



JAEA-Research

2015-023

DOI:10.11484/jaea-research-2015-023

## 潜在的有害度の発生を抑える新型高温ガス炉の研究

Study on Innovative HTGR to Reduce Generation of Potential Radiotoxicity

深谷 裕司 後藤 実 西原 哲夫

Yuji FUKAYA, Minoru GOTO and Tetsuo NISHIHARA

原子力科学研究部門

高温ガス炉水素・熱利用研究センター

小型高温ガス炉研究開発ディビジョン

Small-sized HTGR Research and Development Division

HTGR Hydrogen and Heat Application Research Center

Sector of Nuclear Science Research

February 2016

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。  
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。  
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)  
より発信されています。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課  
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方2番地4  
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.  
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to  
Institutional Repository Section,  
Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,  
Japan Atomic Energy Agency.  
2-4 Shirakata, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan  
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2016

## 潜在的有害度の発生を抑える新型高温ガス炉の研究

日本原子力研究開発機構 原子力科学研究部門 高温ガス炉水素・熱利用研究センター  
小型高温ガス炉研究開発ディビジョン

深谷 裕司、後藤 実、西原 哲夫

(2015年12月9日 受理)

環境負荷低減を目的として、潜在的有害度の発生を抑える高温ガス炉の研究を行った。高速炉や ADS による多重リサイクルの様な、核燃料サイクル内に放射性核種を閉じ込め核変換を行うものではなく、核分裂エネルギー発生に伴って生成される Pu、MA の発生を抑え、潜在的有害度の発生自体を低減させる試みである。そのために、Pu、MA の発生源となる  $^{238}\text{U}$  を排除した高濃縮ウラン燃料を用いた高温ガス炉を提案した。一方で、高濃縮ウランを用いることにより懸念される、燃料健全性、核不拡散性、核的自己制御性、経済性の低下もしくは悪化に対して対策を示す必要があり、これらの検討を行った。特に、核的自己制御性に関しては、Er の添加により解決したが、この最適設計点の決定に当たっては、ボンダレンコのアプローチを用い機構論的かつ定量的にその妥当性を確認した。その結果、提案した高温ガス炉の炉心はこれらの諸問題を解決しつつ、標準的な高温ガス炉ウラン燃料炉心と同程度の炉心性能及び経済性を持つものであることが確認できた。

## **Study on Innovative HTGR to Reduce Generation of Potential Radiotoxicity**

Yuji FUKAYA, Minoru GOTO and Tetsuo NISHIHARA

Small-sized HTGR Research and Development Division  
HTGR Hydrogen and Heat Application Research Center  
Sector of Nuclear Science Research  
Japan Atomic Energy Agency  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received December 9, 2015)

A study on innovative High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) to reduce generation of potential radiotoxicity was performed to reduce environmental burden. Unlike the Fast Breeder Reactor (FBR) and Accelerated Driven System (ADS), which can confine radioactive nuclides into its fuel cycle as multi-recycling and transmute, in this study we attempt to reduce the generation of the radiotoxicity itself by preventing the generation of Pu and MA, which are generated with the energy generation. We proposed the innovative HTGR that employs the highly enriched uranium (HEU) fuel by removing  $^{238}\text{U}$  : source of the Pu and MA. However, there are the problems of fuel integrity, non-proliferation, nuclear self-regulating characteristics, and economy of electricity generation which are caused by employing HEU. For these problems, we investigated and proposed the solutions. Especially for the nuclear self-regulating characteristics, which were improved by adding Er, the optimized nuclear design was quantitatively determined and elucidated by the Bondarenko approach. As a result, it was confirmed that the proposed innovative HTGR employing HEU fuel has the same performance as the conventional HTGR employing uranium fuel to solve these problems.

Keywords: HTGR, Potential Radiotoxicity, Minor Actinide, Environmental Burden

目次

1. 背景および目的	1
2. ウラン燃料炉心からの使用済燃料組成と潜在的有害度	4
3. 設計方針の決定	6
4. 核特性の評価	8
4.1 評価項目	8
4.2 解析対象および解析手法	8
4.3 パラメータサーベイによる解析結果と設計候補の選定	10
4.4 $k_{eff}$ を用いた温度反応度係数の改善と装荷法の決定	13
4.5 最終的な設計の決定と潜在的有害度	24
5. 経済性評価	26
6. 提案炉心によるエネルギー供給を持続させるための資源量	34
7. まとめ	36
謝辞	36
参考文献	37
付録 A 燃料形態と核拡散抵抗性について	41
付録 B 溶解燃料体系の臨界性評価について	43

Contents

1. Background and Objective .....	1
2. Spent Fuel Composition and Potential Radiotoxicity from Uranium Fueled Core .....	4
3. Determination of Guideline of Design .....	6
4. Evaluation of Nuclear Characteristics .....	8
4.1 Items for Evaluation .....	8
4.2 Analysis Object and Analysis Method .....	8
4.3 Result of Parameter Survey and Selection of Design Candidate .....	10
4.4 Improvement of Reactivity Coefficients of Temperature by Er and Determination of Its Loading Method .....	13
4.5 Final Determination of Design and Potential Radiotoxicity .....	24
5. Economic Evaluation .....	26
6. Amount of Resources to Sustain Energy Supply for Proposed Core .....	34
7. Summary .....	36
Acknowledgements .....	36
References .....	37
Appendix A Fuel Form and Non-proliferation .....	41
Appendix B Solution Fuel System and Criticality Safety .....	43

Figure List

Fig. 2.1 Potential radiotoxicity in spent fuel of light water reactor .....	4
Fig. 4.1 Criticality evaluation model for GTHTR300 .....	9
Fig. 4.2 Change in core characteristics for various enrichment of U and Th fuel .....	11
Fig. 4.3 Change in potential radiotoxicity for various enrichment Of U and Th fuel .....	12
Fig. 4.4 Change in isothermal temperature coefficient for various enrichment of U and Th fuel .....	13
Fig.4.5 Spectrum shift due to temperature increase and cross section .....	14
Fig.4.6 Difference in neutron capture reaction rate of erbium nuclides at 800K and 700K (BOC) .....	15
Fig.4.7 Isothermal temperature coefficients without Er loading and with Er mixed into fuel kernel .....	16
Fig.4.8 Criticality without Er loading and with Er mixed into kernel .....	16
Fig.4.9 Change in <sup>167</sup> Er inventory with number of operation days for Er mixed into kernel .....	17
Fig.4.10 Background cross section and self shielding effect .....	18
Fig.4.11 Flux changes because of temperature increase of 100 K in each region .....	20
Fig.4.12 Er loading method proposed in this study .....	21
Fig.4.13 Isothermal temperature coefficient for each candidate of Er loading method .....	22
Fig.4.14 Change in <sup>167</sup> Er inventory with number of operation days for each candidate method .....	22
Fig.4.15 Change in criticality with number of operation days for each candidate method .....	22
Fig. 4.16 Isothermal temperature coefficients of proposed cores .....	25
Fig. 4.17 Potential radiotoxicity of GTHTR300 standard core and proposed cores .....	25
Fig. 5.1 Change in SWU for various uranium enrichment .....	27
Fig. 5.2 Critical mass for enrichment .....	28
Fig. 5.3 Criticality for various enrichment in solution fuel system .....	30

Table List

Table 4.1 Specification of HEU+YSZ fuel core without Er loading .....	14
Table 4.2 Individual reactivity coefficients at with 700K at BOC ( $\Delta k/k'/K$ ) .....	15
Table 4.3 Characteristics of neutron capture reaction of $^{167}\text{Er}$ for first batch of fuel at 1400K at BOC .....	23
Table 4.4 Fuel composition and cycle length of GTHTR300 standard core and proposed cores .....	25
Table 5.1 Breakdown of electricity generation cost .....	26
Table 5.2 Breakdown of fuel cost .....	26
Table 5.3 Breakdown of fuel fabrication cost .....	31
Table 5.4 Breakdown of construction cost for equipment .....	31
Table 5.5 Increase in fuel fabrication cost by change in design .....	32

## 1. 背景および目的

我が国の原子力に関する研究開発は、高速増殖炉を中核とした核燃料サイクルの確立を目指し行われてきた経緯があり、その旨を受けた原子力立国計画<sup>1)</sup>が 2006 年 6 月に策定されている。しかし、2011 年 3 月に発生した東日本大震災による東京電力福島第一原子力発電所事故を契機に原子力に対し多様な議論（詳細は参考文献 2）の序論を参照）がなされるようになった。

原子力の廃止も視野に置いた議論の中で、余剰 Pu 問題および放射性廃棄物の問題は必ず解決すべきものとして意識された。このような状況を受け、高温ガス炉水素・熱利用研究センターから、高い安全性を有する高温ガス炉を用いた Pu 燃焼炉心概念としてクリーンバーン高温ガス炉<sup>2)</sup>が提案され研究開発が継続されている。

一方、放射性廃棄物の問題解決のための研究も開始され、その内容を本報告書にて報告する。本研究は潜在的有害度の観点から環境負荷低減を行うものであり、その有害度が顕著な高レベル放射性廃棄物を対象とする。

高レベル放射性廃棄物は地層処分される計画がある。地層処分は地中深く廃棄物を隔離し一般公衆に対する被ばくを低減することを目的とする。廃棄物に含まれる放射性核種は地下水に流れだし、それが地中を流れ、断層を伝って地上に向かって上昇し、河川に流れ拡散し一般公衆に被ばくをもたらす。そこで、地下水に対する耐食性を持つガラス固化体、それを 1000 年程度の耐食性を持つ炭素鋼でできたオーバーパック、その周りを核種の流出を遅延する目的でベントナイトの緩衝材で囲う<sup>3)</sup>。これらは、人工バリアと呼ばれる。その周辺の天然の岩盤自体も放射性物質移行の阻害・遅延の機能を期待され、天然バリアと呼ばれる。このような、人工バリア・天然バリアによる閉じ込め・移行の遅延を考慮し、最終的に一般公衆への被ばく量が、自然界からの被ばく量よりも十分小さくなるように、処分場の設計が行われる。このように、処分場全体が閉じ込め機能を持つことで、安全性が保たれる。

それに対し、日本学術会議は地層処分の安全性を示す科学的根拠が不十分として、漏えい放射能による被ばく線量ではなく、放射性核種の毒性自体を管理すべきとする放射性廃棄物の総量管理を提唱した<sup>4)</sup>。さらに、毒性自体の低減に寄与する核変換に関する研究開発を推奨した。この観点からは、一般的に潜在的有害度と呼ばれる毒性の指標が用いられる。この指標の定義を考えると、発電に伴って発生する潜在的有害度が放射能減衰とともに減衰することを待つか、核変換により積極的に変換することにより、潜在的有害度を目標値以下に維持し続けなければならないとも理解できる。この流れを受け、加速器駆動システム(ADS)を用いた MA 変換に関する研究開発が注目された。また、高速増殖炉を用いたマルチリサイクルによっても MA 変換が可能であり、高速増殖炉自身の運転で発生する MA のみではなく、軽水炉使用済燃料再処理により回収される MA も発熱の観点からの制限値である 5%<sup>5)</sup>まで受け入れることが可能である。

ADS は、陽子ビームによるターゲットの核破砕反応から生み出される核破砕中性子源を用いて駆動する未臨界炉であるが、炉心体系自体は高速炉である。未臨界度は増倍率にして 0.95 程度<sup>6)</sup>である。ここで、未臨界炉心における中性子束強度は以下のようにあらわすことができる。

$$\Phi \propto \frac{sl}{(1-k)} \quad (1-1)$$

ここで、

$\Phi$  : 中性子束強度( $\text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ )

$s$  : 中性子源強度( $\text{s}^{-1}$ )

$l$  : 中性子寿命(s)

$k$  : 増倍率(-)

である。

この関係から、中性子源から発生する中性子は炉内において 20 倍に増倍されることが分かる。つまり、核破砕中性子源 1 に対し、核分裂の連鎖反応によって保たれる中性子の量は 19 であることを考えると、加速器駆動の中性子源による核変換反応への寄与は無視できる程度であり、その核変換特性は高速炉のものと大きく変わらないことが分かる。また、初装荷燃料の組成は軽水炉取り出し Pu と MA を 4:6 で混合したもの<sup>6)</sup>であり、平衡組成もほぼ同等である。平衡状態では、軽水炉 MA のみを受け入れ続ける。高速核分裂効果を考慮しても核分裂する Pu の量が多いことが想像される。その状態で MA を受け入れ続け燃焼を続けても、Pu 量の割合は変わらない。つまり、ADS では MA が直接核分裂する分の他に、多くの MA が Pu に転換されたのち核分裂していることとなる。ADS は劣化ウランの代わりに MA から Pu を生み出す増殖炉の側面も持ち、物質収支の観点からも核変換特性は高速増殖炉と完全に同等であることが確認できる。なお、ADS と高速炉の比較としては OECD より”Accelerator-driven System (ADS) and Fast Reactors (FR) in Advanced Nuclear Fuel Cycles”<sup>7)</sup>と題する報告がなされ、その概要は別途、高野氏により報告がなされている<sup>8)</sup>。それによると、高速炉と ADS の大きな違いは、安全性にあり、ADS は未臨界炉であるため、陽子ビームを止めれば炉心は停止できる一方で、高速炉では、臨界性管理のみで安全性を保たなければならないが、MA を 5%添加することにより、ボイド係数及びドップラー係数が悪化するとの報告がなされている。コスト評価は軽水炉ワンスルーを基準として、TRU (Pu 及び MA) 核種の全量核変換を目的として、軽水炉発電を中心に、その Pu、MA を高速炉で燃焼させる場合、ADS で燃焼させる場合、プルスーマルと ADS での燃焼、高速炉と ADS での燃焼など多くのケースが比較されたが、いずれのケースにおいても経済性が悪化し、軽水炉ワンスルーが最も安価な発電が実現されとの結論が出されている。技術課題については、革新型炉である ADS には原子炉以外にも加速器、ビーム窓などの技術課題がある。核燃料サイクルシステムとしては、高速炉に再処理技術の高度化、ADS では世界では既に実用化されている湿式再処理とは異なる乾式再処理を想定し、その技術開発が必要となる。また、再処理技術に関しては、六ヶ所再処理施設が 2010 年の商用稼働を目標として開発が進められてきたが、トラブルが相次いでいるため、現状ではその完成予定を 2016 年に延期している状況にある。

これらの状況を受けて、燃料の燃焼による潜在的有害度の発生自体を抑えることにより、再処理自体を必要としない炉心概念の完成を目指し、本研究を実施した。この炉心概念を高い固有の安全性を持つ高温ガス炉で実現することは、原子力発電に対する安全性の要求、廃棄物の問題を解決できる選択可能な原子力システムのオプションを示すこととなる。

なお、本研究は日本原子力学会和文論文誌「高温ガス炉を用いた使用済み燃料の放射性潜在的有害度の低減に関する研究」<sup>9)</sup>および、Nuclear Engineering and Design 誌「Study on Erbium Loading Method to Improve Reactivity Coefficients for Low Radiotoxic Spent Fuel HTGR」<sup>10)</sup>として報告されている。本報告書ではこれらの内容に加え、その評価の詳細について報告する。

2. ウラン燃料炉心からの使用済燃料組成と潜在的有害度

ウラン燃料炉心の代表として軽水炉を対象とし、その使用済燃料の潜在的有害度を評価した。その結果を Fig. 2.1 に示す。軽水炉としては PWR を想定し、ウラン燃料の濃縮度は 4.5%、取り出し燃焼度は 45GWd/t とした。その有害度に対し、単位重金属 (1t) の燃料を製造するのに必要となる天然ウラン 9t の有害度を比較している。潜在的有害度は放射性物質の全量を経口摂取した場合の線量として定義される量である。潜在的有害度は放射能の減衰と共に低下する。一方で、ウランの半減期は  $^{235}\text{U}$  は 7 億年、 $^{238}\text{U}$  は 44 億年と非常に長いため、天然ウランの潜在的有害度は百万年程度では変わらない。天然ウランの潜在的有害度が、元々、地球上に存在した有害度であると考えるのであれば、使用済燃料の有害度が天然ウランレベル以下に減衰することを待つことにより、地球全体の有害度が原子炉運転以前の状態に抑えられている、さらには、地球全体での潜在的有害度の総量管理を行っていると言える。つまり、潜在的有害度という概念自体が総量管理の概念にかなったものと言える。1 章で述べたとおり、安全性を直接的に示す公衆被ばくの他に、今後は、潜在的有害度に関する制限が求められる事が推測される。

