高速炉における酸化物燃料炉心と金属燃料炉心の特性の比較

2026/11/6　千葉　豪

自らの勉強を兼ねて、高速炉における酸化物燃料炉心と金属燃料炉心の特性の比較を行った。本稿の内容全てに著者自身が責任を持つが、結果の解釈などにおいて誤っているところも多々あるものと考えられるので、その点は読者の判断に委ねたい。酸化物燃料炉心と金属燃料炉心の比較については、文献 [1] に広範な検討の結果がまとめられており、そちらも参照されるとよい。

1　解析対象

酸化物燃料炉心としては、高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究（通称 FS）のフェーズ II における大型 MOX 燃料高内部転換型代表炉心を対象とした [2]。この炉心には、燃料増殖性能が異なる導入期炉心と平衡期炉心の 2 種類があり、増殖比は前者が 1.10 程度、後者が 1.03 程度である。平衡期炉心では、導入期炉心に導入される径ブランケットが中性子反射体に置換され、また上部軸ブランケット領域の長さが 20 cm から 15 cm に短縮される。

金属燃料炉心としては、大型金属燃料高出口温度型炉心を対象とした [3]。この炉心についても導入期炉心と平衡期炉心が設計されている。金属燃料炉心は転換比が酸化物燃料炉心と比べて高いため、径ブランケットが配置されていない。また、導入期炉心では軸ブランケットが配置されているが、平衡期炉心では削除されている。

Table 1 にこれらの炉心の主要仕様を示す。運転サイクル長さと燃料交換バッチ数に大きな違いがあり、その積は酸化物燃料炉心で 3,200 日、金属燃料炉心で 1,962 日となり、ほぼ 1.5 倍の差異がある。この主な理由は炉心部取り出し平均燃焼度の目標値の違いにある。文献 [3] によると、酸化物燃料炉心では 150 GWd/t を設定しているが、金属燃料炉心では炉心材料の高速中性子照射量制限により 100 GWd/t 程度までしか達成できない見込みであるとされている。実際に本検討で対象とする炉心の炉心部取り出し平均燃焼度も酸化物燃料炉心、金属燃料炉心でそれぞれ 150、100 GWd/t 程度となっており、前述の運転サイクル長さと燃料交換バッチ数の積の比と同程度であることが分かる。

本検討では、平衡期炉心を対象とする。増殖比はいずれの燃料の炉心も 1.03 程度とされている。

Table 1: 酸化物燃料炉心と金属燃料炉心の主要仕様

	酸化物燃料炉心		金属燃料炉心	
	導入期	平衡期	導入期	平衡期
炉心熱出力 [MWt]	3,570	←	←	←
電気出力 [MWe]	1,500	←	←	←
運転サイクル長さ [day]	800	←	654	←
燃料交換 · 定期検査期間 [day]	45	←	←	←
燃料交換バッチ数	4	←	3	←
炉心高さ [cm]	100	←	95	←
軸ブランケット厚さ（上部/下部）[cm]	20/20	15/20	12/0	0/0
炉心燃料集合体数（内側/外側）	288/274	←	297/348	←
径方向ブランケット体数	96	0	←	←
制御棒本数（主炉停止系/後備炉停止系）	40/17	←	21/7	←

2　装荷燃料の仕様

装荷燃料の TRU 組成は、酸化物燃料炉心、金属燃料炉心それぞれの平衡サイクル組成とした。数値を **Table 2** に示す。酸化物燃料のほうが高次 Pu、TRU の割合が大きいが、これは炉心取り出し平均燃焼度が大きいことに由来するものと考えられる。異なる TRU 組成が、炉心特性に差異を生じさせる可能性があるため、同一の TRU 組成で比較するのが好ましいとも考えられるが、本検討ではこの表に示すように、炉心毎に異なる TRU 組成を用いる。

