

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	効率的なPu燃焼特性を有する高温ガス炉システムの3S特性とシナジー効果
Title(English)	
著者(和文)	青木健
Author(English)	Takeshi Aoki
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10809号, 授与年月日:2018年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:相楽 洋,小原 徹,千葉 敏,木倉 宏成,林崎 規託
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10809号, Conferred date:2018/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Category(English)	Doctoral Thesis
種別(和文)	要約
Type(English)	Outline

平成 29 年度 博士課程学位論文要約

効率的な Pu 燃焼特性を有する
高温ガス炉システムの 3S 特性と
シナジー効果

東京工業大学
理工学研究科原子核工学専攻

青木 健

指導教員 相楽 洋 准教授

要旨

本研究では不活性母材燃料核を用いた多重被覆粒子炭化物燃料(以下不活性母材燃料と呼ぶ)を高温ガス炉炉心に導入する場合に、多重リサイクル不要で迅速な Pu 低減性能及び 3S (安全、核セキュリティ、核不拡散) 特性向上効果を定量的に評価し、3S 特性のシナジー効果を有する先進的高温ガス炉システム概念を提案した。

第 2 章では、単離 Pu を高温ガス炉燃料として扱う上で、大きな余剰反応度の制御性と毒物として働く ^{240}Pu 割合増加による技術的課題と核不拡散上の課題を述べた上で、単離 Pu を用いない TRU と不活性母材を導入した新しい燃料核による効率的 Pu 燃焼への効果を明らかにし、核データ誤差による反応度への影響と Pu マスバランスを評価した。セルモデルに対する中性子輸送及び燃焼計算に基づき、不活性母材による TRU 酸化物の希釈と中性子スペクトル調整を行い 1.056eV における ^{240}Pu 自己遮蔽効果を低減し中性子捕獲反応率を増大することで、初期余剰反応度を 0.06 に抑え燃焼反応度変化 ($\Delta k_{\infty}/k_{\infty}(\text{BOC})$) を 6% にまで低減できる優れた制御性に加え、Pu 及び核分裂性 Pu をそれぞれ約 60wt.%、約 80wt.% もの大幅に低減できる Pu 燃焼特性を見出し、燃料設計条件を導出した。初期余剰反応度に対する核データ由来の誤差を評価した結果、上記で提案した燃料では主に ^{240}Pu 中性子捕獲反応断面積誤差により約 1.8% となり、初期余剰反応度の範囲内で収められることを明らかにした。本不活性母材燃料を用いた高温ガス炉を用いて、約 47t の分離 Pu を燃料とした燃料サイクルのマスバランスを評価した結果、Pu を 20t、核分裂性 Pu を 6t にまで低減でき、MOX 燃料として軽水炉で利用した場合と比べて、それぞれ約 6 割、3 割まで大幅に低減できることを明らかにした。一方で膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物量管理や使用済燃料ブロック体の地層処分場における安定性といった新たな課題を指摘した。

第 3 章では第 2 章で得られた燃料設計条件に基づき本高温ガス炉システムの安全性として基本的な核的安全特性に加えて、事故事象に対する原子炉応答を評価した。核的安全特性としてウランフリー燃料で悪化が懸念されるドップラー係数及び遅発中性子割合と減速材温度係数を評価した結果、不活性母材燃料では遅発中性子割合が 0.26%(BOC)/0.44%(EOC) となりウラン酸化物燃料核を用いた場合より悪化したものの、ドップラー係数が $-2.5(\text{BOC})/-1.5(\text{EOC}) \text{ pcm/K}$ と不活性母材を用いない場合に比べて ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減によって大きく改善し、減速材温度係数と合わせてウラン酸化物燃料核を用いた標準的な高温ガス炉と同様の性能を有する優れた核的安全特性を明らかにした。事故事象として、発生頻度は低いが影響の大きい反応度挿入事故や減圧事故に対する燃料及び圧力容器温度を評価した。遅発中性子割合を考慮した制御棒 1 本の全引き抜きに起因する反応度挿入事故に対して、燃料最高温度は設計温度 1600°C を下回り、燃料の健全性を確認した。また減圧事故事象に対しては、使用済不活性母材燃料中の ^{242}Cm などによる高い崩壊熱量により

燃料及び圧力容器最高温度が設計温度を超過した。そこで炉心高さの伸張や原子炉出力抑制といった改善策を新たに見出し、その中で本研究では炉心高さの伸長を採用した新たな炉心設計を提案し、燃料温度及び RPV 温度が設計温度を下回り、原子炉健全性を担保できる条件を明らかにした。

第 4 章では本高温ガス炉システムの核セキュリティ性を物質的特性、技術的特性、妨害破壊行為に対する原子炉応答の観点から包括的に評価した。本高温ガス炉システム中の核物質について、非国家主体による核爆発装置製造への Material attractiveness(不正利用価値)を評価した結果、MOX 粉末に比べて多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核の化学的安定性が処理時間と複雑性を増大し、不正利用価値が低くなることを明らかにした。同システムの発電所について物理的防護システムを設計し保管燃料に対する盗取や妨害破壊行為の阻止確率を評価し、湿式貯蔵 MOX 燃料集合体の場合と比較した結果、乾式燃料貯蔵ピットの物理的境界の違いにより敵対者の行為をより遅延させ重要検知点を一層分安全側に変動させる程の大きな影響を明らかにした。更に安全—セキュリティ複合事象として、SCRAM 失敗を伴う反応度挿入事故や妨害破壊行為により炉容器冷却機能低下を伴う減圧事故といった事故条件を新たに設定し評価した結果、いずれも燃料最高温度が設計温度を下回るものの、後者については炉容器冷却機能が 50%に低下した場合圧力容器最高温度を 676℃にまで著しく上昇させる新たな技術課題を見出した。

第 5 章では本高温ガス炉システム中の核不拡散性について、核物質の不正利用価値、システム全体の核拡散抵抗性、計量管理に求められる Pu 量測定精度に基づき評価した。本高温ガス炉システム中の核物質について、国家による核爆発装置製造への不正利用価値を評価した結果、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核は MOX 粉末に比べて化学的安定性により処理時間を増大し、燃料製造から照射後保管までの燃料サイクルを通じていずれにおいても不正利用価値を使用済燃料と同等以下に低下することを明らかにした。また高温ガス炉システム全体の核拡散抵抗性評価より、多重被覆粒子燃料の化学的安定性を考慮し、低い Pu 抽出率を想定した場合、転用や輸送の対象となる核物質質量が増大し、核物質取扱困難性と輸送時の検知回避困難性が増大し、核拡散抵抗性が向上することが分かった。また大量の Pu を扱う本システムにおいて、Pu 量測定に基づく計量管理が必要となることから、物質収支区域の設計と物質不明量の測定誤差評価に基づき、計量管理における Pu 量測定精度要求を評価した結果、高い保障措置水準に対して新燃料で約 4%以下、使用済燃料で約 6%以下となり(棚卸し間隔：1 ヶ月、Pu スループット：約 27kg/年(高温ガス炉 1 基相当))、軽水炉使用済燃料中の Pu 量非破壊測定手法の研究開発目標と同程度かそれ以上の精度が要求されることを明らかにし、これを超える Pu スループットを想定した場合、ニア・リアルタイム計量管理の適用など計量精度のみならず頻度の増加により保障措置目標を達成することが要求されることを見出した。

第6章では第2章から第5章の結果を受け、自己遮蔽効果低減による効率的なPu燃焼特性、不活性母材燃料の化学的安定性、乾式燃料貯蔵ピットによる物理的境界、本質的安全性といった設計的特徴を有する革新的高温ガス炉概念を提案し、各特徴による効率的Pu燃焼と3S特性の向上やシナジー効果への寄与を客観的かつ定量的に評価し、MOX燃料装荷軽水炉より優れた3S特性を有し、分離Puを燃料とする燃料サイクルによりPu量及び核分裂性Pu量を大幅に低減可能であることを明らかにした。また核物質の不正利用価値に基づく等級別扱いを導入することで、多重被覆粒子や不活性母材燃料に対する物理的防護措置や保障措置を合理化できる可能性があることを明らかにした。一方で燃料製造技術の確立、原子炉システムの詳細設計評価、計量管理の技術開発や膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物の処理処分に関する新たな課題を指摘した。

最後に各章によって得られた結果を総括し、本論文の結論とした。本論文は不活性母材燃料の利用及び低出力密度といったPu燃料装荷高温ガス炉システムの設計特徴による効率的なPu燃焼特性や3S特性の向上効果を定量的に明らかにし、MOX燃料装荷軽水炉システムと比較することで、Pu燃料装荷高温ガス炉システムの利用がPu管理政策における重要なオプションのひとつとなり得ることを明らかにした。

目次

第1章 緒論	1
1.1 研究背景	1
1.1.1 プルトニウムバランスと廃棄物処理処分の戦略	1
1.1.2 原子力システムの3S特性向上	2
1.1.3 高温ガス炉の本質的安全性とディープバーン	2
1.3 本論文の目的	5
1.5 本論文の構成	7
参考文献	10
第2章 効率的なPu燃焼特性とマスバランス	12
2.1 背景	12
2.2 自己遮蔽効果低減による効率的Pu燃焼特性	14
2.2.1 評価手法	14
2.2.2 解析条件	19
2.2.3 不活性母材による希釈なしTRU酸化物燃料核におけるPu燃焼特性	25
2.2.4 自己遮蔽効果低減による効率的Pu燃焼特性	31
2.2.5 Pu燃焼特性に対する中性子スペクトルの影響	34
2.2.6 Pu燃焼特性に対する燃料組成の影響	39
2.2.7 誤差評価	41
2.3 マスバランス評価	44
2.3.1 マスバランス評価手法	44
2.3.2 評価結果	49
2.4 本章のまとめ	60
参考文献	61
第3章 原子炉安全	64
3.1 背景	64
3.2 原子炉制御性	66
3.2.1 解析手法	66
3.2.2 解析結果	68
3.2.3 まとめ	70
3.3 事故耐性評価	72
3.3.1 解析手法	72
3.3.2 解析結果	80
3.4 本章のまとめ	90

参考文献	91
第 4 章 核セキュリティ性	92
4.1 背景	92
4.2 非国家主体にとっての不正利用価値(Material attractiveness)評価	94
4.2.1 評価手法	94
4.2.2 評価結果	105
4.3 物理的防護措置の有効性	112
4.3.1 不活性母材燃料装荷高温ガス炉における物理的防護措置有効性	112
4.3.2 物理的防護措置有効性の評価手法	114
4.3.3 物理的防護措置有効性の評価結果と考察	115
4.4 妨害破壊行為に対する応答	121
4.4.1 安全—セキュリティ複合事象の想定	121
4.4.2 解析手法	121
4.4.3 解析結果	126
4.5 本章のまとめ	132
参考文献	133
第 5 章 核不拡散性	135
5.1 背景	135
5.2 不正利用価値	137
5.2.1 評価手法	137
5.2.2 評価結果	140
5.3 核拡散抵抗性	143
5.3.1 核拡散抵抗性の評価手法	143
5.4 保障措置における物質収支区域設計	152
5.5 本章のまとめ	161
参考文献	162
第 6 章 効率的 Pu 燃焼特性と 3S シナジーを実現する革新的高温ガス炉の概念設計	165
第 7 章 結論	172
付録 A. RELAP5-3D 解析における各種物性値	A-1
参考文献	A-3
付録 B. RELAP5-3D における減圧事故解析における各種特性評価	B-1
参考文献	B-11
付録 C. RELAP5-3D による減圧事故解析の妥当性確認	C-1
参考文献	C-5

圖一覽

<i>Figure 1.2.1 Plutonium utilization in LWR as MOX fuels (left) and in high temperature gas cooled reactor fuel cycle as inert matrix fuels (right)</i>	6
<i>Figure 1.3.1 Structure of the thesis</i>	9
<i>Figure 2.2.1 Calculation flow in MVP/GMVP II code</i>	19
<i>Figure 2.2.2 Reactor core geometry of Clean Burn reactor</i>	22
<i>Figure 2.2.3 Fuel block geometry of Clean Burn reactor</i>	22
<i>Figure 2.2.4 Calculation model in the Pu incineration calculation (Above: Conceptual diagram of 2 dimensional infinite cell system, Left: Geometry of calculation model, Right: Geometry of TRISO fuel)</i>	23
<i>Figure 2.2.5 Fluorite type crystal in CaF_2</i>	23
<i>Figure 2.2.6 TRU composition and k^∞</i>	28
<i>Figure 2.2.7 Pu isotopic fraction</i>	28
<i>Figure 2.2.8 Neutron production rate of TRU nuclides</i>	29
<i>Figure 2.2.9 Neutron flux in the fuel kernel</i>	30
<i>Figure 2.2.10 Capture cross section of ^{240}Pu</i>	30
<i>Figure 2.2.11 Microscopic capture reaction rate in each layer of fuel kernel [24]</i>	31
<i>Figure 2.2.12 Infinite neutron multiplication factor in inert matrix fuel incineration [24]</i>	32
<i>Figure 2.2.13 Neutron production rate of major nuclides in IMF incineration</i>	32
<i>Figure 2.2.14 Microscopic capture reaction rate of ^{240}Pu in IMF and TRU oxide fuel at the beginning of the burn-up</i>	32
<i>Figure 2.2.15 Microscopic capture reaction rate in each layer of fuel kernel [24]</i>	33
<i>Figure 2.2.16 Infinite neutron multiplication factor transition in fuel cell pitch variation [24]</i>	36
<i>Figure 2.2.17 Neutron spectrum in fuel cell pitch variation</i>	36
<i>Figure 2.2.18 Neutron production rate of major TRU nuclides in fuel cell pitch variation</i>	36
<i>Figure 2.2.19 Microscopic capture reaction rate of ^{240}Pu in the fuel kernel</i>	36
<i>Figure 2.2.20 Reaction cross section of ^{241}Am</i>	37
<i>Figure 2.2.21 Reactivity curve for the fuel using separated Pu with ^{241}Am</i>	40
<i>Figure 2.2.22 Contribution of major TRU isotopes to the uncertainty in k^∞</i>	42
<i>Figure 2.2.23 Sensitivity of major TRU isotopes to the uncertainty in k^∞</i>	43
<i>Figure 2.2.24 Uncertainty of major TRU isotopes to the uncertainty in k^∞</i>	43
<i>Figure 2.3.1 Fuel cycle with continuous LWR-MOX operation and Pu burners</i>	48
<i>Figure 2.3.2 Fuel cycle for separated Pu management</i>	48
<i>Figure 2.3.3 Pu balance in the LWR-UO_2 operations for fundamental performance evaluation</i>	50
<i>Figure 2.3.4 Pu balance in the LWR-UO_2 and Pu burners operations for fundamental</i>	

<i>performance evaluation</i>	51
<i>Figure 2.3.5 Pu balance in the HTGR-IMF and Pu burners operations for fundamental performance evaluation</i>	51
<i>Figure 2.3.6 Pu balance in the LWR-UO_2 & Pu burners operations for fundamental performance evaluation</i>	52
<i>Figure 2.3.7 Pu balance in the HTGR-IMF & Pu burners operations for fundamental performance evaluation</i>	53
<i>Figure 2.3.8 Amount of Pu management in the scenario A-1</i>	54
<i>Figure 2.3.9 Amount of Pu management in the scenario A-2</i>	55
<i>Figure 2.3.10 Comparison of total Pu and fissile Pu amount in the fuel cycle</i>	55
<i>Figure 2.3.11 Decay heat per a fuel assembly</i>	57
<i>Figure 2.3.12 Decay heat per a fuel block</i>	58
<i>Figure 2.3.13 Decay power density in various waste form</i>	58
<i>Figure 3.2.1 Fuel and moderator temperature coefficients of TRU fuel and IMF kernels</i>	69
<i>Figure 3.2.2 Estimated delayed neutron fraction</i>	70
<i>Figure 3.3.1 Sequence of the reactivity insertion accident</i>	75
<i>Figure 3.3.2 Simulation model of the reactivity insertion accident</i>	76
<i>Figure 3.3.3 Sequence of the depressurization accident</i>	77
<i>Figure 3.3.4 Simulation model of the depressurization accident</i>	79
<i>Figure 3.3.5 Heat balance between the reactor core model and the fuel pin model</i>	80
<i>Figure 3.3.6 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 1-BOC</i>	82
<i>Figure 3.3.7 Reactivity feedback in Case 1-BOC</i>	82
<i>Figure 3.3.8 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 1-EOC</i>	83
<i>Figure 3.3.9 Reactivity feedback in Case 1-EOC</i>	83
<i>Figure 3.3.10 Maximum fuel temperature and reactor power in Case 1-B-BOC</i>	84
<i>Figure 3.3.11 Fuel and moderator temperature transient</i>	85
<i>Figure 3.3.12 Maximum fuel temperature transient for various reactor design</i>	87
<i>Figure 3.3.13 Maximum RPV temperature transient for various reactor design</i>	88
<i>Figure 3.3.14 Maximum temperature of fuel and RPV for the redesigned core specification</i>	88
<i>Figure 4.2.1 Candidates for material attractiveness evaluation [5]</i>	95
<i>Figure 4.2.2 NED development processes and physical metrics in material attractiveness evaluation</i>	98
<i>Figure 4.2.3 Generic steps to make a nuclear explosive device and material attractiveness categorization</i>	101
<i>Figure 4.2.4 Material attractiveness of fuel elements [5]</i>	109
<i>Figure 4.2.5 Material attractiveness in the fuel fabrication facility [5]</i>	109
<i>Figure 4.2.6 Material attractiveness in the nuclear power plant [5]</i>	109

<i>Figure 4.2.7</i>	<i>Relative attractiveness for the acquisition phase [5]</i>	109
<i>Figure 4.2.8</i>	<i>Relative attractiveness for the processing phase [5]</i>	109
<i>Figure 4.2.9</i>	<i>Relative attractiveness for the utilization phase [5]</i>	109
<i>Figure 4.3.1</i>	<i>Diagram of fuel storage</i>	115
<i>Figure 4.3.2</i>	<i>Hipothetical nuclear power plant for inert matrix fuel use in high temperature gas cooled reactors</i>	116
<i>Figure 4.3.3</i>	<i>Hipothetical nuclear power plant for MOX fuel use in LWR</i>	116
<i>Figure 4.3.4</i>	<i>Adversary sequence diagram in HTGR-IMF nuclear power plant</i>	117
<i>Figure 4.3.5</i>	<i>Adversary sequence diagram in LWR-MOX nuclear power plant</i>	117
<i>Figure 4.4.1</i>	<i>Security event diagram of DA and failure of VCS</i>	123
<i>Figure 4.4.2</i>	<i>Heat transfer model between RPV and VCS</i>	125
<i>Figure 4.4.3</i>	<i>Relationship between the heat transfer coefficient and the emissivity</i>	126
<i>Figure 4.4.4</i>	<i>Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 2-BOC-A</i>	127
<i>Figure 4.4.5</i>	<i>Reactivity feedback in Case 2-BOC-A</i>	127
<i>Figure 4.4.6</i>	<i>Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 2-EOC-A</i>	128
<i>Figure 4.4.7</i>	<i>Reactivity feedback in Case 2-EOC-A</i>	128
<i>Figure 4.4.8</i>	<i>Maximum fuel temperature in Case 2-BOC-B</i>	129
<i>Figure 4.4.9</i>	<i>Maximum fuel temperature in various equilibrium emissivity</i>	130
<i>Figure 4.4.10</i>	<i>Maximum RPV temperature in various equilibrium emissivity</i>	131
<i>Figure 4.4.11</i>	<i>Maximum fuel and RPV temperature in safety and security events</i>	131
<i>Figure 5.2.1</i>	<i>Material attractiveness of fuel elements in the fuel fabrication facility for states with medium level technology [16]</i>	142
<i>Figure 5.2.2</i>	<i>Material attractiveness of intermediate products in the fuel fabrication facility for states with medium level technology [16]</i>	142
<i>Figure 5.2.3</i>	<i>Material attractiveness of fuel in the nuclear power plant for states with medium level technology [16]</i>	142
<i>Figure 5.3.1</i>	<i>Conceptual diagram of PRAETOR code</i>	144
<i>Figure 5.3.2</i>	<i>PR analysis for the fresh IMF and fresh MOX [24]</i>	147
<i>Figure 5.3.3</i>	<i>PR values of “Mass per SQ [kg]” [24]</i>	148
<i>Figure 5.3.4</i>	<i>PR values of “Volume per SQ [m³]” [24]</i>	148
<i>Figure 5.3.5</i>	<i>PR analysis for fresh and spent IMF [24]</i>	148
<i>Figure 5.3.6</i>	<i>Mass per SQ and PR values [24]</i>	149
<i>Figure 5.3.7</i>	<i>PR analysis for the fresh IMF assuming various Pu extraction ratios [24]</i>	150
<i>Figure 5.3.8</i>	<i>PR analysis for fresh fuel blocks under various safeguards implementation [24]</i>	150
<i>Figure 5.3.9</i>	<i>PR analysis for the fresh IMF for HTGR with/without physical protection system [24]</i>	151
<i>Figure 5.4.1</i>	<i>Materiam balance area design in the TRU fuel cycle using HTGR</i>	154

<i>Figure 5.4.2 Relationship between σ_{MUF} and safeguards levels specified with confidence level and false alarm rate</i>	156
<i>Figure 5.4.3 Pu measurement accuracy requirements for various safeguards levels</i>	158
<i>Figure 5.4.4 Required Pu measurement accuracy for various Pu throughputs</i>	159
<i>Figure 5.4.5 Required accuracy in the Pu measurement for various Pu throughput</i>	160
<i>Figure 6.1 Reactor core configuration</i>	168
<i>Figure 6.2 Impact of design concept to the efficient Pu incineration and 3S features</i>	170
<i>Figure 6.3 Physical protection categorization based on the attractiveness level</i>	171
<i>Figure A.1 Thermal conductivity for thermal-hydraulic analysis</i>	A-2
<i>Figure A.2 Specific heat for thermal-hydraulic analysis</i>	A-2
<i>Figure B.1 Actinide decay heat in TRU fuel and U fuel</i>	B-3
<i>Figure B.2 Contributions of nuclides to the actinide decay in TRU-IMF</i>	B-4
<i>Figure B.3 Actinide decay heat in GTHTR300 and TRU-IMF</i>	B-4
<i>Figure B.4 Heat transfer on the surface of RPV</i>	B-7
<i>Figure B.5 Pressure at the inlet and pressure difference between the inlet and the outlet</i>	B-11
<i>Figure C.1 Simulation model for depressurization accident (GTHTR300)</i>	C-1
<i>Figure C.2 The reactivity swing in operation</i>	C-2
<i>Figure C.3 ^{235}U enrichment in the discharged fuel for various fuel compact pitches</i>	C-3
<i>Figure C.4 Transient of fuel and RPV temperatures in the depressurization accident</i>	C-4
<i>Figure C.5 Decay powers and the total heat removal</i>	C-5

表一覽

<i>Table 2.2.1</i> Relative uncertainty of cross sections of actinide for thermal neutron [15, 16]	15
<i>Table 2.2.2</i> Reactor configuration	21
<i>Table 2.2.3</i> TRU composition	21
<i>Table 2.2.4</i> Mixing fraction of TRU oxide and YSZ mixture and packing fraction of TRISO fuel in the fuel compact	24
<i>Table 2.2.5</i> TRU composition in TRU oxide fuel kernel	29
<i>Table 2.2.6</i> TRU composition in the inert matrix fuel kernel	33
<i>Table 2.2.7</i> TRU composition in the inert matrix fuel kernel	37
<i>Table 2.2.8</i> Burnup performance for 1, 2 or 3 batch incineration	38
<i>Table 2.2.9</i> TRU compositions of separated Pu and Pu recovered after long term storage	40
<i>Table 2.2.10</i> Uncertainty evaluation for k^∞	41
<i>Table 2.3.1</i> Reactor specifications of HTGR-IMF and LWR-MOX	48
<i>Table 2.3.2</i> Waste information	57
<i>Table 2.3.3</i> Impact to the waste disposal	59
<i>Table 3.2.1</i> Calculation condition and computation time in temperature coefficient analysis	66
<i>Table 3.3.1</i> Criteria for safety evaluation	73
<i>Table 3.3.2</i> Specification of redesigned reactor core	87
<i>Table 3.3.3</i> Non-leakage probabilities for original and proposed reactor core designs	89
<i>Table 4.2.1</i> Core Specification of Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant Unit 3	96
<i>Table 4.2.2</i> Isotopic Composition of the MOX Fuels with Zircaloy-2 Cladding	97
<i>Table 4.2.3</i> Configuration of Fuel Rod and Fuel Block	99
<i>Table 4.2.4</i> Weight of the Theft Target and Pu Weight in the Theft Target	99
<i>Table 4.2.5</i> Relationship between category I quantity and bare critical mass	100
<i>Table 4.2.6</i> TRU density in BCM calculation	103
<i>Table 4.2.7</i> Half life, spontaneous fission neutron emission rate and decay heat of major heavy metal isotopes	103
<i>Table 4.2.8</i> Categorization of the bare critical mass (BCM) in utilization phase	104
<i>Table 4.2.9</i> Categorization of the heat content in utilization phase	104
<i>Table 4.2.10</i> Scale of categorization of all index for nuclear security evaluation	104
<i>Table 4.2.11</i> Evaluation results on indexes for nuclear security [5]	108
<i>Table 4.2.12</i> Material attractiveness in the nuclear security assessment (categories of indexes in parentheses)	111
<i>Table 4.2.13</i> Impacts of the Pu extraction ratio in IMF processing to the material attractiveness (categories of indexes in parentheses)	111

<i>Table 4.3.1 Physical protections and sensors employed in the physical protection system</i>	118
<i>Table 4.3.2 PI of representative vulnerable pathways for inert matrix fuel use in HTGR</i>	119
<i>Table 4.3.3 PI of representative vulnerable pathways for MOX fuel use in LWR</i>	119
<i>Table 4.3.4 Effectiveness of physical protection system in nuclear power plant for inert matrix fuel use in HTGR and MOX fuel use in LWR</i>	120
<i>Table 4.4.1 Calculation conditions in the heat transfer analysis between RPV and VCS</i>	125
<i>Table 4.4.2 Equivalent emissivity for fractions of heat transfer coefficient</i>	125
<i>Table 5.2.1 Estimated material conversion times for finished Pu or U metal component</i>	139
<i>Table 5.2.2 Categorization based on the spontaneous fission neutron emission rate in this assessment</i>	140
<i>Table 5.2.3 Scale for material attractiveness evaluation in non-proliferation [16]</i>	140
<i>Table 5.2.4 Evaluation results of indexes for non-proliferation features assessment [16]</i>	141
<i>Table 5.3.1 Scenarios of proliferation resistance evaluation</i>	145
<i>Table 5.3.2 Tier 2nd and 3rd utility values in the PR evaluation [24]</i>	147
<i>Table 5.3.3 Impact of the Pu extraction ratio to the PR [24]</i>	150
<i>Table 5.4.1 Pu measurement uncertainties</i>	155
<i>Table 6.1 Reactor specifications of the innovative HTGR system for effective Pu incineration and 3S synergy</i>	168
<i>Table 6.2 Specifications of innovative HTGR system with comparison with MOX fuel utilization in PWR in terms of efficient Pu incineration and 3S features</i>	169
<i>Table A.1 Radiation emissivity for each reactor components</i>	A-2
<i>Table B.1 Amount of TRU in the core of spent TRU-IMF and GTHTR300 fuel</i>	B-2
<i>Table B.2 Delayed neutron fraction</i>	B-5
<i>Table C.1 Core specifications of GTHTR300</i>	C-2

第 1 章 緒論

第1章 緒論

1.1 研究背景

1.1.1 プルトニウムバランスと廃棄物処理処分の戦略

日本では U 資源の有効利用の観点から、軽水炉使用済み燃料から U や Pu を再利用し、MOX 燃料として高速増殖炉あるいは軽水炉で利用し、高速増殖炉の ^{238}U から Pu を生産し、Pu を軽水炉や高速増殖炉の燃料として利用する多重の核燃料サイクルが国策として進められてきた。そのような背景の中、1966 年の原子力発電炉の商業運転開始から原子力発電は日本のエネルギー需要をまかなう重要な電源として利用され、大量の軽水炉使用済みウラン燃料が生成された。一部の使用済み U 燃料は、PUREX 工程で FP が取り除かれ、再処理施設または MOX 燃料加工施設における中間あるいは最終製品である軽水炉用 Pu 製品（総称して、「分離 Pu」）として保管されている。再処理されていない大量の軽水炉使用済みウラン燃料は現在も原子力施設等で保管されている。2017 年現在において日本は軽水炉使用済み燃料中に 160t、また分離 Pu として約 47t もの大量の Pu が様々な形態で存在している [1]。これら Pu は核兵器などの核爆発装置の製造に使われる核物質であり、核不拡散や核セキュリティの観点から、この Pu の生成から消費までの流れを適切に管理する Pu 管理政策が求められている。なお Pu 消費に当たっては、日米原子力協定の下、民生利用目的に対しても再処理による Pu 単離は原則として認められていない。

2011 年の東京電力(株)福島第一原子力発電所事故以降、日本における原子力事情は大幅に変化した。原子力発電の安全性等の規制基準が大幅に改定され、日本における原子力発電所は新規規制基準対応が余儀なくされている。事故後日本政府が公開したエネルギー基本計画には安全性を大前提として現存する原子力発電所の再稼動を進めていくという方針が示されており、実際に 2018 年までに高浜原子力発電所や川内原子力発電所などが稼動を開始し、事故以降の日本における原子力発電所の再稼動とウラン燃料利用が着々と進んでいる [2]。一方で同基本計画には、使用済み燃料を再処理し回収される Pu の有効利用のため、安全確保を大前提としつつ、プルサーマルの推進、六ヶ所再処理工場の竣工、MOX 燃料加工工場の建設、むつ中間貯蔵施設の竣工等の Pu の管理政策が示されている。MOX 燃料の利用手段の一つである高速増殖炉原型炉「もんじゅ」の廃炉が決定したことから、日本における高速炉増殖炉開発は苦境に立たされていると言えるだろう [3]。高速増殖炉の実用化の見通しが立たない以上、保管されている分離 Pu あるいは軽水炉使用済み燃料中の Pu は MOX 燃料として軽水炉で利用すると考えられる。しかしながら東京電力(株)福島第一原子力発電所事故以降、原子力規制庁による原子炉発電への安全要求が厳しくなり、現在停止している軽水炉の再稼動が遅れている。そのため、軽水炉における MOX 燃料利用はほとんど進んでいない状況である。

ここで日本が今後処理しなければならない Pu は、短期的には(1)現存する数十年単位で長期保管された Pu(分離 Pu)や(2)現存する数十年単位で長期保管された軽水炉使用済みウ

ラン燃料(軽水炉使用済み燃料中 Pu)、長期的には(3)将来的に恒常的に生成される短期冷却を経た使用済みウラン燃料、の 3 つの形態が考えられる。このような現存する、あるいは今後生成されるであろう Pu の利用政策が不透明な状況を背景として、日本は国内外から適切な Pu 管理政策の提示と適切な実施が求められている。そのため軽水炉における MOX 燃料利用に代わる安全で説得力のある Pu 管理政策の提案は、今後の燃料サイクルを柔軟かつ多角的に判断する際に重要な知見を与えるという点で、社会的に意義があると言えるだろう。

1.1.2 原子力システムの 3S 特性向上

3S とは原子力における安全性(Safety)、セキュリティ性(Security)、保障措置/核不拡散性(Safeguards/Non-proliferation)を指し、個々の概念およびその重要性は原子力開発の歴史の当初から世界で認知されていた。国際原子力機構(International Atomic Energy Agency; IAEA)の発行文書の中でもこの 3 つの概念が原子力を基盤とした各国のインフラストラクチャー開発において重要な概念であると述べられている。2008 年に開催された G8 洞爺湖サミットでは、それら原子力における安全性、セキュリティ性、保障措置/核不拡散性の 3 つの概念を「3S」として一体的に捉え、原子力を利用する国の 3S に対する責任の確認と 3S を基盤とした原子力インフラストラクチャーの構築に向けた行動及び国際的協力の必要性が共有された[4]。この風潮は近年の地球温暖化や持続可能な発展、エネルギーセキュリティへの対策として、原子力の導入が世界的に推進されている中で、過去に発生した原子力発電所の事故や社会事情を受けて、徐々に国際社会に浸透していったものである。よって人類の持続可能な発展には今後の原子力発電システムの 3S 特性の向上が重要となる。

1.1.3 高温ガス炉の本質的安全性とディープバーン

6 つの第 4 世代原子炉のひとつである超高温ガス炉は減速材として黒鉛減速材、冷却材としてヘリウムガスを用いる熱中性子炉であり、燃料被覆材による放射性物質の閉じ込め機能を有する特殊な燃料を用いる。高温ガス炉燃料は核燃料を炭化物セラミックス材料によって 4 重に被覆した直系 1mm 程度の粒子型燃料であり、多重被覆粒子燃料と呼ばれる。多数の多重被覆粒子燃料をグラファイト母材と混合し球状に固めた球状燃料(ペブルベッド)あるいは円柱状に固めたブロック型燃料として利用する。よって核分裂連鎖反応は多重被覆粒子燃料の中心部にある燃料核で起こり、核分裂生成物(Fission Product; FP)も燃料核内で発生し、蓄積する。発生した FP は 2~4 層の被覆層によって多重被覆粒子燃料の外部には漏れないよう設計されている。

多重被覆粒子燃料は事故耐性燃料のひとつとして、高温ガス炉のみならず軽水炉に適用した場合の核的特性などが評価されている [4, 5]。この堅牢な多重被覆粒子燃料を利用する高温ガス炉において、全ての安全設備が機能しなくても、ドップラー効果や空気の流れ

などの物理現象によって放射性物質の拡散に至る現象を抑制する本質的安全性の概念が研究されている [6]。その代表例として国立研究開発法人日本原子力研究開発機構(JAEA)が研究開発を進めている研究炉 HTTR や実証炉 GTHTR300 といった高温ガス炉システムが挙げられる [7, 8]。

核軍縮に伴い解体された核弾頭から得られる解体 Pu や軽水炉使用済み燃料中 Pu の利用処分方策のひとつとして、多重被覆粒子燃料の優れた核分裂生成物閉じ込め性能を利用して高燃焼度燃焼を実現するディープバーン概念について研究されてきた [9]。ディープバーン概念の実証を目的として、燃料の健全性を維持しつつ、500GWd/t もの高燃焼度や ^{239}Pu を 95wt.% も低減する燃焼特性が実現し得ることを明らかにした実験も行われた [10]。TRU 酸化物や Pu 酸化物を SiC などの不活性母材で希釈した不活性母材燃料(IMF)を用いることで自己遮蔽効果を低減し、燃焼度を向上する研究も報告されている [11, 12]。効率的な Pu 燃焼特性が得られるという点において、IMF を導入した Pu 燃焼高温ガス炉システムは、説得力のある Pu 管理政策における重要な選択肢のひとつである。ただし非核兵器保有国では核不拡散上の観点から軽水炉使用済み燃料からの Pu 単離は大きな課題であり、Pu を他の MA と共に分離し TRU 燃料として利用するほうが現実的とも考えられる。

不活性母材としては SiC などが研究されているが、特に岩石の安定な鉱物中に含まれる安定化ジルコニウム(YSZ)やトリア酸化物(ThO_2)、マグネシウムスピネル(AgAl_2O_4)、コランダム(Al_2O_3)などを利用し、多相混合物を成す IMF も研究されてきた [13]。岩石型燃料(ROX)とも呼ばれるこの燃料は前述の通り効率的な Pu 燃焼特性によるディープバーンや使用済み燃料の直接処分への適用が期待され、研究されてきた。使用済み燃料の直接処分に伴う環境影響については、ディープバーン使用済み燃料を地層処分した場合にグラファイト廃棄物体から漏出する放射性核種による被ばく線量評価に基づき、規制値より十分に低い線量であることが報告されている [14]。多重被覆粒子燃料のグラファイト被覆層により中でも YSZ は Pu と固溶体をなし、アクチノイド核種や FP を閉じ込め、YSZ の高い化学的安定性によって使用済み燃料の直接処分時にそれら核種が環境に移行するのを防ぐ。

1.1.4 高温ガス炉の核セキュリティ性及び核不拡散性

前述の通り IMF を用いたディープバーンによって、照射後の黒鉛燃料ブロックに含まれる Pu 量は大幅に低減できる。そのためテロリストや国家による核物質の NED 転用を考えたとき、NED 製造に必要な燃料体の数量が増大し、運搬や処理が困難になると期待される。すなわち IMF を用いることによる効率的な Pu 燃焼特性が核セキュリティ性や核不拡散性の向上に寄与すると期待される。

また YSZ を用いた IMF は PUREX 法などで用いられる高温の濃硝酸溶液に対しても、非常に溶解しにくく、Pu を抽出しにくい特性を持っていることが分かっている [15]。YSZ

を用いた IMF から Pu の抽出が困難である特性に注目し、同燃料が核不拡散性に優れているとして、岩石型燃料を利用し高い核不拡散性を有する高温ガス炉「クリーンバーン炉」の概念が提案され、同高温ガス炉システムの核拡散抵抗性が評価された [16]。そこで用いられている核拡散抵抗性の評価手法では、原子炉システム全体について核拡散抵抗性に関連する特性を網羅し、専門家の知識や経験に基づく重み付けにより、ひとつの指標に落とし込んでいる [17]。また発熱量や自発核分裂放出率といった物理的特性がそれぞれ NED 製造及び使用において重要な爆縮レンズの健全性や早期爆発への影響を分析評価することで、Pu 組成による核不拡散性評価手法も研究されている [18, 19, 20]。

一方で IMF を用いた高温ガス炉システムは、IMF の化学的安定性による核爆発装置への利用しにくさ、本質的安全性を有する高温ガス炉では深刻な炉心健全性影響の緩和などの観点で核セキュリティ性の向上も期待される。核物質や原子炉システムの核セキュリティ性の評価手法については研究開発が進められている [21, 22]。しかしながら高温ガス炉システムの核セキュリティ性評価は近年始まったばかりで、ほとんど研究実績はない [23]。上記議論から多重被覆粒子燃料による効率的な Pu 燃焼方法の提案とそのときのシステム全体を見据えた安全性とセキュリティ性、核不拡散性についての体系的な評価は、多重被覆粒子燃料の特性を最大限活かした社会的ニーズを踏まえ 3S 特性に優れたシステム構築において、非常に重要で意義深いものであると考えられる。

1.3 本論文の目的

以上の議論から Pu 管理政策の不透明性と現行の MOX 燃料装荷軽水炉の運用の難航を背景に、現行の MOX 燃料装荷軽水炉を利用する燃料サイクルの代わりに Pu 単離を行わない燃料サイクルとして、短期的には現存する分離 Pu や軽水炉使用済み燃料中 Pu、長期的には先進的再処理工程により軽水炉使用済みから MA とともに回収した Pu、すなわち TRU の処理処分を狙い、これらの核物質から製造した不活性母材燃料を Pu 燃焼炉として設計された高温ガス炉に導入することで多重サイクルを行わない燃料サイクルを想定する。使用済み燃料は中間貯蔵施設での冷却を経て直接処分する本燃料サイクルは、高い Pu 燃焼特性と優れた 3S 特性を実現し、現実的な Pu 管理政策のひとつとして期待される。そこで不活性母材燃料核を用いた多重被覆粒子炭化物燃料(以下不活性母材燃料と呼ぶ)を高温ガス炉炉心に導入する場合に、多重リサイクル不要で迅速な Pu 低減性能及び 3S 特性向上効果を定量的に評価し、3S 特性のシナジー効果を有する先進的高温ガス炉システム概念を提案することを本研究の目的とする。現行の MOX 燃料装荷軽水炉を利用する燃料サイクルと合わせて、想定している不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルを Figure 1.2.1 に示す。

本論文では単離 Pu を高温ガス炉燃料として扱う上で、大きな余剰反応度の制御性と毒物として働く ^{240}Pu 割合増加による技術的課題と核不拡散上の課題から、単離 Pu を用いない TRU と不活性母材を導入した燃料核を高温ガス炉炉心で利用する場合に、多重リサイクル不要で迅速な Pu 低減性能及び 3S (安全、核セキュリティ、核不拡散) 特性向上効果を定量的に評価し、3S 特性のシナジー効果を有する先進的高温ガス炉システム概念を提案することを目的としている。軽水炉使用済み燃料から回収した TRU を多重被覆粒子に導入する場合に、不活性母材による希釈や中性子スペクトル調整が Pu 燃焼特性に与える影響を評価し、効率的な Pu 燃焼特性が得られる燃料設計条件を導出する。また多重被覆粒子に長期保管後の分離 Pu や TRU を導入した場合の Pu 燃焼特性についても評価し、導出した燃料設計条件の適用範囲を明らかにする。また得られた燃料設計条件について、ドップラー係数などの核的安全特性や反応度挿入事故などの設計基準外事象での原子炉構造材温度応答を評価し、評価結果を燃料設計や炉心設計にフィードバックをかけて、原子炉安全性を担保する条件を導出する。また高温ガス炉システムについて、核物質単体とシステム全体の核セキュリティ性や核不拡散性をそれぞれ評価し、MOX 燃料装荷軽水炉システムと比較する。最終的に効率的に Pu 燃焼特性を有する高温ガス炉システムを提案し、同システムにおける 3S 特性向上効果と 3S シナジーについてまとめ、MOX 燃料装荷軽水炉システムと比較する。

軽水炉使用済みウラン燃料の再処理工程において Pu 単離は核不拡散上の大きな課題であり、日米原子力協定においても認められていない。そこで Pu を他の Np や Am などの MA 核種と共に分離し TRU 燃料として利用することで、Pu 低減に加えて、Pu に加えて MA の安全な直接処分に資すると考えられる。

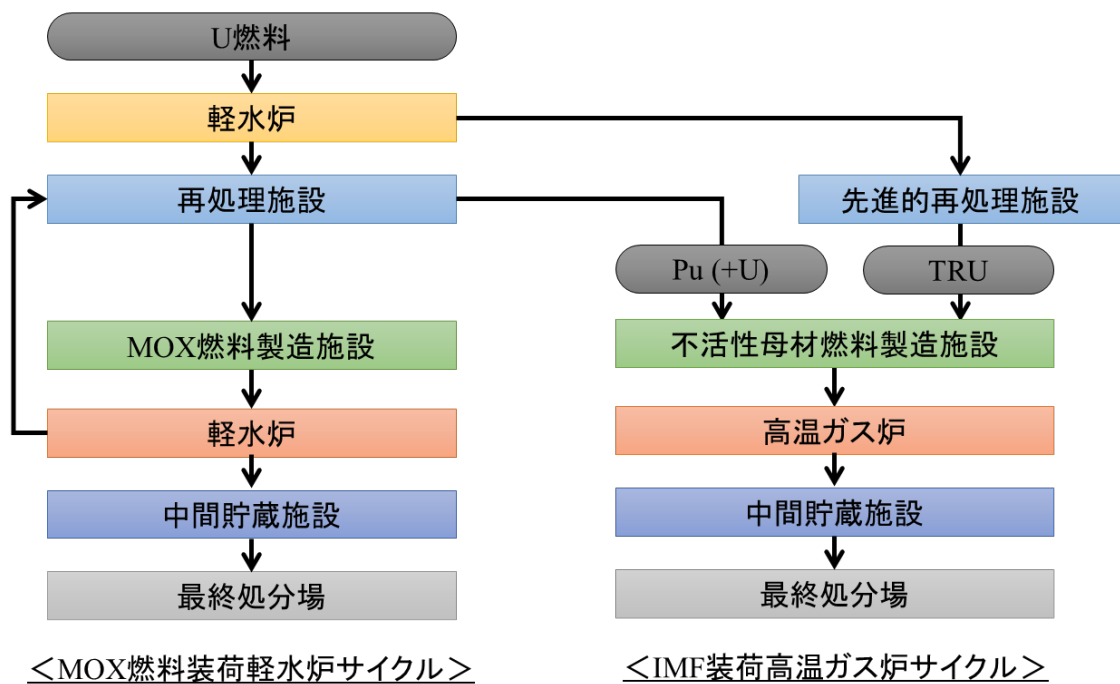


Figure 1.2.1 Plutonium utilization in LWR as MOX fuels (left) and in high temperature gas cooled reactor fuel cycle as inert matrix fuels (right)

1.5 本論文の構成

本論文の構成を Figure 1.3.1 に示す。

第 1 章「序論」では高い安全性を有する高温ガス炉に多重被覆粒子からなる Pu 燃焼ターゲットを装荷することによる高燃焼度燃焼や効率的 Pu 燃焼方法に関する既往研究に触れ、Pu 管理方策のひとつとして、Pu 燃焼高温ガス炉システムの重要性を述べる。また本システムが核セキュリティ及び核不拡散の観点でも優れたシステムであると期待されるものの、研究実績が少ないことに触れ、効率的な Pu 燃焼と 3S 特性のシナジー効果を有する先進的高温ガス炉システム概念を提案し、MOX 燃料装荷軽水炉と比較評価するという本論文の目的を示す。

第 2 章「効率的な Pu 燃焼特性とマスバランス」では燃料セルモデルに対する中性子輸送及び燃焼計算に基づき、TRU 酸化物燃料核では ^{240}Pu の自己遮蔽効果による高い初期余剰反応度や燃焼毒物として働く ^{240}Pu 割合増加といった技術的課題を指摘する。その上で不活性母材による燃料核の希釈と中性子スペクトル調整により ^{240}Pu の自己遮蔽効果を低減し、優れた Pu 燃焼特性や反応度制御性が得られることを明らかにし、効率的な Pu 燃焼特性を有する燃料設計条件を導出する。また本解析の反応度評価で重要な ^{240}Pu の共鳴反応断面積に比較的大きな誤差があることから、反応度に対する核データ起因の誤差を評価し、前述の解析結果と結論に影響がないかどうかを確認する。更に導出した燃料設計における Pu 燃焼特性が燃料サイクルにおける Pu 収支に与える影響を評価し、特に分離 Pu 低減にどの程度貢献するのかを評価する。

第 3 章「原子炉安全性」では第 2 章で得られた燃料設計条件に基づき作成した炉心モデルに対して熱流動解析を実施し、安全上の設計基準外事象に対する燃料及び圧力容器の温度応答に基づき原子炉健全性を評価する。想定事象としては高温ガス炉の安全評価で扱われる制御棒引き抜きに伴う反応度挿入事故と一次冷却系二重配管のギロチン破断に伴う減圧事故を考え、燃料及び圧力容器温度が設計温度を超過しないことを確認し、超過した場合には原子炉安全性が担保される炉心構成を提案する。

第 4 章「核セキュリティ性」では本高温ガス炉システムの核セキュリティ性を物質的特性、技術的特性、妨害破壊行為に対する原子炉応答の観点から包括的に評価する。核物質の物質的特性に基づく不正利用価値(Material attractiveness)評価手法を発展させ、非国家主体による核物質の核爆発装置製造への利用に対する高温ガス炉燃料の不正利用価値を評価し、MOX 燃料と比較する。核セキュリティ性の技術的特性として、本高温ガス炉システムの発電所における物理的防護システムを設計し、保管燃料に対する盗取や妨害破壊行為の阻止確率を評価し、湿式貯蔵 MOX 燃料集合体の場合と比較し、乾式燃料貯蔵ピッチの物理的境界の違いが物理的防護システム有効性に与える影響を評価する。更に安全—セキュリ

ティ複合事象として、**SCRAM** 失敗を伴う反応度挿入事故や妨害破壊行為により炉容器冷却機能を伴う減圧事故といった事故条件を新たに設定し、熱流動解析に基づき原子炉燃料や構造材の温度応答を評価し、その健全性を議論する。

第 5 章「核不拡散性」では本高温ガス炉システム中の核不拡散性について、核物質の不正利用価値、システム全体の核拡散抵抗性、計量管理に求められる **Pu** 量測定精度に基づき評価する。核セキュリティ評価に用いた不正利用価値評価手法を発展させ、不活性母材燃料を用いる本高温ガス炉または **MOX** 燃料装荷軽水炉を導入した燃料サイクルにおける国家による核爆発装置製造への不正利用価値を評価することで、不活性母材燃料の化学的安定性が不正利用価値に与える影響を議論する。また不活性母材燃料ブロック及び **MOX** 燃料集合体について、核不拡散性の物質的障壁のみならず、技術的あるいは制度的障壁を含め保障措置や物理的防護措置の寄与を考慮した核拡散抵抗性を評価することで、核物質転用に対するシステムの脆弱性または頑健性、多重被覆粒子燃料の化学的安定性がシステムの核拡散抵抗性に与える影響を明らかにする。本高温ガス炉システムについて物質収支区域を設計し、物質不明量の測定誤差を評価することで、保障措置結論導出に必要な **Pu** 測定精度要求を明らかにする。

第 6 章「効率的 **Pu** 燃焼と 3S シナジーを実現する革新的高温ガス炉の概念設計」では第 2 章から第 5 章の結果を受け、効率的 **Pu** 燃焼と 3S シナジー効果を実現する革新的高温ガス炉概念を提案し、不活性母材燃料を利用することによる自己遮蔽効果低減や不活性母材燃料の化学的安定性、低出力密度による乾式燃料貯蔵方式適用や受動的原子炉安全性といった本高温ガス炉システム概念の特徴に注目し、**MOX** 燃料装荷軽水炉と比較しつつ、**Pu** 燃焼特性や 3S 特性への寄与をまとめ、多重被覆粒子や不活性母材燃料に対する物理的防護措置や保障措置の合理化の可能性や技術的課題を新たに指摘する。

第 7 章「結論」では第 2 章から第 6 章にかけて得られた結果を総括し、本論文の結論とする。

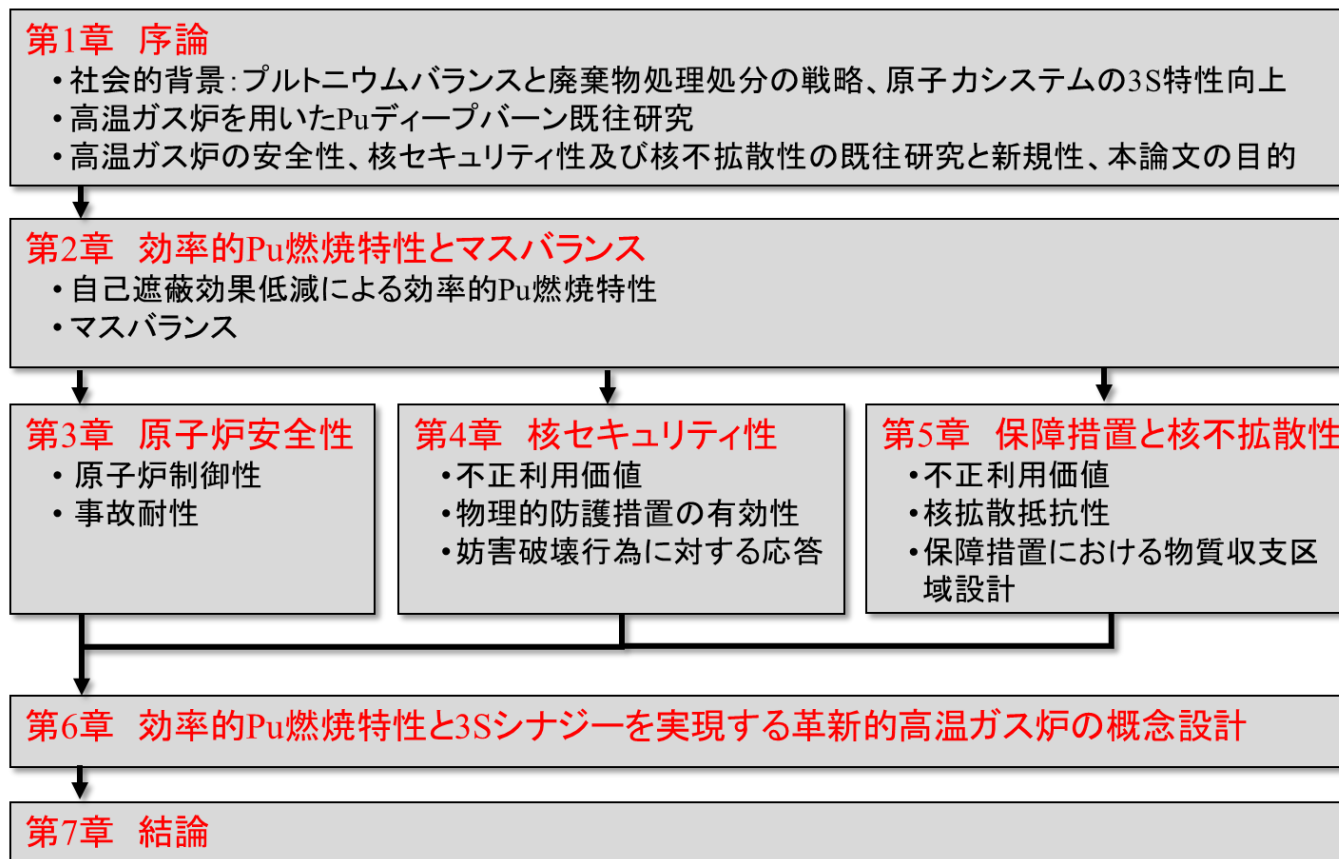


Figure 1.3.1 Structure of the thesis

参考文献

- [1] 内閣府原子力政策担当室, “我が国のプルトニウム管理状況,” 第 7 回原子力委員会資料第 2 号, 2017.
- [2] 経済産業省資源エネルギー庁, “エネルギー基本計画,” 2016.
- [3] 内閣府, “第 6 回原子力関係閣僚会議 議事概要,” 2016.
- [4] J. Ortensi, A. M. Ougouag, “Improved prediction of the Doppler effect in TRISO fuel,” INL/CON-08-14877, 2009.
- [5] Michael A. Pope, R. Sonat Sen, “Neutronic analysis of the burning of transuranics in fully ceramic micro-encapsulated tri-isotropic particle-fuel in a PWR,” Nuclear Engineering and Design, 252, 215, 2012.
- [6] 大橋弘史、佐藤博之、国富一彦、小川益郎, “Concept on inherent safety in high-temperature gas-cooled reactor,” 日本原子力学会和文論文誌, 13, 1, p17, 2014.
- [7] X. Yan, K. Kunitomi, T. Nakata, S. Shiozawa, “GTHTR300 design and development,” Nuclear Engineering and Design, 222, 247, 2003.
- [8] S. Saito, “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR),” JAERI 1332, 1994.
- [9] D. Petti, et. al., “Deep Burn: Development of Transuranic Fuel and Fuel Cycles for High Temperature Gas-cooled reactors,” Idaho National Laboratory, 2009.
- [10] C. Rodriguez, A. Baxter, D. McEachern, M. Fikani, F. Venneri, “Deep-Burn: Making nuclear waste transmutation practical,” Nuclear Engineering and Design, 222, 2-3, p299, 2003.
- [11] K. C. Jo, Y. Kim, F. Venneri, M. J. Noh, “Study on TRU deep-burn with a silicon carbide inert matrix fuel in an MHR,” 2009 ANS Winter Meeting, Washington DC (USA) [CD-ROM], 2009 Nov. 15-19.
- [12] T. Sakai, H. Sagara, M. Saito, “Minimizing burnup reactivity of TRU fuel by its resonance capture,” Proc. 2010 Fall Meeting of the At. Energy Soc. Jpn., Hokkaido (Japan) [in Japanese] [CD-ROM], 2010 Sep. 15-17.
- [13] H. Akie, T. Muromura, H. Takano, S. Matsuura, “A new fuel material for once-through weapons plutonium burning,” Nuclear Technology, 107, p182, 1994.
- [14] B. Patrick, J. Ahn, “Performance assessment for the Geological disposal of deep burn spent fuel using TTBX,” Global 2013, Salt Lake City (USA), 2013, Sep. 29~Oct. 3.

- [15] N. Shirasu, T. Yamashita, H. Kanazawa, “Burn-up measurement of irradiated rock-like fuels,” JAERI-Research 2001-018, 2001.
- [16] Y. Fukaya, M. Goto, H. Ohashi, Y. Tachibana, K. Kunitomi, S. Chiba, “Proposal of a plutonium burner system based on HTGR with high proliferation resistance,” J. Nucl. Sci. Technol., 51, 6, p. 818, 2014.
- [17] W. Charlton, R. Lebouf, et. al., “Proliferation resistance assessment methodology for nuclear fuel cycle,” Nuclear Technology, 157, p143, 2007.
- [18] M. Saito, “Multi-component self-consistent nuclear energy system: protected plutonium production (P3),” Int. J. Nucl. Energ. Sci. Tech., 1 2/3,p127, 2005.
- [19] Y. Kimura, M. Saito, H. Sagara, “Evaluation of proliferation resistance of plutonium based on decay heat,” J. Nucl. Sci. Technol., 48, 5, p715, 2011.
- [20] Y. Kimura, M. Saito, H. Sagara, C. Y. Han, “Evaluation of proliferation resistance of plutonium based on spontaneous fission neutron emission rate,” Annals Nucl. Energ., 46, p152, 2012 Mar..
- [21] C. G. Bathke, N. Inoue, et. al., “Summary of a joint US-Japan study of potential approaches to reduce the attractiveness of various nuclear materials for use in a nuclear explosive device by a terrorist group,” Global 2013, Salt Lake City (USA), 2013 Sep. 29~Oct. 3.
- [22] International Atomic Energy Agency, “Guidance for the application of an assessment methodology for innovative nuclear energy systems INPRO manual - physical protection,” IAEA-TECDOC-1575 Rev. 1, 2008 Nov..
- [23] 出町 和之, ポリ ジョナサン, et. al., “Development of security and safety fuel for Pu-burner HTGR (2) Quantitative evaluation of security for safety,” 日本原子力学会 2015 年秋の大会, 静岡(日本), 2015 年 9 月 9 日~11 日.

第 2 章 効率的な Pu 燃焼特性と マスバランス

第2章 効率的な Pu 燃焼特性とマスバランス

2.1 背景

核軍縮に伴い解体された核弾頭から得られる解体 Pu や軽水炉使用済み燃料中 Pu や TRU の利用処分方策のひとつとして、多重被覆粒子の優れた核分裂生成物閉じ込め性能を利用して高燃焼度燃焼を実現するディープバーン概念について研究されてきた [1]。ディープバーン概念の実証を目的として、燃料の健全性を維持しつつ、500GWd/t もの高燃焼度や ^{239}Pu を 95wt.% も低減する燃焼特性が実現し得ることを明らかにした実験も行われた [2]。

しかし熱中性子炉で Pu を燃料として用いる場合、軽水炉使用済み燃料から Pu を単離することによる核不拡散上の課題と ^{240}Pu 自己遮蔽効果により余剰反応度が高くなり、毒物として働く ^{240}Pu 割合の増加により、高燃焼度化を妨げるといった技術的課題がある。上記の核不拡散上の課題に対しては、既往研究では不活性母材として SiC を TRU 燃料に導入することで自己遮蔽効果を低減し、燃焼反応度の大幅な減少や ^{241}Pu 生成による高燃焼度化を実現している [3, 4]。不活性母材としては SiC だけでなく、岩石の安定な鉱物中に含まれる安定化ジルコニウム(YSZ)やトリア酸化物(ThO_2)、マグネシウムスピネル(MgAl_2O_4)、コランダム(Al_2O_3)などを利用し、多相混合物を成す不活性母材燃料も研究されてきた [5]。岩石型燃料(ROX)とも呼ばれるこの燃料を利用することで、Pu のディープバーンや使用済み燃料の直接処分の実現が期待され、研究されてきた。

関連研究のひとつとして日本原子力研究開発機構(JAEA)では高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の設計を基に、Pu 燃焼高温ガス炉としてクリーンバーン炉 [6]が設計・研究されている。GTHTR300 は低濃縮ウラン燃料を利用するピンインブロック型高温ガス炉と横置型ガスタービンからなる発電システムである [7]。GTHTR300 の原子炉は出力 600MWth、120GWd/t という高燃焼度燃焼と本質的安全性、高い熱効率などが特徴として挙げられる。GTHTR300 については燃焼特性や原子炉安全性評価、燃料再処理可能性、経済性など多角的な側面から研究開発が実施されてきた [8, 9, 10, 11]。一方でクリーンバーン炉は GTHTR300 の炉心設計を基に提案・設計された Pu 燃焼炉であり、GTHTR300 の燃料領域を径方向に拡張し、軽水炉使用済み燃料から TRU を回収し不活性母材と混合した不活性母材燃料を利用する [6]。クリーンバーン炉については燃焼特性や核拡散抵抗性の側面から研究されている。しかし効率的 Pu 燃焼のための燃料設計条件の最適化や原子炉安全性評価など、様々な研究課題が未だ残されている。そこで本研究ではクリーンバーン炉を基にしたピンインブロック型高温ガス炉に対して、軽水炉使用済み燃料から回収した長期保管なしの TRU を多重被覆粒子燃料に導入する場合に、YSZ による燃料核の希釈や中性子スペクトル調節が Pu 燃焼特性や原子炉制御性に与える影響を評価し、工学的な限度を考慮しつつ、効率的 Pu 燃焼特性が得られる燃料設計条件を導出する。

TRU を導入した不活性母材燃料の反応度に対して、 ^{239}Pu や ^{241}Pu の核分裂反応と同様、 ^{240}Pu の共鳴捕獲反応は支配的な核反応のひとつである。そのため反応度評価結果に対

するこれらの反応断面積の誤差の影響が懸念される。一般的な軽水炉においても重要な熱中性子に対する ^{239}Pu や ^{241}Pu の核分裂反応断面積は高精度に測定されており、それぞれ相対誤差は 1.1%及び 2.0%であるのに対して、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積の相対誤差は 5.0%と比較的大きい誤差となっている。また TRU 燃料を利用する本研究では MA の核データ誤差による臨界達成条件の影響も無視できない。そこで本研究では核データの誤差に起因する反応度評価結果の誤差を評価する。

また効率的 Pu 燃焼特性を有する本燃料設計条件に基づく高温ガス炉システムは MOX 燃料装荷軽水炉の代替炉として運用する柔軟な核燃料サイクルの一つとして考えられ、Pu の低減に資すると考えられる。そこで Pu マスバランスにおける不活性母材燃料装荷高温ガス炉と MOX 燃料装荷軽水炉の基本的特性を評価し、ケーススタディのひとつとして分離 Pu の処理処分を想定した場合の Pu マスバランスを評価し、不活性母材燃料装荷高温ガス炉が分離 Pu の処理にどの程度貢献出来るのかを評価することを目的としている。

そこで本章では高温ガス炉に不活性母材燃料を導入する場合に、 ^{240}Pu の自己遮蔽効果低減による効率的 Pu 燃焼特性、核データ誤差による反応度評価への影響と Pu マスバランスを評価する。

2.2 自己遮蔽効果低減による効率的 Pu 燃焼特性

2.2.1 評価手法

本解析では軽水炉使用済み燃料から再処理した長期保管なしの TRU と不活性母材の混合物を導入した不活性母材燃料を装荷したピンインブロック型高温ガス炉において、設計条件が反応度制御性や Pu 燃焼特性に与える影響を評価し、優れた Pu 量低減性能を有する燃料設計条件を得ることが目的である。クリーンバーン炉の燃料ブロックの設計を基に、炉心と等価な燃焼特性が得られるピンセルモデルを作成し、中性子輸送計算と燃焼解析を実施する。また反応度評価においては核データ誤差による反応度の影響も評価する。中性子輸送計算にはモンテカルロ法中性子輸送計算コード MVP/GMVP II [12](以降、単に MVP と呼ぶ)、燃焼計算には MVPBURN [13]を用いた。MVP を用いる理由は、組み合わせ形状表現法と確率論的幾何形状モデルを用いることで、多数の多重被覆粒子のランダム配置を含めた複雑な幾何形状モデルを作成でき、MVPART コードの機能を用いて任意温度におけるドップラー広がりを考慮した断面積データを作成できるためである。

断面積ライブラリには JENDL4.0 [14]を用い、この断面積ライブラリおよび初期原子数密度などの入力から中性子輸送計算や燃焼計算を通じて、Pu 燃焼特性の評価に必要な燃焼度毎の中性子無限増倍率や核種毎の反応率、原子数密度などの出力を得るまでの計算の流れを Figure 2.2.1 に示す。

また中性子輸送計算では中性子無限増倍率(k_{∞})を 0.2%以下の統計精度で導出するために 1 バッチあたりの中性子ヒストリー数は 2000、タリー計算時におけるバッチ数は 50 バッチとする(初期の 5 バッチは除く)。また燃焼計算における計算区間毎の燃焼期間については、燃焼初期における FP 生成に伴う中性子バランスの大きな変動を追うため、燃焼度初期においては短く、燃焼度中期から末期にかけては不自然な不連続点が現れない程度に長く設定し解析を行う。

上記の中性子輸送計算や燃焼計算に使われる反応断面積や核分裂生成物収率などの核データは、必ず誤差をもつ。燃料や構造材などとして利用されている主要な核種に対しては、多数の実験や実験精度の向上により、誤差は小さく抑えられ、原子炉特性への伝播誤差なども十分に小さくなっている。例えば現行の軽水炉で利用するウラン燃料については ^{235}U や ^{238}U 、 ^{239}Pu 等が原子炉特性を決定付ける主要な核種となっているため、核分裂反応や中性子捕獲反応断面積について 1%以下の誤差となっている [14]。一方でまだ実用化に至っていない TRU 燃料において重要な核種については、未だ非常に大きい核データ誤差を持つ場合がある。本研究で注目している不活性母材燃料も TRU を利用しているため、その原子炉の制御性や安全性、燃料設計の成立性を議論する際には核データ起因の誤差評価が非常に重要である。以上の理由から核データの誤差の伝播によって、中性子輸送計算を通じて得られた k_{∞} に対する誤差を導出する。

誤差評価ではアクチノイド核種の中性子捕獲反応及び核分裂反応断面積に対して核データライブラリで与えられているエネルギー毎の相対誤差のみを考慮する。(n,2n)反応などの

その他の反応は k_{∞} に対して支配的ではないため、それら反応断面積の誤差は考慮しない。また核分裂1回で生じる中性子平均中性子数 (ν 値) に対する誤差は JENDL4.0 では与えられておらず、考慮しない。核分裂生成物の反応断面積 (特に中性子捕獲反応断面積) の誤差や燃焼計算における誤差伝搬は、燃焼末期における誤差評価において重要であるものの、本評価では考えない。

相対誤差については JENDL4.0 ライブラリの共分散データあるいは JENDL4.0 に使われた核データの実験値誤差を与え、部分的に誤差データがない場合には熱領域、分離共鳴領域、非分離共鳴領域毎に外挿し、それでも補完し得ない場合については 10%の相対誤差を仮定した。評価に用いた 0.0253eV における主要な核種の相対誤差(1σ)を Table 2.2.1 に示す。

Table 2.2.1 Relative uncertainty of cross sections of actinide for thermal neutron [15, 16]

	Relative uncertainty at 0.0253eV[%]	
	(n,f)	(n,g)
^{237}Np	5.0 ^a	4.0
^{238}Pu	10.0	4.7 ^a
^{239}Pu	1.7	1.1
^{240}Pu	5.0	2.0
^{241}Pu	10.0 ^b	2.0
^{242}Pu	10.0 ^b	3.3 ^a
^{241}Am	2.1 ^a	6.0 ^c
$^{242\text{m}}\text{Am}$	2.2 ^a	2.0
^{243}Am	5.0	5.0
^{242}Cm	5.0	7.9 ^a
^{243}Cm	30.0	7.3 ^a
^{244}Cm	18.6 ^a	15.0
^{245}Cm	10.0	5.0
^{246}Cm	15.0	50.0

(a) Uncertainty in original experiment result^[3]

(b) 10% is assumed due to no data.