Fig. 2.1 には、使用済燃料の潜在的有害度を核種毎に示している。これらの核種による有害度が天然ウランレベルに減衰する期間について議論する。Pu の有害度が最も長期間に渡り存在し、天然ウランレベル以下に減衰するまで 10 万年程度の冷却が必要である。次に、アメリカシウム (Am) の有害度が顕著であり、3 万年程度の冷却が必要となる。次に核分裂生成物 (FP) のものが顕著で、300 年程度の冷却が必要となる。キュリウム (Cm) は 100 年程度の冷却が必要であり、ウラン (U)、ネプツニウム (Np) については、その潜在的有害度が問題とならない。なお、再処理を行う場合、Pu は核燃料物質として回収され廃棄されることはないため問題にならない。また、FP に関しては、長半減期 FP である LLFP に関して核変換が検討されるが、公衆被ばく低減が目的であり潜在的有害度低減が目的ではない。そこで、ADS による核変換でも MA (Np, Am, Cm の総称) のみを対象とし、LLFP 以外の FP の変換は想定しておらず、潜在的有害度が天然ウランレベル以下になる期間が FP 核種の 300 年程度に短縮されるとその効果を謳っている。そのことを考えると、FP よりも要する冷却期間の短い Cm は問題とならない。

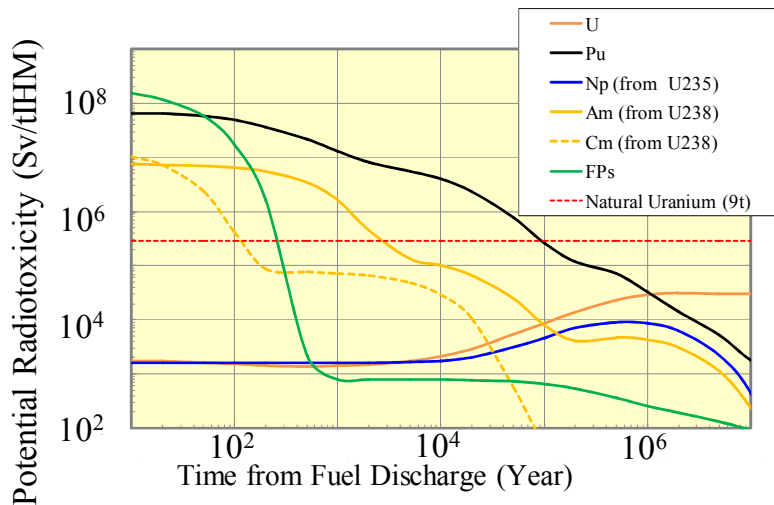
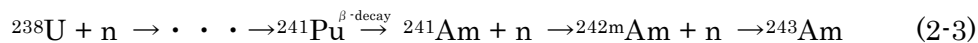
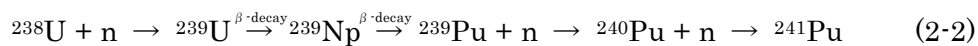
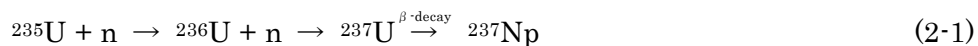


Fig. 2.1 Potential radiotoxicity in spent fuel of light water reactor

ここで、ウラン燃料燃焼時の各核種の主な発生機構について確認する。



この様に、Np は式(2-1)に示すように  ${}^{235}\text{U}$  から発生し、その潜在的有害度は問題とならない。一方で、Pu は式(2-2)、Am は式(2-3)、Cm は式(2-4)に示す様に、 ${}^{238}\text{U}$  を起源とする。もし、 ${}^{238}\text{U}$  を排除した燃料を用いれば、潜在的有害度の問題は解決され、付随的に余剰 Pu の問題も解決されることが期待できる。

### 3. 設計方針の決定

2章で述べたように、ウラン燃料炉心からの使用済燃料の潜在的有害度は $^{238}\text{U}$ から発生するPu、Amが問題となり、 $^{235}\text{U}$ から発生するNpは問題とならない。そのため、 $^{235}\text{U}$ のみの燃料、すなわち、高濃縮ウランを燃料として用いることにより、潜在的有害度の発生自体を抑えることができる。しかし、高濃縮ウランの利用により、燃料被覆材耐久性、核不拡散性、核的自己制御性の低下の問題が懸念される。

燃料被覆材耐久性に関しては、 $^{235}\text{U}$ がすべて燃焼した場合核反応の2割が $^{236}\text{U}$ への高次化、8割が核分裂と想定しても800GWd/t,80%FIMAという非常に高い燃焼度となるため、その劣化が懸念される。GTHTR300の設計においても取り出し平均燃焼度は120GWd/t程度であるため、重金属当たりのFP発生量は6.7倍程度となる。被覆粒子燃料の破損モードの一つとして内圧破損がある。このFPガスの増大により被覆層へ応力が集中し破損をもたらす懸念がある。また、核不拡散性についても、燃料が兵器級ウランであることを考えると、何等かの対策が求められる。

これら、2つの問題（燃料被覆耐久性および核拡散抵抗性の低下）に対しては、以下のような対策により解決することができる。

- ・ GTHTR300の基本設計に対して1粒子あたりの $^{235}\text{U}$ インベントリを固定する。
- ・  $\text{UO}_2$ をYSZで固化した固溶体とし、 $^{238}\text{U}$ を排除した分を補てんする。

( $^{238}\text{U}$ のZr・Yによる置換)

粒子あたりの $^{235}\text{U}$ インベントリを固定することにより、FP発生量、中性子照射量などが基本設計から大きく変わることがなく燃料健全性が保たれる。また、燃料核を化学的に非常に安定な不活性母材YSZ（イットリア・スタビライズド・ジルコニア）で固化することにより、再処理で用いられる硝酸にも溶けなくなり、核拡散抵抗性が非常に高まる。（詳細は付録Aを参照）

最後の核的自己制御性に関しては、ドップラー効果により温度上昇時に負の反応度を発生させる $^{238}\text{U}$ 量が減少することによる核的自己制御性の欠如の問題であるが、同じく低エネルギー領域に中性子の共鳴捕獲断面積ピークを持つ $^{167}\text{Er}$ を含むErを添加することにより、核的自己制御性を保つことができる。ただし、高温ガス炉では、炉心体系全体が高温であるため、減速材の熱運動による中性子の上方散乱が多く、中性子の滞留で発生するマクセル分布の中性子スペクトルのピークが高エネルギー側にあること、 $^{167}\text{Er}$ の共鳴ピークのある0.5eVが $^{238}\text{U}$ の6.7eVよりも低くシフトしたスペクトルと重なることから、ドップラー効果としての負の反応度効果よりも、減速材温度係数としての負の反応度効果のほうが大きくなる。詳細は、4章に記載する。

このように、 $^{238}\text{U}$ をYSZに置換し、Erを添加することにより、潜在的有害度発生を抑える炉心のもつ問題を解決できる。

なお、YSZの化学的安定性は地層処分時の地下水環境においてもFPの浸出率がガラス固化体の1/100に抑えられる<sup>11)</sup>など公衆被ばく低減への寄与が期待できる。それ以前に、被覆燃料粒子のセラミック被覆自体がもともと100万年程度の優れた耐久性を有しており<sup>12)</sup>、軽水炉や高速炉で想定しているガラス固化体およびそれを囲うオーバーパックが1000年程度<sup>3)</sup>の健全

性を持つことと比較すると地層処分時の高い安全性も期待できる。

なお、本研究では、当初、トリウム燃料が潜在的有害度低減に有効であるとして、トリウム母材燃料を用いた検討から始めた経緯がある。なお、トリウム燃料の熱中性子による転換性の高さにも期待がなされた。しかし、トリウム燃料が潜在的有害度低減に適しているとの主張は溶融塩炉による評価であり、マルチリサイクル（溶融塩炉では炉システム自体が核燃料サイクル全体の機能を持つ）の効果であり、FPのみを廃棄するためであった。

また、溶融塩炉のように $^{233}\text{U}$ を自給自足できなければ、核分裂物質を含まないトリウムの利用は結局のところ、濃縮ウランを混合する必要がある。濃縮ウランを混合した場合も、のちに述べるように、 $^{232}\text{Th}$ の転換により発生する $^{233}\text{U}$ 自身の潜在的有害度が問題となり、再処理が必須となる。原子量の小さな、Thは中性子捕獲により高次化しても問題とならないとする意見が聞かれるが、これは、間違いであることが分かった。このことから、Thを母材とするアプローチでは、本研究の目的を達成しえないことが分かった。

しかし、少量の添加であれば、潜在的有害度発生量が顕著にならずに、トリウムの転換性能の有効利用が期待できたため、オプションの一つとしてではあるが、検討の対象とした。

## 4. 核特性の評価

### 4.1 評価項目

3章で述べたように、 $^{238}\text{U}$  を  $\text{YSZ}$  に置換し、 $\text{Er}$  を添加することにより潜在的有害度を抑えることができる炉心を構成できる見込みが得られた。ここでは、その置換の度合いと潜在的有害度について、パラメータサーベイを行い確認し最適設計を決定する。潜在的有害度が許容できる範囲であれば、濃縮度は低いほうがよい。また、前章で述べたように、 $\text{Th}$  の転換性能が期待できたことから  $^{238}\text{U}$  を  $\text{Th}$  への置換した場合のサーベイも行う。

### 4.2 解析対象および解析手法

本解析では、熱出力 600MW の商用高温ガス炉  $\text{GTHTR300}^{13)}$  を解析対象とする。なお、臨界性評価、すなわち達成燃焼度の評価にはモンテカルロ法による中性子輸送コード  $\text{MVP}^{14)}$  を以下に説明する形状モデルと共に用いる。なお、核データライブラリには  $\text{JENDL-4.0}^{15)}$  ベースのものを用いた。 $\text{GTHTR300}$  は、 $120\text{GWd/t}$  の高い平均取出し燃焼度と 45.8% の高い発電効率を有しており、軽水炉と比較し発電量当たりの廃棄物発生量の低減が期待できる。 $\text{GTHTR300}$  の炉心は、Fig. 4.1 に示すように、中心部に反射体ブロックを持つ環状型に構成されており、高さ 1m の燃料ブロックを軸方向に 8 段積み上げられている。燃料ブロックには冷却孔が設けられ、その冷却孔に燃料ピンが設置されている。ヘリウムガス冷却材は、燃料ブロックと燃料ピンの間に構成される環状流路を流れ、燃料を冷却する。燃料ピンの水平断面を見ると、中心に黒鉛棒、その周囲に燃料コンパクト、その表面を黒鉛で被覆された構造になっている。燃料コンパクトは、被覆燃料粒子をマトリクス材により固めて作られている。被覆燃料粒子は、直径約 0.6mm の酸化ウラン燃料核を 3 種類のセラミック材で 4 重に被覆した直径約 1mm の球状の粒子である。燃料交換方式は、燃料の炉内滞在期間の半分の時点で半分の燃料を入れ替える 2 バッチ方式で、新燃料と旧燃料を軸方向に交互に配置するサンドイッチシャッフリングと呼ばれる装荷方式が採用されている。

本解析では、Fig. 4.1 に示すように、 $\text{GTHTR300}$  の炉心において、径方向には炉心の対称性を考え 1/6 炉心を考慮する。炉心高さが 8m 程度と高く、軸方向の中性子の漏えいの臨界性に与える影響が少ないこと、上述のようにサンドイッチシャッフリング装荷方式が採用されていることを考え、高さ半分の燃料ブロック 2 段を反射境界条件と合わせて計算範囲とした。燃料ブロックの黒鉛減速材、燃料ピンは、そのままの形状で入力し、燃料ピン固定用のスペーサー、燃料交換用のつかみ孔等については、単純な形状で体積が同一になるように模擬した。燃料コンパクト内の被覆燃料粒子に関しては、実際の被覆燃料粒子の分布と同様の反応率を再現できる確率的幾何形状モデル<sup>16)</sup>を用い模擬した。なお、サンドイッチシャッフリング装荷方式にしたがい、燃焼初期の燃料組成として上段の燃料ブロックに新燃料の組成を、下段の燃料ブロックに 1 バッチ照射済み燃料の組成を与えた。

解析では、被覆粒子燃料の燃料核 1 個に充填される  $^{235}\text{U}$  の原子数を固定し、燃料の構成物質及びその割合をパラメータとし、潜在的有害度、取出し燃焼度、転換比、 $^{235}\text{U}$  消費率、燃料の炉内滞在期間等を求めた。高温ガス炉の燃料核に U 以外の物質を混入させて検討評価を行うた

め、どのケースでも、燃料核 1 個中の金属元素の総原子数を固定して解析を行った。このため、燃料装荷前の 1 個の燃料核内の  $^{235}\text{U}$  の存在比に関し、一般的に用いられている U の質量で定義される濃縮度とは別に、ここでは、以下のように、金属元素の原子数で定義した原子数濃縮度を用いる。

$$\text{原子数濃縮度} = (\text{^{235}U の原子数}) / (\text{金属元素の総原子数}) \quad (4-1)$$

燃料核内が U だけの場合には、原子数濃縮度は、質量基準の濃縮度とほぼ同じ値なる。

MVP により達成燃焼度を評価した後、ORIGEN<sup>17)</sup>のライブラリを作成する。作成法は参考文献 18) を参照。断面積作成には同じ MVP モデルを 1 バッチ炉心に変更し用いた。その後、ORIGEN により評価した核種毎の放射能に対し、ICRP Pub. 72<sup>19)</sup>に示された一般公衆に対する経口摂取による内部被ばくの線量係数を掛け、潜在的有害度を評価した。潜在的有害度は、燃料の全量を摂取した場合の内部被ばく量として定義される。

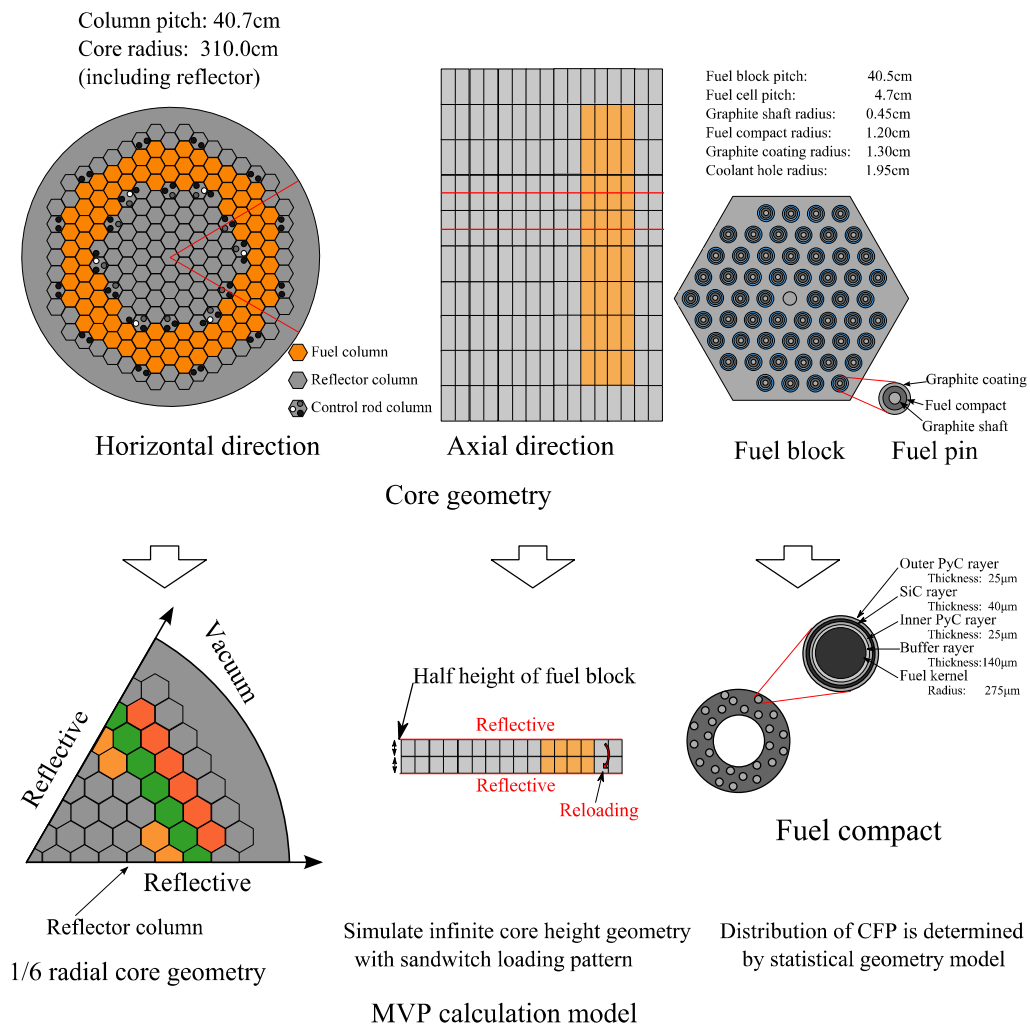


Fig. 4.1 Criticality evaluation model for GTHT300

#### 4.3 パラメータサーベイによる解析結果と設計候補の選定

初めに、設計点を決定するためのパラメータサーベイを行う。サイクル長、転換比、 $^{235}\text{U}$ 消費率などの炉心性能に関する項目を評価した後に、本研究の設計要求である潜在的有害度を評価する。変更するパラメータはウラン濃縮度、同様に  $^{238}\text{U}$  を  $^{232}\text{Th}$  に置換しての  $^{235}\text{U}$  濃度の変更を行っている。濃縮度変更は  $^{235}\text{U}$  個数密度を固定して、随伴する核種の個数を変更する形を行った。ここでは、核特性への影響が少ない YSZ の考慮は行っていない。なお、重金属インベントリが変化する本研究では達成燃焼度をサイクル長で読み替えるのが合理的である。