Table 2: 装荷燃料の TRU 組成（%）

	酸化物燃料	金属燃料
Pu-238	1.7	1.1
Pu-239	55.9	66.0
Pu-240	30.5	25.2
Pu-241	3.4	2.4
Pu-242	3.3	2.4
Np-237	0.3	0.4
Am-241	3.0	1.6
Am-242m	0.1	0.0
Am-243	1.0	0.5
Cm-244	0.6	0.4
Cm-245	0.2	0.1

計算は `CBZ` コードシステムの `FRBurner` モジュール [4] により行った。JENDL-5 に基づく 70 群の核データライブラリを用いて均質集合体モデルで実効断面積を計算し、全炉心計算は 70 群の断面積を用いた二次元円筒体系の拡散計算で行った。平衡サイクル末期（EOEC）で実効増倍率が 1.01 近傍となるように Pu 富化度調整を行った結果、Pu 富化度は酸化物燃料炉心の内側、外側炉心のそれぞれで 18.2、21.0 wt%、金属燃料炉心で 12.4 wt%となった。平衡サイクルに至るまでの実効増倍率の推移を **Fig. 1** に示す。

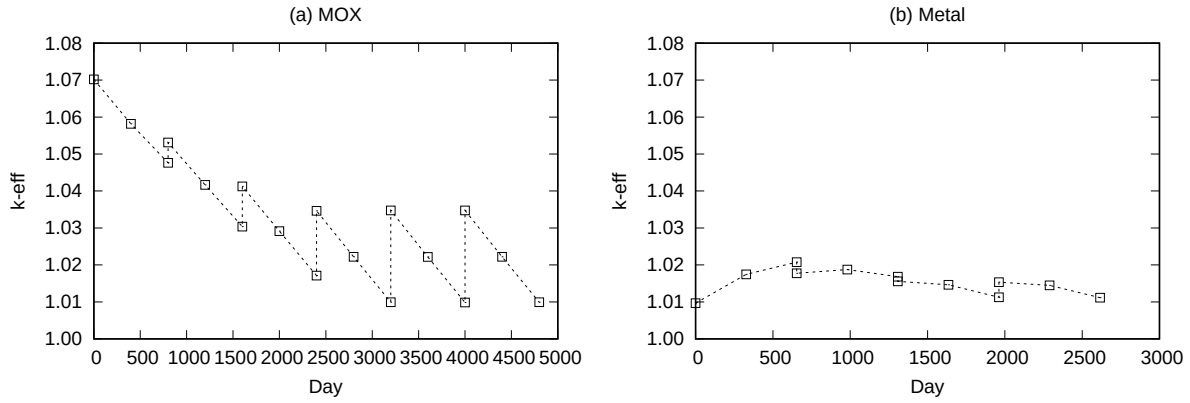


Fig. 1: 中性子実効増倍率の燃焼中の推移の比較

3　差異の検討

3.1　燃焼反応度

燃焼反応度を比較すると、酸化物燃料炉心で 2.5%程度、金属燃料炉心で 0.5%程度と両者に大きな差異があり、それが制御棒本数の差異として Table 1 に現れているものと理解できるであろう。一般に、金属燃料は、重金属密度を大きくとれるため、相対的に U-238 の割合を高めることができることから、転換 · 増殖に優れていると認識されている。本検討では、いずれも同程度（1.03 程度）の増殖比となる設計例に基づいているので、炉心全体としての転換 · 増殖性能に違いはないものと考えられるが、炉心燃料部の増殖比は、ブランケット燃料を装荷する酸化物燃料炉心では 0.87 程度まで低下することから、それが燃焼反応度の差異として現れている（中性子インポータンスが低いブランケット領域で Pu が生成されても反応度へのインパクトは小さい）の考えればよいであろう。