(c) O. Iwamoto, J. Korean Phys. Soc., 59, 2 (2011)

核データ誤差による初期反応度に対する誤差を評価するに当たり、基本的な誤差伝播式から評価に用いる評価式を導出する。一般的に炉心特性 R の変数 X, Y が持つ誤差に由来する R の分散 $\text{Var}(R)$ は、反応断面積の共分散行列 Cov 及び R に対する感度行列 $S(R)$ を用いて、

$$\text{Var}(R) = S(R) \cdot \text{Cov} \cdot S(R)^T \quad \text{Eq. 2.2.1}$$

という行列の内積で表現できる [17]。ここで T は転置行列を意味する。感度行列 $S(R)$ は変数 X 又は Y による R の偏微分で以下のように表される。

$$S(R) = \frac{\partial R}{\partial X} = \begin{bmatrix} \frac{\partial R}{\partial X_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial R}{\partial X_2} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2.2.2}$$

共分散行列 Cov の ij 成分 $Cov(X_i, X_j)$ は

$$Cov(X_i, X_j) = \rho(X_i, X_j) \Delta X_i \Delta X_j \quad \text{Eq. 2.2.3}$$

で表され、 $\rho(X_i, X_j)$ は変数 X_i と X_j の相関係数、 ΔX_i 及び ΔX_j はそれぞれ X_i 及び X_j の標準偏差を表す。相関係数 $\rho(X_i, X_j)$ は変数 X_i 及び X_j の関係によって変わってくるため、(a) 完全な正の相関を持っている場合と (b) お互いが完全に独立している場合の 2 通りに分けて議論する。

(a) n 個の変数 $X_1, X_2, \dots, X_n$ が完全な正の相関を持っている場合

n 個の変数 $X_1, X_2, \dots, X_n$ が完全に正の相関を持っていると仮定した場合、相関係数 $\rho(X_i, X_j)$ は 1 である。このとき Eq. 2.2.3 より共分散行列 Cov は

$$Cov = \begin{bmatrix} \Delta X_1 \Delta X_1 & \cdots & \Delta X_1 \Delta X_n \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \Delta X_n \Delta X_1 & \cdots & \Delta X_n \Delta X_n \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2.2.4}$$

が得られ、Eq. 2.2.1、Eq. 2.2.2 及び Eq. 2.2.4 を用いて、炉心特性 R に対する分散 $Var(R)$ 及び標準偏差 ΔR は以下の式で表される。

$$\begin{aligned} Var(R) &= S(R) \cdot Cov \cdot S(R)^T \\ &= \begin{bmatrix} \frac{\partial R}{\partial X_1} & \cdots & \frac{\partial R}{\partial X_n} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta X_1 \Delta X_1 & \cdots & \Delta X_1 \Delta X_n \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \Delta X_n \Delta X_1 & \cdots & \Delta X_n \Delta X_n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial R}{\partial X_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial R}{\partial X_n} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2.2.5} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= \left[\sum_k^n \left\{ \Delta X_k \frac{\partial R}{\partial X_k} \right\} \right]^2 \\ \Delta R &= \sum_k^n \left\{ \Delta X_k \frac{\partial R}{\partial X_k} \right\} \quad \text{Eq. 2.2.6} \end{aligned}$$

(b) n 個の変数 $X_1, X_2, \dots, X_n$ が独立した変数の場合

n 個の変数 $X_1, X_2, \dots, X_n$ が独立した変数であると仮定した場合、相関係数 $\rho(X_i, X_j)$ は 0 ($i \neq j$) または 1 ($i = j$) からなり、相関行列は単位行列となる。このとき共分散行列は Eq. 2.2.3 より、

$$\text{Cov} = \begin{bmatrix} \{\Delta X_1\}^2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \{\Delta X_n\}^2 \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2.2.7}$$

となる。よって炉心特性 R の分散 $\text{Var}(R)$ 、標準偏差 $\sigma(R)$ は次式で表される。

$$\text{Var}(R) = \begin{bmatrix} \frac{\partial R}{\partial X_1} & \cdots & \frac{\partial R}{\partial X_n} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \{\Delta X_1\}^2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \{\Delta X_n\}^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial R}{\partial X_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial R}{\partial X_n} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 2.2.8}$$

$$= \sum_k^n \left\{ \Delta X_k \frac{\partial R}{\partial X_k} \right\}^2$$

$$\Delta R = \sqrt{\sum_k^n \left\{ \Delta X_k \frac{\partial R}{\partial X_k} \right\}^2} \quad \text{Eq. 2.2.9}$$

無限増倍率は四因子公式で以下のように表される。

$$k_\infty = \frac{(\text{ある世代の中性子数})}{(\text{一つ前の世代の中性子数})} = \varepsilon \cdot p \cdot \eta \cdot f \quad \text{Eq. 2.2.10}$$

ここで ε は高速核分裂係数、 p は共鳴を逃れる確率、 f は熱中性子利用率（燃料に吸収される熱中性子の割合）、 η は吸収当たりの中性子収量（再生率；燃料が中性子 1 個を吸収したときに核分裂で生まれる次の世代の中性子の平均個数）である。

今回の誤差評価においては、 η 以外の因子が核データ誤差に対して感度がないものと仮定し、 k_∞ と η の相対誤差が等しいものとする。 η は以下のように表される。

$$\eta = \frac{v\Sigma_f}{\Sigma_a} = \frac{\sum_i \sum_E v^i(E) \sigma_f^i(E) \phi(E) N_i}{\sum_i \sum_E \{\sigma_c^i(E) + \sigma_f^i(E)\} \phi(E) N_i} = \frac{X}{Y} \quad \text{Eq. 2.2.11}$$

$$X = \sum_i \sum_E v^i(E) \sigma_f^i(E) \phi(E) N_i \quad \text{Eq. 2.2.12}$$

$$Y = \sum_i \sum_E \{\sigma_c^i(E) + \sigma_f^i(E)\} \phi(E) N_i \quad \text{Eq. 2.2.13}$$

上記のように η については全エネルギーと全核種について総和を計算する必要がある。本評価ではエネルギー群毎に与えられた核種毎の核分裂反応及び中性子捕獲反応断面積の誤差から η に対する誤差伝播を考える。

まず核種 i の一群実効断面積 σ_c^i , σ_f^i は再生率 η の変数である。核種毎の一群実効断面積は個別に測定されるため、互いに相関はなく独立であると考ええる。このとき Eq. 2.2.9 より、再生率 η の標準偏差 $\Delta\eta$ は以下の式で表される。

$$\Delta\eta = \sqrt{\sum_i \left\{ \left(\frac{\partial\eta}{\partial\sigma_c^i} \times \Delta\sigma_c^i \right)^2 + \left(\frac{\partial\eta}{\partial\sigma_f^i} \times \Delta\sigma_f^i \right)^2 \right\}} \quad \text{Eq. 2.2.14}$$

$$\frac{\partial\eta}{\partial\sigma_c^i} = \frac{Y \frac{\partial X}{\partial\sigma_c^i} - X \frac{\partial Y}{\partial\sigma_c^i}}{Y^2} = \frac{-X\phi(E)N_i}{Y^2} \quad \text{Eq. 2.2.15}$$

$$\frac{\partial\eta}{\partial\sigma_f^i} = \frac{Y \frac{\partial X}{\partial\sigma_f^i} - X \frac{\partial Y}{\partial\sigma_f^i}}{Y^2} = \frac{Y \times v^i(E)\phi(E)N_i - X \times \phi(E)N_i}{Y^2} \quad \text{Eq. 2.2.16}$$

である。更に核種 i の 1 群実効断面積 σ_r^i はエネルギー群毎の断面積を用いて、

$$\sigma_k^i = \frac{\sum_E \sigma_r^i(E)\phi(E)}{\sum_E \phi(E)} \quad (r = c, f) \quad \text{Eq. 2.2.17}$$

となる。核種 i の 1 群実効断面積 σ_g^i の標準偏差 ($\Delta\sigma_c^i$ 及び $\Delta\sigma_f^i$) を導出する場合には、エネルギー群毎の反応断面積における相関を考慮する必要がある。本研究では誤差を保守的に評価するため、エネルギー群毎の反応断面積については完全な正の相関を有すると仮定する。このとき $\Delta\sigma_c^i$ 及び $\Delta\sigma_f^i$ は Eq. 2.2.6 と Eq. 2.2.17 より

$$\Delta\sigma_r^i = \sum_E \left\{ \frac{\partial\sigma_r^i}{\partial\sigma_r^i(E)} \Delta\sigma_r^i(E) \right\} = \sum_E \left\{ \frac{\phi(E)}{\sum_E \phi(E)} \Delta\sigma_r^i(E) \right\} \quad (r = c, f) \quad \text{Eq. 2.2.18}$$

標準偏差 $\Delta\sigma_r^i(E)$ は相対誤差 $\text{Err}[\Delta\sigma_r^i(E)]$ と反応断面積 $\sigma_r^i(E)$ の積で表され、Eq. 2.2.18 から

$$\Delta\sigma_r^i = \sum_E \left\{ \frac{\sigma_r^i(E)\phi(E)}{\sum_E \phi(E)} \times \text{Err}[\sigma_r^i(E)] \right\} \quad (r = c, f) \quad \text{Eq. 2.2.19}$$

が得られる。Eq. 2.2.17 及び Eq. 2.2.19 を用いることで、核データの相対誤差から再生率 η 及び無限増倍率の相対誤差を導出することができる。中性子スペクトルや反応率については中性子輸送計算結果を参照する。

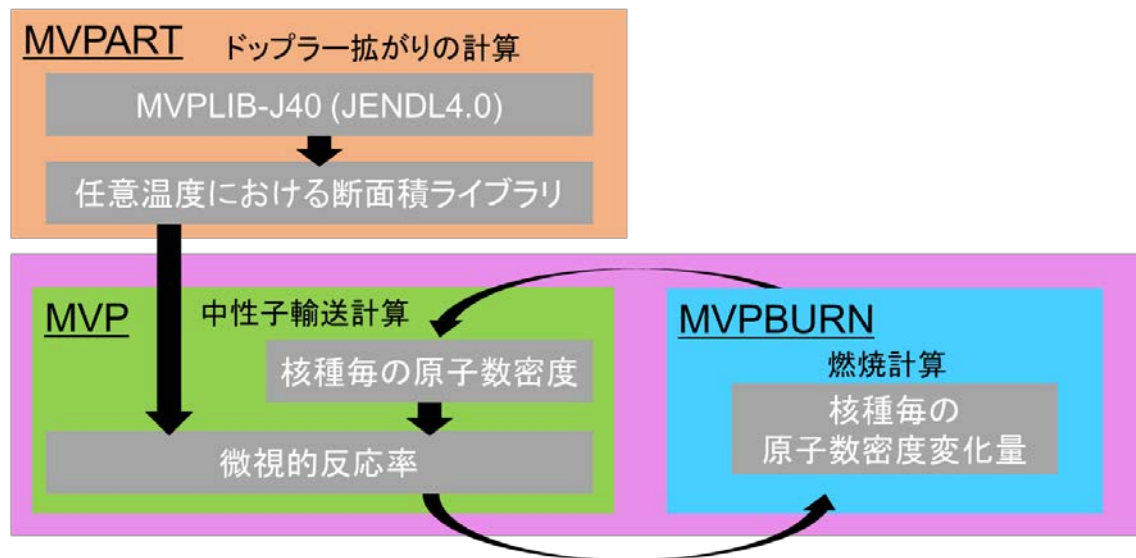


Figure 2.2.1 Calculation flow in MVP/GMVP II code

2.2.2 解析条件

前述の通り、本解析では JAEA で研究されている高温ガス炉ガスタービン発電システム (GTHTR300) の設計を基に、Pu 燃焼炉として設計・研究が行われている高温ガス炉であるクリーンバーン炉 [6] を参照する。本クリーンバーン炉炉心の径方向および軸方向概略図を Figure 2.2.2、燃料ブロックの上面図を Figure 2.2.3 に示す。同燃料ブロックの仕様を基に実効的に等価な中性子輸送計算及び燃焼解析が行えるように作成した 2 次元無限セル体系を Figure 2.2.4、解析に用いる炉心特性を Table 2.2.2 に示す。軸方向及び径方向に同様のセル体系が無限に整列している体系を考え、セル体系境界は完全反射としている。熱中性子炉に分類される高温ガス炉においては燃料ブロックで発生した径方向に移動するほとんどの中性子は隣接する反射体領域 1 層目で何らかの核反応を起こすと考えられる。そこで燃料ピンピッチ(PC) はクリーンバーン炉の燃料領域全体と隣接する反射体領域 1 層分における燃料対減速材体積比が保存されるように決定した。このときの無限増倍率の燃焼度依存については、先行研究で全炉心体系に対して得られた実効増倍率と同等の結果を得た [6]。

多重被覆粒子については Figure 2.2.4 の右に断面図を示す。核燃料が装荷されている燃料核(Kernel)をバッファー層(密度: 1.0 g/cm³)、内側熱分解性黒鉛層(密度: 1.87 g/cm³)、SiC 層(密度: 3.2 g/cm³)、外側熱分解性黒鉛層(密度: 1.87 g/cm³)で順に被覆している。多重被覆粒子は黒鉛(密度: 1.74 g/cm³)と一様に混ぜられ、燃料コンパクトに圧縮成型される。このときの燃料コンパクトに対する多重被覆粒子の体積割合を TRISO 充填率と呼ぶ。燃料コンパクトの中心部には燃料の熱伝導率を向上するため、黒鉛棒(密度: 1.74 g/cm³)が設けられている。燃料コンパクトは黒鉛スリーブ(密度: 1.74 g/cm³)に詰められ、更に黒鉛ブロック(密度: 1.74 g/cm³)に装荷される。

燃料核に使用する核燃料の形態としては、TRU 酸化物燃料核と不活性母材燃料核の 2 種

類である。不活性母材燃料は TRU 酸化物を不活性母材(Inert Matrix)であるイットリア安定化ジルコニア(Yttria Stabilized Zirconia; YSZ)母材で均質に希釈した固溶体からなる岩石型燃料の一種である。これは数百万年以上も風化に耐え安定に存在する岩石と類似した組成と結晶構造を持っていることから、岩石型燃料と呼ばれる。Pu 酸化物と YSZ からなる岩石型燃料については、実験室レベルでの製造、JRR-3 における照射試験及び照射後分析が実施されている [18, 19]。本不活性母材燃料の製造技術について、今後の商業規模の連続的製造技術開発やコスト評価、TRU 酸化物を用いた不活性母材燃料への適用性などの研究開発は別途求められる。

TRU 酸化物(TRUO_2)における TRU 組成には取出燃焼度 45GWd/ton に相当する軽水炉照射後ウラン燃料の放射線量及び発熱量を低減するため計 10 年間冷却し、PUREX 及び EXAm プロセスにより放射線や発熱により燃料製造プロセスの障害となる Cm を除く Pu、Am、Np を回収した場合に相当する組成(Table 2.2.3)を用いる [20]。YSZ は ZrO_2 と Y_2O_3 の均質混合物で、その混合割合は $\text{Zr}:\text{Y}=78.9:21.1$ [at.%]である [6]。不活性母材燃料において YSZ は蛍石型相を形成し、Pu はその結晶構造内に取り込まれた状態となる。蛍石型結晶構造をとる YSZ は高い融点、高い照射安定性と化学的安定性が長所であるとされている [21]。YSZ と同様に蛍石型結晶構造をとるフッ化カルシウム(CaF_2)の結晶構造を Figure 2.2.5 に示す。岩石型燃料は以下の 4 種類がある [21]。

- (1) 蛍石型相 (単相)
- (2) 蛍石型相—コランダム系 (2 相系)
- (3) 蛍石型相—コランダム—スピネル系 (3 相系)
- (4) 蛍石型相—スピネル系 (2 相系)

Pu と YSZ の固溶体である(1)については、熱伝導率が低いという問題がある。この問題を解決するために、コランダム系やスピネル系と組み合わせることで熱伝導率の改善やアルカリ金属元素やアルカリ土類金属元素の漏出最小化を図っている。本研究では先行研究と同様、多重被覆粒子に Pu と YSZ の固溶体からなる不活性母材燃料核を導入した炭化物燃料で熱伝導率改善のために燃料コンパクトの中心にグラファイトシャフトを設けた炭化物燃料を想定する。

まず高温ガス炉における不活性母材による希釈がない場合の TRU 酸化物燃料核の燃焼特性を確認するため解析を行う。そこで得られた燃焼特性について、余剰反応度の低減と燃焼毒物として働く ^{240}Pu といった技術的課題を解決するために、TRU 酸化物燃料核を YSZ で希釈するときのその混合割合と中性子スペクトルを調節する燃料ピンピッチをパラメータとして解析し、各パラメータが反応度制御性や Pu 燃焼特性に与える影響を評価し、更に優れた Pu 燃焼特性を達成する不活性母材燃料設計条件を導出する。YSZ 母材の混合割合を変える場合には炉内の TRU 量が保存するように TRISO 充填率も変更する。ただし燃料コンパ

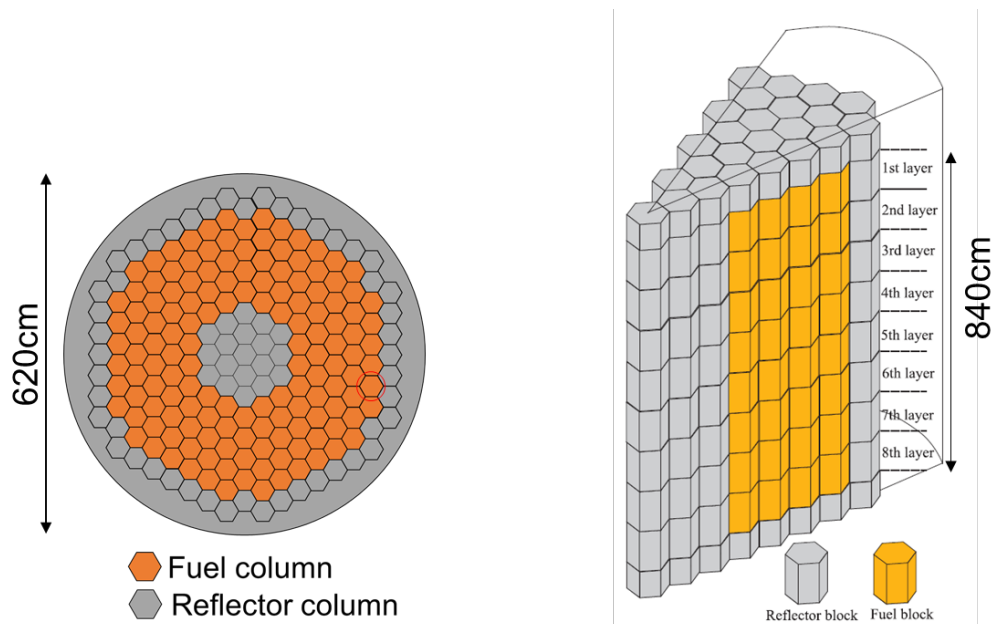
クト内の TRISO 充填率については、最大 30~35vol.%程度が適当であるという知見がある[22]。これは燃料コンパクト製造時に、TRISO とグラファイト粉末を混合しプレスする工程において、TRISO 同士が互いに接触し、被覆材の損傷率を増加する恐れがあるためとされている。この知見を踏まえ、解析対象とする TRISO 充填率は 35vol.%以下とする。この時の不活性母材燃料における TRU 割合[at.%, wt.%]と TRISO 充填率の関係を Table 2.2.5 に示す。また中性子スペクトル調節を目的とした燃料ピンピッチ(PC)のパラメータサーベイでは 6.1cm を基準とし、5.6cm、5.1cm、4.6cm、4.1cm と変化させたときの燃焼特性を評価し、燃焼初期で臨界に達するように初期余剰反応度 5%を設計目標とする。

Table 2.2.2 Reactor configuration

Reactor performance	Values
Thermal Power (MWt)	600
HM inventory (ton)	1.33
Active core height (cm)	840
The No. of the fuel block in a layer	144
The nNo. Of the fuel compact in a block	57
Linear power density (MW/cm)	8.70E-05

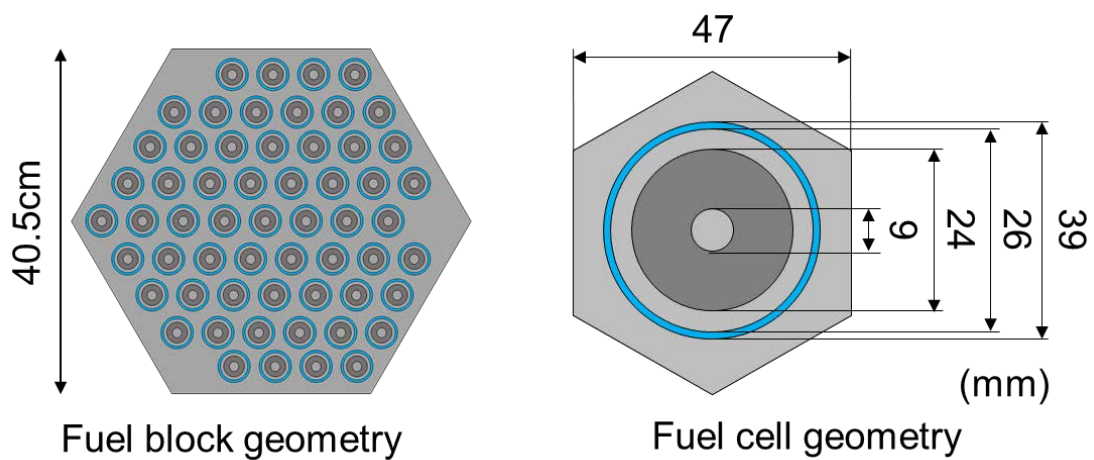
Table 2.2.3 TRU composition

Isotope	Composition (wt%)
²³⁷ Np	4.6
²³⁸ Pu	1.3
²³⁹ Pu	51.0
²⁴⁰ Pu	20.8
²⁴¹ Pu	7.6
²⁴² Pu	4.9
²⁴¹ Am	8.2
^{242m} Am	<0.1
²⁴³ Am	1.5



Core geometry for radial direction Core geometry for axial direction

Figure 2.2.2 Reactor core geometry of Clean Burn reactor



Fuel block geometry

Fuel cell geometry

Figure 2.2.3 Fuel block geometry of Clean Burn reactor

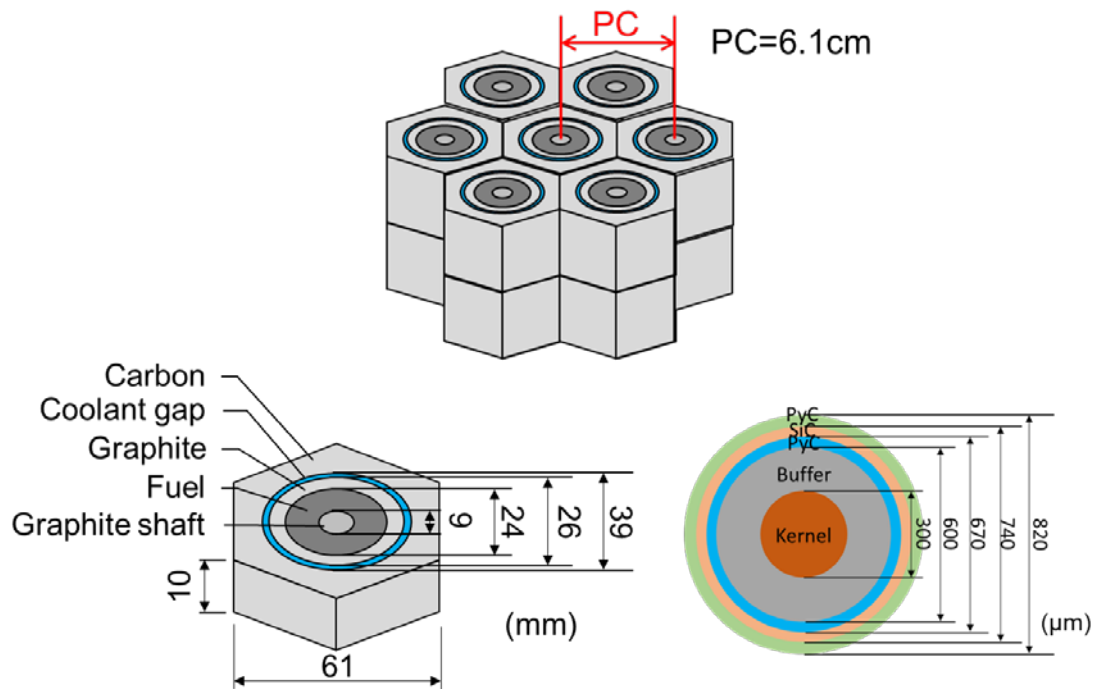


Figure 2.2.4 Calculation model in the Pu incineration calculation (Above: Conceptual diagram of 2 dimensional infinite cell system, Left: Geometry of calculation model, Right: Geometry of TRISO fuel)

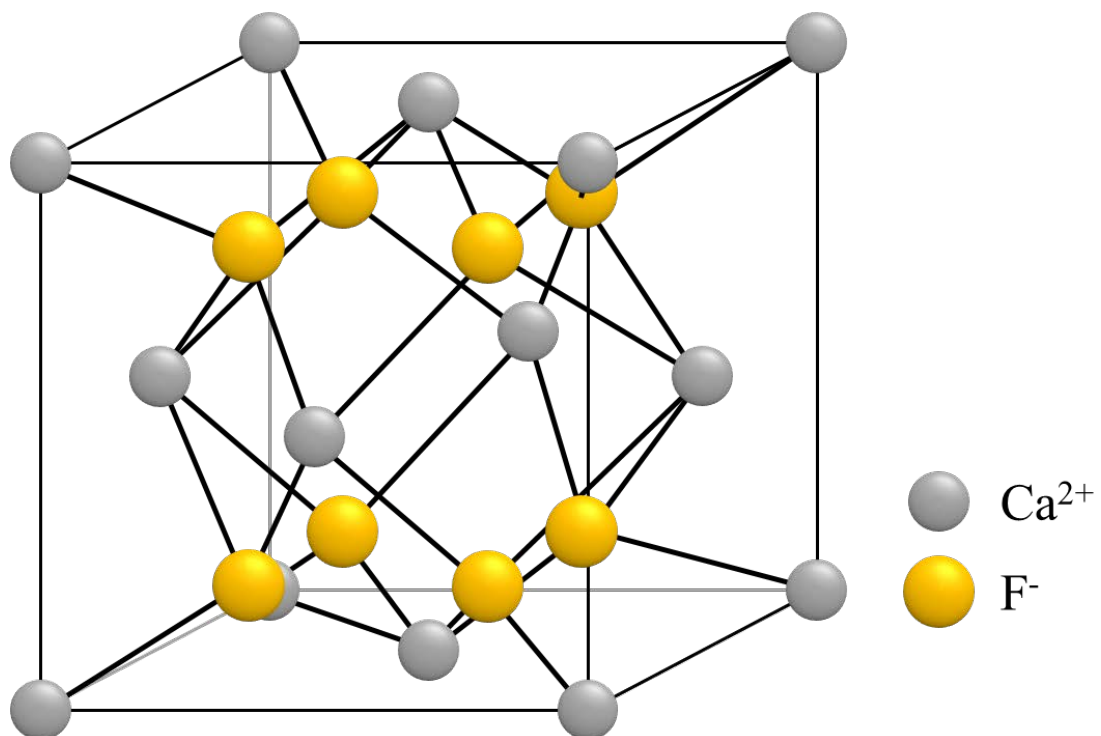


Figure 2.2.5 Fluorite type crystal in CaF_2

Table 2.2.4 Mixing fraction of TRU oxide and YSZ mixture and packing fraction of TRISO fuel in the fuel compact

Case #	1	2	3	4	5
TRUOx:YSZ [at. %]	100:0	81:19	61:39	41:59	31:69
TRUOx:YSZ [wt. %]	100:0	90:10	77:23	60:40	49:51
Packing fraction [vol. %]	10.0%	12.5%	16.7%	25.0%	33.3%
Pitch of cells [cm]	6.1	6.1	6.1	6.1	6.1

2.2.3 不活性母材による希釈なし TRU 酸化物燃料核における Pu 燃焼特性

まず不活性母材燃料による希釈なしの TRU 酸化物燃料核を用いて、燃料ピンピッチを 6.1cm とした場合の反応度制御性や燃焼特性について評価した。このときの燃焼度毎の無限中性子増倍率(k_{∞})と TRU 核種毎の原子数密度の推移を Figure 2.2.6、Pu 同位体比の推移を Figure 2.2.7 に示す。[%FIMA]は燃焼度をあらわす単位の一つであり、その物理的意味は初期装荷燃料量に対する該当燃焼ステップにおける燃料量の割合[at. %]である。これより ^{239}Pu が燃焼初期から末期にかけて急激に減少し、初期装荷 ^{239}Pu 量に対して 15at. %程度まで減少することが確認された。これは ^{239}Pu がやわらかい中性子スペクトル(Figure 2.2.8)の下で、非常に良い核分裂性物質として働くためである。また燃焼初期から 20%FIMA にかけて ^{241}Pu が増加し、それ以降から末期にかけて ^{241}Pu が減少する様子が確認された。また初期余剰反応度が 30%程度となり、非常に大きくなることが確認できた。また Figure 2.2.7 に示した Pu 同位体比から、核分裂生成物である ^{239}Pu の低減に伴い燃焼末期にかけて中性子を吸収する燃焼毒物として働く ^{240}Pu や ^{242}Pu など偶数質量数の Pu 同位体割合が大幅に増大していることが分かった。

燃焼に寄与している核種について議論するため、核種 i の中性子生成率 N_i を次式で定義する。

$$N_i = \bar{\nu}^i R_f^i - R_a^i + R_{(n,2n)}^i \quad \text{Eq. 2.2.20}$$

ここでは R_f 、 R_a 、 $R_{(n,2n)}$ はそれぞれ核分裂、吸収、 $(n,2n)$ 反応率であり、 $\bar{\nu}$ は 1 回の核分裂反応あたりに生成する平均中性子数である。Figure 2.2.8 に示す ^{240}Pu の中性子生成率が比較的負に大きいことから、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応により、燃焼初期から中期において ^{241}Pu が増加したことが分かった。およそ 20%FIMA から燃焼末期にかけては、 ^{239}Pu の原子数密度の減少に伴い ^{241}Pu の核分裂反応が台頭し、 ^{241}Pu の核分裂反応率が ^{240}Pu の中性子捕獲反応率を上回り、結果として ^{241}Pu 原子数密度が減少した。また燃焼反応度曲線から $k_{\infty} = 1$ となるときの燃焼度は 45.4 %FIMA であることが分かった。このとき燃焼前に比べて、Pu、核分裂性 Pu、 ^{239}Pu はそれぞれ 48.3 at. %、72.4 at. %、89at. %も減少し、高温ガス炉において TRU 酸化物燃料核を利用することによって、核分裂性 Pu を大幅に減少できることが確認できた。Table 2.2.5 に燃焼初期と $k_{\infty} = 1$ となる燃焼末期における初期重金属量に対する TRU 重量割合を示す。

TRU 酸化物燃料核において、燃焼初期から中期にかけて ^{240}Pu の捕獲反応によって核分裂性物質である ^{241}Pu が生成され、燃焼中期から末期に掛けて生成された ^{241}Pu が燃焼に寄与することが確認された。ただし前述の通り、高温ガス炉のような熱中性子炉では ^{240}Pu の特に 1.056eV 付近の高い共鳴領域における自己遮蔽効果によって、 ^{240}Pu 中性子捕獲反応率低下により、初期余剰反応度が高くなり、燃焼後半では燃焼毒物として働く ^{240}Pu 割合が増加し反応度を低下させ、燃焼度を低くしてしまう。Figure 2.2.9 に ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積、Figure 2.2.10 に中性子スペクトルを示す。Figure 2.2.9 から ^{240}Pu の自己遮蔽効果によって、1.056eV 付近の共鳴領域の中性子束が著しく低下していることが分かった。

自己遮蔽効果はエネルギー自己遮蔽と空間自己遮蔽に分類される。エネルギー自己遮蔽は反応率が大きい共鳴吸収において、共鳴付近のエネルギー領域で中性子束が低下する現象を意味し、上記の議論から ^{240}Pu についてエネルギー自己遮蔽効果が起こっている事が確認された。一方で空間自己遮蔽は減速材中で共鳴エネルギーまで減速された中性子が燃料要素内の外側領域で吸収されるため、燃料要素の中心部の中性子束が低下する現象である。どちらも中性子束低下に伴い共鳴吸収反応率を減少させ、共鳴を逃れる確率を増加させる。空間自己遮蔽の効果が燃料核の深度別捕獲反応率の差違に現れている。Figure 2.2.11 に燃料核を径方向に 5 等分した各層における ^{240}Pu の中性子捕獲反応率に示す。燃料核の表面から離れるほど、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応率は急激に減少した。この反応率の減少は共鳴捕獲反応断面積ピークを持つ 1.056eV が顕著であることが分かった。これは TRU 酸化物燃料核における ^{240}Pu の空間的自己遮蔽効果によって、燃料核表面の ^{240}Pu 中性子捕獲反応により 1.056eV の中性子が大幅に減少し、燃料核中心部へ 1.056eV の中性子が届きにくくなっているためである。

上記の議論から、不活性母材燃料による希釈がない TRU 酸化物燃料核を熱中性子炉で燃焼させる場合には ^{240}Pu の自己遮蔽効果による ^{240}Pu 共鳴捕獲反応率の低下が顕著となり、燃焼初期における初期余剰反応度の増大、 ^{240}Pu 割合増加に伴う燃焼末期における反応度や $k_{\infty} = 1$ となる最高燃料燃焼度の低下といった非効率的な燃焼特性を呈する問題が確認された。

この自己遮蔽効果を低減させることで、余剰反応度の低減と高燃焼度化が期待される。自己遮蔽効果を低減するための方法としては、燃料核の希釈による背景断面積の増大と燃料体減速材体積比変更による中性子スペクトルの制御が考えられる。そこで燃料核の希釈による背景断面積の増大と燃料体減速材体積比変更による中性子スペクトルの制御が反応度制御性や燃焼特性に与える影響を次節以降で評価する。

背景断面積の増大と自己遮蔽効果の関係については、定性的には以下のように理解できる。吸収体のある原子 1 個を囲む多数の他の原子の断面積が大きいほど、吸収体のある原子における共鳴を逃れる確率が大きくなり、エネルギー自己遮蔽や空間自己遮蔽が緩和される。定量的には共鳴の実用幅が中性子が吸収体原子核との散乱で失うエネルギーよりはるかに大きい場合で、特に中性子のエネルギーが低い場合に妥当である NRIM 近似を仮定することで理解できる。NRIM 近似において、式(1)が成り立つ [23]。ここで Σ_s^M は減速材の巨視的散乱反応率、 $\Sigma_t(E)$ は全核種の巨視的全反応率、 $\Sigma_s^A(E)$ は入射中性子エネルギー E に対する吸収体の巨視的散乱反応率を表している。

$$\phi_{\text{NRIM}}(E) = \frac{\Sigma_s^M}{(\Sigma_t - \Sigma_s^A(E))E} \quad \text{Eq. 2.2.21}$$

全反応率は吸収体と減速材の全反応率に分けることができ、更にそれぞれ吸収反応率と散乱反応率に分けられるため、式(2)が成り立つ。

$$\Sigma_t(E) = \Sigma_t^A(E) + \Sigma_t^M(E) = \Sigma_a^A(E) + \Sigma_s^A(E) + \Sigma_a^M(E) + \Sigma_s^M(E) \quad \text{Eq. 2.2.22}$$

ここで $\Sigma_a^A(E) = 0$ とすれば、以下のように式変形ができる。

$$\Sigma_t(E) = \Sigma_a^A(E) + \Sigma_s^A(E) + \Sigma_s^M(E) \quad \text{Eq. 2.2.23}$$

$$\Sigma_t(E) = N_A \left(\frac{N_M}{N_A} \sigma_s^M(E) + \sigma_a^A(E) \right) + \Sigma_s^A(E) \quad \text{Eq. 2.2.24}$$

更に背景断面積 $\sigma_b \equiv \frac{N_M}{N_A} \sigma_s^M(E)$ を定義すると、

$$\Sigma_t(E) = N_A (\sigma_b + \sigma_a^A(E)) + \Sigma_s^A(E) \quad \text{Eq. 2.2.25}$$

が得られる。式(1)および式(5)より、

$$\begin{aligned} \Phi_{\text{NRIM}}(E) &= \frac{\Sigma_s^M}{N_A (\sigma_b + \sigma_a^A(E)) E} = \frac{\frac{N_M}{N_A} \sigma_s^M}{(\sigma_b + \sigma_a^A(E)) E} \\ &= \frac{\sigma_b}{(\sigma_b + \sigma_a^A(E)) E} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.2.26}$$

が得られる。背景断面積はその定義から、注目核種以外の散乱反応を注目核種の断面積と考えたときの断面積であり、燃料の希釈によって背景断面積 σ_b は大きくなる。それと同時に $\Phi_{\text{NRIM}}(E)$ は大きくなる。このため燃料の希釈は中性子束を増大させ、自己遮蔽効果を低減する効果を有する。また背景断面積を大きくする燃料の希釈以外の方法として、燃料核の縮小が挙げられる。燃料核を縮小することによって、空間自己遮蔽による燃料核中心部での中性子束低下が低減されることが考えられる。

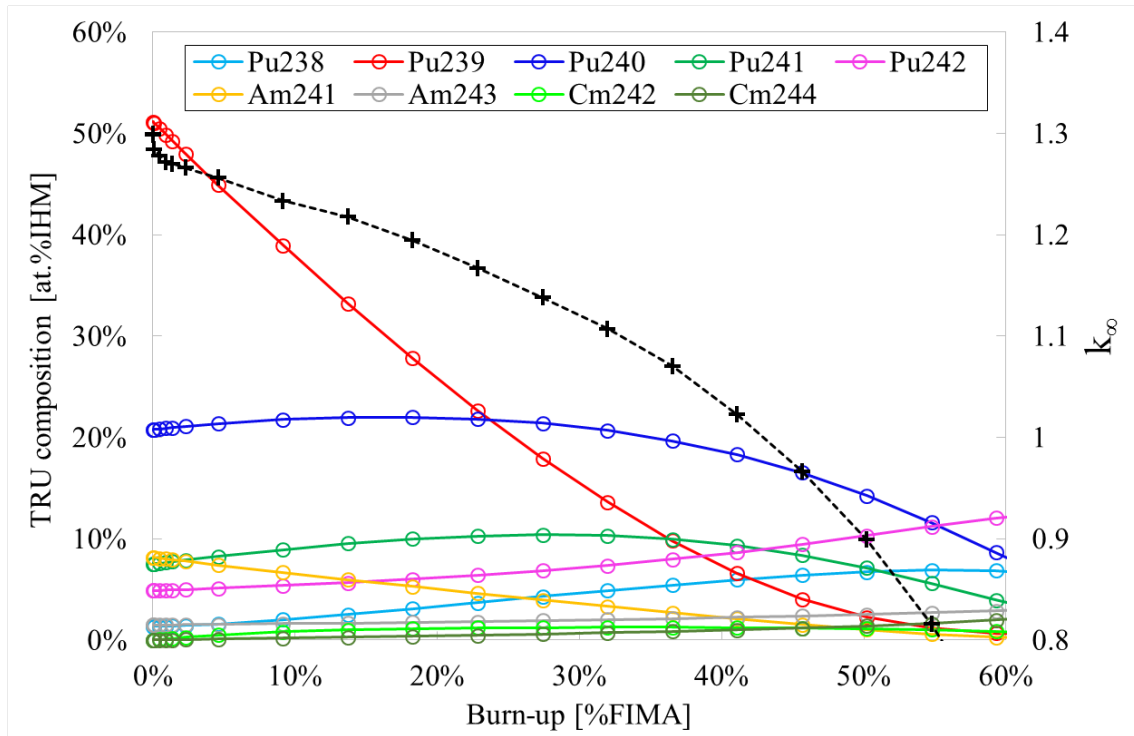


Figure 2.2.6 TRU composition and k_{∞}

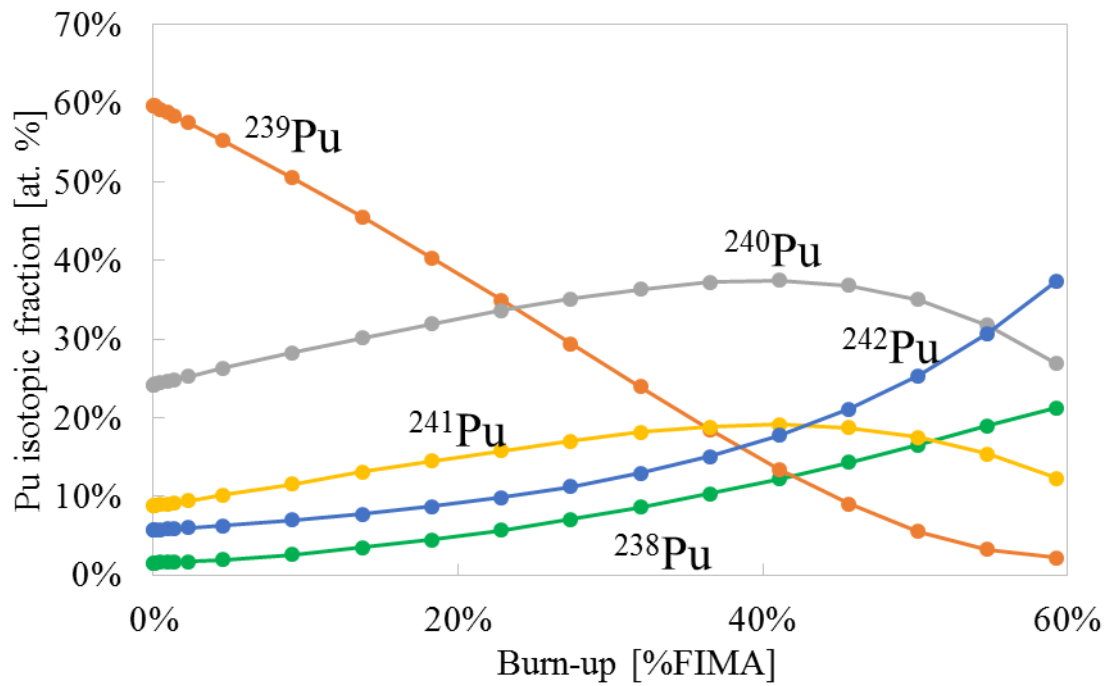


Figure 2.2.7 Pu isotopic fraction

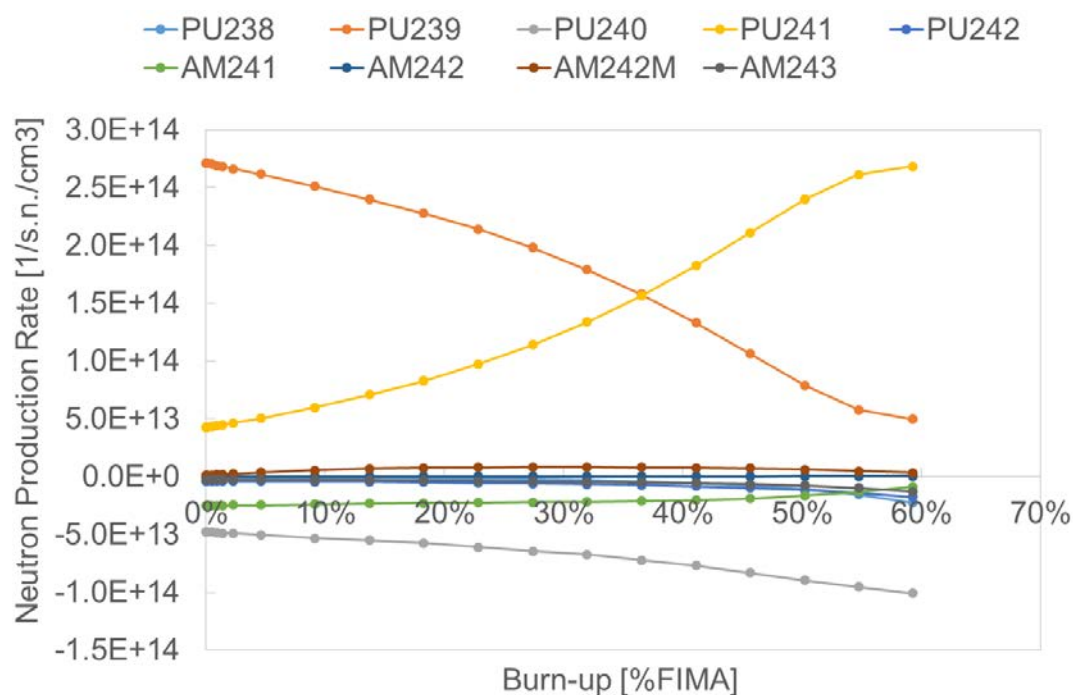


Figure 2.2.8 Neutron production rate of TRU nuclides

Table 2.2.5 TRU composition in TRU oxide fuel kernel
(TRU:(Y+Zr)=100:0wt.%; PC=6.1cm)

Nuclide	TRU composition [wt. %IHM]	
	BOC	EOC
Np237	4.59%	2.93%
Pu238	1.33%	6.10%
Pu239	51.00%	5.54%
Pu240	20.80%	17.61%
Pu241	7.57%	9.01%
Pu242	4.95%	9.08%
Am241	8.22%	1.91%
Am242	0.00%	0.01%
Am242m	0.03%	0.05%
Am243	1.51%	2.33%
Cm242	0.00%	1.23%
Cm243	0.00%	0.04%
Cm244	0.00%	1.10%
Cm245	0.00%	0.06%
Cm246	0.00%	0.01%

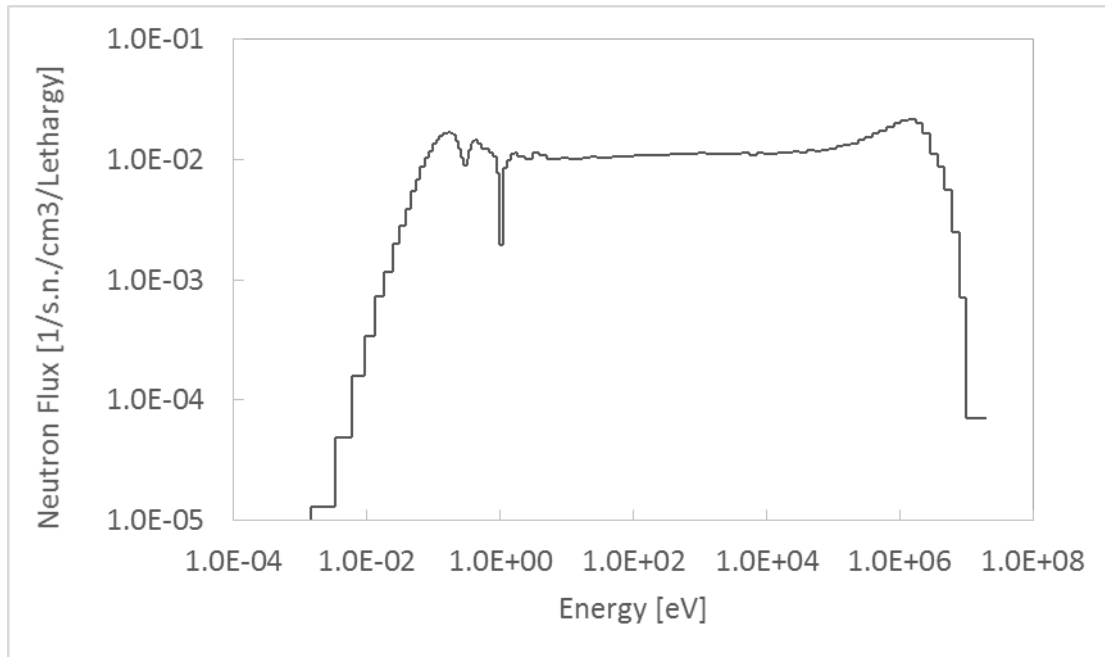


Figure 2.2.9 Neutron flux in the fuel kernel

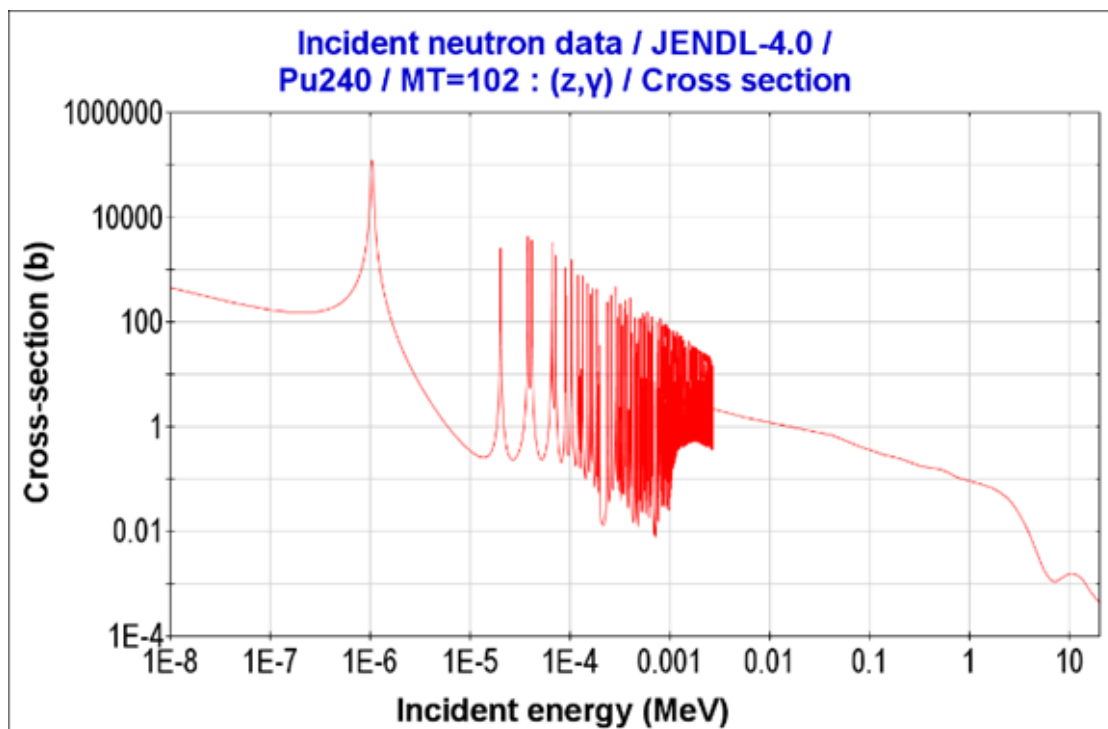


Figure 2.2.10 Capture cross section of ^{240}Pu

Figure 2.2.11 Microscopic capture reaction rate in each layer of fuel kernel [24]

2.2.4 自己遮蔽効果低減による効率的 Pu 燃焼特性

TRU 酸化物量が一定となるように YSZ による TRU 酸化物の希釈割合と同時に燃料コンパクト内の TRISO 充填率を変化させたときの反応度制御性や燃焼特性を評価した。Figure 2.2.12 に燃焼反応度曲線を示す。この結果から希釈割合が大きいほど、初期余剰反応度が小さくなり、より平坦な燃焼反応度曲線となり、 $k_{\infty} = 1$ となるときの燃料取出燃焼度が大きいことが分かった。またが $k_{\infty} < 1$ においても、希釈割合が大きいほど同じ k_{∞} における燃焼度が大きくなった。

燃焼特性に支配的な 3 つの Pu 同位体 (^{239}Pu 、 ^{240}Pu 、 ^{241}Pu) について、中性子生成率を導出し YSZ による希釈がない TRU 酸化物燃料核と比較したものを Figure 2.2.13 に示す。この図より、TRU 酸化物燃料核の希釈により燃焼初期において、自己遮蔽効果の低減によって ^{240}Pu の中性子生成率が減少していることが確認できる。Figure 2.2.14 に示した TRU と YSZ の混合割合を 49:51 (wt.%) とした不活性母材燃料核と TRU 酸化物燃料核の 0%FIMA における ^{240}Pu 微視的中性子捕獲反応率スペクトルからも明らかである。また Figure 2.2.11 と同様の、燃料核を径方向に 5 等分したときの、それぞれの層における中性子捕獲反応率スペクトルを Figure 2.2.15 に示す。Figure 2.2.11 に示した希釈なしの TRU 酸化物燃料核の中性子捕獲反応率スペクトルと比較すると、燃料核の中心部に行くほど 1.056eV 付近における ^{240}Pu の捕獲反応率の減少幅が小さくなっていることが分かる。このことから燃料の希釈によって、空間的自己遮蔽効果が低減していることが分かった。希釈前後の ^{240}Pu の微視的中性子捕獲反応率の著しい変化は 1.056eV 付近の共鳴領域にのみ確認され、1.056eV 付近の中性子捕獲反応が中性子捕獲反応率に大きな寄与を持っていることが分かった。Figure 2.2.13 において、燃焼が進むと ^{241}Pu の中性子生成率が大きくなっていることから、蓄積した ^{241}Pu が核分裂性物質として燃焼により貢献していることが分かる。

以上から燃料核の希釈により初期余剰反応度 k_{∞} を 1.3 から 1.2 にまで低減し、燃焼反応度曲線を平坦化し、 $k_{\infty} = 1$ となる燃料燃焼度を 42.9 %FIMA から 46.3 %FIMA にまで増大する不活性母材燃料の燃料設計条件 (TRUOx:YSZ=49:51 (wt.%), PC=6.1cm) を導出した。本年量設計条件について、燃焼初期と $k_{\infty} = 1$ となる燃焼末期における初期重金属量に対する TRU 重量割合を Table 2.2.6 に示す。

Table 2.2.5 に示した希釈していない TRU 酸化物燃料核における TRU 重量割合と比較すると、希釈母材燃料核では ^{240}Pu の自己遮蔽効果低減によって ^{240}Pu 割合が約 5wt.% 低減し、 ^{241}Pu 割合が約 1wt.% 増大した。

Figure 2.2.12 Infinite neutron multiplication factor in inert matrix fuel incineration [24]

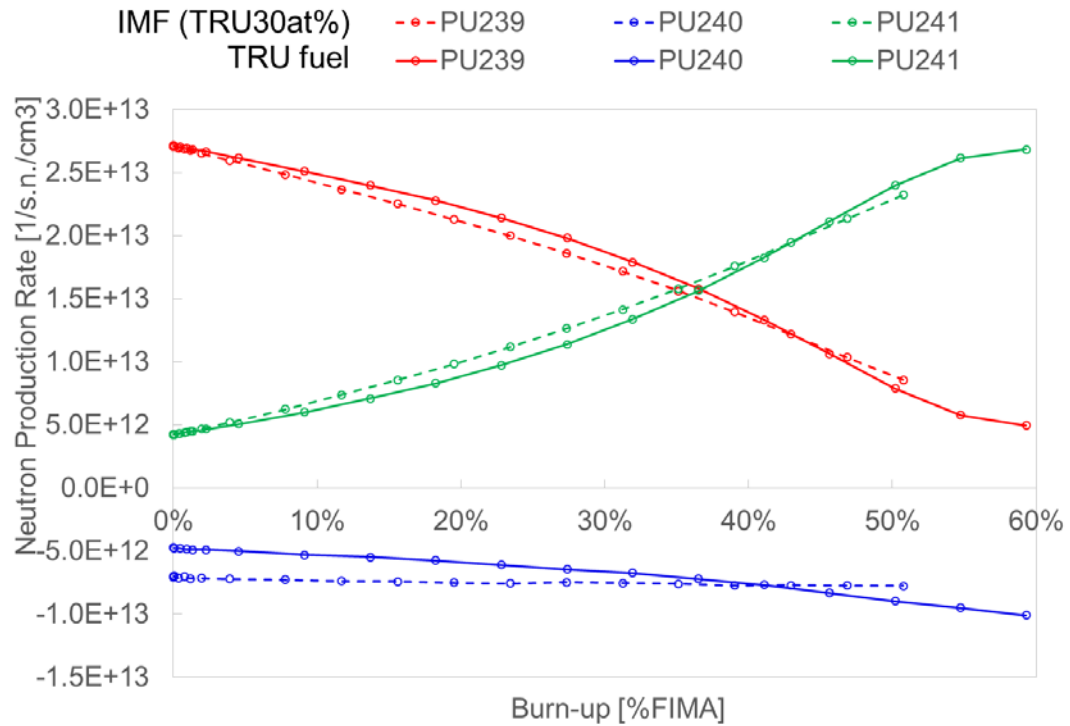


Figure 2.2.13 Neutron production rate of major nuclides in IMF incineration

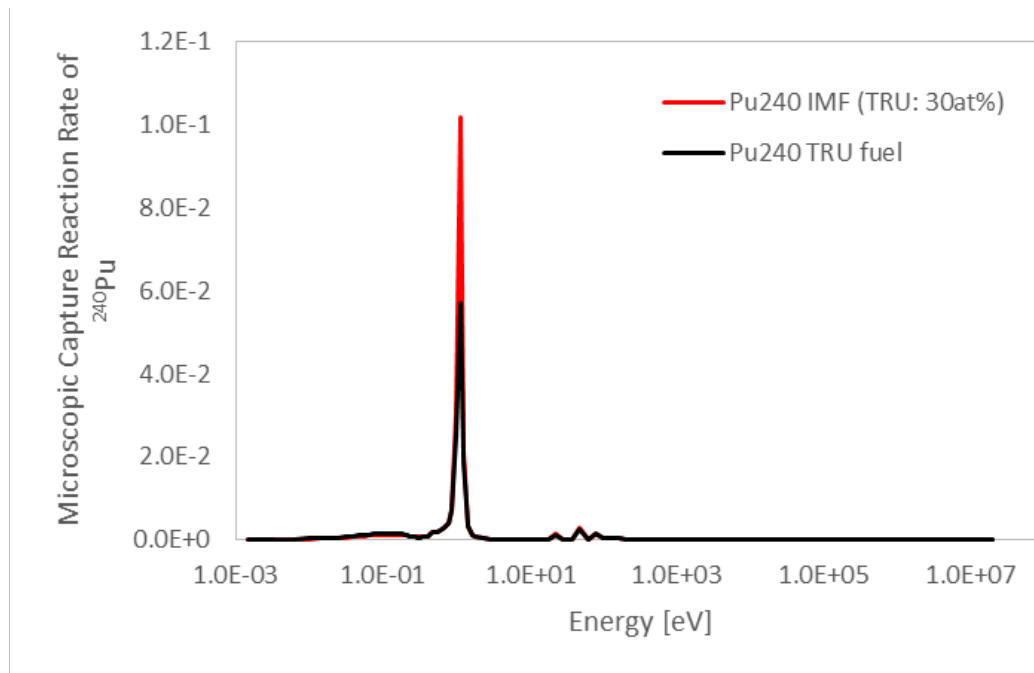


Figure 2.2.14 Microscopic capture reaction rate of ^{240}Pu in IMF and TRU oxide fuel at the beginning of the burn-up

Figure 2.2.15 Microscopic capture reaction rate in each layer of fuel kernel [24]

Table 2.2.6 TRU composition in the inert matrix fuel kernel
(TRUOx:YSZ=49:51wt.%; PC=6.1cm)

2.2.5 Pu 燃焼特性に対する中性子スペクトルの影響

2.2.4 において余剰反応度を最小化し、高燃焼度となった不活性母材燃料核 (TRUOx:YSZ=49:51(wt.%))において、燃料ピンピッチ 6.1cm を変更することで中性子スペクトルを変化させた時の、燃焼特性を評価した。燃料ピンピッチを変化させた時の燃焼反応度曲線評価結果を Figure 2.2.16 に示す。このとき燃料ピンピッチを小さくすると、初期余剰反応度及び燃焼反応度変化($\Delta k_{\infty}/k_{\infty, \text{BOC}}$)が小さくなることが分かった。燃料ピンピッチを 5.1cm としたときに、初期反応度($k_{\infty, \text{BOC}}$)は1.06となり、臨界条件を満たしつつ、最も燃焼反応度変化が小さくなる燃焼特性が得られることを明らかにした。燃料ピンピッチを 4.6cm 以下にした場合、初期反応度が 1 を下回り、臨界を達成し得ないことが分かった。

燃料ピンピッチの変化に伴い燃焼反応度が大きく変動したのは、中性子スペクトルが変化したためである。Figure 2.2.17 に燃料ピンピッチ 6.1cm、5.1cm、4.1cm について燃料核における中性子スペクトルを示す。燃料ピンピッチを小さくするほど燃料に対する減速材の割合が小さくなるため、より硬い中性子スペクトルが得られた。Figure 2.2.18 に燃料ピンピッチ 6.1cm、5.1cm 及び 4.1cm としたときの、 ^{239}Pu 、 ^{240}Pu 、 ^{241}Pu 及び ^{241}Am の中性子生成率の燃焼度変化を示す。 ^{240}Pu の中性子生成率が燃料ピンピッチ小さいほど燃焼初期から末期に掛けて概ね負の方向に大きいことが分かった。これは Figure 2.2.19 に示した各燃料ピンピッチの ^{240}Pu の微視的中性子捕獲反応率スペクトルから、おおよそ 1.056eV 付近のピークを境に、高エネルギー側での微視的中性子捕獲反応率の増大が低エネルギー側での反応率の減少よりも実効反応率に与える影響が大きいであろうことから理解できる。またこの燃料ピンピッチの縮小に伴う ^{240}Pu の中性子捕獲反応率の増大によって、 ^{241}Pu の蓄積量が増加し、 ^{241}Pu の中性子生成率が増大し、逆に ^{239}Pu の中性子生成率は減少した。 ^{241}Am は燃焼初期の TRU 組成の中で 1 割程度を占め、熱外中性子領域に大きな共鳴捕獲反応断面積 (Figure 2.2.20)を有するため、燃料ピンピッチの縮小により燃焼初期で ^{241}Am の中性子生成率が減少している。

燃料核の希釈に加えて中性子スペクトルの調節により初期余剰反応度 k_{∞} を1.2から1.06にまで低減し、燃焼反応度曲線を平坦化し、 $k_{\infty} = 1$ となる燃料燃焼度を 46.3 %FIMA から 49.3 %FIMA にまで増大する不活性母材燃料の燃料設計条件(TRUOx:YSZ=49:51 (wt.%), PC=5.1cm)を導出した。本燃料設計条件について、燃焼初期と $k_{\infty} = 1$ となる燃焼末期における初期重金属量に対する TRU 重量割合を Table 2.2.7 に示す。中性子スペクトルを調節していない不活性母材燃料核における燃焼初期及び末期の TRU 重量割合(Table 2.2.6)と比較すると、更に ^{240}Pu 割合が約 5wt.%低減し、 ^{241}Pu 割合が約 1wt.%増大した。

燃料取出燃焼度についてはバッチ燃焼方式によってより高い取出燃焼度を得られることが期待される。バッチ燃焼方式は燃料交換を数回に分けて行うことにより、本来制御棒などの反応度調整材料に吸収されてしまう余剰中性子を利用し、既に高燃焼度となった未臨界燃料中においても核分裂反応を起こすことができ、1 バッチ燃焼では成し得ない高燃焼

度を実現することができる燃焼方法である。N バッチ燃焼に対しては、1 燃焼サイクルごとに全炉心燃料のうち $1/N$ だけ新燃料と交換する。初めはすべて新燃料であるため、余剰反応度が高くなるが、ある程度燃焼サイクルが進むと燃焼特性がほとんど変化することのない平衡サイクルに達する。この平衡サイクルにおいては、燃焼サイクル末期において炉心全体で $k_{\infty} \geq 1$ を満たす必要がある。装荷してから燃焼サイクル i 番目の燃料における燃焼末期での k_{∞} を k_i とおくと、全ての燃料の平均無限増倍率 k_{av} は次式で表される。

$$k_{av} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N k_i \quad \text{Eq. 2.2.27}$$

燃焼サイクル末期で $k_{av} = 1$ のとなるときが、取出燃焼度を最大化できる条件となる。解析の結果得られた燃焼反応度曲線から、

$$\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N k_i = 1 \quad \text{Eq. 2.2.28}$$

となるような、 k_i の組み合わせを見つけることで、平衡サイクルにおける最大取出燃焼度を導出することができる。

そこで TRU 酸化物燃料核、不活性母材燃料核について、1、2 または 3 バッチ燃焼を想定した時に期待される燃料取出燃焼度や Pu 低減率、核分裂性 Pu 低減率、単位時間当たりの Pu 低減量を Table 2.2.8 に示す。Pu 低減率や核分裂性 Pu 低減率はそれぞれ初期 Pu 量及び核分裂性 Pu 量に対する燃焼による低減量の割合である。ここで単位時間当たりの Pu 低減量は燃焼によって低減した Pu 量を実効燃焼期間で除した量であり、実効燃焼期間は燃料交換に掛かる時間を 1 ヶ月/回として燃焼日数と合わせて導出した。バッチ数を増やすことで基本的に燃料取出燃焼度や Pu 燃焼率を増大することができた。しかしバッチ数が増えると燃料交換に掛かる時間が増大し、費用対効果が小さくなってしまう。実際に単位時間当たりの Pu 低減量については、バッチ数が増えることによる Pu 低減率増大よりも実効燃焼期間増大の寄与が大きく、1 バッチ燃焼や 3 バッチ燃焼よりも 2 バッチ燃焼のときのほうが単位時間当たりの Pu 低減量が大きくなり、本研究の主眼である迅速な Pu 低減に貢献できることが分かった。よって本評価から導出した不活性母材燃料の燃料設計条件 (TRUOx:YSZ=49:51 (wt.%), PC=5.1cm) における 2 バッチ燃焼によって、単位時間当たりの Pu 低減量を 201kg/年と最大化し、Pu 低減率及び核分裂性 Pu 燃焼率がそれぞれ 60.3wt.%、80.6wt.% と優れた Pu 低減性能が得られることを明らかにした。

不活性母材による TRU 酸化物燃料核の希釈や中性子スペクトルの調節により、原子炉として全燃焼期間にわたって臨界を維持しつつ、 ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減し、低い余剰反応度や燃焼毒物である ^{240}Pu 有効活用による高燃焼度化といった効率的な燃焼特性が得られる不活性母材燃料核設計条件 (不活性母材混合割合: TRU:(Y+Zr)=30:70(at.%), 燃料ピンピッチ: 5.1cm) を導出した。燃料核の希釈や中性子スペクトル調節を施さない場合、初期余剰反応度が 0.30、燃焼反応度変化 ($\Delta k_{\infty}/k_{\infty, \text{BOC}}$) を 30%、2 バッチ燃焼方式により、Pu 燃焼率及び核分

裂性 Pu 燃焼率をそれぞれ 55wt.%及び 86wt.%となることが分かった。一方で導出した燃料設計条件では余剰反応度を 0.06、燃焼反応度変化($\Delta k_{\infty}/k_{\infty,BOC}$)を 6%に低下し、優れた反応度制御性が得られるとともに、2 バッチ燃焼方式により、Pu 燃焼率及び核分裂性 Pu 燃焼率をそれぞれ約 60wt.%及び 81wt.%となることが分かった。

Figure 2.2.16 Infinite neutron multiplication factor transition in fuel cell pitch variation [24]

Figure 2.2.17 Neutron spectrum in fuel cell pitch variation

Figure 2.2.18 Neutron production rate of major TRU nuclides in fuel cell pitch variation

Figure 2.2.19 Microscopic capture reaction rate of ^{240}Pu in the fuel kernel

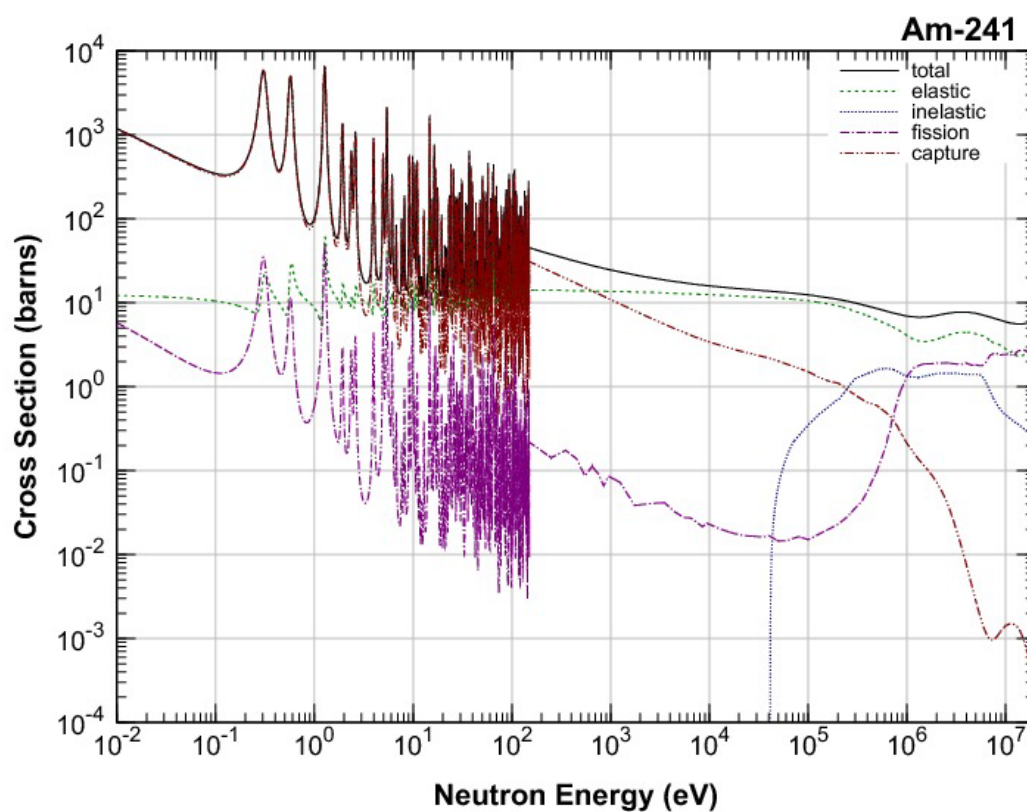


Figure 2.2.20 Reaction cross section of ^{241}Am

**Table 2.2.7 TRU composition in the inert matrix fuel kernel
(TRUOx:YSZ=49:51wt. %; PC=5.1cm)**

Table 2.2.8 Burnup performance for 1, 2 or 3 batch incineration

2.2.6 Pu 燃焼特性に対する燃料組成の影響

上記の議論の中で、使用済みウラン燃料を長期保管なしに再処理して得られた Pu、Np 及び Am からなる TRU を導入した不活性母材燃料について、効率的な Pu 燃焼特性が得られる燃料設計条件を導出した。すなわち本年設計条件は、今後の継続的な軽水炉におけるウラン燃料利用に伴う TRU の処理処分の方策として、提案されたものである。しかし前述の通り、使用済みウラン燃料を再処理した後、数十年単位で長期保管された Pu(分離 Pu)や同じく長期保管された使用済みウラン燃料中 Pu(使用済み燃料中 Pu)といった現存する Pu の処理処分に対しても、本高温ガス炉システムの適用が期待される。そこで不活性母材燃料に対して、TRU の代わりに長期保管された分離 Pu や使用済み燃料中 Pu を導入した場合に、燃焼反応度特性に対して与える影響を評価する。

ウラン酸化物燃料装荷 PWR の使用済み燃料を再処理することで得られた分離 Pu では、長期保管に伴い半減期が短い ^{241}Pu が β 崩壊により ^{241}Am に変化し、Pu 同位体及び ^{241}Am からなる燃料となる。日本で現存する分離 Pu 中の核分裂性 Pu 割合は約 66%と報告されており、この核分裂性 Pu 割合は ^{235}U 濃縮度 3.2wt.%のウラン酸化物燃料を PWR で燃焼度 33GWd/ton まで燃焼させた使用済み燃料を 50 年程度冷却した場合のものと同等である[25]。取出燃焼度 33GWd/ton の PWR 使用済み燃料の崩壊計算によると、冷却前は 14%程度だった ^{241}Pu の同位体比が 50 年冷却後には約 1%にまで減少する。核分裂性物質である ^{241}Pu 量が低減し、中性子毒物として作用する ^{241}Am の割合が増大した本分離 Pu を燃料として利用する場合、初期反応度の低下が懸念され、原子炉運転可能性に関わる。そこで不活性母材燃料装荷高温ガス炉に対して、長期保管により ^{241}Pu が全て ^{241}Am に崩壊した分離 Pu を導入した場合に原子炉運転に必要な燃焼反応度が得られることを確認する。

また使用済み燃料中 Pu については、上記と同様に ^{235}U 濃縮度 3.2wt.%のウラン酸化物燃料を PWR で燃焼度 33GWd/ton まで燃焼後、50 年間の貯蔵期間により ^{241}Pu が ^{241}Am に変化した使用済み燃料から PUREX 法などに基づく再処理工程を経て回収した Pu を不活性母材燃料装荷高温ガス炉に導入する場合を考える。本燃料サイクルでは Pu と MA を分離するものの、再処理工程と燃料製造工程を一体化し、Pu 分離工程の直後に YSZ と混合することで、日米原子力協定に抵触するような Pu 単離は行われていないものと考えられる。

分離 Pu 及び使用済み燃料中 Pu 組成を 2.2.1 で示した中性子輸送及び燃焼計算コード MVP/GMVP II 及び核データライブラリ JENDL4.0 により燃焼反応度曲線を導出する。

得られた燃焼反応度曲線を Figure 2.2.21 に示す。分離 Pu については、長期保管に伴う ^{241}Pu 割合の低下と ^{241}Am 割合の増加により初期余剰反応度が低下するものの、初期反応度 $k_{\infty, \text{initial}}$ が 1 以上となり、PWR 使用済み燃料から回収した TRU を用いた燃料における燃焼反応度曲線と比較すると、同等以上の Pu 低減率となることが分かった。また長期保管した使用済み燃料中 Pu についても核分裂性 Pu 富加度が 65.5%であり、分離 Pu の 55.7%に比べて 10%程度高いため、初期反応度 $k_{\infty, \text{initial}}$ が 1.15 と高くなり、PWR 使用済み燃料が

ら回収した TRU を用いた燃料及び分離 Pu を導入した燃料における燃焼反応度曲線と比較すると、同等以上の Pu 低減率となることが分かった。

Table 2.2.9 TRU compositions of separated Pu and Pu recovered after long term storage

	TRU composition [wt.%]		
	TRU recovered without long term storage	Separated Pu	Pu recovered after long term storage
^{237}Np	4.6%		
^{238}Pu	1.3%	2.4%	1.7%
^{239}Pu	51.0%	55.7%	65.5%
^{240}Pu	20.8%	24.8%	26.7%
^{241}Pu	7.6%	0.0%	0.0%
^{242}Pu	4.9%	7.3%	6.1%
^{241}Am	8.2%	9.8%	
$^{242\text{m}}\text{Am}$	<0.1%		
^{243}Am	1.5%		

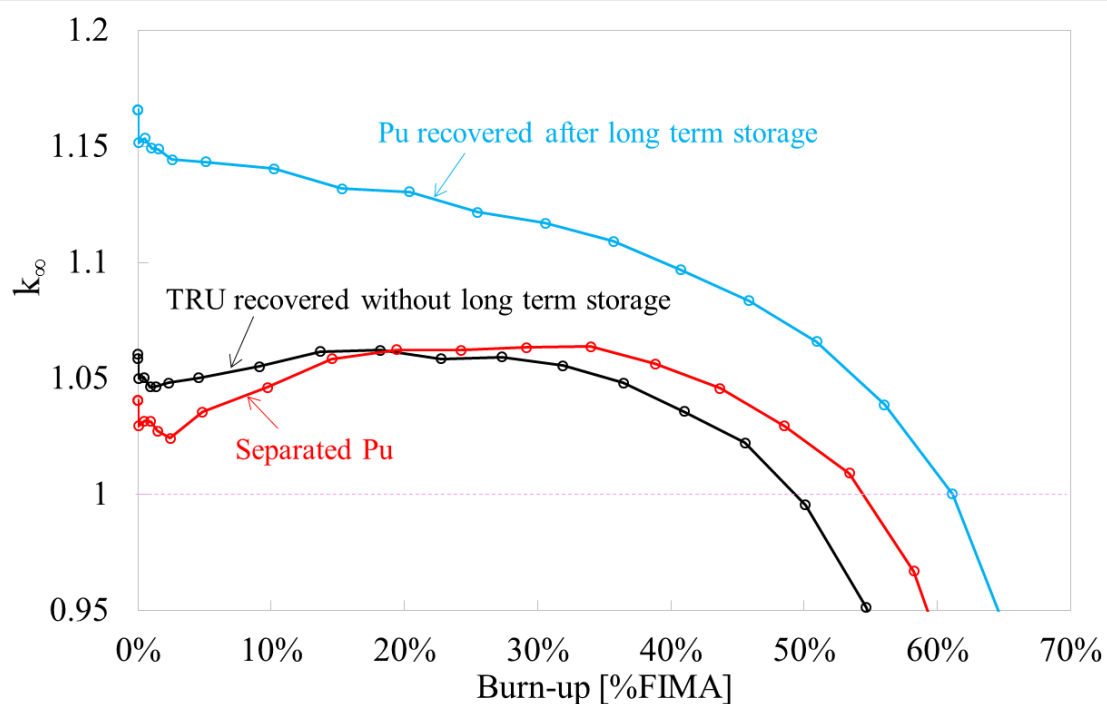


Figure 2.2.21 Reactivity curve for the fuel using separated Pu with ^{241}Am

2.2.7 誤差評価

燃焼初期(BOC)、1 バッチ燃焼及び 2 バッチ燃焼の末期における核データ起因の無限増倍率に対する誤差評価結果を Table 2.2.10 に示す。TRU 酸化物燃料核では初期反応度 1.3 に対して、誤差の影響($\Delta k_{\infty}/k_{\infty, \text{BOC}}$)は約 1.3%であったのに対して、不活性母材燃料核では初期反応度 1.06 に対して約 1.8%と誤差による影響が大きくなることが分かった。その原因については後述する。また初期余剰反応度に対する核データ誤差による影響は初期余剰反応度の範囲内であり、本不活性母材燃料は核データ誤差の影響を考慮した上で燃焼初期において臨界が達成可能であることを明らかにした。

反応度に影響を与える核データ誤差は、1 バッチ燃焼と 2 バッチ燃焼想定時の燃焼末期における燃料取出燃焼度や Pu 燃焼率にも影響を与える。本研究ではアクチノイド核種の核分裂反応断面積や中性子捕獲反応断面積の誤差のみの誤差伝播を考え、燃焼末期における反応度への影響を評価した。一方で燃焼特性に大きな影響を与えている核分裂生成物の中性子捕獲反応断面積や核分裂生成物収率の核データ誤差及び燃焼計算における誤差伝播を考慮しなかったため、核データ誤差による燃料取出燃焼度や Pu 燃焼率に対する影響は別途評価する必要があることが分かった。

Table 2.2.10 Uncertainty evaluation for k_{∞}

	TRUOx:YSZ [wt. %]	PC [cm]	BOC	EOC (1 batch incineration)	EOC (2 batch incineration)
TRUOx	100:0	6.1	1.3 $\pm$ 0.017	1.02 $\pm$ 0.014	0.82 $\pm$ 0.015
IMF	49:51	6.1	1.2 $\pm$ 0.018	1.04 $\pm$ 0.019	0.89 $\pm$ 0.016
Opt. IMF	49:51	5.1	1.06 $\pm$ 0.019	1.04 $\pm$ 0.017	0.95 $\pm$ 0.016

また TRU 酸化物燃料核に比べて本不活性母材燃料核では、核データ誤差による初期反応度に対する影響が大きいことが分かった。そこで核種毎の核分裂反応または中性子捕獲反応断面積の誤差が誤差伝播により k_{∞} にどの程度寄与しているのかを調べるため、貢献度 (Contribution; C) を次式で定義した。

$$C = \frac{\partial \eta}{\partial \sigma_r^i} \frac{\Delta \sigma_r^i}{\eta} \quad (r = c, f) \quad \text{Eq. 2.2.29}$$

貢献度は Eq. 2.2.14 の平方根の中の式で表され、再生率 η に対する σ_n^i の感度係数 $\partial \eta / \partial \sigma_n^i$ と標準偏差 $\Delta \sigma_r^i$ の積を η で除した式となっている。TRU 酸化物燃料核と本不活性母材燃料核について、燃焼初期の核種毎の核分裂反応または中性子捕獲反応断面積の貢献度、感度係数 (Sensitivity)、標準偏差 (Standard deviation) をそれぞれ Figure 2.2.23、Figure 2.2.24、Figure 2.2.22 にまとめた。

Figure 2.2.22 によると、TRU 酸化物燃料核においては ^{241}Am 及び ^{240}Pu の捕獲反応断面積の誤差、次いで ^{239}Pu の核分裂反応断面積の貢献度が順に大きいことが分かった。Figure

2.2.24にあるように ^{241}Am は中性子捕獲反応断面積において約10%の相対誤差を持ち、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積の相対誤差の約2倍となっている。そのためFigure 2.2.23のように k_{∞} に対する ^{241}Am の中性子捕獲反応断面積の感度係数が ^{240}Pu に対して低いとしても、貢献度は大きくなっていることが分かった。またTRUを導入した本不活性母材燃料において、反応度への影響が予想された $^{242\text{m}}\text{Am}$ やCm同位体については、Figure 2.2.24より ^{240}Pu の捕獲反応断面積と同等の標準偏差を持っていることが分かった。しかし感度係数を示したFigure 2.2.23から、 $^{242\text{m}}\text{Am}$ やCm同位体はTRUにおける重量割合が少ないことに起因して各反応断面積の感度係数が小さいために、反応度に対する誤差への貢献度は無視できるほど小さいことを明らかにした。