濃縮度変化に対するサイクル長と転換比および  $^{235}\text{U}$  消費率の変化を Fig. 4.2 に示す。サイクル長はウラン燃料に関しては、濃縮度 45%、トリウム燃料では 20%程度に最大値を示す。転換比は濃縮度が低ければ低いほど大きくなり、濃縮度が上がれば低くなる傾向がある。濃縮度が 10%以下では、ウラン、トリウム燃料ともに、サイクル長が濃縮度に対し単調増加する。これは、転換に寄与するといわれている親物質の中性子吸収が強すぎるため、臨界性を妨げている状況において、濃縮度上昇という形で親物質が排除されるためである。それ以降ではサイクル長の減少傾向がみられ、濃縮度 60%以上では、両燃料共に単調減少を示す。この領域では、親物質を排除した影響により、転換された物質による臨界性への寄与が弱まる効果によるものである。サイクル長の最大値はウラン燃料で濃縮度 40%における 630 日、トリウム燃料では濃縮度 20%における 640 日であり、このときの転換比はそれぞれ、0.15, 0.2 程度と低い値である。また、転換比自体は、ウラン燃料のほうがトリウム燃料よりも高い傾向がある。転換比の高さは、言い換えれば、中性子捕獲の多さとも言える。一般的に、トリウム燃料の転換比の高さにより、高燃焼が可能であるとする定説<sup>20\*</sup>がある。しかし、少なくとも高温ガス炉体系において、ウラン燃料と比較する場合は、トリウムの中性子捕獲の少なさ（転換比の小ささ）により、高燃焼が可能となっている。また、濃縮度を 100%程度に上げた場合でも大きくサイクル長が損なわれることがないこともわかる。

$^{235}\text{U}$  消費率は、全体的にウラン燃料のものが小さい。達成可能なサイクル長がトリウム燃料の方が長い濃縮度 30%の領域では、単純に、核分裂量全体の少なさが原因である。しかし、全体的かつ連続的な低さの原因は、ウラン燃料の高い転換比により  $^{235}\text{U}$  の消費が節約できた結果であるといえる。ただし、ワンスルー概念を考える上では、 $^{235}\text{U}$  消費率は高いほうがよい。この観点からは濃縮度は高ければ高い方がよく 100%近辺の設計が適しているといえる。

なお、ウラン燃料 14%は GTHTR300 基本設計のもので、サイクル長は 730 日程度である必要があるが、本解析では、570 日程度と異なりを見せる。（これは、ライブラリに含まれる疑似 FP の問題によるもの、詳細は参考文献 21) の付録 D\*\*を参照)。本研究は炉心概念の研究であり、のちの経済評価でも本解析中の基準炉心との相対的な関係で評価を行っているため、大きな齟齬は発生しない。今後の詳細評価では、この点の修正も行い高精度な評価を行っていく予定である。

\*トリウムの増殖性の高さは  $^{233}\text{U}$  核分裂時の中性子経済の良さによるものであるが、他の核分裂性物質の母材として用いた場合も中性子経済が良いとする認識が広まっている。実際のところは、本研究のように、共鳴吸収の多い  $^{238}\text{U}$  よりも中性子吸収が少ないことが原因の場合が多い。

\*\*GTHTR300 1 バッチ炉心解析の結果では、問題の疑似 FP を含む計算の達成燃焼度は 90GWd/t 程度、正しく作られた疑似 FP の解析では 110GWd/t 程度となっている。この比率で今回得られたサイクル長 570 日を外挿すると約 700 日程度となり、基本設計をほぼ再現できる。

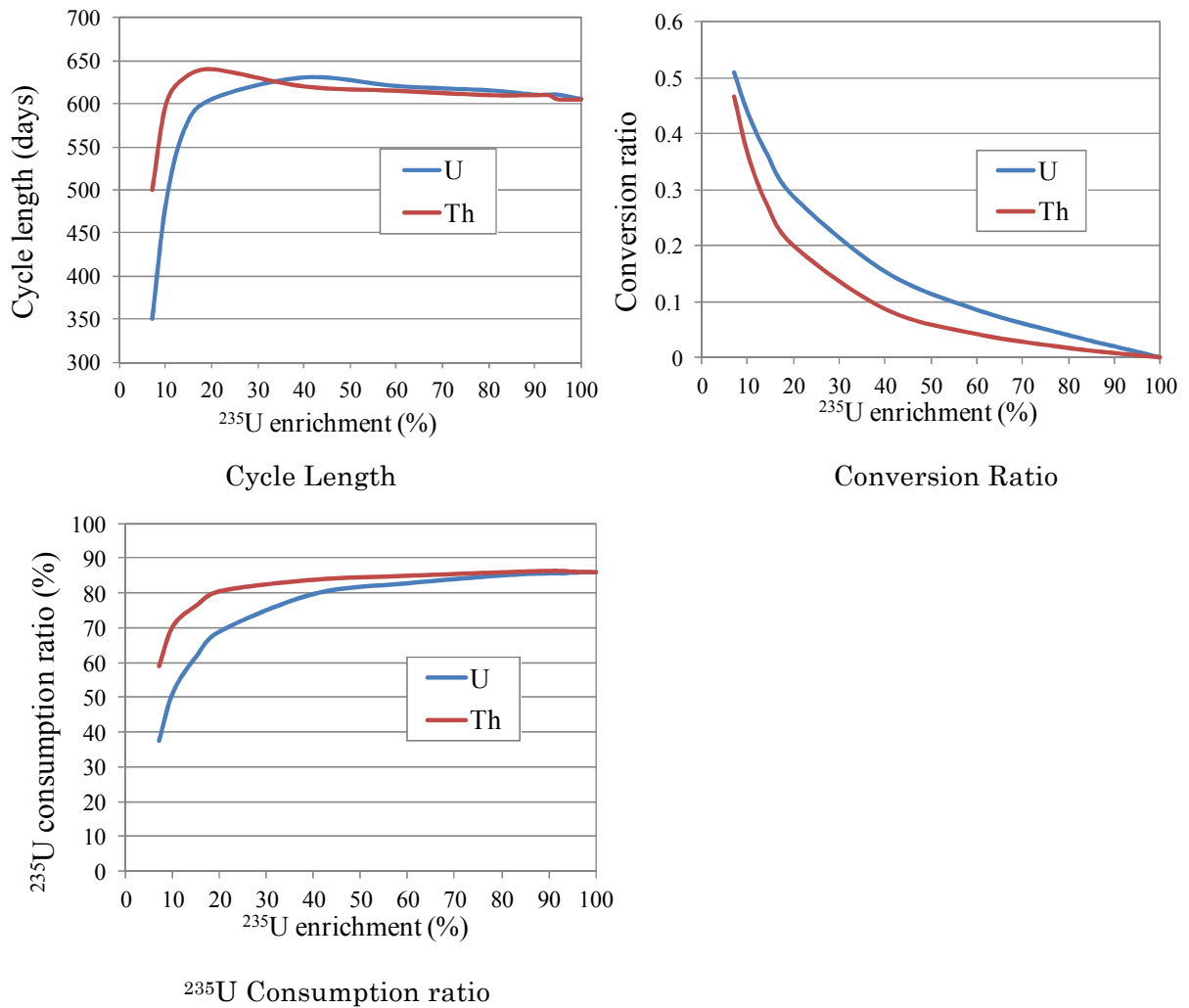


Fig. 4.2 Change in core characteristics for various enrichment of U and Th fuel

次に、これらのケースに対し、達成可能な最大のサイクル長においての使用済燃料の潜在的有害度を比較する。結果を Fig. 4.3 に示す。なお、潜在的有害度は天然ウランのレベルで規格化されているため、1 以下に減衰することが求められる。ウラン燃料に関しては、濃縮度 7%-100%まで変化させると、潜在的有害度が天然ウランレベル以下になるまでに要する冷却期間が 7 万年から 600 年程度まで変わる。100%濃縮ウランを用いることが望まれるが、濃縮度が 90%でも 1,000 年程度となる。一方で、トリウム燃料では、 $^{233}\text{U}$  起源の有害度が顕著であり、娘核種の  $^{229}\text{Th}$  が 1-10 万年において有害度のビルドアップを起こし、天然ウランレベルを超えるという特異な傾向を示す。1000 年近辺のビルドアップの始まる前の減衰傾向が同程度であることを考えると、ビルドアップによる、天然ウランレベルの超過を避けられる程度の Th を混入すれば潜在的有害度を大きく増やすことなく、親物質の転換によるサイクル長増加が期待できる。その添加割合は濃縮度 60%、つまり、 $^{235}\text{U} : ^{232}\text{Th} = 6 : 4$  までの混入が可能ということが分かった。また、アメリカ、ドイツの高温ガス実験炉と原型炉でも高濃縮ウランが用いられた経緯があり、その濃縮度は 93%である。この値が現実的に実現可能な濃縮度の上限であると考えられるため、パラメータサーベイにより設計する候補を 93%濃縮の高濃縮ウラン

(Highly Enriched Uranium: HEU) を用いた HEU+YSZ 燃料炉心と HEU+Th( $^{235}\text{U} : ^{232}\text{Th} = 6 : 4$ )+YSZ 炉心の 2 つとした。

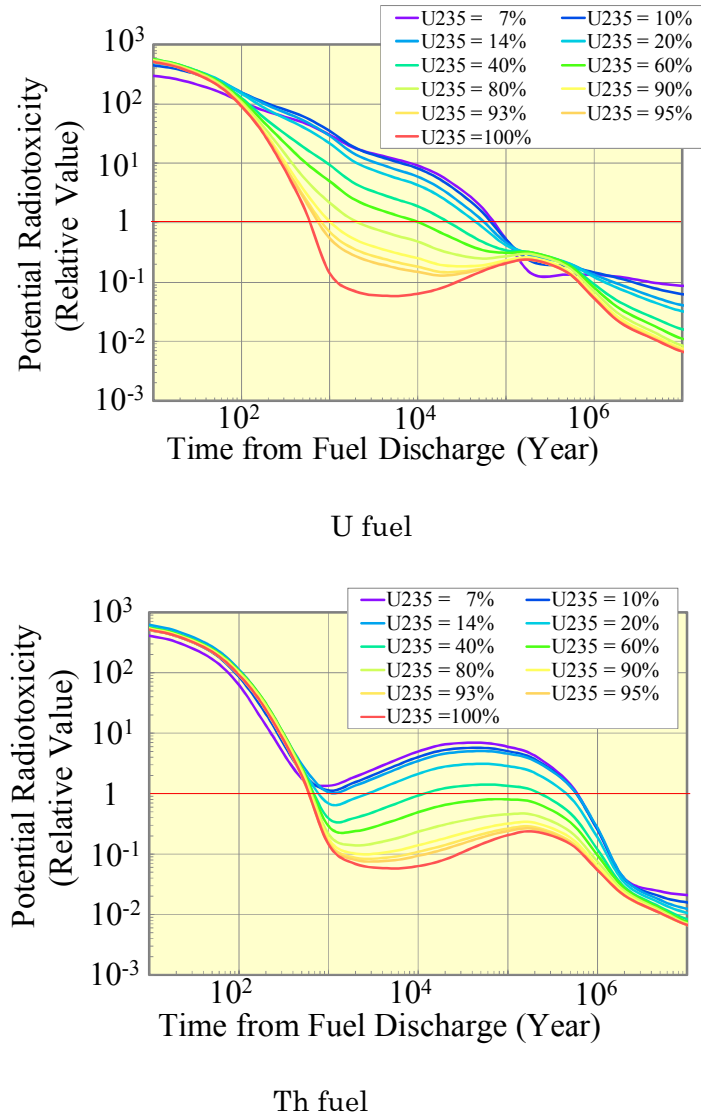


Fig. 4.3 Change in potential radiotoxicity for various enrichment of U and Th fuel

なお、このパラメータサーベイの中で、出力係数に相当する等温温度係数の評価を行っている。等温温度係数は、炉内温度を一定と仮定し、一様に温度を上昇させた場合の温度反応度係数である。この反応度係数はドップラー係数（燃料温度係数）のみではなく、減速材温度係数の効果も含まれるものである。この時の Xe 濃度は定格出力時の平衡濃度を用いる。次節で示すように、Xe 濃度を過剰に評価しておくことは、保守側の結果を与える。なお、ここでは、あくまでも、燃料組成に対する炉心特性を示すものであり、次節で示すように、最終設計では等温温度係数を負にする形で設計を完成させる。結果を Fig. 4.4 に示す。ウラン燃料では濃縮度 20%までなら、等温温度係数が全温度範囲で負となるが、40%以上では正になり、決定された設計候補である 93%濃縮ウランでは、Er の添加が必須となる。トリウム燃料についても濃縮度 10%は許容できるが、14%では正となる。提案炉心では、60%相当であるため、やはり、Er

の添加が必要となるが、随伴する Th による負の反応度効果により Er の添加量を抑えられることが期待できる。

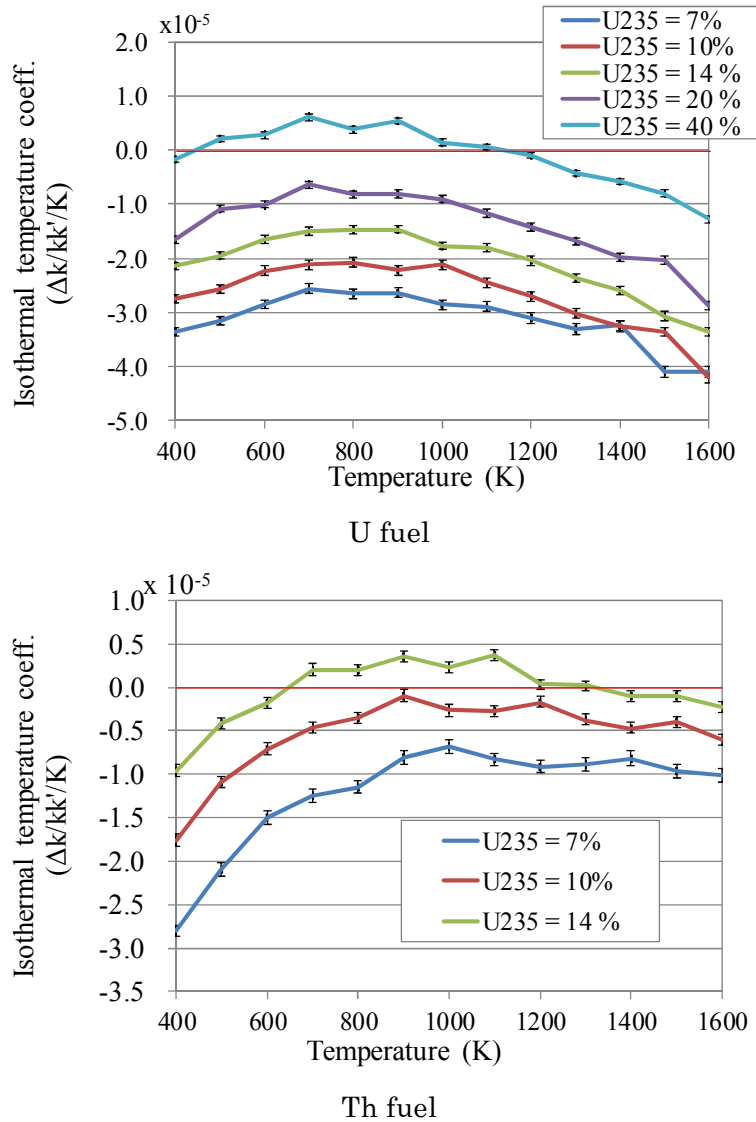


Fig. 4.4 Change in isothermal temperature coefficient for various enrichment of U and Th fuel

#### 4.4 Er を用いた温度反応度係数の改善と装荷法の決定

前節ではパラメータサーベイにより代表設計点を決定し、その範囲において、何等か対策を行わない場合は、出力係数が正となってしまうことが確認できた。このような設計は許容できないため、ここでは、Er を装荷することにより出力係数を負に保つための Er 装荷法の決定を行う。初めに、温度係数が正となるメカニズムと Er 添加による反応度係数改善のメカニズムを確認する。

ここでは、HEU+YSZ 燃料炉心を対象に反応度係数のメカニズムの解明と Er 装荷法の最適化を検討する。初めに、パラメータサーベイで決定された諸元に対し YSZ を考慮し評価しなおした設計諸元を Table 4.1 に示す。この炉心と仮に Er を燃料核に混合した Er 添加炉心との比