3.2　冷却材ボイド反応度

炉心領域、ブランケット領域（酸化物燃料炉心のみが該当）中の全てのナトリウムがボイド化したという条件で、EOEC での冷却材ボイド反応度を計算した。結果を **Table 3** に示す。文献に記載されている値は、酸化物燃料炉心で 5.3$、金属燃料炉心で 7.8$であり、本検討の結果が過大評価となっている。この理由として、全てのナトリウムをボイド化させている点、燃料集合体の非均質効果を考慮していない点が挙げられる。文献において非均質効果は酸化物燃料炉心、金属燃料炉心のそれぞれで 0.87、0.96 と評価されていることから、これをそのまま適用した場合、今回の評価結果はそれぞれの炉心で 7.1$、10.3$となる。この場合、文献値に対する比はいずれも 1.3 程度となるため、両者を比較するという観点からは、概ね適切な評価結果であるものと判断できる。

Table 3: 冷却材ボイド反応度の計算結果

	酸化物燃料	金属燃料
実効遅発中性子割合 β_{eff}	0.00326	0.00352
冷却材ボイド反応度（dk/kk’）	0.02674	0.03752
冷却材ボイド反応度（$）	8.2	10.7

本検討で得られた（非均質効果を無視した）冷却材ボイド反応度は、$単位では金属燃料炉心は酸化物燃料炉心と比較して 30%程度大きい。一方、β_{eff} は酸化物燃料炉心のほうが 10%程度小さいことから、冷却材ボイド反応度を dk/kk’ 単位で比較した場合には、金属燃料炉心は酸化物燃料炉心と比較して 40%程度大きいことになる。β_{eff} の核種毎の寄与を **Table 4** に示すが、U-238 の寄与の違いが主要因であることが分かる。金属燃料炉心では燃料中の Pu の割合が小さく、相対的に U-238 の割合が大きくなることから、遅発中性子割合が大きい U-238 の核分裂の寄与が大きくなることで、β_{eff} が大きくなるものと理解すればよいであろう。EOEC における全核分裂源における核種毎寄与割合を **Table 5** に示すが、U-238 の寄与割合に大きな違いがあることが分かる。

Table 4: β_{eff} の核種毎の寄与

	酸化物燃料	金属燃料
Total	0.00326	0.00352
U-235	0.00004	0.00005
U-238	0.00143	0.00183
Pu-239	0.00119	0.00126
Pu-240	0.00020	0.00015
Pu-241	0.00034	0.00019

Table 5: 全核分裂源における核種毎の寄与割合

	酸化物燃料	金属燃料
U-235	0.010	0.011
U-238	0.116	0.144
Pu-238	0.013	0.007
Pu-239	0.690	0.725
Pu-240	0.076	0.058
Pu-241	0.073	0.043

冷却材ボイド反応度を要因別に分解したものを **Table 6** に示す。主要成分である散乱項、漏洩項のいずれも、絶対値として金属燃料炉心のほうが大きいことが分かる。

Table 6: 要因別の冷却材ボイド反応度（単位 dk/kk'）

	酸化物燃料	金属燃料
生成項	-0.0002	-0.0001
吸収項	+0.0039	+0.0025
散乱項	+0.0312	+0.0473
漏洩項	-0.0081	-0.0121
正味	+0.0267	+0.0375

要因別の冷却材ボイド反応度について、エネルギー群毎の寄与を **Fig. 2** に示す。炉心間の差異の分析の参考にするため、両炉心について EOEC での内側炉心燃料の炉心内最中央部に位置する媒質における中性子束と随伴中性子束のエネルギースペクトルを **Fig. 3** に示す。エネルギースペクトルを比較する目的であるため、適当な定数を乗じ、数値として同程度となるように調整している（従って、絶対値としては意味が無い）。

