において 49 μm となった。

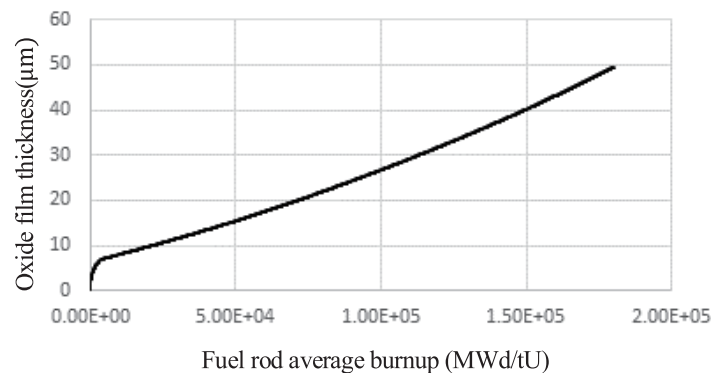


Fig. 13 Cladding outer oxide film thickness

3.3 FP ガス放出低減策

3.3.1 大粒径ペレット

Fig. 14 に大粒径ペレットの FP ガス放出率を示す. 結晶粒径は 10 μm を基準とし, 20 μm からが粒径が大きくなるにつれて, FP ガス放出率が低下していることがわかる. また, Fig. 15 に大粒径ペレットの燃料棒内圧を示すが, 結晶粒径を大きくすると燃料棒内圧も低下することがわかる.

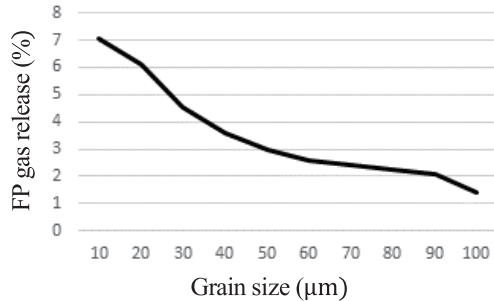


Fig. 14 FP gas release rate of large pellets

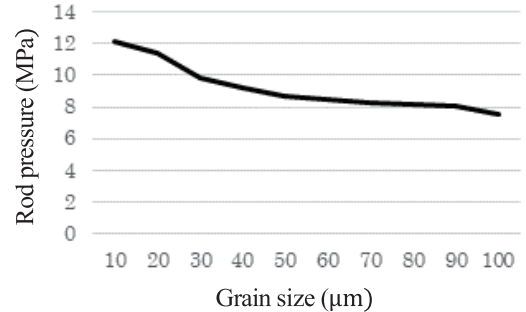


Fig. 15 Fuel rod pressure of large grain pellet fuel

なお, Table 3 に Fig. 14 および Fig. 15 の結晶粒径に対する FP ガス放出率と燃料棒内圧の値を示す.

Table 3 Pellet grain size and FP gas release rate

Grain Size(μm)	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
FGR(%)	7.06	6.13	4.52	3.59	3	2.61	2.41	2.23	2.08	1.41
Inner Pressure (MPa)	12.1	11.4	9.87	9.17	8.73	8.44	8.3	8.19	8.07	7.56

3.3.2 中空ペレット

Fig. 16 に中空ペレットの FP ガス放出率を示す. 中実ペレット(0mm)を基準とし, 中空部径を大きくすると FP ガス放出率が低下している. Fig. 17 に中空ペレットの燃料棒内圧を示すが, 中空部径を大きくすると燃料棒内圧も徐々に低下している.