較により Er 添加の効果を確認する。なお Er は  $\text{Er}_2\text{O}_3$  として添加し、添加量は  $^{235}\text{U}$  原子個数の半分程度であると暫定的に決定した。

初めに、反応度係数が正になるメカニズムについて確認する。Fig. 4.5 には温度上昇によるスペクトルシフトと断面積の関係を示した。熱エネルギー領域におけるマクスエル分布の中性子スペクトルのピークが温度上昇と共に高エネルギー側へシフトすることがわかる。一方で、炉内にある核種のほとんどが  $1/v$  特性を持つものであり、ここでは、その代表格である  $^{135}\text{Xe}$  を示している。この断面積は高エネルギー側になるほど小さくなるため、体系の温度が上がると中性子捕獲反応が減り、正の反応度が添加される。一方で、 $^{167}\text{Er}$  は  $0.5\text{eV}$  付近に大きな共鳴ピークを持つため、温度上昇に伴い、中性子捕獲が増え負の反応度係数が得られる。

Table 4.1 Specification of HEU+YSZ fuel core without Er loading

Item	Value
Thermal power (MWt)	600
Uranium inventory (ton)	1.16
Uranium-235 enrichment(wt%)	93.0
Cycle length (days)	550
Number of batch	2
Discharge burn-up (GWd/t)	577

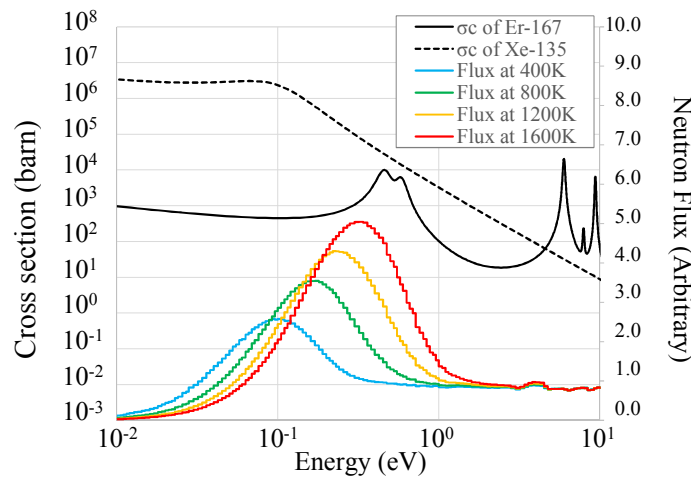


Fig.4.5 Spectrum shift due to temperature increase and cross section

Er は多くの同位体を持ちその天然組成は、 $^{162}\text{Er}$ 、 $^{164}\text{Er}$ 、 $^{166}\text{Er}$ 、 $^{167}\text{Er}$ 、 $^{168}\text{Er}$ 、 $^{170}\text{Er}$ 、がそれぞれ、0.14%、1.6%、33.6%、22.9%、26.8%、14.9%、である。なお、これらの核種のすべてが共鳴ピークを持つ。 $^{167}\text{Er}$  は Er 全体の中で 22.9%を占める。実際に 700K から 800K へ炉内体系の温度を上昇させた場合の捕獲反応率の変化について比較した。結果を Fig.4.6 に示す。厳密摂動論による反応度の表現から類推すれば、この反応率の差は直接的に反応度価値につながる事がわかる。Er の各核種に対して、捕獲反応率の差を求めているが、優位な量を示しているのは、 $^{167}\text{Er}$  の 1 核種のみである。

また、これまでの反応度発生メカニズムは暗に、減速材温度係数に関するものを示してきた。ここでは、Er 添加の寄与が減速材温度係数に相当する部分の改善に役立つことを確認する。Table 4.2 には Er 無添加の炉心 (Without Er) と燃料核に Er を混合した炉心 (Mixture) の Beginning Of Cycle (BOC) における各反応度係数を示した。項目としては、ドップラー係数、減速材温度係数、等温温度係数の 3 反応度係数である。ここでは、ドップラー効果と減速材温度係数の効果を厳密に分けるために、ドップラー係数の評価は燃料核のみを温度変化させ、減速材温度係数には、燃料棒に含まれる黒鉛部分も対象とし温度変化により反応度係数を評価している。これは、高温ガス炉が被覆粒子燃料を採用しており、燃料核の体積が燃料棒全体の 1 割程度と少ないため、燃料棒自体も減速材の効果を持つためである\*。体系の温度は基準の 700K から 800K に変化させた場合のものである。その結果、Er 添加によりドップラー係数は大きな負の値となっているが、減速材温度係数と比較すると無視できる程度である。一方で、減速材温度係数は Er 添加前が  $2.26 \times 10^{-5} \Delta k/kk'/K$  と正の反応度係数であったのが、Er 添加後は  $-1.10 \times 10^{-4} \Delta k/kk'/K$  と負の値になっている。等温温度係数は、ほぼ減速材温度係数と同じ値を示し、Er 添加による反応度係数改善の効果は減速材温度係数の効果であることがわかる。

Table 4.2 Individual reactivity coefficients at with 700K at BOC ( $\Delta k/kk'/K$ )

	Without Er	Mixture
Doppler coeff.	$-8.95 \times 10^{-7}$ (53.4 %)	$-4.40 \times 10^{-6}$ (15.3 %)
Moderator coeff.	$2.26 \times 10^{-5}$ (1.94%)	$-1.10 \times 10^{-4}$ (0.63 %)
Isothermal coeff.	$2.23 \times 10^{-5}$ (2.12 %)	$-1.16 \times 10^{-4}$ (0.60 %)

\* The values in parentheses correspond to statistical error of  $1 \sigma$ .

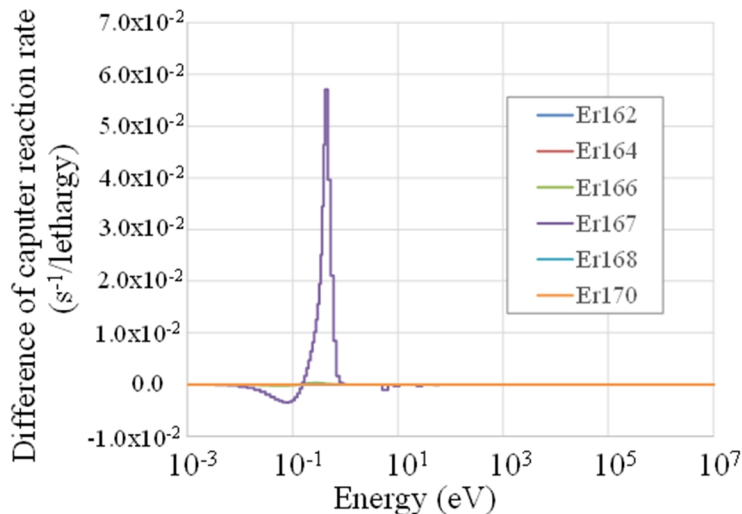


Fig.4.6 Difference in neutron capture reaction rate of erbium nuclides at 800K and 700K (BOC)

\*今回の定義は設計に用いられる一般的なものと異なることに注意が必要である。一般的にドップラー係数と指す場合は燃料要素全体の温度反応度係数を指す。しかし、この定義は適切ではないため、燃料温度係数と呼ばれることもある。

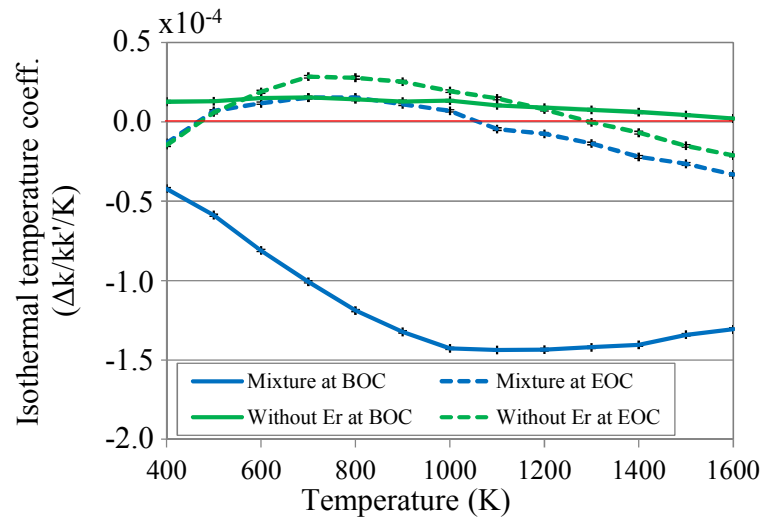


Fig.4.7 Isothermal temperature coefficients without Er loading and with Er mixed into fuel kernel

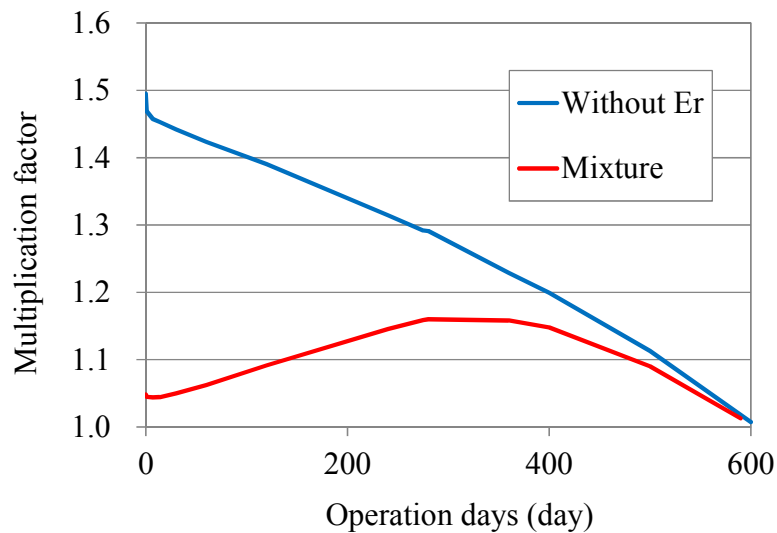
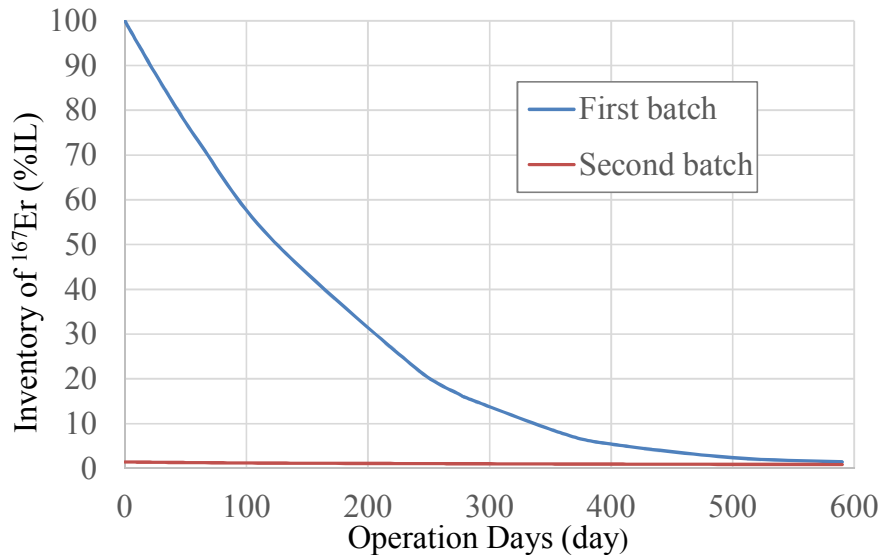


Fig.4.8 Criticality without Er loading and with Er mixed into kernel

Fig. 4.7 には Er 無添加炉心と燃料核に Er を混合した炉心の等温反応度係数を BOC と End Of Cycle (EOC) の全温度領域に対し示している。Er 無添加炉心は BOC、EOC 共に大半の温度領域で正の値を示している。一方で、燃料核に Er を混合した炉心では、Table 4.2 にも示されているように、BOC においては、反応度係数が改善されているものの、EOC では反応度係数が、正に転じており、さらなる Er の添加が必要である。しかし、Fig.4.8 に示される Er 無添加炉心と燃料核に Er を混合した炉心における増倍率の変化から、Er 混合炉心では、既に Er 添加の限界に達しており、これ以上添加すると BOC において臨界を達成できず運転が行えない事態に陥る。

ここで、EOC において等温温度係数が正に転じる要因について追及する。Fig. 4.9 に燃料核に Er を混合した炉心における <sup>167</sup>Er インベントリの変化を 2 サイクルの燃焼に渡って示してい

る。最初のバッチでは指数関数の形状で燃焼が進んでいる。 $^{167}\text{Er}$  の燃焼のみが主流であり、 $^{166}\text{Er}$  からの高次化は無視できる程度である。一方で、2 バッチ目の 2 サイクル目における燃焼では、ほぼ一定の値を示している。ここでは、 $^{167}\text{Er}$  の燃焼と  $^{166}\text{Er}$  からの発生が平衡状態になっている。このように、装荷された  $^{167}\text{Er}$  インベントリの大半は最初のサイクルで燃え尽きており、EOC においてその残りがおよそ 1%程度しか残っていないのが EOC において等温温度係数が正に転じる要因となる。



\*IL stands for initial loading.

Fig.4.9 Change in  $^{167}\text{Er}$  inventory with number of operation days for Er mixed into kernel

幸いにも、その  $^{167}\text{Er}$  の中性子捕獲反応の大半は中性子束のマクセル分布と  $0.5\text{eV}$  の共鳴ピークが重なることで発生しており、この反応において、自己遮蔽効果を効果的に発現できる装荷法を考案すれば、EOC においても多くの  $^{167}\text{Er}$  を温存することができ、EOC の等温温度係数を負に保つことが可能となる。

ここで、自己遮蔽効果を効果的に発現できる設計点を探索し、最適点であることを定量的に示すために、ボンダレンコ<sup>22)</sup>アプローチによる自己遮蔽効果の定量的な評価を行った。ボンダレンコアプローチは、決定論的手法のセル計算による実効断面積作成の過程で用いられるものであり、モンテカルロ法により、中性子輸送を機構論的に直接解く MVP コードによる中性子輸送計算には直接的に必要とはされない。具体的には、自己遮蔽効果を決定する因子の一つである背景断面積を評価し、背景断面積を最も小さくすることに成功すれば最も効率的な自己遮蔽効果の発現が可能となる。また、自己遮蔽効果の特性を再認識するためにもその理論を確認することは有意義である。理論の概要は以下ようになる。

無限媒質中で Narrow Resonance (NR) 近似による中性子束は以下のようにあらわすことができる。

$$\phi(E) \propto \frac{W(E)}{\Sigma_t(E)} \quad (4-2)$$

ここで、

$\phi$ : 中性子束 ( $\text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ )

$W$ : 重み関数 (-)

$\Sigma_t$ : 全マクロ断面積 ( $\text{cm}^{-1}$ )

$E$ : 中性子の運動エネルギー (eV)

ここで、重み関数は一般的にその炉心を代表するような中性子束を与える。本研究では、Er無添加炉心の炉内スペクトルを与えている。ここで、全マクロ断面積は2つの部分に分けることができる。

$$\Sigma_t(E) = N_{iso}(\sigma_{t,iso}(E) + \sigma_0) \quad (4-3)$$

ここで、

$N_{iso}$ : 対象とする核種の原子個数密度 ( $\text{cm}^{-3}$ )

$\sigma_{t,iso}$ : 対象とする核種の全マイクロ断面積 ( $\text{cm}^2$ )

$\sigma_0$ : 背景断面積 ( $\text{cm}^2$ )

ボンダレンコはこのように、他の核種による自己遮蔽効果の影響を考慮するために背景断面積という概念を導入した。ここで、式(4-2)、(4-3)を整理すると、

$$\phi(E) \propto \frac{W(E)}{\sigma_{t,iso}(E) + \sigma_0} \quad (4-4)$$

のようになる。式(4-4)により自己遮蔽効果の特性が理解できる。もし、対象とする核種の断面積 $\sigma_{t,iso}$ がある特定のエネルギー $E$ において共鳴ピークを持つ場合には、中性子束は急速に減少し、エネルギー $E$ において大きな歪を見せる。一方で、Fig. 4.10に示すように背景断面積 $\sigma_0$ が十分に大きく、対象とする核種の断面積 $\sigma_{t,iso}$ が無視できる程度の場合には、 $\sigma_{t,iso}$ が共鳴ピークにより大きく変化したとしても、中性子束の歪は少ない。