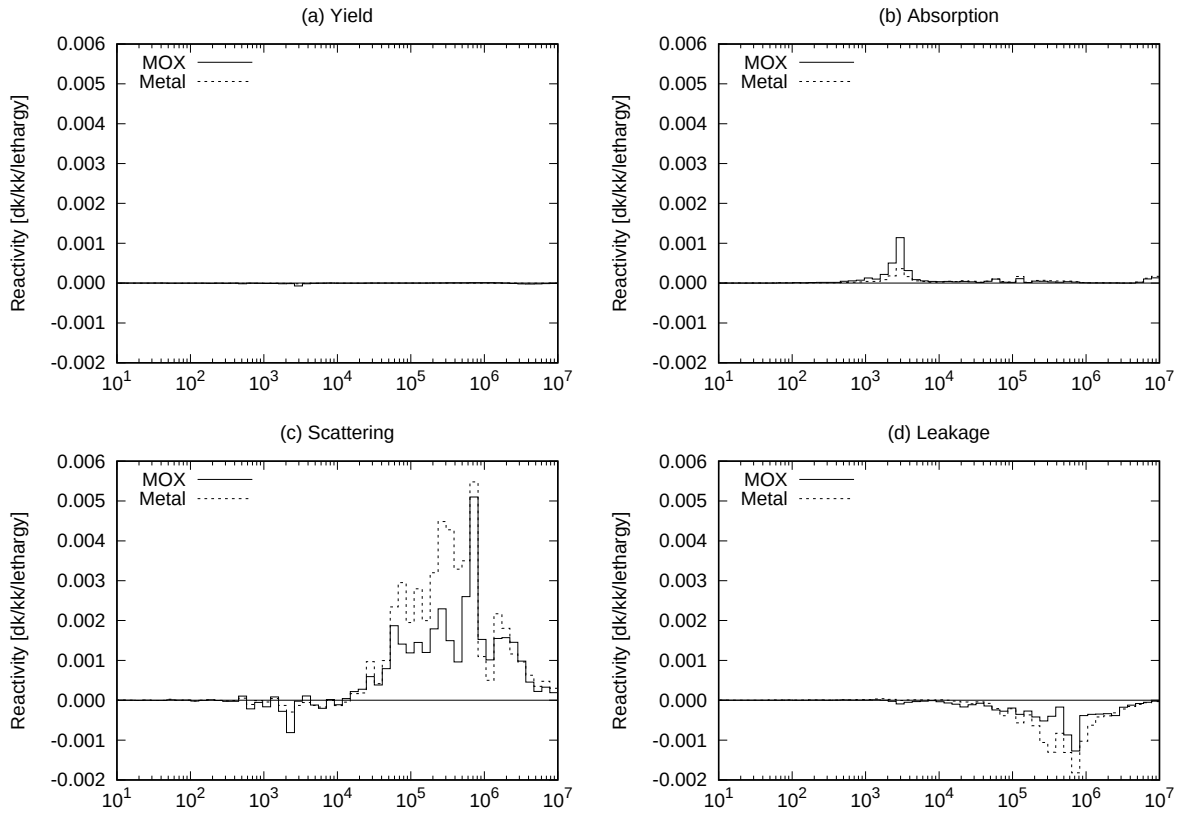


Fig. 2: 要因別冷却材ボイド反応度のエネルギー群毎寄与

中性子スペクトルについては、全体的に金属燃料炉心のほうが硬いが、これは酸化物燃料に含まれる O-16 のような軽核が燃料に含まれていないことが主な理由と考えられる（関連して、酸化物燃料炉心のスペクトルにおいて O-16 の 0.4 MeV における共鳴弾性散乱反応のよる歪みが見られる）。また、1 MeV を超える領域では逆に酸化物燃料炉心の中性子束レベルのほうが大きいように見えるが、これは金属燃料炉心では非弾性散乱断面積の値が Pu-239 と比べて大きい U-238 の存在割合が高いことに由来するものと考えられ