一方でFigure 2.2.22によると、本不活性母材燃料核においてはTRU酸化物燃料核と比べると、 ^{241}Am の中性子捕獲反応断面積誤差の貢献度はほとんど変わらないのに対して、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積誤差の貢献度が約75%大きくなり、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積が最も高い貢献度を示している。これは主に自己遮蔽効果の低減によって、 k_{∞} に対する ^{240}Pu の中性子捕獲反応断面積の感度係数が約1.5倍に増加したことに起因する。TRU酸化物燃料核及び不活性母材燃料核において、 ^{239}Pu の核分裂反応は反応度を決定付ける支配的な反応のひとつであり、どちらの燃料核でも k_{∞} に対して最も大きい感度係数を持つことがFigure 2.2.23から明らかである。一方で ^{239}Pu のように核反応において重要な核種については、高精度の核データ測定が実施されているため、核分裂反応断面積の相対誤差が約1%と比較的低い値となっており、貢献度は ^{240}Pu の中性子捕獲反応と比べると低くなることが分かった。また本不活性母材燃料核においてもTRU酸化物燃料核と同様に $^{242\text{m}}\text{Am}$ やCm同位体の貢献度が低いことが分かった。

以上から不活性母材燃料核ではTRU酸化物燃料核と比較して、自己遮蔽効果の低減と ^{240}Pu 中性子捕獲反応率の増大に伴い、 ^{240}Pu 中性子捕獲反応断面積の核データ誤差の反応度への寄与が大きくなり反応度に対する相対誤差が約1.3%から約1.8%へと約40%程度増加し、 ^{240}Pu 中性子捕獲反応断面積の誤差が初期反応度に著しく寄与することが明らかになった。ただし初期反応度に対する核データ誤差による影響は初期余剰反応度の範囲内であり、本不活性母材燃料は核データ誤差の影響を考慮した上で燃焼初期において臨界が達成可能であることを明らかにした。また不活性母材燃料核では ^{241}Am の中性子捕獲反応断面積誤差の寄与も顕著であることが分かった。中性子捕獲反応及び核分裂反応断面積に大きな相対誤差を持つ $^{242\text{m}}\text{Am}$ やCm同位体の核データ誤差は反応度にほとんど影響しなかった。今後の更なるTRU燃料装荷型Pu燃焼高温ガス炉の詳細設計に向けて、 ^{240}Pu 及び ^{241}Am の中性子捕獲反応断面積の核データの精度向上が求められることが分かった。

Figure 2.2.22 Contribution of major TRU isotopes to the uncertainty in k_{∞}

Figure 2.2.23 Sensitivity of major TRU isotopes to the uncertainty in k_{∞}

Figure 2.2.24 Uncertainty of major TRU isotopes to the uncertainty in k_{∞}

2.3 マスバランス評価

2.3.1 マスバランス評価手法

2.2 の評価結果から高温ガス炉は TRU を不活性母材に固溶した不活性母材燃料の利用により、多重サイクルをせずに、効率的な Pu 燃焼特性を実現し得ることが分かった。高速増殖炉原型炉「もんじゅ」の廃炉が決定された今、現行の核燃料サイクルでは軽水炉使用済み燃料から回収した Pu を MOX 燃料として軽水炉で利用することが考えられている。2.2 で本高温ガス炉システムは優れた Pu 燃焼特性と反応度制御性を有することが明らかとなったことから、Figure 1.1.3 に示したように MOX 燃料装荷軽水炉の代替炉として運用する柔軟な核燃料サイクルの一つとして、Pu の低減に資する可能性があると考えられる。ここで Pu については再処理前の使用済みウラン燃料の取出燃焼度や再処理の時期、再処理後の冷却期間によって、(1)使用済みウラン燃料を再処理した後、長期保管された Pu(分離 Pu)、(2)使用済みウラン燃料を長期保管した後に再処理して得られた Pu(使用済み燃料中 Pu)、(3)使用済みウラン燃料を最小限の冷却期間の後に再処理して得られた Pu の 3 種が考えられる。(1)及び(2)は分離 Pu あるいは使用済み燃料中 Pu として現存し管理されている Pu である。そこで本章では(1)不活性母材燃料装荷高温ガス炉(HTGR-IMF)と MOX 燃料装荷軽水炉(LWR-MOX)の Pu マスバランスにおける基本的特性評価に加えて、ケーススタディのひとつとして(2)本不活性母材燃料を用いる高温ガス炉に分離 Pu を導入した場合の Pu マスバランス評価に基づき、不活性母材燃料装荷高温ガス炉が分離 Pu の処理処分にとどの程度貢献出来るのかを評価することを目的としている。

また本研究では Figure 1.1.3 に示した通り、HTGR-IMF 燃料サイクル及び LWR-MOX 燃料サイクルにおいて、使用済み燃料の直接処分を想定している。LWR 使用済み燃料集合体の直接処分に関する研究開発の一環で、使用済み MOX 燃料集合体 1~4 体を処分容器に収納した状態で地層処分することが検討されている [26]。そのため HTGR-IMF 燃料サイクルの廃棄物についても、同様に複数体を処分容器に収納した状態で地層処分することが考えられる。高温ガス炉燃料ブロックでは総重量に対する Pu 割合が小さいため、廃棄物量が大きくなると予想される。そこで HTGR-IMF 燃料サイクルからは廃棄物として燃料ブロックを HLW として処分する場合だけでなく、燃料ピンのみを HLW とすることで HLW 量を低減し、グラファイトブロックは低レベル放射性廃棄物(LLW)として処分する場合も考えられ、検討されている。放射化グラファイトブロックを LLW として埋設処理する可能性については研究開発が進められており、 ^{14}C について固化した廃棄物の埋設上限濃度を越えるが、その量の正確な評価には黒鉛中に含まれる空気量を評価することが重要であることが分かっている [27]。そこで上記の LWR-MOX 燃料サイクルと HTGR-IMF 燃料サイクルのマスバランス評価(1)及び(2)に合わせて、(3)LWR-MOX については MOX 燃料集合体、HTGR-IMF については燃料ブロック及び燃料ピンを HLW と考えたときの HLW 量及びそれらを直接処分した時の処分場への影響を評価する。

(1)不活性母材燃料装荷高温ガス炉(HTGR-IMF)と MOX 燃料装荷軽水炉(LWR-MOX)の

Pu マスバランスにおける基本的特性評価、(2)本不活性母材燃料を用いる高温ガス炉に分離 Pu を導入した場合の Pu マスバランス評価、(3)HLW 量評価の評価手法の詳細を以下に記述する。

(1) 不活性母材燃料装荷高温ガス炉の Pu マスバランスの基本特性

不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルにおける Pu マスバランスにおける基本特性評価に対しては、ある時点から恒常的に運転されるウラン燃料装荷軽水炉 (LWR-UO₂) の使用済み燃料から回収した Pu あるいは TRU(Cm を除く) をそれぞれ LWR-MOX あるいは HTGR-IMF にて照射し、その使用済み燃料を 50 年間中間貯蔵したのちに直接処分する燃料サイクルを考える。参考シナリオとして、LWR-UO₂ 使用済み燃料を 50 年の中間貯蔵の後に直接処分する燃料サイクルについても評価する。LWR-UO₂ と Pu 燃焼炉である LWR-MOX 及び HTGR-IMF の原子炉特性を Table 2.3.1 にまとめる。本マスバランス評価における HTGR-IMF については 2.2 で導出した燃料設計条件を適用した HTGR-IMF を想定する。Figure 2.3.1 に核燃料サイクルを表した模式図を示す。

Pu 収支の基本特性について LWR-MOX 及び HTGR-IMF で比較するにあたって、Pu スループットあるいは総電気出力を一定とする。比較に当たって 2 つの基準を用いたのは、Pu バランスを考慮した核燃料サイクル計画に携わる政策決定者と原子炉の導入や運用を考える事業者では、それぞれ Pu スループットと総電気出力で比較すると考えられたためである。六ヶ所再処理工場の最大処理量は 800tHM/年であり、使用済み燃料中重金属中の Pu 重量割合は約 1% であることから、Pu スループットとして 8tPu/年を想定する。一方で一定の電気出力としては 1000MWe を想定する。本研究では Pu 管理において重要な核物質である中間貯蔵庫に保管されている Pu (以下、「中間貯蔵対象 Pu」と呼ぶ) の重量を評価する。

(2) ケーススタディ：不活性母材燃料装荷高温ガス炉による分離 Pu 低減

ケーススタディ 2017 年現在日本が国内外で所有する分離 Pu は約 46.9t である。本評価では Pu 燃焼炉である LWR-MOX と HTGR-IMF を利用することで、約 46.9t の分離 Pu の低減にどの程度貢献できるのかを評価する。ウラン酸化物燃料装荷 PWR の使用済み燃料を再処理することで得られた分離 Pu では、長期保管に伴い半減期が短い ²⁴¹Pu が β 崩壊により ²⁴¹Am に変化し、Pu 同位体及び ²⁴¹Am からなる燃料となる。本分離 Pu を不活性母材燃料装荷高温ガス炉に導入した場合に原子炉運転に必要な燃焼反応度が得られることは既に確認している。想定燃料サイクルとして、約 47t の分離 Pu を LWR-MOX あるいは HTGR-IMF で照射し、使用済み燃料を 50 年間の中間貯蔵ののちに直接処分する燃料サイクルを考える [25]。Figure 2.3.2 に燃料サイクルを表した図を示す。本ケーススタディでは LWR-MOX 及び HTGR-IMF は 1 基ずつの運用を想定する。そのため Pu スループットや電気出力は異なることに注意されたい。保障措置において報告対象となる Pu 収支、特に Pu や核分裂性 Pu の重量を評価する。

(1)及び(2)の Pu マスバランス評価においては、中間貯蔵庫内 LWR- UO_2 使用済燃料、燃料製造施設製品貯蔵庫内 Pu 燃烧炉(LWR-MOX、HTGR-IMF)新燃料、Pu 燃烧炉炉心、中間貯蔵施設内 Pu 燃烧炉使用済燃料、廃棄物中に存在する Pu 重量、総 Pu 管理量の時間変化をそれぞれ導出する。ここで総 Pu 管理量は燃料サイクル中に存在する Pu 量の総計であり、 UO_2 使用済燃料及び Pu 燃烧炉使用済燃料の中間貯蔵施設、燃料製造施設製品貯蔵庫内 Pu 燃烧炉新燃料、廃棄物中の Pu 量の総和とする。すなわち核変換による消滅分は除外する。計算上の時間ステップは 0.1 年とし、エクセルを用いた計算を行う。稼働中の Pu 燃烧炉における燃料交換時に、装荷分だけ Pu 燃烧炉用新燃料が燃料製造施設保管庫から原子炉炉心に速やかに移送され、装荷される。施設間の核燃料の移送に掛かる時間は考慮しない。Pu 燃烧炉炉心中の Pu 重量は照射時間に対して一定の速さで核変換により消滅する。Pu 燃烧炉の燃料交換後、使用済燃料は速やかに中間貯蔵施設に移送され、保管される。処分場の容量や処理能力に関わらず、中間貯蔵施設における使用済燃料は貯蔵期間を過ぎたら、廃棄物としてカウントされる。また本評価では貯蔵期間中の崩壊による Pu 量変化は考慮しない。Pu 燃烧炉を利用する場合、LWR- UO_2 使用済燃料は遅滞なく速やかに再処理され、燃料製造施設において、Pu 燃烧炉用新燃料が製造され、製品貯蔵庫に安置されると仮定する。

(3) 高レベル放射性廃棄物量及び処分場影響の評価

上記のマスバランス評価(1)で想定したように恒常的にウラン燃料装荷軽水炉を運用するときに発生する Pu あるいは TRU を、それぞれ MOX 燃料装荷軽水炉あるいは不活性母材燃料装荷高温ガス炉で利用する場合の HLW 量評価を実施する。このとき不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルでは炭化物燃料ブロックまたは炭化物燃料ピン、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルでは MOX 燃料集合体が HLW として考えられ、それぞれについて廃棄物の重量や体積、崩壊熱量などの基本的特性を評価する。廃棄物重量や体積は各廃棄物体の密度や幾何形状、年間装荷量から導出される。また崩壊熱量の評価では燃焼末期の MOX 燃料及び不活性母材燃料について、炉停止後 100 年までの核分裂生成物崩壊熱をそれぞれ ^{235}U 及び ^{239}Pu の瞬時照射に対する崩壊熱推奨値、TRU 崩壊熱を ORIGEN-ARP により評価し、その合計から崩壊熱量を評価する [28, 29]。使用済み燃料は炉停止後 50 年間の冷却期間を経るため、FP 崩壊熱の寄与は小さくなり、アクチノイド崩壊熱の寄与が大きくなる。そのため FP 崩壊熱における中性子捕獲効果はないものと仮定する。また核分裂炉において構造材等の放射化による寄与は無視できる程度であることから考慮しない。

各廃棄物を地層処分する際に廃棄物の年間生成量や発熱量によって、処分場に要する敷地面積が変動する。経済性や環境影響リスクを考えた場合、処分場敷地面積は最小限にすることが望ましい。そのため各廃棄物の特性が処分場の敷地面積に与える影響を評価することは需要である。MOX 燃料集合体とほぼ同形の軽水炉ウラン燃料集合体の直接処分に

については、円筒状の鋼製の処分容器(半径約 0.84m、長さ 4.78m)に 2 本収めた状態での地層処分が検討されている [30]。炭化物燃料ブロックや炭化物燃料ピンを高レベル放射性廃棄物として直接処分する場合の環境影響は小さいとする既往研究もあるが、地層処分時には炭化物燃料ピンについても MOX 燃料集合体と同様に処分容器に収められた状態で処分されることが検討されている [31]。この処分容器は地下の岩盤に設けた緩衝材の中に埋め込む形で処分される。この緩衝材は万が一処分容器から放射性物質が漏えいした時に岩盤に移行させないために設けられており、その特性を維持するために 100℃以下に保つ必要があるとされている。緩衝材の温度は処分容器からの発熱量や処分容器の埋設間隔などによって決まり、100℃という制約から処分容器に入れられる廃棄物量や処分場に必要な敷地面積が決定される。

ここで炭化物燃料ピン及び MOX 燃料集合体を地層処分する場合に、処分容器生成量や処分場の敷地面積など処分場への影響を比較評価する。ここで炭化物燃料ブロックよりも炭化物燃料ピンのほうが廃棄物量を減らせることが明らかであるため、炭化物燃料ブロックは本評価対象としなかった。各廃棄物を上記処分容器に収納する時、収納する廃棄物の総体積が処分容器の体積を超過しないことを前提に処分容器の幾何形状や処分時の処分容器からの発熱量を合わせることで、処分容器の埋設間隔も同等であると仮定する。廃棄物の処分容器への収納は炉停止後 50 年の冷却期間の直後に行われると仮定する。以上の想定から処分容器の幾何形状と埋設間隔は同等であるため、必要な処分場敷地面積は処分容器の本数のみで決まると考えられ、廃棄物体の違いによる処分場敷地面積への影響を相対評価することができる。ただし MOX 燃料装荷軽水炉利用燃料サイクルでは軽水炉使用済みウラン燃料の再処理工程あるいは MOX 燃料製造工程から出た Np や Am を燃料として再利用しないため、HLW として処分されるが、この MA による処分場影響については考慮していない。

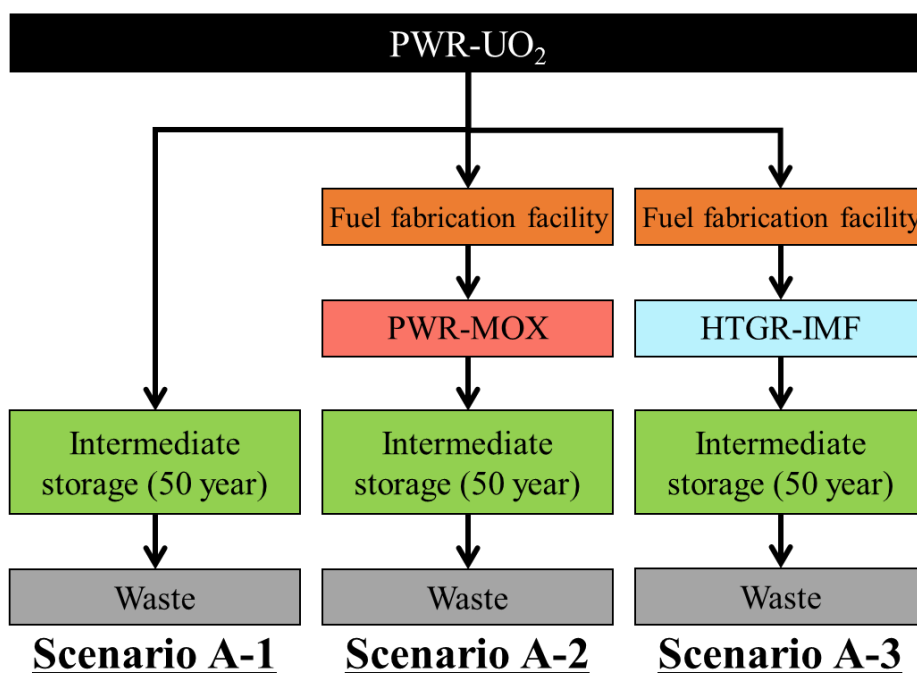


Figure 2.3.1 Fuel cycle with continuous LWR-MOX operation and Pu burners

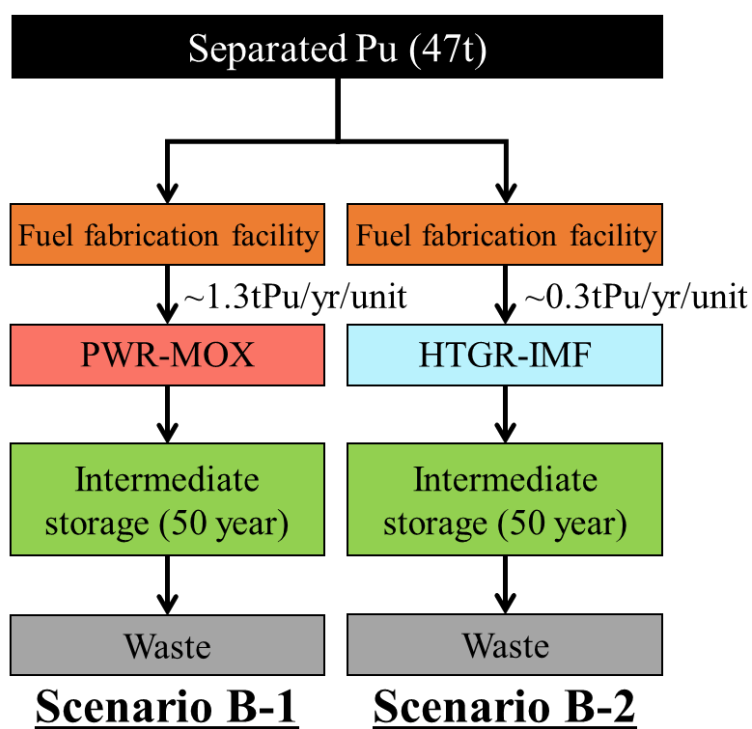


Figure 2.3.2 Fuel cycle for separated Pu management

Table 2.3.1 Reactor specifications of HTGR-IMF and LWR-MOX

	LWR-UO ₂ [32]	HTGR-IMF	LWR-MOX [32]
--	--------------------------	----------	--------------

Reactor type	PWR	HTGR	PWR
Fuel type	UO ₂	TRUO ₂	MOX
Reactor power [MWth]	3000	600	3000
Thermal efficiency [-]	0.33	0.45 [7]	0.33
Discharged burnup [GWd/t]	45	546	45
²³⁵ U enrichment [wt. %]	3.9		0.225
Pu enrichment [wt. %]		85.6	6.3
Load factor [-]	0.87	0.92	0.87
Effective full power days [days]	880	1218	1200
No. of batch [-]	3	2	3
Loaded Pu per a batch [t]		1.14	5.00
Discharged Pu per a batch [t]	1.04	0.45	3.69

2.3.2評価結果

(1) 不活性母材燃料装荷高温ガス炉の Pu マスバランスの基本特性

不活性母材燃料装荷高温ガス炉の優れた Pu 燃焼率が Pu 管理政策におけるマスバランスに与える影響を評価するため、UO₂燃料装荷軽水炉の恒常的な運転に伴う使用済燃料中 Pu を一定の Pu スループットまたは一定の電気出力にて MOX 燃料装荷軽水炉又は不活性母材燃料装荷高温ガス炉で利用する Pu 管理シナリオのマスバランスを評価した。

UO₂燃料装荷軽水炉の恒常的な運転に伴う使用済燃料中 Pu を一定の Pu スループット (8t/年)における MOX 燃料装荷軽水炉又は不活性母材燃料装荷高温ガス炉で利用する Pu 管理シナリオのマスバランス評価結果を Figure 2.3.3 及び Figure 2.3.5 に示す。使用済 UO₂燃料を直接処分するシナリオ A-1 (Figure 2.3.3) では、時刻 50 年までは原子炉の燃料交換の度に中間貯蔵施設の Pu 重量が増加した。時刻 50 年から冷却時間が 50 年に達した中間貯蔵施設中使用済み燃料は廃棄物として処理されるため、50 年以降は中間貯蔵施設内の Pu 重量は平均 393t でほぼ一定となった。廃棄物は年間約 4.1t のペースで増加した。使用済 UO₂燃料から U、Pu を再処理し、MOX 燃料として LWR で燃すシナリオ A-2 (Figure 2.3.4) では、時刻 20 年から MOX 燃料装荷軽水炉を稼動し始め、中間貯蔵施設内 Pu 重量が増大していく。時刻 70 年以降は 50 年間冷却した使用済燃料から廃棄物になるため、中間貯蔵施設内 Pu 重量は平均 296t で一定となり、シナリオ A-1 に比べて MOX 燃料装荷軽水炉を利用することで中間貯蔵施設内 Pu 重量が 25wt.%減となった。一方で時刻 70 年以降、不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用するシナリオ A-3 (Figure 2.3.5) では中間貯蔵施設の Pu 重量は平均 159t でバランスした。よって中間貯蔵施設の Pu 重量はシナリオ A-1 に比べて 60wt.%程度、MOX 燃料装荷軽水炉を利用するシナリオ A-2 に比べて 46wt.%も低減できることが分かった。また年間廃棄物中 Pu 生成量に注目すると、シナリオ A-1 では本評

価で想定した Pu スループット 8.0t/年、シナリオ A-2 では約 5.9t/年であるのに対して、シナリオ A-3 では約 3.2t/年となった。使用済 UO₂燃料の直接処分を行なう A-1 に比べて MOX 燃料装荷軽水炉を用いるシナリオ A-2 では 26wt.%, 不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いるシナリオ A-3 では 60wt.%も減少することができた。また年間の発電電力量は UO₂燃料装荷軽水炉のみが稼動するシナリオ A-1 で 213TWh/yr、UO₂燃料装荷軽水炉と MOX 燃料装荷軽水炉が稼動するシナリオ A-2 で 256TWh/yr、UO₂燃料装荷軽水炉と不活性母材燃料装荷高温ガス炉を運転するシナリオ A-3 で 265TWh/yr であり、Pu 燃焼炉を利用するシナリオ A-2 及び A-3 のほうがシナリオ A-1 に比べて 20~25%程度増加することが分かった。

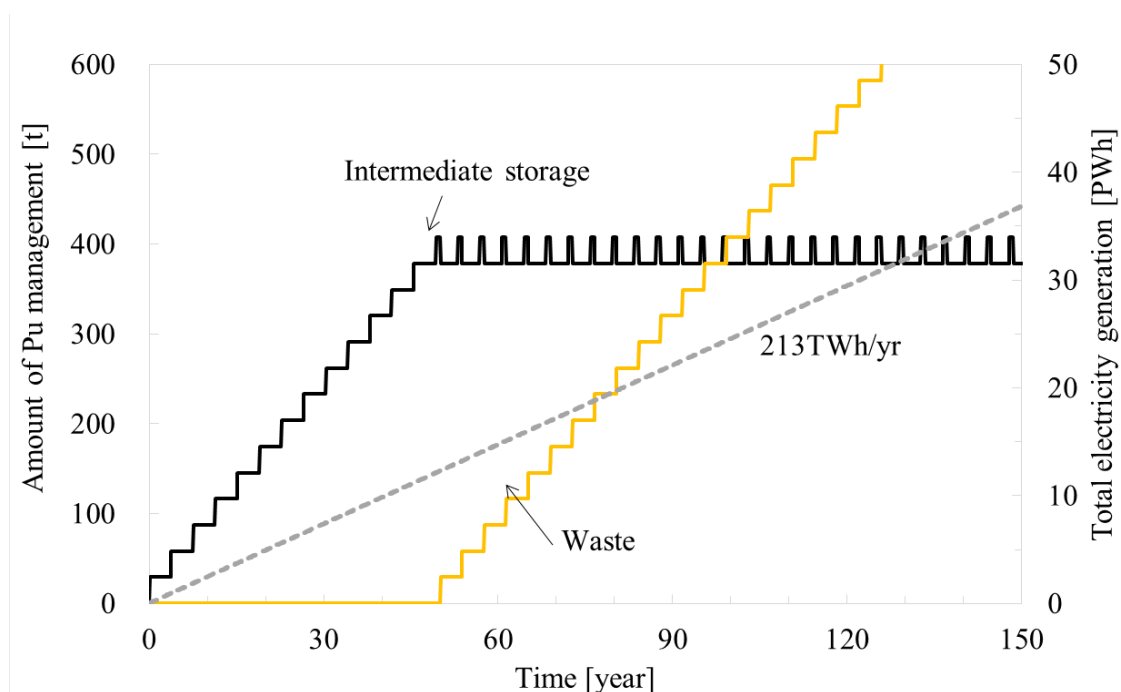


Figure 2.3.3 Pu balance in the LWR-UO₂ operations for fundamental performance evaluation

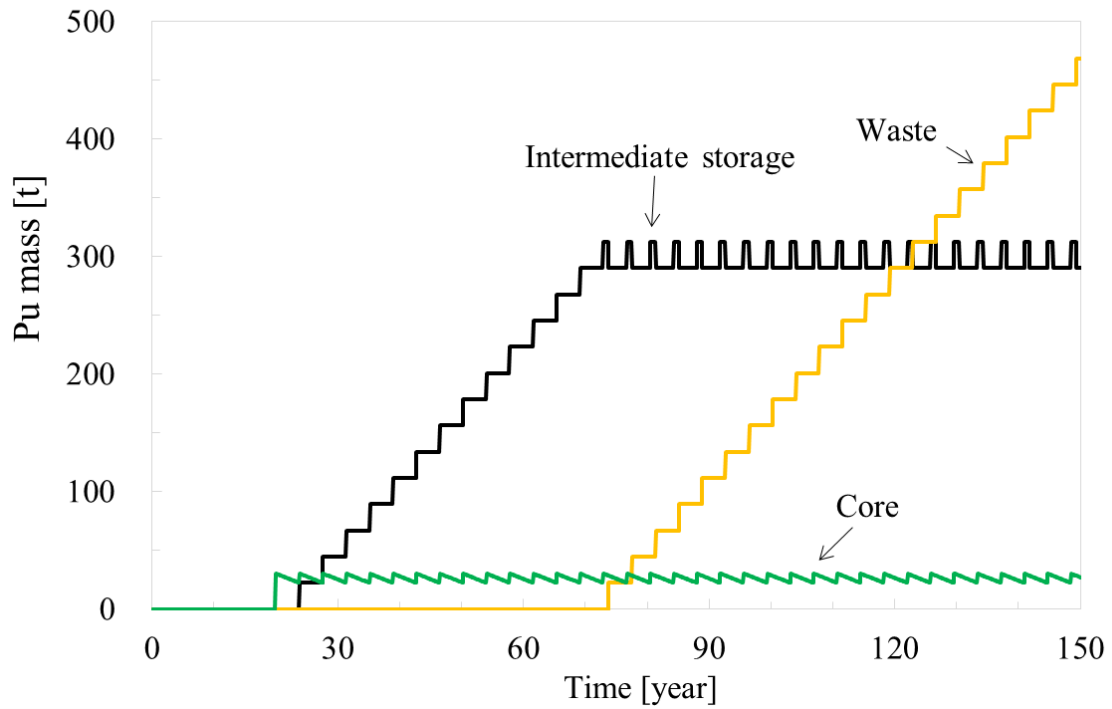


Figure 2.3.4 Pu balance in the LWR-UO₂ and Pu burners operations for fundamental performance evaluation

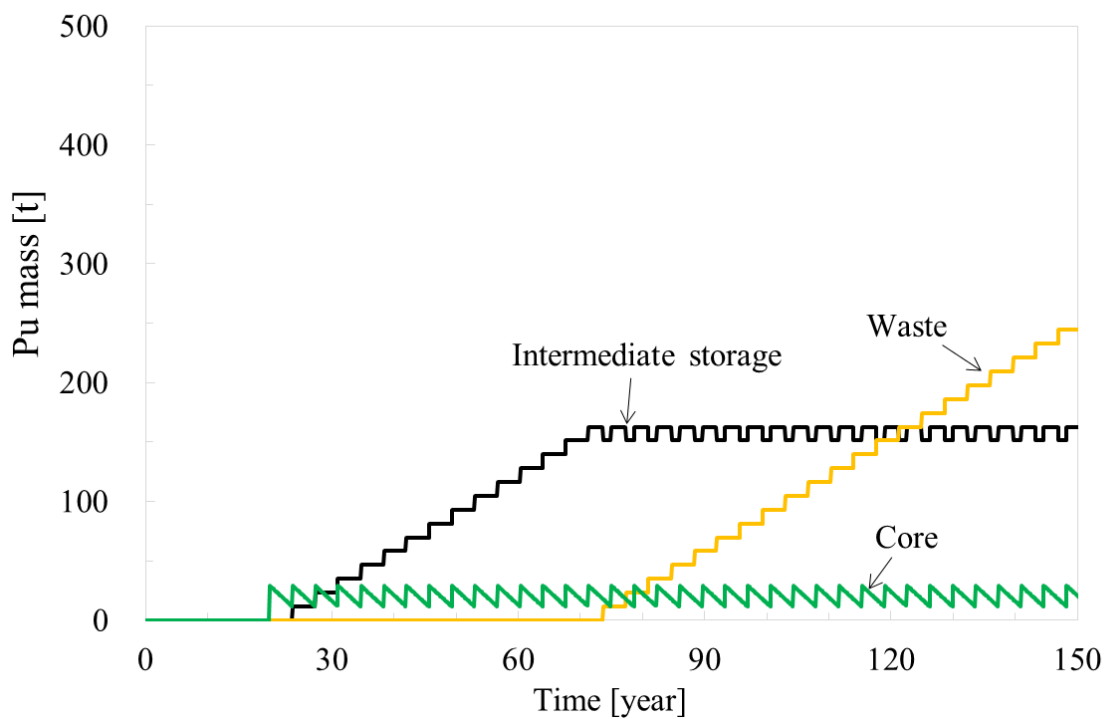


Figure 2.3.5 Pu balance in the HTGR-IMF and Pu burners operations for fundamental performance evaluation

UO₂燃料装荷軽水炉の恒常的な運転に伴う使用済燃料中 Pu を一定の原子炉電気出力 (1000MWe) で MOX 燃料装荷軽水炉又は不活性母材燃料装荷高温ガス炉で利用する Pu 管理シナリオのマスバランス評価結果を Figure 2.3.6 及び Figure 2.3.7 に示す。MOX 燃料装荷軽水炉や不活性母材燃料装荷高温ガス炉などの Pu 燃焼炉使用済み燃料を保管する中間貯蔵施設における平均 Pu 重量を評価した結果、Pu 燃焼炉が運転を開始してから 50 年が経過する時刻 70 年以降は MOX 燃料装荷軽水炉を利用するシナリオ B-1 では 49t に対して、不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用するシナリオ B-2 では 23t まで低減できることが分かった。MOX 燃料装荷軽水炉の利用するよりも、不活性母材燃料装荷高温ガス炉のほうが 53wt.% も Pu 重量を低減することができることが分かった。Pu スループットを一定とした上記評価では MOX 燃料装荷軽水炉よりも不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する場合、中間貯蔵施設における平均 Pu 重量を 46wt.% 低減することが出来たが、原子炉電気出力を一定とした場合のほうが中間貯蔵施設における平均 Pu 重量の低減割合が大きい結果となった。これは高温ガスを発電に利用する不活性母材燃料装荷高温ガス炉では発電における熱効率が MOX 燃料装荷軽水炉よりも 35% も高いことに起因する。

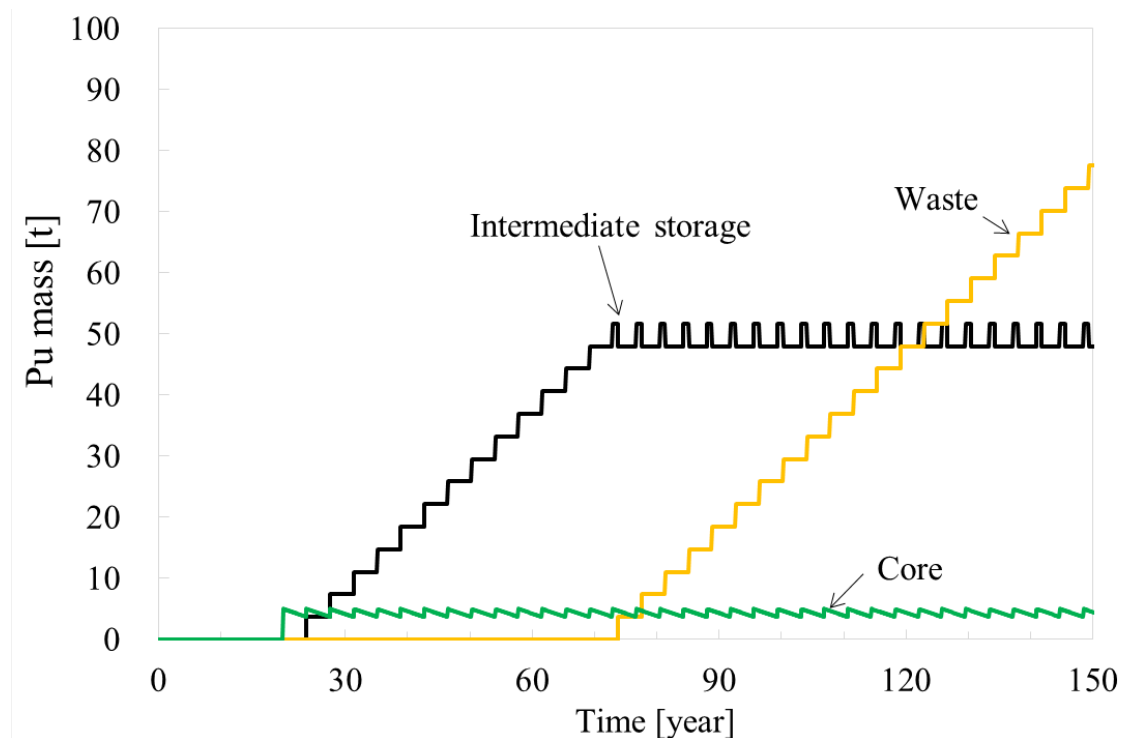


Figure 2.3.6 Pu balance in the LWR-UO₂&Pu burners operations for fundamental performance evaluation

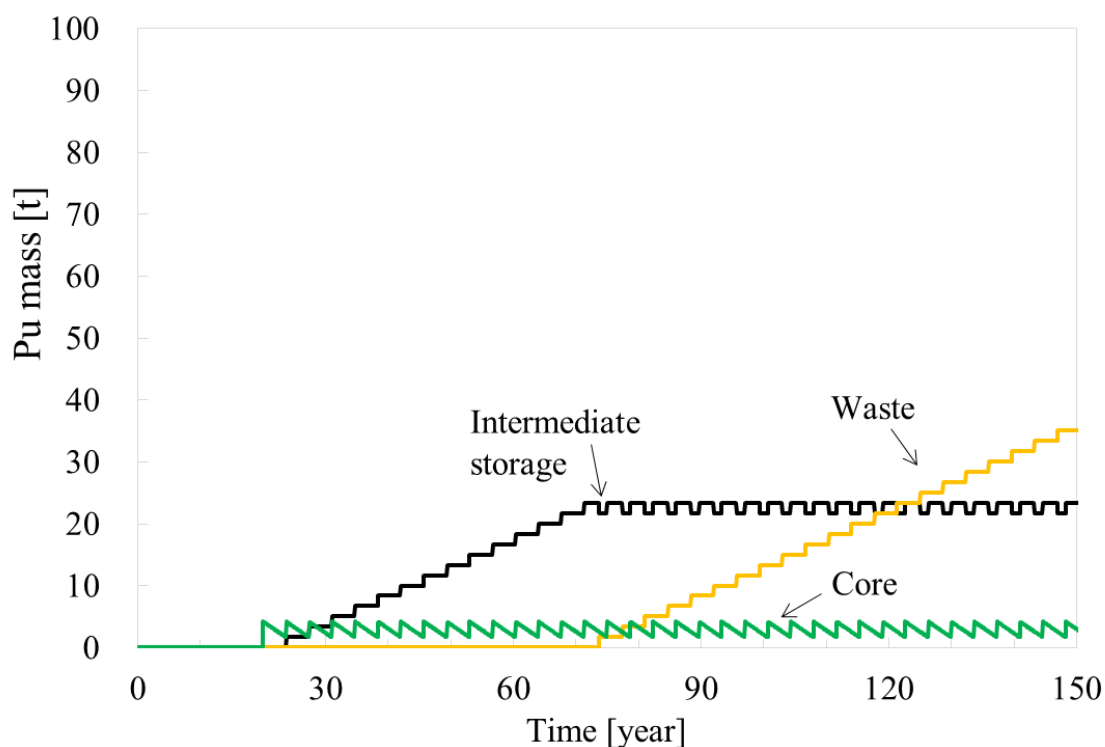


Figure 2.3.7 Pu balance in the HTGR-IMF&Pu burners operations for fundamental performance evaluation

(2) ケーススタディ：不活性母材燃料装荷高温ガス炉による分離 Pu 低減

ケーススタディとして、不活性母材燃料装荷高温ガス炉に再処理後長期保管された分離 Pu を導入する場合の Pu マスバランス評価にあたって、2.2 で導出した燃料設計条件に対して、回収 TRU の代わりに分離 Pu を用いた場合に燃焼反応度や Pu 低減率に与える影響を評価した。そのため 2.2 で得られた燃料設計条件に対して長期保管された分離 Pu を導入した場合にも回収 TRU を利用する場合と同様臨界性が担保され、同等以上の Pu 低減率が得られることが明らかとなった。そこで分離 Pu を導入する場合についても Pu 低減率(60wt.%)として、マスバランスを評価した。

本ケーススタディにおける分離 Pu 低減のマスバランス評価結果を Figure 2.3.8 と Figure 2.3.9 に示す。中間貯蔵庫の最大 Pu 重量は MOX 燃料装荷軽水炉を用いる場合には 35t であったのに対して、不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる場合には 6t まで低減できることが分かった。ただし不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる燃料サイクルでは中間貯蔵施設内 Pu 重量は高温ガス炉の基数によって変動し、1 基では 6t、2 基では 13t、3 基以上では 19t となることが分かった。基数によって中間貯蔵施設内 Pu 重量が変動するのは、中間貯蔵施設内最大 Pu 重量が中間貯蔵施設から 50 年の冷却期間を経て使用済み燃料が廃棄物として処理され始める時刻 70 年までの照射後総 Pu 重量で決定する。そのため中間貯蔵施設から使用済み燃料を排出し始めるまでに分離 Pu を照射し終わらない原子炉 3 基未満では、基数が少ないほど中間貯蔵施設内 Pu 重量は減少した。それ

以上の基数では中間貯蔵施設から使用済み燃料を排出し始めるまでに全ての分離 Pu を照射し終えているため、中間貯蔵施設内最大 Pu 重量は全分離 Pu を照射した後の Pu 重量となった。

Figure 2.3.10 に MOX 燃料装荷軽水炉と不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクル中の総 Pu 重量と核分裂性 Pu 重量を比較している。約 47t あった分離 Pu 中総 Pu 重量は MOX 燃料装荷軽水炉を用いる場合 26wt.%減の 35t であったが、優れた Pu 燃焼特性を有する不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる場合 60wt.%減の 19t にまで低減することができた。また核分裂性 Pu 重量を見ると、分離 Pu 中には約 32t だったものが、MOX 燃料装荷軽水炉を利用することで約 20t まで低減できていたが、 ^{239}Pu を 95wt.% 低減できる不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いることで約 6t にまで大幅に低減できることが分かった。以上から分離 Pu を燃料とする燃料サイクルについて、MOX 燃料装荷軽水炉を利用する場合より、不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する場合のほうが、Pu 重量及び核分裂性 Pu 重量をそれぞれ約 60wt.%及び約 30wt.%にまで低減できることが分かった。

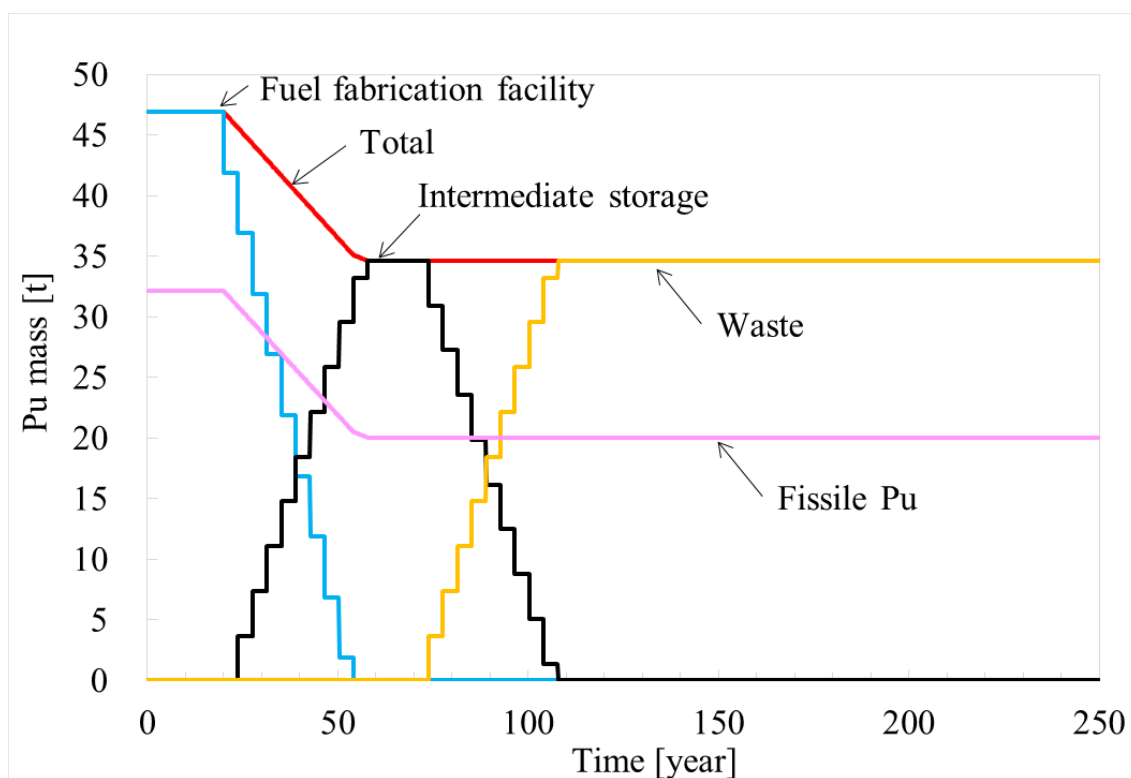


Figure 2.3.8 Amount of Pu management in the scenario A-1

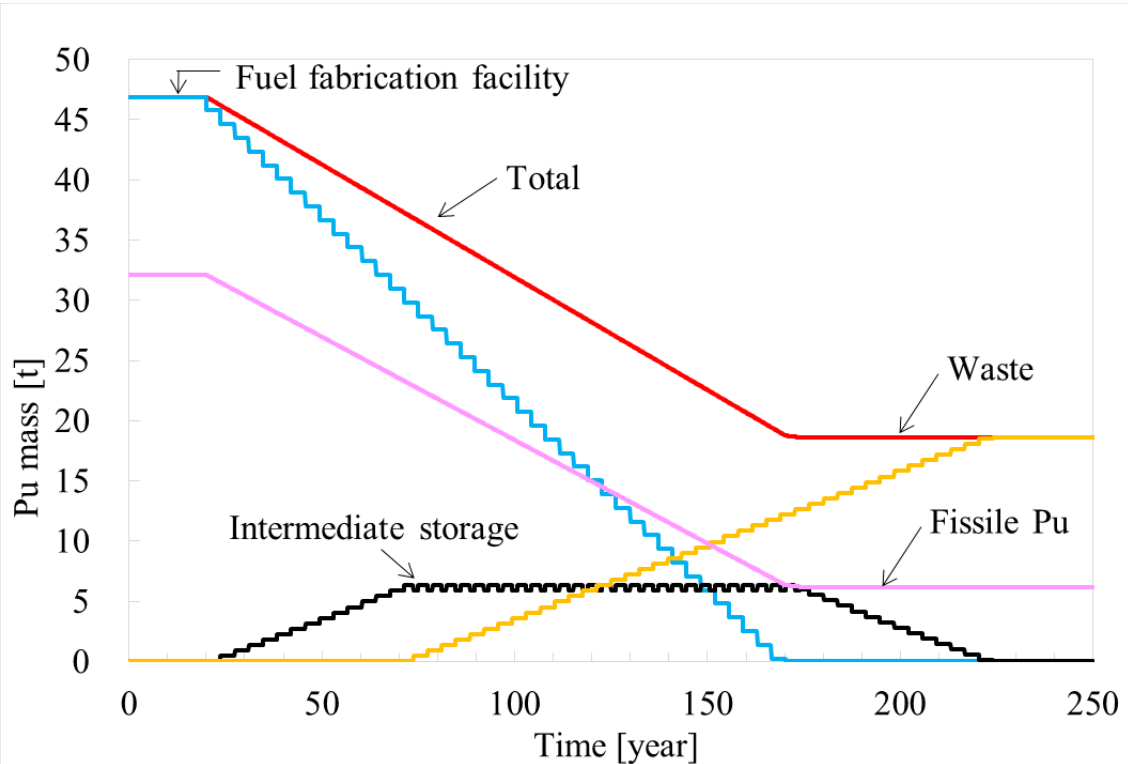


Figure 2.3.9 Amount of Pu management in the scenario A-2

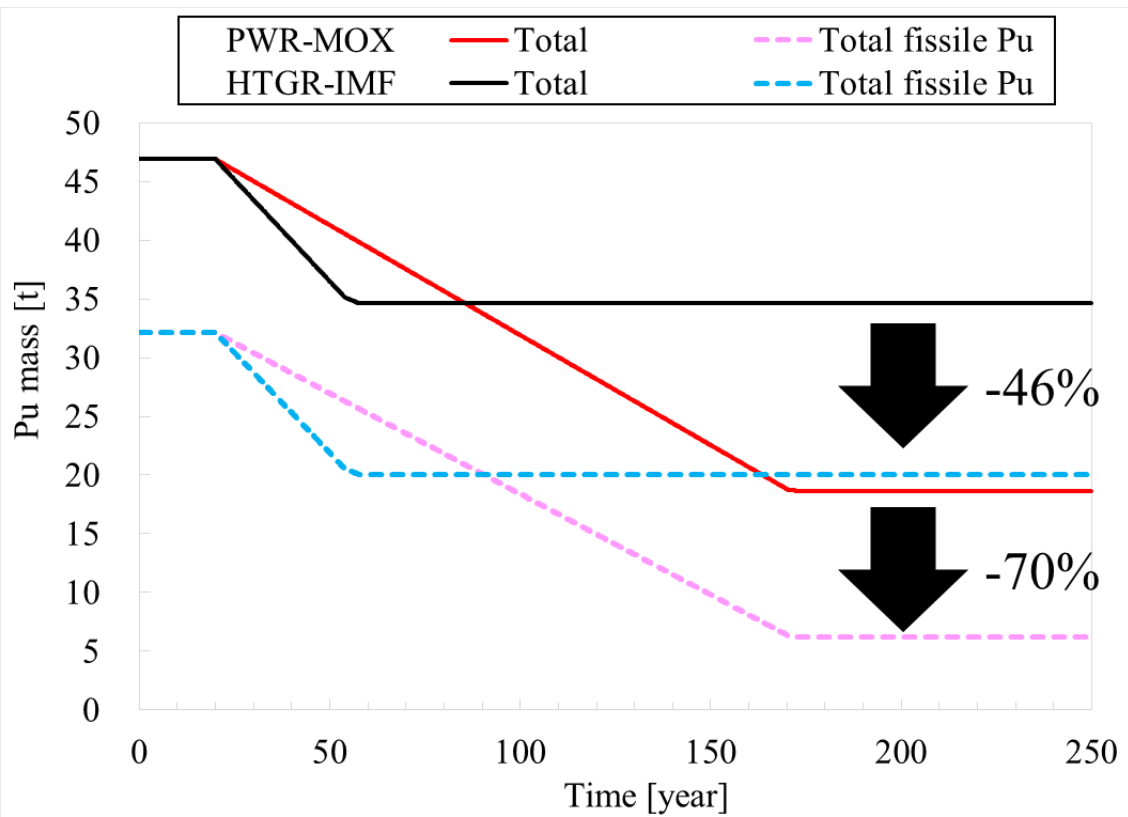


Figure 2.3.10 Comparison of total Pu and fissile Pu amount in the fuel cycle

(3) 高レベル放射性廃棄物量及び処分場影響の評価

不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの廃棄物体である燃料ブロックと燃料ピン、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの廃棄物体である MOX 燃料集合体について、廃棄物の重量や体積、崩壊熱量などについて評価した結果を Table 2.3.2 に示す。燃料ブロックと燃料ピンは MOX 燃料集合体より重量及び体積は小さいものの、廃棄物体に含まれる Pu 重量割合が小さい。そのため MOX 燃料集合体よりも燃料ブロックのほうが年間廃棄物重量で約 5.2 倍、年間廃棄物体積量で約 17.4 倍となり、HLW 量を低減するためにグラファイトブロックを取り除き燃料ピンのみを HLW として廃棄する場合も年間廃棄物重量で約 2.8 倍、年間廃棄物体積量で 5.6 倍となることが分かった。

また MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの廃棄体である MOX 燃料集合体と不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの廃棄体である燃料ブロックについて、照射後 50 年に渡る全崩壊熱量、アクチノイド崩壊熱量、FP 崩壊熱量を評価した結果をそれぞれ Figure 2.3.11 及び Figure 2.3.12 に示す。MOX 燃料集合体では照射後直後はアクチノイド崩壊熱よりも FP 崩壊熱のほうが大きい、照射後 3 年でアクチノイド崩壊熱のほうが上回る結果となった。一方で燃料ブロックでは照射後 50 年間はアクチノイド崩壊熱が FP 崩壊熱を常に上回ることが分かった。また MOX 燃料集合体、燃料ブロック及び燃料ピンについては崩壊熱による発熱密度 (Figure 2.3.13) を比較したところ、燃料集合体に比べて燃料ピンの発熱密度は半分程度であることが分かった。以上から炭化物燃料ピンを廃棄物として処分する場合、MOX 燃料集合体と比べて発電量当たりの廃棄物生成量が 4.7 倍と膨大となったのに対して、発熱密度は半分程度といった特徴を有することが明らかとなった。

また処分場の敷地面積に対する影響を評価した結果を Table 2.3.3 に示す。中間貯蔵施設での冷却期間は 50 年としているため、運搬等による時間ロスを見逃し、炉停止後 50 年で使用済み燃料を廃棄物として処分容器に収納し処分すると想定した場合、上記の崩壊熱量評価結果から MOX 燃料集合体 2 体に相当する総崩壊熱量は、炭化物燃料ブロック 31 体または炭化物燃料ピン約 1800 体に相当することが分かった。各廃棄物体を処分容器に収納することを考えたとき、MOX 燃料集合体 2 体や炭化物燃料ピン約 1800 本は上記処分容器に十分収まる体積である。処分容器に収納する廃棄物量と廃棄物生成量から発電量当たりの処分容器生成量を評価した結果、MOX 燃料集合体では約 22 体/TWh だったのに対して、炭化物燃料ピンでは約 39 体/TWh と約 2 倍の処分容器が生成されることが分かり、必要とされる処分場の敷地面積も約 2 倍となることが明らかとなった。本評価結果で現れた差は MOX 燃料集合体と炭化物燃料ピンの新燃料の MA の有無や高温ガス炉の高い熱効率に起因する。ただし本評価では MOX 燃料集合体や炭化物燃料ピンの燃料製造工程で排出される MA については考慮していないことに注意されたい。また処分場への影響を正確に評価するには非定常熱伝導解析による緩衝材温度評価を実施する必要がある。

以上から不活性母材燃料を高温ガス炉で利用する場合、膨大な炭化物燃料の廃棄物管理や処分場影響といった新たな課題が明らかとなり、使用済み炭化物燃料の地層処分場にお

ける安定性や廃棄物減容化の検討の重要性が明らかとなった。

Table 2.3.2 Waste information

Waste form	LWR-MOX	HTGR-IMF	
	Fuel assembly	Fuel block	Fuel pin
Mass of a waste [kg]	670.0	107.0	1.0
Volume of a waste per an item [m ³]	0.1853	0.0990	0.0006
Decay heat per an item [W]	1161.24	100.04	1.76
No. of waste [/yr]	236	7689	438278
Throughput of waste (Mass) [t/yr]	158.05	822.73	438.28
Throughput of waste (Volume) [m ³ /yr]	43.72	761.42	244.33

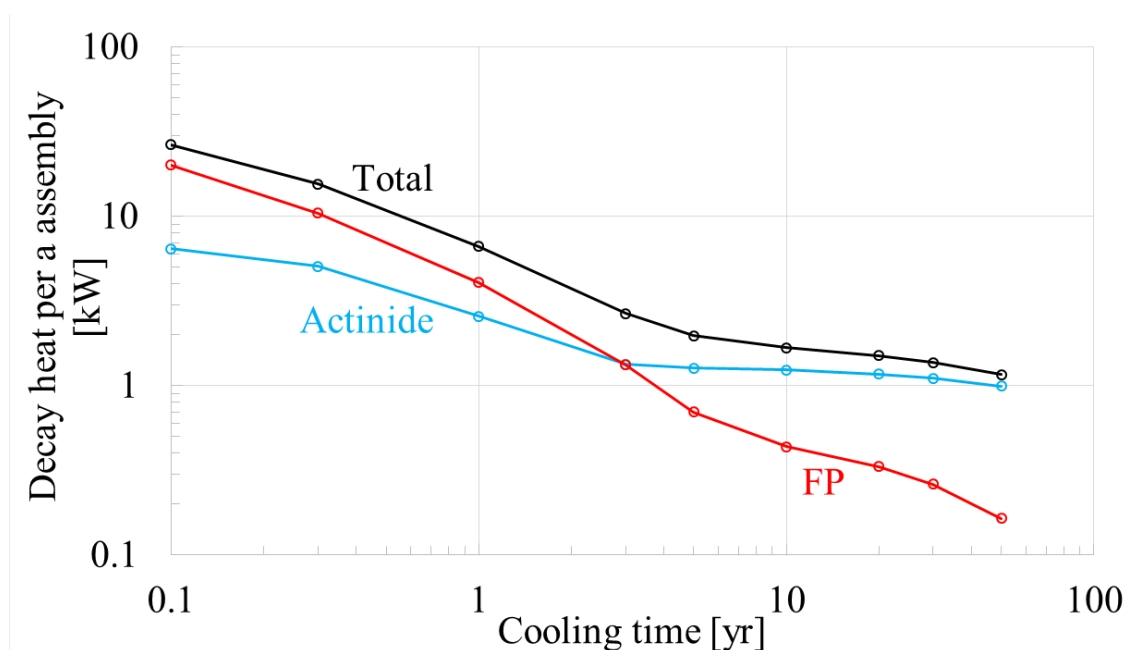


Figure 2.3.11 Decay heat per a fuel assembly

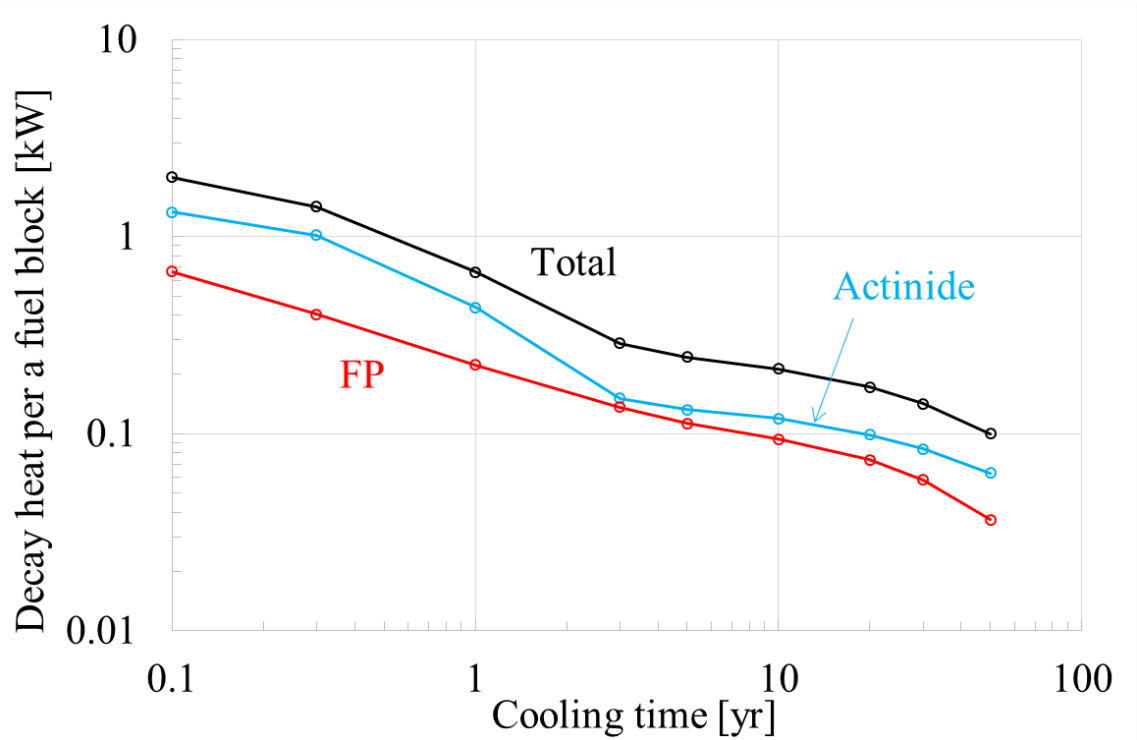


Figure 2.3.12 Decay heat per a fuel block

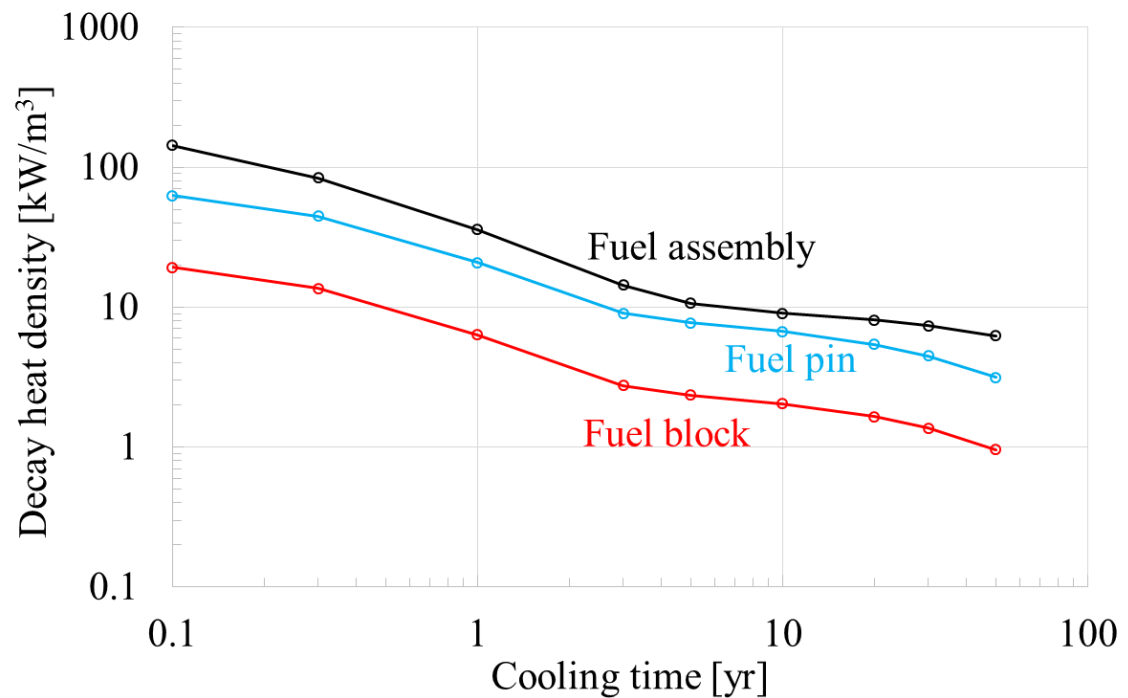


Figure 2.3.13 Decay power density in various waste form

Table 2.3.3 Impact to the waste disposal

Item	Waste form	
	MOX fuel assembly	Fuel pin
Decay heat at disposal per a waste [W]	984.97	1.11
Number of waste in a container	2	1771
Decay heat per a container [W]	1970	1970
Number of containers	21.7	38.1

2.4 本章のまとめ

単離 Pu を高温ガス炉燃料として扱う上で、大きな余剰反応度の制御性と毒物として働く ^{240}Pu 割合増加による技術的課題と核不拡散上の課題を述べた上で、単離 Pu を用いない TRU と不活性母材を導入した新しい燃料核による効率的 Pu 燃焼への効果を明らかにし、核データ誤差による反応度への影響と Pu マスバランスを評価した。

セルモデルに対する中性子輸送及び燃焼計算に基づき、不活性母材による TRU 酸化物の希釈と中性子スペクトル調整を行い 1.056eV における ^{240}Pu 自己遮蔽効果を低減し中性子捕獲反応率を増大することで、初期余剰反応度を 0.06 に抑え燃焼反応度変化($\Delta k_{\infty}/k_{\infty,BOC}$)を 6%にまで低減できる優れた制御性に加え、Pu 及び核分裂性 Pu をそれぞれ約 60wt.%、約 80wt.%もの大幅に低減できる Pu 燃焼特性を見出し、燃料設計条件を導出した。初期余剰反応度に対する核データ由来の誤差を評価した結果、上記で提案した燃料では主に ^{240}Pu 中性子捕獲反応断面積誤差により約 1.8%となり、初期余剰反応度の範囲内で収められることを明らかにした。

本不活性母材燃料を用いた高温ガス炉を用いて、約 47t の分離 Pu を燃料とした燃料サイクルのマスバランスを評価した結果、Pu を 20t、核分裂性 Pu を 6t にまで低減でき、MOX 燃料として軽水炉で利用した場合と比べて、それぞれ約 6 割、3 割まで大幅に低減できることを明らかにした。一方で膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物量管理や使用済燃料ブロック体の地層処分場における安定性といった新たな課題を指摘した。

参考文献

- [1] D. Petti, et. al., “Deep Burn: Development of Transuranic Fuel and Fuel Cycles for High Temperature Gas-cooled reactors,” Idaho National Laboratory, 2009.
- [2] C. Rodriguez, A. Baxter, D. McEachern, M. Fikani, F. Venneri, “Deep-Burn: Making nuclear waste transmutation practical,” Nuclear Engineering and Design, 222, 2-3, p299, 2003.
- [3] T. Sakai, H. Sagara, M. Saito, “Minimizing burnup reactivity of TRU fuel by its resonance capture,” Proc. 2010 Fall Meeting of the At. Energy Soc. Jpn., Hokkaido (Japan) [in Japanese] [CD-ROM], 2010 Sep. 15-17.
- [4] K. C. Jo, Y. Kim, F. Venneri, M. J. Noh, “Study on TRU deep-burn with a silicon carbide inert matrix fuel in an MHR,” 2009 ANS Winter Meeting, Washington DC (USA) [CD-ROM], 2009 Nov. 15-19.
- [5] H. Akie, T. Muromura, H. Takano, S. Matsuura, “A new fuel material for once-through weapons plutonium burning,” Nuclear Technology, 107, p182, 1994.
- [6] Y. Fukaya, M. Goto, H. Ohashi, Y. Tachibana, K. Kunitomi, S. Chiba, “Proposal of a plutonium burner system based on HTGR with high proliferation resistance,” J. Nucl. Sci. Technol., 51, 6, p. 818, 2014.
- [7] X. Yan, K. Kunitomi, T. Nakata, S. Shiozawa, “GTHTR300 design and development,” Nuclear Engineering and Design, 222, 247, 2003.
- [8] K. Kunitomi, S. Katanishi, S. Takada, et al., “Reactor core design of Gas Turbine High Temperature Reactor 300,” Nucl. Eng. Design, 230, 2004.
- [9] S. Katanishi, K. Kunitomi, “Safety evaluation on the depressurization accident in the gas turbine high temperature reactor (GTHTR300),” Nucl. Eng. Design, 237, p1372, 2007.
- [10] M. Takei, S. Katanishi, K. Kunitomi, T. Izumiya, “Reprocessing of Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300) spent fuel,” 日本原子力学会論文誌, 2, 4, 2003.
- [11] M. Takei, S. Kosugiyama, T. Nakata, et al., “Study on the fuel cycle cost of Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300),” JAERI-Tech 2002-089, 2002.
- [12] Y. Nagaya, K. Okumura, T. Mori, “MVP/GMVP II : General purpose Monte Carlo codes for neutron and photon transport calculations based on continuous energy and multigroup methods,” JAERI 1348, 2004.
- [13] N. Okumura, T. Mori, M. Nakawa, “Validation of a continuous-energy Monte Carlo

- Burn-up code MVP-BURN and its application to analysis of post irradiation experiment,” J. Nucl. Sci. Technol., 37, 2, p. 128, 2012.
- [14] K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, “JENDL-4.0: A new library for nuclear science and engineering,” J. Nucl. Sci. Technol., 48, 1, p. 1, 2011.
- [15] O. Iwamoto, T. Nakagawa, S. Chiba, “Covariance evaluation for actinide nuclear data in JENDL-4,” J. Korean Phy. Society, 59, 2, p. 1224, 2011.
- [16] O. Iwamoto, T. Nakagawa, N. Otuka, “JENDL actinoid file 2008,” J. Nucl. Sci. Technol., 46, 5, p. 510, 2009.
- [17] B. L. Broadhead, B. T. Rearden, C. M. Hopper, J. J. Wagschal, C. V. Parks, “Sensitivity- and Uncertainty-Based Criticality Safety Validation Techniques,” Nucl. Sci. Eng., 146, 3, p. 340, 2004.
- [18] T. Shiratori, T. Yamashita, T. Ohmichi, et al., “Preparation of rock-like oxide fuels for the irradiation test in the Japan Research Reactor No. 3,” J. Nucl. Mat., 274, p. 40, 1999.
- [19] T. Yamashita, K. Kuramoto, N. Nitani, et al., “Irradiation behavior of rock-like oxide fuels,” J. Nucl. Mat., 320, p. 126, 2003.
- [20] T. K. Kim, T. A. Taiwo, R. N. Hill, W. S. Yang, “A feasibility study of reactor-based deep-burn concepts,” ANL-AFCI-155, 2005.
- [21] M. Yamawaki, “燃料・材料ガイドブック,” 日本原子力産業会議, 2002.
- [22] K. Sawa, S. Yoshimuta, “Design of coated fuel particle for high burnup high temperature gas-cooled reactor,” JAERI-Tech 98-025, 1998.
- [23] J. J. Dudelshtad, L. J. Hamilton.
- [24] T. Aoki, H. Sagara, C. Y. Han, “Impacts of ^{240}Pu self-shielding effect and uncertainties of $\sigma(n, \gamma)$ at resonance energy on the reactivity controllability in HTGR inert matrix fuel,” Progress in Nuclear Science and Technology (Accepted).
- [25] 内閣府原子力政策担当室, “我が国における Pu 管理政策,” 第 27 回原子力委員会資料第 2 号, 2017.
- [26] Japan Atomic Energy Agency, “わが国における使用済燃料の地層処分システムに関する概括的評価－直接処分第一次取りまとめ－,” JAEA-Research 2015-016, 2015 Dec..
- [27] 角田淳弥、沢和弘他, “モジュール型高温ガス炉の黒鉛ブロックの処分方法及び使用済み燃料の中間貯蔵形態の検討,” JAERI-Tech 2002-104, 2002.
- [28] I. C. Gauld, S. M. Bowman, J. E. Horwedel, “ORIGEN-ARP: Automatic rapid

processing for spent fuel depletion, decay, and source term analysis,” ORNL/TM-2005/39 Version 6.1, 2011.

- [29] 「原子炉崩壊熱基準」研究専門委員会, “原子炉崩壊熱とその推奨値,” 日本原子力学会, 1989.
- [30] Japan Atomic Energy Agency, “Preliminary assessment of geological disposal system for spent fuel in Japan - First progress report on direct disposal -,” JAEA-Research 2015-016, 2015.
- [31] B. Patrick, J. Ahn, “Performance assessment for the Geological disposal of deep burn spent fuel using TTBX,” Global 2013, Salt Lake City (USA), 2013, Sep. 29~Oct. 3.
- [32] Y. Ando, H. Takano, “Estimation of LWR spent fuel composition,” JAERI-Research 99-004, 1999.