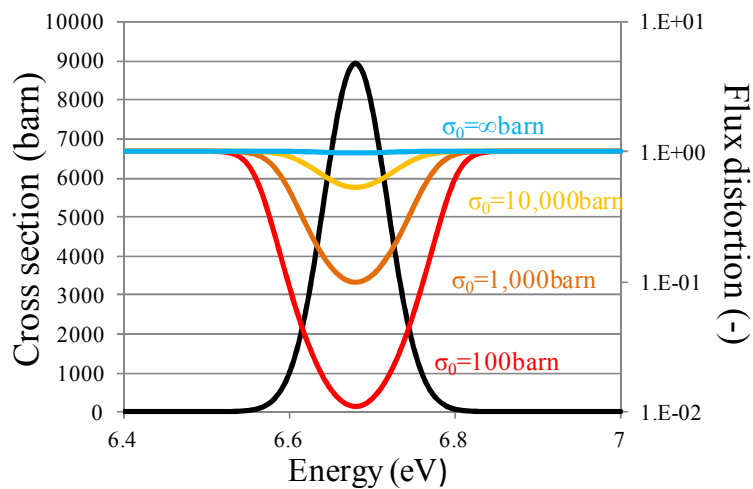


Fig.4.10 Background cross section and self shielding effect

このように、背景断面積の効果を考慮することにより、自己遮蔽効果に対する他の核種の影響が考慮できる。ボンダレンコはこの式(4-4)により得られる自己遮蔽効果を含む中性子束を用い、断面積を特定のエネルギー区分で縮約することにより、多群断面積のデータセットを作することを提案した。背景断面積が無限大の場合は中性子束が全く歪まない。つまり、自己遮蔽効果が全く働かず特定のエネルギー群において縮約される断面積は最大の値を示す。このときの断面積は無限希釈断面積と呼ばれる。ボンダレンコはこの無限希釈断面積を基準とし、自己遮蔽効果を温度と背景断面積のテーブルとすることにより、実効断面積を表現した。

$$\sigma_{eff,g} = f_g(T, \sigma_0) \sigma_{\infty,g}(T) \quad (4-5)$$

ここで、

$\sigma_{eff,g}$ : エネルギーg群における実効断面積 (cm<sup>2</sup>)

$f_g$ : エネルギーg群における自己遮蔽因子 (-)

$\sigma_{\infty,g}$ : エネルギーg群の無限希釈断面積 (cm<sup>2</sup>)

この形式のデータセットをボンダレンコ型炉定数と呼ぶ。

ここで、無限媒質における背景断面積は以下のようにあらわすことができる。

$$\sigma_{0,n} = \frac{1}{N_n} \sum_{m \neq n} N_m \sigma_{t,m} \quad (4-6)$$

この理論は燃料塊からの中性子の脱出を考慮することにより非均質体系に拡張され、次のように表すことができる。

$$\sigma_{0,n} = \frac{1}{N_n} \sum_{m \neq n} N_m \sigma_{t,m} + \frac{(1-C)\Sigma_e}{N_n} \quad (4-7)$$

ここで、

$\Sigma_e$ : 脱出断面積 (cm<sup>-1</sup>)

C: ダンコフ補正係数 (-)

ウィグナーにより平均弦長の逆数として定義される脱出断面積<sup>23)</sup>の概念が導入され燃料塊からの中性子脱出の効果が考慮できるようになり、カルビックによりダンコフ補正係数が脱出断面積に適用され<sup>24)</sup>、脱出した中性子の燃料塊への再入射の効果が考慮できるようになった。なお、式(4-7)の第1項は体積項、第2項は表面項と呼ばれる。

しかし、背景断面積を解析的に正確に評価するのは難しいため、本研究では、MVPコードで求めた実効断面積から自己遮蔽因子を評価し、核データ処理コードであるNJOYコード<sup>25)</sup>により算出された背景断面積と自己遮蔽因子の関係を用いた数値的な逆演算により、MVP解析で得られた実効断面積に対する背景断面積を評価した。

それに加え、対象領域の中性子束の燃料ブロック平均中性子束の比として空間自己遮蔽因子<sup>26)</sup>を評価した。

自己遮蔽効果を効果的に発現するためには、Erのみを集中的に装荷すればよい。背景断面積が小さくなりエネルギー自己遮蔽効果が期待でき、空間的な中性子束の歪も大きくなり、空間自己遮蔽効果も期待できる。この点では、GAが兵器級Puの燃焼炉として提案した、GT-MHR<sup>27)</sup>のEr装荷法が適している。GT-MHRでは、燃料ブロックの隅に設置されたBPコンパクト装荷孔に集中的に装荷している。しかし、GT-MHRはマルチホール型と呼ばれる燃料体を用いている。マルチホール型では、燃料コンパクトが燃料ブロックに直接埋め込まれており、両者の熱的結合性が高い。そのため、出力上昇が燃料ブロックの温度上昇へと直接的につながる。そこで、燃料ブロック温度上昇によるスペクトルシフトが起これば、燃料ブロックの隅に置かれたBP領域に対してもスペクトルシフトの影響が直接的に表れる。一方で、本研究はGTHTR300をベースとしており、GTHTR300では、ピン・イン・ブロック型の燃料体を採用している。これは、燃料ブロックに開けられた冷却孔に燃料棒を挿入する形の燃料体であり、燃料ブロックと燃料棒の間を冷却材が通過する。このときの燃料ブロックの温度上昇は、冷却材の温度上昇および、輻射伝熱量の増加により発生し、直接的な熱伝導による熱輸送は行われない。反応度事故のような、急激に出力が上昇する事象においては、燃料ブロックの温度上昇は、マルチホール型よりも遅れることは否めない。最終的な評価は核熱結合解析により評価されるべきであるが、ここでは、燃料棒温度のみを上昇させた場合の中性子束の変化を比較する。結果をFig.4.11に示す。700Kにおける等温状態において、燃料棒領域の温度のみを700Kから800Kに上昇させたときの中性子束の変化分を燃料棒領域、BP装荷孔領域において比較している。なお、中性子束は炉内の中性子発生量で規格化し比較したものであり、出力上昇等の効果は含まれていない。両者共に、<sup>167</sup>Erの共鳴ピークの0.5eV付近の中性子束が増加しており、Er装荷時の負の反応度が期待できる。この中性子束の変化量は、発生する反応度に比例するため、大きな変化が望まれる。その観点からは、同じ量のErを燃料棒領域、BP装荷孔領域に装荷（ここでは自己遮蔽効果は考えない）しても、BP装荷孔領域の負の反応度値は燃料棒領域の値より16%程度低下することが懸念される。もし、BP装荷孔にErを装荷し、等温温度係数を負になるような設計を行っても、瞬時にその効果が得られず、瞬時の過渡変化に対応できない懸念がある。このような理由により、本研究では、BP装荷孔へのErの装荷を候補から除外する。

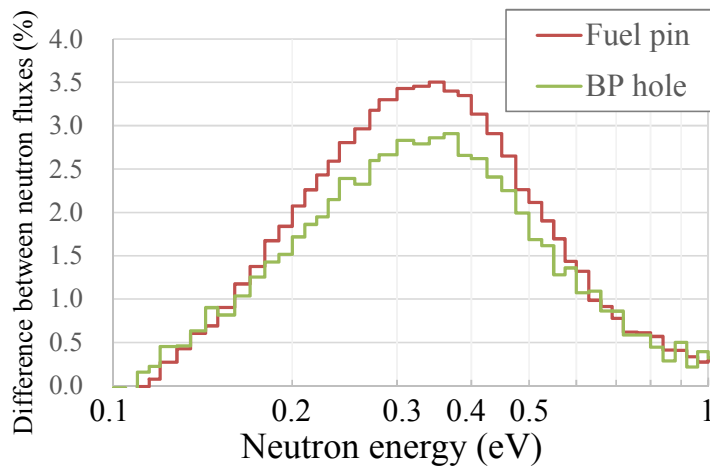


Fig.4.11 Flux changes because of temperature increase of 100 K in each region

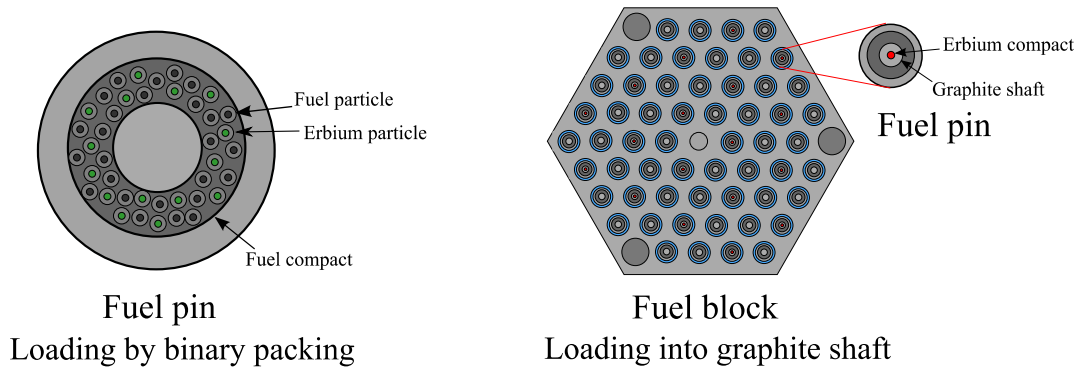


Fig. 4.12 Er loading method proposed in this study

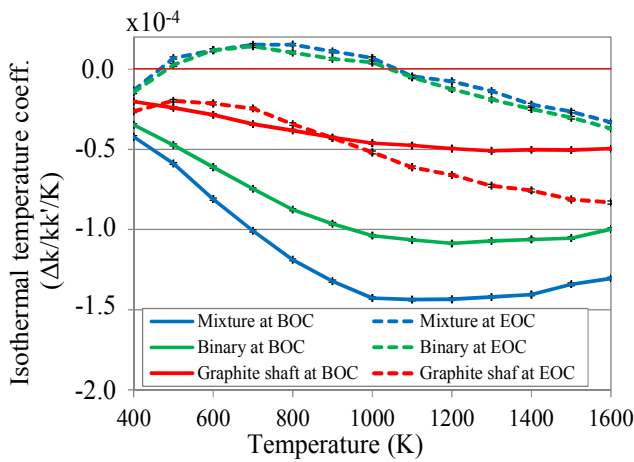
本研究では Fig.4.12 に示すように、新たに、2つの Er 装荷法を提案し検討する。一つが 2 粒子系の装荷 (binary packing<sup>28)</sup>) であり、通常の燃料粒子の他に Er を燃料核に持つ粒子を装荷したものである。この概念は、もともと、被覆燃料粒子充填率向上を目的に提案された装荷法であり、大きな粒子の間を小さな粒子で埋めることにより、充填率を上げる工夫である。本研究では、集中装荷及び技術的な問題の発生を抑えるため、2 粒子共同じ粒子径とした。本研究では、Er の装荷量を <sup>235</sup>U の原子数の半分と暫定的に決め、最適な装荷法を検討しているが、この条件において、Er<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を燃料核に持つ粒子 1 個あたり、通常の燃料粒子 14 個の割合で装荷されることになる。

もう一つは、黒鉛芯棒の中心に埋め込むタイプである。さらなる集中装荷と出力ピーキングの兼ね合いを考え、燃料棒 57 本中、18 本に Er を装荷することとした。装荷される Er<sub>2</sub>O<sub>3</sub> コンパクトの半径は 1.2mm である。このとき芯棒は中空となりその厚さは 3.3mm となる。一方で、Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI) において除熱性能の向上を目的とし、ピン・イン・ブロック型で燃料棒を中空にし内側外側の両面から冷却する燃料概念<sup>29)</sup>を検討している。その設計では、1mm 程度が想定されており、我々の提案の 1/3 であることを考えると、厚さ 3.3mm の芯棒は十分に成立すると思われる。

また、比較対象として、予備解析で成立性が確認できなかった燃料核への Er の混合 (Mixture) についても、核特性の比較を目的として、再度、ボンダレンコアアプローチを用いた検討を行う。なお、この概念は秋江によりペブルベット炉心をもちいた Pu 燃焼炉心<sup>30)</sup>に対して、同じく反応度係数改善の目的で導入されたものである。ペブルベット炉心では、バッチ炉心とは違いサイクルを通しての炉心特性の変化がない。例えるなら、常に Middle Of Cycle (MOC) の特性が維持されている炉心といえる。Fig.4.9 の本炉心概念に適用した際の <sup>167</sup>Er インベントリで考えるならば、運転日数 300 日程度が MOC に相当し、その時の <sup>167</sup>Er インベントリは 1 バッチ目に装荷量の 15%程度、全炉心では装荷量の 8%程度温存されており、ペブルベット炉心であれば反応度係数改善が期待できる。

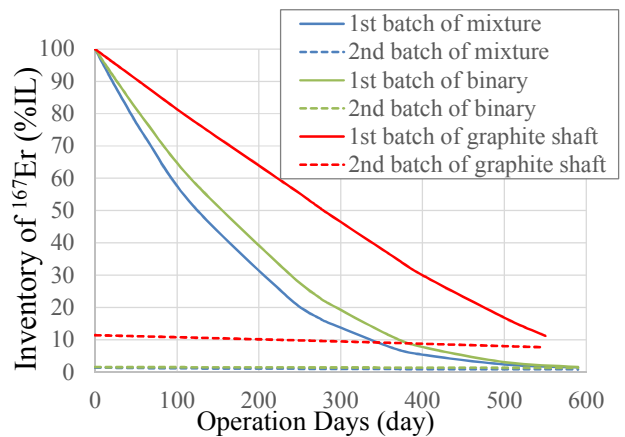
Fig.4.13 にそれぞれの Er 装荷法による等温温度係数の評価結果を示す。それぞれ、<sup>167</sup>Er の燃焼が進む EOC において等温温度係数が正側に移行している。EOC においても全温度領域において負の等温温度係数を保つことができたのは、黒鉛芯棒に Er を埋め込んだ場合のみであ

る。このときの  $^{167}\text{Er}$  のインベントリを Fig.4.14 に示す。黒鉛芯棒に埋め込んだ場合、燃え方は一定量でインベントリの変化は直線的であり、1 バッチ目は EOC でも 10%程度温存され、2 バッチ目はその量が保たれている。自己遮蔽効果が、 $^{167}\text{Er}$  の中性子捕獲反応に効果的に働き、 $^{166}\text{Er}$  の中性子捕獲による  $^{167}\text{Er}$  の生成が優勢となり、平衡量が増加したためと推測できる。2 粒子系の装荷は、燃料核への混合に比べ、若干、燃え方が遅いが、その差はほとんど見られない。Fig.4.15 に示される臨界性についても黒鉛芯棒に埋め込んだ場合では、増倍率は直線的に変化しているが、2 粒子系、燃料核に混合した場合は燃焼初期に集中的に増倍率が低くなり、燃焼中期において増倍率が最も高くなっている。



\* The error bar corresponds to  $1\sigma$ .

Fig. 4.13 Isothermal temperature coefficient for each candidate of Er loading method



\*IL stands for initial loading.