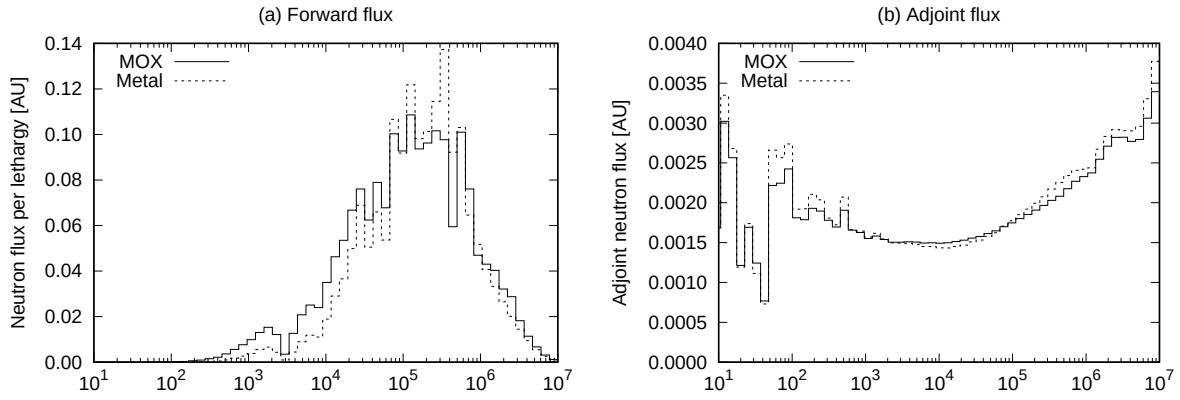


Fig. 3: 内側燃料炉心の炉心最中心部の燃焼領域における中性子束と随伴中性子束

る。非弾性散乱断面積を比較したものを **Fig. 4** に示す。冷却材ボイド反応度の漏洩項における炉心間の差異については、この中性子束スペクトルの硬軟の違いにより説明できるであろう（実際に数 MeV 以上では漏洩項における炉心間の差異は小さい）。また、酸化物燃料炉心にはブランケットが存在するため漏洩が幾分緩和される点も、漏洩項の差異に寄与するものと考えられる。

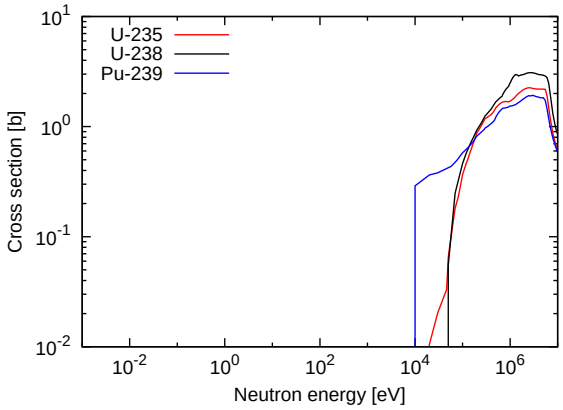


Fig. 4: 非弾性散乱断面積の比較

随伴中性子スペクトルについては、10 keV 以上の領域で金属燃料炉心のほうがエネルギーに対する勾配が大きく、これが冷却材ボイド反応度の散乱項の差異の原因と考えられる。随伴中性子スペクトルの形状は η 値で概ね説明できることから、両炉心の当該燃料媒質についての $\nu\Sigma_f/\Sigma_a$ を **Fig. 5**(a) に示すが、両炉心に大きな差異は見られないことが分かる。随伴スペクトルの形状を議論する際にはこれに漏洩の寄与を考慮する必要があるが、漏洩の寄与は金属燃料炉心のほうがむしろ大きいため、η 値に加えて漏洩を考慮することで随伴中性子スペクトルの形状に近づくとは考え辛い。一方、あるエネルギー群に中性子を導入した場合、その中性子は散乱により他の群に遷移したうえで次の反応を起こすことも考えられる。10 keV 以上では、エネルギーの低下に伴い随伴中性子束レベル、η 値のいずれも低下することから、散乱による他群への遷移は中性子の増倍という観点から負の効果と考えてよい。そこで、$\nu\Sigma_f/\Sigma_a$ の分母に対して散乱除去断面積を加えた指標について同様に比較した。結果を Fig. 5(b) に示すが、10 keV 以上で、金属燃料炉心のこの指標のエネルギーに対する勾配がより大きいことが分かる。酸化物燃料炉心では燃料に含まれる O-16 が中性子を減速する効果を有するため、高エネルギーで系に導入された中性子は散乱によってエネルギーを失い、その重要度を低下させる可能性がある。それにより、酸化物燃料炉心では高エネルギー領域の