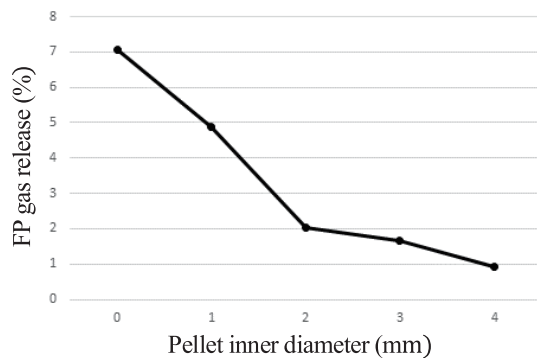


Fig. 16 FP gas release of annular pellet

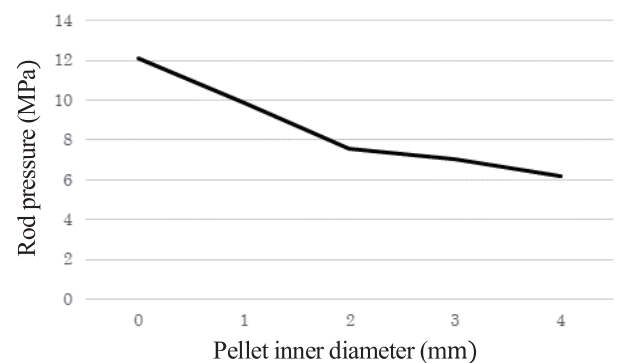


Fig. 17 Rod pressure of annular pellet

なお, Table 4 に Fig. 16 および, Fig. 17 の FP ガス放出率と燃料棒内圧を表にまとめたものを示す.

Table 4 Annular pellet dimensions and FP gas release rate

Inner diameter(mm)	0	1	2	3	4
FP gas release rate (%)	7.06	4.87	2.04	1.65	0.92
Inner Pressure (MPa)	12.1	9.88	7.55	7.03	6.21

Fig. 18 に中空ペレットの燃焼期間と燃料棒平均燃焼度の関係について示す。中空ペレットは中空部径を大きくすればするほど FP ガス放出は低減されるが、Fig. 18 を見ると中空部径が 1mm に比べて 4mm のほうが短時間で高燃焼度（180000MWd/tU）に達していることがわかる。中空部径が 1mm で 6527 日、2mm で 6238 日、3mm で 5753 日、4mm で 5067 日で高燃焼度に達しており、1mm と 4mm を比較すると、4mm のほうが 1460 日も早く高燃焼度に達することがわかった。

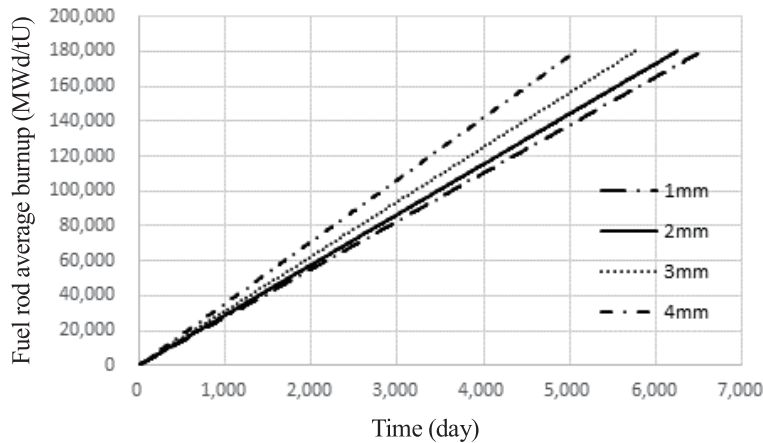


Fig. 18 Relation between irradiation time and burnup of annular pellet

4. 考察

4.1 燃料棒健全性評価

(1) 燃料中心温度

燃料中心温度は、燃焼とともに FP がペレットに蓄積してペレット熱伝導率の低下により上昇する。しかし、燃焼初期はペレット被覆管ギャップが狭まる方向のため、ペレットから被覆管への熱伝達は良くなりほとんど温度上昇は見られない。燃料中心温度は燃焼初期から燃焼末期へ徐々に大きくなっており、燃焼末期では 1087℃を示していた。評価基準は二酸化ウランの溶融点である 2800℃以下であることから燃焼による融点効果を考慮しても融点は 2224℃であるため、基準値を大きく下回る。したがって、評価基準を満足している。

燃料中心温度は評価基準を大幅に下回っていることから、さらなる高燃焼度化が可能であることがいえる。

(2) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は解析結果でも前述したように、燃焼とともにペレットから FP ガスが放出され内圧が上昇する。

Fig. 4 の燃料棒内圧と Fig. 5 の FP ガス放出率を比較すると、FP ガス放出率が約 120000MWd/tU あたりから上昇しており、同じ燃焼度で燃料棒内圧も上昇していることがわかる。このように、燃焼とともに FP ガスが放出され内圧も上昇していくので、内圧は燃焼末期で最も高くなり、12.1MPa となった。Fig. 6 のペレットと被覆管の接触圧を確認すると、燃焼末期においても応力は発生しているのでペレットと被覆管のギャップは増加していないことからサーマルフィードバックは起こしておらず、評価基準を満足している。