第 3 章 原子炉安全

第3章 原子炉安全

3.1 背景

持続的な原子力発電の運用のため、原子力システムにおいて原子炉安全性を確保することは非常に重要な課題である。原子炉安全性は大きく原子炉制御性と事故耐性に分けられる。原子炉制御性は炉心の核的特性によって決定する炉心の本質的な安全性を指す。一方で事故耐性は機器故障や自然災害によって原子炉事故が発生したときの炉心健全性や環境及び公衆への放射線影響を指す。

高温ガス炉における原子炉の核的安全特性として、反応度の燃料温度係数（ドップラー係数）や減速材温度係数、遅発中性子割合がある。第2章で燃料設計により IMF において自己遮蔽効果を低減し、効率的な Pu 燃焼特性を得ることができた。通常ウランフリー燃料では燃料温度係数や遅発中性子割合の悪化が懸念される。しかしながら TRU 酸化物を不活性母材で希釈した本不活性母材燃料では自己遮蔽効果を低減し ^{240}Pu 共鳴捕獲反応を有効活用するため、燃料温度の上昇に伴うドップラー効果がより顕著に現れて、燃料温度係数の改善が見込まれる。そこで本研究では高温ガス炉の制御性に関わる反応度温度係数として重要な燃料温度係数と減速材温度係数及び遅発中性子割合を評価する。

また高温ガス炉は事故耐性においても優れていることが既往研究で分かっている。高温ガス炉実証炉 GTHTR300 は受動的な安全機能を有する。受動的な安全機能として炉心を受動的に冷却するシステムと格納容器の代わりに堅牢な閉じ込め性能を有する原子炉建屋が適用されている。またもうひとつの特徴として、設計基準事象に対しては物理現象によるフィードバック効果を利用する受動的な安全設備によって原子炉の健全性を維持し、環境や公衆への放射線影響を抑制できるように設計が可能であり、非常に優れた事故耐性が挙げられる [1, 2]。そのため高温ガス炉は設計基準事象に対して固有の安全性を有する。また高温ガス炉の受動的な安全機能は一部の設計基準外事象に対しても有効に機能し、原子炉の健全性を維持することが可能である。ウラン燃料装荷高温ガス炉である GTHTR300 に対しては軽水炉の冷却材喪失事象 (LOCA) に相当する減圧事故における原子炉応答を評価した先行研究では燃料温度が安全基準温度よりも低くなり、放射線影響も規制基準値を下回っていることを明らかにされている [2]。ただし本不活性母材燃料は TRU 酸化物を利用するため、照射後はアクチノイド崩壊熱の寄与が増大し、炉停止後数時間以降の崩壊熱量が使用済みウラン燃料よりも大きくなると考えられる。そのため本不活性母材燃料を利用する高温ガス炉システムでは事故時の炉心損傷に至る可能性がある。GTHTR300 をベースに設計され、第2章の Pu 燃焼特性評価で参照炉心としたクリーンバーン炉では、本研究と同様に TRU 燃料を利用するため、事故耐性の評価が重要となるものの、クリーンバーン炉に対して事故耐性評価は実施されていない。そこで本研究では熱水力解析に基づき、GTHTR300 の炉心構成を参照し、提案した不活性母材燃料を導入した場合の事故耐性を評価する。

本研究では TRU 装荷多重被覆粒子燃料燃焼ターゲットを高温ガス炉に導入した場合の

原子炉制御性と事故耐性について定量的に評価する。具体的には原子炉制御性として、燃料温度係数及び減速材温度係数を評価する。また事故耐性としては代表的かつ包括的な 2 つの設計基準外事象を想定し、熱流動解析に基づき燃料及び圧力容器温度を評価した。

3.2 原子炉制御性

3.2.1 解析手法

本研究では多重被覆粒子燃料内の核燃料に TRU 酸化物の使用を想定している。ウランプリーの TRU 酸化物燃料は一般にウラン酸化物燃料と比べると、ドップラー係数や遅発中性子割合が悪化する懸念がある。ドップラー係数は燃料温度の変化に伴う反応度変化量を意味しており、原子炉の核的安全性を示す指標のひとつである。ドップラー係数が正だと、燃料の温度上昇に伴い炉心の反応度が上がり、燃料温度の上昇をもたらすといったサイクルによって、炉心は短時間で超臨界に達してしまう。そのため炉心の臨界性を安定的に維持するには、全燃焼期間において負のドップラー反応度を担保する必要がある。また原子炉の核的安全性において、重要な反応度温度係数のひとつに減速材温度係数がある。高温ガス炉は減速材にグラファイトを使用しており、グラファイトは高い減速材温度係数を有する。

そこで本章では TRU 酸化物燃料を使うことで懸念される高いドップラー反応度について、十分な安全性が担保できるレベルかどうかの確認と ^{240}Pu の自己遮蔽効果の低減を最大限活かしている最適化された IMF の核的安全性に関する検討を行う。

本研究では高温ガス炉において重要な反応度係数として、燃料温度係数と減速材温度係数について、MVP/GMVP II による中性子輸送計算を経て無限増倍率を導出し、そして温度係数を評価する。燃料温度係数や減速材温度係数は温度や燃料組成に依存する。本研究では高温ガス炉の定格運転時における燃料及び減速材温度として、 1200°C 及び 950°C を想定した。また燃料には TRU 酸化物燃料核及び IMF 核を用いる場合想定し、それぞれ燃焼初期及び燃焼末期における反応度係数を導出する。

燃料温度や減速材温度による無限増倍率の変化は非常に小さい。そのため無限増倍率を導出する際にはモンテカルロ法による統計誤差を極力抑えなければ、反応度係数に対する誤差が非常に大きくなってしまう。そこで第 2 章における MVP を使った解析より 70 倍大きいヒストリー数で解析を行なった。このときの計算条件を Table 3.2.1 に示す。

Table 3.2.1 Calculation condition and computation time in temperature coefficient analysis

	Normal operation	Fuel temperature coefficient calculation	Moderator temp. coefficient calculation
Fuel Temperature [$^{\circ}\text{C}$]	1200	1400	1200
Moderator temperature [$^{\circ}\text{C}$]	950	950	1200
No. of history	10000	700000	700000
No. of batch	50	50	50
No. of step	22	2	2
Computation time [min]	About 230	About 1300	About 1400

燃料温度係数および減速材温度係数の算出には、前述の通り基準となる温度における無限中性子増倍率と、それぞれ燃料または減速材について異なる温度の断面積を用いた時の無限中性子増倍率が得られれば良い。反応度温度係数 α_T は式(9)で定義され、ここで ρ は炉心の反応度を表している。反応度温度係数への主な寄与が、燃料の共鳴ドップラー広がりや減速材密度によるスペクトル変化であると仮定すると、炉心の反応度 ρ と中性子増倍率 k との関係から、式(11)(12)が導出できる。

$$\alpha_T = \frac{1}{k^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right) \approx \frac{1}{k} \frac{dk}{dT} \quad \text{Eq. 3.2.1}$$

$$\alpha_T = \frac{1}{k} \left(\frac{\partial k}{\partial T_F} \right) + \frac{1}{k} \left(\frac{\partial k}{\partial T_M} \right) = \alpha_T^F + \alpha_T^M \quad \text{Eq. 3.2.2}$$

そこで燃料(減速材)温度が T_1 、 T_2 における無限中性子増倍率を k_1 、 k_2 、そのときの無限中性子増倍率に生じる誤差を ε_1 、 ε_2 とすると、温度 T_1 における燃料(減速材)温度係数 $\alpha_{F,1}$ ($\alpha_{M,1}$)は以下の式から導かれる。

$$\alpha_{F,1} = \frac{1}{k_1} \left(\frac{\partial k}{\partial T_F} \right) = \frac{1}{k_1} \frac{k_2 - k_1}{T_2 - T_1} = \frac{1}{T_2 - T_1} \left(\frac{k_2}{k_1} - 1 \right) \quad \text{Eq. 3.2.3}$$

また統計誤差の伝播を考慮すると、燃料(減速材)温度係数 $\alpha_{F,1}$ ($\alpha_{M,1}$)の誤差 $\varepsilon_{\alpha_{F,1}}$ ($\varepsilon_{\alpha_{M,1}}$)は式(14)から得られる。

$$\varepsilon_{\alpha_{F,1}} = \sqrt{\left(\frac{\partial \alpha_F}{\partial k_1} \varepsilon_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial \alpha_F}{\partial k_2} \varepsilon_2 \right)^2} = \frac{1}{T_2 - T_1} \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_2}{k_1} \right)^2 + \left(\frac{k_2 \varepsilon_1}{k_1^2} \right)^2} \quad \text{Eq. 3.2.4}$$

上述の通り、式(13)(14)における未知数は全て MVP-BURN による解析で得られるため、燃焼初期および燃焼末期における反応度温度係数や燃料温度係数、減速材温度係数およびそれらの誤差を算出することができる。ただし燃焼解析の特性上、無限増倍率が1となるときの燃料温度係数および減速材温度係数を直接導出することはできない。そこで無限増倍率1前後の2燃焼ステップについて、それぞれ燃料温度係数と減速材温度係数を導出し、それを燃料温度1200度および減速材温度950度における無限増倍率1前後の2燃焼ステップにおける無限増倍率を用いて、線形補間することで間接的に導出する。

またウランフリーの TRU を導入した燃料では遅発中性子割合の悪化が懸念される。そこで TRU 酸化物燃料核あるいは不活性母材燃料核を導入した炭化物燃料及びウラン酸化物燃料核を用いる GTHT300 の炭化物燃料について遅発中性子割合を比較、評価する。原子炉において重要な動特性である遅発中性子割合 β は各核分裂性各種について核分裂により生成される中性子数で重み付けする0次元中性子工学計算により、以下のように概算することができる。

$$\beta = \frac{\sum_m (\beta_m \sum_g (\nu \Sigma_f)_{mg} \phi_g)}{\sum_g (\nu \Sigma_f)_g \phi_g} \quad \text{Eq. 3.2.5}$$

ここで m は核分裂性核種、 g はエネルギー群、 ν は 1 核分裂反応で生成される中性子数、 ϕ は中性子束、 Σ_f は巨視的核分裂反応断面積である。より正確な遅発中性子割合の導出では核分裂反応率の空間分布や遅発中性子を考慮した方程式を用いる必要がある。また遅発中性子と即発中性子のエネルギースペクトルの違いについても、炉心から中性子が漏れる確率と中性子増倍率に影響を与えるため、正確な評価では考慮する必要がある。本研究では TRU 酸化物燃料核や不活性母材燃料核とウラン燃料の差違を定量的に評価することを目的としているため Eq. 3.2.5 を用いる。

第 2 章のセルモデルに対する中性子輸送計算の結果から、燃焼初期及び末期のウラン燃料では ^{235}U 、 ^{238}U 、 ^{239}Pu 、 ^{241}Pu 、燃焼初期及び末期の TRU 酸化物燃料及び不活性母材燃料では ^{238}Pu 、 ^{239}Pu 、 ^{241}Pu 、 $^{242\text{m}}\text{Am}$ 、 ^{245}Cm が全核分裂反応の 99% 以上を占めていることから、これらの核分裂性核種(^{235}U 、 ^{238}U 、 ^{238}Pu 、 ^{239}Pu 、 ^{241}Pu 、 $^{242\text{m}}\text{Am}$ 、 ^{245}Cm)に基づき、評価対象とした燃料体系における遅発中性子割合を導出する。ウラン燃料については GTHTR300 の燃料を想定し、その中性子輸送計算にあたっては実効的に同等の燃焼特性が得られる解析モデルを作成し、その詳細を Appendix C にまとめた。上記核分裂性核種のエネルギー群毎の巨視的核分裂反応断面積や中性子束については第 2 章でセル体系に対して実施した MVP/GMVP II による中性子輸送及び燃焼計算の結果を用いる。各核分裂性核種の遅発中性子割合のエネルギー依存及び 1 核分裂反応で生成される平均中性子数については核データライブラリ JENDL4.0 を用いる。

3.2.2 解析結果

Fig. 3-1-1 に燃焼初期および末期における燃料温度 1200 度および減速材温度 950 度での燃料温度係数、減速材温度係数、反応度温度係数を 1σ の統計誤差とともに示す。燃料温度係数及び減速材温度係数は TRU 酸化物燃料核および不活性母材燃料核のどちらの燃料についても、燃焼初期および燃焼末期において常に負であり、燃焼末期よりも燃焼初期のほうが負に大きく、燃料温度係数より減速材温度係数のほうが絶対量で 3 倍程度大きくなることが分かった。また自己遮蔽効果の低減によって、不活性母材燃料核では TRU 酸化物燃料核に比べて、特に燃焼初期において燃料温度係数が改善することが明らかとなった。

またウラン酸化物(平均濃縮度 6wt. %)を高温ガス炉研究炉 HTTR に導入した場合の燃料温度及び減速材温度係数を Figure 3.2.1 に桃色の領域で示す [3]。燃料温度係数について、ウランフリーの TRU 酸化物燃料核では燃焼初期及び末期で約 -1.1 [pcm/K] であり、ウラン酸化物燃料核の $-1.5 \sim -2.0$ [pcm/K] よりも大きくなっており、高温ガス炉においてもウランフリー燃料利用は燃料温度係数を悪化することが分かった。しかし TRU 酸化物燃料核を

不活性母材で希釈し自己遮蔽効果の低減した不活性母材燃料核では、 $-2.5 \pm 0.05(\text{BOC})/ -1.4 \pm 0.11(\text{EOC})$ [pcm/K]となり、TRU 酸化物燃料核やウラン酸化物燃料核に比べて、より負に大きくなることが明らかになった。また不活性母材燃料核の減速材温度係数については $-7.1 \pm 0.04(\text{BOC})/ -4.3 \pm 0.08(\text{EOC})$ となり、燃焼末期における燃料温度係数と同様に、ウラン酸化物を利用した場合と同程度となり、優れた核的安全特性を有することが明らかとなった。

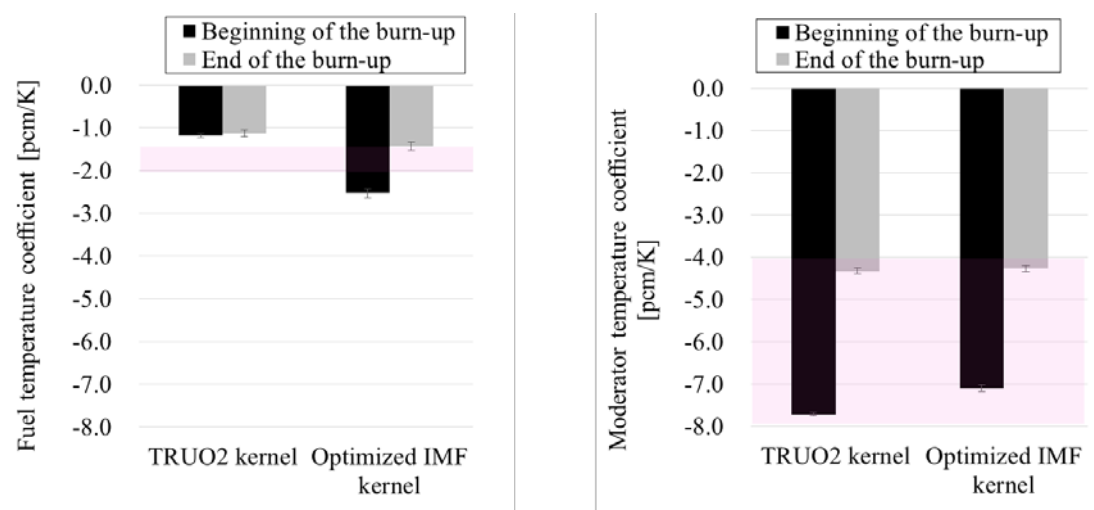


Figure 3.2.1 Fuel and moderator temperature coefficients of TRU fuel and IMF kernels

TRU 酸化物燃料核あるいは不活性母材燃料核を導入した炭化物燃料及びウラン酸化物燃料核を用いる GTHTR300 の炭化物燃料について、燃焼初期(BOC)及び燃焼末期(EOC)の遅発中性子割合を導出した結果を Figure 3.2.2 に示す。なお各燃料について、2 バッチ燃焼を想定し、炉内平均 $k_{\infty} = 1$ となることを EOC として、そのときの核分裂反応率や核分裂当りの平均中性子生成量を用いて遅発中性子数を評価した。ウラン酸化物燃料核を用いたウラン燃料では、BOC において核分裂性核種として貢献するのはほぼ ^{235}U であることから、 ^{235}U の遅発中性子割合とほぼ等しい結果が得られた。また EOC においては遅発中性子割合が 0.25%程度と低い ^{239}Pu が核分裂による中性子生成量について全体の 40%程度寄与するため、遅発中性子割合が 0.45%程度まで低下した。先行研究では GTHTR300 と同じく低濃縮ウラン燃料を用いた高温ガス炉である HTTR について、遅発中性子割合が 0.65%(BOC)及び 0.47%(EOC)と評価されており、本評価結果は先行研究とよく一致した [4]。

一方で TRU 酸化物燃料核あるいは不活性母材燃料核を導入した炭化物燃料については、BOC において ^{239}Pu の核分裂反応が中性子生成に対して支配的であることから遅発中性子割合は約 0.26%となり、ウラン燃料と比べると大幅に小さくなることが分かった。ただし EOC においては遅発中性子割合が約 0.54%と ^{235}U ほどではないが ^{239}Pu よりも大きい ^{241}Pu

が、核分裂反応による中性子生成について全体の7割以上を占めることで、遅発中性子割合が0.45%程度にまで増大し、EOCにおけるウラン燃料と同程度となることが分かった。

以上から不活性母材燃料では TRU 酸化物燃料と同様に燃焼初期の遅発中性子割合が0.25%程度となり、0.65%のウラン燃料よりも著しく低く、燃焼初期の原子炉制御性に懸念が残ることが明らかとなった。一方で燃焼末期についてはウラン燃料と同程度となることが分かった。ただし得られた遅発中性子割合は燃料の基本核特性であり、燃焼初期の低い遅発中性子割合が反応度印加に対する原子炉応答や原子炉燃料や構造材の健全性に与える影響については別途評価する必要がある。3.3 では遅発中性子割合が原子炉応答に大きく影響する事故事象である反応度挿入事故を想定し、得られた遅発中性子割合を用いて燃料温度に対する影響を評価する。

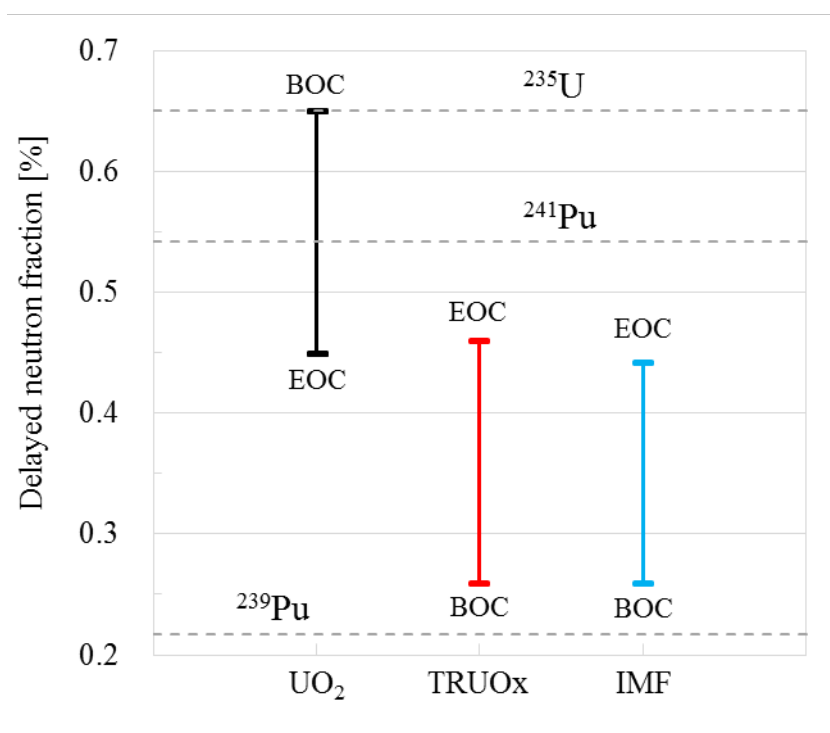


Figure 3.2.2 Estimated delayed neutron fraction

3.2.3まとめ

以上から燃料温度係数については燃料温度上昇に伴い、 ^{240}Pu の自己遮蔽効果が低減し、熱領域の中性子束が低下、熱領域に感度を持つ核分裂性物質 ^{239}Pu や ^{241}Pu の正の反応度効果を低減させたことで、燃焼初期及び末期の参照解及び最適解において負の温度係数となった。参照解よりも希釈することで自己遮蔽効果低減をうまく利用している最適解のほうが、より顕著に ^{240}Pu の自己遮蔽効果が低減し、熱領域の中性子束低下が大きいことや ^{239}Pu

や ^{241}Pu の正味の中性子生成率の減少も大きいことが確認され、その結果として燃焼初期及び末期において最適解の燃料温度係数はより負に大きい結果を得た。

また減速材温度係数については減速材温度上昇に伴い、中性子スペクトルが大きく変化し、これにより各核種の反応率が変動することが確認された。中性子スペクトルの変化に伴って ^{240}Pu の 1.056eV での捕獲反応断面積ピークでの反応率が増加し、逆に 1.056eV 以下の中性子束が低下、 ^{239}Pu や ^{241}Pu などの核分裂反応率が低下したため、燃焼初期及び末期の参照解及び最適解において負の減速材温度係数が得られた。中性子スペクトルに影響を与える減速材温度変化はドップラー広がりを起こす燃料温度変化よりも大きな反応率変化を生み出し、減速材温度係数は燃料温度変化より負に大きい結果となった。この中性子スペクトル変化に対する反応度への感度は参照解と最適解でほとんど変わらず、両者は燃焼初期及び末期において同等の結果を得た。

核的安全特性としてウランフリー燃料で悪化が懸念される遅発中性子割合、ドップラー係数と減速材温度係数を評価した結果、不活性母材燃料では遅発中性子割合が 0.26%(BOC)/0.44%(EOC)とウラン燃料より悪化したものの、 ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減によって、ドップラー係数が $-2.5(\text{BOC})/-1.5(\text{EOC})$ pcm/K と不活性母材を用いない場合に比べてより負を取り、減速材温度係数と合わせてウラン酸化物燃料核を用いた標準的な高温ガス炉と同様の性能を有する優れた核的安全特性を明らかにした。

3.3 事故耐性評価

3.3.1 解析手法

使用済み TRU 燃料の崩壊熱は使用済み U 燃料よりも TRU 核種に起因するアクチノイド崩壊熱の寄与が大きくなる。そのため使用済みウラン燃料よりも使用済み TRU 燃料のほうが炉停止後数時間以降の崩壊熱量は大きくなる。崩壊熱量が大きくなれば事故事象発生時の炉心損傷リスクが増大する。よって TRU を用いた不活性母材燃料装荷高温ガス炉の安全性評価において、事故耐性評価は非常に重要である。

高温ガス炉の事故事象は設計基準事象と設計基準外事象の二つに分類できる。高温ガス炉は設計基準事象に対して固有の安全性を有する。高温ガス炉における設計基準外事象としては反応度挿入事故や減圧事故などが考えられている [1]。ただし事故事象による原子炉に対する影響は減圧事故事象とスタンドパイプ破損に伴う反応度挿入事故によって内包されるとしている。そのため両事故事象を評価すれば、高温ガス炉の安全性評価には十分である。燃料と構造材の温度を評価する。特に減圧事故の解析において重要な炉心構成については、第 2 章の Pu 燃焼特性評価で参照したクリーンバーン炉の前身であり、既に事故耐性評価がなされた実績のある GTHTR300 の仕様を参照し、燃料として第 2 章で提案した不活性母材燃料を導入することを想定する。

温度評価に当たっては 3 次元熱水力評価コード RELAP-3D(Reactor Excursion and Leak Analysis Program – Three Dimensional)コードを用いる [5]。本コードは原子炉発電所の設計用にアイダホ国立研究所によって開発された計算コード群で、最新版の RELAP5 では 1 次元流動解析での気液 2 相均一平衡モデルを扱うオプションや界面での運動量や質量、エネルギー保存項が追加され、温度分布を含めた熱流動特性の過渡応答を扱うことができる。また一点炉近似によりステップ上の反応度変化に対する炉心出力を計算し、解析に反映する機能も有する。本評価では原子炉の熱水力特性に加えて、反応度による出力変化を扱わなければならないため、同コードを利用した。解析に当たって使用した各種物性値については付録 A にまとめる。

以下の安全性評価に当たっては、事故事象における燃料または圧力容器の最高温度を評価する。高温ガス炉の安全評価における評価基準については、異常事象、設計基準事象、設計基準外事象について Table 3.3.1 のように考案されている [1]。異常事象や設計基準事象における燃料最高温度の基準となっている 1600°C は多重被覆粒子燃料が破損しないとされる温度である [6]。本評価で扱う減圧事故は事故発生確率の上では設計基準外事象に分類されるが、高温ガス炉の特徴的な事象であることから GTHTR300 の安全評価では設計基準事象として扱われている。設計基準事象に対しては原子力安全委員会が定めた「発電用軽水炉型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」における被爆評価の基準(周辺公衆に対する被爆のリスクが小さいと判断できる値として実効線量当量 5mSv)が考えられている。しかし GTHTR300 に対する減圧事故解析に対する原子炉温度応答とグラファイト燃料の酸化による影響を考慮した既往研究では、燃料最高温度が 1600°C 以下のときに上記の公衆被

爆に関する基準を下回り、安全基準を満たすとの結論を得ている [2]。そこで熱解析のみを実施する本研究では減圧事故及び反応度挿入事故といった設計基準外事象を扱うものの、設計基準事象の基準ともなっている(燃料最高温度) $\leq 1600^{\circ}\text{C}$ を安全基準のひとつとする。また炉容器冷却系の機能により、燃料及び原子炉压力容器が満たすべき熱的制限値を燃料最高温度で 1600°C 、压力容器最高温度で 538°C としている。压力容器最高温度の一評価基準としている 538°C は压力容器用調質型マンガンモリブデン鋼(SA508/533)に対して、ASME Section III, Division 5 で与えられている制限温度を基に設定されている。そこで本安全性評価においては、(压力容器最高温度) $\leq 538^{\circ}\text{C}$ についても安全評価の基準とする。以上から燃料及び压力容器の安全基準温度をそれぞれ 1600°C 、 538°C とする。

Table 3.3.1 Criteria for safety evaluation

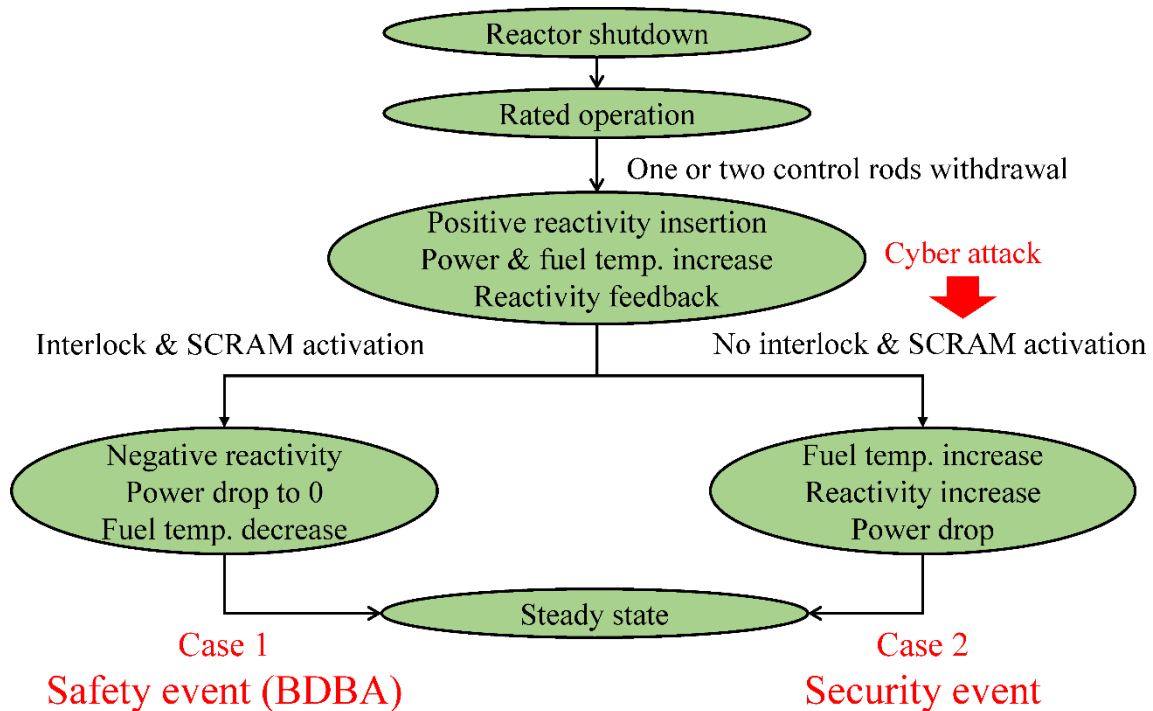
	Criteria
Anticipated operational occurrence	No additional fuel failure Maximum fuel temperature $\leq 1600^{\circ}\text{C}$ No oxidation of fuel No failure of pressure boundary
Design bases accident	Negligibly small fraction of additional fuel failure Maximum fuel temperature $\leq 1600^{\circ}\text{C}$ Oxidation of fuel; negligibly small Guideline for public dose in “Guidelines for safety evaluation of LWR power plant” by nuclear safety commission
Beyond design bases accident	Guideline for public evacuation in “Guidelines for the prevention of nuclear disasters” by nuclear safety commission

(1). 反応度挿入事故事象

反応度挿入事故事象ではスタンドパイプの破損などの意図しない制御棒の引き抜きなどに伴い原子炉に正の反応度が付加され、原子炉出力が上昇することで炉内構造物損傷等に至る事故事象である。厳密にはスタンドパイプの破損は压力容器からのヘリウム冷却材の漏洩及び炉内圧力の低下が起こる。しかし反応度挿入に伴う事象は先行研究から短時間で収束し、その間の比較的流路の小さいスタンドパイプからのヘリウム漏洩量は少ないと考えられる。そのため反応度挿入事象において、減圧による影響は無視する [1]。反応度付与に対する原子炉出力の上昇は即発中性子数の増大に起因するため、非常に短時間に起こる現象である。原子炉出力の上昇は燃料温度、次いで構造材温度を上昇する。よって燃料及び構造材の反応度の温度係数は常に負でなければ、原子炉出力を上昇し、各種構成要素の温度を上昇するという負のスパイラルに陥ってしまう。原子炉の制御性に関わる遅発中

中性子割合や反応度の温度係数は既に 3-1 において議論した。不活性母材燃料装荷高温ガス炉の反応度の温度係数は運転温度において負であることを導出した。そのため反応度挿入事故事象時には原子炉が暴走状態とならず、収束すると考えられる。一方でウランフリーの不活性母材燃料の遅発中性子割合は TRU 酸化物燃料と同程度であり、ウラン酸化物燃料と比べると、燃焼初期で小さい値であるため、原子炉制御性に懸念がある。そのため事故が収束するまでに燃料健全性が維持されるかどうかについては別途評価する必要がある。

この事故事象の流れを Figure 3.3.1 に示す。燃焼初期または末期において制御棒引き抜きが起こる場合を想定する。原子炉の運転中は制御棒を挿入することで臨界状態を維持する。このときの制御棒挿入度は制御棒 1 本あるいは 2 本の全引き抜きを想定する。平均制御棒価値は一本の全引き抜きに対して $0.62\% \Delta k/k$ であり、GTHTR300 で設計目的としている $0.5\% \Delta k/k$ と同等の反応度となっている [7, 1]。3.2 で導出した燃焼初期及び末期の不活性母材燃料装荷高温ガス炉の遅発中性子割合約 0.26% 及び 0.44% を用いて、反応度事故により制御棒 1 本の全引き抜きに相当する反応度として、BOC で約 2.4 ドル、EOC で約 1.4 ドルを与える。その後炉心出力が増大し、炉心出力が一定値を超えた時点でインターロック「炉心出力高」により自動的に制御棒全挿入(スクラム)が起動し、炉停止に十分な負の反応度が投入される。インターロック起動の基準となる出力は定格出力の+15%である 690MW とした。これにより炉心に負の反応度が付与され、一定の時間で原子炉出力が低下、炉停止状態へと移行する。その後の炉内発熱は崩壊熱が支配的となる。核セキュリティの観点からは事故時に内部脅威者や外部ネットワークを通じたサイバー攻撃などの妨害破壊工作により原子炉スクラムが失敗するケースも考えられる。これら核セキュリティ起因事象については 4.4 で評価する。



15

Figure 3.3.1 Sequence of the reactivity insertion accident

本評価には Figure 3.3.2 に示すように、主要な冷却材流路と接する燃料ピンやグラファイトブロックを基に作成した解析モデルを用いる。前述の通り、反応度挿入事故は非常に短時間で推移するため、径方向には限られた範囲までしか熱が伝わらないと考えられる。そこで径方向の熱伝達は燃料ピンと燃料ブロック内のみを考え、燃料ブロックの温度上昇や熱伝導、燃料ブロックから内部反射体や固定反射体等の炉内構造物への熱伝達は無視できるものと考えた。この想定は燃料温度を高め、すなわち保守的に評価する。

燃料ピンとそれに隣接する流路は炉内に 8208 本存在する。今回の解析では 8208 本の燃料ピンと隣接流路における伝熱現象が全て等価であると考え、1 本に対して解析を行なった。燃料ピンについては、平均的な原子炉出力を与える平均チャンネルと原子炉出力の偏りを考慮し高い原子炉出力を与えるホットチャンネルを考える。平均チャンネル及びホットチャンネルの燃料ピンについては実際の幾何形状を参照し、グラファイト領域には燃料ブロックのグラファイト体積を保存する等価直径を与える。平均チャンネルについては、燃料ピン(#30)に 8207 本の出力と流路伝熱面積を与える。GTHTR300 における径方向出力ピーキング係数の最大値を参照し、ホットチャンネルの燃料ピン(#10)では、平均チャンネルの燃料ピン(#30)での出力に対して 1.5 倍の出力を与え、軸方向出力密度分布についても BOC 及び EOC における GTHTR300 の分布を用いる [7]。燃料ピン(#10, #30)で発生した熱は流路(#6, #8)での強制熱伝達、または隣り合うグラファイトブロック(#80, #200)に輻射によって伝達するものとした。RIA では径方向に熱が十分に伝播しないこと、燃料温度を保

守的に評価することから、グラファイトブロックの外側境界には断熱条件を与える。反応度の燃料及び減速材温度係数には、2.2 で導出した各反応度係数よりも保守的な数値を示した TRU 燃料利用高温ガス炉の反応度温度依存データを参照した [8]。

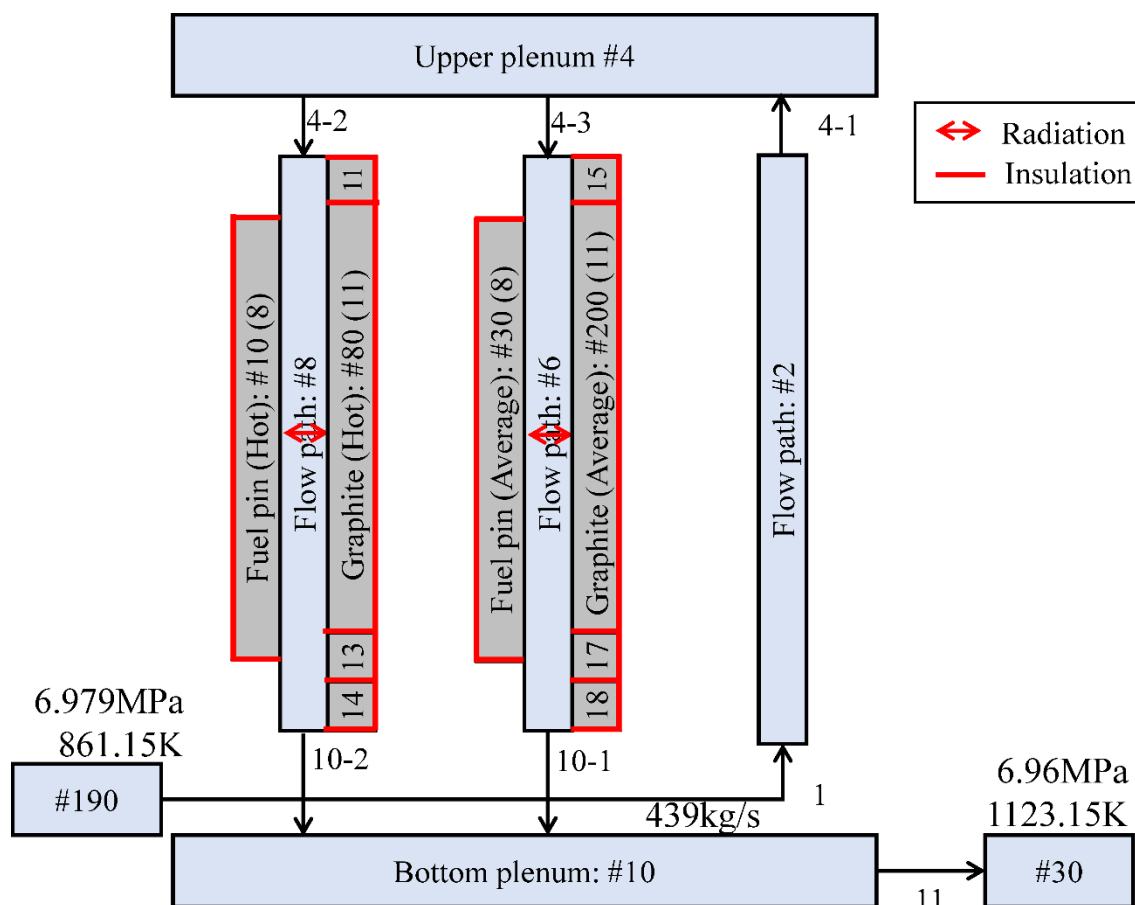


Figure 3.3.2 Simulation model of the reactivity insertion accident

(2). 減圧事故事象

減圧事故においては一次冷却系ギロチン破断に伴い炉内に空気が進入することで炉内グラファイト燃料の酸化現象とそれに伴う燃料の劣化、原子炉建屋への放射性物質の漏洩も安全上重要である。先行研究で GTHT300 に対しては減圧事故事象に伴い放射性物質が環境に放出した場合の実効線量が評価されており、幼児の内部被爆によって 4.7mSv、外部被爆によって 4.5μSv であるとし、一般公衆に対して深刻な被爆リスクがないとされる参考基準 5mSv を下回るとの結論を導出している。幼児の内部被爆が最も大きな被爆量となっており、最も支配的な核種は ^{131}I であると報告されている。 ^{131}I は半減期が約 8.03 日であることから ^{131}I 量は照射後から早い時間で平衡量に達し、GTHT300 における燃焼度(約 33GWd/t)に比べて、比較的高い燃焼度(約 550GWd/t)となる HTGR-IMF であっても、 ^{131}I の生成量

はほとんど変わらないと考えられる。加えて今回実施した熱水力解析により、再設計した原子炉設計では燃料及び RPV の最高温度が GTHTR300 の場合よりも低くなったことから、本原子炉においても空気侵入と放射性物質の環境放出に伴う被爆リスクは同程度かそれ以下となると考えられる。よって本研究における安全解析では熱水力解析による温度評価のみで十分であると考えられる。

減圧事故事象は一次冷却系二重配管のギロチン破断に伴う冷却材であるヘリウムガスの流出と炉内圧力の低下が起こる事象である。減圧事故事象の流れを Figure 3.3.3 に示す。事故開始から時間をかけて炉内圧力は 7.0MPa から大気圧(約 0.1MPa)にまで低下する。この際炉内圧力が 4.8MPa 以下となるとインターロック「炉内圧力低」により自動的にスクラムが起動し、原子炉の核分裂連鎖反応は停止すると仮定した。ヘリウムガスがほぼ流出しきると、冷却材の強制対流が停止するため、その後炉内で発生する崩壊熱は主に熱伝導や輻射熱伝達により原子炉外部へと輸送される。圧力容器からは主に輻射熱として空冷式冷却システムに輸送され、空気の自然対流で除熱される。本事故事象は長時間に渡り、GTHTR300 における解析では事故後 70 時間で燃料温度が最大となっている。

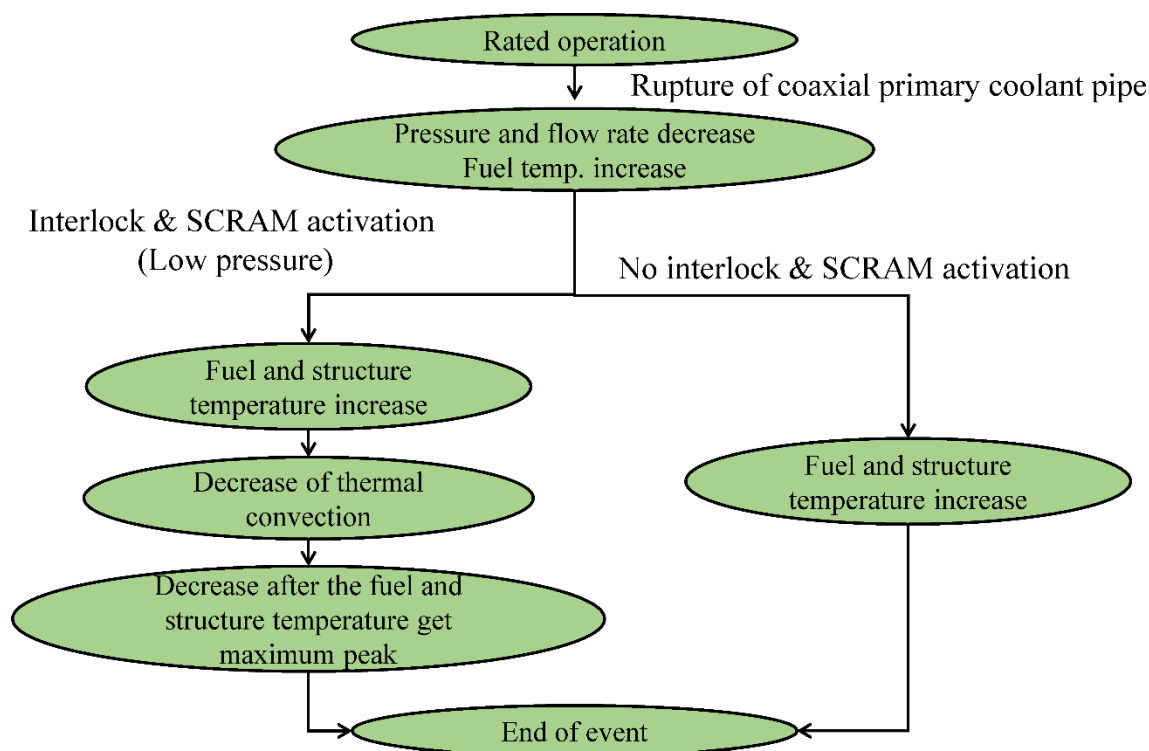


Figure 3.3.3 Sequence of the depressurization accident

減圧事故事象では反応度事故事象とは異なり、長時間の事故事象であるため炉内径方向熱伝導や大きな熱容量を持つ炉心構造材の温度上昇が無視できない。そのため解析モデル

は Figure 3.3.4 のように燃料ブロックから空冷式冷却パネル及び燃料ピンから燃料ブロックまでをそれぞれ同心円状にモデル化する。前者を炉心モデル、後者を燃料ピンモデルと呼ぶ。これは燃料ピンモデルにおいて、燃料ピン周辺のヘリウムガスによる強制対流や輻射などの詳細な熱収支を評価し、炉心モデルを用いて輻射あるいは熱伝導により燃料ブロックを中心に主に広がる巨視的な熱収支を評価するためである。

燃料ブロックについては均質モデルを考える。燃料ブロック内に存在する燃料ピン(#100)と隣接する流路(#5)やグラファイト領域(#200)についても、燃料ブロック(#22)とは別に同心円状にモデル化する。モデル化に当たってはクリーンバーン炉の炉心幾何形状を参照した。ただし 2.2 において導出した不活性母材燃料の燃料設計条件で燃料ピンピッチを縮小し、参照炉心より燃料領域が縮小しているため、上記幾何形状をそのまま用いることは出来ない。そこで燃料領域の外径のみを文献値と合わせた。燃料ブロックについては燃料ピンを除いたグラファイト部分のみをモデル化し、熱伝導率や熱容量などの物性値を調節する。熱構造体によっては円筒形状ではないが、体積を保存して、円筒モデルの内外径を導出する。固定反射体にはヘリウムガスの流路が設けられている。本解析モデルではヘリウム流路とグラファイト領域はそれぞれ別に体積を保存した同心円上にモデル化する。このときヘリウム流路モデルを固定反射体領域の内側に設ける。冷却パネル左境界には 120℃の一定温度とする。炉心モデルについては全ての熱構造体内の軸方向熱伝導を考慮する。ただし解析コードの制約上、軸方向に並ぶ熱構造体間は断熱境界となっており、実際には熱伝導あるいは輻射熱伝達などによる熱輸送が起こるため、高温部の温度を高く評価してしまうことに注意されたい。

独立している燃料ピン及び燃料ブロックを中心とする同心円モデルについては、原子炉出力や崩壊熱に伴う発熱を燃料ピンに与える。燃料ピン(#100)は実際の燃料ピンの幾何形状を参考に、グラファイトピン、He ギャップ、燃料コンパクト、グラファイトスリーブからなるモデルである。軸方向に並ぶ 8 つの燃料ピンについては、それぞれスペーサーで区切られているため、軸方向の熱伝導を考えなかった。燃料ピン(#100)で発生した熱の一部が対流や輻射熱伝達によりグラファイト領域(#200)へと輸送される。なおグラファイト領域については軸方向熱伝導を考慮した。

炉心モデルと燃料ピンモデル間については Figure 3.3.5 に示すように燃料領域(#22)とグラファイト領域(#200)における熱流入量と熱流出量を合わせる事で整合性を取る。具体的には前年量ピン分のグラファイト領域に流入する熱伝達量を炉心モデルにおける燃料ブロック領域(#22)の発熱分として与える。逆に全燃料ピンに隣接するグラファイト領域(#200)の右境界での伝熱量については、燃料ブロック領域(#22)から両隣の熱構造材(#12, #30)へ流出する熱輻射量と同等の熱伝達量を与える。

本解析に当たり、原子炉出力計算に使われる炉物理特性や減圧時の炉内圧力時間応答などについては、妥当なインプットを用意する必要がある。これらの詳細については付録 B に譲り、概要のみをまとめる。原子炉出力計算において重要なのが、 ^{239}U 由来のアクチノイド

崩壊熱やその他 TRU 核種によるアクチノイド崩壊熱、遅発中性子割合である。TRU 燃料はウランフリーであるため、 ^{238}U の捕獲反応により発生する ^{239}U 由来のアクチノイド崩壊熱については考慮しない。その他 TRU 核種によるアクチノイド崩壊熱については第 1 章で実施した中性子輸送計算や燃焼計算より得られた使用済燃料中の TRU 組成に基づき、ORIGEN-ARP と核データライブラリ ENDFB/V を用いて導出する。遅発中性子割合についても中性子輸送計算で得られた反応率や TRU 組成、核種毎の遅発中性子割合、崩壊定数を用いて導出する。また圧力容器外壁面から冷却パネルまでの熱伝達に関して、支配的な輻射熱伝達に加えて、RELAP5-3D の制約上評価が難しい自然対流熱伝達の扱いが問題として挙げられる。本解析では自然対流熱伝達の効果を考慮した輻射率を用いることで、近似的に自然対流熱伝達と輻射熱伝達を評価する。更に減圧事故発生直後の炉内状況を正しく評価するために、炉内圧力時間応答を正しく模擬する必要がある。これについてはヘリウムガスを理想気体と仮定し、状態方程式を解く事で、開口部からのヘリウムガス流出に伴う炉内圧力変化を導出する。

本解析モデルの妥当性を確認するため、ウラン燃料装荷型高温ガス炉(GTHTR300)について減圧事故解析を行い、燃料最高温度や温度推移を文献と比較するベンチマークを実施した。本ベンチマーク解析結果の詳細は付録 B にまとめるが、燃料温度や圧力容器温度、体系内の熱収支について文献とよく一致する結果を得られ、解析モデルの妥当性を確認した。IMF 装荷高温ガス炉モデルは GTHTR300 モデルから幾何形状や燃料組成、崩壊熱量に支配的な炉物理特性を変更したものである。

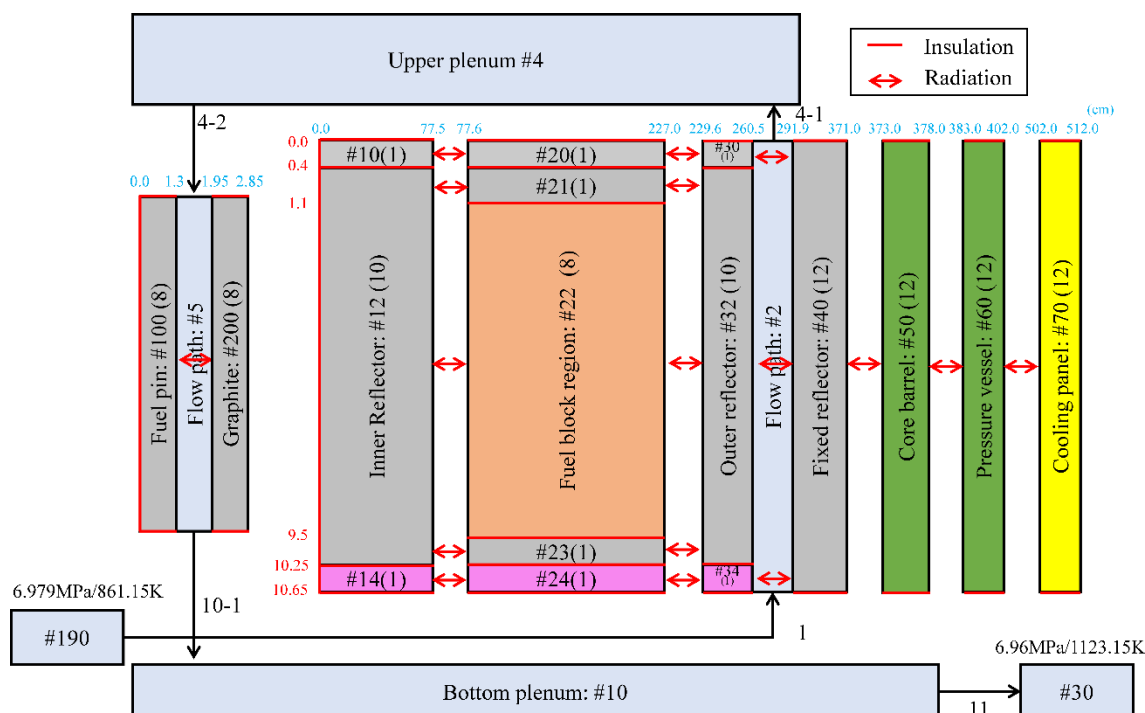


Figure 3.3.4 Simulation model of the depressurization accident

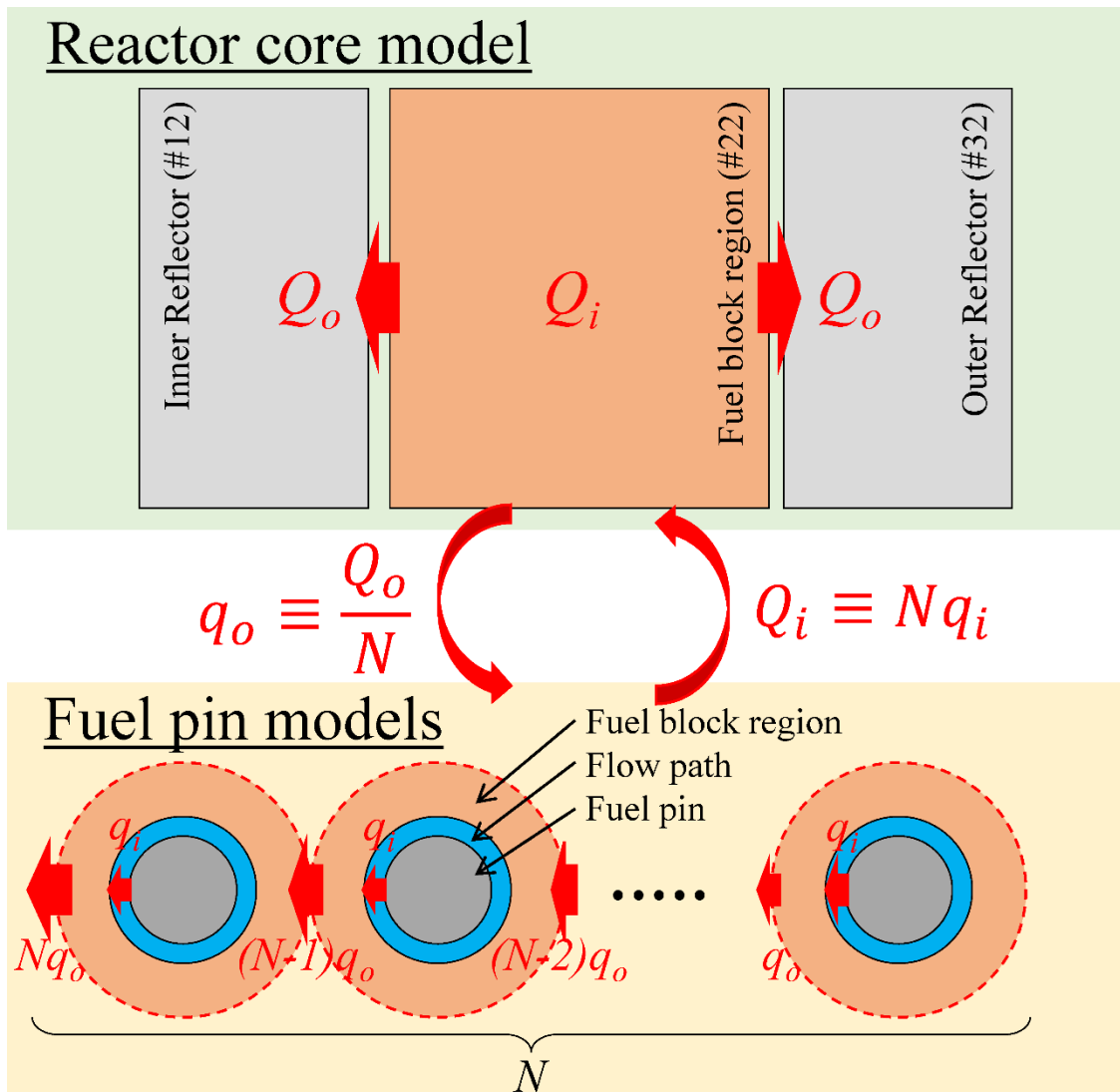


Figure 3.3.5 Heat balance between the reactor core model and the fuel pin model

3.3.2解析結果

(1) 反応度挿入事故

制御棒 1 本あるいは 2 本の引抜き後に「原子炉出力高」のインターロックによって、原子炉スクラムが起動する Case 1 について、制御棒引抜から燃料最高温度及び原子炉出力、各種反応度の推移を Figure 3.3.6～Figure 3.3.10 に示す。Figure 3.3.6 及び Figure 3.3.8 より、反応度挿入直後に原子炉出力が急上昇するものの、原子炉スクラムによって直ぐに 0 になる様子が確認できる。また原子炉出力の上昇とほぼ同時に燃料温度が上昇し、最大となった後に炉停止に伴い低下することが分かった。遅発中性子割合が 0.26%程度と低い BOC において制御棒 1 本の引抜を想定した Case1-A-BOC で燃料コンパクトの最高温度は約 1537°C

であり、燃料設計温度の 1600℃を下回り、遅発中性子割合が TRU 酸化物燃料と同程度に小さくとも反応度挿入事故において燃料健全性が維持されることが分かった。EOC において制御棒 1 本の引抜を想定した Case1-A-EOC で燃料コンパクトの最高温度は約 1423℃であり、この場合も燃料設計温度の 1600℃を下回り、燃料健全性が維持されることが分かった。Case 1-A-BOC に比べて、Case 1-A-EOC では遅発中性子割合が比較的大きいことによって、出力の上昇率を緩和できたため、燃料最高温度が低下したと考えられる。

一方で BOC において、制御棒 2 本の引抜を想定した Case1-B-BOC では約 2470℃となり、燃料設計温度を大幅に上回る結果となったことから、制御棒の複数本の同時引抜に伴う反応度挿入事象では燃料健全性に問題が出ることが分かった。制御棒 2 本の引き抜きには複数箇所のスタンドパイプの同時破損が前提となる。先行研究ではスタンドパイプ一箇所の破損に伴う反応度挿入事故の事故発生頻度は 2×10^{-5} [炉/年]とされている [1]。スタンドパイプの 2 箇所同時破損の事故発生頻度は上記の 2 乗で 4×10^{-10} [炉/年]であると概算され、非常に低くなる。そのため制御棒 1 本の引き抜きのみを想定すれば安全上問題ないと考えられ、本不活性母材燃料装荷高温ガス炉は十分な原子炉安全性を有すると考えられる。

Figure 3.3.7 及び Figure 3.3.9 より制御棒引抜に伴う正の反応度付与に対して、燃料ピン中心温度が上昇し、ドップラー効果によって瞬時に負の反応度が付与される様子が確認できた。このとき原子炉スクラムは構造的な時間遅れによって、印加反応度を相殺する程度の負の反応度を得るには 10 秒弱かかっていた。原子炉出力の上昇は制御棒引抜から 1 秒未満の短時間に起こる現象であることから、反応度挿入事故においてドップラー効果によるフィードバックは非常に重要な機能であることが確認できた。ただしドップラー効果は原子炉出力を安定化するものの、出力を 0 にすることはできないため、原子炉スクラムも重要な機能である。

以上からウランフリーの TRU 酸化物を導入した本不活性母材燃料が比較的低い遅発中性子割合となるものの、燃焼初期及び末期において安全上重要な制御棒 1 本の全引き抜きに伴う反応度挿入事象を想定した場合、燃料最高温度が 1537℃となり、設計基準温度 1600℃を下回ることから、燃料健全性を明らかにした。

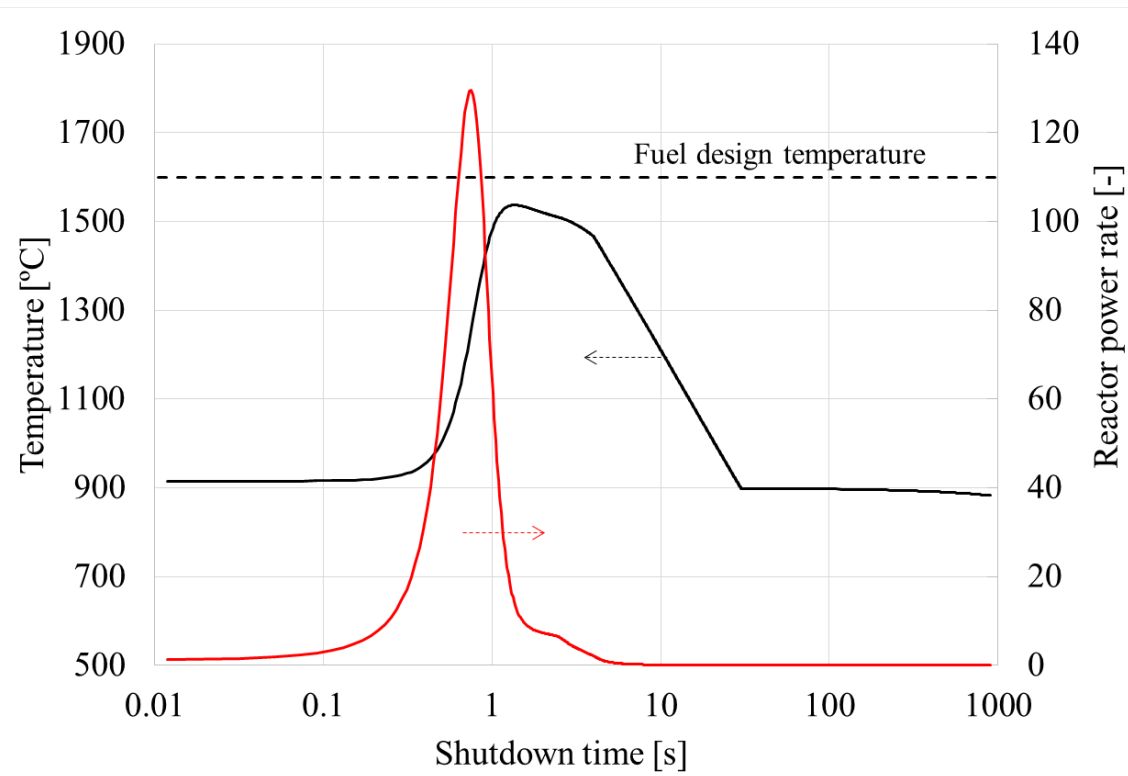


Figure 3.3.6 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 1-BOC

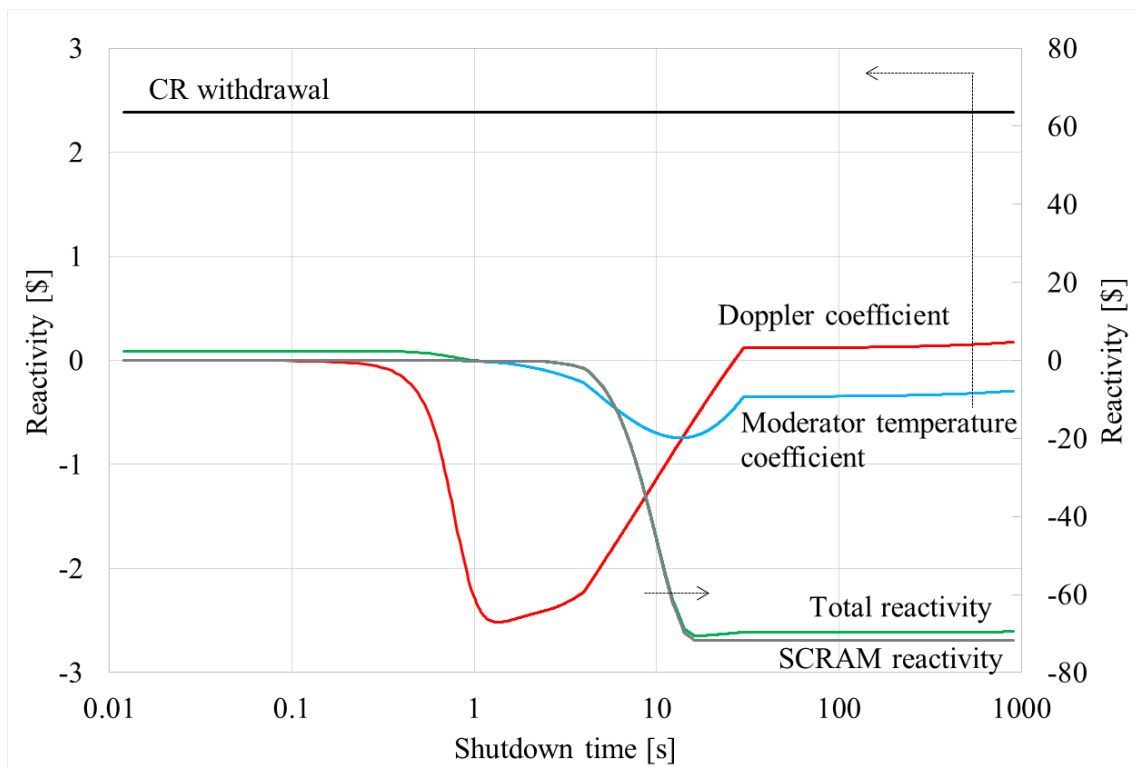


Figure 3.3.7 Reactivity feedback in Case 1-BOC

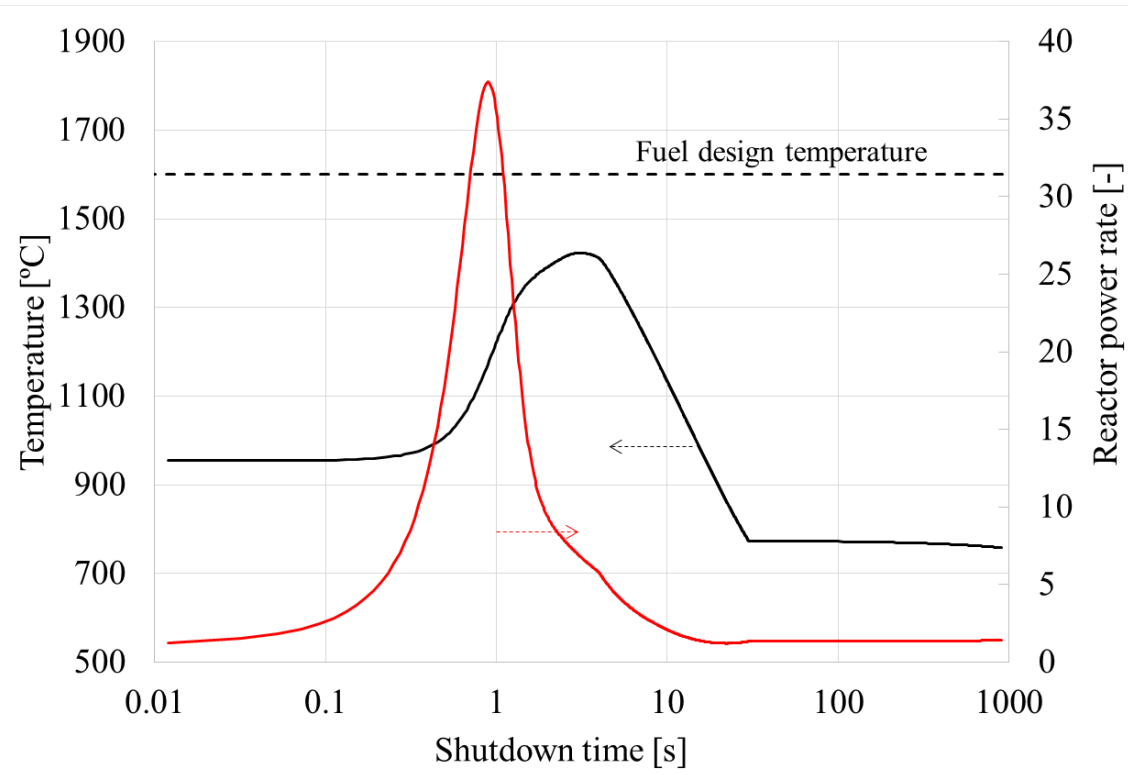


Figure 3.3.8 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 1-EOC

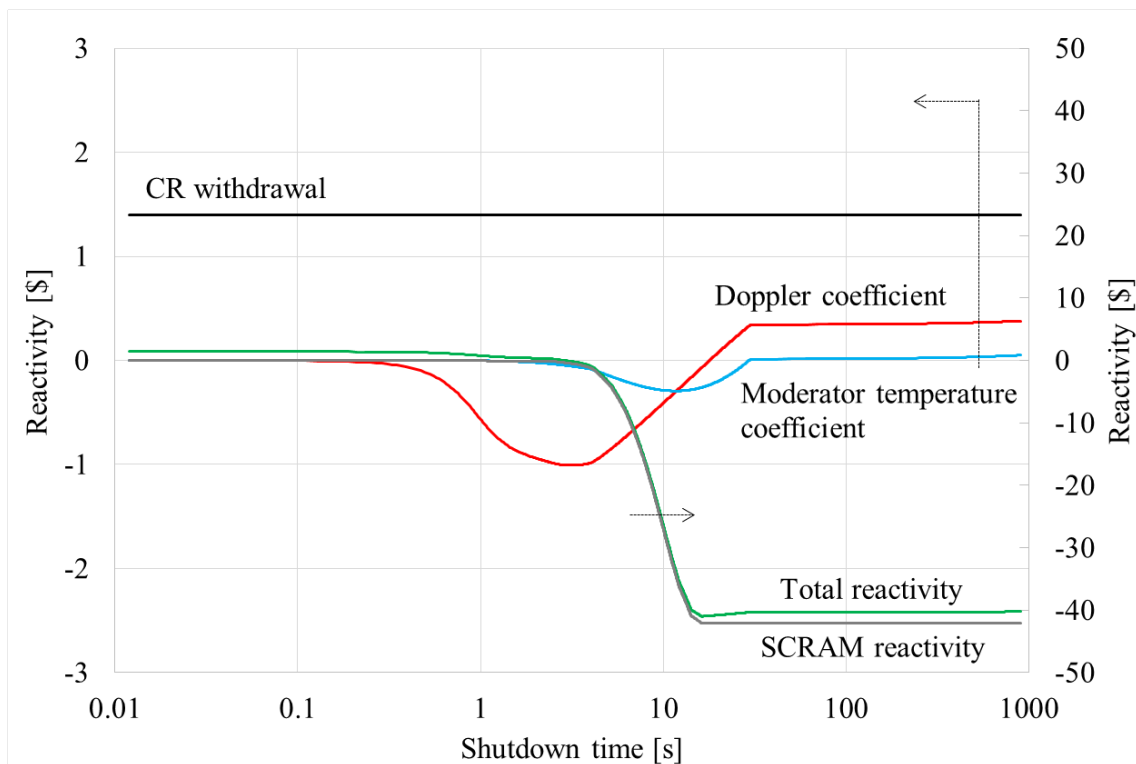


Figure 3.3.9 Reactivity feedback in Case 1-EOC

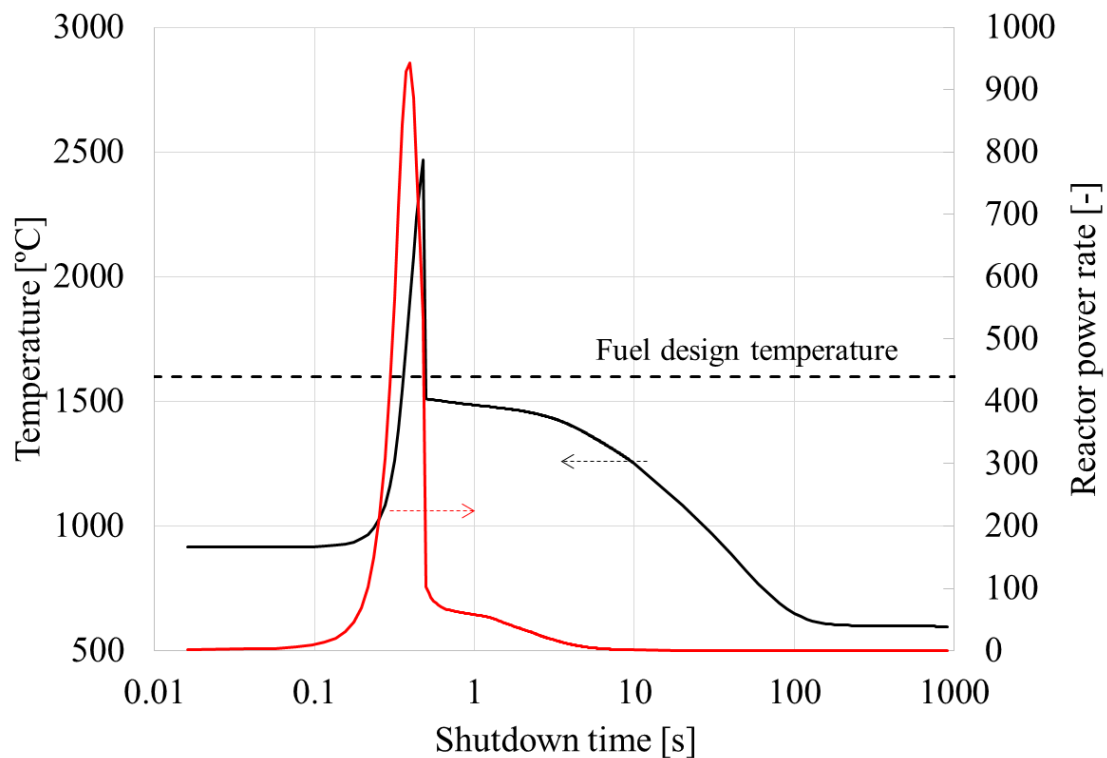


Figure 3.3.10 Maximum fuel temperature and reactor power in Case 1-B-BOC

(2) 減圧事故

不活性母材燃料装荷高温ガス炉(HTGR-IMF)における減圧事故時の燃料及び圧力容器最高温度の温度変化を、ウラン燃料装荷高温ガス炉(GTHTR300)の温度変化とともに Figure 3.3.11 に示す。不活性母材燃料装荷高温ガス炉では燃料及び圧力容器温度がそれぞれ 2100°C、640°C を超過し、両者とも安全基準温度を大幅に上回り、燃料及び圧力容器の健全性が維持できない可能性があることが分かった。その原因としては、使用済 U 燃料の総崩壊熱量よりも使用済 TRU 燃料の総崩壊熱量のほうが高く、炉心径方向の熱流束が大きいことと炉心の燃料領域の径方向距離が GTHTR300 炉心より大きく、燃料領域の内側と外側の温度差が大きくなったことが考えられる。核的特性を維持するために燃料対減速材体積比や燃料領域体積(すなわち燃料総重量)を変更することができず、燃料の密度を低くすることはできない。一方で①については燃料ピン軸方向に伸張するといった設計変更によって軽減できる。また②については燃料領域を炉心外周部に近づけ、燃料領域の径方向距離を小さくする方法が考えられる。

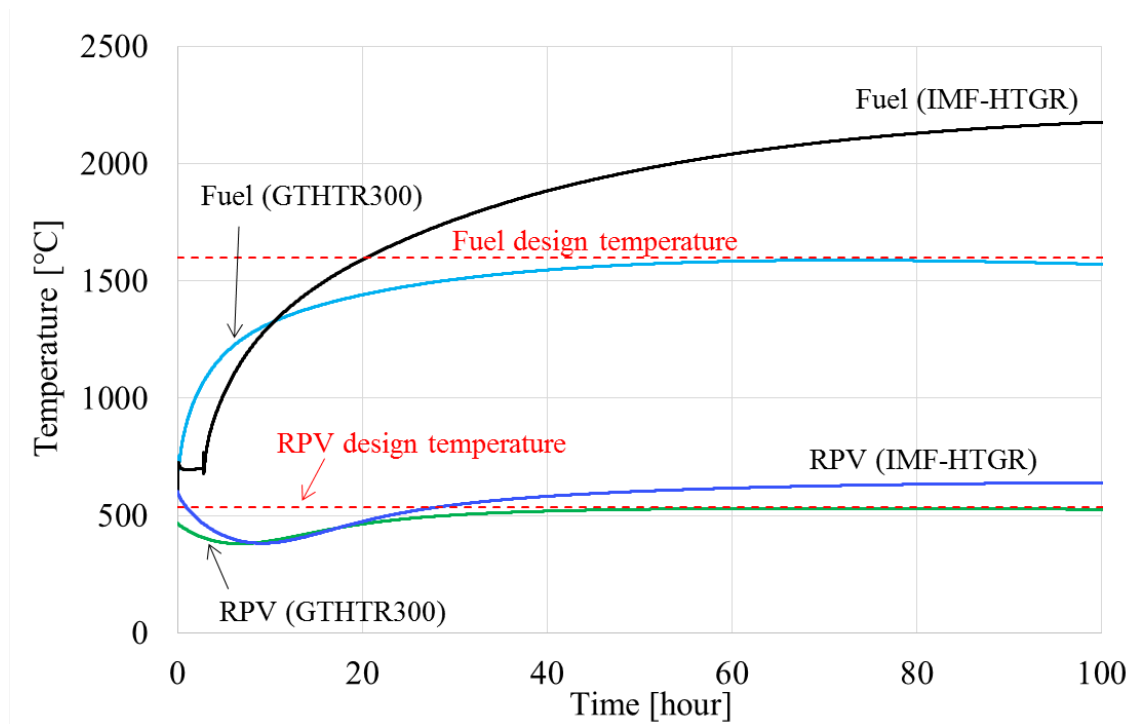


Figure 3.3.11 Fuel and moderator temperature transient

そこで核的特性に対する影響を最小限にしつつ、燃料及び圧力容器温度の最高温度が安全基準温度を下回るように、燃料対減速材体積比や燃料領域体積(すなわち燃料総重量)を維持しつつ、燃料ピン軸方向長さや燃料領域の内径を同時に変更した。このとき燃料領域の外形は固定した。Table 3.3.2 に炉心仕様を示す。各ケースにおける燃料及び RPV の最高温度を制限値と合わせてそれぞれ Figure 3.3.12 及び Figure 3.3.13 に示す。GTHTR300 の設計値と燃料ピン長さでは炉停止後 20 時間後程で制限値 1600°C を超え、100 時間後には 2200°C 近い温度に達した。燃料ピン長さを 1.8 倍、2.0 倍としたとき、燃料最高温度は炉停止後 300 時間経過しても制限値に達することはなかった。しかしながら Figure 3.3.13 の RPV 最高温度を見ると、燃料ピン長さが 1.8 倍のとき炉停止後 100 時間程度で制限値を超えることが分かった。燃料ピン長さが 2.0 倍のとき、炉停止後 300 時間経過しても、燃料及び RPV 最高温度が制限値を超えることはなかった。同ケースについて炉停止後 550 時間まで追加解析を行なった結果、燃料及び RPV 最高温度は 350 時間程で最高値それぞれ 1462°C 及び 534°C に達し、その後次第に低下する挙動が確認できた。RPV 最高温度は制限値まで 3°C しか余裕がないものの、燃料最高温度については制限値を 140°C 近く下回り、安全余裕があることが分かった。また GTHTR300 では減圧事故時燃料及び RPV 最高温度に達するまで 70 時間程度しかなかったのに対して、再設計した原子炉設計では約 350 時間もあるため、事故発生時に対応するだけの時間的余裕がある。燃料及び RPV 最高温度に達するまでの時間が長くなったのは、燃料ピン長さを長くしたことで炉心の熱容量が大きくなったためである。一方で原子炉高さを伸張することで、①圧力容器及び原子炉建屋の建築コストの増大、②燃料交換

機などによる燃料取扱の困難性増大、③地震による各種構造物への応力集中と損傷の懸念の増大などの工学的課題が新たに懸念される。

上記問題に加えて原子炉高さを伸張したことによる中性子の漏洩確率の増大もひとつの懸念点である。中性子がもれない確率は幾何形状バックリングから以下のように概算することが可能である。中性子がもれない確率 P_{NL} は **Eq. 3.3.1** で表される [9]。

$$P_{NL} = \frac{1}{1 + L^2 B_g^2} \quad \text{Eq. 3.3.1}$$

ここで L は中性子拡散距離、 B_g は幾何学的バックリングであり、有限長さの円筒体系では、それぞれ **Eq. 3.3.2** 及び **Eq. 3.3.3** のように表される [9]。

$$L = \sqrt{\lambda_{tr}/3\Sigma_a} \quad \text{Eq. 3.3.2}$$

$$B_g = \left(\frac{2.405}{R}\right)^2 + \left(\frac{\pi}{Z}\right)^2 \quad \text{Eq. 3.3.3}$$

ここで λ_{tr} は平均自由行程、 Σ_a は巨視的吸収断面積、 R 及び Z はそれぞれ円筒体系の半径と高さである。厳密には本高温ガス炉炉心における燃料領域は中空円筒形状であるが、炉心中心に位置する黒鉛反射体領域で中性子吸収は起こらないものと考え、幾何形状バックリングについて **Eq. 3.3.3** を用いる。そのため R には燃料領域の外径、 Z は炉心の有効長を与える。 λ_{tr} や Σ_a については第 2 章で実施したセル体系を対象とした MVP/GMVP II による中性子輸送及び燃焼計算の解析結果を用いる。本章における GTHTR300 の炉心仕様を基にした炉心設計条件(Original design)と提案した炉心高さを伸張した炉心設計条件(Proposed design)について、幾何形状バックリング及び中性子がもれない確率を導出した結果を **Table 3.3.3** に示す。炉心高さを 2 倍にしても中性子がもれない確率の変化量は 0.1%以下であり、実効増倍率に対する影響はほぼ無視できることが分かった。