随伴中性子スペクトルレベルが、金属燃料炉心と比べて低くなるものと解釈できる[1]。

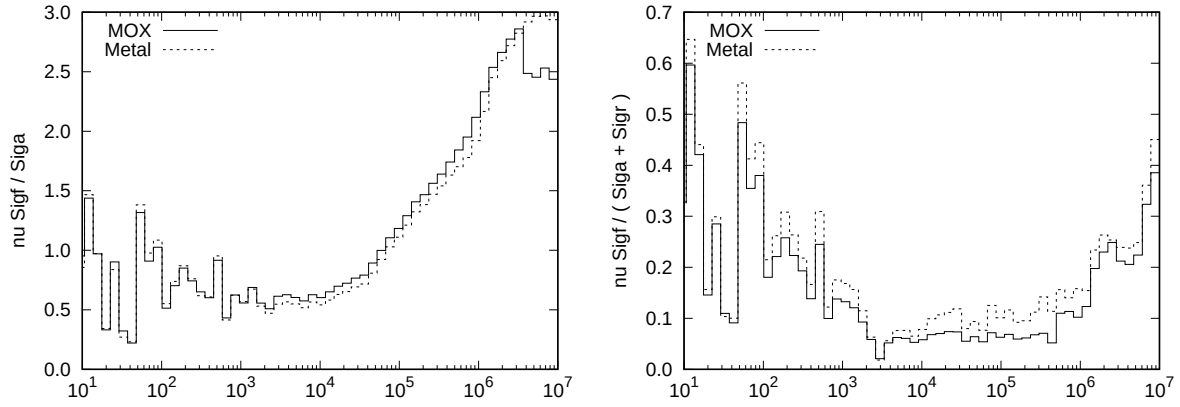


Fig. 5: η 値と散乱除去を考慮した η 値

[1]当初、金属燃料炉心で冷却材ボイド反応度が大きな値となるメカニズムについて、U-238 の含有割合が大きいため、U-238 の核分裂（しきい値）反応の影響がより大きく現れることから、随伴中性子スペクトルにエネルギー勾配が生じ、散乱成分が大きくなる、と考えていたが、それは適切ではなかった。文献 [1] の「冷却材以外に軽い原子核がないために、冷却材密度変化の影響が相対的に大きくなる」という定性的な記述が本質を捉えていると言えよう。

3.3 MA 変換特性

文献 [1] では、MA の変換特性について酸化物燃料炉心と金属燃料炉心の比較を行っている。金属燃料炉心では中性子スペクトルがより高エネルギー側にシフトすることから、「MA は中性子エネルギーの高い領域で変換に寄与する核分裂断面積が大きくなっている」ため、「金属燃料炉心のほうが MA の変換に有利である」との結論が、数値計算の結果（MA 変換率が酸化物燃料炉心では約 12%/年、金属燃料炉心では約 14%/年）に基づいて得られている。そこで、本検討においても、TRU の組成割合を軽水炉の使用済み燃料相当のものに変えた計算を行い、Np-237 と Am-241 の変換率の比較を行った。TRU の組成割合は、文献 [5] における、Advanced LWR に UO2 燃料を装荷し 40 年の冷却を経たもの（Pu-238/-239/-240/-241/-242/Am-241/-242m/-243/Cm-244/-245 が
2.5/42.8/23.6/1.9/8.0/7.6/11.5/0.0/1.9/0.2/0.0%）を用いた。