燃料棒はサーマルフィードバックを起こしていないため、更なる高燃焼度化は可能と考えられるが、燃料棒内圧は冷却材圧力に近づいている。したがって、大幅に燃焼度を上昇させるとサーマルフィードバックを起こす可能性があるため、さらなる高燃焼度化を目指す場合、燃料棒内圧に注意すべきである。

(3) 被覆管応力

被覆管応力は 2.2.1 に記載されているように、被覆管の耐力以下であるかを確認する。燃焼初期の被覆管相当応力は 68.6MPa であるため、降伏応力よりはるかに下回っている。したがって、評価基準を満足しているといえる。被覆管応力は M5 の耐力に比べて非常に小さい値を示している。したがって、さらなる高燃焼度は可能であるといえる。

(4) 被覆管ひずみ

被覆管ひずみは過渡変化時前後の被覆管周方向被覆管ひずみの差異からひずみ変化量を求めた。結果は 0.1252%と基準の 1%よりはるかに小さい値となった。

ひずみ変化は日負荷追従運転により生じ、ペレットと被覆管の接触が強い場合ひずみ変化は大きくなる。Fig. 6 のペレットと被覆管の接触圧を見ると燃焼度が高くなるにつれて小さくなっている。このことは、燃焼中期で応力振幅が最大となっていることとも一致している。従って、さらなる高燃焼度においても日負荷追従運転による応力振幅が大きくなることはないと考えひずみ変化量は十分 1%より小さいといえる。

(5) 被覆管疲労

被覆管疲労は累積疲労損傷係数が 1 以下であるかを確認する。3.2(5)より累積疲労損傷係数は 0.44 となっており 1 以下である被覆管は疲労破壊を起こさない。被覆管疲労は累積疲労損傷係数が 0.44 と 1 に対して余裕があるため、さらなる高燃焼度化は可能であるといえる。

(6) 腐食

腐食については被覆管の肉厚に対して 10%減肉が 100 μ mであるため、被覆管酸化膜厚さが 100 μ m 以下であることを確認した。Fig. 13 より被覆管酸化膜厚さは燃焼末期において 49 μ m であり 100 μ m 以下であることを確認した。

SMR 実炉では M5 (Zr, Nb) 被覆管が採用されており、その特性は耐腐食性である。酸化膜厚さも評価基準より大きく下回っていることからさらに高燃焼度が可能であるといえる。

4.2 FP ガス放出低減策の検討

4.2.1 大粒径ペレット

結晶粒径が 10 μ m を基準として 20 μ m から 100 μ m までの解析を行ったところ FP ガス放出率は結晶粒径が大きくなるにつれて低下していることを確認した。SMR 実炉条件においても粒径を大きくすることで FP ガス放出率が低下した結果は昨年度の卒業研究⁽⁶⁾と同様な挙動を示している。結晶粒径を大きくすることで FP ガスが低減されることは明らかであるため、製造上実現可能な最大粒径を検討する必要があるが、焼結雰囲気調整し、過酸化状態にすることで粒径を標準ペレットの 5 倍 (50 μ m) まで大きくすることができると北島ら⁽¹⁵⁾により明らかにされている。つまり、粒径 50 μ m のペレットは製造可能と考えられることから、Table 3 より FP ガス放出を 1/2 以下に低減することは十分実現性があることがわかった。

4.2.2 中空ペレット

中空ペレットを採用することで、FP ガス放出が低減されることを確認したが、中空ペレットを採用する場合の欠点は、燃料棒へのウラン装荷量が少なくなるため所定の燃焼度（今回の場合 180GWd/tU）に到達する時間が短くなり、燃料取替頻度が増加し、燃料サイクルコストが増加することである。そこで、中空径の大きさの FP ガス放出への効果および所定燃焼度到達日数短縮への影響を判断するため、中空ペレットの FP ガス放出率および 180GWd/tU の到達日数を基準とした減少割合（%）を Table 5 に示した。この結果から、中空径 2mm までは、中空ペレット採用による FP ガス放出率低減割合と 180GWd/tU 到達日数減少割合が同等程度であるが、中空径が 3mm 以上になると FP ガス放出率低減割合に比べて 180GWd/tU 到達日数減少割合が大きくなることがわかった。このことから、中空ペレットを採用する場合中空径を 2mm までに抑えておく必要があることがわかった。