Fig. 4.14 Change in  $^{167}\text{Er}$  inventory with number of operation days for each candidate method

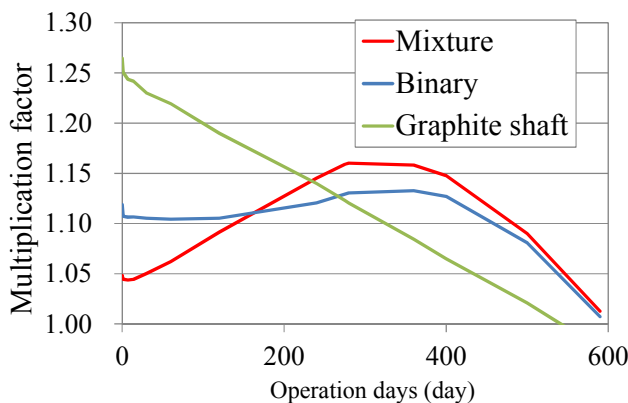


Fig. 4.15 Change in criticality with number of operation days for each candidate method

Table 4.3 Characteristics of neutron capture reaction of  $^{167}\text{Er}$  for first batch of fuel at 1400K at BOC

	Mixture	Binary	Graphite shaft
Reaction rate ( $\text{s}^{-1}$ )	$2.06 \times 10^{-1}$	$1.64 \times 10^{-1}$	$8.30 \times 10^{-2}$
Reaction rate in resonance peak ( $\text{s}^{-1}$ )	$1.68 \times 10^{-1}$	$1.32 \times 10^{-1}$	$6.14 \times 10^{-2}$
Fraction of reaction in resonance peak (%)	81.4	80.6	74.0
Infinite dilution cross section (barn)	$2.62 \times 10^3$	$2.62 \times 10^3$	$2.62 \times 10^3$
Effective cross section (barn)	$1.88 \times 10^3$	$1.55 \times 10^3$	$1.01 \times 10^3$
Resonance shielding factor (-)	0.718	0.592	0.386
Background cross section (barn)			
Total	$5.03 \times 10^3$	$2.20 \times 10^3$	$3.72 \times 10^2$
Volume term	$2.56 \times 10^3$	$6.79 \times 10^1$	$7.25 \times 10^1$
Surface term	$2.47 \times 10^3$	$2.14 \times 10^3$	$2.99 \times 10^2$
Spatial shielding factor (-)	0.875	0.761	0.483

このような、 $^{167}\text{Er}$  の燃焼特性はボンダレンコアアプローチにより定量的に評価ができる。実効断面積は  $^{167}\text{Er}$  の 0.5eV のピークのすそ野を含む全体を網羅するために、0.1-1eV までの範囲で評価する。 $^{167}\text{Er}$  の燃焼特性を運転状態相当の 1400K において、1 バッチ目、BOC に関し、Table 4.3 に示す。燃焼特性は全炉心において積分もしくは平均化されたものである。0.5eV のピークにおける反応率の全エネルギーにおける反応率に占める割合は、燃料核への混合の 81.4%、黒鉛芯棒への埋め込みの 74.0% までであり、どのケースにおいても、中性子捕獲反応の大半が一つの共鳴ピークにおいて起こっていると言える。このことは、ボンダレンコアアプローチによる定量的な議論の必要性を裏付けるものでもある。黒鉛芯棒への埋め込みの捕獲反応率  $8.30 \times 10^{-2} \text{s}^{-1}$  は、燃料核への混合、2 粒子系の場合と比較し 40、50% であり、黒鉛芯棒への Er の埋め込みが自己遮蔽効果を効果的に発現し、 $^{167}\text{Er}$  の燃焼を抑えるのに有効な装荷法であるといえる。このことは、黒鉛芯棒への埋め込みの自己遮蔽因子（エネルギー自己遮蔽）0.386 が燃料核への混合、2 粒子系の場合と比較し 54、65% と低い値であることを見ても明らかである。このときの黒鉛芯棒への埋め込みの背景断面積は  $3.72 \times 10^2 \text{ barn}$  であり、燃料核への混合、2 粒子系の場合と比較し、7、17 % と非常に小さな値に抑えられていることがわかる。これにより、 $^{167}\text{Er}$  の共鳴捕獲による中性子吸収が、他の核種もしくは Er 塊からの脱出により阻害されず、効果的な自己遮蔽効果が発現していることが分かる。その内訳は、体積項、表面項を比較することにより明らかとなる。体積項は 2 粒子系と黒鉛芯棒への埋め込みがほぼ同じである。これは、両者に対し、純粋な  $\text{Er}_2\text{O}_3$  を用いているためである。一方で、燃料核への混合は  $2.56 \times 10^3 \text{ barn}$  であり、10 倍以上の大きさを見せている。これは、燃料核に混合することにより、断面積の大きなアクチノイド核種（ここでは、 $^{235}\text{U}$ ）が Er の中性子吸収を阻害し、効果的な自己遮蔽効果が発現しづらいことを示している。残りの表面項に関しては、燃料核への混合、2 粒子系の場合はほぼ同じ値を示しており、黒鉛芯棒への埋め込みの場合の 10 倍程度と大きな値を示す。これは、被覆粒子燃料の粒子の小ささによる中性子の漏れやすさによるものである。

また、燃料核への混合の場合 2 粒子系と比較し、Er が装荷される粒子の数が 14 倍程度に分散されるが、表面項の変化は少ない。中性子再入射による効果、つまりダンコフ補正係数\*の効果は少ないこととなる。これは、本研究の目的では二重非均質効果は比較的期待できないことにもつながる。一方で、黒鉛芯棒への埋め込みの場合、一つの Er の塊が大きくなるため中性子が漏れにくい。そのため、表面項が小さくなり、共鳴ピークに効率的に捕獲され自己遮蔽効果が効率的に発現する。

最後に、空間自己遮蔽による自己遮蔽因子は、やはり、黒鉛芯棒への埋め込みの場合が最も小さく、0.483 であり、燃料核への混合、2 粒子系の場合と比較し 55、63%と低い値を示している。各原子核のエネルギー自己遮蔽効果が空間的にまとまり、空間自己遮蔽効果を形成している。そのため、効率的なエネルギー自己遮蔽を発現できる黒鉛芯棒への埋め込みの場合が、最も空間自己遮蔽効果を発現でき、集中的にまとめる行為自体も空間自己遮蔽効果の発現に寄与する。なお、エネルギー自己遮蔽効果による自己遮蔽因子と空間自己遮蔽効果による自己遮蔽因子の積の大小関係と、共鳴ピークにおける反応率の大小関係はほぼ合致しており、議論全体が整合していることが分かる。

これらの議論により、黒鉛芯棒への Er への埋め込みが自己遮蔽効果を効果的に発現できる提案炉心概念を成立させるために最も適した装荷法であることが確認できた。

#### 4.5 最終的な設計の決定と潜在的有害度

4.3 節における設計範囲の限定、4.4 節における Er 装荷法の検討結果を受け代表設計の最終的な決定を行う。結果は Table 4.4 に示すとおりである。提案炉心 (HEU+YSZ, HEU+Th+YSZ) の燃料組成 (金属原子の割合)、Er 添加量 (燃料の金属元素インベントリに対する比率) および最終的なサイクル長を示す。HEU+YSZ 燃料炉心では、サイクル長が基準炉心と比較して 20 日程度短くなっている。これは、添加した Er の効果である。しかし、基準ケースの稼働率が 80%もしくは 90%の場合、HEU+YSZ 燃料炉心の稼働率は 79.4%, 89.7%となり、稼働率の低下はほとんどなく、経済性に与える影響は無視できる程度といえる。一方で、HEU+Th+YSZ 燃料炉心では、添加した Th の影響および、Th 添加により Er の添加量が HEU+YSZ 燃料炉心の燃料金属原子のインベントリに対する比率 7%に対し、5.6%と節約できる効果により、基準ケースと同じサイクル長が得られている。HEU+Th+YSZ 燃料炉心に関しても前節で決定された黒鉛芯棒への Er の埋め込みによる装荷により、設計を行っており、Fig.4.16 に示すように、全温度領域で BOC、EOC 共に負の等温温度係数が得られている。潜在的有害度については、Fig.4.17 に示すとおりである。天然ウランレベルまでに減衰するまでに必要な冷却期間は HEU+YSZ 燃料炉心で 800 年、HEU+Th+YSZ 燃料炉心で 900 年である。今回は、高濃縮ウランとして 93%濃縮ウランを想定した。しかし、将来実用化が見込まれるレーザー濃縮では理論的には 100%の濃縮度が得られ<sup>31)</sup>、もし、HEU+YSZ 燃料炉心で 100%濃縮ウランを用いた場合はこの冷却期間が 500 年とさらに短縮される。この期間であれば人類によって管理できる蓋然性はさらに高くなる。

\*ダンコフ補正係数の定義は燃料塊 (ここではEr塊) から脱出した中性子が、ほかの物質と衝突せずに再び燃料塊 (他の燃料塊でも可) に入射する確率としての物理的意味を持つ。

Table 4.4 Fuel composition and cycle length of GTHTR300 standard core and proposed cores

	Standard	HEU+YSZ	HEU+Th+YSZ
<sup>235</sup> U (metal%)	14.0	14.0	14.0
<sup>238</sup> U (metal%)	86.0	1.1	1.1
Th (metal%)	-	-	9.3
YSZ(Zr + Y) (metal%)	-	84.9	75.6
Er (ratio to fuel) (metal%)	-	7.0	5.6
Cycle length (days)	570	550	570

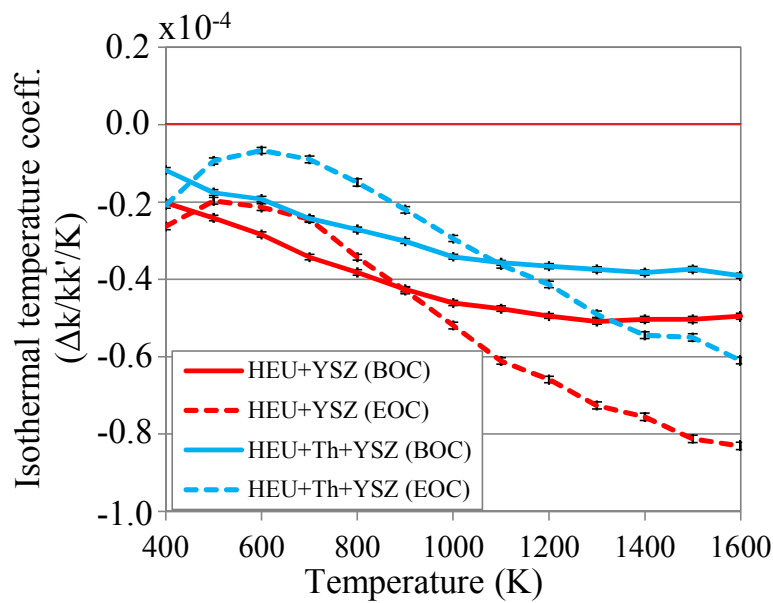


Fig. 4.16 Isothermal temperature coefficients of proposed cores

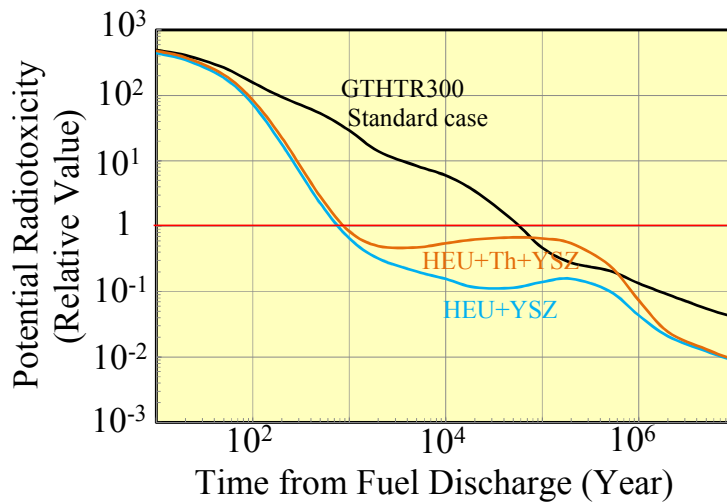


Fig. 4.17 Potential radiotoxicity of GTHTR300 standard core and proposed cores

## 5. 経済性評価

GTHTTR300 の経済性評価<sup>32)</sup>を補正する形で評価を行う。主な変更点は運転費であり、燃料製造に関するものである。特に、濃縮度上昇の影響が大きく、濃縮度が発電原価全体、燃料費に及ぼす影響については、濃縮度 5%超過燃料を用いる次世代軽水炉について議論<sup>33)</sup>を参考に評価する。具体的には GTHTTR300 の基本設計の濃縮度 14%から提案炉心概念で用いる濃縮度 93%に上げた場合並びに YSZ を添加した際の発電原価全体、燃料費に及ぼす影響について評価する。最後に、運転期間が若干減少した効果を考慮する。運転期間の変化は稼働率を通し、原子炉寿命中における発電量に影響し発電原価を変化させる。

以下に GTHTTR300 経済評価の概要を示す。ここでは、稼働率 80%、割引率 3%のケースを対象とする。

Table 5.1 Breakdown of electricity generation cost

Cost(Yen/kWh)	
Capital	1.57
Operation	1.11
Fuel	1.46
Total	4.14

Table 5.2 Breakdown of fuel cost

Cost(Yen/kWh)	
Uranium purchase	0.14
Enrichment	0.29
Fabrication	0.43
Storage	0.02
Reprocessing	0.40
Waste disposal	0.18
Total	1.46

Table 5.1, 5.2 にそれぞれ、発電原価の内訳、燃料費の内訳を示す。発電原価が 4.14 円/kWh、の内、燃料費が 1.46 円/kWh である。燃料費は Table 5.2 に示される通り、燃料費はウラン購入費、濃縮費、再転換・成型加工費、中間貯蔵費、再処理費、廃棄物処理処分費に分けられる。このうち、本研究では、<sup>235</sup>U のインベントリを基本設計のものから変化させていないため、ウラン必要量も変化しない。そのためウラン購入費も変化しない。参考文献 9) にて報告した内容では、濃縮費、再転換・成型加工費の変化を議論し、中間貯蔵費、再処理費、廃棄物処理処分費などのバックエンド費用については、日本学術会議の提案にあるように、当面は暫定保管がなされ、最終的な処分法については今後の議論で決められるべきとのスタンスから、基本設計

のものと同等とした。しかし、本報告書では提案炉心をワンスルー直接処分概念と考え、これらの費用については別途議論するものとする。

(1) 濃縮費

濃縮費は、分離作業量 (SWU) に濃縮単価を乗じて算出される<sup>34)</sup>。

$$SWU = M_P V(x_P) + M_T V(x_T) - M_F V(x_F) \quad (5-1)$$

ここで、 $M_P$ 、 $x_P$ 、 $M_T$ 、 $x_T$ 、 $M_F$ 、 $x_F$  は、順に、製品濃縮ウランの質量 (kg)、製品濃縮ウランの濃縮度 (-)、劣化ウランの質量 (kg)、劣化ウランの濃縮度 (-)、天然ウランの質量 (kg)、天然ウランの濃縮度 (-) (ここでは、0.72%を使用) であり、価値関数  $V(x)$  は、次式で与えられている<sup>34)</sup>。

$$V(x) = (1 - 2x) \ln \left( \frac{1-x}{x} \right) \quad (5-2)$$

Fig. 5.1 に濃縮度に対する SWU の変化を示す。一般的に、特定の製品量に対する濃縮度の変化に対し SWU が議論されることが多い。この場合、SWU は濃縮度に比例する。しかし、本研究では、<sup>235</sup>U のインベントリを固定している。製品中の <sup>235</sup>U 単位質量あたりの SWU の増加は緩やかになることが分かる。濃縮度が 14% から 93% になった場合の <sup>235</sup>U 単位質量あたりの SWU の増加は、15% 程度である。その結果、濃縮費は、約 15% 増加し、0.29 円/kWh から 0.33 円/kWh になる。

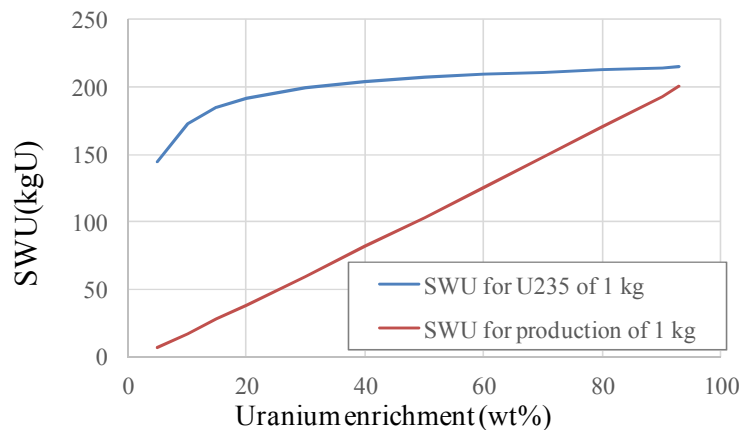


Fig. 5.1 Change in SWU for various uranium enrichment

(2) 再転換費

再転換費は、次世代軽水炉の経済性評価と同様に、再転換施設における再転換量の処理容量が臨界質量に比例するとして評価する。再転換単価は処理量あたりのコストである。濃縮度が上昇し、臨界質量が減少することにより、同じ施設を用いても処理できる量が少なくなること

から、コスト自体は変わらないものの、処理量だけが減少し、再転換単価の上昇がもたらされるものと仮定した。なお、濃縮度変化による臨界質量の変換は Fig. 5.2 に示されるように、臨界安全ハンドブック<sup>35)</sup>の均質 U-H<sub>2</sub>O の最小推定臨界値を使用した。また、これまでの GTHTR300 の経済性評価<sup>32)</sup>では、この点の考慮がなされていなかったため、軽水炉の再転換単価を見直すこととする。HEU+YSZ 燃料炉心では、同様にして、濃縮度が軽水炉の 4% から 93% に増加することによって、臨界質量が 52.9kg から 0.87kg に減少するため、再転換単価は、軽水炉、即ち武井らの基準ケースのその約 61 倍となる。一方、基準ケース及び HEU+YSZ 燃料炉心における初期装荷 <sup>235</sup>U の量は同一であり、基準ケースに対する HEU+YSZ 燃料炉心の濃縮度が 93/14 (=6.6) であるため、HEU+YSZ 燃料炉心では再転換施設で扱う U 総量が減る。このため、再転換量は、濃縮度比の逆数の約 1/6.6 に減少する。この結果、HEU+YSZ 燃料炉心の再転換費は、約 61 倍と約 1/6.6 の積として、基準ケースの約 9.2 倍となる。武井らによって報告されている基準ケースの再転換費は、再転換・成型加工費 0.43 円/kWh の 2% であるので、HEU+YSZ 燃料炉心の再転換費は、0.0086 円/kWh の 9.2 倍の 0.079 円/kWh となり、濃縮度の増加によって約 0.07 円/kWh 増加する。