減圧事故においては一次冷却系ギロチン破断に伴い炉内に空気が進入することで炉内グラファイト燃料の酸化現象とそれに伴う燃料の劣化、原子炉建屋への放射性物質の漏洩も安全上重要である。先行研究で GTHTR300 に対しては減圧事故事象に伴い放射性物質が環境に放出した場合の実効線量が評価されており、幼児の内部被爆によって 4.7mSv、外部被爆によって 4.5μSv であるとし、一般公衆に対して深刻な被爆リスクがないとされる参考基準 5mSv を下回るとの結論を導出している。幼児の内部被爆が最も大きな被爆量となっており、最も支配的な核種は ^{131}I であると報告されている。 ^{131}I は半減期が約 8.03 日であることから ^{131}I 量は照射後から早い時間で平衡量に達し、GTHTR300 における燃焼度(約 33GWd/t)に比べて、比較的高い燃焼度(約 550GWd/t)となる HTGR-IMF であっても、 ^{131}I の生成量はほとんど変わらないと考えられる。加えて今回実施した熱水力解析により、再設計した原子炉設計では燃料及び RPV の最高温度が GTHTR300 の場合よりも低くなったことから、本原子炉においても空気侵入と放射性物質の環境放出に伴う被爆リスクは同程度かそれ以下となると考えられる。よって本研究における安全解析では熱水力解析による温度評価のみ

で十分であると考えられる。

Table 3.3.2 Specification of redesigned reactor core

Case Name	×1.0	×1.5	×1.8	×2.0
Fuel pin height [m]	1.05	1.575	1.890	2.100
Inner radius of fuel region [m]	1.713	2.110	2.226	2.282
Outer radius of fuel region [m]	2.736	2.736	2.736	2.736

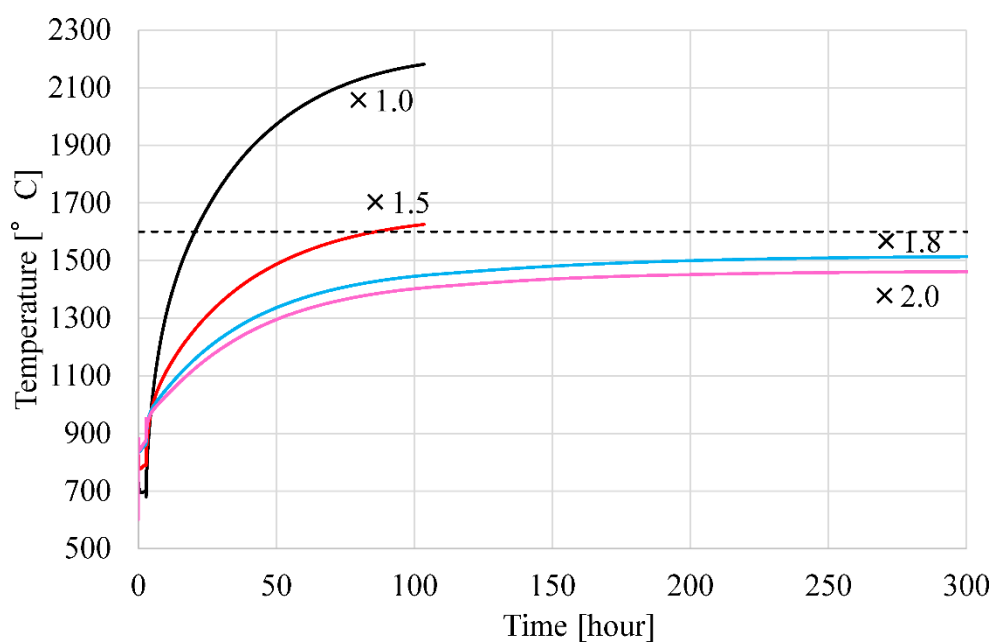


Figure 3.3.12 Maximum fuel temperature transient for various various reactor design

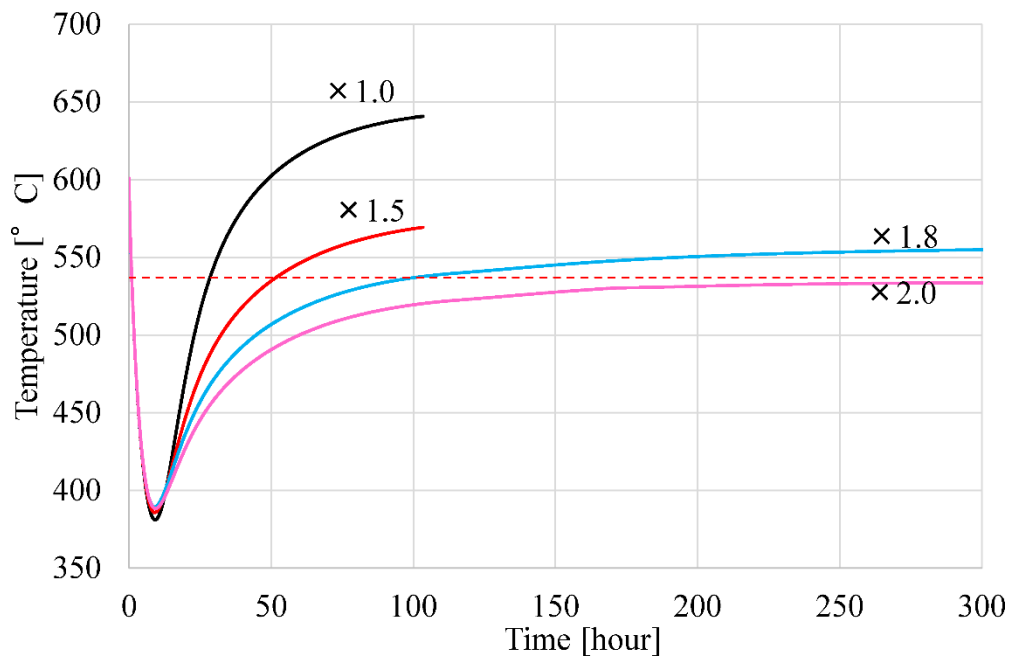


Figure 3.3.13 Maximum RPV temperature transient for various reactor design

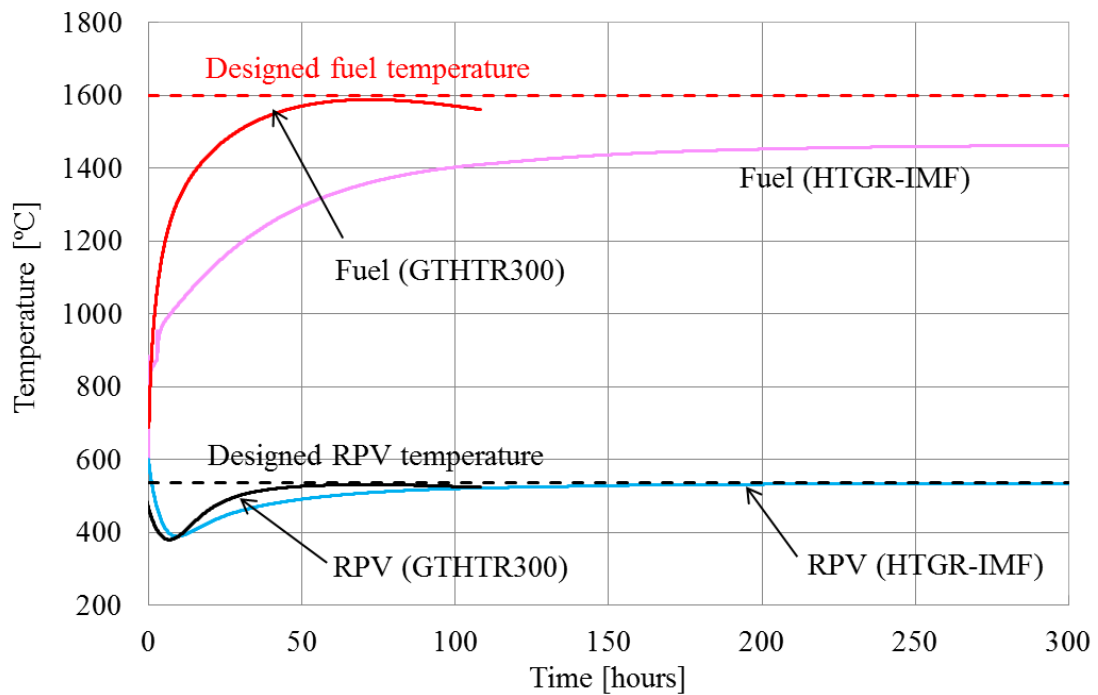


Figure 3.3.14 Maximum temperature of fuel and RPV for the redesigned core specification

Table 3.3.3 Non-leakage probabilities for original and proposed reactor core designs

	Original design	Proposed design
Radius of reactor core [cm]	273.6	273.6
Height of reactor core [cm]	840	1680
Geometric buckling	9.13E-05	8.08E-05
Thermal non-leakage probability (P_{NL})	9.982E-01	9.984E-01

3.4 本章のまとめ

本章では第 2 章で得られた燃料設計条件に基づき本高温ガス炉システムの安全性として基本的な核的安全特性に加えて、事象に対する原子炉応答を評価した。

核的安全特性としてウランフリー燃料で悪化が懸念されるドップラー係数及び遅発中性子割合と減速材温度係数を評価した結果、不活性母材燃料では遅発中性子割合が 0.26%(BOC)/0.44%(EOC)となりウラン酸化物燃料核を用いた場合より悪化したものの、ドップラー係数が $-2.5(\text{BOC})/-1.5(\text{EOC})$ pcm/K と不活性母材を用いない場合に比べて ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減によって大きく改善し、減速材温度係数と合わせてウラン酸化物燃料核を用いた標準的な高温ガス炉と同様の性能を有する優れた核的安全特性を明らかにした。

事象として、発生頻度は低いが影響の大きい反応度挿入事故や減圧事故に対する燃料及び圧力容器温度を評価した。遅発中性子割合を考慮した制御棒 1 本の全引き抜きに起因する反応度挿入事故に対して、燃料最高温度は設計温度 1600°C を下回り、燃料の健全性を確認した。また減圧事象に対しては、使用済不活性母材燃料中の ^{242}Cm などによる高い崩壊熱量により燃料及び圧力容器最高温度が設計温度を超過した。そこで炉心高さの伸張や原子炉出力抑制といった改善策を新たに見出し、その中で本研究では炉心高さの伸長を採用した新たな炉心設計を提案し、燃料温度及び RPV 温度が設計温度を下回り、原子炉健全性を担保できる条件を明らかにした。

参考文献

- [1] 片西昌司, 国富一彦, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の安全設計方針,” 日本原子力学会和文論文誌, 2, 1, 2003.
- [2] S. Katanishi, K. Kunitomi, “Safety evaluation on the depressurization accident in the gas turbine high temperature reactor (GTHTR300),” Nucl. Eng. Design, 237, p1372, 2007.
- [3] S. Saito, “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR),” JAERI 1332, 1994.
- [4] K. Yamashita, R. Shindo, I. Murata, T. Nakata, “Evaluation of effective delayed neutron fraction and prompt neutron lifetime for High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR),” JAERI-M 89-198, 1989.
- [5] The RELAP5-3D Code Development Team, “RELAP5-3D code manual volume I: Code structure, system models, and solution methods,” INEEL-EXT-98-00834, 2005.
- [6] 林君夫, 沢和弘, 塩沢周策, 福田孝朔, “高温工学試験研究炉用燃料の健全性の評価と許容設計限界,” JAERI-M 89-162, 1989.
- [7] T. Nakata, S. Katanishi, S. Takada, et. al., “Nuclear Design of the Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300),” JAERI-Tech 2002-066, 2002.
- [8] D. Petti, et. al., “Deep Burn: Development of Transuranic Fuel and Fuel Cycles for High Temperature Gas-cooled reactors,” Idaho National Laboratory, 2009.
- [9] James J. Duderstadt, Louis J. Hamilton, “Nuclear reactor analysis,” John Wiley & Sons, Inc., New York, 1976.

第 4 章 核セキュリティ性

第4章 核セキュリティ性

4.1 背景

核物質や原子炉健全性の維持に重要な原子力施設に対する核セキュリティは物理的防護、核物質防護あるいは物質的防護（本研究では「物理的防護」と呼称する）と呼ばれる。核不拡散のための保障措置については核不拡散条約に基づき、国は国際機関による査察を受け入れなければならない。一方で物理的防護の実施は国の義務とされており、国際機関は核セキュリティ関連制度作りに関する手引きや核セキュリティに関する専門家集団の派遣などのサービスを提供しているが、基本的に物理的防護の実施の責任は各国にあるとしている。IAEA が提供しているガイダンスには、国家の核セキュリティ体制に必要な不可欠な物理的防護体制の目的は (1)不法移転の防止（核物質の盗取やその他不法移転の防止）、(2)妨害破壊行為の防止（妨害破壊行為からの核物質や原子力施設の防護）、(3)妨害破壊行為影響の緩和または最小化（妨害破壊行為による放射線影響の緩和または最小化）、(4)行方不明核物質の特定と回収（盗取あるいは不法移転された核物質の所在確定及び迅速で包括的な回収措置の実施）の 4 つに分けられるとされている [1]。

激変する社会的情勢や世界全体の技術発展を背景に核セキュリティ脅威が深刻かつ現実的になっていることから、核セキュリティ性に優れた核燃料サイクルを選択し、常々物理的防護を改善していくことが重要であり、そのためには物理的防護の有効性や特性の評価が重要である。物理的防護の評価手法については様々提案されている。仮想的な高速炉システムにおける物理的防護システムの有効性や主要な核物質の不正利用価値については評価されているものの、本研究の不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルの物理的防護特性はほとんど評価されていないため、本研究では不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルについて様々な物理的防護特性を評価し、MOX 燃料装荷軽水炉を利用する燃料サイクルと比較する。

物理的防護の目的(1)不法移転の防止や(2)妨害破壊行為の防止を技術的に達成するため、物理的防護システムが適用される。物理的防護システムは盗取や妨害破壊行為、その他の悪意ある人間による攻撃から核物質や施設を守るための人、手順、設備からなるシステムである。物理的防護システムは検知（センサー系による敵対者侵入の検知する機能）、遅延（壁やフェンスなどにより敵対者が目的を達成するまでの時間を遅らせる機能）、対応（対応部隊により敵対者を無力化する機能）を 3 機能から構成され、敵対者の攻撃対象となる施設や核物質の物質的特徴に関係ない技術的障壁を表す。この物理的防護システムが目的に対して有効に作用しているかどうかを評価する指標として、物理的防護システムの有効性が提案されている [2]。物理的防護の目的(1)及び(2)に対する技術的措置の有効性に対しては、物理的防護システムの有効性に基づき評価する。

核物質を盗取する敵対者の最終的な目的として、核爆発装置や放射性物質拡散装置などの製造が考えられる。放射性物質拡散装置については核物質を用いるより放射性物質を化学爆薬で拡散するほうがより高い費用対効果が見込まれる。よって核物質の盗取に対しては、核物質を核爆発装置に利用されることも最も深刻な脅威と考えられる。このとき技術的な特性だけでなく、核物質から放出する線量や発熱量、重量などの物質的特性も物理的防護に有効に作用すると考えられている。これら核物質の物質的特性に基づき、核爆発装置製造を目論む非国家主体にとっての核物質の有用性を表す評価指標として **Material attractiveness**（不正利用価値）が提案されている [3]。そこで物理的防護の目的(1)に対する物質的特性の影響については、不正利用価値により評価する。

核セキュリティにおける妨害破壊行為による影響については、放射性物質の環境放出、公衆に対する被爆といった放射線影響が考えられる。放射性物質の拡散による放射線影響は燃料や原子炉の損傷によって引き起こされる。起因事象として自然災害やヒューマンエラーを想定する原子炉安全性評価でも燃料や原子炉の健全性は扱われる事象であり、妨害破壊行為を起因事象とした場合と物理的には変わらない。よって妨害破壊行為による影響についても、原子炉安全性の評価手法を適用できると考えられる。第 3 章では熱水力解析に基づき安全事象として設計基準外事象における原子炉応答を評価した。そこで物理的防護の目的(3)妨害破壊行為影響の緩和または最小化に対しても、妨害破壊行為を起因事象として想定し、原子炉の健全性維持にとって重要な施設や機能が機能不全となる代表的な安全一セキュリティ起因事象を考案し、原子炉応答を熱水力解析に基づき評価する。

本章では不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルについて様々な物理的防護特性を評価し、MOX 燃料装荷軽水炉を利用する燃料サイクルと比較する。具体的には核物質の不法移転や妨害破壊行為の防止に対する技術的措置の有効性については物理的防護システムの有効性に基づき評価する。不法移転の防止に関わる物質的障壁については、非国家主体にとっての不正利用価値により評価する。妨害破壊行為による影響については、妨害破壊行為を起因事象として想定し、原子炉の健全性維持にとって重要な施設や機能が機能不全となったとき原子炉応答を熱水力解析に基づき評価する。

4.2 非国家主体にとっての不正利用価値(Material attractiveness)評価

4.2.1 評価手法

(1) 想定脅威

テロリスト等の非国家主体が照射前後の燃料体や燃料要素を不法移転し、処理工程を経て、核爆発装置(Nuclear Explosive Device; NED)製造に利用する核セキュリティ事案を想定する。このときの核物質毎の“Material attractiveness”[3] (以下、「不正利用価値」と呼ぶ)を評価することで、核セキュリティにおける物質特性を評価する。

不正利用価値は前述の通り不正利用価値において、核物質の防護あるいは核不拡散性に貢献する核物質の性質は、その核物質を扱う場所や状況、核物質の悪用を企む脅威の能力や特徴などにより全く異なる。核物質の放射線量を例にとると、核物質に非常に接近する必要がある盗み出す工程であるのか、マニピュレータ等の機械を使用し処理する工程なのかによっても、テロリスト等にとって、放射線量が脅威となるかどうかは異なり、また核物質を盗み出す工程においても、テロリスト等が放射線障害となることを厭わない場合には、放射線量は核物質防護に貢献しないことになる。以上を考慮し、核物質を扱う場所や状況、核物質の悪用を企む脅威の能力や特徴などを明確に分類・定義する必要がある。

敵対者となるテロリスト等の非国家主体に対して想定するそれぞれの能力や特徴については以下のように定義した [3][4]。

- NED 爆発が成功するのであれば、自らの生命を犠牲することも厭わない。
- 核出力には拘らない。
- ガレージ規模の処理能力にアクセスできる。
- 原始的な NED 設計が可能な技術力を持っている。または設計データを持っている。
- 照射や濃縮することはできない。
- 内部脅威者(インサイダー)1 名による支援がある。
- 区分 I 相当核物質量の盗取を仮定

(2) 評価対象

第 2 章で導出した効率的 Pu 燃焼を実現する IMF を高温ガス炉において利用する TRU 燃料サイクル(以後「不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル」と呼ぶ)について、燃料製造施設及び原子力発電所に存在する燃料体あるいは燃料要素の不正利用価値を評価し、MOX 燃料を軽水炉で利用する燃料サイクル(以後「MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクル」と呼ぶ)に対する不正利用価値評価結果と比較する。評価対象とした不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの核物質を Figure 4.2.1 に示す。再処理施設の TRU 硝酸溶液やウラン・プルトニウム混合硝酸溶液などの核物質は両者共に保障措置上の未照射直接利用核物質に該当し、査察頻度を比較的多くするなど厳しい保障措置が要求される。一方で特徴的な特性を有する不活性母材燃料や多重被覆粒子燃料

ではその特徴から不正利用価値の向上、ひいては保障措置の合理化が期待される。本研究ではこの特徴的な特性を有する不活性母材燃料や多重被覆粒子燃料の 3S 特性に対する影響評価を主な目的としているため、その特徴が現れる燃料製造施設及び原子力発電所のみを評価対象とする。一方で本研究に限らず評価対象としなかった再処理施設の TRU 硝酸溶液やウラン-プルトニウム混合硝酸溶液は重要な核物質でもあるため、それらの不正利用価値評価は今後の研究課題である。

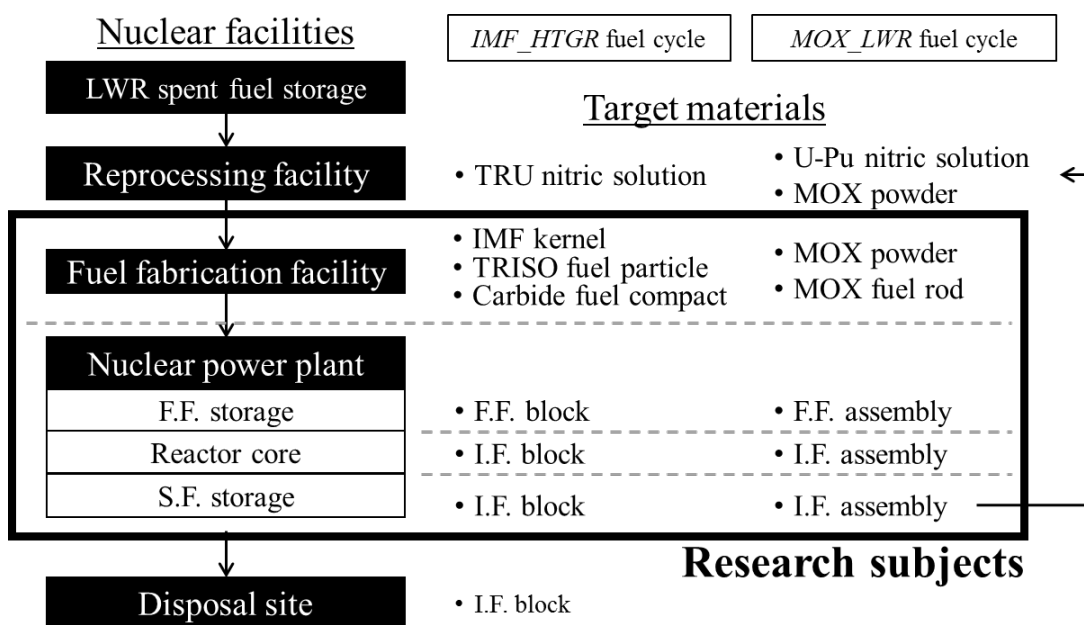


Figure 4.2.1 Candidates for material attractiveness evaluation [5]

上述の核物質転用の標的から NED を製造するには、まず得られた標的物質を化学的または機械的な処理によって、不要な物質を取り除き、NED に直接利用可能な状態(最終目的物質と呼ぶ)に処理する必要がある。最終目的物質は成形され、反射体やその他の構造物と組み合わせることで、最終的に NED が製造される。NED の小型化や高威力化を狙い、最終目的物質として主に Pu 金属が考えられる。本研究では最終目的物質として基本的に Pu 金属を想定し、Figure 4.2.1 に示した燃料製造施設及び原子力発電所の核物質の不正利用価値を評価する。ただし本想定における非国家主体の目的では高威力の NED を必要としていないので、処理の複雑さや処理時間を低減するために、Pu 金属まで処理を施さず、TRISO や IMF 核から直接 NED 製造を試みる可能性が考えられる。そのため最終目的物質としては多様な形態が想定される。そこで本研究では原子力発電所の新燃料及び使用済み燃料については、最終目的物質として Pu 金属に加えて、Pu 金属、TRU 金属、多重被覆粒子燃料(TRISO)、燃料核を考え、それぞれについて不正利用価値を評価する。このとき照射後の標的物質から得られる TRISO および燃料核については、燃料核内または多重被覆層下に本来 FP が閉じ込

められていると考えられるが、FP の存在は放射線量や発熱量を増大し通常 NED への転用の不正利用価値を低下させるものであり、本研究では保守的に FP は存在しないものとして評価する。

MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクル中の原子力発電所及び燃料製造施設に存在する核物質の不正利用価値評価についても最終目的物質として基本的に Pu 金属を考える。原子力発電所の新燃料及び使用済み燃料については最終目的物質の差違による不正利用価値への影響を評価するため、Pu 金属だけでなく、処理工程の複雑性や時間を低減可能な 1 段の PUREX プロセスを経て得られる U-Pu 金属を想定する。本評価では PWR と比べて比較的燃料集合体が小さく、転用の不正利用価値が高いと考えられることから、照射前後における MOX 燃料の組成には福島第一原子力発電所 3 号機(BWR)(Table 4.2.1)に保管されていた MOX 燃料の組成と燃料集合体の要素毎の重量から導出した燃料集合体の組成、原子炉運転履歴から ORIGEN-ARP を用いて導出した [6]。

上記の不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルについて、燃料製造施設及び原子力発電所に存在する代表的な核物質について不正利用価値を評価し、互いに比較することで核セキュリティ性を議論する。

Table 4.2.1 Core Specification of Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant Unit 3

Reactor type	Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant Unit 3
Reactor thermal power [MWt]	2381
²³⁵ U enrichment [wt.%]	3.8
Number of assemblies	548
Initial U inventory [THM]	94
Average specific power [MW/tHM]	25.3
Average core burnup [GWd/tHM]	21.8
Batch average burnup [GWd/tHM](No. of assemblies)	
First	4.742UO ₂ (116), 4.507MOX(32)
Second	15.497 (112)
Third	28.497(140)
Fourth	36.196(112)
Fifth	40.499(36)

Table 4.2.2 Isotopic Composition of the MOX Fuels with Zircaloy-2 Cladding

Nuclide	MOX [g/tHM]
²³⁵ U	11673.6
²³⁸ U	948326.4
²³⁸ Pu	560
²³⁹ Pu	23960
²⁴⁰ Pu	9840
²⁴¹ Pu	3600
²⁴² Pu	2040
O	134538
Cr	204
Fe	503
Ni	102
Zr	200000
Sn	2977

(3) 評価手法

核セキュリティ性の物質的特性に対して、核爆発装置(NED)製造を目論む敵対者にとっての核物質の相対的な有用性を表した指標のひとつである **Material attractiveness** (以降、「不正利用価値」と呼ぶ)に基づく評価手法が提案されている [3]。不正利用価値は“**Material attractiveness, defined as the relative utility of nuclear material for an adversary to assemble a NED, is an important measure in determining the overall security of nuclear material.**”と定義されており、すなわち核爆発装置(NED)製造を目論む敵対者にとっての核物質の相対的な有用性を表した指標である。核物質の核セキュリティ性は物質的、技術的、制度的特性によって定義される。これら3つの特性は相補的な関係にあるが、物質的特性は施設設計や場所から独立した指標である。

本評価手法では **Figure 4.2.2** のように NED 開発工程を3つのフェーズに分類し、各フェーズにおいて不正利用価値に有効とされる物質的特性について定量的に評価し、評価基準に基づく段階的評価により不正利用価値を評価する。NED 開発工程の3つのフェーズはテロリストなどの敵対者(**Adversary**)が転用核物質を施設外へ運搬するまでの工程を指す取得フェーズ(**Acquisition Phase**)、標的の施設からの取得に成功した核物質を NED に利用する最終的な形態へと再構築する工程を指す処理フェーズ(**Processing Phase**)、処理の工程を経て得られた核物質を使って、NED を製造する工程を指す使用フェーズ(**Utilization Phase**)である。

想定脅威の特徴から、非国家主体に対する不正利用価値評価に用いる評価指標としては、取得フェーズで正味重量、取得時間、1m における線量、処理フェーズで処理時間と複雑性、使用フェーズで裸臨界球重量、発熱量が考案されており、それぞれ4段階の評価基準を提案

されている。本評価では基本的にこの既存の評価手法を適用するものとする。しかしながら現状の評価手法では処理フェーズにおける評価指標「処理時間と複雑性」の評価基準に多重被覆粒子や不活性母材燃料核の化学的安定性が考慮されていない。また使用フェーズにおける評価指標「発熱量」の評価基準に十分な根拠が示されていない。そこで先行研究などに基づき、「処理時間と複雑性」及び「発熱量」の評価基準を修正し、本評価に用いる。

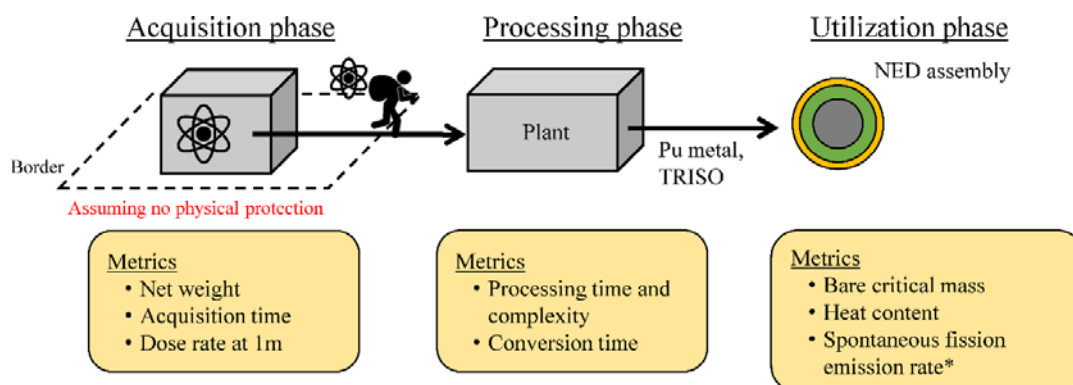


Figure 4.2.2 NED development processes and physical metrics in material attractiveness evaluation

A. 取得フェーズ

取得フェーズにおいては、保守的にいかなる核物質の物理的防護措置も有効に働かないものと仮定し、脅威の想定に基づき正味重量(Net Weight)、取得時間(Acquisition Time)、放射線量(Dose Rate)を核セキュリティ性の評価に利用する。その他にも発熱量と検知可能性が評価指標の候補として挙げたものの、盗取対象物の冷却は技術的に難しくないと考えられることから発熱量を除外し、核物質の物理的防護措置が有効に働かないという仮定から検知可能性についても評価指標から除外する。

<正味重量 (Net Weight)>

正味重量は一度に区分Ⅰに相当する核物質が盗まれるときの盗取対象の総重量である。脅威が盗取対象の運搬に用いる手段によって許容される量に基づき、正味重量の評価基準が考案されている [3]。区分Ⅰとは IAEA によって使用中および貯蔵中の核物質の不法移転に対する防護のため、物理的防護における核物質の区分のひとつである [1]。区分の中でも区分Ⅰは最も厳しい物理的防護措置が求められる。今回の評価では兵器転用される最終目的物質は金属 TRU、金属 Pu、TRISO、燃料核の 4 つを考えている。しかし IAEA によって区分分けがなされている核物質は Pu、 ^{235}U 、 ^{233}U 、照射後燃料のみであり、金属 Pu 以外の 3 つの核物質について区分Ⅰに相当する重量は定義されていない。そこで区分Ⅰ相当量と反射体のない裸球の臨界量(Bare Critical Mass; BCM)の関係から、核物質毎に区分Ⅰ相当量を導出する [7]。これより BCM に対する区分Ⅰ相当量は、全ての核種でおよそ 1/8 であることが分かる。そこで本解析においては金属 TRU、金属 Pu、TRISO、燃料核につい

て、照射前後に関わらず、次式を用いて区分 I 相当量を導出する。

$$(\text{区分 I Quantity}) = 0.125 \times (\text{Bare Critical Mass}) \quad \text{Eq. 4.2.1}$$

盗取対象に含まれる最終目的物質質量から区分 I 相当量の最終目的物質を得るために必要な盗取対象の重量を導出する必要がある。Table 4.2.3 に重量導出に用いた高温ガス炉燃料棒および高温ガス炉燃料ブロックの形状や寸法、密度などを示す。燃料棒は中空円柱に燃料コンパクトが詰まっているものとし、燃料ブロックは六角柱に 57 本の燃料棒が隙間なく挿入されているものと仮定している。燃料コンパクトの寸法については、Figure 2.2.5 のものを使用した。得られた高温ガス炉燃料ブロック、高温ガス炉燃料棒、プルサーマル MOX 燃料集合体の重量及び Pu 含有量を Table 4.2.4 にまとめる。

Table 4.2.3 Configuration of Fuel Rod and Fuel Block

	Fuel Rod	Fuel Block
Geometry	Cylinder	Hexagonal cylinder
Dimension	Outer radius: 2.6cm	Pitch: 33.9cm
	Inner radius: 2.4cm	Height: 105cm
	Height: 105cm	
Density	1.74 g/cm ³	1.74 g/cm ³

Table 4.2.4 Weight of the Theft Target and Pu Weight in the Theft Target

Item	HTGR System		Plutermal System
	Fuel Block	Fuel Rod	Fuel Assembly
Weight [kg]	107	1.01	260
Pu weight in a fresh item [kg]	0.8	0.014	6.5
Pu weight in a spent item [kg]	0.44	0.008	4.9

<取得時間 (Acquisition Time)>

取得時間は検知されてから正味重量分の盗取対象を原子炉サイト外に持ち出すまでの時間である。取得時間は規模の異なる対応部隊の到着予想時間に基づく評価基準で分類される [3]。対応部隊の種類としては、原子力サイト内に駐在している警備員、地方自治体に駐在している機動隊などの対応部隊、国家が所有する自衛隊などの対応部隊を考えている。取得時間の算出には、原子力施設敷地内に侵入すると同時に検知し、核物質防護のためのあらゆる障害による遅延時間や盗取対象を得るまでの移動時間は無視し、原子炉建屋において燃料ブロックなどを貯蔵セルから取り出すのに使うであろうクレーンの操作時間(燃料ブロック 1 体あたり 10 分と仮定)と盗取対象を脅威が用意した搬送者に輸送するまでの時間(所要時間は合計で 10 分と仮定)のみを考えた。

<放射線量 (Radiation Dose Rate)>

放射線量については、盗取対象から 1m における放射線量[Gy/h]で定義される。評価基準は被爆量および被爆時間に基づき考案されているが、盗取対象の重量によって遮蔽しやすさや移動のしやすさが変わるため、2 組用意されている [3]。今回の評価では未照射の燃料については、放射線量は無視できるほど小さいものと考え、線量を 0 Gy/h とし、指標の分類は常に 1 であると仮定した。照射後燃料については IAEA が発行する核物質及び原子力施設の物理防護に関する勧告文書 INFCIRC/225/Revision 5 [1]で、未照射燃料と照射後燃料の境目に 1m で 1Gy/h という線量を用いていることに基づいて、1Gy/h を用いることとした。

Table 4.2.5 Relationship between category I quantity and bare critical mass

	Category I Quantity (CQ) [kg]	Bare Critical Mass (BCM) [kg]	BCM/CQ
235U	5	45	1/9
233U	2	16	1/8
Pu	2	15	1/7.5

B. 処理フェーズ

処理フェーズにおいては不正利用価値を測る指標として処理時間と複雑さ(Processing Time and Complexity)が考案されている。その他にも放射線が作業員の人体影響や抽出材の劣化をもたらすことから 1m における放射線量が指標の候補として挙げられたが、自殺を厭わないテロリストと十分な遮蔽技術を有する国家にとって放射線量は魅力度を低下させる指標にはならず、また抽出材の劣化も大量の抽出材を用いることで解消される問題であるため、放射線量は評価指標として扱わないものとした。また発熱量についても抽出剤の劣化をもたらすため、評価指標の候補に挙げたものの、放射線量と同様に大量の抽出材を用いることで解消される問題であるため、評価指標に用いなかった。

<処理時間と複雑さ (Processing Time and Complexity)>

処理時間と複雑さの観点から、盗取した核物質から NED を製造するまでの処理工程を 4 つに分類されている [3]。処理工程は照射、溶解、精製、沈殿、変換、形成、組立に分けているが、本研究が対象としている TRISO や不活性母材燃料の化学的安定性を考えるとこの分類では不十分である。それは処理工程には場合によっては、燃料コンパクトから多重被覆粒子燃料を取り出す工程、多重被覆粒子燃料から被覆層を除去し燃料核を得る工程と燃料核から Pu を分離する工程を要するためである。

燃料コンパクトから多重被覆粒子燃料を取り出す工程には、電気解砕法や層間化合物法、機械的方法などが挙げられているが、回収率が 100%に近い燃焼法が GTHT300 における照射後燃料再処理工程での実用化が期待されている [8]。燃焼法によって黒鉛は燃焼し、多

重被覆粒子の最外層は化学的に安定である SiC となる。化学反応による効率的な除去方法が見つかっていないため、SiC 層の除去には回転ディスク方式などの機械的方法が提唱されている。SiC 層の下層にはまだ黒鉛層が残っており、これについても燃焼法による除去を要する。以上の過程を経て、TRISO から不活性母材燃料核を得ることができる。この過程は複数の処理工程と特別な機器を必要とすることから処理時間と複雑性が高いとし、本評価においては 3/4 に相当するものとした。

一方で不活性母材燃料核からの Pu 分離には溶解工程を含む化学的処理を必要とし、更に Pu のホスト層の構成元素である Zr は熱濃硝酸に対してほとんど溶出せず、強力な酸化力を有するフッ化水素酸を利用しなければならないことが分かっている [9]。このことから不活性母材燃料核から YSZ を分離する工程の処理時間と複雑性は 3/4 とする。以上を考慮して、Figure 4.2.3 に想定される NED 製造工程の分類を示す。

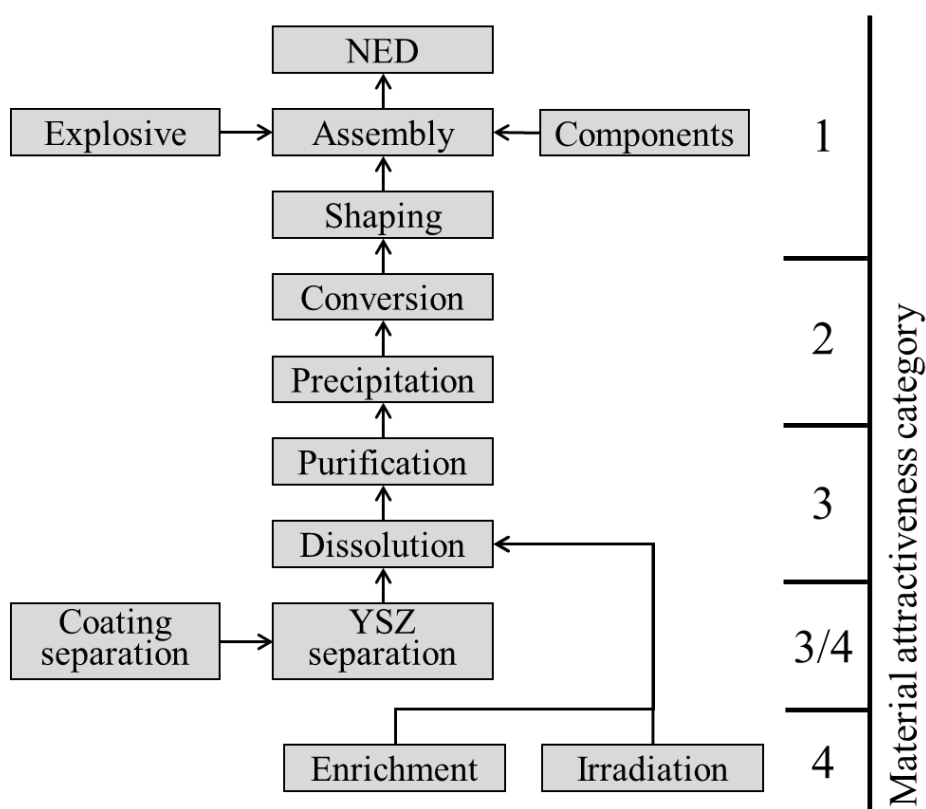


Figure 4.2.3 Generic steps to make a nuclear explosive device and material attractiveness categorization

C. 使用フェーズ

使用フェーズにおいては、裸球の臨界量(Bare Critical Mass; BCM)と発熱量(Heat Content)によって不正利用価値を評価する。その他の指標の候補として、1m での放射線量が挙げられた

が、FP などの照射後燃料において得に大きな放射線割合を占める物質は取り除かれていることや自殺を厭わないテロリスト又はマニピュレータなどの機械装置の開発が容易な国家にとって問題とならないと考えられたことから、1m での放射線量は評価指標として用いないものとした。また自発核分裂中性子放出率も評価指標として考えられたが、想定脅威である非国家主体は高性能 NED を求めているため、自発核分裂中性子による早期爆発は厭わない。そこで本評価では、裸球の臨界量と熱量のみを用いて評価を行う。

< 臨界量 (Bare Critical Mass; BCM) >

核物質の臨界量は形状によって変化するが、球体は体積に対して表面積が小さく中性子が漏れる確率が小さいため、最も小さい臨界量を示すとされている。また通常より臨界量を小さくし、効果的に反応度を得るために天然ウランなどの重金属からなる反射体を設ける場合があるが、NED の種類によって反射体の必要性や構成は変わるため、最も簡素な反射体のない球状の核物質の臨界量(Bare Critical Mass; BCM)を核物質の臨界量の大きさを測る指標として考える場合がある。BCM は核計算を通じてあらゆる組成に対して導出できるという汎用性があり、必ずしも真に NED の製造に必要な核物質の量を示すわけではないが、その目安となる特性であるため、しばしば核拡散抵抗性評価に利用される [10]。BCM が大きい核物質の転用は NED の総重量や大きさを増大するため、兵器転用が技術的に困難になると考えられる。核不拡散性評価において NED 転用に係わる核物質量を表す指標として、NED への直接転用が懸念される核物質量を意味する有意量(Significant Quantity; SQ)が IAEA によって定義されているものの、BCM とは異なる指標であるとし、その根拠は明確に示されていない。本評価においては物理的に明確な定義が存在する BCM を評価指標に用いている。ウラン金属の濃縮度(70%/20%/10%)に対応した BCM を評価基準として考案されており、本研究においてもこの評価基準を適用する [3]。

最終目的物質の BCM は照射前後の Pu 金属および TRU 金属の BCM 導出にはモンテカルロ法中性子輸送計算コード MVP 及び核データライブラリ JENDL4.0 を用い、0.2%以下の統計精度で実効増倍率を得ることを前提に、ヒストリー数 20000、バッチ数 50(内初期の 5 回はタリー計算から除外した)とした。Pu 組成や TRU 組成は 2.1 で得られた組成を用いた。また利用した TRU の密度を適用温度範囲および結晶相と合わせて Table 4.2.6 に示す [11]。Pu の δ 相は Pu の金属相のうちもっとも低密度の相で、温度変化による膨張・収縮が小さく保管しやすい。小さな圧力で高密度の α 相に転移するため、圧縮により高い反応度増加が見込めることから爆縮式 NED に適した金属相であるとされている [12]。その他の TRU 核種についても、Pu を δ 相にするための熱処理の影響を考え、Pu が δ 相となる 400°C 付近の金属相における密度を用いた。また照射前後の TRISO および燃料核の BCM 導出においては、球体の黒鉛(密度 1.74g/cm³)中に球状の TRISO または燃料核が最密充填率 74vol%で充填しているものと考え、MVP の確率論的幾何形状分布機能を利用して導出した。

<BCM あたりの発熱量 (Heat Content)>

一部の核物質は α 崩壊などに伴う発熱、すなわち崩壊熱を発する場合がある。このとき崩壊熱量は同位体毎に固有の特性であり、Table 4.2.7 に主要な重金属元素の同位体毎の単位重量あたりの崩壊熱量を示す。臨界量あたりの発熱量が大きいと、熱的に NED の取扱が困難になり、非常に大きな発熱量の場合には、NED 内の核物質や構造物などを溶融するため、NED の設計に高度な技術が要求される。既存の評価基準では ^{239}Pu 中の ^{238}Pu 割合 8at.% と 80at.% を用いている [3]。一方で ^{238}Pu 割合が 15at.% 以上で高度な技術を持つ脅威に対しても技術的に転用できないことが明らかになっている [13]。そこで ^{239}Pu 中の ^{238}Pu 割合 8at.% と 80at.% と合わせて、崩壊熱量の評価基準とする。今回の評価では臨界量と同様に δ 相の Pu による核爆発装置への転用を考えているため、この指標においても ^{240}Pu の比率を 8at.%、15at.% 及び 80at.% としたデルタ相の ^{238}Pu - ^{239}Pu 金属における BCM あたりの発熱量を基準とする。MVP/GMVP II を用いた BCM の導出と Table 4.2.7 における核種毎の単位重量あたりの崩壊熱量から、BCM 当りの発熱量と区分の関係については Table 4.2.9 に示す。

以上の議論から導かれる各指標のカテゴリー設定基準を Table 4.2.10 にまとめる。

Table 4.2.6 TRU density in BCM calculation

Elements	Phase	Density [g/cm ³]	Temperature range [°C]
Np	β	19.36	280±5~577±5
Pu	δ	15.92	317~453
Am	α	13.67	R. T.~600
Cm		15.3	

Table 4.2.7 Half life, spontaneous fission neutron emission rate and decay heat of major heavy metal isotopes

Isotope	Half-life (Year)	Spontaneous Fission Neutrons** (Neutrons/sec/kg)	Decay Heat (W/kg)
U-235	7.00E+08	0.364*	6.00E-05
U-238	4.50E+09	0.11*	8.00E-06
Np-237	2.10E+06	0.139*	0.021
Pu-238	88	2.66E+06	560
Pu-239	2.40E+04	22.67	2
Pu-240	6540	9.11E+05	7
Pu-241	15	49.3*	6.4
Pu-242	3.76E+05	1686000	0.12
Am-241	433	1241	115
Am-243	7380	3346	6.4
Cm-244	18	1.11E+10	2800
Cm-245	8500	5.06E+04	5.7
Cm-246	4700	8.90E+09	10

Table 4.2.8 Categorization of the bare critical mass (BCM) in utilization phase

Index	BCM	Reasons
1	< 80 kg	BCM of more than 70% enriched uranium
2	80 – 800 kg	BCM of 20-70% enriched uranium
3	800 – 4000 kg	BCM of 10-20% enriched uranium
4	4000 kg <	BCM of less than 10% enriched uranium

Table 4.2.9 Categorization of the heat content in utilization phase

Index	Heat Content	Reasons
1	< 1292 W	Heat generation from less than 8-15% ²³⁸ Pu
2	1292-6274 W	Heat generation from (8-15%) to 80% ²³⁸ Pu
3	6274 W <	Heat generation from more than 80% ²³⁸ Pu

Table 4.2.10 Scale of categorization of all index for nuclear security evaluation

Category	Acquisition phase			Processing phase Processing time and complexity	Utilization phase	
	Net weight [kg]	Acquisition time [min]	Dose rate at 1m [Gy/h]		BCM [kg]	Heat content [W/BCM]
1	<50	<15	<0.1 (1) ¹	Direct conversion in one step (metal form)	<80	<1292
2	50-3000	15-60	0.1 (1)-1 (10)	Conversion in two or more steps (compounds)	80-800	1292-6274
3	3000-6500	60-240	1 (10)-10 (100)	Conversion with relative difficult purification step (irradiated material)	800-4000	6274<
3/4				Conversion with TRISO and inert matrix removal		
4	6500<	240<	10 (100)<	Conversion requiring either irradiation or enrichment	4000<	

¹ The values in the brackets are for not man-portable materials

4.2.2 評価結果

(1)最終目的物質を Pu 金属とした不正利用価値評価結果

NED 製造目的で不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルにおける燃料製造施設及び原子力発電所の核物質を Pu 金属に加工する場合の不正利用価値を評価した。不正利用価値における各指標の評価結果を Table 4-3-17 に示す。燃料製造施設における燃料要素(HTGR_IMF: TRISO 粒子燃料、IMF 核; LWR_MOX: MOX 粉末)、中間製造物(HTGR_IMF: 炭化物燃料棒; LWR_MOX: MOX 燃料棒)に対する不正利用価値評価結果を Figure 4.2.4 及び Figure 4.2.5 に示す。また燃料製造施設における新燃料及び使用済み燃料(HTGR_IMF: 新燃料ブロック、使用済み燃料ブロック; LWR_MOX: 新燃料集合体、使用済み燃料集合体)の不正利用価値評価結果を Figure 4.2.6 に示す。

Figure 4.2.4 から多重被覆粒子燃料は IMF 核よりも被覆層分だけ取得フェーズにおける正味重量が増大し、不正利用価値が低くなることが分かった。多重被覆粒子燃料は MOX 粉末と比較すると、Pu 金属含有量が少なく、取得フェーズにおける正味重量が多いため、処理フェーズで化学的に安定な高純度グラファイトや SiC から成る被覆層の除去や堅牢な結晶構造を呈する IMF 核からの Pu 金属再処理が必要となるために、不正利用価値が低くなることが分かった。多重被覆粒子燃料よりも比較的不正利用価値が高くなる IMF 核についても、MOX 粉末と比較すると、熱濃硝酸に対してほとんど溶解しないといった化学的安定性により、処理時間と複雑性を増大し、不正利用価値を下げることが分かった。以上から多重被覆粒子燃料及び IMF 核は、MOX 粉末と比べると、その化学的安定性によって不正利用価値が低いことが明らかとなった。

Figure 4.2.5 より、炭化物燃料コンパクトと MOX 燃料棒を比較した場合についても、炭化物燃料コンパクトに含まれる多重被覆粒子燃料及び IMF 核の化学的安定性により、MOX 燃料棒よりも不正利用価値が低下することが分かった。

Figure 4.2.6 において、F.C. block と I.C. block を比較すると、F.C. block よりも照射後の I.C. block のほうが取得フェーズの取得時間と 1m における線量、使用フェーズにおける発熱量が増大し、不正利用価値が低下した。これは照射によって、燃料ブロック中の Pu 金属量が 60wt.%程度低下したため、反比例して取得フェーズにおいて取得する燃料ブロック数が増大し、その分取得時間が増大したためである。賞味重量も増大しているがカテゴリーが変化するほどではなく、不正利用価値に影響はない結果となった。また使用フェーズにおける発熱量では発熱密度が大きい ^{238}Pu と ^{242}Pu の寄与が支配的であり、照射前の F.C.block における Pu 質量割合ではそれぞれ 1.6wt.%及び 5.8wt.%だったものが、高燃焼度燃焼後の I.C.block では 22.4wt.%及び 30.2wt.%と、 ^{238}Pu と ^{242}Pu が Pu 総量の半分以上を占めることから、I.C. block では F.C. block よりもカテゴリーを変動するほど発熱量を増大し、不正利用価値を低下する結果となった。

また F.M. assembly と I.M. assembly を比較すると、使用フェーズにおける 1m における線量と処理フェーズにおける処理時間と複雑性が増大したことで、F.C. assembly よりも I.C.

block のほうが不正利用価値を低下することが分かった。処理時間と複雑性が増大したのは、FP 分離が必要となったためである。不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルでは照射によって Pu が大幅に低減し、取得フェーズにおける取得時間が増大する結果となったが、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルでは照射による Pu 低減率が小さいため、カテゴリーが変わるほど正味重量や取得時間が増大することはなかった。また MOX 燃料装荷軽水炉では不活性母材燃料装荷高温ガス炉に比べて燃焼度が低いため、照射後の I.M. assembly の Pu における ^{238}Pu と ^{242}Pu 重量割合が小さく、原子炉における照射は使用フェーズの発熱量に対して、カテゴリーを変動するほどの影響がないことが分かった。

さらに不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルと MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの原子力発電所において比較的魅力的な核物質であることが分かった未照射の F.C. block と F.M. assembly について比較した場合、F.C. block 中の多重被覆粒子燃料や IMF 核の化学的な安定性によって、処理工程における処理時間と困難性が増大し、F.M. assembly よりも不正利用価値が低くなることが分かった。

(2) 相対魅力度による比較評価

現状の評価手法ではフェーズによっては複数の指標を用いて核物質の不正利用価値を評価している。そのため燃料サイクル中の全ての核物質の不正使用価値を同時に比較することが難しい。そこでフェーズ毎に総合的な不正利用価値をひとつの指標で表すことができれば、核物質による不正利用価値の差違を比べることができる。そこで各フェーズの総合的な不正利用価値が最も不正利用価値を下げる指標に依存すると考えた。すなわちあるフェーズにおいて、ある指標のカテゴリーがもっとも大きく、不正利用価値を低下する場合、他の指標においてカテゴリーが小さく、不正利用価値が高くても、そのフェーズの総合的な不正利用価値は不正利用価値を最も低下させる指標による影響が支配的であると考えた。そこで各フェーズの総合的な不正利用価値を表す指標として、相対魅力度 (Relative attractiveness) を導入する。前述の通り、相対魅力度はフェーズ毎に最も大きいカテゴリーによって決定される指標として定義した。Fig. 4-3-7 から Fig. 4-3-9 に取得フェーズ、処理フェーズ、使用フェーズにおける不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクル中の核物質毎の相対魅力度を示す。

Figure 4.2.7 より取得フェーズについては、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルと比べて、不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの燃料製造施設と原子力発電所の未照射核物質では同等の相対魅力度となっているものの、照射後の I.F. block については取得時間の増加によって相対魅力度が低くなることが分かった。

Figure 4.2.8 より処理フェーズの相対魅力度を比較した結果、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルと比べて不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの燃料製造施設及び原子力発電所に保管されている全ての核物質について、多重被覆粒子燃料及び IMF 核の化学的な安定性により相対魅力度が低くなることが分かった。

Figure 4.2.9 より使用フェーズについては、不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルと MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの燃料製造施設中核物質の不正利用価値に差違は確認できず、照射後初めて I.C. block の高い発熱量によって相対魅力度が低下した。

以上から相対魅力度と比較により、処理フェーズについては不活性母材燃料装荷高温ガス炉の全ての核物質の相対魅力度は MOX 燃料装荷軽水炉より低くなるものの、取得及び使用フェーズについては不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの照射後燃料のみが MOX 燃料装荷軽水炉より低い相対魅力度となることが分かった。

Table 4.2.11 Evaluation results on indexes for nuclear security [5]

Figure 4.2.4 Material attractiveness of fuel elements [5]

Figure 4.2.5 Material attractiveness in the fuel fabrication facility [5]

Figure 4.2.6 Material attractiveness in the nuclear power plant [5]

Figure 4.2.7 Relative attractiveness for the acquisition phase [5]

Figure 4.2.8 Relative attractiveness for the processing phase [5]

Figure 4.2.9 Relative attractiveness for the utilization phase [5]

(3) 最終目的物質が異なるときの不正利用価値

不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクル及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの原子力発電所に保管される新燃料及び使用済み燃料について、最終目的物質の違いによる不正利用価値の影響を評価した結果を Table 4.2.12 にまとめる。不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルの新及び使用済み燃料ブロックについては、最終目的物質を IMF 核とする場合、Pu 金属や TRU 金属を最終目的物質とする場合よりも使用フェーズの BCM が 14 倍以上に増大し、取得フェーズの取得時間が大きくなったことで、不正利用価値が低下することが分かった。このことから不正利用価値の点において IMF 核を NED 製造に利用する利点は見出せず、Pu 金属や TRU 金属を最終目的物質とするほうが NED 製造を目論む非国家主体にとっては魅力的であることが分かった。また Pu 金属と TRU 金属を比べると、予想通り Pu 金属のほうが取得フェーズの正味重量や取得時間、使用フェーズの BCM や発熱量を低減する結果となったが、不正利用価値には差違が現れなかった。また化学的安定性を有する TRISO や IMF 核の処理の難しさを考慮し、TRISO を最終目的物質とすることで処理時間と困難性の低減を図った場合でも、取得フェーズの正味重量と取得時間、使用フェーズの BCM と発熱量が著しく増加し、取得時間にいたっては最も低い不正利用価値を表すカテゴリ-4 となることが分かった。I.C. block から最終目的物質として TRISO を取り出す場合には核分裂性 Pu が僅かしか残っていないために BCM が無限大となり、臨界に達成しないことから、NED 製造には利用できないことが明らかとなった。

MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの新燃料及び使用済み燃料についても、最終目的物質として Pu 勤続だけでなく、処理工程の複雑性や時間を低減する目的で、1 段の PUREX プロセスを経て得られる U-Pu 金属を想定した。新燃料として最終目的物質を約 95wt.%が ^{238}U である U-Pu 金属とした場合は使用フェーズにおける BCM とともに発熱量が増大し、取得フェーズにおける正味重量と取得時間が著しく増大した。一方で使用済み燃料について、最終目的物質を U-Pu 金属とした場合は、使用済み燃料から取り出した U-Pu 金属では臨界を達成出来ず、著しく不正利用価値が低下することが分かった。以上から不活性母材燃料装荷高温ガス炉燃料サイクルと同様に Pu 金属を最終目的物質として利用する場合が最も不正利用価値が高くなることが分かった。

(4) 不正利用価値に対する IMF 核からの Pu 金属抽出処理における抽出率の影響

処理フェーズにおいて、化学的処理が困難な IMF から Pu または TRU を抽出する工程について 100%の抽出率を目標とするのは非現実的であると考えられる。取得フェーズにおいて多くの燃料を盗取し、低い抽出率でも核兵器製造に十分な核物質質量を取得するほうが現実的とも考えられる。そこで取得フェーズにおける不正利用価値に対する抽出率の感度について知見を得るために、原子炉建屋に保管されている照射前後の高温ガス炉燃料ブロックを盗取対象とし、Pu を NED に利用する場合を考え、抽出率を 100%とするケースと保守的に 10%とするケースの照射前後の高温ガス炉燃料ブロックの不正利用価値評価結果を Table 4.2.13 にまとめた。

抽出率を 100%から 10%としたとき、盗取標的の数は約 10 倍となり、それに応じて正味重量と取得時間についてもおよそ 10 倍程度に増加した。その結果、照射前後に係わらず正味重量及び取得時間の指標は 3 または 4 の区分され、取得フェーズにおける不正利用価値は依然として低く抑えられた。このように化学的処理による IMF からの Pu 抽出工程での抽出率は、取得フェーズの正味重量及び取得時間にほぼ反比例する形で効いてくるため、取得フェーズの不正利用価値に大きな感度があり、低い抽出率を許容する場合についても、照射前後の燃料の核セキュリティ性が向上される結果を得た。

以上から最も魅力的な照射前高温ガス炉燃料ブロックについても、現行のプルサーマル MOX 燃料集合体と比べ、不活性母材の再処理困難性による処理や取得フェーズの不正利用価値を下げ、核セキュリティ性が向上すると期待されることが分かった。

Table 4.2.12 Material attractiveness in the nuclear security assessment (categories of indexes in parentheses)

Table 4.2.13 Impacts of the Pu extraction ratio in IMF processing to the material attractiveness (categories of indexes in parentheses)

4.3 物理的防護措置の有効性

4.3.1 不活性母材燃料装荷高温ガス炉における物理的防護措置有効性

核セキュリティにおける脅威として、核爆発装置の製造を意図した不法移転、その後のばらまきにつながる可能性のある不法移転、妨害破壊行為が考えられている [1]。これら脅威から核物質や原子力施設を技術的に防護するための方策として物理的防護システムがある。費用対効果の高い物理的防護の実施のため、原子力施設内に存在する核物質の種類や量によって決まる物理的防護区分によって、原子力施設の物理的防護システムに推奨される水準が異なる。合計 2kg 以上の Pu を含む未照射核物質は区分 I として最も厳重に防護されるべき対象とされており、照射後の核物質は区分 II となる。

不活性母材燃料装荷高温ガス炉が設置された原子力発電所では燃料貯蔵庫に照射前後の不活性母材燃料ブロック体が存在し、それぞれ物理的防護の対象となる。現行の物理的防護システムでは不活性母材燃料は施設内に 2kg 以上の Pu があれば新燃料で区分 I、使用済み燃料で区分 II となる。MOX 燃料装荷軽水炉が設置された原子力発電所の燃料貯蔵庫には不活性母材燃料と同様 Pu を燃料として用いる MOX 燃料集合体が保管されており、新燃料及び使用済み燃料の物理的防護区分はそれぞれ区分 I 及び II である。よって不活性母材燃料ブロック体及び MOX 燃料集合体のどちらも、推奨される物理的防護措置の水準は同じであり、核物質防護の有効性に差はないと考えられる。

しかし MOX 燃料集合体と不活性母材燃料ブロック体は貯蔵方式が異なる。MOX 燃料集合体は発熱密度が大きく開放された燃料プールで貯蔵される。一方で発熱密度が低い不活性母材燃料(運転時で約 $5.3\text{W}/\text{cm}^3$)では空気の大気循環により除熱が可能であり、乾式燃料貯蔵方式が採用されている [14]。乾式燃料貯蔵方式では燃料が収められている容器が密封される。そのためこの容器自体がひとつの物理的防護として働き、物理的防護措置の有効性を向上すると予想される。そこで本研究では現行 MOX 燃料装荷軽水炉発電所と TRU 燃料装荷高温ガス炉発電所における燃料貯蔵方式の違いが物理的防護措置の有効性に与える違いを明らかにすることを目的としている。

核セキュリティの技術的措置である物理的防護措置の有効性評価の指標として核セキュリティにおけるリスクが考えられる。核セキュリティにおけるリスク R は、次式で表される [2]。

$$R = P_A \times (1 - P_E) \times C \quad \text{Eq. 4.3.1}$$

ここで P_A は敵対者が攻撃してくる確率、 P_E は PPS が有効に働き敵対者の作戦行動を止め、敵対者を無力化する確率(以下単に有効確率という)、 C は結果の重大性を表す。 P_A は国や原子力施設を狙うことの魅力やセキュリティの厳重さなどによって変動し敵対者の動機により決定する。敵対者の戦略的な意思決定に依存するため、その定量化は非常に挑戦的である。 C は敵対者の作戦行動が成功し、核物質の盗取や放射性物質の拡散といった事態に陥ったときの公衆や環境への影響度などによって表されると考えられるが、これについても定量化はされていない。 P_A や C を定量的に評価し、より正確に核セキュリティリスクを評価する

ことは、世界中の原子力施設の脆弱性や改善点を明らかにする上で重要である。一方で P_E は P_A や C と異なり、原子力施設のPPS等の核セキュリティ対策のみに起因する。

更に P_E は以下のように書き下すことができる [2]。

$$P_E = P_I \times P_N \quad \text{Eq. 4.3.2}$$

ここで P_I は対応部隊が敵対者の作戦行動に介入できる確率(阻止確率)、 P_N は対応部隊が敵対者を無力化する確率である。 P_N は対応部隊と敵対者の戦力バランスに依存する確率で、原子力施設の物理的防護システム設計とは独立した要素である。 P_I はセンサー系による敵対者の検知確率、敵対者が原子力施設に侵入する際の物理的防護による遅延時間、敵対者の検知から対応部隊による対応までの意思伝達が成功する確率、対応部隊の到着時間によって決定する。すなわち P_I は物理的防護システム設計のみに依存する要素である。そこで本研究では物理的防護措置の有効性を表す客観的指標として、最も脆弱な経路に対する P_I を定義し、 P_I の定量的な評価に基づき物理的防護措置の有効性を評価する。

本評価において想定する核セキュリティ脅威として、貯蔵庫にある新燃料の盗取と使用済み燃料の妨害破壊行為を想定する。前者については核爆発装置、核兵器、核物質拡散装置などへの核物質の利用が想定される。後者については使用済み燃料を爆破し、敵対者環境への放射性物質拡散を狙うものとする。核セキュリティ評価として、原子炉健全性に関わる重要設備に対する妨害破壊行為も考えられるが、本質的安全性を有する高温ガス炉システムにおいては能動的冷却システムが機能を喪失しても、燃料や炉心損傷には至らないよう設計されているため、妨害破壊行為の対象として高温ガス炉は魅力的な目標物ではないと考えられる。脅威としては参考文献を基に、以下のような脅威を想定する [15]。

主体のタイプ：軍事訓練を受けた攻撃部隊

主体の能力：

- 知識—原子力施設の配置や物理的防護システムの基本知識、ターゲット機会を把握するのに十分なプラントプロセスの知識
- スキル—物理的防護を突破する攻撃装置の設計及び使用能力
- 兵器及びツール—攻撃兵器、特殊爆発物、武装車両
- 主体の人数—アウトサイダー12人
- 献身—軍事目標優先

目標：1 有意量相当の特殊核物質を入手するのに十分な量の未照射アイテムを施設から盗取すること(盗取シナリオ) または照射物質の接触爆発による核物質及び放射性物質の環境拡散(妨害破壊シナリオ)

戦略：核物質貯蔵区域を目指した施設に対する急襲攻撃

4.3.2 物理的防護措置有効性の評価手法

本研究では物理的防護措置有効性の評価指標として、最も脆弱な経路に対する阻止確率(P_I)に基づき評価する。 P_I を評価するにあたり、まず現行 MOX 燃料装荷軽水炉発電所と不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所を設置した仮想的な原子力発電所に対して、IAEA ガイドラインに基づいて物理的防護システムを設計する [1]。このとき前述の通り不活性母材燃料ブロック体と MOX 燃料集合体のどちらについても貯蔵庫の物理的防護区分は未照射核物質で区分Ⅰ、照射済み核物質で区分Ⅱと変わらないことから、物理的防護システム設計の大部分は共通している。なお燃料交換の容易さを考慮し、新燃料と未照射燃料の貯蔵庫はいずれも枢要区域に設置する。

各原子力発電所に保管されている照射前後の不活性母材燃料ブロック体と MOX 燃料集合体の貯蔵庫の模式図を Figure 4.3.1 に示す。前述の通り、照射前後の不活性母材燃料ブロック体は原子力発電所の枢要区域の床下に設けられた乾式貯蔵庫に貯蔵される。貯蔵庫はプラグが付いた垂直円筒形の容器である。プラグは床に固定されている。本研究では貯蔵庫のプラグが物理的境界のひとつとして、敵対者が燃料にアクセスするには貯蔵庫のプラグを爆発物や何らかのツールを使用し突破する必要があると考える。一方で照射前後の MOX 燃料集合体は枢要区域の開かれた燃料プールに沈められているため、枢要区域から燃料集合体にアクセスする場合に物理的境界は存在しない。これらの遅延時間についてはほとんど評価されていない。そこで本研究では密閉乾式貯蔵庫における遅延時間については、新不活性母材燃料ブロック体の盗取に対して計 100 秒（内訳：プラグの取り外し(50 秒)、燃料取り出し(50 秒))、使用済み不活性母材燃料ブロック体の妨害破壊行為に対して計 110 秒（内訳：プラグの取り外し(50 秒)、安全確保と燃料の爆破(60 秒))と想定した。また開放湿式燃料貯蔵庫における遅延時間については、新 MOX 燃料集合体の盗取に対して計 60 秒(内訳：クレーンによる燃料取り出し(60 秒))、使用済み MOX 燃料集合体の妨害破壊行為に対して計 60 秒(内訳：安全確保と燃料の爆破(60 秒))と想定した。密閉乾式貯蔵庫のほうが開放湿式貯蔵庫よりも遅延時間が 50 秒から 60 秒程度長いものと想定している。

次に P_I の評価には敵対者シーケンスダイアグラムに基づき、EASI (Estimation of Adversary Sequence Interruption)モデルを用いる [2]。評価に用いた物理的防護の遅延時間とその標準偏差、センサー系の検知確率には文献値を参照し、文献で遅延時間に標準偏差が与えられていない場合には 30%を想定する [16]。 P_I 評価に加えて、累計遅延時間が最小となる経路について、その累計平均遅延時間が対応部隊の到着時間を初めて上回る地点である、重要検知点 (Critical detection point; CDP)を導出する。重要検知点は敵対者の目的達成を防ぐに当たり、原子力施設側がセンサー等により敵対者の侵入を検知しなければならない最も攻撃対象に近い地点を意味する。重要検知点は P_I 値と同様に物理的防護措置の有効性を図る一指標として考えられる。また敵対者の検知後、原子力施設に常駐している対応部隊が敵対者と接触するまでに掛かる時間を 300 ± 90 秒とする。

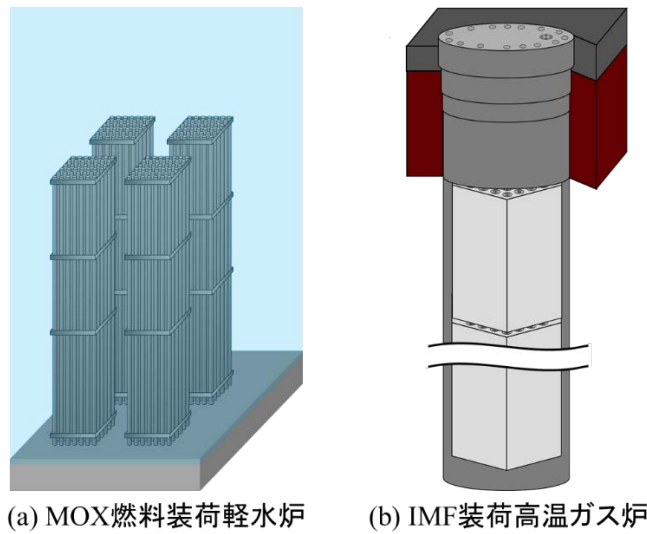


Figure 4.3.1 Diagram of fuel storage

4.3.3物理的防護措置有効性の評価結果と考察

(1) 物理的防護システムの設計

この不活性母材燃料装荷高温ガス炉及び MOX 燃料装荷軽水炉を設置した仮想的な原子力発電所の物理的防護措置を含めた施設設計を Figure 4.3.2 及び Figure 4.3.3 に示す。またそれぞれの原子力施設に対して、設計した物理的防護措置を敵対者シーケンスダイアグラム(Adversary sequence diagram; ADS)の形で Figure 4.3.4 及び Figure 4.3.5 に示す。原子力発電所の外から原子力発電所敷地外と立入制限区域、周辺防護区域、防護区域、管理区域、枢要区域の 5 つ境界(外側から順に第 1 境界から第 5 境界と呼ぶ)にフェンスや壁、扉などの物理的防護を設置し、敵対者の侵入検知用のセンサー系を設置した。物理的防護とセンサー系の詳細は Table 4.3.1 に示す。

センサー系の検知確率は敵対者の行動や工作によって著しく変動することが分かっている [17, 18]。フェンスには振動センサーや張力センサーを多重に設置すると想定したが、敵対者の行動や工作により検知確率が著しく低下する。ゲートに設置されるモーションセンサーや赤外線センサーなどの多重センサー系は、フェンスのセンサー系に比べて敵対者の行動や工作による検知確率の低下は小さい。そこで立ち入り制限区域と周辺防護区域の境界にフェンスで囲まれた孤立領域を設けて電磁気センサーやモーションセンサー、赤外線センサーなど工作による影響を受けにくい多重センサー系を設置することで、フェンスを通る経路がゲートを通る経路に比べて敵対者によって魅力的とならないよう工夫した。原子炉建屋には枢要区域まで人の通行用出入口だけでなく、核物質等様々な重く長大な物質を運搬するため、車両用の出入口が設けた。また枢要区域では核物質の取扱、貯蔵、照射などを実施するため、万が一に備え、放射性物質が環境に放出されないように同区域内は負圧に保たれていることから、管理区域と枢要区域の境界では二重扉として連続した 2 つのかまぼこ扉(Vault door)が設置した。

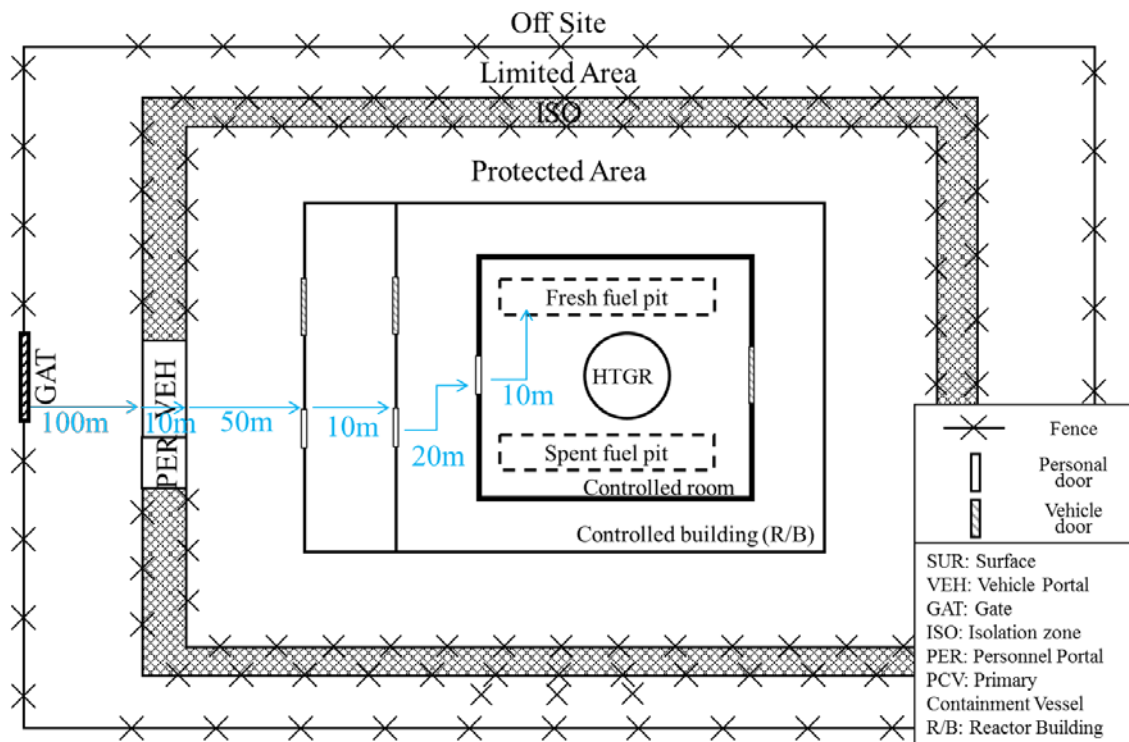


Figure 4.3.2 Hypothetical nuclear power plant for inert matrix fuel use in high temperature gas cooled reactors