実効増倍率の燃焼中の推移を **Fig. 6** に示す。Pu 富化度調整を行っていないが、平衡サイクルの中性子増倍率は 0.96 から 1.01 の範囲を推移しているので、この条件のままで比較を行った。

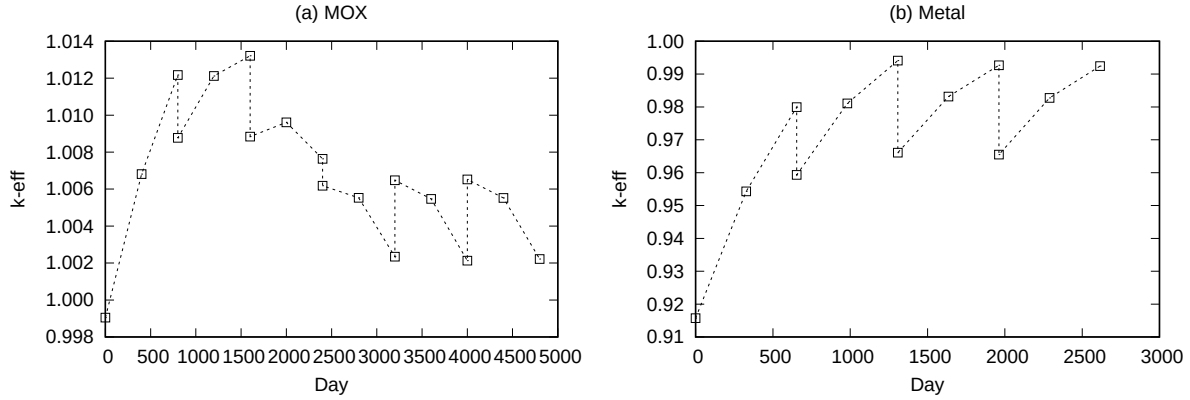


Fig. 6: 中性子実効増倍率の燃焼中の推移の比較（軽水炉使用済み燃料取り出し TRU 組成）

平衡サイクル時のバッチ毎の装荷燃料、取り出し燃料中の Np-237、Am-241 のインベントリを **Table 7** に示す。取り出し燃料中の重量を装荷燃料中の重量で割った数値について、Np-237、Am-241 のいずれについても、酸化物燃料炉心のほうが小さい値を、すなわち大きな MA 消滅特性を示した。ただし、本検討の条件では、酸化物燃料炉心と金属燃料炉心とでは燃焼度に 1.5 倍の差異があることを踏まえると、燃焼度を同一として比較するならば金属燃料炉心の消滅量が明らかに大きいという結果が得られるであろう。

Table 7: Np-237、Am-241 のインベントリ

		酸化物燃料	金属燃料
Np-237	装荷重量 [kg]	341.3	277.7
	取り出し重量 [kg]	141.1	141.0
	取り出し/装荷	0.41	0.51
Am-241	装荷重量 [kg]	516.5	420.2
	取り出し重量 [kg]	210.6	194.9
	取り出し/装荷	0.41	0.46

参考文献

[1] 電力中央研究所、電中研レビュー「乾式リサイクル技術 · 金属燃料 FBR の実現に向けて」、No. 37, (2000).

[2] 日本原子力研究開発機構次世代原子力システム研究開発部門、原子力基礎工学研究部門、「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズ II 技術検討書 (1) 原子炉プラントシステム」、JAEA-Research 2006-042, (2006).

[3] 大木繁夫、他、「ナトリウム冷却炉の炉心 · 燃料設計検討（金属燃料炉心） -2005 年度報告-」、JAEA-Research 2006-077, (2006).

[4] J. Fan, G. Chiba, 'Development and verification of a fast reactor burnup calculation module FRBurner in a code system CBZ,' *J. Nucl. Sci. Technol.*, **58**, p. 1269-1287 (2021).

[5] S. Maruyama, et al., 'Correlations among FBR core characteristics for various fuel compositions,' *J. Nucl. Sci. Technol.*, **49**, p. 640-654 (2012).