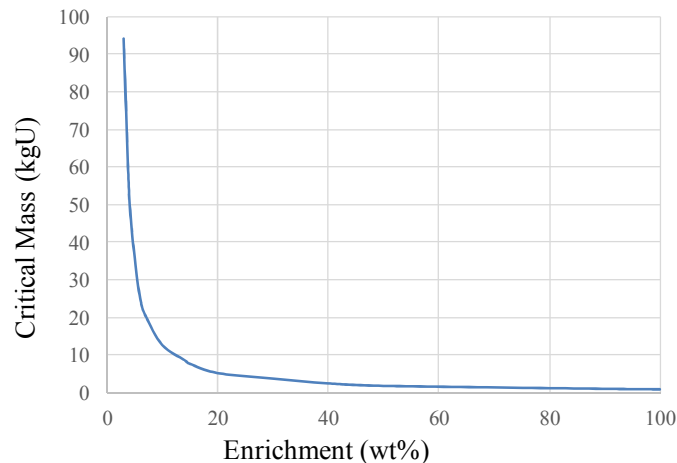


Fig. 5.2 Critical mass for enrichment

### (3) 成型加工費

成型加工工程は、燃料を製造する燃料核工程、被覆粒子工程、燃料コンパクト工程、燃料組立工程等から構成され、成型加工費は、資本費、操業費、部材費から成る。最初に、資本費については、YSZ を混入するため、武井らによって評価された高温ガス炉基準ケースで設定された施設の内、燃料核工程の溶解施設、原液調製施設等を変更しなければならない。また、濃縮度が増加するため、臨界安全上の対策が要求される。しかし、ここでは、臨界質量と共に、処理量が減少する（質量管理）のではなく、臨界性が問題となる部分において機器形状の変更（形状管理）などの設備変更で対応するものとする。これまでの GTHTR300 の経済性評価では、高温ガス炉燃料製造に関し機器の具体的な形状を想定し、形状管理による機器寸法の設計を行った。ただし、保守的な評価を得るため、安全審査指針<sup>36)</sup>に示されている溶液ウラン体系に課する全濃度安全形状を燃料製造に関わる全機器に適用している。この扱いは本来、固形燃料に

適用する必要はなく、高温ガス炉の燃料製造工程のうち、ウラン溶液を用いる ADU 生成装置の原料の溶解工程のみに適用すればよい。その後の滴下による凝固から、燃料核の焙焼、焼結、流動床による被覆、燃料コンパクトの成型および、燃料体の組み立てまで、残りの全工程に対する適用は過剰である。さらに、本研究で提案する YSZ 母材燃料ではこれらの固形燃料に含まれる  $^{235}\text{U}$  インベントリは GTHTR300 のものと同様である。一方で、 $^{238}\text{U}$  が YSZ に置換されていることによる臨界性上昇の懸念があるが、武井らの固形燃料を扱う工程に対しても全濃度安全形状設計による未臨界度確保のマーヅンの大きさにより、臨界安全成立の蓋然性が高い。もし、臨界安全が問題になっても中性子吸収材の設置（安全審査指針で認められている）等の軽微な変更で対応が十分に可能である。

一方で、ADU 生成装置の滴下以前の工程で用いられる溶解槽、調整槽、原液貯槽の臨界性に関しては、全濃度安全形状の設計がなされる必要がある。武井らは円筒容器で溶解槽、調整槽、原液貯槽を代表させ、高さ無限大とし濃縮度 14wt% のウランを用いた硝酸ウラニル全濃度に対し増倍率が 0.95 以下に保てる条件から直径を 30cm と決定した。

本研究では、93wt% のウランを用い未臨界度を保てるようこれらの槽の設計を変更する。GTHTR300 の燃料の加工量と同等の生産量を保つためには（YSZ を含む同一  $^{235}\text{U}$  インベントリの燃料）、設計としては、タンクを環状にし、その中空部に中性子吸収材である炭化ホウ素を設置するものとする。このような対応は再処理施設のパルスカラム等でも同様な対応が行われており一般的である。なお、タンクの素材は SUS とし、その肉厚は 0.5cm と仮定した。なお、炭化ホウ素は、濃縮をせず天然組成のものを使用を想定する。天然組成のホウ素は中性子捕獲断面積の大きな  $^{10}\text{B}$  を 19.9% 含み天然組成でも十分な中性子捕獲が期待できる。また、その価格は、粉体であれば 3000yen/kg 程度の安価な価格で入手でき<sup>37)</sup>、任意の形状に加工を行わず装荷できる。軽水炉の制御棒などに用いられる際も粉末のまま用いられる。中性子吸収のためには表面積の大きな粉末がよいとされている。また、基本的には全濃度安全形状である必要があるものの、適切なインターロック等が整備されていれば濃度制限の導入が認められる場合がある。実際に HTTR2 次燃料の製造では濃度制限<sup>38)</sup>が設け、全濃度安全形状設計の制約を免れている。この際も、ゾルゲル法に用いるためのウラン濃度 2mol/l での臨界安全は確保されなければならない。また、インターロック設備導入に関するコスト増を考慮する必要がある。

これらのことを念頭に置き臨界性の評価及び設計変更を行った。結果を Fig. 5.3 に示す。また、評価法の詳細は付録 B に示す。MVP コードにより、統計誤差の  $3\sigma$  を加味し、増倍率が 0.95 以下になる設計を求めた。硝酸ウラニル溶液の組成は、臨界安全ハンドブック<sup>35)</sup>の考え方に従った。ウラン濃度が低い溶液では、溶液の密度は実験式から評価し、530gU/l を超える高濃度の領域では 6 水和物結晶 ( $\text{UO}_2(\text{NO}_3)_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ ) と 530gU/l の溶液の混合物として扱う。なお、硝酸濃度に関しては、0N と 1N のケースに関し評価している。評価項目としては、変更前の直径 30cm のと、他の機器と干渉しない程度の増加と考えられる溶液部の外側の直径 40cm、内側の直径 26.2cm としその中空部に炭化ホウ素を装填したモデルに関し評価している。硝酸濃度の違いについては、硝酸の増加に伴う水分子排除による減速材としての水素原子の減少により臨界性が低下する傾向が確認でき、0N のケースが最も保守的な結果を与えることが確認できる。530gU/l 以降の領域では、水和物に置換されることにより水分子の減少による臨界性

の低下が確認でき、最大値は 530gU/l となる。530gU/l までの濃度上昇に対する臨界性増加の緩慢さを見ると系全体が最適減速及び低減速領域に近いことがわかる。結果として、臨界性を考慮したタンクの変更により、93wt%のウランを用いても増倍率が基準値の 0.95 よりも低い 0.84 以下に抑えることが可能であることが確認できた。なお、ゾルゲル法に必要とされる目標値のウラン濃度 2mol/l の増倍率は最大値と大きく変わらないため、濃度制限によるインターロックは本研究の範囲では実用的でないことがわかる。これは、HTTR 燃料の最高 9.9wt%程度 の燃料ではゾルゲル法に必要とされる 2mol/l の濃度のウランを持ってしても最適減速に達することができないのに対し、本研究で提案する燃料で用いるウランの濃縮度が非常に高いため想定範囲全体が低減速側に近い領域である上に水和物発生による最大値に近いと考えると考えられる。このように、高濃縮ウランでは、濃度制限によるインターロックは不要である。

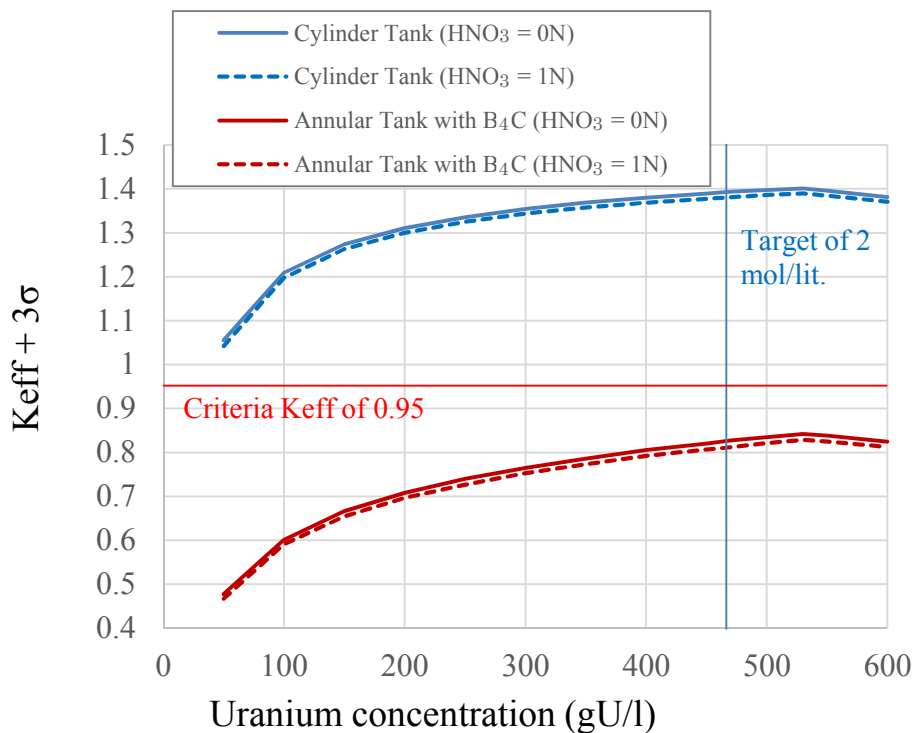


Fig. 5.3 Criticality for various enrichment in solution fuel system

このように、溶液槽の環状化および炭化ホウ素の設置により、軽微な施設変更で臨界性の問題を回避できることがわかった。タンクの直径は 30cm から 40cm への増加と、十分に許容できる範囲の増加のため、施設の建屋拡張は必要としない。また、YSZ に必要な硝酸ジルコニウム、硝酸イットリウム の製造に関しても、臨界性の考慮が必要ないこと、GTHTR300 の経済評価では十分に余裕のあるレイアウトで検討を行っていることから、建屋拡張の必要性がないものと判断できる。一方で、溶液槽の環状化、安価ではあるが B<sub>4</sub>C の設置、YSZ 製造装置の追加等による建設費の増加は否めない。ここでは、保守側に考え、ADU 製造装置の費用を 2 倍になる仮定とする。また、人件費（操業費）の増加に関しては、溶解および混合の作業は全工程に占める割合が小さく、単純であることから、ここでは無視できるものと判断した。

Table 5.3 Breakdown of fuel fabrication cost

	Fraction (%)
Capital cost of building	2
Capital cost of equipment	5
Personnel cost	35
Material cost	56
Conversion cost (to U <sub>3</sub> O <sub>8</sub> )	2
Total	100

Table 5.4 Breakdown of construction cost for equipment

	Fraction (%)
Fuel kernel fabrication	27.5
Fuel kernel coating	21.0
Fuel compact fabrication	34.5
Fuel assembling	0.9
Inspection	7.2
Operation system	5.2
Others	3.8
Total	100.0

YSZ の混入については、燃料核工程の内の溶解工程に関する設備の変更が必要となるが、設備の大きさはほとんど変わらないため、軽微な変更で済む。したがって、溶解、原液調製資本費を2倍にすれば、十分保守的である。さらに保守的に、燃料核工程すべての資本費を2倍としても、Table 5.3, 5.4 に示すように、成型加工費における燃料製造装置の資本費が5%であり、この内、燃料核工程の施設費が27.5%であるので、この値を2倍にすると、成型加工費における燃料製造装置の資本費が5%から約6.4%となり、成型加工費の増加分は、約1.4%とわずかであることがわかる。

次に、操業費については、YSZ の混入作業が単純であることから、操業費の増加はないとした。最後に YSZ 及び Er の部材費について、まず、YSZ の必要量は、GTHTR300 1 基当たり約 3,600kg であり、YSZ の市場価格である 3,000 円/kg<sup>39)</sup>を用いると、YSZ の部材費は、約 1,100 万円となる。次に GTHTR300 1 基当たり <sup>235</sup>U の原子数の半分の Er を装荷するため、Er の必要量は、約 500kg である。米国地質研究所調べの 16,500 円/kg<sup>33)</sup> (換算レート ; 1\$=100 円)を用いると、約 830 万円となる。GTHTR300 の経済性評価<sup>40)</sup>によれば、1 年間に GTHTR300 1 基の全炉心分の燃料を製造できる燃料製造プラントを想定しており、1 年間の部材費は、22.7 億円であると報告されている。したがって、YSZ と Er による部材費の増分は、それぞれ、約 0.5%と約 0.4%であり、部材費の占める割合から、YSZ と Er による成型加工費の増分は、それぞれ、約 0.3%と約 0.2%であり、合計約 0.5%の増加となる。

以上から、成型加工費は、GTHTR300 の経済性評価<sup>40)</sup>のそれに比べ、資本費が 1.4%増、操

業費の増減はなく、部材費が 0.5%増、これらの合計として、1.9%の増となる。これらのコスト増加に関し Table 5.5 に示す。したがって、成型加工費は、0.42 円/kWh から 0.43 円/kWh と、約 0.01 円/kWh 増加する。

Table 5.5 Increase in fuel fabrication cost by change in design

	Increase rate (%)	Increase (yen/kWh)
Capital cost for building	-	-
Capital cost for equipment	1.37	0.006
Personnel cost	-	-
Material cost		
Addition of YSZ	0.27	0.001
Addition of Er <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.19	0.001
Conversion cost (to U <sub>3</sub> O <sub>8</sub> )	1.84	0.008

#### (4) 燃料費と発電原価

燃料製造におけるフロントエンドの各工程の経済性を検討・評価した。中間貯蔵、再処理、廃棄物処理・処分等のバックエンド工程については、参考文献 9) では、これまでの国の政策に従って放射性廃棄物を再処理・処分するのか、それとも、日本学術会議の提言にあるように、暫定管理並びに処理・処分技術の開発、直接地層処分、再利用などに関する検討を行うのかがこれからの議論であるとし、これまでの再処理を想定した GTHTR300 の評価を変えないとした。ここでは、参考文献 9) の評価を示すが、後ほどバックエンドの経済性についても言及する。

GTHTR300 において、濃縮度を 93%に高め、<sup>235</sup>U の量を変えない場合、上述のように、濃縮費は、0.29 円/kWh から 0.33 円/kWh に、再転換費は、0.0086 円/kWh から 0.079 円/kWh に、成型加工費は、0.42 円/kWh から 0.43 円/kWh に増加する。前述のように、バックエンド費をそのままの値とすると、燃料費は、濃縮費、再転換費、成型加工費の増分（それぞれ、0.04、0.07、0.01 円/kWh）の合計である 0.12 円/kWh 増加し、1.46 円/kWh から 1.58 円/kWh に増加する。これらの変更された費用に対し、上述のように運転期間の変化の影響を顧慮する必要がある。運転期間が基準ケースの 570 日から 550 日に減少することにより、稼働期間中に必要となる燃料量も運転期間の比で増加し、燃料費は 1.64 円/kWh となる。基準ケースの 1.46 円/kWh から 0.18 円/kWh の増加であり、12%の増加となる。

発電原価を構成する資本費、運転費、燃料費の内、資本費及び運転費は、稼働率に反比例する。基準ケースの稼働率が 80%であるので、HEU+YSZ 燃料炉心の稼働率は、79.4%と、約 0.8%低下する。基準ケースの資本費と運転費の合計が 2.68 円/kWh であるので、稼働率の低下によって、HEU+YSZ 燃料炉心の資本費と運転費の合計は、2.70 円/kWh と、0.02 円/kWh の増加となる。以上、燃料費の増加と合わせて、発電原価は、基準ケースの 4.14 円/kWh から 4.34 円/kWh となり、約 5%の増加にとどまることがわかる。

## (5) バックエンドコストの変化を考慮した評価

提案炉心は燃料を YSZ で固化していることにより、直接処分を主眼に置いた炉心概念であることは明らかである。ここでは、提案炉心概念をワンスルー直接処分概念として、その経済性を議論する。

最新の軽水炉経済性評価<sup>41)</sup>では、割引率 3%の条件において、使用済燃料取り出し 3 年後で再処理する「再処理モデル」と取り出し 54 年後に直接処分する「直接処分モデル」に関し、バックエンド費用はそれぞれ、1.1 円/kWh、0.2 円/kWh であり、直接処分モデルが圧倒的に安価である。ここでは、この直接処分のバックエンド費用が再処理モデルの費用の約 2 割程度になる関係を利用しその経済性を概算により議論する。前節までの議論で評価された提案炉心の発電原価 4.34 円/kWh のうちバックエンド費用\* (再処理、中間貯蔵、廃棄物処分) は Table 5.2 に示すように、0.60 円/kWh であり、直接処分を行う際の発電原価は 3.86 円/kWh となる。これは、再処理を考慮した基準ケースよりも安価である。一方で、これに対応する軽水炉の評価は、GTHTR300 の経済性評価において、電事連の評価を元に行われた軽水炉の発電原価である 5.3 円/kWh (内、バックエンド費用は 0.60 円/kWh) は直接処分を想定すると 4.82 円/kWh であり、提案炉心の発電原価は軽水炉直接処分よりも安価であることが推測される。さらに、高温ガス炉燃料の直接処分時には燃料棒を燃料ブロックから引き抜き、燃料棒のみの廃棄が可能である。同一の発電量に対し、高温ガス炉使用済燃料の燃料棒を軽水炉の直接処分用のキャニスターに装荷した場合を軽水炉と比較すると、その発生量は 2 割程度少ないとの試算が得られている。また、提案炉心では Pu、MA の発生が少なく、処分を行う際の取り出し後 54 年冷却時における廃棄物全体の発熱量は軽水炉の半分程度であるとの試算が得られており、軽水炉よりも、さらに安価な処分の実現が期待できる。今後は、これらのバックエンド評価についても詳細に評価を行っていく予定である。