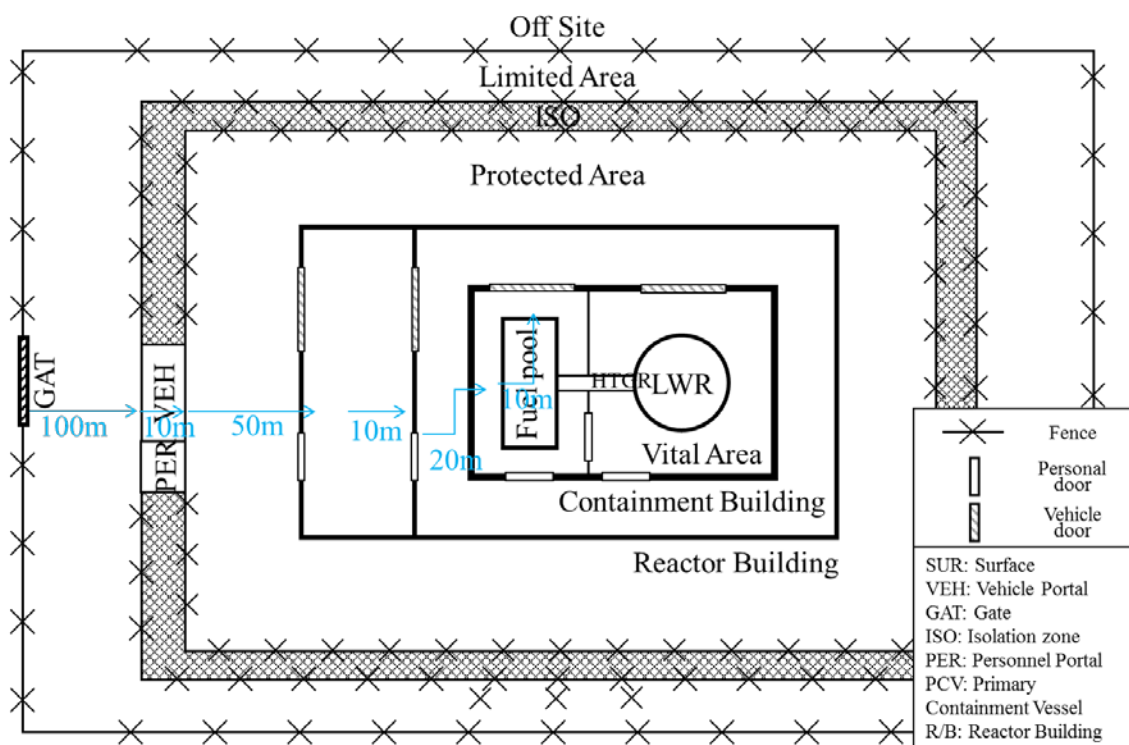


Figure 4.3.3 Hypothetical nuclear power plant for MOX fuel use in LWR

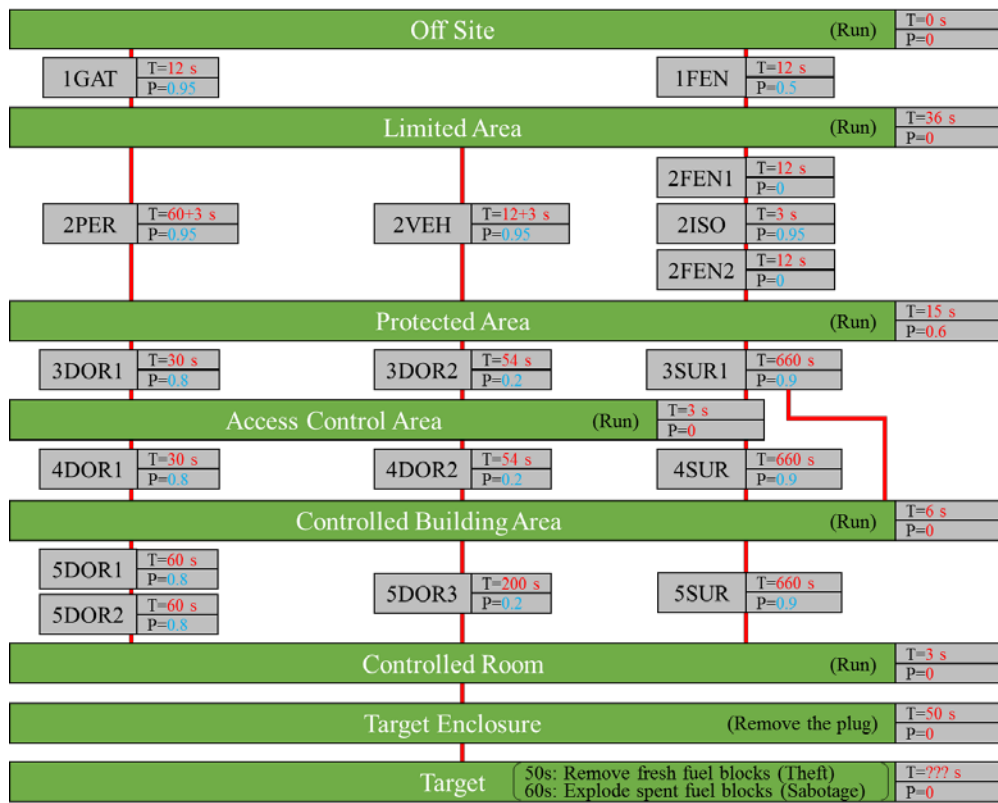


Figure 4.3.4 Adversary sequence diagram in HTGR-IMF nuclear power plant

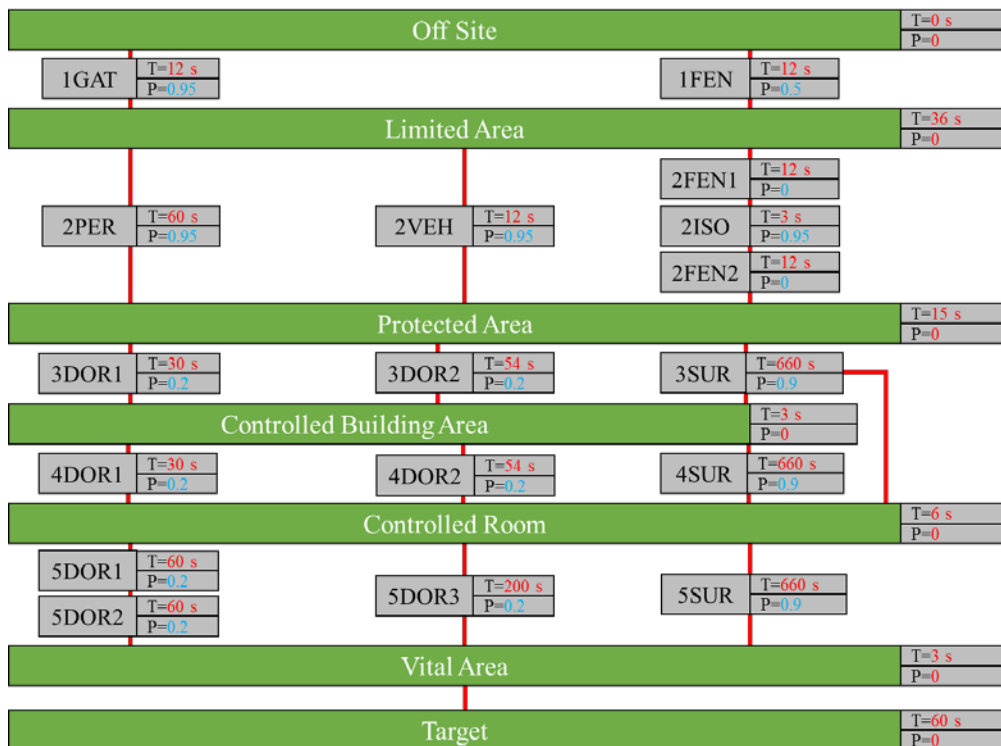


Figure 4.3.5 Adversary sequence diagram in LWR-MOX nuclear power plant

Table 4.3.1 Physical protections and sensors employed in the physical protection system

Name	Physical protection	Sensor
1GAT	Vehicle gate Chain-link mesh pipe gate 2.4-m high x 4-m wide chain-link gate on metal pipe frame, chained and padlocked	Multiple complementary (Exterior)
1FEN	2.5-m chain-link mesh with outriggers 4-mm x50-mm mesh	Multiple sensors (Fence)
2PER	Pedestrian gate Chain-link mesh pipe gate 2.4-m high by 1.2-m wide 3-mm wire x5-cm mesh on 4.8-cm metal pipe frame, chained and padlocked	Multiple complementary (Exterior)
2VEH	Vehicle gate Chain-link mesh pipe gate 2.4-m high x 4-m wide chain-link gate on metal pipe frame, chained and padlocked	Multiple complementary (Exterior)
2FEN1	2.5-m chain-link mesh with outriggers 4-mm x50-mm mesh	
ISO		Multiple complementary (Exterior)
2FEN2	2.5-m chain-link mesh with outriggers 4-mm x50-mm mesh	
3DOR1	10-cm wood pedestrian door with 1.6-mm metal sheeting	Balance magnetic switch
3DOR2	30-cm steel and concrete rolling vehicle door	Balance magnetic switch
3SUR	Concrete-60cm Thick 350kg/cm four layers No. 6 rebar, 15-cm centers	Multiple Sensors (Barrier)
4DOR1	10-cm wood pedestrian door with 1.6-mm metal sheeting	Balance magnetic switch
4DOR2	30-cm steel and concrete rolling vehicle door	Balance magnetic switch
4SUR	Concrete-60cm Thick 350kg/cm four layers No. 6 rebar, 15-cm centers	Multiple Sensors (Barrier)
5DOR1	Class 5-V Security Vault Door	Balance magnetic switch
5DOR2	Class 5-V Security Vault Door	Balance magnetic switch
5DOR3	60-cm steel and concrete rolling vehicle door	Balance magnetic switch
5SUR	Concrete-60cm Thick 350kg/cm four layers No. 6 rebar, 15-cm centers	Multiple Sensors (Barrier)

(2) 脆弱な経路の導出

Figure 4.3.4 と Figure 4.3.5 に示した敵対者シーケンスダイアグラムにある通り、敵対者が目的の核物質に接近するときそれぞれ 180 通りもの経路が存在する。最も脆弱な経路の P_i を導出するに当たって、全ての経路について P_i を導出する必要はなく、各層における遅延時間や検知確率に基づき、最も脆弱な経路の候補を絞り込むことができた。まず第 1 境界では遅延時間は変わらないため、検知確率が低い 1FEN を通る経路がより脆弱であった。第 2 境界では検知確率がどの経路も変わらないため、遅延時間が短い 2VEH が脆弱であった。第 3 境界ではより検知確率が低く、遅延時間が短い 3DOR1 あるいは第 4 境界を諸共突破する 3SUR を通る経路が脆弱であった。第 4 境界ではより検知確率が低く、遅延時間が短い 4DOR1 を通る経路が脆弱であった。第 5 境界では最も遅延時間が短い 5DOR1 及び 5DOR2 を通る経路、あるいは最も検知確率が低い 5DOR3 を通る経路が脆弱であった。

以上から不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所または MOX 燃料装荷軽水炉発電所について、盗取及び妨害破壊の両脅威に対して脆弱な経路の候補である 3 経路の P_i と重要検知点を評価した結果をそれぞれ Table 4.3.1 及び Table 4.3.3 に示す。これより第 3 境界で 3DOR1、第 4 境界で 5DOR1 及び 5DOR2 を通る経路が最も脆弱であることが分かった。第 5 境界で車両通行用の出入口を突破するケースでは、人用扉の遅延時間が 60 秒なのに対して、車両用扉の遅延時間が 200 秒と長いため、より P_i が高くなることが分かった。人用扉の遅延時間が車両用扉の遅延時間が短いのは、人用扉の扉本体が分厚く頑丈でも、扉を支えている蝶番が脆弱であり、ハンドツールのみによる突破が可能であるためである。また第 3 境界で原子力建屋のコンクリート壁を突破するケースでは、コンクリート壁による遅延時間が 660 秒

と非常に長いため、第 4 境界の物理的防護を無視できるとしても、 P_1 が最大値 1 に近くなるという結果を得た。敵対者の目的に関わらず、最も脆弱な経路は変わらなかった。よって 5DOR1 あるいは 5DOR2 に対して、遅延時間を長くし、検知確率を向上することによって本物理的防護システムの脆弱性が改善されと考えられる。実際に 5DOR1 及び 5DOR2 の遅延時間を 60 秒から 90 秒に増大した場合、盗取及び妨害破壊に対する P_1 が 0.94 及び 0.84 に増大し、それぞれ第 5 境界で車両用出入口を突破する場合と同程度の P_1 となることが分かった。

Table 4.3.2 P_1 of representative vulnerable pathways for inert matrix fuel use in HTGR

	HTGR_S-1	HTGR_S-2	HTGR_S-3	HTGR_T-1	HTGR_T-2	HTGR_T-3
Objectives	Sabotage	Sabotage	Sabotage	Theft	Theft	Theft
Target	Fresh inert matrix fuel block	Fresh inert matrix fuel block	Fresh inert matrix fuel block	Spent inert matrix fuel block	Spent inert matrix fuel block	Spent inert matrix fuel block
Pathway: Tier 1	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN
Tier 2	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH
Tier 3	3DOR1	3DOR1	3SUR	3DOR1	3DOR1	3SUR
Tier 4	4DOR1	4DOR1	-	4DOR1	4DOR1	-
Tier 5	5DOR1,5DOR2	5DOR3	5DOR1,5DOR2	5DOR1,5DOR2	5DOR3	5DOR1,5DOR2
Critical detection point	3DOR1	5DOR3	3SUR	4DOR1-5DOR1	5DOR3	3SUR-5DOR3
P(I)	0.66	0.85	0.99	0.85	0.95	1.00

Table 4.3.3 P_1 of representative vulnerable pathways for MOX fuel use in LWR

	LWR_S-1	LWR_S-2	LWR_S-3	LWR_T-1	LWR_T-2	LWR_T-3
Objectives	Sabotage	Sabotage	Sabotage	Theft	Theft	Theft
Target	Spent MOX fuel assembly	Spent MOX fuel assembly	Spent MOX fuel assembly	Fresh MOX fuel assembly	Fresh MOX fuel assembly	Fresh MOX fuel assembly
Pathway: Tier 1	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN	1FEN
Tier 2	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH	2VEH
Tier 3	3DOR1	3DOR1	3SUR	3DOR1	3DOR1	3SUR
Tier 4	4DOR1	4DOR1	-	4DOR1	4DOR1	-
Tier 5	5DOR1, 5DOR2	5DOR3	5DOR1, 5DOR2	5DOR1, 5DOR2	5DOR3	5DOR1, 5DOR2
Critical detection point	3DOR1-4DOR1	1FEN-2VEH	3SUR	3DOR1	5DOR3	3SUR
P(I)	0.47	0.74	0.99	0.72	0.89	1.00

(3) 不活性母材燃料装荷高温ガス炉における物理的防護措置有効性評価結果

Table 4.3.4 に新燃料に対する盗取及び使用済み燃料に対する妨害破壊の各脅威に対する不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所及び MOX 燃料装荷軽水炉発電所における P_1 の評価結果をまとめた。表中の括弧内は各脅威における不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所の P_1 に対する MOX 燃料装荷軽水炉発電所の P_1 の割合を示している。

これより使用済み燃料の妨害破壊及び新燃料の盗取の両脅威において、不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所と MOX 燃料装荷軽水炉発電所を比べると、不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所では密閉式乾式貯蔵庫のプラグを突破する分、合計遅延時間が 50 秒長くなり、その結果 P_1 が最大 40%程度も高くなり、大幅に物理的防護措置の有効性を向上することが分かった。また重要検知点については、妨害破壊を例にとると、MOX 燃料装荷軽水炉発電所

では立入制限区域内となっているのに対して、不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所では防護区域と周辺防護区域の境界となっており、密閉式乾式貯蔵方式における遅延時間増加によって重要検知点が敷地境界から離れる安全側に一層分変動する程の著しい影響が明らかとなった。また盗取目的においても密閉式乾式貯蔵方式における遅延時間増加による重要検知点を安全側に変動する程の影響が確認できた。

以上から不活性母材燃料装荷高温ガス炉発電所について、物理的防護システムを設計し保管燃料に対する盗取や妨害破壊行為の阻止確率を評価し、湿式貯蔵 MOX 燃料集合体の場合と比較した結果、乾式燃料貯蔵ピットの物理的境界の違いにより敵対者の行為をより遅延させ阻止確率を増加し、重要検知点を一層分安全側に変動させる程の大きな影響を明らかにした。

Table 4.3.4 Effectiveness of physical protection system in nuclear power plant for intert matrix fuel use in HTGR and MOX fuel use in LWR

	Sabotage		Theft	
	LWR	HTGR	LWR	HTGR
Probability of interruption; P_I	0.47	0.66 (+39%)	0.72	0.85 (+19%)
Total delay time [seconds]	330	380	396	446
Critical detection point; CDP	1FEN-2VEH	3DOR1	3DOR1	4DOR1-5DOR2

4.4 妨害破壊行為に対する応答

4.4.1 安全—セキュリティ複合事象の想定

高温ガス炉の安全性評価では事故発生頻度が 10^{-4} /炉年以下となる設計基準外事象の減圧事故とスタンドパイプ破損に伴う反応度挿入事故において燃料や圧力容器温度を評価し、炉心設計や原子炉出力の変更によって、これらの事象に対しても原子炉安全性を満足することが分かった [19]。一方で安全評価では除かれていた事故発生頻度が 10^{-8} /炉年(原子炉 400 基がある場合に 25 万年に 1 度の事故発生確率)以下となる事故事象の中には、原子炉健全性により深刻な影響を与えられと考えられる事象も存在する。これらの事象は事故発生頻度が非常に低いため、安全評価の対象となっていない。機器故障に伴う安全事象とサイバー攻撃や内部脅威者による工作活動、外部脅威者による妨害破壊行為などに伴うセキュリティ事象が同時に発生する安全—セキュリティ複合事象のように人の意思が介在する場合には発生頻度は機器の故障確率だけでなく敵対者の攻撃の動機により決定し、現状発生頻度を正確に評価することはできない。このような事象に対して、その影響を緩和できることが望ましい。

そこで本研究では新たに安全—セキュリティ複合事象を想定し、原子炉温度応答を評価する。第 3 章で述べた通り、高温ガス炉の安全性評価では高温ガス炉の異常事象による影響を内包するとされている反応度挿入事故と減圧事故事象を想定した。本研究では上記反応度挿入事故と減圧事故事象が妨害破壊行為により発展した事象を安全—セキュリティ複合事象として考え、(1)反応度挿入事故(RIA)とスクラム失敗(ATWS)の複合(RIA+ATWS)事象と(2)減圧事故(DA)と炉容器冷却設備(VCS)機能不全の複合(DA+VCS 機能不全)事象を想定する。ただし安全—セキュリティ複合事象は攻撃対象や攻撃方法などにより様々な事象が想定され、上記の安全—セキュリティ複合事象が発生確率、影響度あるいはリスクの観点から重要で代表的な事象であるかどうかについては、定量的なリスク評価手法に基づく議論を要する。

4.4.2 解析手法

原子炉応答評価には安全評価と同様に RELAP5-3D コードを用いる。評価基準については安全評価では評価基準として燃料及び圧力容器の最高温度を用いたが、設計基準外事象に分類される事象の中でも事故発生頻度が低い安全—セキュリティ複合事象に対しては、(燃料最高温度) $\leq 1600^{\circ}\text{C}$ のみを評価基準と考える。圧力容器最高温度については、 538°C を参考温度としたものの評価基準とはしなかった。その理由は上記温度条件を満たす場合、多重被覆粒子は核分裂生成物を閉じ込める高い堅牢性を有し、放射性物質の環境放出や公衆被爆といった影響を避けられること、RIA+ATWS 事象では短期的事象のため圧力容器温度に影響を与えないと考えられること、長期的事象の DA+VCS 機能不全事象については圧力容器内圧がほぼ大気圧まで減少し、圧力容器には自重による圧縮加重のみが掛かっている

状態であり、降伏応力などで決定されることが考えられる上記温度は基準にならないこと、また DA+VCS 事象では事故発生時に既に圧力容器は放射性物質を閉じ込める一次バウンダリーとしての機能を失っていることが挙げられる。ただし圧力容器の著しい損傷は炉内構造物の崩落に繋がる恐れがあるため、圧力容器最高温度についても評価は実施する。

(1) RIA+ATWS 事象

3.2 では安全評価の一つとして RELAP5-3D コードを用いた熱流動解析に基づき、制御棒引抜に伴う RIA における炉心健全性を評価した。現行の原子炉における安全設計要件として、一般的に原子炉の異常時にインターロックによるスクラムの自動起動機能が設けられていることから、安全評価ではスクラムの起動が制御棒引き抜きによって原子炉出力が一定以上を超過した際に、「出力高」のインターロックによってスクラムが起動する場合を想定した。スクラムのインターロックはセンサー系の測定データを基に、デジタル論理回路を用いたシステムとなっている。ヒューマンエラーによる誤作動も起こらないようなシステムとし、安全対策が取られているのが一般的である。一方で一連のシステムは制御室、第二制御室などとローカルネットワーク上でつながっているため、電子記憶媒体あるいはグローバルネットワークを介したサイバー攻撃の可能性が否定できない。システムにコンピュータウイルスを感染させて、外部から自由に操作するといった事象も考えられる。このような背景においては、RIA においてもスクラムのインターロックの作動を妨害し、スクラムが起動しない場合が現実的な脅威の一つとして考えられる。

そこで本研究では BOC または EOC における RIA においてスクラムが起動しない (RIA+ATWS) 事象における燃料最高温度を評価し、炉心健全性への影響を議論する。解析モデルや反応度挿入量についても安全性評価と同様、平均制御棒価値から、BOC で約 2.4\$、EOC で約 1.4\$を与える。ただし妨害破壊行為を起因事象とする本ケースでは制御棒引抜は瞬間的な事象ではないものの、保守的にステップ状の反応度印加を想定する。

(2) DA+VCS 機能不全事象

一次冷却系のギロチン破断に伴う減圧事故事象では圧力容器外表面から炉容器冷却設備への輻射熱伝達が支配的な熱伝達現象である。炉容器冷却設備は原子炉圧力容器外周の 1 次生体遮蔽コンクリートの内側に設けたパネルにより、原子炉圧力容器の外表面から放散される炉心の残留熱を除去する。冷却パネルは建屋外から取り入れた空気の自然循環により冷却される。取り入れられた空気は低温パネルとコンクリート壁の間を下降し、下部で折り返して、高温パネルと低温パネル間の流路に移動する。空気は高温パネルを介して、圧力容器外表面からの輻射熱伝達により加熱され、密度の低下により流路内を上昇し、最終的にスタックから大気中に放出される。そのため炉容器冷却設備は減圧事故事象などの炉心の強制冷却が不可能となった場合に、炉心及び圧力容器温度を制限値よりも低く抑える上で重要な設備である。

炉容器冷却設備の一部であるスタックは原子炉建屋外に設置される比較的目的立つ構造物である。それゆえ攻撃対象物から離れたところからロケットランチャーなどの可搬兵器による構造物破壊や機能喪失を狙うスタンドオフ攻撃などの妨害破壊行為の対象となり得ると考えられる。更に炉容器冷却設備における空気の流れであるスタックが破壊された場合、流路が完全または部分的に閉塞し、炉容器冷却設備による炉心の残留熱除去能力が低下すると考えられる。炉心残留熱除去能力が低下した場合、炉心及び圧力容器温度が上昇すると考えられ、原子炉の健全性に関わる事象に発展する可能性がある。

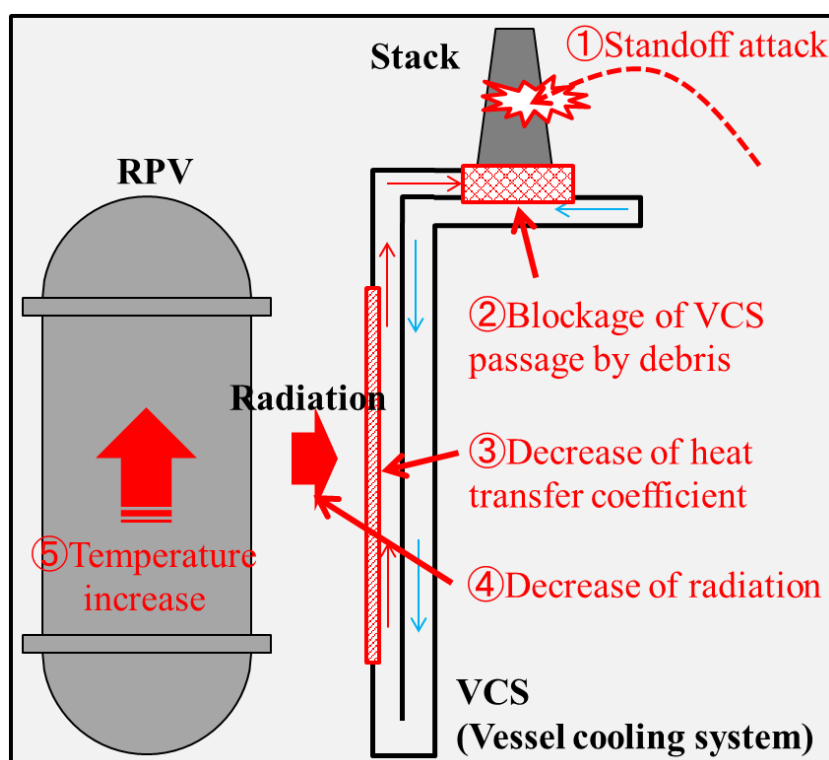


Figure 4.4.1 Security event diagram of DA and failure of VCS

そこで減圧事故時に炉容器冷却設備の流路が閉塞し、圧力容器冷却機能を有する炉容器冷却設備が機能不全となる事象(以下「DA+VCS 機能不全」と呼称する)を想定したときの、炉心及び圧力容器温度変化を RELAP5-3D コードを用いて評価する。計算体系は 3.3 で減圧事故事象に対して原子炉健全性を確認した炉心設計に基づく。DA+VCS 機能不全では空気の自然対流における質量流量が低下し、平均熱伝達率が低下すると考えられる。また炉容器冷却設備の高温パネルの温度が上昇し、輻射熱伝達量が低下すると考えられる。よって DA+VCS 機能不全では炉心や圧力容器、炉容器冷却設備の健全性も問題となる。しかし炉容器冷却設備の健全性は核物質の環境放出などの重大事象には直接的に発展することはないため、本評価では評価対象外とする。DA+VCS 機能不全における炉心や圧力容器の温度を評価する場合には、圧力容器外表面における輻射熱伝達量を模擬できれば十分である。

圧力容器外表面における輻射熱伝達量は炉容器冷却設備流路における平均熱伝達率により一意的に決定する。輻射熱伝達量と炉容器冷却設備流路での平均熱伝達率の関係を導出するため、Fig. 4-4-1 に示すモデルを考える。圧力容器を無限円筒体系に近似した場合、圧力容器表面から炉容器冷却設備への輻射熱伝達量 Q_r は次式で表される。

$$Q_r = q_r A_1 = \frac{A_1 \sigma (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right) \frac{A_1}{A_2}} \quad \text{Eq. 4.4.1}$$

ここで A は伝熱面積、 T は平均表面温度([K])、 h は熱伝達率であり、添え字の 1、2、 e はそれぞれ圧力容器外側表面、炉容器冷却設備内側表面、炉容器冷却設備内空気を表す。圧力容器と炉容器冷却設備間の自然対流熱伝達を無視すると、炉容器冷却設備における自然対流熱伝達量は輻射熱伝達量 Q_r と定常時にバランスするため、

$$Q_r = A_2 h (T_2 - T_e) \quad \text{Eq. 4.4.2}$$

$$T_2 = T_e + \frac{Q_r}{A_2 h} \quad \text{Eq. 4.4.3}$$

で表される。Eq. 4.4.1 に **Eq. 4.4.3** を代入して、

$$Q_r = \frac{A_1 \sigma \left\{ T_1^4 - \left(T_e + \frac{Q_r}{A_2 h} \right)^4 \right\}}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right) \frac{A_1}{A_2}} \quad \text{Eq. 4.4.4}$$

が得られる。

炉容器冷却設備の流路が部分閉塞する場合、熱伝達率 h が低下すると考えられる。流路の閉塞がない場合の熱伝達率に対する部分閉塞がある場合の熱伝達率の割合(以下単に熱伝達率割合と呼ぶ)を C とする。熱伝達率割合 C を 0.5-1.0 で変化させた場合に、同等の Q_r が得られるような圧力容器表面の輻射率 ε_1 の条件を導出する。 A_1 、 A_2 、 ε_2 、 σ 、 T_e は定数であると考え、熱伝達率割合を 100%から 50%で変化させた場合の等価輻射率は Figure 4.4.3 のようになる。なお本解析に用いた諸定数の値は Table 4.3.1 の通りである。GTHTR300 で採用されている炉容器冷却設備では流路における平均熱伝達率の設計値は $14\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ であり、同等の平均熱伝達率が得られることは数値解析により確認されている [20]。そこで本評価においても閉塞がない場合の平均熱伝達率を $14\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ とする。これより熱伝達率割合と等価輻射率の関係は平均圧力容器表面温度に依存せず、線形で十分近似できることが分かった。そこで DA+VCS 機能不全における低い熱伝達率を模擬するため、上記検討で導出した等価輻射率(Table 4.4.2)を圧力容器外表面から炉容器冷却設備の高温パネルへの輻射熱伝達における輻射率として与えて、減圧事故解析を行う。

Table 4.4.1 Calculation conditions in the heat transfer analysis between RPV and VCS

Reactor pressure vessel (RPV)	
Average temperature of surface; T_1 [K]	800, 750, 700, 650
Radius [m]	3.9761
Height [m]	8.4
Heat transfer area; A_1 [m ²]	209.85
Emissivity (Standard); ε_1	0.72
Vessel cooling system (VCS)	
Average temperature of surface; T_2 [K]	393.15
Radius [m]	4.9761
Height [m]	8.4
Heat transfer area; A_2 [m ²]	262.63
Emissivity; ε_2	0.79
Heat transfer coefficient in normal operation [W/mK]	14, 10.6, 7.8, 5.6
Average air temperature [K]	366

Table 4.4.2 Equivalent emissivity for fractions of heat transfer coefficient

Fraction of heat transfer coefficient	Equivalent emissivity
100%	0.7163
90%	0.6393
80%	0.5622
70%	0.4852
60%	0.4082
50%	0.3312

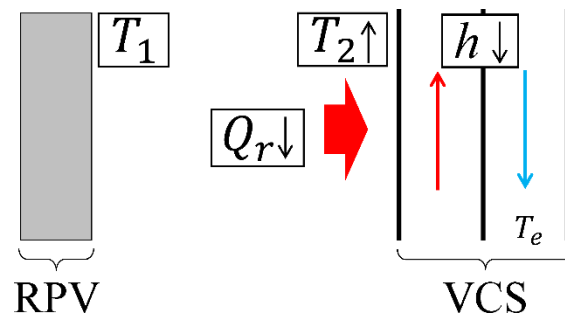


Figure 4.4.2 Heat transfer model between RPV and VCS

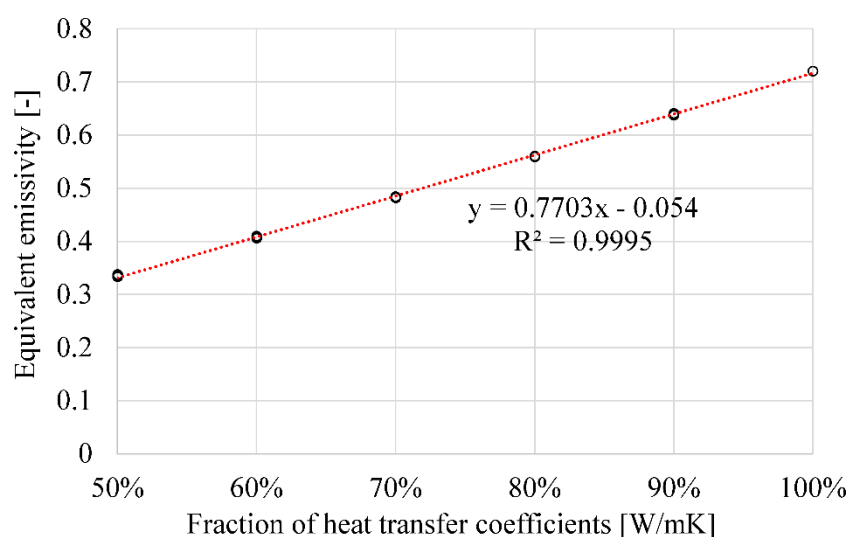


Figure 4.4.3 Relationship between the heat transfer coefficient and the emissivity

4.4.3解析結果

(1) RIA+ATWS

BOC または EOC において、瞬間的な制御棒引抜に伴う反応度挿入事故発生時に原子炉スクラムが起こらない場合の燃料温度や原子炉出力、各種反応度のフィードバックを Figure 4.4.5 から Figure 4.4.9 に示す。各種反応度は事故発生時刻における数値からの変化量を意味する。Figure 4.4.5 及び Figure 4.4.7 より、BOC または EOC において制御棒 1 本の引抜きにより正の反応度が印加された場合、1 秒未満で原子炉出力が急激に上昇し、ほぼ同時に燃料コンパクト温度が上昇し、それぞれ最高値約 1578℃及び約 1535℃となり、燃料設計温度 1600℃を下回ることが明らかとなった。その後原子炉スクラムは起動しないが、燃料及び減速材温度上昇に伴う負の反応度付与により、全反応度は数十秒程度で事故前と同程度に落ち着き、原子炉出力や燃料温度が安定した。このとき燃料コンパクトの平均温度はそれぞれ約 1240℃及び約 1180℃であり、それぞれ事故前よりも 325℃及び 226℃程度上昇した。

3-2 で評価した原子炉スクラムの起動を想定した BOC または EOC における反応度挿入事故においては制御棒 1 本の引抜に伴う正の反応度付与に対して、燃料最高温度は約 1537℃及び約 1423℃であり、原子炉スクラムが起動しない場合でも燃料最高温度は最大 41℃から 112℃程度上昇することが分かった。そして BOC 及び EOC における反応度挿入事故において、妨害破壊行為により原子炉スクラムが起動しない本ケースでも燃料最高温度は設計基準温度を下回り、制御棒引抜 1 本に対しては燃料健全性を維持することができることが分かった。

一方で BOC において 2 本の制御棒引抜に起因する反応度挿入事故で原子炉スクラムが起動しない事象(Case 2-BOC-B)における燃料温度を Figure 4.4.8 に示す。本ケースにおける燃焼最高温度は 2470℃程度となり、燃料設計温度を大幅に上回り、燃料健全性を損なう可能性があることが分かった。

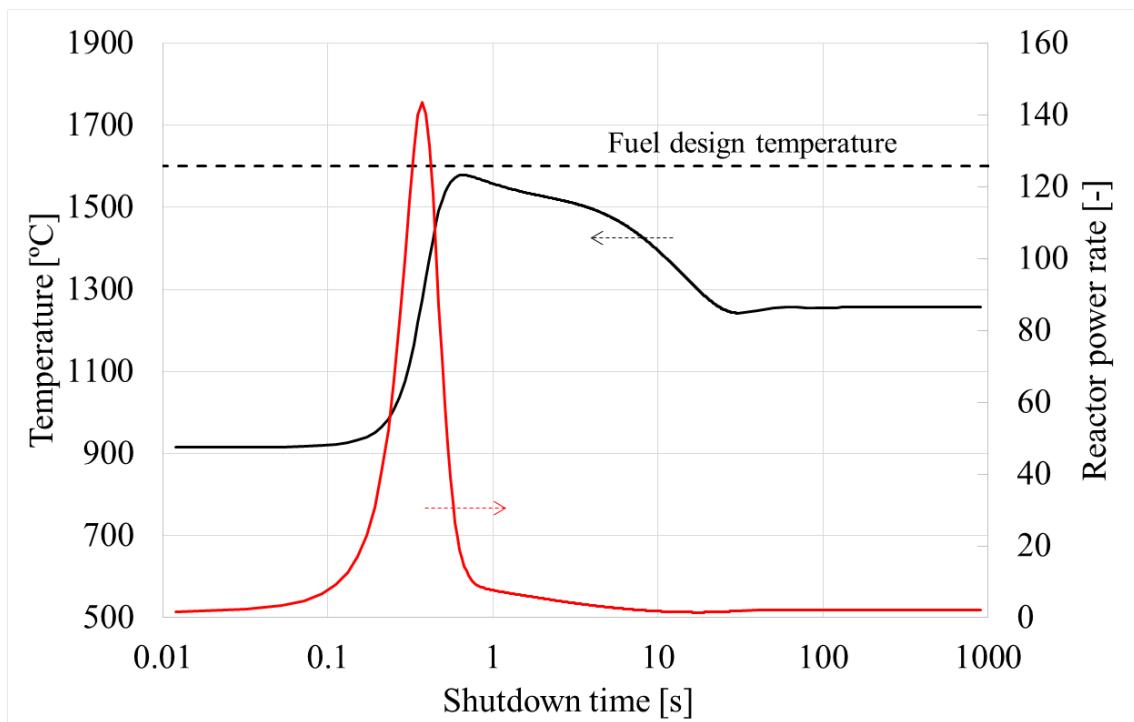


Figure 4.4.4 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 2-BOC-A

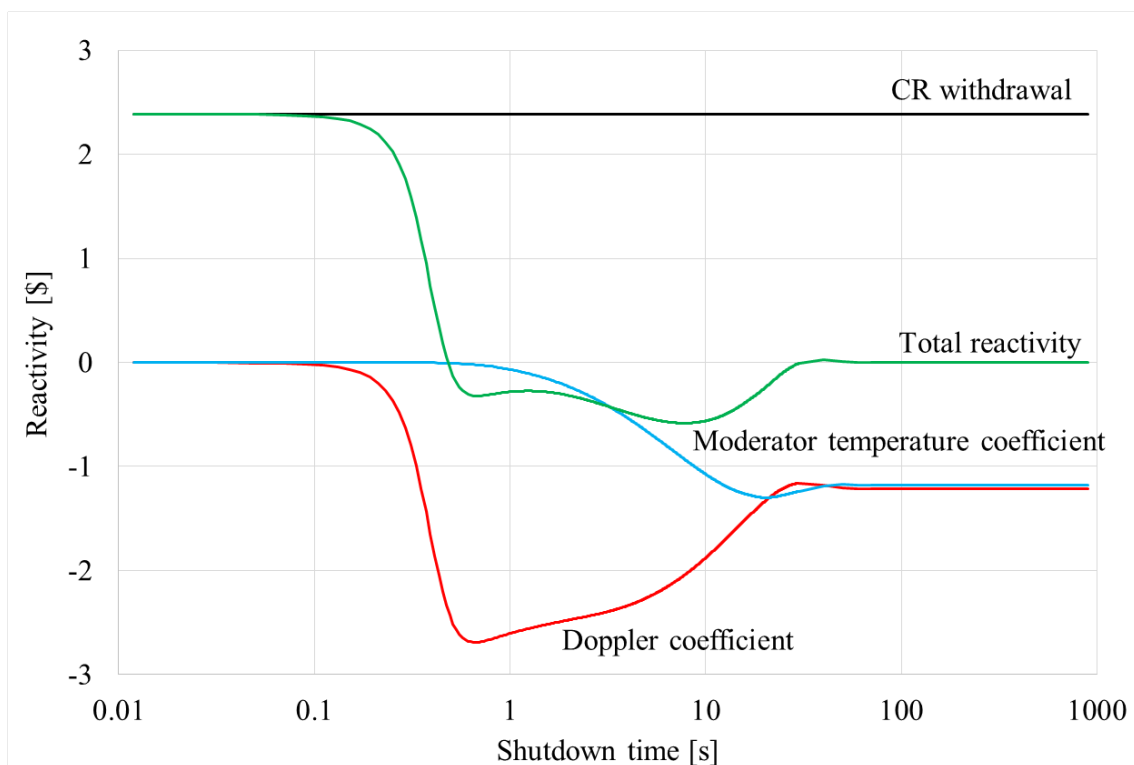


Figure 4.4.5 Reactivity feedback in Case 2-BOC-A

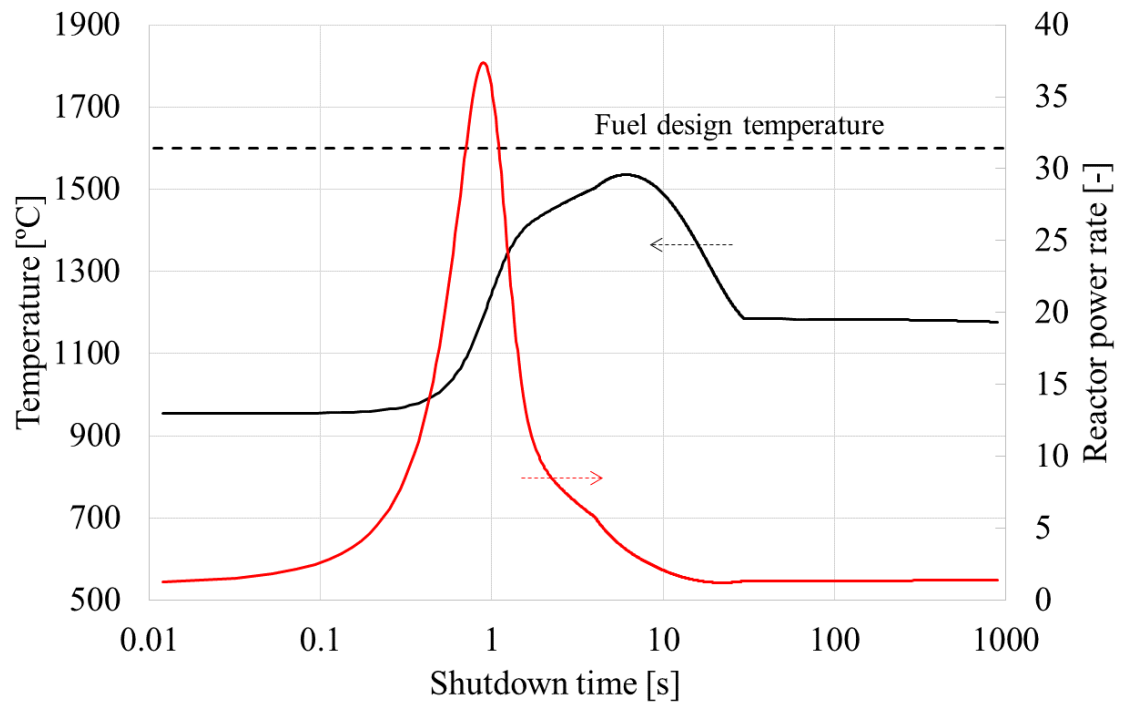


Figure 4.4.6 Maximum fuel temperature and total reactor power in Case 2-EOC-A

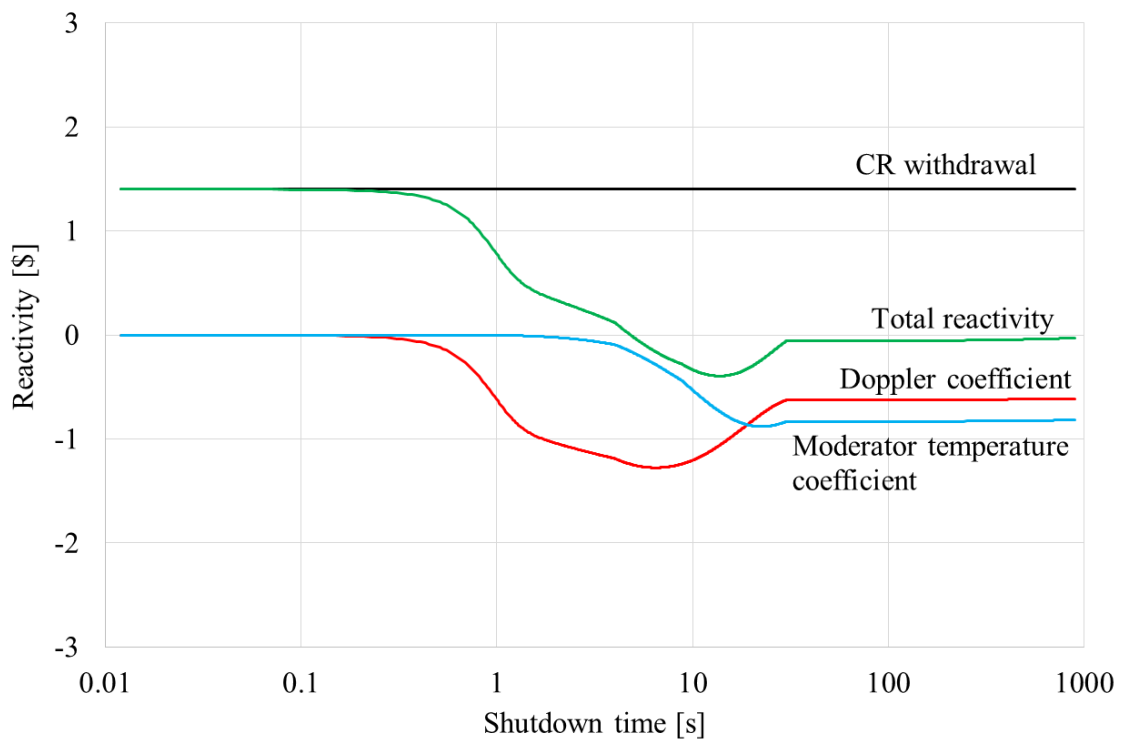


Figure 4.4.7 Reactivity feedback in Case 2-EOC-A

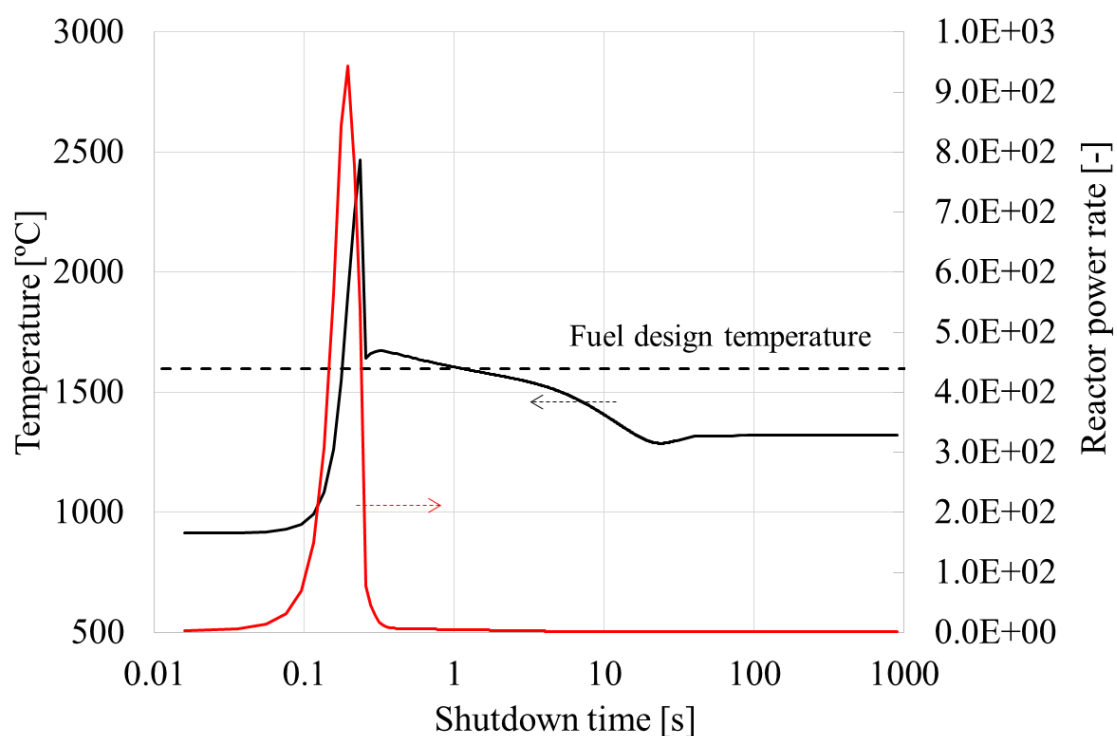


Figure 4.4.8 Maximum fuel temperature in Case 2-BOC-B

(2) DA+VCS 機能不全

DA+VCS 機能不全を模擬した圧力容器外表面から炉容器冷却設備の高温パネルへの輻射熱伝達の等価輻射率を変えたときの燃料及び圧力容器の最高温度を Figure 4.4.9 及び Figure 4.4.10 に示す。炉容器冷却設備機能不全に伴う熱伝達率の低下によって燃料及び圧力容器最高温度が高くなる結果を得た。炉容器冷却設備機能不全がない場合では燃料及び圧力容器最高温度はそれぞれ 1450°C 及び 520°C であったのに対して、炉容器冷却設備流路が閉塞し熱伝達率が 50% に減少したときの燃料及び圧力容器最高温度はそれぞれ約 1516°C 及び約 676°C に増加した。燃料最高温度は約 70°C 程度しか上昇していないのに対して、圧力容器温度は 150°C 以上も上昇し、DA+VCS 機能不全事象における熱伝達率低下は燃料温度よりも圧力容器温度に対して大きな感度を有することが分かった。これは圧力容器表面と燃料間に存在する様々な構造物によって、輻射率を変化させた圧力容器表面から離れた燃料に対する変化が緩和されたためである。ただし燃料最高温度は熱伝達率 50% でも基準温度 1600°C を 80°C 以上下回ることが分かった。一方で圧力容器最高温度は熱伝達率が 80% に減少した場合で、参考値 538°C を上回る結果となった。

以上から敵対者の妨害破壊行為により安全事象よりも更に深刻な炉心影響が予想される DA+VCS 機能不全事象を新たに想定し燃料及び圧力容器最高温度を評価した結果、燃

燃料最高温度が基準温度 1600℃を下回り、燃料健全性が維持され、環境や公衆に対して大きな影響はないと期待されることが明らかになった。

また Figure 4.4.11 に安全評価における想定事故事象及び本評価における安全—セキュリティ複合事象における燃料及び圧力容器の最高温度をまとめた。制御棒 2 本の引抜を伴う反応度挿入事故事象では燃料最高温度が基準温度 1600℃を超過する結果となったが、通常複数本の制御棒が引き抜かれる可能性は考えにくく、3.3 でも機器故障による制御棒 2 本の同時引き抜きの事故発生確率は 4×10^{-10} [炉/年]と試算されている。発生頻度の低い反応度挿入事象や減圧事故事象といった安全事象に加えて、敵対者の妨害破壊行為により更に過酷な安全—セキュリティ複合事象を新たに想定し、燃料温度及び圧力容器温度を評価した結果、燃料最高温度を 1600℃以下に抑え、環境や公衆に対する影響は小さくなると期待されることが明らかとなった。

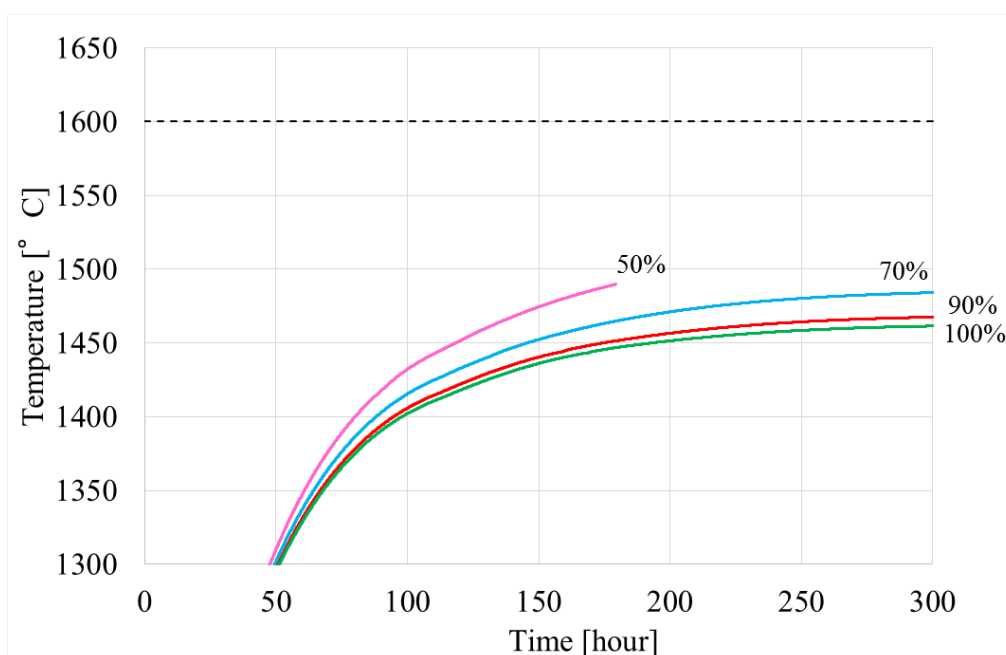


Figure 4.4.9 Maximum fuel temperature in various equilibrium emissivity

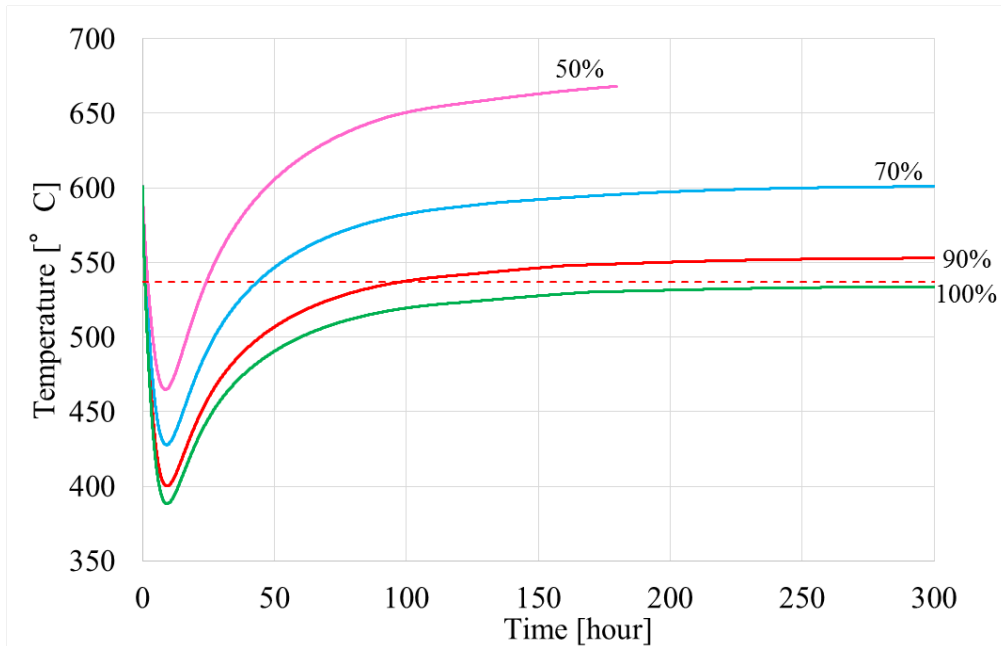


Figure 4.4.10 Maximum RPV temperature in various equilibrium emissivity

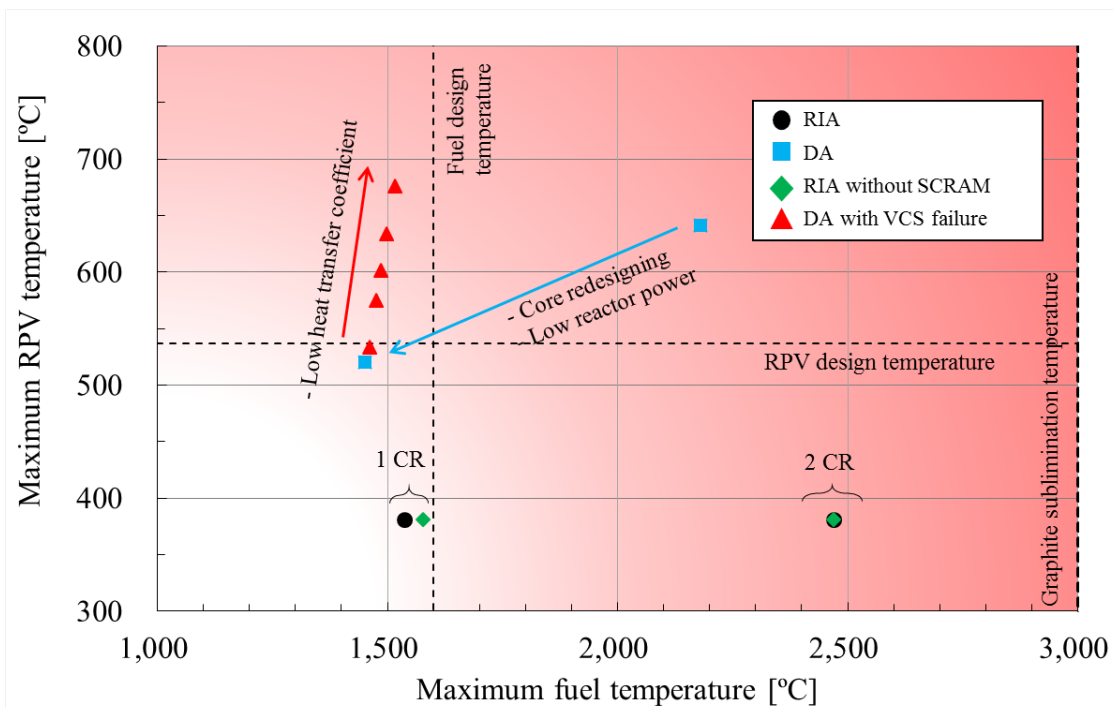


Figure 4.4.11 Maximum fuel and RPV temperature in safety and security events

4.5 本章のまとめ

本高温ガス炉システムの核セキュリティ性を物質的特性、技術的特性、妨害破壊行為に対する原子炉応答の観点から包括的に評価した。

本高温ガス炉システム中の核物質について、非国家主体による核爆発装置製造への **Material attractiveness**(不正利用価値)を評価した結果、**MOX** 粉末に比べて多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核の化学的安定性が処理時間と複雑性を増大し、不正利用価値が低くなることが明らかになった。

同システムの発電所について物理的防護システムを設計し保管燃料に対する盗取や妨害破壊行為の阻止確率を評価し、湿式貯蔵 **MOX** 燃料集合体の場合と比較した結果、乾式燃料貯蔵ピットの物理的境界の違いにより敵対者の行為をより遅延させ重要検知点を一層分安全側に変動させる程の大きな影響を明らかにした。

更に安全—セキュリティ複合事象として、**SCRAM** 失敗を伴う反応度挿入事故や妨害破壊行為により炉容器冷却機能を伴う減圧事故といった事故条件を新たに設定し評価した結果、いずれも燃料最高温度が設計温度を下回るものの、後者については炉容器冷却機能が50%に低下した場合圧力容器最高温度を **676℃**にまで著しく上昇させる新たな技術課題を見出した。

参考文献

- [1] International Atomic Energy Agency, “Nuclear Security Resommendations on Physical Protection of Nuclear Material and Nuclear Facilities (INFCIRC225 Revision 5),” 2011.
- [2] Mary Lynn Garcia, Design Physical Protection System, Elsevier, 2006.
- [3] C. G. Bathke, et. al., Summary of ajoint US-Japan study of potential approaches to reduce the attractiveness of various nuclear materials for use in a nuclear explosive device by a terrorist group, Global 2013, 2013.
- [4] H. Sagara, et. al., 核拡散抵抗性及び核物質防護評価 仮想敵ナトリウム冷却高速炉システム全体のケーススタディ最終報告書(仮訳), JAEA-Review 2013-011, 2014.
- [5] T. Aoki, H. Sagara, C. Y. Han, “Material attractiveness evaluation of inert matrix fuel for nuclear security and non-proliferation,” Annals of Nuclear Energy (On reviewing).
- [6] H. Sagara, H. Tomikawa, M. Watahiki, Y. Kuno, “Feasibility study of passive gamma spectrometry of molten core material from Fukushima Daiichi Nuclear Power Station unit 1, 2, and 3 cores for special nuclear material accountancy,” J. Nucl. Sci. Technol., 2013.
- [7] A. A. Ezoubtchenko, “Proliferation resistance properties of U and Pu isotopes,” Prog. Nucl. Energy, 47, p. 701, 2003.
- [8] M. Takei, et. al, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)照射後燃料再処理,” AESJ, 2, 4, 2003.
- [9] N. Shirasu, T. Yamashita, H. Kanazawa, “Burn-up measurement of irradiated rock-like fuels,” JAERI-Research 2001-018, 2001.
- [10] V. Artisyuk, “Development of methodology to assess proliferation resistance of nuclear heavy metals,” Prog. Nucl. Energy., 50, p. 647, 2008.
- [11] G. T. シーボーグ, “人口超ウラン元素う,” 共立出版, 1965.
- [12] Y. Kimura, et. al., “Evaluation proliferation resistance Pu based on spontaneous fission neutron emission rate,” Ann. Nucl. Energy, 46, p. 152, 2013.
- [13] Y. Kimura, “Evaluation of proliferation resistance of plutonium based on decay heat,” J. Nucl. Sci. Technol, 48, 5, p. 715, 2011.
- [14] Y. Tazawa, C. Tomizuka, T. Miki, 高温工学試験研究炉(HTTR)の燃料取り扱い及び貯蔵設備の設計, 富士時報, 71, 4, 1998.

- [15] GIF, “PR&PP evaluation: ESFR full system case study final report,” GIF/PRPPWG/2009/002, 2009.
- [16] M. L. Garcia, Vulnerability assessment of physical protection systems, Elsevier, 2006.
- [17] Sandial National Laboratory, “Interior intrusion detection systems,” NUREG/CR-5722, SAND91-0948, 1991.
- [18] Headquarters Department of the Army, “Electronic security systems - security engineering,” UFC 4-020-04FA, 2005.
- [19] 片西昌司, 国富一彦, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の安全設計方針,” 日本原子力学会和文論文誌, 2, 1, 2003.
- [20] 片西昌司, 国富一彦, 辻延昌, 前川勇, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の受動的冷却設備の設計,” 日本原子力学会和文論文誌, 3, 3, p257, 2004.
- [21] International Atomic Energy Agency, “The structure and content of agreements between the Agency and States required in connection with the treaty on the non-proliferation of nuclear weapons,” INFCIRC153, 1972.
- [22] B. Pellaud, “Proliferation aspects of plutonium recycling,” J. Nucl. Mat. Management, 31, 1, 2002.
- [23] H. Sagara, et. al., “Irradiation analysis of U, Am samples irradiated in experimental fast reactor,” Prog. Nucl. Energy, 53, p. 952, 2011.

第 5 章 核不拡散性

第5章 核不拡散性

5.1 背景

核不拡散性において国家による脅威を対象としている特性は核拡散抵抗性である。核拡散抵抗性は核兵器やその他核爆発装置の獲得を目論む国家による核物質の転用や未申告生産、原子力技術の不正使用を妨げる原子力システムの特長として定義されている [1]。核拡散抵抗性は内在的特性と外在的特性に分けられる。内在的特性は原子力システムまたは要素の固有の特性または物質的設計特性に関する形容詞であり、兵器利用を困難にする物質の高い発熱量などが一例として挙げられる。内在的特性は更に発熱、線量、化学的形態、同位体組成、質量、核物質の検知しやすさなどの物質障壁と施設へのアクセス性、核物質の存在量、検知性、保障措置適用性などの技術障壁に分類できる。一方で外在的特性は国家やその他機関によって核拡散や盗取、妨害破壊を妨げるために実施される制度的、法的、運営上の措置による制度障壁を指し、国際法や条約、協定、貿易協定、国際保障措置や検認活動などが挙げられる。

核不拡散の確保が求められる中で、保障措置の費用対効果向上や燃料サイクルに関わる政策的意思決定において、核拡散抵抗性の評価は重要である。核拡散抵抗性を物質的特性、技術的特性、制度的特性に基づき評価する手法は様々研究されている。MOX 燃料を軽水炉や高速炉で用いる Pu 燃料サイクルの核拡散抵抗性評価に対しては多くの試みがなされている一方で、不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる超ウラン燃料サイクルの技術的特性や制度的特性を含めた核拡散抵抗性評価はほとんど実施されていない [2, 3, 4]。そこで本研究では不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる先進的 TRU 燃料サイクルに対して、物質的特性、技術的特性、制度的特性の全てを踏まえた核拡散抵抗性詳細分析を実施し、MOX 燃料装荷軽水炉を用いる Pu 燃料サイクルと比較する。

また核物質の物質的特性に基づき、核物質固有の核拡散抵抗性を評価する手法も提案されている。保障措置の費用対効果向上を狙い、保障措置プログラムにおける核物質の分類を内在的核拡散抵抗性の物質的特性に基づく、Attractiveness Level が提案されている [5]。Attractiveness Level では代表的な核物質を 5 つのレベルに分類しているが、その評価基準については明示されていない。またロス・アラモス国立研究所の研究グループが提案している Figure of merit (FOM) は臨界量や発熱量、自発核分裂中性子放出率などの物質的特性に基づき、核物質の魅力度を定量的に評価できる関数である [6]。また FOM と同様に核拡散抵抗性の内在的特性を評価指標として、臨界量や発熱量、自発核分裂中性子放出率だけでなく核物質の潜在的な爆発エネルギー特性を加味した ATTR 指標も提案されている [7]。本研究対象としている多重被覆粒子を用いた不活性母材燃料は化学的安定性あるいは化学的処理の複雑さによって、核物質の運搬や処理における核拡散抵抗性の向上が見込まれるものの、上記の評価手法には核物質の運搬や処理における核拡散抵抗性を内包していない。一方で核物質の運搬や処理に関連した特性を含めた物質的特性に基づき、非国家主体にとっての核

物質固有の有用性を表す指標として **Material attractiveness** (不正利用価値)が提案されている [6]。そこで不活性母材燃料装荷高温ガス炉を用いる先進的 TRU 燃料サイクルの核物質について、国家にとっての核物質の有用性として、**Material attractiveness** (不正利用価値) の概念を部分修正した上で適用し、核物質固有の核拡散抵抗性を定量的に評価する。

また核不拡散を達成する技術的方策のひとつ、国際保障措置に基づく施設における核物質の計量管理が挙げられる。計量管理は IAEA—国家間の保障措置協定の中の要求事項を満たすために、施設運営者や国内計量管理制度によって実施される核物質の計量を指す。保障措置において、計量管理は保障措置結論の導出に必要なデータの入手及び物質不明量 (MUF) やその測定誤差 (σ_{MUF}) の評価を担うため非常に重要である。計量管理において核物質の測定精度は、保障措置結論導出やその信頼性において、非常に重要な要素のひとつである。計量管理に用いる既存の核物質の体積や重量に対する破壊測定や非破壊測定で許容される偶然誤差や系統誤差については IAEA により国際目標値(International target value; ITV)がまとめられている [8]。次世代保障措置イニシアチブ(NGSI)使用済燃料非破壊測定プロジェクトでは、多量の中性子を放出する Cm を含有する軽水炉ウラン使用済燃料における正確な Pu 量測定のための先進的な NDA 手法が研究されている [9]。研究対象としている不活性母材燃料は革新的な TRU 燃料であり、燃料中の Pu などの特殊核物質の測定手法はいまだ確立されておらず、今後研究開発が必要である。不活性母材燃料に対する Pu 量測定手法の研究開発に当たっては、開発目標となる Pu 量測定精度を導出する必要がある。そこで本研究では保障措置結論の導出に必要な Pu 量測定精度を導出する。

本章では MOX 燃料装荷軽水炉と比べて、不活性母材燃料装荷高温ガス炉の特徴が核セキュリティ性に与える影響を評価する。具体的には不正利用価値に基づき、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料の化学的安定性や低い Pu 含有量などが核拡散抵抗性に与える影響を評価する。また PRAETOR を用いた核拡散抵抗性評価に基づき、物質的特性のみならず、技術障壁や制度障壁による核拡散抵抗性への影響を比較評価する。最後に不活性母材燃料装荷高温ガス炉システムにける計量管理において、保障措置結論の導出に必要な Pu 量測定精度を導出する。

5.2 不正利用価値

5.2.1 評価手法

核不拡散性における物質的特性について、4.2 の核セキュリティ性における不正利用価値評価と同様に不正利用価値に基づき評価する。ここでは国家による核物質の NED への転用を想定し、不活性母材燃料装荷不活性母材燃料サイクルの核物質の不正利用価値について議論する。国家に対する不正利用価値の評価手法は 4.2 と同様、NED 製造工程を 3 フェーズに分け、想定脅威の特徴からフェーズ毎に有効な不正利用価値評価指標を選定し、それぞれについての定量評価結果を区分分け基準に基づき分類する等級別手法である。

評価対象核物質は核セキュリティ性における不正利用価値評価を行った不活性母材燃料装荷高温ガス炉及び MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの燃料製造施設及び原子力発電所に保管される核物質である。NED 製造に使われる最終目的物質として、非国家主体に対して不正利用価値が最も高かった金属 Pu のみを考える。本評価においても特に特徴的な特性を有する不活性母材燃料や多重被覆粒子燃料の 3S 特性に対する影響評価を主な目的としているため、その特徴が現れる燃料製造施設及び原子力発電所のみを評価対象とする。

核物質の悪用を企む想定脅威である仮想的な国家については、以下のような能力や特徴を有すると仮定した [10]。(a) 先進的ナトリウム冷却高速炉の運転により電力を生産しており、次世代バックエンドソリューションを有する、(b) 核物質の入手は容易である、(c) 核物質の転用に必要な処理を行うための施設へのアクセスは容易である、(d) NED としての信頼性を 50%以上が担保される核出力信頼性の高い核兵器製造を目標としている、(e) 照射や濃縮は行わない、(f) 区分 I 相当核物質量の入手を目論む。

基本的に対非国家主体の不正利用価値評価に用いた手法を、対国家の不正利用価値評価に適用する。ただし不正利用価値評価に用いる評価指標とカテゴリー分けにおける評価基準については脅威の想定によって変わる。上記の(a)核物質の入手は容易である、(b)核物質の転用に必要な処理を行うための施設へのアクセスは容易である、との想定脅威の特徴から Figure 4.2.2 に示した NED 製造工程における取得フェーズは障害なく突破されるとして、対国家の不正利用価値評価では処理フェーズと使用フェーズの評価指標を適用する。核セキュリティ性評価では処理フェーズで処理時間と複雑性を指標として用いた。しかし国家の本想定では処理工程の複雑さに十分対応し出来る設備が整っており、障害にはならないと考えられる。そこで本不正利用価値評価では処理フェーズの指標として処理時間を考える。使用フェーズにおける評価指標としては BCM と発熱量が考えられる。自発核分裂中性子放出率についても、脅威となる国家の技術力によって、不正利用価値の指標となるかが変わる。

<処理フェーズ：処理時間>

国際機関(IAEA)による査察を受け入れている国家にとって処理時間は大きな懸念事項となる。なぜなら処理時間が査察頻度よりも長い場合、申告核物質の転用をIAEAに検知され、

国際連合の安全保障理事会の決定次第で、経済制裁などの制裁措置がとられる可能性があるためである。そこでIAEAが提唱しているConversion time (処理時間)を本評価における指標とする。処理時間は“the time required to convert different forms of nuclear material to the metallic components of a nuclear explosive device”と定義されている [11]。IAEAの処理時間は未照射直接転用物質、照射済直接転用物質、非直接利用物質など核物質毎の保障措置におけるIAEA適時性検知目標の決定及び査察頻度の決定に用いられる重要な指標である。IAEAは様々な核物質の処理時間をTable 5.2.1のようにまとめている [11]。

本評価では TRISO や不活性母材燃料核を含んだ不活性母材燃料も処理の対象となる。その処理時間は IAEA によって評価されていない。TRISO 燃料や不活性母材燃料核は化学的に安定であり、Pu 抽出が困難である。前述の通り、不活性母材燃料からなる ROX 燃料を 420K、3mol の熱濃硝酸で 3 日間漬けたときの、Zr や Al などの溶出割合が報告されている [12]。Pu は安定化ジルコニアが形成する蛍石型結晶内に安定的に取り込まれている。ROX において Zr を含む唯一の相である。実験結果より Zr について 2%の溶出が確認されたことから、Zr 溶出と同時に Pu の溶出が起これと考え、2%程度の Pu 溶出が想定される。そこで処理時間 t に対する Pu 溶出量を推算する。Pu 量を M 、単位時間当たりの溶出率を C とおくと、微小時間 Δt における Pu 量変化量 ΔM は

$$\Delta M = -M \times C \Delta t$$

と表されることから

$$\frac{M}{M_0} = \exp(-Ct)$$

が得られる。よって溶出率は $C=0.006734$ [1/日] となり、未照射直接利用物質の適時性検知目標である 1 ヶ月では $M/M_0=0.81$ であり、非直接利用物質の適時性検知目標である 12 ヶ月では $M/M_0=0.08$ であり、それぞれ約 20%及び約 90%が溶出すると推定される。溶出率が常に一定という仮定に基づいているが、定性的に溶出量は減少すると考えられることから、保守的な仮定である。以上から不活性母材燃料核から Pu 金属を抽出する処理工程だけでも、1 ヶ月から最大 12 ヶ月程度を要すると考えられる。1 カ月から 12 カ月の処理時間は IAEA の処理時間において照射済み Pu 以上、低濃縮 U 以下に相当する時間である [11]。本研究では TRISO 及び不活性母材燃料核の処理時間を 1 ヶ月から 12 ヶ月とする。

Table 5.2.1 Estimated material conversion times for finished Pu or U metal component

Beginning material form	Conversion time
Pu, HEU or ^{233}U metal	Order of days (7–10)
PuO ₂ , Pu(NO ₃) ₄ or other pure Pu compounds; HEU or ^{233}U oxide or other pure U compounds; MOX or other non-irradiated pure mixtures containing Pu, U ($^{233}\text{U} + ^{235}\text{U} \geq 20\%$); Pu, HEU and/or ^{233}U in scrap or other miscellaneous impure compounds	Order of weeks (1–3) ^a
Pu, HEU or ^{233}U in irradiated fuel	Order of months (1–3)
U containing <20% ^{235}U and ^{233}U ; Th	Order of months (3–12)

^a This range is not determined by any single factor but the pure Pu and U compounds will tend to be at the lower end of the range and the mixtures and scrap at the higher end.