Table 5 Annular pellet dimensions effect

Inner diameter(mm)	0	1	2	3	4
FP gas release rate reduction (%)	-	2.19	5.02	5.41	6.14
Reduction in number of days to reach 180 GWd/tU (%)	-	1.45	5.81	13.14	23.49

4.2.3 対策の基本的考え方

高燃焼度化のためには燃料棒へのウラン装荷量を多くするべきであるので、基本的には大粒径ペレットを対策として採用する。しかし、Fig. 15 から大粒径ペレットも結晶粒径が 50 μ m を超えると FP ガス放出率低減の効果が小さくなっていることがわかる。従って、大粒径ペレットだけで FP ガス放出を抑制しきれない場合に、中空

ペレットを採用することを検討する。その場合中空径と FP ガス放出率の効果と所定燃焼度到達日数への影響の両方を考慮して決める必要がある。今回の炉心・燃料の条件では、中空ペレットの中空径としては 2mm までに抑えておくことが妥当であることがわかった。

5. 結論

SMR 実炉（VOYGR）条件で高燃焼度における燃料棒健全性評価を行い、さらなる高燃焼度化の可能性あることを確認することができた。また、高燃焼度時に問題となる FP ガス放出（燃料棒内圧上昇）低減策については、大粒径ペレットと中空ペレットについて、その効果の定量的な評価を行い、FP ガス放出低減対策の基本的な対策として、結晶粒径50 μ mまでで効果が不十分の場合、中空ペレットを FP ガス放出率低減効果と燃焼度到達日数短縮の影響の両者を考慮して対策をとることが重要であることを確認した。

参考文献

- (1) 日本原子力産業会議編，世界の原子力発電開発の動向 2024 年版（2024），p.48，日本原子力産業会議。
- (2) IAEA, *Advances in Small Modular Reactor Technology Development 2022 Edition* (2022), p.1, IAEA.
- (3) 読売新聞オンライン，“小型次世代原子炉の燃料，米で 10 月から製造…ロシア依存からの脱却を図る”，
<https://www.yomiuri.co.jp/world/20230930-OYT1T50010/>（参照日 2024 年 5 月 7 日）。
- (4) 松浦敬三，原子愛唯，小型モジュール炉燃料の高燃焼度化に向けた燃料ふるまい解析，福井工業大学研究紀要(2022)，Vol.52, pp.40-50.
- (5) S.Michael Modro, “Multi-Application Small Light Water Reactor Final Report”, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory Bechtel BWXT Idaho, LLC(2003).
- (6) 松浦敬三，高川喜裕，小型モジュール炉燃料の高燃焼度化適用性検討，福井工業大学研究紀要(2023)，Vol.53, pp.63-74.
- (7) Carrie Fosaaen, “Submittal of the NuScale Standard Design Approval Application Part 2 – Final Safety Analysis Report, Chapter 4, Revision 0”, NuScale Power, LLC(2023).
- (8) 関西電力株式会社，大飯発電所 発電用原子炉設置許可申請書（3，4号炉完本）(2010).
- (9) 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)
- (10) 加圧水型原子炉に用いられる 17 行 17 列の燃料集合体について，原子炉安全専門審査会，PWR 新型燃料検討会，昭和 51 年 2 月 16 日
- (11) 発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について，原子力安全委員会了承，昭和 63 年 5 月 12 日
- (12) W. J. O'Donnel and B. F. Langer, “Fatigue Design Basis for Zircaloy Components”, *Nuclear Science and Engineering*, 20(1964), pp. 1-12.
- (13) Miner, M.A., “Cumulative Damage in Fatigue”, *Journal of Applied Mechanics*, A, 12 (1945), pp. 159-164.
- (14) 竹田敏一編，シリーズ現代科学の基礎 1 原子炉物理(2009)，日本原子力学会，p.183
- (15) 北島庄一，木下幹康，高燃焼度用改良燃料の基礎的性能評価—大幅高燃焼度時の FP ガス放出挙動の解析—電力中央研究所報告・研究報告：T92077，(1993 年 5 月)，p.12.

（2024 年 8 月 2 日受理）