<BCM あたりの自発核分裂中性子放出率 (Spontaneous fission neutron emission rate; SFN)>

自発核分裂中性子放出率は放射性崩壊の一種である自発核分裂によって放出される 1 秒あたりの平均中性子数を表している。NED に用いられる核物質の自発核分裂中性子放出率が大きい場合、爆縮式の NED では未臨界状態の核物質を周囲に設置した爆薬による圧縮及び反応度投入過程で、理想的な超臨界状態に到達する前に核分裂連鎖反応を開始させてしまう早期爆発を起こす可能性が高くなってしまう。早期爆発は NED の出力が大幅に低下するため、自発核分裂中性子放出率は NED の核出力への信頼性に関わる。そのため技術力の低い脅威に対しては、自発核分裂中性子放出率は有効な評価指標となる。一方圧縮過程で圧縮波の伝播速度が十分に速いと、早期爆発が起こる前に超臨界を達成できる確率が増加する。想定脅威が高度な爆縮技術を有する場合、自発核分裂中性子放出率は不正利用価値の低下に寄与しない。そこで以下のように脅威として 2 つの技術レベルの国家を想定する場合の不正利用価値評価を評価する。

Pu 同位体の中で大きな自発核分裂中性子放出率を有する ^{240}Pu が ^{239}Pu に含まれている Pu 金属について、 ^{240}Pu 同位体割合と早期爆発を起こす確率の関係に基づき、Pu を分類している。B. Pellaud や Y. Kimura ら [13]によって研究されている。B. Pellaud [14]は ^{238}Pu や ^{242}Pu といった ^{240}Pu 以外の偶数 Pu 同位体が混在した状態を含めての評価基準を策定しており、 ^{240}Pu 同位体割合で 7%以下を兵器級、18%以下を燃料級、30%以下を原子炉級、30%以上を MOX 級としている。一方で Y. Kimura らは ^{239}Pu に対して ^{240}Pu のみを添加したときの評価基準を策定しており、 ^{240}Pu 同位体割合で 10%以下を兵器級、30%以下を利用可能級、30%以上を使用不能級としている。本研究では ^{240}Pu 同位体割合 7~10%、30%を基準に、各 ^{240}Pu 同位体割合の δ 相 ^{239}Pu — ^{240}Pu 金属の BCM を導出し、作成した自発核分裂中性子放出率の評価基準を Table 5.2.2 に示す [15]。また脅威として国家を想定する場合の全評価指標の評価基準を Table 5.2.3 にまとめる。

Table 5.2.2 Categorization based on the spontaneous fission neutron emission rate in this assessment

Index	Doping ratio of ^{240}Pu [%]	SFN [neutron/s/BCM]
1	<(7-10)	$< 1.56 \times 10^6$
2	(7-10)-30	$1.56 \times 10^6 - 5.62 \times 10^6$
3	>30	$5.62 \times 10^6 <$

Table 5.2.3 Scale for material attractiveness evaluation in non-proliferation [16]

Category	Processing phase	Utilization phase		
	Conversion time	BCM[kg]	Heat content [W/BCM]	SFN [neutrons/s/BCM]
1	1 week (Non-irradiated metal)	<80	<1292	$<1.56 \times 10^6$
2	1-3 weeks (Non-irradiated compound)	80-800	1292-6274	$1.56 \times 10^6 - 5.62 \times 10^6$
3	1-3 months (Irradiated material)	800-4000	6274<	$5.62 \times 10^6 <$
3/4	1-12 months (TRISO fuel and IMF)			
4	3-12 months (Low enrichment uranium)	4000<		

5.2.2 評価結果

評価対象物質について、想定脅威である国家にとっての不正利用価値を表すフェーズ毎の指標(処理フェーズ：処理時間、使用フェーズ：BCM、発熱量、自発核分裂中性子放出率)を定量的に評価した結果を Table 5.2.4 に示す。使用フェーズの指標については、3.2 にて最終目的物質を金属 Pu とした各評価対象物質の評価した結果と同等である。Table 5.2.3 の評価基準を用いて、核物質毎に不正利用価値を導出した結果を以下にまとめ、議論する。

Table 5.2.4 Evaluation results of indexes for non-proliferation features assessment [16]

不正利用価値に有効な処理時間、BCM、発熱量のカテゴリーについて、燃料製造施設における燃料要素(不活性母材燃料装荷高温ガス炉: TRISO 粒子燃料、不活性母材燃料核; MOX 燃料装荷軽水炉: MOX 粉末)、中間製造物(不活性母材燃料装荷高温ガス炉: 炭化物燃料コンパクト; MOX 燃料装荷軽水炉: MOX 燃料棒)をそれぞれ Figure 5.2.1 及び Figure 5.2.2 に示す。また燃料製造施設における新燃料及び使用済み燃料(不活性母材燃料装荷高温ガス炉: 新燃料ブロック及び使用済み燃料ブロック、MOX 燃料装荷軽水炉: 新燃料集合体及び使用済み燃料集合体)の不正利用価値評価結果を Figure 5.2.3 に示す。

Figure 5.2.1 及び Figure 5.2.2 より MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルと不活性母材燃料装荷不活性母材燃料サイクルの核物質では高技術水準国家を想定した場合と同様に、使用フェーズの自発核分裂中性子放出率、発熱量及び BCM について、区分を変えるほどの有意な差はない結果となったが、不活性母材燃料装荷不活性母材燃料サイクルの核物質は TRISO や不活性母材燃料核の化学的安定性による処理時間の増大に伴い不正利用価値を低下する結果となった。

また Figure 5.2.3 より、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクルの照射前後の燃料を比較すると、使用済み MOX 燃料集合体では処理フェーズにおいて FP 分離プロセスを含むことで処理時間が増大することから不正利用価値を低減することが分かった。一方で不活性母材燃料装荷不活性母材燃料サイクルの照射前後の燃料を比較すると、使用済み不活性母材燃料ブロックでは、高燃焼度燃焼に伴う偶数 Pu 割合増大によって発熱量が増大し、使用フェーズにおいて不正利用価値が低下する結果となった。照射による処理時間と複雑性のカテゴリーの変動がないものの、TRISO や不活性母材燃料核を利用しているため、照射前の HTGR 燃料ブロックの時点で使用済み MOX 燃料集合体よりも不正利用価値が低くなることが明らかとなった。

ここで使用済みウラン酸化物燃料の対国家の不正利用価値を考察する。使用済みウラン燃料には全重金属重量に対しておよそ 1% の Pu が存在する。よって国家による使用済みウラン燃料中 Pu の NED への転用も核不拡散上の脅威として考えられる。ここで使用済みウラン燃料を再処理し回収した Pu を導入した多重被覆粒子燃料及び未照射不活性母材燃料における Pu 組成は使用済みウラン燃料とおおよそ同じであると考えられる。実際には冷却期間の有無により Pu 組成は若干変動するものの、使用済みウラン燃料と多重被覆粒子燃料及び未照射不活性母材燃料の不正利用価値を比較したとき、使用フェーズの BCM や発熱量、自発核分裂中性子数には著しい差はないと考えられる。対国家の不正利用価値の最後の指標である処理フェーズの処理時間については、照射済みウラン燃料では 1-3 ヶ月、未照射不活性母材燃料では 1-12 ヶ月であり、未照射不活性母材燃料は照射済みウラン燃料よりも

同等以上の処理時間を要する。以上から未照射不活性母材燃料は照射済みウラン燃料よりも同等以下の不正利用価値であり、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料は未照射でありながらも、その特異な化学的安定性によって、照射済みウラン燃料級の不正利用価値となることが明らかとなった。

一方で現行の保障措置においては IAEA が定める転換時間に基づき、査察頻度に関わる適時性検知目標が決定される。この適時性検知目標は転換時間に基づき未照射直接利用物質で 1 ヶ月、照射済み直接利用物質で 3 ヶ月、非直接利用物質で 1 年とされている [11]。未照射の Pu 化合物である未照射不活性母材燃料は未照射直接転用物質に該当するため、適時性検知目標は 1 ヶ月である。しかし上記議論から多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料は未照射でありながらも、照射済み直接利用物質である照射済みウラン燃料級の不正利用価値となることから、照射済み直接利用物質として適時性検知目標を 3 ヶ月にまで伸ばすことができる可能性がある。以上から不正利用価値評価結果から多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料に対する保障措置において、査察頻度を現行の 3 分の 1 に低減し、保障措置のコスト低減や合理化の可能性を明らかにした。

以上から脅威として国家を想定する場合、Pu などの直接使用物質を化学的に安定な TRISO や不活性母材燃料核の形態にした場合は照射の有無に関わらず、処理時間の増大によって、MOX 燃料装荷軽水炉燃料サイクル中の核物質よりもその核物質の不正利用価値を使用済みウラン燃料級まで低下できることを明らかにし、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料に対する保障措置の合理化の可能性を明らかにした。また使用済み MOX 燃料集合体と比べると、使用済み不活性母材燃料ブロックではより高い燃焼度燃焼によって偶数 Pu 割合がより大きくなり、使用フェーズにおける発熱量がより更に不正利用価値を低下することが分かった。

Figure 5.2.1 Material attractiveness of fuel elements in the fuel fabrication facility for states with medium level technology [16]

Figure 5.2.2 Material attractiveness of intermediate products in the fuel fabrication facility for states with medium level technology [16]

Figure 5.2.3 Material attractiveness of fuel in the nuclear power plant for states with medium level technology [16]

5.3 核拡散抵抗性

5.3.1 核拡散抵抗性の評価手法

核拡散抵抗性は核兵器やその他核爆発装置の獲得を目論む国家による核物質の転用や未申告生産、原子力技術の不正使用を妨げる原子力システムの特長として定義されている [1]。原子力発電への需要が高まっている中で、原子力システムにおける核拡散抵抗性の向上は原子力の平和利用に重要である。核拡散抵抗性評価は先進的燃料サイクルの導入に関する原子力政策決定に役立つだろう。また同様に核拡散抵抗性評価は核燃料サイクルの核不拡散上の脆弱な箇所を明らかにし、核燃料サイクルの核拡散抵抗性の改善措置を取ることが可能だろう。

核拡散抵抗性評価手法開発には様々な試みがなされてきた。第 4 世代国際フォーラムの核拡散抵抗性及び物理的防護ワーキンググループでは段階的な核拡散抵抗性評価手法が提案された [17]。IAEA は核拡散抵抗性の内在的及び外在的特性を 2 から 5 の区分に分類する核拡散抵抗性評価手法の適用に関するガイダンスを公開している [18]。米国エネルギー庁の国際的民生原子力発電システムの核拡散抵抗性向上の技術的機会(TOPS)に関する作業部会では核物質や原子力施設、システム設計などの固有の内在的特性に基づく核拡散抵抗性評価手法が提案された [19]。テキサス A&M 大学では燃料サイクルに関する 68 もの特性値から核拡散抵抗性を表す 1 つの指標に落とし込む PRAETOR コードと呼ばれる核拡散抵抗性評価分析(PRAETOR)コードが開発された [20, 21]。

PRAETOR コードは Multi-Attribute Utility Analysis (MAUA)法に基づく評価コードである。MAUA 法とは核物質の転用や盗取の経路の魅力度を表す効用関数を用いた良く練られた決定分析技術である [22]。MAUA 法では拡散主体による転用経路を特徴付ける特性について、効用値 u や効用関数 $u(x)$ を定義する。効用値は大きな値ほど拡散主体にとって魅力的であることを意味し、最も高い効用を示す場合には $u = 1$ とする。例えば拡散主体が考慮するであろう転用に関わるコストや時間、物質、その他の特徴に関する特性の集合を考える。それぞれの特性について、その優先度や独立性などに基づいて重み付け係数 k を設定し、重み付けを行なう。このとき式(1)及び(2)を満たす。

$$1 + K = \prod_{i=1}^n (1 + Kk_i) \quad \text{Eq. 5.3.1}$$

$$1 + Ku(x_1, x_2, \dots, x_n) = \prod_{i=1}^n (1 + Kk_i u_i(x_i)) \quad \text{Eq. 5.3.2}$$

PRAETOR コードでは MAUA 法に基づき、Figure 5.3.1 のように 3 段階に渡って重み付け平均を行うことで核拡散抵抗性が評価される。第一段階では 68 個の入力データを 11 のサブグループに、第二段階では 11 のサブグループを転用(Diversion)、運搬(Transportation)、処理(Transformation)、兵器製造(Weaponization)の 4 つの工程に、第三段階では 4 つの工程から 1 つの「総合的 PR 値」にまとめる。転用工程は 1SQ の特殊核物質を含有する核物質の未

申告移転からなる。運搬工程では 1 有意量の核物質を転用の敷地から処理施設へ運搬する。処理工程では兵器利用可能な金属形態に転換する。兵器製造工程では数キロトン以上の出力を有し運搬可能な核爆発装置の設計、製造を扱う。PRAETOR コードの第 3 層評価から得られる 0 から 1 の「総合的 PR 値」あるいは第 1 層及び第 2 層の効用値については、より高い値が、より高い核拡散抵抗性であることを意味する。本総合的 PR 値は絶対値ではなく、相対値である。様々な燃料サイクルの核拡散抵抗性を比較することは、原子力設計者や意思決定者が第 1 層や第 2 層の結果を分析することでシステムの脆弱性を明らかにし、その脆弱性を低減するのに役立つだろう。

高温ガス炉新燃料や使用済燃料の転用を想定したシナリオについて 68 のインプットを用意した。PREATOR コードはこのインプットを利用することで各々の転用シナリオに対して「総合的 PR 値」を導出する。これは異なるシナリオ同士の比較にのみ使われるべきである。核拡散抵抗性値における 20% の差違は有意な変化であると考えられる。PREATOR コードで利用されている MAUA 法では加法的な評価方法もあるが、本研究では乗法的評価方法を用いた。これにより、極端な効用値がより重みを持って結果に反映されるようになる。すなわち突出して核拡散抵抗性を低下あるいは向上する要素がある場合に、その寄与がより顕著に反映される。

また PREATOR コードに用いられる重み付け係数 k については科学的あるいは客観的手法によって決定する研究や決定された重み付け係数の妥当性について十分に議論されてはいない。重み付け係数に対して専門家の判断に基づく値を用いる場合も報告されているが、あくまで専門家による恣意的な判断や価値観に基づく評価となり、客観性を失ってしまう。そこで本研究では全評価において均一な重みを与え、特性毎の燃料サイクルの核拡散抵抗性への寄与の大きさを考慮しないこととする。このとき評価結果の総合的 PR 値により様々な燃料サイクルの核拡散抵抗性を評価するものの、総合的 PR 値による比較は重視せず、第 2 層ひいては第 1 層における効用値や評価値に基づく分析を実施することによって、核拡散抵抗性の差違や着目している燃料サイクルの脆弱性を議論する。

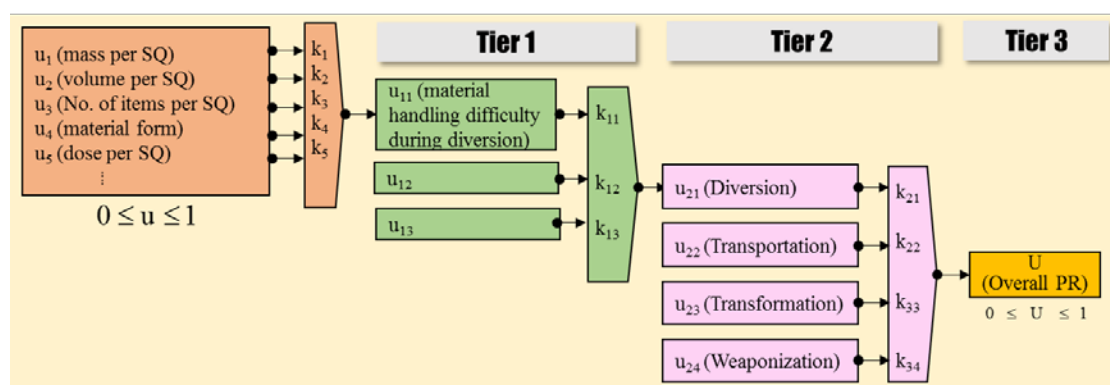


Figure 5.3.1 Conceptual diagram of PRAETOR code

評価対象のシナリオを Table 5.3.1 にまとめる。シナリオ毎に 68 個のインプットファイルを作成し、PREATOR コードを用いて核拡散抵抗性を評価する。各シナリオの核拡散抵抗性評価結果を比較し、核拡散抵抗性に対する照射の有無、IAEA 保障措置や物理的防護措置の適用有無、不活性母材燃料の化学的安定性の影響や不活性母材燃料と軽水炉用 MOX 燃料との核拡散抵抗性の差違を定量的に評価する。

Table 5.3.1 Scenarios of proliferation resistance evaluation

Scenarios	Target material	IAEA safeguards*	PPS**	Pu extraction rate
Scenario-A1	Fresh fuel blocks	O	O	100%
Scenario-A2	Spent fuel blocks	O	O	100%
Scenario-B1	Fresh fuel blocks	X	O	100%
Scenario-B2	Fresh fuel blocks	Improved	O	100%
Scenario-C	Fresh fuel blocks	O	X	100%
Scenario-D1	Fresh fuel blocks	O	O	20%
Scenario-D2	Fresh fuel blocks	O	O	2%
Scenario-E-1 ^[1]	LWR fresh fuel assemblies	O	O	100%
Scenario-E-2 ^[1]	LWR spent fuel assemblies	O	O	100%

(1) Scenario-A1, Scenario-A2

TRU 装荷型不活性母材燃料サイクルにおいて、IAEA 保障措置と物理的防護措置が施されている原子力発電所から燃料ブロックを短期間に転用するシナリオ。最終的に 1SQ の金属 Pu を得ることを前提に、新燃料ブロック 10 個を転用する Scenario-A1、使用済燃料ブロック 19 個を転用する Scenario-A2 で扱う。短期間とは物質収支期間を超過しない期間を意味している。すなわち長期に渡って少量の核物質を少しずつ転用するシナリオは想定していない。

核物質の発熱量は核分裂生成物から放出される α 線及び β 線が燃料中に落とすエネルギーに基づき、線量や遮蔽体の厚みはモンテカルロ法中性子・光子輸送計算コード MCNP6.1 及び核データライブラリ JENDL4.0 に基づき、Pu 金属からの自発核分裂中性

子数や発熱量についても Pu 組成からそれぞれの崩壊定数などの核データに基づいて評価する。

IAEA 保障措置としては、核不拡散条約(NPT)及び包括的保障措置協定に基づき IAEA により核物質や原子力施設に対して実施される一連の保障措置活動や同協定により締約国が義務付けられている国内計量管理制度に基づく核物質計量管理を意味する。

(2) Scenario-B1, Scenario-B2

TRU 装荷型不活性母材燃料サイクルにおいて、物理的防護措置が施されている原子力発電所から 10 個の新燃料ブロックを短期間に転用するシナリオ。ただし Scenario-B1 では IAEA 保障措置を一切適用していない。Scenario-B2 では強化型 IAEA 保障措置として、貯蔵核物質量の低減や施設変更の余地がない施設設計、プロセス監視による転用検知、衛星画像分析の追加適用を考えた IAEA 保障措置の実施を想定した。

(3) Scenario-C

TRU 装荷型不活性母材燃料サイクルにおいて、物理的防護措置は適用されておらず、IAEA 保障措置のみ施されている原子力発電所から 10 個の新燃料ブロックを短期間に転用するシナリオ。

(4) Scenario-D1, Scenario-D2

TRU 装荷型不活性母材燃料サイクルにおいて、IAEA 保障措置と物理的防護措置が施されている原子力発電所から 10 個の新燃料ブロックを短期間に転用するシナリオを考える。ただし前述の通り不活性母材燃料が化学的に安定であることを考慮し、適時性目標までに処理工程を経ても、Pu の全量が抽出できない場合を想定する。燃料核は TRISO 粒子燃料から機械的に取り出すことができる [23]。一方で不活性母材燃料については、3 日間で 3M 硝酸中 150℃で 3 日間の加熱により、構成元素である Zr は 1.5-2.1%しか溶け出さないことが実験から分かっている [12]。Zr は Pu が雇用していると考えられる安定化ジルコニア相の構成元素である。そこで Zr と同等の Pu 量が溶出することを想定し、転用物質中の Pu 量に対して 20wt.%及び 2wt.%の割合(以下、「Pu 抽出率」と呼ぶ)の Pu が抽出されることを想定する。Pu 抽出率に関わらず、転用工程を経て 1SQ の Pu を得る必要があるため、Pu 抽出率が低いほど、より多くの核物質を転用する必要がある。そのため転用工程における目標核物質の重量、体積、数は Pu 抽出率に対して反比例するものとする。

(5) Scenario-E1, Scenario-E2

MOX 燃料装荷型軽水炉燃料サイクルにおいて、IAEA 保障措置と物理的防護措置が施されている原子力発電所から MOX 燃料集合体を短期間に転用するシナリオ。1 体の新

燃料集合体を転用する Scenario-E1 と 1 体の使用済燃料集合体を転用する Scenario-E2 を考えた。

5-1-2. 評価結果

全てのシナリオについて核拡散抵抗性評価における第 2 層及び第 3 層効用値の評価結果を Table 5.3.2 にまとめて示す。

Table 5.3.2 Tier 2nd and 3rd utility values in the PR evaluation [24]

＜高温ガス炉用新不活性母材燃料と軽水炉用新 MOX 燃料の核拡散抵抗性分析＞

核拡散抵抗性を表す PREATOR コードの第 2 層、第 3 層の効用値について、高温ガス炉用新不活性母材燃料ブロックと軽水炉用新 MOX 燃料集合体を比較した結果を Figure 5.3.2 に示す。新不活性母材燃料ブロックのほうが、新 MOX 燃料ブロックよりも 12%程度高い「総合的 PR 値」を示した。更に第 1 層効用値や入力データに渡る詳細分析によって、核拡散抵抗性に寄与する特性を明らかにした。その結果を以下にまとめる。

Figure 5.3.2 PR analysis for the fresh IMF and fresh MOX [24]

体積重量及び数量の増大による物質取扱困難性や検知回避困難性の増大[転用、輸送]

新不活性母材燃料ブロックは核物質重量に対して含まれる Pu 量が少ないため、核物質 1 有意量の Pu を得るのに、新 MOX 燃料集合体よりもより多く数、重量、体積の核物質を転用する必要があるため、転用工程及び輸送工程における物質取扱困難性や輸送工程の検知回避の困難性を増大し、核拡散抵抗性を向上した。1SQ 当りの重量及び体積の PR 値を Figure 5.3.3 及び Figure 5.3.4 に示す。1SQ 当りの重量については使用済みウラン燃料に比べて MOX 燃料集合体では転用あるいは輸送する必要がある核物質重量が少ないのに対して、不活性母材燃料ではより多くの核物質を必要とすることが明らかとなった。

乾式燃料貯蔵による物理的防護システム有効性の向上 [転用工程]

高温ガス炉システムの乾式燃料貯蔵庫における蓋が追加的な物理的バリアとして働き、MOX 燃料集合体の燃料プールと比べて、高い妨害確率を示す。それにより物理的防護システムの有効性についても、高温ガス炉システムのほうが高く、核拡散抵抗性を向上した。

処理ステップ増加による[処理工程]

不活性母材燃料や多重被覆粒子燃料の化学的安定性や複雑な構成が処理工程により多く

の化学処理ステップ数を必要とし、処理工程に要する施設及び設備の点で核拡散抵抗性を向上した。

ガンタイプ核爆発装置への適用不可能性による設計製造困難性増大[兵器化工程]

一般的にガンタイプ核爆発装置における 2 つの未臨界量核物質の接触に伴う反応度印加に対して、 ^{238}Pu や ^{240}Pu などを含む Pu は十分に反応度が高くない状態で核分裂反応が始まる早期爆発を起こすほどの大量の自発核分裂中性子を放出するため、通常は利用されない。不活性母材燃料はウランフリーであるため、比較的設計製造が簡単なガンタイプ核爆発装置には利用できず、高い技術を要するとされる爆縮式核爆発装置の設計製造が求められ、核拡散抵抗性を向上した。一方でウランやウラン由来の核分裂生成物による検知ができないため、処理工程における検知の困難性が低下し、核拡散抵抗性を下げる要因となった。

Figure 5.3.3 PR values of “Mass per SQ [kg]” [24]

Figure 5.3.4 PR values of “Volume per SQ [m³]” [24]

＜高温ガス炉用新不活性母材燃料と使用済み不活性母材燃料の核拡散抵抗性分析＞

核拡散抵抗性を表す PREATOR コードの第 2 層、第 3 層の効用値について、高温ガス炉用新不活性母材燃料ブロックと使用済み不活性母材燃料ブロックを比較した結果を Figure 5.3.5 に示す。高温ガス炉での照射に伴い、新不活性母材燃料ブロックは全ての工程の特性について効用値が増大し、「総合的 PR 値」を 19%程度向上した。使用済み燃料の特性は新燃料に比べて、部分的に核拡散抵抗性を向上する結果となった。IAEA 保障措置において新燃料及び使用済み燃料の適時性検知目標は、それぞれ 1 カ月及び 3 カ月であり、使用済み燃料は新燃料に比べて、査察頻度が少なく設定されている。すなわち一定期間の核物質転用に対して、使用済み燃料は新燃料より核拡散抵抗性が高いと考えられている。更に第 1 層効用値や入力データに渡る詳細分析によって、核拡散抵抗性に寄与する特性を明らかにした。以下にその特徴をまとめる。

Figure 5.3.5 PR analysis for fresh and spent IMF [24]

Pu 量減少、線量や発熱量増大による核物質取扱困難性の向上[転用、輸送工程]

照射による Pu 量の減少、線量や発熱量の増大により、転用や輸送工程における核物質取扱困難性を向上し、核拡散抵抗性を向上した。

核分裂生成物生成による[処理工程]

処理工程において、核分裂生成物の分離を要し、処理に要する施設や設備の点で核拡散抵

抗性を向上した。

自発核分裂中性子放出量や放射性毒性増大による兵器設計困難性増大[兵器化工程]

照射により Pu における ^{238}Pu や ^{240}Pu 割合が増加し、抽出した Pu 金属における高い自発核分裂中性子生成率や放射性毒性が増加したことで、兵器化工程における、兵器設計困難性や物質取扱困難性と設計に要する技術的知見の高度化により核拡散抵抗性を向上した。

＜様々な Pu 抽出率における高温ガス炉用新不活性母材燃料の核拡散抵抗性分析＞

Pu 抽出率 100%、20%及び 2%を想定した場合の高温ガス炉新不活性母材燃料の転用シナリオにおける核拡散抵抗性の特性に与える影響を Table 5.3.3、核拡散抵抗性を表す PREATOR コードの第 2 層、第 3 層の効用値について Figure 5.3.7 にまとめる。前述の PR 評価結果から新不活性母材燃料ブロックは新 MOX 燃料集合体よりも核拡散抵抗性が高いことが分かったが、Pu 抽出率に反比例して転用や輸送の対象となる核物質の重量、体積及び数量が増大し、更に核物質取扱困難性と輸送時の検知回避困難性が増大することが分かった。

転用に必要な核物質の重量をについては Pu 抽出率 100%でも使用済 PWR 燃料集合体と同等の 1 トンに近く、重量の観点からは比較的魅力が低いことが分かるが、Pu 抽出率 20%に対しては 4.6 トンとなり、1SQ に相当する低濃縮(5%)ウラン燃料ペレットの重量より倍以上に大きな重量を要し、更に核拡散抵抗性が向上する可能性があることが分かった。Pu 抽出率 2%に至っては 46 トンの核物質を要し、天然ウランや劣化ウランの有意量それぞれ 10 トン及び 20 トンをはるかに上回る量であることが分かった [11]。

転用に必要な核物質の総体積については、Pu 抽出率 100%では 0.9m^3 であり、低濃縮 UF_6 ガスの体積 0.5m^3 から未濃縮 UF_6 ガスの体積 2.2m^3 の間であったが、Pu 抽出率 20%を想定した場合は未濃縮 UF_6 ガス以上、Pu 抽出率 2wt.%を想定した場合は溶解タンク内の再処理溶液以上の体積を要することが分かった。

転用に必要な核物質の数量については、Pu 抽出率 100%に対しては高速炉用 Pu 燃料ピン 11 本以下の数量で十分だったが、Pu 抽出率 20%では CANDU 炉燃料ピンでの 88 本の半分程度、Pu 抽出率 2%では MAGNOX 炉用燃料棒 550 本と同程度の数量が必要になることが分かった。

Figure 5.3.6 Mass per SQ and PR values [24]

Table 5.3.3 Impact of the Pu extraction ratio to the PR [24]

Figure 5.3.7 PR analysis for the fresh IMF assuming various Pu extraction ratios [24]

＜IAEA 保障措置の有無による核拡散抵抗性への影響＞

IAEA 保障措置が高温ガス炉原子力発電所に貯蔵されている新不活性母材燃料ブロックの転用脅威に対する核拡散抵抗性に与える影響を分析するために、Scenario A-1、Scenario C-1、Scenario C-2 について、核拡散抵抗性評価結果の詳細比較分析の結果を Figure 5.3.8 に示す。

Figure 5.3.8 PR analysis for fresh fuel blocks under various safeguards implementation [24]

IAEA による検認や封じ込め監視[転用工程]

保障措置適用がない場合に比べて、従来の IAEA 保障措置を適用している場合、転用工程での核物質計量管理による転用検知、IAEA による検認や封じ込め監視によって第 2 層効用値が 43%増加した。

施設変更困難性[転用工程]

原子力施設規模の最小化に伴う施設内核物質容量や施設変更余地の低減、核物質計量管理の検知確率の向上、工程の監視といった保障措置の強化により、転用工程において施設変更の困難性が増大し、第 2 層効用値が 15%だけ向上した。

衛星画像分析による検知回避困難性の増大[輸送工程]

輸送工程においては、IAEA 保障措置の適用範囲外であるため、従来の IAEA 保障措置の有無による核拡散抵抗性への影響は見られなかった。しかしながら保障措置の強化による IAEA による衛星画像分析が取り入れることで、輸送時の検知回避困難性が向上することが分かった。

制度及び技術による転用検知回避困難性向上[処理工程]

処理工程においては従来の IAEA 保障措置の適用下では、IAEA 追加議定書の適用と IAEA 設備の転用検知感度向上により、処理活動の転用検知回避困難性が向上し、処理工程の第 2 層効用値が若干(< 1%)向上した。

IAEA 保障措置適用による兵器化工程への影響[兵器化工程]

IAEA 保障措置の適用や強化は兵器化工程における核拡散抵抗性に影響が現れないことが分かった。逆に IAEA 保障措置では改善することができない兵器化工程における核拡散抵抗性を向上する方策が重要であることが分かった。

＜物理的防護措置の影響＞

物理的防護措置の有無による核拡散抵抗性への影響を評価するため、Scenario A-1 と Scenario D に対する核拡散抵抗性評価結果における第 2 層及び第 3 層効用値を Figure 5.3.9 にまとめた。

Figure 5.3.9 PR analysis for the fresh IMF for HTGR with/without physical protection system
[24]

5.4 保障措置における物質収支区域設計

5-3-1 Pu 量測定精度要求の評価手法

核物質の平和利用には保障措置活動は重要である。保障措置活動において Pu などの特殊核物質の転用を検知するための手段として、特殊核物質を定量的に測定、記録、管理する計量管理が用いられる。形状の完全性が保たれる核物質の計量管理では核物質毎に識別し、その員数を管理する方法がとられる場合もあるが、特殊核物質量の測定に基づく計量管理が望ましい。核物質転用がないことを示す保障措置結論の導出には計量管理において、物質収支区域毎に十分な精度で特殊核物質量を測定し、物質不明量(MUF)や MUF の測定誤差を評価し、一定範囲内に抑える必要がある。MUF の測定誤差は Pu スループットと Pu 量測定精度に比例するため、大量の Pu 量を扱う原子力施設では Pu 量測定誤差を小さくする必要がある。

本不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルでは軽水炉使用済み燃料から Pu を単離せず、TRU を燃料として利用することを想定している。本研究では中性子測定の障害となる Cm は TRU から分離する燃料サイクルを考えているが、Am と Cm は似た化学的特性を有することから、実用的には Cm を他の TRU から完全に分離することは難しい。Cm を含有している軽水炉使用済みウラン燃料に対する非破壊 Pu 量測定手法の研究開発が行われている [9]。一方で Cm 含有不活性母材燃料では炭化物燃料体系における減速作用が Pu 測定に影響を与えるため、Pu 測定手法の研究開発が必要である。そこで本研究では不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルの原子力施設について保障措置結論の導出に必要な Pu 測定への精度を明らかにする。

計量管理に基づく保障措置結論の導出には十分な信頼性と誤警報確率を達成するために、物質収支区域毎に σ_{MUF} を一定値以下に抑えなければならない。 σ_{MUF} は物質収支区域で用いられる Pu 量測定精度と Pu スループットで決まるため、未知数である不活性母材燃料ブロックに対する Pu 量測定精度の条件式が導出できる本研究では物質収支区域設計に基づき、 σ_{MUF} の条件と原子力施設の物質収支区域設計に基づき、物質収支区域毎に配置した Pu 量測定手法の測定誤差目標値との σ_{MUF} 評価結果と σ_{MUF} 条件式から、新及び使用済み不活性母材燃料ブロックを対象とした Pu 量測定に求められる測定精度を導出する。

不活性母材燃料装荷高温ガス炉を利用する燃料サイクルにおいて、軽水炉使用済み燃料の再処理施設よりフロントエンドの原子力施設は現行の燃料サイクルと変わらない核物質を扱い、Pu 量測定手法も確立している。そのため本研究では多重被覆粒子や不活性母材燃料など Pu 量測定手法開発が求められる特異な核物質を扱う燃料製造施設と原子力発電所を評価対象とする。

軽水炉使用済み燃料は実用化されている PUREX 法により再処理される。従来の再処理施設では Am や Cm、Ln を含む溶液はガラス固化され、高レベル放射性廃棄物として廃棄されていた。しかし HLW は何世代にもわたる長い期間高い放射能を維持する。Cm は中性子同時計数法によるプルトニウム量測定において誤差の原因になるため Cm は再処理すべき

ではない。PUREX 抽出廃液からの選択的な Am 分離(EXAm)プロセスが研究されている。EXAm プロセスではまず Am と軽い Ln 核種が(TetraEthylDiGlycolAmide; TEDGA)を用いて分離され、次に DIAMEX-SANEX/HDEHP などのプロセスを経て、Am が軽い Ln 核種から選択的に分離される。Cm に対する Am の除染係数が 500 以上となり、99%以上の Am が抽出されることになる [25]。

新燃料からほとんどの軽い Ln と Cm が取り除かれているとしても、Cm、特に ^{244}Cm 由来の自発核分裂中性子と Ln 核種からの γ 線が NDA による Pu 量の正確な測定を困難にするだろう。簡易的な計算から、自発核分裂中性子数は新燃料で 3×10^5 n/s/kgHM (Cm の寄与：30%)、使用済燃料で 6×10^8 n/s/kgHM (Cm の寄与：99%)であることが分かった。新燃料から放出される自発核分裂中性子数は軽水炉使用済燃料のそれより 2 桁も低い結果であった。本燃料サイクルの Pu スループットは平衡状態を想定し、不活性母材燃料装荷高温ガス炉 1 基の Pu 収支と実効運転期間から、新燃料で 27.1kgPu/月($\dot{m}_{FF}$)、使用済燃料で 12.4kgPu/月($\dot{m}_{SF}$)とする。

5-3-2 MBA 設計

高温ガス炉利用 TRU 燃料サイクルにおける燃料製造施設及び原子力発電所に対して、Pu 量測定手法を含めた物質収支区域設計を Table 5.4.1 に示す。バルクとアイテムの両核物質を扱う燃料製造施設では MBA-1 と MBA-2 の 2 つ、アイテムのみを扱う原子力発電所には MBA-3 の 1 つの物質収支区域を設定した。Pu 量測定誤差については IAEA の国際目標値(International target value)を参照した [8]。MBA-1 の入り口では測定槽にある TRU 硝酸溶液の Pu 濃度と体積をそれぞれ K-edge densitometer (KEDG)や Electromanometer(ELTM)を用いて測定し Pu 量を評価する。Pu 量測定誤差は KEDG で 0.42%、ELTM で 0.12%である。このときプルトニウム同位体比も測定誤差 3.4%の Thermal ionization mass spectrometry (TIMS)により測定する。MBA-1 の出口、MBA-2 の出入口、MBA-3 の入口では新燃料及び使用済み不活性母材燃料ブロック中の Pu 量測定に対して、それぞれ共通の Pu 測定手法を用いることとした。ただし MBA-3 の出口における Pu 量測定では ORIGEN などの燃焼解析コードを使った数値解析も利用されると考えられる。プロセス中の滞留 Pu 量の測定には Material accountancy glove box assay (MAGB)システムを適用するが、全プロセスの滞留物は基本的に MBP 毎に一掃されることを想定し、 σ_{MUF} に影響はないものと考えた。

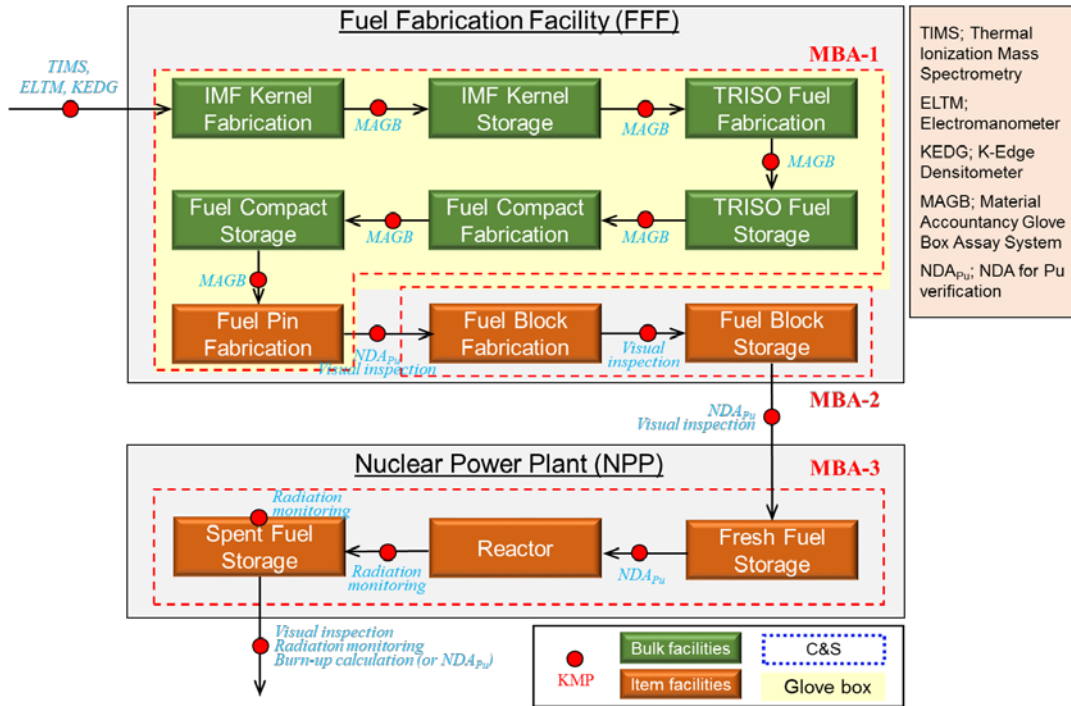


Figure 5.4.1 Material balance area design in the TRU fuel cycle using HTGR

5-3-3 σ_{MUF} 評価

IAEA によると、MUF は式(1)で定義される [11]。

$$MUF = PB + X - Y - PE \quad \text{Eq. 5.4.1}$$

ここで PB 及び PE はそれぞれ初期及び末期のインベントリ量、X は物質収支区域への流入量、Y は物質収支区域からの流出量である。前述の通り本研究ではすべての物質収支区域において全工程が MBP 毎に一掃されることを想定している。そのため $PB=PE=0$ であり、式 Eq. 5.4.1 は以下のように改変される。

$$MUF = X - Y \quad \text{Eq. 5.4.2}$$

ここで MUF の評価誤差 σ_{MUF} は X と Y が完全に独立の事象であると考え、

$$\sigma_{MUF} = \sqrt{\sigma_X^2 + \sigma_Y^2} \quad \text{Eq. 5.4.3}$$

と表すことができる。ここで σ_X 及び σ_Y はそれぞれ X 及び Y の測定誤差である。

σ_{MUF} 評価においては既存の Pu 量測定手法については国際目標値を用いる。一方で新燃料中及び使用済燃料中の Pu 量測定手法には、適用できる測定手法が実用されていない。そのため σ_{MUF} 評価においては新燃料及び使用済燃料に対する測定誤差 σ_{FF} 及び σ_{SF} [%] の 2 つが未知数として存在する。物質収支区域毎に用いる測定手法やその測定誤差を Table 5.4.1 にまとめる。

Table 5.4.1 Pu measurement uncertainties

MBA	In/Out	Method	Relative uncertainty [%]
MBA-1	IN	KEDG	0.42 [8]
		ELTM	0.11 [8]
	OUT	TIMS	2.53 [8]
		NDA _{FF}	σ_{FF}
MBA-2	IN	TIMS	2.53 [8]
		NDA _{FF}	σ_{FF}
	OUT	TIMS	2.53 [8]
		NDA _{FF}	σ_{FF}
MBA-3	IN	TIMS	2.53 [8]
		NDA _{FF}	σ_{FF}
	OUT	TIMS	2.53 [8]
		NDA _{SF}	σ_{SF}

5-3-4 σ_{MUF} 条件式の導出

MBA では IAEA 保障措置結論を十分に高い信頼度(Confidential level; CL)と低い誤警報確率(False alarm rate; FA)を持って導出する必要がある。すなわち MUF の測定誤差である σ_{MUF} について、信頼度と誤警報確率に基づく条件を満足することが求められる。

信頼度とは測定量の信頼性の程度表し、測定値が真値から広がる信頼区間（許容できる誤差範囲）に含まれる割合を指す。例えば信頼度 95%とは測定値の 95%は許容できる誤差の範囲内にあることを意味する。信頼区間は測定量の標準偏差を単位に表す場合が多い。例えば MUF の平均値を M_{MUF} 、誤差として標準偏差(σ_{MUF})を用いると、 $M_{MUF} \pm 3\sigma_{MUF}$ で囲まれる範囲には MUF の測定値が 99.73%の確率で含まれる。IAEA の技術的目標から保障措置結論の導出には(1)転用がない場合に、一定の信頼度で MUF=0 であると分かること、(2)ISQ の転用がある場合に、一定の信頼度で検知できることの 2 点を満たす必要がある。(1)における信頼度は後述するように誤警報確率と密接な関係を持つ。また(2)における信頼度を以降転用検知信頼度(CL)と呼ぶこととする。

また測定値については転用検知の有無を判断するための閾値を設ける。MUF の測定量が閾値を超えると転用があったものと判断される。ただし転用がない場合でも測定誤差によって閾値を超え、誤警報が発報する。一度警報が発報されれば、直ちに IAEA による特別査察が行なわれる。費用対効果を高めるためにも査察頻度は最小限に抑えるべきであり、この誤警報が発生する確率、誤警報確率は最小化すべきである。IAEA は誤警報確率を 5%以下

にすべきであるとしている [11]。

以上より、 σ_{MUF} には転用検知信頼度と誤警報確率に依拠する条件が存在する。Figure 5.4.2 は σ_{MUF} 、転用検知信頼度と誤警報確率の関係を表した模式図である。さて転用がない場合 (Case 1) 平均 MUF 量を M_1 とすると、満足すべき信頼度に対する信頼区間を $M_1 \pm n_1\sigma_{MUF}$ である。転用がある場合 (Case 2) の平均 MUF 量を M_2 とすると、転用検知信頼度に対する信頼区間を $M_2 \pm n_2\sigma_{MUF}$ である。また転用検知の閾値を D とおく。転用がない Case 1 における MUF 測定量の平均値 M_1 は工程内に残留している説明できない核物質に由来する。理想的には $M_1 = 0$ であるが、現実では $M_1 \neq 0$ である。このとき MUF の真値が転用検知の閾値を超えることなく、かつ統計学的にも MUF は 0 であることが期待できる条件は

$$M_1 - n_1\sigma_{MUF} < 0 < M_1 + n_1\sigma_{MUF} \leq D \quad \text{Eq. 5.4.4}$$

で表される。測定値が D を超える領域は、実際に転用はないものの警報が発報するため誤警報確率に相当する。 n_1 は許容誤警報確率に依存する。転用がある Case 2 の場合には、十分な信頼度を持って転用を検知するためには

$$D \leq M_2 - n_2\sigma_{MUF} \quad \text{Eq. 5.4.5}$$

を満足する必要がある。よって式(4)、(5)より

$$M_1 + n_1\sigma_{MUF} \leq M_2 - n_2\sigma_{MUF} \quad \text{Eq. 5.4.6}$$

$$(n_1 + n_2)\sigma_{MUF} \leq M_2 - M_1 \leq M_2 \quad (M_1 \geq 0) \quad \text{Eq. 5.4.7}$$

保障措置上の核物質の転用検知の目標は 1 有意量であるため、 $M_2 = 1 [SQ]$ とすると、

$$(n_1 + n_2)\sigma_{MUF} \leq 1 \quad \text{Eq. 5.4.8}$$

が得られ、 σ_{MUF} の満たすべき条件式 Eq. 5.4.8 を導出できた。

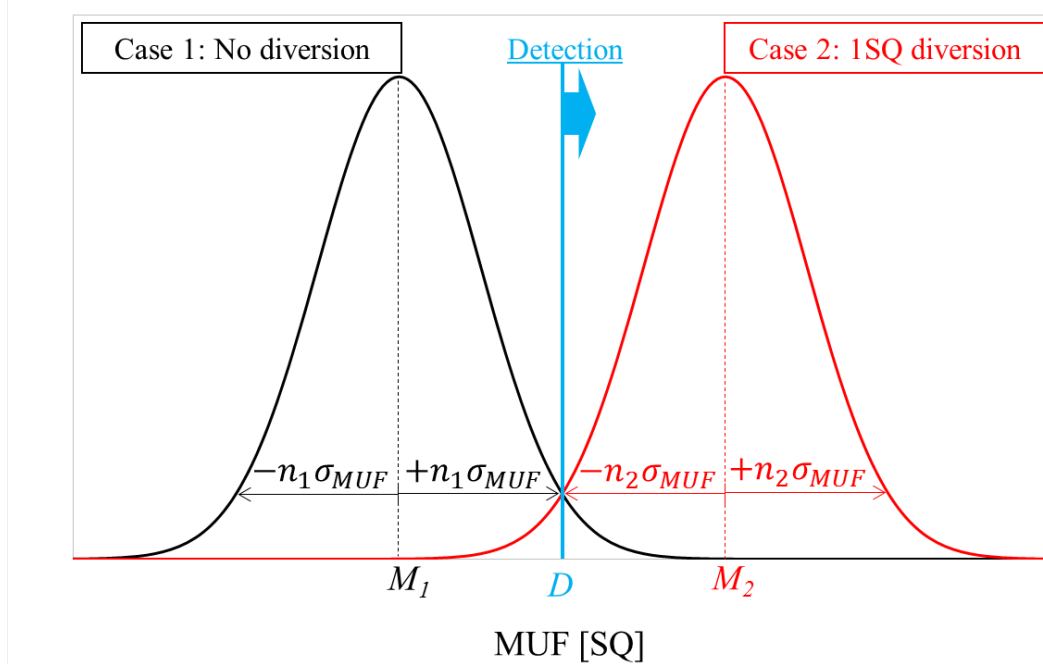


Figure 5.4.2 Relationship between σ_{MUF} and safeguards levels specified with confidence level and false alarm rate

ここで転用検知信頼度と誤警報確率で定義される保障措置水準を 3 通り考える。高水準保障措置では 5%以下の誤警報確率と 99.7%以上の転用検知信頼度、中水準保障措置では 50%以下の誤警報確率と 99.7%以上の転用検知信頼度、低水準保障措置では 96%以上の転用検知信頼度、50%以下の誤警報確率と設定した。このときの σ_{MUF} に関する条件式は式(7)から以下のように得られた。

$$4.65\sigma_{MUF} < 1\text{ SQ} : \text{高い保障措置水準 (CL} \geq 99.7\%, \text{FA} \leq 5\%) \quad \text{Eq. 5.4.9}$$

$$3\sigma_{MUF} < 1\text{ SQ} : \text{中程度の保障措置水準 (CL} \geq 99.7\%, \text{FA} \leq 50\%) \quad \text{Eq. 5.4.10}$$

$$2\sigma_{MUF} < 1\text{ SQ} : \text{低い保障措置水準 (CL} \geq 96.0\%, \text{FA} \leq 50\%) \quad \text{Eq. 5.4.11}$$

ただし保障措置の水準は誤警報確率と転用検知信頼度による相対的な比較に基づくものであり、高い保障措置水準で十分であるといった絶対的な水準を意図していない。あくまで保障措置水準は IAEA と国、原子力施設運営者との間の交渉によって決定されることを留意したい。

5-3-5 評価結果

Table 5-3-1 と式(3)に基づき MBA 毎に σ_{MUF} を評価した結果を以下に示す。

$$\dot{m}_{FF}\sqrt{6.6 + (\sigma_{FF})^2}; \text{MBA-1} \quad \text{Eq. 5.4.12}$$

$$\dot{m}_{FF}\sqrt{12.8 + 2(\sigma_{FF})^2}; \text{MBA-2} \quad \text{Eq. 5.4.13}$$

$$\dot{m}_{FF}\sqrt{6.4 + (\sigma_{FF})^2} + \dot{m}_{SF}\sqrt{6.4 + (\sigma_{SF})^2}; \text{MBA-3} \quad \text{Eq. 5.4.14}$$

上記の σ_{MUF} 評価結果と σ_{MUF} 条件式から、高い保障措置水準に対しては以下の式(4)~(6)の条件を満足する必要があることが分かった。

$$\sigma_{FF} < 6.7; \text{MBA-1} \quad \text{Eq. 5.4.15}$$

$$\sigma_{FF} < 4.4; \text{MBA-2} \quad \text{Eq. 5.4.16}$$

$$(\sigma_{FF})^2 + (\sigma_{SF})^2 < 45.6; \text{MBA-3} \quad \text{Eq. 5.4.17}$$

式(4)から(6)を満たし、高い保障措置水準を達成する σ_{FF} 及び σ_{SF} の必要条件を、その他の保障措置水準に対する必要条件と合わせて Figure 5.4.2 に示す。

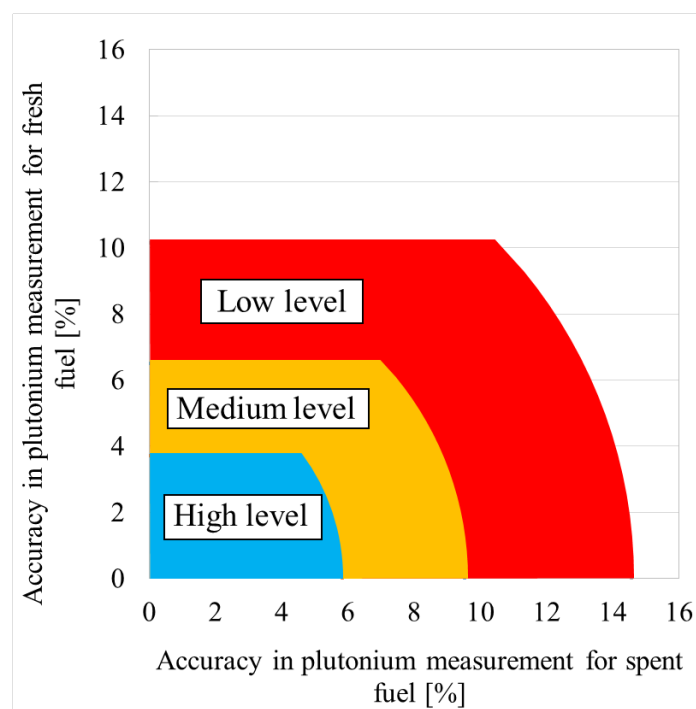


Figure 5.4.3 Pu measurement accuracy requirements for various safeguards levels

保障措置上直接利用物質として分類される照射前 Pu の適時性検知目標である 1 ヶ月に基づき、棚卸し間隔を 1 ヶ月とし、高温ガス炉 1 基に相当する Pu スループットを想定した場合の新燃料及び使用済み燃料に要求される Pu 測定精度の評価結果を Figure 5.4.3 に示す。この結果から保障措置水準が高くなるほど、新燃料及び使用済み燃料で要求される Pu 測定精度が高くなり、高い保障措置水準に対しては、新燃料で約 4%、使用済み燃料で約 6%の精度が要求されることが分かった。軽水炉使用済み燃料中の Pu 量非破壊測定手法の研究開発では 5%を目標精度としている [9]。すなわち新及び使用済不活性母材燃料についても軽水炉使用済み燃料と同等あるいはそれ以上の測定精度が必要となることが分かった。本結果において使用済み燃料よりも新燃料のほうがより高い Pu 量測定精度が求められるのは、燃料製造施設における燃料ブロック保管庫を含んだ MBA-2 の出入口の両方で新燃料中の Pu 量を測定することを想定しているためである。MBA-2 には員数管理が可能なアイテムしか存在しないため、員数管理を基礎とした計量管理方法を適用することで、新燃料に求められる Pu 量測定精度を低減できる可能性がある。

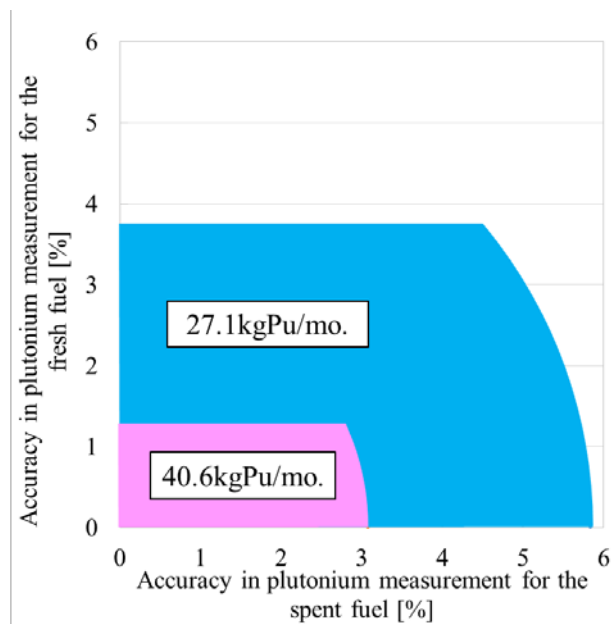


Figure 5.4.4 Required Pu measurement accuracy for various Pu throughputs

棚卸しの間隔を1ヵ月とした場合に、高い保障措置水準において、Pu スループットを変えたときの新燃料及び使用済燃料に対する要求測定精度を Figure 5.4.4 に示す。高温ガス炉 1.5 基分に相当する約 41kgPu/月の Pu スループットでは、新燃料及び使用済燃料に対して、約 1%及び約 3%の測定精度が求められることが分かった。それ以上の Pu スループットに対しては、本想定では保障措置結論を導出することはできないことがわかった。このことから高温ガス炉 2 基以上の運用により、Pu スループットが大きくなるような場合には、より棚卸しの間隔を短くすることが可能な、六ヶ所再処理工場で用いられているニア・リアルタイム計量管理などの適用が必要不可欠であることが分かった。

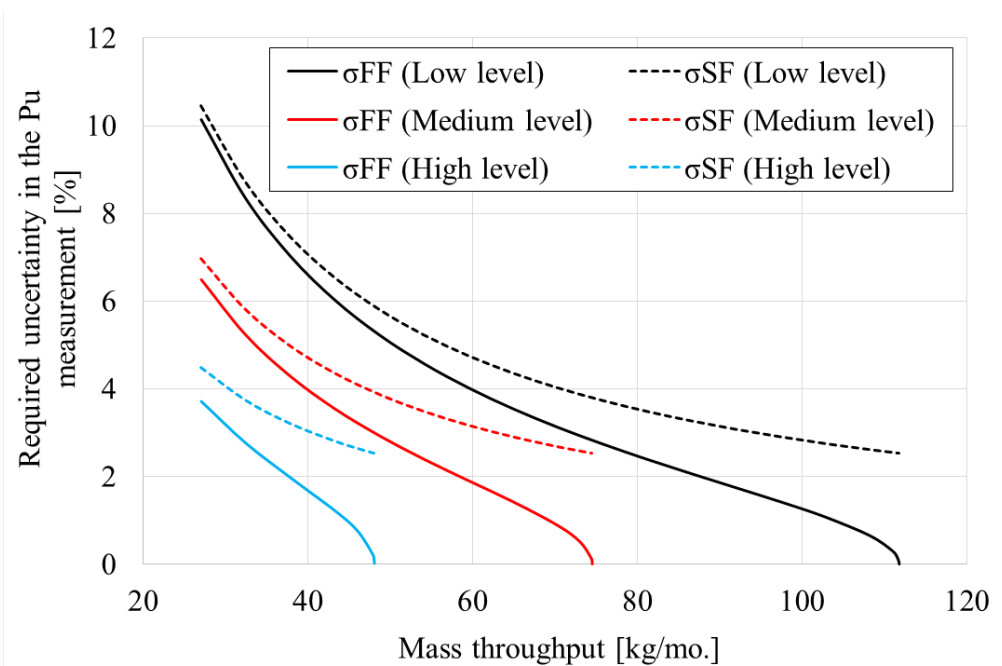


Figure 5.4.5 Required accuracy in the Pu measurement for various Pu throughput

5.5 本章のまとめ

本章では本高温ガス炉システム中の核不拡散性について、核物質の不正利用価値、システム全体の核拡散抵抗性、計量管理に求められる Pu 量測定精度に基づき評価した。

本高温ガス炉システム中の核物質について、国家による核爆発装置製造への不正利用価値を評価した結果、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核は MOX 粉末に比べて化学的安定性により処理時間と複雑性を増大し、燃料製造から照射後保管までの燃料サイクルを通じていずれにおいても不正利用価値を使用済燃料と同等以下に低下することを明らかにした。

また高温ガス炉システム全体の核拡散抵抗性評価より、多重被覆粒子燃料の化学的安定性を考慮し、低い Pu 抽出率を想定した場合、転用や輸送の対象となる核物質量が増大し、核物質取扱困難性と輸送時の検知回避困難性が増大し、核拡散抵抗性が向上することが分かった。

また大量の Pu を扱う本システムにおいて、Pu 量測定に基づく計量管理が必要となることから、物質収支区域の設計と物質不明量の測定誤差評価に基づき、計量管理における Pu 量測定精度要求を評価した結果、高い保障措置水準に対して新燃料で約 4%以下、使用済燃料で約 6%以下となり(棚卸し間隔：1 ヶ月、Pu スループット：約 27kg/年(高温ガス炉 1 基相当))、軽水炉使用済燃料中の Pu 量非破壊測定手法の研究開発目標と同程度かそれ以上の精度が要求されることが分かり、これを超える Pu スループットを想定した場合、ニア・リアルタイム計量管理の適用など計量精度のみならず頻度の増加により保障措置目標を達成することが要求されることを見出した。

参考文献

- [1] “Proliferation resistance and physical protection of the six generation IV energy systems,” GIF/PRPPWG 2011/002, 2011.
- [2] S. Chirayath, R. Metcalf, J. Ragusa, P. Nelson, “Assessment of proliferation resistance requirements for fast reactor fuel-cycle facilities,” 8th International Conference of Facility Operations - Safeguards Interface, Portland (USA), 2008, Mar. 30-Apr. 4.
- [3] S. Chirayath, W. Charlton, et. al., “Risk informed safeguards integration studies for a fast reactor fuel cycle,” Proceedings of the 51st Annual Meeting of the Institute of Nuclear Materials and Management, Baltimore (USA), 2010, July 11-15.
- [4] M. Yue, L. Y. Cheng, R. A. Bari, “A markov model approach to proliferation-resistance assessment of nuclear energy systems,” Nucl. Technol., 162, p. 26, 2008.
- [5] U.S. Department of Energy, “Nuclear material control and accountability,” DOE M 470.4-6, 2005.
- [6] C. G. Bathke, et. al., “The attractiveness of materials in advanced nuclear fuel cycles for various proliferation and theft scenarios,” Global 2009, Paris (France), 2009.
- [7] Y. Kimura, M. Saito, H. Sagara, “Improvement of evaluation methodology of plutonium for intrinsic feature of proliferation resistance based on its isotopic barrier,” Annals of Nuclear Energy, 40, 2012.
- [8] International Atomic Energy Agency, “International target values 2010 for measurement uncertainties in safeguarding nuclear materials,” STR-368, 2010.
- [9] M. A. Humphrey, K. D. Veal, S. J. Tobin, “The next generation safeguards initiative's spent fuel non-destructive assay project,” J. Nucl. Mat. Manag., 15, 3, p. 6, 2012.
- [10] H. Sagara, et. al., 核拡散抵抗性及び核物質防護評価 仮想敵ナトリウム冷却高速炉システム全体のケーススタディ最終報告書(仮訳), JAEA-Review 2013-011, 2014.
- [11] International Atomic Energy Agency, “IAEA safeguards glossary 2001 edition,” International nuclear verification series No. 3, 2002.
- [12] N. Shirasu, T. Yamashita, H. Kanazawa, “Burn-up measurement of irradiated rock-like fuels,” JAERI-Research 2001-018, 2001.
- [13] Y. Kimura, et. al., “Evaluation proliferation resistance Pu based on spontaneous

- fission neutron emission rate,” *Ann. Nucl. Energy*, 46, p. 152, 2013.
- [14] B. Pellaud, “Proliferation aspects of plutonium recycling,” *J. Nucl. Mat. Management*, 31, 1, 2002.
 - [15] H. Sagara, et. al., “Irradiation analysis of U, Am samples irradiated in experimental fast reactor,” *Prog. Nucl. Energy*, 53, p. 952, 2011.
 - [16] T. Aoki, H. Sagara, C. Y. Han, “Material attractiveness evaluation of inert matrix fuel for nuclear security and non-proliferation,” *Annals of Nuclear Energy* (On reviewing).
 - [17] International Atomic Energy Agency, “Guidance for the application of an assessment methodology for innovative nuclear energy systems INPRO manual - proliferation resistance,” IAEA-TECDOC-1575 Rev.1, 2008.
 - [18] Generation IV international forum (GIF), “Evaluation methodology for proliferation resistance and physical protection of generation IV nuclear energy systems revision 6,” GIF/PRPPWG/2011/003, 2011.
 - [19] J. J. Taylor, et. al., “Technological opportunities to increase the proliferation resistance of global civilian nuclear power systems (TOPS),” TOPS task force of the nuclear energy research advisory committee, 2001.
 - [20] S. Chirayath, R. Elmore, et. al., “Proliferation resistance analysis and evaluation tool for observed risk (PRAETOR)- methodology development,” *J. Nucl. Mat. Manag.*, 43, 2, p. 22, 2015.
 - [21] R. Elmore, S. Chirayath, S. Edreev, “Proliferation resistance analysis of nuclear fuel cycle facilities to quantify the importance of containment, surveillance and physical protection systems,” 2014 ANS Winter Meeting, Anaheim (USA), 2014, Nov. 9-13.
 - [22] A. Krakowski, “A multi-attributed utility approach to generating proliferation risk metrics,” LA-UR-96-3620, 1999.
 - [23] M. Takei, et. al., “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)照射後燃料再処理,” *AESJ*, 2, 4, 2003.
 - [24] T. Aoki, S. S. Chirayath, H. Sagara, “Proliferation Resistance Evaluation for TRU Fuel Cycle employing HTGR using PRAETOR code,” *Annals of Nuclear Energy* (In preparation).
 - [25] C. Rostaing, et. al., “Development and validation of the EXAm separation process for single Am recycling,” *Procedia Chemistry*, 7, p. 367, 2012.

第 6 章 3S シナジーを実現する 革新的高温ガス炉の概念設計

第6章 効率的 Pu 燃焼特性と 3S シナジーを実現する革新的高温ガス炉の概念設計

第2章から第5章にかけて、高温ガス炉システムの Pu 燃焼特性や 3S 特性をさまざまな指標や方法に基づき定量的に評価し、一部については PWR-MOX の評価結果と比較してきた。本章では得られた結果をまとめ、改めて高温ガス炉システムの設計的特徴が Pu 燃焼や 3S 特性に与える影響を PWR-MOX と比較しながら整理してまとめる。第2章から第5章までの評価結果に基づき、高温ガス炉システムにおける設計特徴が Pu 燃焼特性や 3S 特性に与える影響を Figure 6.2 にまとめた。効率的な Pu 燃焼特性と優れた 3S 特性を有する新たな高温ガス炉炉心仕様を Table 6.1、炉心断面図を Figure 6.1 に示し、その Pu 燃焼特性や 3S 特性の定量的評価結果をまとめ、LWR-MOX と比較したものを Table 6.2 に示す。

第2章では不活性母材により燃料核を希釈した不活性母材燃料の利用と中性子スペクトル調整によって、 ^{240}Pu 自己遮蔽効果を低減し、 ^{240}Pu の中性子捕獲反応と ^{241}Pu の核分裂反応を促進することで、Pu 燃焼率(^{239}Pu で約 95wt.%, 総 Pu で約 60wt.%)を向上し、反応度曲線を平坦化($(\Delta k_{\infty} - 1)/k_{\infty}$; 6%)できる燃料設計条件を導出した。PWR-MOX の Pu 燃焼率は初期装荷 Pu 重量に対して約 26wt.%であることから、PWR-MOX よりも 2.3 倍も高い Pu 燃焼率であることが分かった。

第2章第2節で、この高い Pu 燃焼率が Pu 管理に与える影響をマスバランス評価に基づき評価した結果、PWR-MOX に比べて中間貯蔵庫内の最大 Pu 重量を半分程度まで低減することができることが分かった。約 47t の分離 Pu を 1 基の PWR-MOX または HTGR-IMF で燃す場合、中間貯蔵庫内最大 Pu 重量は前者で 35t に対して、後者では 6t まで低減でき、Pu 管理の潜在的リスクを低減できることが分かった。(また熱中性子に対する実効遅発中性子割合は ^{239}Pu で 0.2%であるのに対して、 ^{241}Pu で約 0.5%と大きく、 ^{235}U の約 0.65%より低いものの、実効遅発中性子割合を改善する結果となった。)

この効率的 Pu 燃焼特性により、Pu 同位体における ^{239}Pu 割合が低下し、 ^{238}Pu や ^{240}Pu 、 ^{242}Pu などの偶数 Pu 割合が増大し、第4章第1節の非国家主体に対する不正利用価値の評価結果から、照射後核物質から取り出した Pu 金属における自発核分裂中性子放出率や発熱量が増大したため、非国家主体により盗取した本使用済み燃料ブロックを核爆発装置製造に利用する想定脅威に対して、不正利用価値が低下することが分かった。

第5章第1節の国家に対する不正利用価値の評価結果から、脅威国家の技術水準に関わらず、TRISO や IMF 核の化学的安定性により処理フェーズにおける処理時間を増大し、HTGR-IMF 燃料サイクル中の核物質の不正利用価値が LWR-MOX 燃料サイクルと比べて低くなることが分かった。また未照射 HTGR 燃料要素は現行の物理的防護では未照射 MOX 燃料要素と同一区分として扱われるが、DOE による詳細な物理的防護区分では未照射 MOX 燃料要素では Category I 以下が求められるのに対して、処理時間が増大した未照射 HTGR 燃料要素では Category II 以下で十分であることから、物理的防護措置の費用対効果を向上で

きる可能性があることを明らかにした。

同様に第 5 章第 3 節では使用済み MOX 燃料集合体と比較して、使用済み燃料ブロックから再処理した Pu 金属の高い中性子放出率と発熱量が核兵器設計困難性を増し、核不拡散性の一指標である核拡散抵抗性を向上することを明らかにした。

以上から、不活性母材燃料の導入で ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減を利用する効率的 Pu 燃焼特性が、原子炉安全性や制御性に関わるドップラー反応度や反応度曲線を改善し、核セキュリティ性に関わる対非国家主体の不正利用価値を低下させ、核不拡散性に関わる核拡散抵抗性を向上するシナジー効果を発揮することが分かった。

多重被覆粒子の被覆材の化学的安定性と合わせて、不活性母材燃料のもうひとつの重要な特性である化学的安定性は照射前の核物質の核セキュリティ性及び核不拡散性の向上に寄与することが明らかとなった。第 4 章第 1 節及び第 5 章第 1 節では、核セキュリティ及び核不拡散の脅威として、それぞれ非国家主体及び国家による核物質の核爆発装置への利用を想定した場合、使用済み燃料のみならず照射前の IMF 核や多重被覆粒子においても上記化学的安定性が処理工程における処理時間と複雑性を増し、同じく未照射 MOX 粉末と比べて不正利用価値が低下することが分かった。

また第 5 章第 3 節で HTGR-IMF システムから新燃料及び使用済み燃料ブロックを転用する場合の核拡散抵抗性評価も、化学的安定性に伴う低い Pu 抽出率によって、核物質を大量に転用する必要があることから、核拡散抵抗性が向上することが分かった。

また HTGR-IMF の出力密度が低く設計されることによって、第 3 章第 2 節では本質的安全性を有する GTHTR300 と同様に設計基準外事象である反応度挿入事故や減圧事故に対して燃料及び圧力容器の健全性が担保されることを確認した。

更に第 4 章第 3 節では上記安全上の設計基準外事象に加えて、受動的な安全設備である SCRAM や炉容器冷却設備の機能不全が発生する安全-セキュリティ複合事象に対する燃料及び圧力容器温度評価結果から、セキュリティ事象が絡んだ複合的でより重大な事象に対しても、シビアアクシデントに至らない結果を得た。

また出力密度が低いため、新及び使用済み燃料貯蔵時にヘリウムガスの自然対流で除熱できる乾式燃料貯蔵方式を採用でき、この燃料貯蔵ピット自体が燃料へのアクセスに対する追加的物理境界となることから、第 4 章第 2 節では HTGR-IMF 燃料の盗取や妨害破壊行為を想定した場合の阻止確率は MOX 燃料集合体を対象とした場合と比べて高くなり、核セキュリティ性を向上することを明らかにした。

一方で燃料体において核物質の割合が小さいことから、第 2 章第 2 節のマスバランス評価結果から燃料ピンを廃棄する場合でさえ、一定の Pu スループットに対する高レベル放射性廃棄物の体積及び重量はそれぞれ PWR-MOX の場合の 2.8 倍及び 5.6 倍となり、HTGR-IMF では大量の廃棄物が課題として残ることが分かった。

以上から HTGR-IMF の低い出力密度により、使用済み燃料の廃棄物量を増大するものの、設計基準外事象に対する原子炉健全性や安全・セキュリティ複合事象時の影響緩和といった安全性やセキュリティ性を向上することを明らかにした。

多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料は国家及び非国家主体にとって不正利用価値が低いことから、物理的防護区分を下げ、物理的防護システムを合理化することが出来る可能性がある。現行の IAEA による物理的防護区分では、照射後燃料であれば区分を下げられるとしているものの、基本的には核物質の性状に関わらず核物質中の Pu、 ^{235}U 及び ^{233}U の量のみで分類される。そのため未照射の不活性母材燃料は Pu が 2kg 以上(3 体以上の燃料ブロックに相当)存在する場合には、未照射 MOX 燃料と同様最も厳しい物理的防護システムが要求される Category I として扱われる [1]。

一方で米国エネルギー省(Department of Energy; DOE)の Graded safeguards プログラムでは保障措置における核物質毎の Attractiveness level を評価し、Attractiveness level に基づく新たな物理的防護区分(Category I~IV)が提案され、実用されている [2]。本物理的防護区分では内在的に有する核物質の核セキュリティ性として Attractiveness を考慮した核物質の等級別扱いを導入している。代表的な核物質の Attractiveness level と DOE の物理的防護区分を Figure 6.3 に示す。上記の代表的な核物質とその Attractiveness level との関係は、IAEA が公開している Conversion time(転換時間)とほぼ一致する。そのため未照射の不活性母材燃料及び MOX 燃料は同水準の物理的防護システムが求められる。DOE の物理的防護区分では未照射 MOX 燃料では含まれる Pu 量が 6kg 以上(MOX 燃料集合体 1,2 体以上に相当)で最も厳しい防護が求められる Category I の核物質として扱われる。一方で照射有無に関わらず多重被覆粒子燃料及び不活性母材燃料核の処理時間を 1-12 ヶ月と評価し、未照射 MOX 燃料よりも不正利用価値が低下することを明らかにした本研究結果を踏まえると、多重被覆粒子燃料及び不活性母材燃料核の Attractiveness level は D~E に相当すると考えられる。このとき照射前後の多重被覆粒子燃料及び不活性母材燃料核については、DOE の物理的防護区分では Pu 含有量に応じて Category II から IV として扱われ、Pu 量に関わらず Category I は適用されない扱いとなることが分かった。

以上から核物質の Attractiveness level に基づく核物質の等級別扱いの導入により物理的防護区分、ひいては物理的防護システムを合理化することによって、多重被覆粒子や不活性母材燃料を導入した HTGR 燃料要素は未照射 MOX 燃料要素より物理的防護システムの水準を下げられる物理的防護区分として扱える可能性があることが明らかになった。

以上から自己遮蔽効果低減による効率的な Pu 燃焼特性、不活性母材燃料の化学的安定性、乾式燃料貯蔵ピットによる物理的境界、本質的安全性といった設計的特徴を有する革新的高温ガス炉概念を提案し、各特徴による効率的 Pu 燃焼と 3S 特性の向上やシナジー効果への寄与を客観的かつ定量的に評価し、MOX 燃料装荷軽水炉より優れた 3S 特性を有し、

分離 Pu を燃料とする燃料サイクルにより Pu 量及び核分裂性 Pu 量を大幅に低減可能であることを明らかにした。一方で原子炉設計変更に伴う技術的障害や Pu 量計量管理の技術開発、膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物の処理処分に関する新たな課題を指摘した。

本研究を通して、Pu の核分裂反応を通じた有効利用、Pu 低減性能及び 3S 特性の側面で、本高温ガス炉システムの優位性を示したと共に、技術的課題やデメリットもまとめた。燃料サイクルの選択的意思決定には一意的に本高温ガス炉システムの優位性や経済競争力を定量的に示す必要があるかもしれない。本高温ガス炉システムの一意的な評価には、発電のみならず高温ガス利用を含めた燃料サイクルのコスト等に基づく総合評価が必要である。

Table 6.1 Reactor specifications of the innovative HTGR system for effective Pu incineration and 3S synergy

Reactor specification	Values
Reactor power [MWth]	600
Effective core height [m]	16.8
Batches	2
Effective full power days [day]	1218
Initial heavy metal [tHM]	1.33
Fuel kernel composition (TRUOx:YSZ [wt. %])	49:51
Fuel pin pitch [cm]	5.1

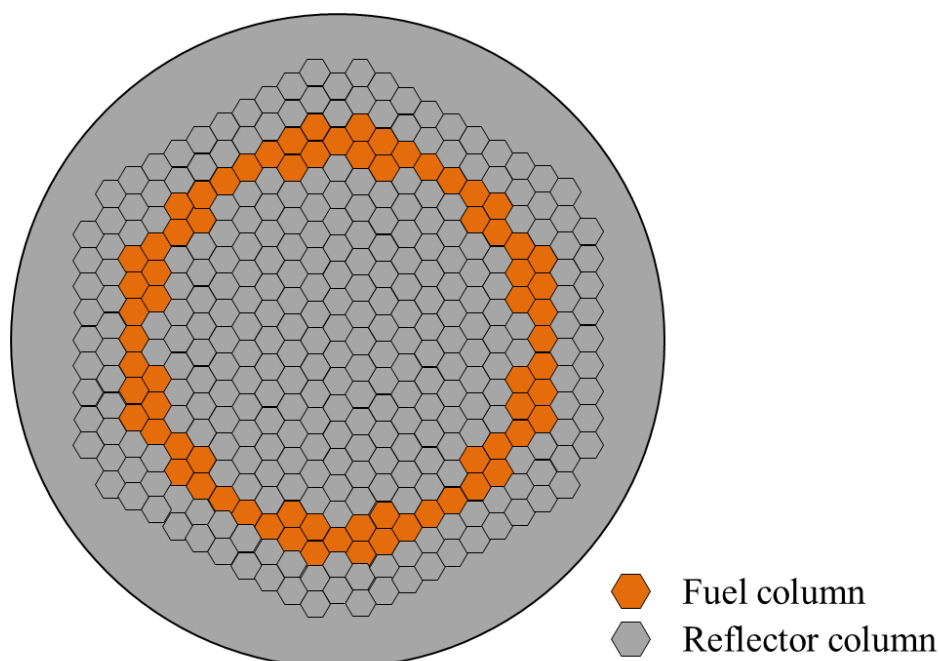


Figure 6.1 Reactor core configuration

Table 6.2 Specifications of innovative HTGR system with comparison with MOX fuel utilization in PWR in terms of efficient Pu incineration and 3S features

Item			HTGR-IMF		PWR-MOX			
Efficient Pu incineration	Efficient Pu incineration							
	Pu incineration rate (Pu reduction to initial Pu amount [wt.%])		60.3%		26.2%			
	Reactivity change; (k _{inf} -1)/k _{inf}		5.7%					
	Doppler coeff. (BOC/EOC) [pcm/K]		-2.53±0.048/-1.42±0.11					
	Moderator temp. coeff. (BOC/EOC) [pcm/K]		-7.1±0.04/-4.27±0.083					
	Delayed neutron fraction							
	Mass balance							
	Maximum Pu in intermediate storage (For constant Pu throughput of 8tPu/yr)		159		296			
	Maximum Pu in intermediate storage (For constant reactor power of 1,000MWe)		49		23			
	Maximum Pu in intermediate storage (For management of 46.9t of separated Pu)		6t (-83%)		35t (-36%)			
Reactor safety	Throughput of waste [t/yr]		438.3		158.1			
	Throughput of waste [m ³ /yr]		244.3		43.7			
	Accident tolerance							
	Against the reactivity insertion accident							
	Fuel temperature [°C]		1178.0					
	RPV temperature [°C]		381.0					
	Against the depressurization accident							
Nuclear security	Fuel temperature [°C]		1450.0					
	RPV temperature [°C]		520.0					
	Material attractiveness for non states actors (1: Attractive - 4: Non-attractive)							
	Target material		TRISO/IMF	Fresh fuel	Spent fuel	MOX powder	Fresh fuel	Spent fuel
	Net weight		1	2	2	1	2	2
	Acquisition time		1	2	2.5	1	2	2
	Dose rate at 1m		1	1	2.5	1	1	2.5
	Processing time and complexity		3.5 (Dissolution~ Irradiation)	3.5 (Dissolution~ Irradiation)	3.5 (Dissolution~ Irradiation)	2 (Conversion)	2 (Conversion)	3 (Dissolution)
	Bare critical mass		1	1	1	1	1	1
	Heat content		1	2	2	1	1	2
	Probability of interruption							
	Theft of fresh fuel		85%		72%			
	Sabotage for spent fuel		66%		47%			
	Non-proliferation	Material attractiveness for states (1: Attractive - 4: Non-attractive)						
Target material		TRISO	Fresh fuel	Spent fuel	MOX powder	Fresh fuel	Spent fuel	
Conversion time		3.5 (1-12 mo.)	3.5 (1-12 mo.)	3.5 (1-12 mo.)	2 (1-3 wk.)	2 (1-3 wk.)	3 (1-3 mo.)	
Bare critical mass		1	1	1	1	1		
Heat content		1	1	2	1	1		
Spontaneous fission neutron emission		2	2	3	2	2		
Proliferation resistance								
Target material			Fresh fuel	Spent fuel		Fresh fuel	Spent fuel	
Tier 2 (Diversion)			0.61	0.63		0.55	0.58	
Tier 2 (Transportation)			0.30	0.33		0.14	0.34	
Tier 2 (Transformation)			0.21	0.27		0.19	0.25	
Tier 2 (Weaponization)			0.59	0.64		0.50	0.52	
Tier 3 (Overall PR)			0.45	0.49		0.37	0.45	

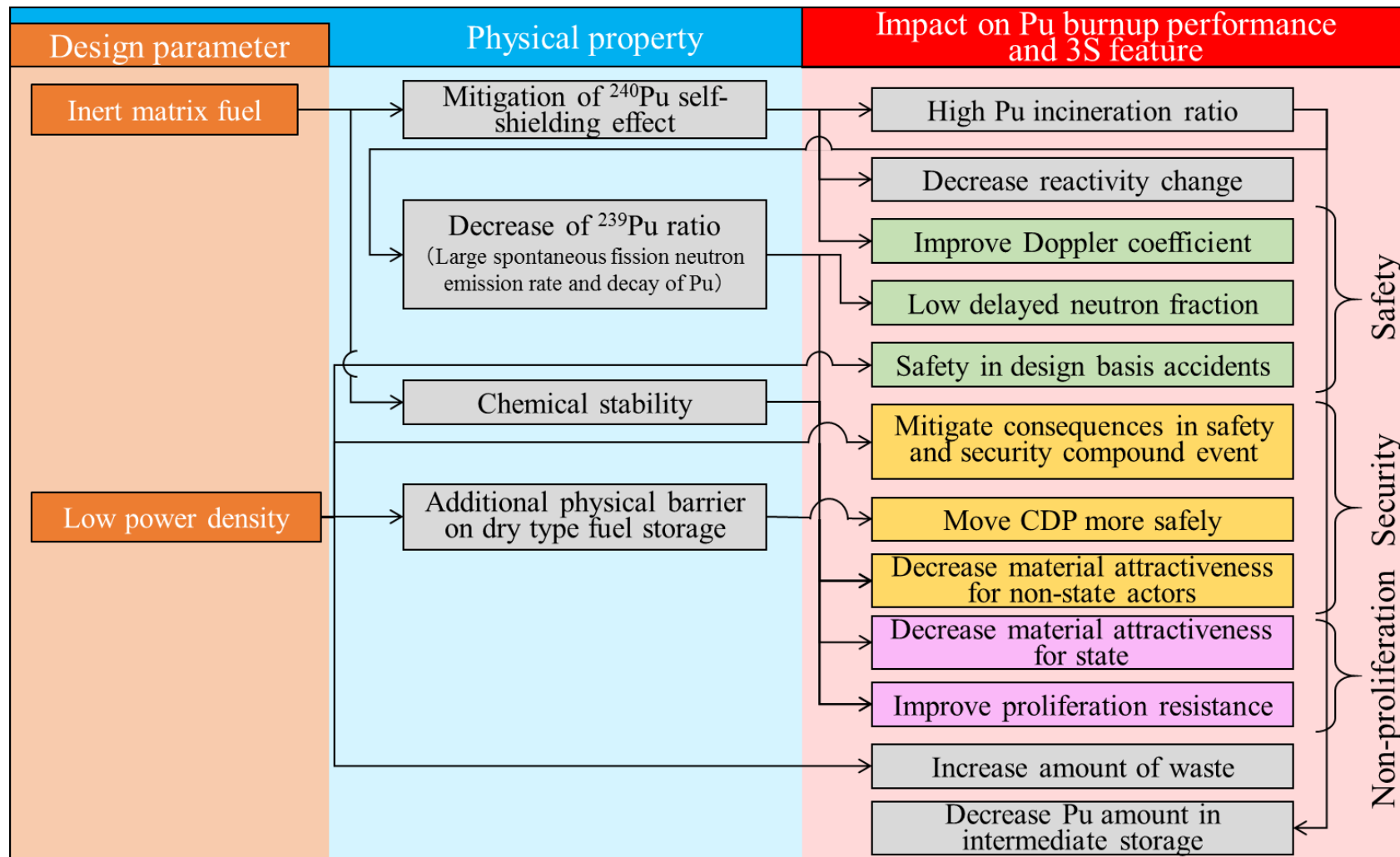


Figure 6.2 Impact of design concept to the efficient Pu incineration and 3S features

Figure 6.3 Physical protection categorization based on the attractiveness level

	Attractiveness level	Pu/U-233 category (kg)				IAEA conversion time
		I	II	III	IV	
<u>WEAPONS</u> Assembled weapons and test devices	A	All	N/A	N/A	N/A	
<u>PURE PRODUCTS</u> Pu, HEU, ²³³ U metal	B	>2	>0.4, <2	>0.2, <0.4	<0.2	Order of days (7-10)
<u>HIGH-GRADE MATERIALS</u> PuO ₂ , Pu(NO ₃) ₄ , non-irradiated MOX fuel	C	>6	>2, <6	>0.4, <2	<0.4	Order of weeks (1-3)
<u>LOW-GRADE MATERIALS</u> Pu, HEU or ²³³ U in irradiated fuel	D	N/A	>16	>3, <16	<3	Order of months (1-3)
<u>TRISO fuel particle, IMF</u>						
<u>ALL OTHER MATERIALS</u> U containing <20% ²³⁵ U and ²³³ U	E	N/A	N/A	N/A	Reportable quantities	Order of months (3-12)

第 7 章 結論

第7章 結論

本研究では不活性母材燃料核を用いた多重被覆粒子炭化物燃料(以下不活性母材燃料と呼ぶ)を高温ガス炉炉心に導入する場合に、多重リサイクル不要で迅速な Pu 低減性能及び 3S (安全、核セキュリティ、核不拡散) 特性向上効果を定量的に評価し、3S 特性のシナジー効果を有する先進的高温ガス炉システム概念を提案した。

第2章では、単離 Pu を高温ガス炉燃料として扱う上で、大きな余剰反応度の制御性と毒物として働く ^{240}Pu 割合増加による技術的課題と核不拡散上の課題を述べた上で、単離 Pu を用いない TRU と不活性母材を導入した新しい燃料核による効率的 Pu 燃焼への効果を明らかにし、核データ誤差による反応度への影響と Pu マスバランスを評価した。セルモデルに対する中性子輸送及び燃焼計算に基づき、不活性母材による TRU 酸化物の希釈と中性子スペクトル調整を行い 1.056eV における ^{240}Pu 自己遮蔽効果を低減し中性子捕獲反応率を増大することで、初期余剰反応度を 0.06 に抑え燃焼反応度変化($\Delta k_{\infty}/k_{\infty,BOC}$)を 6%にまで低減できる優れた制御性に加え、Pu 及び核分裂性 Pu をそれぞれ約 60wt.%、約 80wt.%もの大幅に低減できる Pu 燃焼特性を見出し、燃料設計条件を導出した。初期余剰反応度に対する核データ由来の誤差を評価した結果、上記で提案した燃料では主に ^{240}Pu 中性子捕獲反応断面積誤差により約 1.8%となり、初期余剰反応度の範囲内で収められることを明らかにした。本不活性母材燃料を用いた高温ガス炉を用いて、約 47t の分離 Pu を燃料とした燃料サイクルのマスバランスを評価した結果、Pu を 20t、核分裂性 Pu を 6t にまで低減でき、MOX 燃料として軽水炉で利用した場合と比べて、それぞれ約 6 割、3 割まで大幅に低減できることを明らかにした。一方で膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物量管理や使用済燃料ブロック体の地層処分場における安定性といった新たな課題を指摘した。

第3章では第2章で得られた燃料設計条件に基づき本高温ガス炉システムの安全性として基本的な核的安全特性に加えて、事故事象に対する原子炉応答を評価した。核的安全特性としてウランフリー燃料で悪化が懸念されるドップラー係数及び遅発中性子割合と減速材温度係数を評価した結果、不活性母材燃料では遅発中性子割合が 0.26%(BOC)/0.44%(EOC) となりウラン酸化物燃料核を用いた場合より悪化したものの、ドップラー係数が $-2.5(\text{BOC})/-1.5(\text{EOC})$ pcm/K と不活性母材を用いない場合に比べて ^{240}Pu 自己遮蔽効果低減によって大きく改善し、減速材温度係数と合わせてウラン酸化物燃料核を用いた標準的な高温ガス炉と同様の性能を有する優れた核的安全特性を明らかにした。事故事象として、発生頻度は低いが影響の大きい反応度挿入事故や減圧事故に対する燃料及び圧力容器温度を評価した。遅発中性子割合を考慮した制御棒 1 本の全引き抜きに起因する反応度挿入事故に対して、燃料最高温度は設計温度 1600°Cを下回り、燃料の健全性を確認した。また減圧事故事象に対しては、使用済不活性母材燃料中の ^{242}Cm などによる高い崩壊熱量により

燃料及び圧力容器最高温度が設計温度を超過した。そこで炉心高さの伸張や原子炉出力抑制といった改善策を新たに見出し、その中で本研究では炉心高さの伸長を採用した新たな炉心設計を提案し、燃料温度及び RPV 温度が設計温度を下回り、原子炉健全性を担保できる条件を明らかにした。

第 4 章では本高温ガス炉システムの核セキュリティ性を物質的特性、技術的特性、妨害破壊行為に対する原子炉応答の観点から包括的に評価した。本高温ガス炉システム中の核物質について、非国家主体による核爆発装置製造への **Material attractiveness**(不正利用価値)を評価した結果、MOX 粉末に比べて多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核の化学的安定性が処理時間と複雑性を増大し、不正利用価値が低くなることを明らかにした。同システムの発電所について物理的防護システムを設計し保管燃料に対する盗取や妨害破壊行為の阻止確率を評価し、湿式貯蔵 MOX 燃料集合体の場合と比較した結果、乾式燃料貯蔵ピットの物理的境界の違いにより敵対者の行為をより遅延させ重要検知点を一層分安全側に変動させる程の大きな影響を明らかにした。更に安全—セキュリティ複合事象として、SCRAM 失敗を伴う反応度挿入事故や妨害破壊行為により炉容器冷却機能低下を伴う減圧事故といった事故条件を新たに設定し評価した結果、いずれも燃料最高温度が設計温度を下回るものの、後者については炉容器冷却機能が 50%に低下した場合圧力容器最高温度を 676℃にまで著しく上昇させる新たな技術課題を見出した。

第 5 章では本高温ガス炉システム中の核不拡散性について、核物質の不正利用価値、システム全体の核拡散抵抗性、計量管理に求められる Pu 量測定精度に基づき評価した。本高温ガス炉システム中の核物質について、国家による核爆発装置製造への不正利用価値を評価した結果、多重被覆粒子燃料や不活性母材燃料核は MOX 粉末に比べて化学的安定性により処理時間を増大し、燃料製造から照射後保管までの燃料サイクルを通じていずれにおいても不正利用価値を使用済燃料と同等以下に低下することを明らかにした。また高温ガス炉システム全体の核拡散抵抗性評価より、多重被覆粒子燃料の化学的安定性を考慮し、低い Pu 抽出率を想定した場合、転用や輸送の対象となる核物質量が増大し、核物質取扱困難性と輸送時の検知回避困難性が増大し、核拡散抵抗性が向上することが分かった。また大量の Pu を扱う本システムにおいて、Pu 量測定に基づく計量管理が必要となることから、物質収支区域の設計と物質不明量の測定誤差評価に基づき、計量管理における Pu 量測定精度要求を評価した結果、高い保障措置水準に対して新燃料で約 4%以下、使用済燃料で約 6%以下となり(棚卸し間隔：1 ヶ月、Pu スループット：約 27kg/年(高温ガス炉 1 基相当))、軽水炉使用済燃料中の Pu 量非破壊測定手法の研究開発目標と同程度かそれ以上の精度が要求されることを明らかにし、これを超える Pu スループットを想定した場合、ニア・リアルタイム計量管理の適用など計量精度のみならず頻度の増加により保障措置目標を達成することが要求されることを見出した。

第6章では第2章から第5章の結果を受け、自己遮蔽効果低減による効率的な Pu 燃焼特性、不活性母材燃料の化学的安定性、乾式燃料貯蔵ピットによる物理的境界、本質的安全性といった設計的特徴を有する革新的高温ガス炉概念を提案し、各特徴による効率的 Pu 燃焼と 3S 特性の向上やシナジー効果への寄与を客観的かつ定量的に評価し、MOX 燃料装荷軽水炉より優れた 3S 特性を有し、分離 Pu を燃料とする燃料サイクルにより Pu 量及び核分裂性 Pu 量を大幅に低減可能であることを明らかにした。また核物質の不正利用価値に基づく等級別扱いを導入することで、多重被覆粒子や不活性母材燃料に対する物理的防護措置や保障措置を合理化できる可能性があることを明らかにした。一方で燃料製造技術の確立、原子炉システムの詳細設計評価、計量管理の技術開発や膨大な黒鉛ブロック体の廃棄物の処理処分に関する新たな課題を指摘した。

最後に各章によって得られた結果を総括し、本論文の結論とした。本論文は不活性母材燃料の利用及び低出力密度といった Pu 燃料装荷高温ガス炉システムの設計特徴による効率的な Pu 燃焼特性や 3S 特性の向上効果を定量的に明らかにし、MOX 燃料装荷軽水炉システムと比較することで、Pu 燃料装荷高温ガス炉システムの利用が Pu 管理政策における重要なオプションのひとつとなり得ることを明らかにした。

付録

付録A. RELAP5-3D 解析における各種物性値

RELAP5-3D コードによる熱水力学解析において用いた炉心構成要素の熱伝導率、比熱の温度依存、密度及び輻射率をそれぞれ Figure A.1、Figure A.2、Table A.1 に示す。

燃料コンパクトの熱伝導率については参考文献を元に保守的な評価となるよう全温度域で 16.75 W/mK とした [1]。燃料ブロックの熱伝導率については燃料ブロックの主成分である黒鉛(IG-110)の熱伝導率と黒鉛体積割合から算出した。黒鉛の熱伝導率については。黒鉛の比熱は次式から導出した [2]。

$$4186.8 \times (0.54212 - 0.000000242667T - 90.2725/T - 43449.3/T^2 + 15930900/T^3 - 1436880000/T^4) \quad \text{Eq. A.1}$$

燃料コンパクト、燃料ブロックの比熱は黒鉛体積割合と黒鉛の比熱からマクスウェルの複合則により導出した [3]。ヘリウムガスの熱伝導率及び比熱は炉内圧力約 7MPa における値を用いた [4]。圧力容器の材料である SA533/508 の熱伝導率及び比熱は保守的に ASME code データの 90%とした [5]。コアバレルの材料である Alloy 800H の熱伝導率及び比熱も保守的に文献値の 90%とした [6]。

燃料コンパクトや燃料ブロック、各種反射体など主に黒鉛から構成される構造材からの輻射率については文献値の保守的な値を用いた [7]。コアバレル表面の輻射率については文献値より保守的な値を用いた [8]。圧力容器内側表面の輻射率については文献値を参照した [9]。圧力容器外側表面の輻射率は自然対流熱伝達の効果を考慮し補正した値を用いた。冷却パネル表面の輻射率は文献値を参照した [10]。

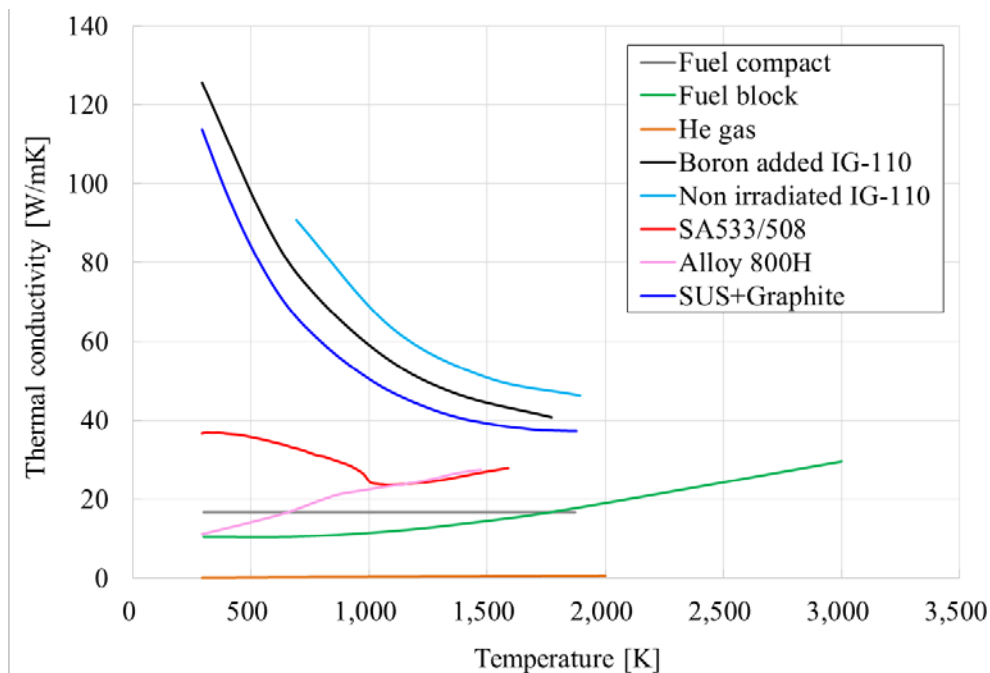


Figure A.1 Thermal conductivity for thermal-hydraulic analysis

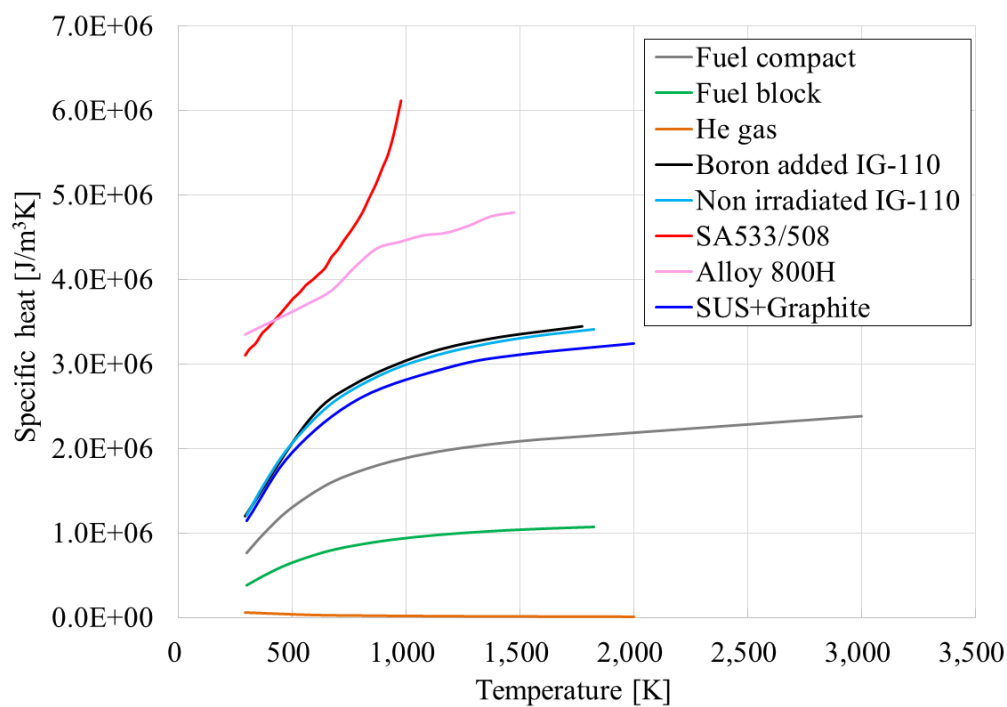


Figure A.2 Specific heat for thermal-hydraulic analysis

Table A.1 Radiation emissivity for each reactor components

Component	Emissivity
Fuel compact	0.8
Fuel block	0.8
Inner graphite reflector	0.8
Outer graphite reflector	0.8
Core barrel	0.5
Pressure vessel (Inner)	0.6
Pressure vessel (Outer)	0.72
Cooling panel	0.79

参考文献

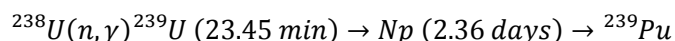
- [1] 菊池輝夫他, “高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率及び燃料コンパクトー黒鉛スリーブ間のギャップ熱伝達率,” JAERI-M 9287, 1981.
- [2] 中川繁昭他, “高温ガス炉の炉心動特性解析コード "BLOOST-J2",” JAERI-M 89-013, 1989.
- [3] B. M. Love, R. C. Batra, “Determination of effective thermomechanical parameters of a mixture of two elastothermoviscoplastic constituents,” International Journal of Plasticity, 22, p.1026, 2006.
- [4] 西尾茂文他, “伝熱工学資料改定第 5 版,” 日本機械学会, 2009.
- [5] “ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 2001 Edition,” American Society of Mechanical Engineers, 2001.
- [6] VDM metal, “VDM alloy 800H/HP,” Data Sheet No. 4129, 2016.
- [7] S. Sato, T. Arai, H. Airai, et al., “高温工学試験研究炉の炉心および炉心支持黒鉛の設計用材料データ,” JAERI Memo 02-135, 1990.
- [8] 國富一彦, 中川繁昭, 板倉洋文, “高温工学試験研究炉の減圧事故時の温度分布解析,” JAERI-M 91-163, 1991.
- [9] 國富一彦, 橘幸男, 本谷浩二他, “高温工学試験研究炉のスタンドパイプ及び 1 次上部遮蔽体の昇温防止対策,” JAERI-Tech 97-040, 1997.
- [10] 稲葉良知他, “鉛直同心二重円筒内高温気体の自然対流熱伝達に関する研究,” 日本機械学会論文集, 70, 694, 2004.

付録B. RELAP5-3D における減圧事故解析における各種特性評価

RELAP5-3D では主に各構造体の幾何形状、流路の熱水力特性、原子炉出力計算用の炉物理特性、各材料の物性値などを与える。幾何形状や各材料の物性値については、参考文献に基づき与えることができる。流路の熱水力特性についても主に幾何形状に基づいて導出できる。しかしながら原子炉出力計算用の炉物理特性や減圧時の炉内圧力時間応答などについては文献には十分に記載されておらず、妥当な入力データを用意する必要がある。炉物理特性について、定格出力などは文献値を参照することができるが、 ^{239}U 由来のアクチノイド崩壊熱の算出に重要な ^{239}U 生成割合やその他 TRU 核種によるアクチノイド崩壊熱への寄与、遅発中性子割合については中性子輸送計算や燃焼計算に基づいて導出する必要がある。またその他にも圧力容器外壁面から冷却パネルまでの熱伝達に関して、支配的な輻射熱伝達に加えて、RELAP5-3D の制約上評価が難しい自然対流熱伝達の扱いが問題として挙げられる。更に減圧事故発生直後の炉内状況を正しく解析するために、炉内圧力時間応答を正しく模擬する必要がある。

(1) ^{239}U 生成割合

ウラン燃料では燃焼中に ^{238}U の中性子捕獲反応が起こり続ける。生成した ^{239}U は以下の通り 2 回のベータ崩壊を経て ^{239}Pu となる。



核種に付した時間は核種の半減期である。一般的に軽水炉における炉停止後数日以内といった短期間のアクチノイド崩壊において、 ^{239}U は支配的核種である。 ^{239}U は ^{238}U の中性子捕獲反応によって生成される。よって U 燃料を使用する高温ガス炉である GTHT300 において、反応度事故や減圧事故など数日以内の崩壊熱が問題となる場合には ^{239}U 由来のアクチノイド崩壊熱は重要な要素である。RELAP5-3D において、アクチノイド崩壊熱は全核分裂反応率に対する ^{238}U の中性子捕獲反応率で定義される ^{239}U 生成割合を与えることで導出される。これら反応率は燃焼計算や輸送計算の結果から得られる。原子炉運転期間に比べて ^{239}U の半減期は短い。そこで本解析では GTHT300 における事故解析には燃焼末期における ^{239}U 生成割合 0.56 を与えることとする。一方で不活性母材燃料は U フリーであるため、 ^{238}U の捕獲反応に由来する ^{239}U の崩壊熱は考慮しない。

(2) ^{239}U 以外のアクチノイド崩壊

アクチノイド崩壊に貢献する各種として ^{239}U 以外にも ^{238}Pu 、 ^{242}Cm 、 ^{241}Am などの発熱性 TRU が挙げられる。 ^{239}U の半減期が 23.45 分であるのに対して、 ^{238}Pu は 87.7 年、 ^{242}Cm は 162.8 日、 ^{241}Am は 432.6 年であるなど、比較的長い半減期を有する。そのためこれら発熱性 TRU は比較的放射能が小さく、短期における崩壊熱も小さい。よって燃焼度が 30～40GWd/ton 程度の軽水炉使用済み燃料においては、 ^{239}U による崩壊熱が支配的であるとさ

れている。不活性母材燃料はUフリー燃料であるため、使用済み燃料中の ^{239}U 量はごく僅かであり、 ^{239}U のアクチノイド崩壊熱は無視できる。一方で使用済み燃料中のTRU量が多いために、発熱性TRU由来のアクチノイド崩壊熱は無視できないと考えられる。そこでORIGEN-ARPを用いて、使用済み不活性母材燃料におけるアクチノイド崩壊熱を評価する。

ORIGEN-ARPを用いた崩壊計算により、使用済み不活性母材燃料と使用済みGTHTR300燃料におけるTRU由来の崩壊熱量を評価する。減圧事故は炉停止後100時間以内に燃料温度が最高になるとされている。そこで崩壊熱量評価は炉停止後300時間を想定した。ORIGEN-ARPで用いられている崩壊熱ライブラリはENDF/B-Vである。

Table B.1 に使用済み不活性母材燃料及びGTHTR300燃料中のTRU重量、Figure B.1 に各燃料体の発熱性TRU由来の崩壊熱評価結果を示す。使用済みGTHTR300燃料では炉停止後300時間まで0.1MW以下であるのに対して、使用済み不活性母材燃料では1.6～1.8MWと、20倍程度大きい崩壊熱量となっていることが分かった。これはTable B.1にあるように不活性母材燃料における ^{242}Cm 重量はGTHTR300燃料よりも26倍程度多く、Figure B.2の使用済み不活性母材燃料における発熱性TRU核種毎の崩壊熱から読み取れるように、 ^{242}Cm が総崩壊熱量の約90%を占めているためである。本評価結果より使用済みIMF-TRUにおける崩壊熱量において、TRU崩壊熱量の寄与は著しく、減圧事故評価では考慮する必要性があることが明らかになった。またGTHTR300燃料における ^{239}U 由来のアクチノイド崩壊熱と比較しても、不活性母材燃料におけるTRU崩壊熱量は1.5倍程度大きいことが分かった。

Table B.1 Amount of TRU in the core of spent TRU-IMF and GTHTR300 fuel

	Amount of TRU in the core [kg]	
	GTHTR300	TRU-IMF
^{237}Np	10.7	24.1
^{238}Pu	5.3	0.0
^{239}Pu	69.4	35.4
^{240}Pu	31.2	63.2
^{241}Pu	30.1	115.3
^{242}Pu	16.1	136.6
^{241}Am	0.9	13.7
^{242}Am	0.0	0.0
$^{242\text{m}}\text{Am}$	0.0	0.5
^{243}Am	2.9	42.9
^{242}Cm	0.5	13.2
^{243}Cm	0.0	0.7
^{244}Cm	1.0	35.5
^{245}Cm	0.1	3.7
^{246}Cm	0.0	0.4

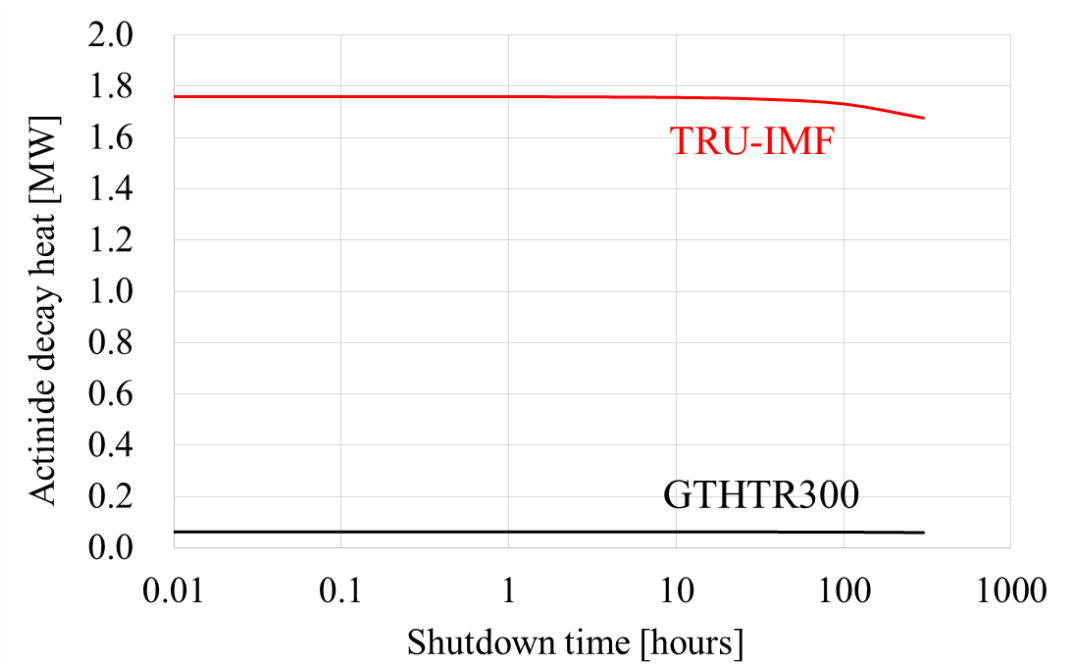


Figure B.1 Actinide decay heat in TRU fuel and U fuel

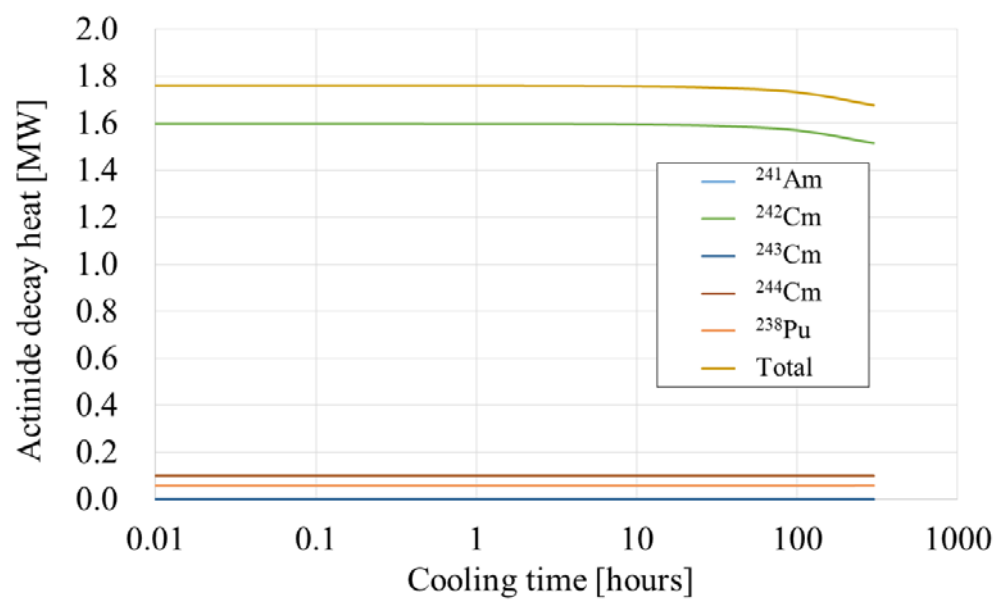


Figure B.2 Contributions of nuclides to the actinide decay in TRU-IMF

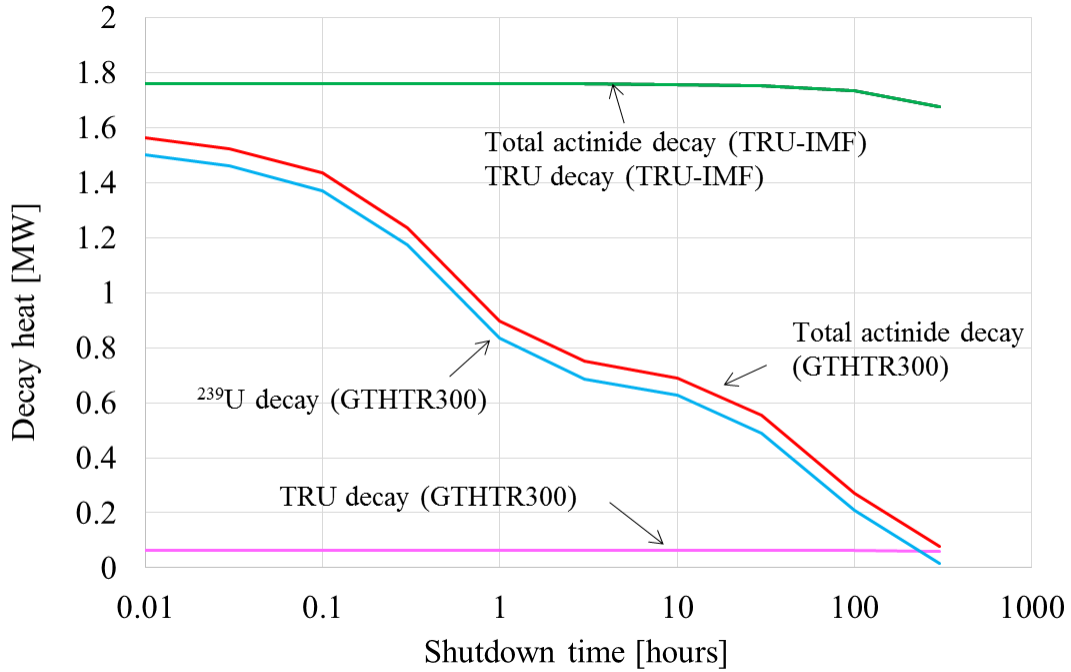


Figure B.3 Actinide decay heat in GTHTR300 and TRU-IMF

(3) 遅発中性子割合の導出

RELAP5-3D の入力データのひとつに遅発中性子割合を中性子寿命で除した値がある。中性子寿命については熱中性子炉の典型的な値である 10^{-4} 秒を与えた。遅発中性子割合については核分裂核種によって大きく異なる。解析対象の不活性母材燃料では ^{239}Pu が支配的な核分裂性核種である。一方で通常のウラン燃料では ^{235}U が主である。そのため不活性母材燃料とウラン燃料の遅発中性子割合が異なる。一方で燃料組成に大きく左右される遅発中性子割合については導出する必要がある。

核分裂反応によって生成される中性子は即発中性子と遅発中性子の 2 種類が存在する。核分裂により生成される中性子数に対する遅発中性子の割合を指す遅発中性子割合は原子炉の制御性を左右する重要なパラメータの一つである。遅発中性子割合は核分裂性核種毎に 6 群に分かれており、各群に遅発中性子が放出される時間を表す時定数とそのときの遅発中性子割合が与えられている。

ウラン酸化物燃料及び不活性母材燃料の遅発中性子割合は既に本論文の 3.2 で導出している。一方で遅発中性子先行核の崩壊定数は別途導出する必要がある。核種 m の遅発中性子先行核の崩壊定数を $\lambda_{m,g}$ とする。 g 群の先行核の原子数密度を $N_{m,g}$ とすると、

$$N_{m,g}(t) = N_{m,g}(0) \exp(-\lambda_{m,g} \cdot t) \quad \text{Eq. B.1}$$

であり、全核種の g 群先行核の数密度 N_g は

$$N_g(t) = \sum_m N_{m,g} = \sum_m N_{m,g}(0) \exp(-\lambda_{m,g} \cdot t) \quad \text{Eq. B.2}$$

と表される。ここで全核種の g 群先行核の数密度 N_g が

$$N_g(t) = N_g(0) \exp(-\lambda_g \cdot t) \quad \text{Eq. B.3}$$

とも表されるとき、

$$N_g(0) \exp(\lambda_g \cdot t) = \sum_m N_{m,g}(0) \exp(-\lambda_{m,g} \cdot t) \quad \text{Eq. B.4}$$

が得られる。これを式変形していくと、

$$\lambda_g = -\frac{1}{t} \ln \left\{ \sum_m \frac{N_{m,g}(0)}{N_g(0)} \exp(-\lambda_{m,g} \cdot t) \right\} \quad \text{Eq. B.5}$$

となり、 $t=1$ とすると

$$\lambda_g = -\ln \left\{ \sum_m \frac{N_{m,g}(0)}{N_g(0)} \exp(-\lambda_{m,g}) \right\} \quad \text{Eq. B.6}$$

が得られる。式(9)の式変形で $t=1$ としたが、これは正確ではない。実際 $t=0 \sim 2000s$ としたとき、最大 0.5%以下の誤差を生む。ただし本解析においては十分な精度と考える。得られた実効遅発中性子割合を Table B.2 に示す。

Table B.2 Delayed neutron fraction

	Delayed neutron fraction	Group	Decay constant [1/s]	Delayed neutron fraction
UO2 (BOC)	0.006506	1	0.013	0.033
		2	0.030	0.219
		3	0.114	0.196
		4	0.306	0.395
		5	1.113	0.115
		6	2.956	0.042
UO2 (EOC)	0.004499	1	0.013	0.031
		2	0.030	0.252
		3	0.114	0.194
		4	0.306	0.359
		5	1.110	0.117
		6	2.952	0.047
IMF (BOC)	1.056269	1	0.101	0.000
		2	0.047	0.000
		3	0.013	0.033
		4	0.030	0.288
		5	0.121	0.202
		6	0.320	0.329
IMF (EOC)	0.004428	1	0.013	0.023
		2	0.031	0.240
		3	0.117	0.161
		4	0.302	0.344
		5	0.896	0.169
		6	2.832	0.062

(4) 圧力容器表面における自然対流熱伝達の寄与

圧力容器表面からの伝熱現象としては、輻射熱伝達と空気による自然対流熱伝達が考えられる。RELAP5-3D コードではそれぞれ評価することができるが、圧力容器と冷却パネル間の空間を流路として設定しなければならない。

本解析においては自然対流熱伝達の効果を輻射熱伝達において加味した時の、等価な輻射率を用いることで、輻射熱伝達のみで自然対流熱伝達を含めた総伝熱量を評価できるようにした。等価輻射率を評価するにあたり、圧力容器表面における輻射熱伝達量及び自然対流熱伝達量を導出する。

次に無限円筒内の輻射熱伝達については、放射伝熱量 Q_r は以下の式で得られる [1]。

$$Q_r = q_r A_1 = \frac{A_1 \sigma (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right) \frac{A_1}{A_2}} \quad \text{Eq. B.7}$$

ここで A は伝熱面積、 σ はステファン=ボルツマン係数、 T は表面温度、 ε は輻射率、1 及び 2 はそれぞれ内筒及び外筒を意味する。

自然対流熱伝達については内筒加熱、外筒冷却の密閉された鉛直管状領域内流体層の自然対流熱伝達に関する従来の相関式として、Churchill が提案した次式を用いる [2]。

$$Nu_c(l) = 0.364 \times \{Ra(l)f(Pr)\}^{0.25} \left(\frac{r_o}{r_i}\right)^{0.5} \quad \text{Eq. B.8}$$

$$f(Pr) = \left\{ 1 + \left(\frac{0.5}{Pr}\right)^{\frac{9}{16}} \right\}^{-\frac{16}{9}} \quad \text{Eq. B.9}$$

ここで $Ra(l)$ はレイリー数、 Pr はプラントル数、 r_o 及び r_i は内筒及び外筒の半径である。なお $Ra(l)$ については、以下の式で表される。

$$Ra(l) = \frac{Pr \cdot g \beta (T_1 - T_2) l^3}{\nu^2} \quad \text{Eq. B.10}$$

ここで L は代表長さ(=11.05)[m]、 g は重力加速度(=9.80665)[m/s²]、 β は周囲気体の体積膨張率[1/K]、 T_w は物体の表面温度(=600)[K]、 T_e は周囲環境温度[K]、 ν は周囲気体の動粘性係数(=32.285 × 10⁻⁶)[m²/s]である。 T_e は圧力容器表面温度 T_1 及び冷却パネル表面温度 T_2 の平均値とし、この温度における Pr や β 、 ν などの物性値を用いた。

外筒表面温度 T_2 は 393.15K の一定値としているが、内筒表面温度 T_1 は ε_1 や時間依存性を持つため変動する。ただし GTHTR300 においては RPV の設計温度が 800K となっているため、余裕をもって 450K から 800K の範囲について輻射量及び自然対流熱伝達量を評価した。に圧力容器表面における伝熱量評価結果を示す。同じ圧力容器温度における伝熱量は、輻射率を同じ場合でも自然対流を考慮しない場合より、考慮した場合のほうが 12%程度増大することが分かった。また自然対流を考慮した場合の熱伝達量の圧力容器表面温度による依存性を、輻射熱伝達量のみで模擬しようとした場合、輻射率 $\varepsilon = 0.72$ とすることで標準偏差

0.04MW 程度で再現できることが分かった。

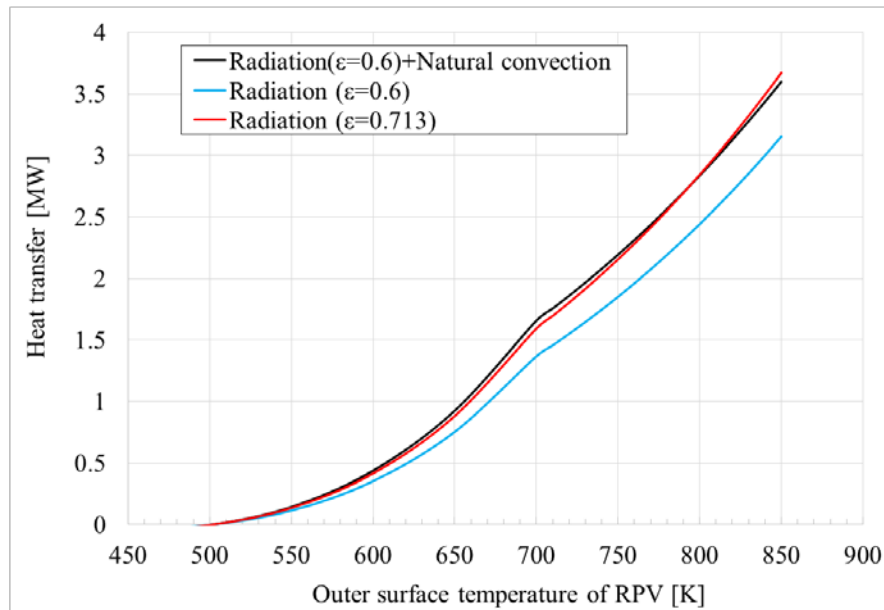


Figure B.4 Heat transfer on the surface of RPV

(5) 減圧事故時の圧力応答

減圧事故では一次冷却系二重配管のギロチン破断以降、圧力容器から原子炉建屋内の圧力差を駆動力として、ヘリウムガスが系外に漏洩する。ヘリウムガスの漏洩が終わるまではヘリウムガスの強制対流により、炉内は冷却されるが、圧力容器内圧力が大気圧にほぼ等しくなると、ヘリウムガスの漏洩及び炉内の強制対流がなくなる。ただしヘリウムガス漏洩開始から圧力容器内圧力が一定値を下回るとインターロックにより原子炉スクラムが起動する。しかし炉停止直後の崩壊熱は依然として膨大であり、炉停止後から強制対流が停止するまでの時間によっては、その後の燃料や炉内構造材の非定常温度変化に影響を与える。ここでは炉内圧力の時間変化を導出する。

本評価では圧力容器内の圧力や密度は一様と考える。 ρ はヘリウムガス密度、 t はヘリウムガス漏洩開始からの時間、 P_0 は環境圧力(大気圧)、 P_1 は圧力容器内圧力(漏洩開始時(t_1))、 P_2 は圧力容器内圧力(経過時間(t_2))、 R は気体定数、 V は圧力容器体積、 S は破断面積、 T は圧力容器内絶対温度、 v はヘリウムガス漏洩速度である。微小時間 Δt において、ヘリウムガスの漏洩により圧力容器内ヘリウムガス密度が ρ から $\rho + \Delta\rho$ に増加すると考える。圧力容器内温度 T は容器内のヘリウムガス密度や圧力によらず一定であると仮定した。このとき質量保存則より次式が得られる。

$$\rho V - v S \rho \Delta t = (\rho + \Delta\rho) V \quad \text{Eq. B.11}$$

$$\Delta\rho = -\frac{v S \rho}{V} \Delta t \quad \text{Eq. B.12}$$

開口部におけるヘリウムガスの速度 v は、開口部におけるベルヌーイの定理を解く事で以下のように導出できる。

$$\frac{v^2}{2} + \frac{P_0}{\rho} = \frac{P}{\rho} = \text{const} \quad \text{Eq. B.13}$$

$$v = \sqrt{\frac{2(P_0 - P)}{\rho}} \quad \text{Eq. B.14}$$

圧力容器内のヘリウムガスを理想気体と仮定すると、理想気体の状態方程式より

$$P = \rho RT \quad \text{Eq. B.15}$$

$$P_0 = \rho_0 RT \quad \text{Eq. B.16}$$

が得られる。式(4)に式(5)(6)を導入すると

$$v = \sqrt{\frac{2(\rho_0 - \rho)RT}{\rho}} \quad \text{Eq. B.17}$$

が得られ、更に式(7)を式(2)に代入すると、

$$\Delta\rho = -\frac{S\rho}{V} \sqrt{\frac{2(\rho_0 - \rho)RT}{\rho}} \Delta t \quad \text{Eq. B.18}$$

$$\frac{\Delta\rho}{\sqrt{\rho(\rho_0 - \rho)}} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} \Delta t \quad \text{Eq. B.19}$$

$\frac{\rho_0}{\rho} = x$ とおき、 $\Delta\rho \rightarrow d\rho$ 、 $\Delta t \rightarrow dt$ とする。

$$\frac{x d\rho}{\rho_0 \sqrt{1-x}} = \frac{S\sqrt{2RT}}{V} dt \quad \text{Eq. B.20}$$

また $\frac{\rho_0}{\rho} = x$ の両辺を微分する。

$$dx = -\frac{\rho_0}{\rho^2} d\rho = -\frac{x^2 d\rho}{\rho_0} \quad \text{Eq. B.21}$$

式(11)を式(10)に代入すると

$$\frac{-dx}{x\sqrt{1-x}} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} dt \quad \text{Eq. B.22}$$

$x = \cos^2 \theta$ ($dx = -2\sin\theta\cos\theta$) とおくと

$$\frac{2\sin\theta\cos\theta d\theta}{\cos^2 \theta \sqrt{1-\cos^2 \theta}} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} dt \quad \text{Eq. B.23}$$

$$\frac{2d\theta}{\cos\theta} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} dt \quad \text{Eq. B.24}$$

ここで

$$\int \frac{d\theta}{\cos\theta} = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{1 + \sin\theta}{1 - \sin\theta} \right) + C \quad \text{Eq. B.25}$$

であるから、式(13)について両辺を積分すると、

$$\int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{2d\theta}{\cos\theta} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} \int_{t_1}^{t_2} dt \quad \text{Eq. B.26}$$

$$\left[\ln \left(\frac{1 + \sin\theta}{1 - \sin\theta} \right) \right]_{\theta_1}^{\theta_2} = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} [t]_{t_1}^{t_2} + C \quad \text{Eq. B.27}$$

$$\ln \left(\frac{1 + \sin\theta_2}{1 - \sin\theta_2} \right) \left(\frac{1 - \sin\theta_1}{1 + \sin\theta_1} \right) = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} t_2 + C \quad \text{Eq. B.28}$$

このとき

$$\theta_1 = \cos^{-1}(\sqrt{\rho_0/\rho_1}) \quad (t = t_1 = 0) \quad \text{Eq. B.29}$$

$$\theta_2 = \cos^{-1}(\sqrt{\rho_0/\rho_2}) \quad (t = t_2) \quad \text{Eq. B.30}$$

ρ_1 は $t = t_1=0$ (減圧開始前)における密度、減圧開始からの経過時間を t_2 とし、そのときの密度を ρ_2 と標記した。 $t_2 = t_1$ としたとき、式(17)より

$$\ln \left(\frac{1 + \sin\theta_2}{1 - \sin\theta_2} \right) \left(\frac{1 - \sin\theta_1}{1 + \sin\theta_1} \right) = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} t_1 + C = C = 0 \quad \text{Eq. B.31}$$

であるから、式(17)は

$$\ln \left(\frac{1 + \sin\theta_2}{1 - \sin\theta_2} \right) \left(\frac{1 - \sin\theta_1}{1 + \sin\theta_1} \right) = -\frac{S\sqrt{2RT}}{V} t_2 \quad \text{Eq. B.32}$$

$$t_2 = -\frac{V}{S\sqrt{2RT}} \times \ln \left(\frac{1 + \sin\theta_2}{1 - \sin\theta_2} \right) \left(\frac{1 - \sin\theta_1}{1 + \sin\theta_1} \right) \quad \text{Eq. B.33}$$

ここで気体の状態方程式を用いて、 θ_2 を圧力 P_2 で表す。

$$\theta_2 = \cos^{-1}(\sqrt{\rho_0/\rho_2}) = \cos^{-1}(\sqrt{P_0/P_2}) \quad \text{Eq. B.34}$$

式(22)を変形すると、次式が得られる。

$$\sin\theta_2 = \frac{m(t_2) - 1}{m(t_2) + 1} \quad \text{Eq. B.35}$$

$$m(t_2) = \frac{1 + \sin\theta_1}{1 - \sin\theta_1} \exp \left(-\frac{S\sqrt{2RT}}{V} t_2 \right) \quad \text{Eq. B.36}$$

更に式(23)よりを変形することで、圧力 P_2 は以下のように表され、導出できる。

$$P_2 = \frac{P_0}{\cos^2\{\arcsin(\sin\theta_2)\}} \quad \text{Eq. B.37}$$

一次冷却系二重配管の内管及び外管における圧力が、それぞれ式(26)に従って初期圧力から低下するものと考え、 P_0 に炉内入口及び出口に当たる外管及び内管の圧力、それぞれ 6.97885MPa 及び 6.90MPa を与えることで、炉内出入口の圧力時間応答を導出する。ここで入口圧力は炉内流量が設計値の 439kg/s となるように設定した。炉内入口(#30)における圧力

及び出入口における圧力差の時間応答を Fig. B-7 に示す。これより炉内出入口の圧力は一次冷却系二重配管のギロチン破断から約 467 秒後に大気圧となることが分かった。本解析結果は RELAP5-3D における炉内出入口(#30, #190)の圧力時間応答として入力した。

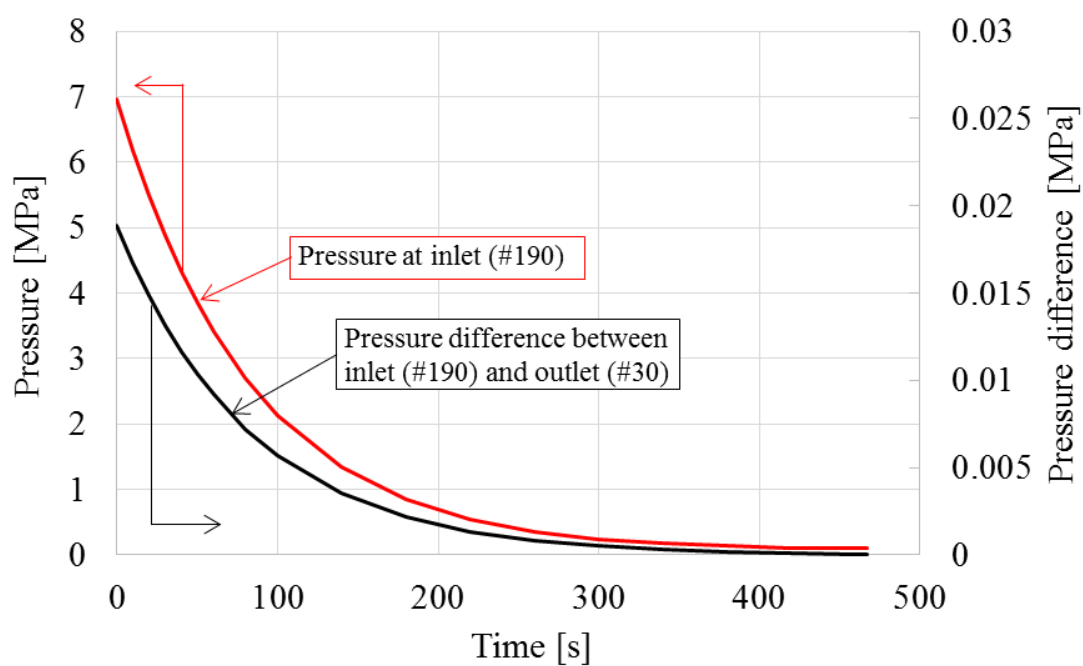


Figure B.5 Pressure at the inlet and pressure difference between the inlet and the outlet

参考文献

- [1] 稲葉良知他, “鉛直同心二重円筒内高温気体の自然対流熱伝達に関する研究,” 日本機械学会論文集, 70, 694, 2004.
- [2] S. W. Churchill, “Heat exchange design handbook,” CRC press, 2.5.8-13., 1982.

付録C. RELAP5-3D による減圧事故解析の妥当性確認

第3章のRELAP5-3Dコードによる高温ガス炉における減圧事故解析については、解析モデルを自作したため、解析結果の妥当性確認を行なった。具体的にはウラン燃料装荷高温ガス炉であり、IMF-HTGRのベースとなる炉系であるGTHTR300について、作成した解析モデルで燃料や圧力容器温度を評価し、参考文献と比較した。例えばGTHTR300では燃料及び圧力容器の最高温度は約1600℃及び537℃である。解析モデルをFigure C.1に示す。

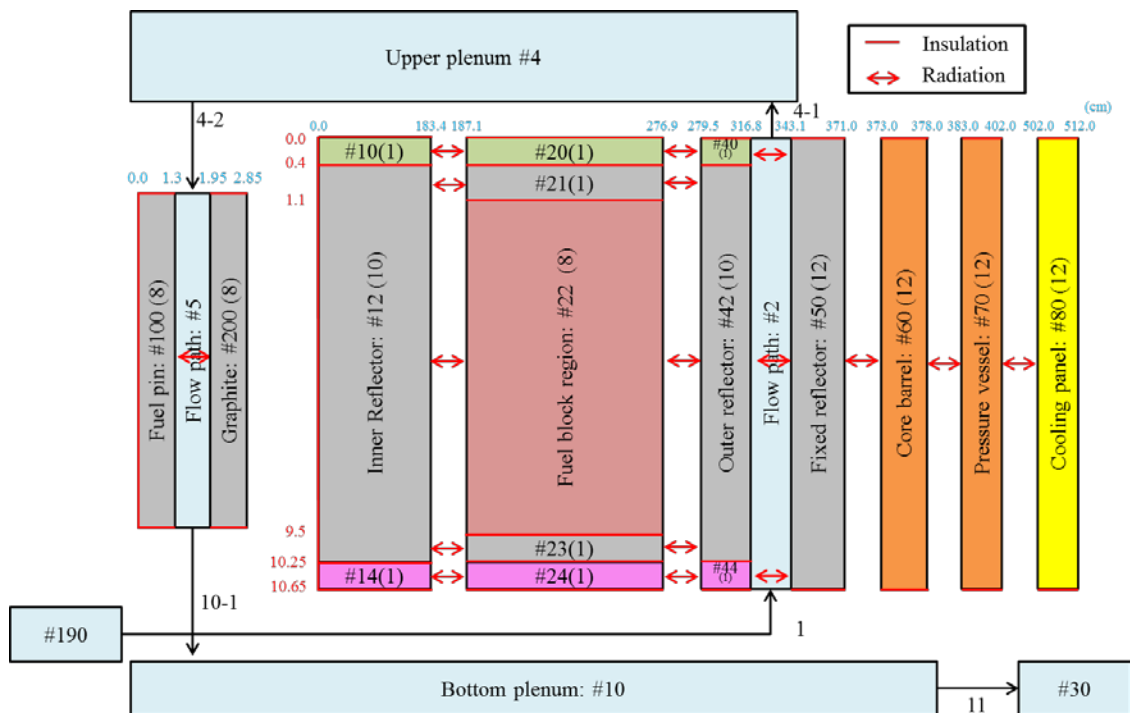


Figure C.1 Simulation model for depressurization accident (GTHTR300)

またアクチノイド崩壊熱や遅発中性子割合を評価するため、中性子輸送計算及び燃焼計算の解析モデルとしてGTHTR300の燃料ブロックを模擬したセル体系を作成した。本モデルの幾何形状は基本的に燃料コンパクトやTRISO粒子の幾何形状を参照したものの、全炉心と同等な燃焼特性が得られるように燃料コンパクトのピッチを調節した。本解析において重要なGTHTR300の炉心仕様をTable B-1に示す。実際の燃料コンパクトのピッチは4.7cmであるが、炉心の燃料領域の内側及び外側にある黒鉛反射体が中性子スペクトルなどの燃焼特性に影響を与えるため、解析モデルで全炉心と同等な燃焼特性を得るには4.7cm以上のピッチを与える必要がある。燃料領域内側及び外側の黒鉛反射体一列分(計78カラム)が燃焼特性に寄与すると考え、燃料に対する黒鉛の割合を保存し、燃料コンパクトのピッチを導出すると6.8cmであった。そこで線出力は文献に合わせた上で、燃料コンパクトピッチを4.7cmから6.8cmの間で変え、燃焼計算を実施した。Figure C.2に燃焼日数と無限増倍率を

示す。本解析モデルでは燃焼毒物を考慮しなかったため、参考文献と一致しなかった。また Figure C.3 に示す取出燃焼度と運転期間が文献と一致する点での残存ウラン濃縮度をみると、文献値 5.05 wt. %と等しくなる燃料コンパクトのピッチは 5.8cm であることが分かった。この条件では参考文献と同等の燃焼特性が得られているものと考えられる。本燃焼解析結果から燃焼末期における燃料組成や反応率などの情報が得られる。

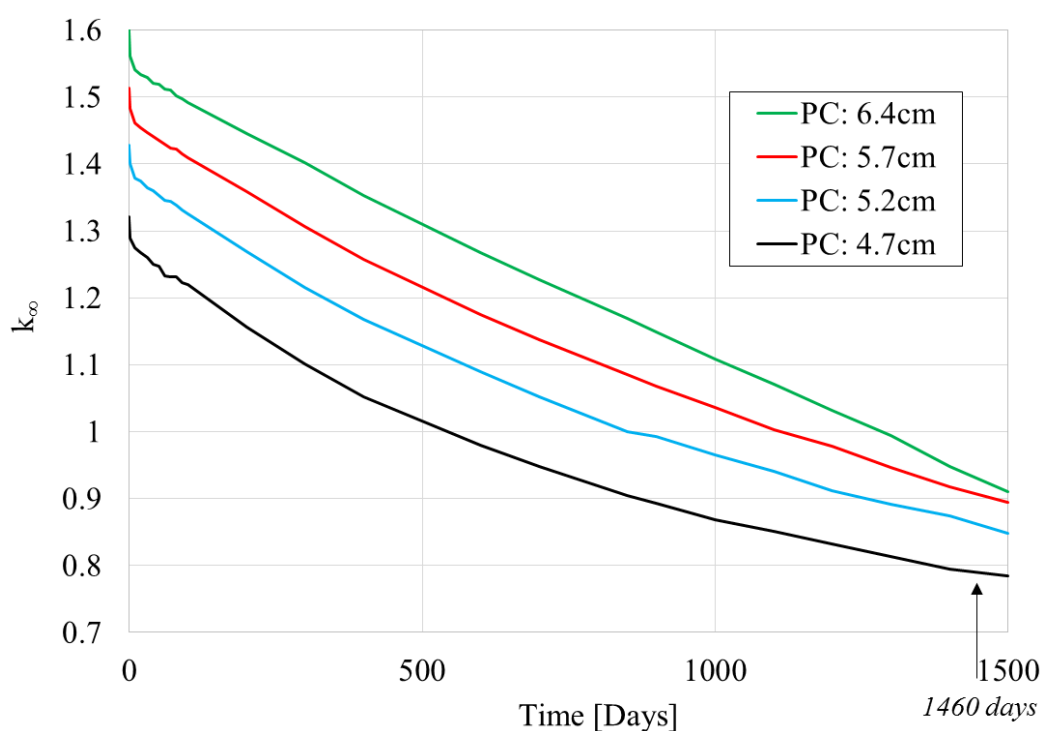


Figure C.2 The reactivity swing in operation

Table C.1 Core specifications of GTHTR300

Items	Values
Reactor power	600 MW
Effective full power days (EFPD)/batch	730 days
# of batch	2
Pitch of fuel compact	4.7 cm
Initial ^{235}U enrichment	14 wt. %
^{235}U enrichment at discharge	5.05 wt. %
Fuel discharge burnup	112GWd/ton

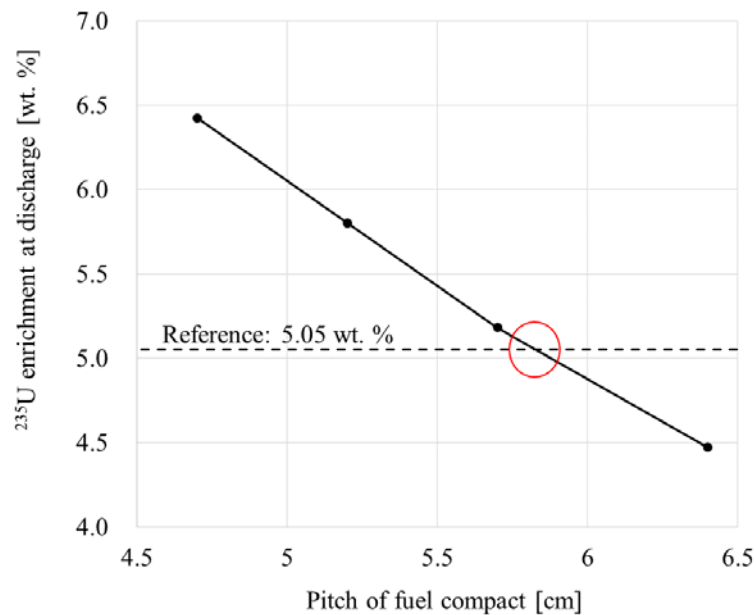


Figure C.3 ²³⁵U enrichment in the discharged fuel for various fuel compact pitches

付録 B にまとめた炉物理特性や炉内圧力応答特性等の導出手法を基に、減圧事故を模擬した GTHTR300 炉心体系における熱水力解析を行なった。解析からは各熱構造体の温度や熱収支などの熱特性、流体の圧力や流量など流体特性の時間依存が得られる。燃料や圧力容器の温度変化を、それぞれの設計値と合わせて Figure C.4 に示す。ここで燃料温度は 8 段の燃料カラムの上から 2 段目のグラフアイト最高温度を指し、燃料コンパクトの最高温度とほぼ等しいものの、若干の差が存在する。また上から 2 段目より 1 段目のグラフアイト最高温度のほうが僅かに高い結果を得たが、本解析モデルでは燃料ブロックから上に位置する上部反射体への輻射熱伝達あるいは熱伝導を考慮しない断熱境界としていることで過大評価していると考え、上から 2 段目で最高温度となると考えた。

燃料及び圧力容器の温度は事故開始後約 70 時間で最高温度に達し、それぞれの最高温度は約 1587℃及び約 530℃であり、それぞれの設計値を下回る結果となった。燃料ピンモデルでの解析によると、事故後 40 時間以降でグラフアイト温度と燃料ピン最高温度の差は 2℃以下であり、この結果を踏まえても燃料要素は設計温度を下回ることが分かった。事故直後は崩壊熱量が大きく、同時にヘリウムガスによる強制対流熱伝達の寄与が小さくなるため、燃料温度が急激に上昇する結果となり、参考文献と同様の傾向が見られた。一方で圧力容器は事故直後に急激に温度が低下し、その後増加し飽和する傾向が見られた。これは事故発生前の定格運転時において、圧力容器温度は徐々に低下しており、計算時間が不十分で飽和温度に達していなかったためである。すなわち事故発生時には飽和温度よりも高く見積もっており、保守的に評価していると言える。

また事故開始後の核種崩壊熱量と圧力容器表面における輻射熱伝達量の時間変化を

Figure C.5 にまとめた。前述の通り、ウラン燃料を利用する GTHTR300 において、核分裂生成物の崩壊熱が全崩壊熱量の大部分を占めているものの、 ^{239}U の崩壊によるアクチノイド崩壊の寄与も小さくない。計算体系からの総除熱量を意味する圧力容器表面からの輻射熱伝達量は、事故後から全崩壊熱量を下回っているが、事故開始後約 70 時間で全崩壊熱量を上回る結果となった。この熱収支の関係は JAEA で GTHTR300 を対象に減圧事故解析を行なった結果と良く一致した [1]。

以上から本解析モデルを用いた解析結果と文献を比較した結果、本解析結果は文献と良く一致しており、本解析モデルは原子炉の安全性評価において妥当であると考えられる [1]。

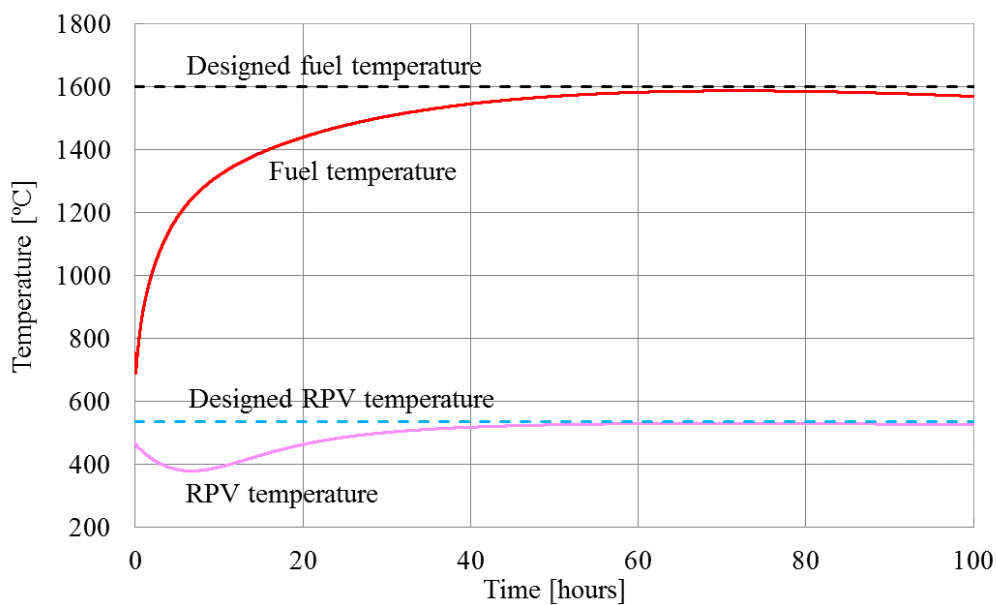


Figure C.4 Transient of fuel and RPV temperatures in the depressurization accident

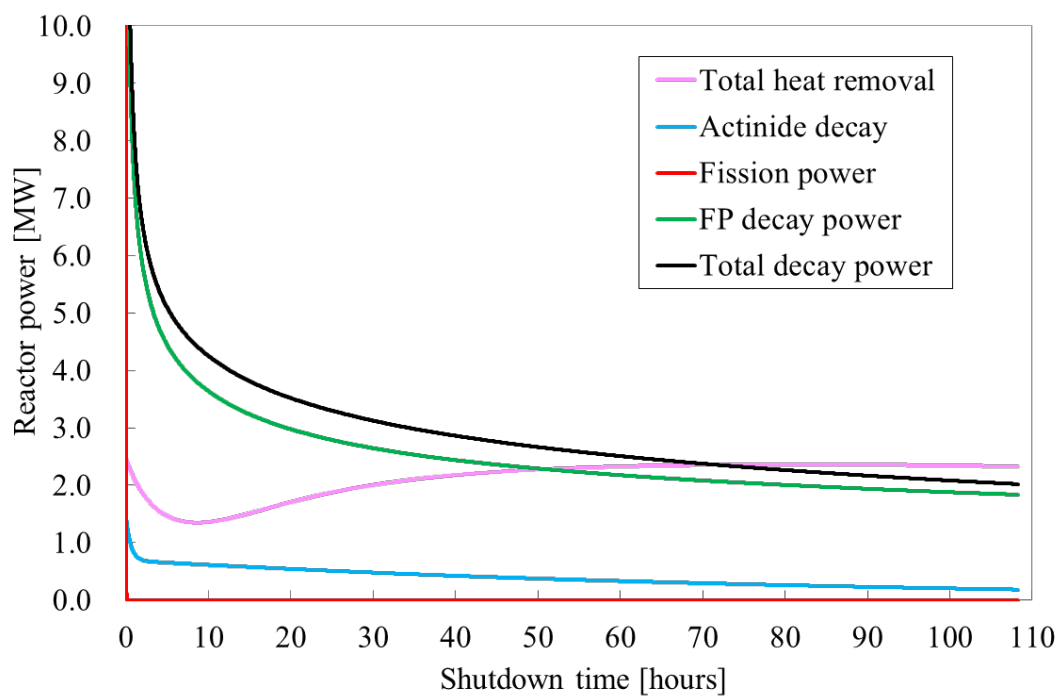


Figure C.5 Decay powers and the total heat removal

参考文献

- [1] S. Katanishi, K. Kunitomi, "Safety evaluation on the depressurization accident in the gas turbine high temperature reactor (GTHTR300)," Nucl. Eng. Design, 237, p1372, 2007.

謝辞

本論文を執筆するに当り、指導教員である相楽洋准教授におかれましては修士課程入学から博士後期課程修了までの 5 年間、日々の業務に忙殺されながらも多大な時間と労力を割きながら懇切丁寧なご指導ご鞭撻を頂き、時には深夜や休日にまで及んだ相談や議論にご対応頂きまして厚く御礼申し上げます。また私が所属していたグローバル原子力安全・セキュリティ・エージェント教育院での活動にも理解を示し尊重して頂いていた事が非常にありがたく感じました。

原子核工学専攻の小原徹教授、千葉敏教授、木倉宏成准教授、林崎規託准教授には博士論文審査の過程において多角的なご意見やコメントを頂き、私の博士論文の質の向上に御助力を頂きました。誠に感謝申し上げます。東京工業大学の韓治暎特任教授に置かれましても、普段の相楽研究室でのゼミや学会発表の折に有意義な討論をさせて頂き、また学術論文誌への投稿準備時には英文のスペルや構文、論文構成など詳細にチェック頂き多大なご助力を頂いたこと、感謝を申し上げます。

米国 Texas A&M 大学での留学期間中に実施した本論文中の核拡散抵抗性や物理的防護措置に関する研究については、同大学の Sunil S. Chirayath 准教授に多大な御指導や御助言を頂き、また留学期間中の米国での私生活につきましても多々ご配慮とご助力頂いたこと、感謝を申し上げます。また国立研究開発法人日本原子力研究開発機構の佐藤博之さん、大橋弘史さんには本論文中の安全解析に関する研究について、多くの助言を賜り、有益な議論をさせて頂きました。厚く御礼申し上げます。

長期に渡って私が研究活動や学生生活を続けていく上で相楽研究室のメンバーには精神面で非常に支えとなって頂きました。特に研究が煮詰まった際に研究に関する議論や意見交換に貴重な時間を割いて頂いた菊原哲さんや私生活や精神面で常に支えてくれていた藤岡里英さんには感謝申し上げます。東京工業大学の学士課程も含めて、9 年間もの長い間、東京工業大学で私の意思や考え、やりたい事を尊重し、見守ってくれ、時には生活面などで支援してくれた家族に深く感謝致します。

皆様が温かく見守っていただき、時には御助力頂いたおかげで、本論文を無事に執筆することができました。重ねて御礼を申し上げます。