\*本章冒頭で述べた通り、参考文献 9) にて報告した本提案炉心の経済評価、バックエンド費用は GTHTR300 基本設計のもの、つまり、再処理を想定したものとなっている。しかし、本報告書では、本概念を不活性母材燃料の利用やその特性から、直接処分概念とみなし、簡易的な概算により、直接処分のバックエンド費用を算出している。

6. 提案炉心によるエネルギー供給を持続させるための資源量

高温ガス炉ウラン燃料炉心に関する持続性については、“Sustainability and Economy of Energy Supply with HTGR Fueled by Uranium from Seawater”<sup>42)</sup>にまとめられている。その中で、OECDにより報告されたウラン資源量<sup>43)</sup>について概要を示す。2010年の全世界のウラン燃料による原子力発電に規模は発電容量で375GWeに対するウランの需要量約6万tU/year(63,875tU/year)を基準として、耐用年数\*を評価されている。以下に、各資源の資源量および耐用年数を示す。

在来型資源：

既知資源：	約7百万tU (7,096,600tU)	約110年 (111.1年)
未発見資源：	約1千万tU (10,429,100tU)	約160年 (163.3年)

非在来型資源：

陸上資源：	7百30万-8百万tU	約120年 (114.2-125.2年)
海水ウラン <sup>44)</sup> ：	4.5兆tU	約7千万年 (70,450,000年)

なお、海水ウランに関しては、海水中に溶けているウラン量は45億tUであるが、海底表面の岩盤に約1000倍ウランが含まれ、これらの量のウランは海水中のウランと平衡状態にあり回収が可能である。<sup>44)</sup>そのため、海水中の濃度3.3ppbは回収を行っても常に一定に保たれる。

このように、高温ガス炉によらず、ウラン燃料を用いる原子力発電は、一般的な耐用年数に用いられる在来型既知資源だけでも110年、未発見資源、非在来型陸上資源を合わせると390年、海水ウランを考慮すればほぼ無尽蔵で約7千万年のエネルギーの持続性が担保される。

持続性に関しては、“増殖”を目的とする高速増殖炉があり、再処理時の回収ウランを利用しつつ、アクチノイド全量マルチリサイクルを行えば、再処理、燃料製造時のロス以外の損失がないため、理論的にはウランの利用率は100%が得られる。一方で、ウラン燃料炉心は天然ウランの中に0.72%程度含まれる<sup>235</sup>Uを利用するため、ウランの利用率は0.6%程度にとどまる。高速増殖炉では理論的には167倍の天然ウランの有効利用ができるため、在来型既知資源だけでも1万8千年のエネルギー供給を持続できる。本研究の目的は、高速増殖炉体系のマルチリサイクル以外における、環境負荷低減炉心の提案という目的はあるが、高温ガス炉の利点である高い固有の安全性を保持するためには、熱中性子炉体系でのウラン利用が必須<sup>42)</sup>である。高温ガス炉は炉内の豊富な黒鉛材料により、冷却材が喪失する減圧事故時でも、黒鉛の高い熱容量、熱伝導率により、温度上昇も緩やかで、確実に炉外への除熱が行われ、最終ヒートシンクである大気、土壌へ受動的に除熱がなされる。高速炉体系にするためには、炉内の黒鉛材料を排除する必要があるため、この優れた除熱性能が失われるのみではなく、核的自己制御性も失われ、減圧事故時に正の反応度が入り正の反応度が添加され<sup>45)</sup>、安全性が大きく損なわれる。

\*耐用年数は資源の存在量を年間の資源利用量で割り評価される、資源利用に関する寿命である。一般的に、この値には、将来の需要変化の資源発見による資源量の増加予測等を行わない「静的耐用年数」が用いられる。石油の耐用年数40年程度なども、この静的耐用年数である。さらに、参考文献<sup>42)</sup>では、一般的に耐用年数は在来型資源の既知資源のみとしているところ、未発見資源でも十分に地質学的な根拠があるものとして、資源量としてみなすべき、非在来型資源も必要であれば利用できるため資源量としてみなすべきとの立場をとっている。また、非在来型資源に分類される海水ウランは数十万年オーダーの耐用年数を示し、氷河期の周期十万年を大きく超えることを考えると、この議論において将来の需要予測は意味がないことが分かる。

また、海水ウランの生産量に関しては、ウラン回収量あたりの必要な海域の面積、利用可能な海域の面積などを、吸着試験の結果、プラント設計の結果、海洋調査の結果等を交えて詳細な評価<sup>46)</sup>がなされており、評価が可能である。海水ウランを効率的に回収するためには、暖かい海であること、海流があることなどの条件が必要である。このような条件下を満たす 134km<sup>2</sup> の海域があれば、年間 1,200tU を回収できるプラントシステムの稼働が可能であると評価されている。このような条件を満たす海域としては、沖縄から土佐湾にかけての海域が有効であり、さらに、回収以外の条件である、潜水艦の潜水航行が禁じられている領海の中、漁業権と衝突しないことなどを考慮すると、利用可能な海域は 6,000km<sup>2</sup> であると評価されている。この海域をすべて活用すると 53,731 tU/year の回収が可能であり、世界需要の 84%の回収が日本だけで実現でき、資源の輸出も可能となる。

海水ウランの回収コストに関しては、将来的に 126\$/kgU が達成可能とされており、2012年の米国取引実績<sup>47)</sup>におけるウラン購入費 140\$/kgU と比較すると、将来的にはウラン商品としての経済性も期待できる。一方で、現在の技術では、回収コストは 208\$/kgU(1\$=120yen) であり、市場価格よりは若干割高であるが、発電原価全体に対する影響は少ないとの評価<sup>42)</sup>がなされている。

なお、HEU+Th+YSZ 燃料炉心では、トリウムを用いる。トリウムはウランの資源量の 3 倍とも言われているが、本概念で必要となるトリウムの量はウラン量と比較すると非常に少なく資源枯渇の懸念はない。本研究で、潜在的有害度低減の観点から <sup>235</sup>U:Th=6:4 である。天然ウランの必要は製品中に含まれる <sup>235</sup>U の 200 倍程度であるため、必要とされるトリウム量はウラン量の 0.3%程度である。また、近年、レアアースの残土中に多く含まれるトリウムの管理が問題となりの有効活用法が模索されており<sup>48)</sup>、サイクル長の増加及び、ウラン資源、Er 資源の節約の観点から、このような利用用途が無いトリウムの利用が適している。

YSZ の資源量に関して、原料となる Y 及び Zr は、2011 年時点で、それぞれ、酸化物相当で埋蔵量が 54 万 t 及び 6,700 万 t、年間生産量が 0.71 万 t 及び 144 万 t であり<sup>49)</sup>、単純計算で 76 年及び 46 年間供給が可能である。HEU+YSZ 燃料炉心では、1 基 1 年当たり、Y 及び Zr を、それぞれ、182kg 及び 738kg 必要とする。これらは、それぞれ、年間生産量の約 0.0026% 及び 5x10<sup>-5</sup>% と非常に小さい量である。全世界の発電量をすべて高温ガス炉で賄った場合、1,700 基の高温ガス炉が必要となるが、この場合でも、Y 及び Zr の年間必要量は、それぞれ、年間生産量の約 4% 及び 0.005% であり、本炉心を世界的に導入した場合でも資源に関する問題は発生しない。次に、Er については、レアアースに 2%程度含まれ、レアアースの埋蔵量が 1 億 4 千万 t、年間生産量が 11 万 t であること<sup>50)</sup>、並びに、イオン吸着鉱床がほぼ中国に集中しており、イオン吸着鉱床からのレアアースの生産量が 1/4 程度<sup>50)</sup>であることなどから、概算で酸化物相当で、Er の埋蔵量が 27.5 万 t、年間生産量が 0.05 万 t、550 年間供給が可能である。HEU+YSZ 燃料炉心では、1 基 1 年当たり、Er を 135kg 必要となり、年間生産量の 0.027% である。高温ガス炉が 100 基レベルでは、資源量上問題ないが、1,000 基のレベルになると、他の利用用途との兼ね合いを考える必要がある。また、Y 及び Er に関しては、海底泥からの回収も可能であり、その存在量は陸上資源の 1,000 倍程度と言われている<sup>51)</sup>。海底資源の利用は資源量の問題だけではなく、資源偏在の問題も解決できる。

## 7. まとめ

高速炉や ADS などの高速炉体系の炉心を用いたマルチリサイクルによる環境負荷低減の研究が主流であり再処理技術の難しさが露見しつつある状況において、安全性が高く確証された技術である高温ガス炉を用いた再処理を行う必要がない、潜在的有害度の発生自体を抑える炉心概念を検討した。なお、高速炉や ADS を用いたオプションは、OECD のワーキンググループの報告書<sup>8)</sup>において、軽水炉直接処分よりの経済性悪化が指摘されており、経済性も重要な観点である。その結果は以下の通りである。

- ・高濃縮ウランを用いることにより、潜在的有害度および余剰 Pu の問題が解決されることが分かった。
- ・高濃縮ウランを用いても、YSZ による固化により、核拡散抵抗性を上げる事が出来、高燃焼度においても燃料健全性が保てる事が分かった。
- ・ボンダレンコアアプローチを用いた定量的な評価により、黒鉛心棒に Er を埋め込む Er 装荷法が負の反応度係数を効率的に得る上で適切であることが分かった。
- ・93%濃縮ウランを用い、HEU+YSZ 炉心、HEU+Th+YSZ 炉心の 2 つの代表炉心を設計し、潜在的有害度が天然ウランレベルまで減衰する冷却期間が、代表設計の 6 万年程度からそれぞれ、800 年、900 年まで短縮できることが分かった。なお、HEU+YSZ 炉心で 100%濃縮ウランを用いると、冷却期間は 500 年まで短縮できる。
- ・発電原価に関しては、軽水炉直接処分よりも安価な経済性が得られる見込みが得られた。
- ・資源量の観点からも、本提案炉心によるエネルギー供給の持続性に関して問題はないことが分かった。

上記のように有用な炉心概念の提案ができた。今後は、設計の詳細化を図り、具体的かつより精度の高い設計を行っていく予定である。

## 謝 辞

本研究を行うにあたり、本炉心概念の確立を精力的にすすめてきた高温ガス炉水素・熱利用研究センターの小川益朗氏、燃料製造工程に専門的な知見を持つ国際共同試験グループの植田祥平氏、炉物理モデルに関し専門的な知識を持つ原子力科学研究部門 企画調整室の久語輝彦氏、モンテカルロ法による中性子輸送コード MVP の開発者である原子力基礎工学研究センター炉物理標準コード研究グループの長家展康氏に貴重なご助言をいただきました。なお、付録 B に関し、安全研究センターの桜井 聡氏、原子力緊急時支援・研修センターの奥野 浩氏、福島技術試験部の深谷 洋行氏、高温ガス炉水素・熱利用研究センター 研究推進室の今井 良行氏に貴重なご情報をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 経済産業省資源エネルギー庁(編): “原子力立国計画 日本の選択”, 日本電気協会新聞部, (2006),383p.
- 2) Y. Fukaya,: “Proceedings of the series presentations on research and development of clean burn HTGR; System concept and future prospects; 2013 Fall Meeting of the Atomic Energy Society of Japan,” JAEA-Review 2014-010, (2014), 33p.
- 3) Japan Nuclear Cycle Development Institute,: “Second Progress Report on Research and Development for the Geological Disposal of HLW in Japan –H12: Project to Establish the Scientific and Technical Basis for HLW Disposal in Japan- Project Overview Report,” JNC TN1410 2000-001, (2000), 395p.
- 4) 日本学術会議, 回答 高レベル放射性廃棄物の処分について, (2012).  
URL:<http://www.scj.go.jp/ja/info/kohyo/pdf/kohyo-22-k159-1.pdf>
- 5) FBR System Engineering Unit, FBR Systems Reliability Research Unit, FBR Safety & Innovative Technology Unit et al.,: “Feasibility study on commercialized fast reactor cycle systems technical study report of phase II, 1; Fast reactor plant systems,” JAEA-Research 2006-042, (2006), 36p.
- 6) K. Tsujimoto, T. Sasa, K. Nishihara, et al, : “Neutronics Design for Lead-Bismuth Cooled Accelerator-Driven System for Transmutation of Minor Actinide,” J. Nucl. Sci. Technol., 41(1), (2004), pp.21-36.
- 7) Nuclear Energy Agency,: “Accelerator Driven Systems (ADS) and Fast Reactors (FR) in Advanced Nuclear Fuel Cycles,” OECD-NEA Technical Report NEA/3109-ADS, (2002).
- 8) 高野秀樹,: “高レベル廃棄物処分としての加速器駆動核変換技術の現状と展望”, RIST ニュース, 35, (2003).
- 9) Y. Fukaya, K. Kunitomi, M. Ogawa,: “Study on reduction of potential radiotoxicity for spent fuel by using HTGR,” Transaction of the Atomic Energy Society of Japan. 14[3], (2015), pp.189-201.
- 10) Y. Fukaya, M. Goto, T. Nishihara,: “Study on erbium loading method to improve reactivity coefficients for low radiotoxic spent fuel HTGR,” Nucl. Eng. Des. 293, (2015). pp.30-37.
- 11) K. Kuramoto, N. Nitani, T. Yamashita,: “Durability test on irradiated rock-like oxide fuel,” J. Nucl. Mater. 319,(2003),pp.180-187.
- 12) C. Rodiriguez, A. Baxter, D. MacEachern et al.: “Deep-Burn: making nuclear waste transmutation practical,” Nucl. Eng. Des.,222,(2003), pp.299-317.
- 13) X. Yan, K. Kunitomi, T. Nakata, S. Shiozawa,: “GTHTR300 design and development,” Nucl. Eng. Des., 222, (2003), pp.247-262.

- 14) Y. Nagaya, K. Okumura, M. Mori et al.: “MVP/GMVP 2: General purpose Monte Carlo codes for neutron and photon transport calculations based on continuous energy and multigroup methods,” JAERI 1348, (2005), 388p.
- 15) K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa et al.: “JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering,” J. Nucl. Sci. Technol. 48, (2011), pp.1-30.
- 16) I. Murata, A. Takahashi, T. Mori, et al.,: “New Sampling Method on Continuous Energy Monte Carlo Calculation for Pebble Bed Reactors,” J. Nucl. Sci. Technol., 34[8], (1997), pp.734-744.
- 17) A. G. Croff, : “ORIGEN2: A Versatile Computer Code for Calculating the Nuclide Compositions and Characteristics of Nuclear Material,” Nucl. Technol., 62, (1983), pp.335-352.
- 18) Y. Fukaya, S. Ueta, M. Goto, et al.,: “Study on methodology to estimate isotope generation and depletion for core design of HTGR,” JAEA-Research 2013-035, (2013), 84p.
- 19) ICRP, : “ICRP Publication 72: Age-dependent Doses to the Members of the Public from Intake of Radionuclides Part 5, Compilation of Ingestion and Inhalation Coefficients,” Annals of the ICRP, 26, (1996).
- 20) T. Hirayama, Y. Shimazu, : “Small PWR “PFWR50” using Cermet Fuel of Th-Pu particles,” Proceedings of ICAPP2009, #9363, (2009).
- 21) Y. Fukaya, M. Goto, T. Nishihara, : “Development on Nuclear Design Model for Detailed Desing of Clean Burn HTGR,” JAEA-Technology 2015-017, (2015), 61p.
- 22) I. Bondarenko, : “Group Constants for Nuclear Reactor Calculations,” Consultants Bureau, (1964).
- 23) E. Wigner, E. Creutz, H. Jupnik, et al.,: “Resonance absorption of neutrons by spheres,” J. Appl. Phys. 26(3), (1955), pp.260-270.
- 24) I. Carlvik, ; “The Dancoff correction in square and hexagonal lattices,” Part of Carlvik’s PhD thesis. Chalmers University, (1966).
- 25) R. MacFarlane, A. Kahler, : “Method for Processing ENDF/B-VII with NJOY,” Nucl. Data Sheets. 111, (2010), pp.2739-2890.
- 26) K. Yamashita, : “Optimization Method of Rod-Type Burnable Poisons for Nuclear Designs of HTGRs,” J. Nucl. Sci. Technol. 31(9), (1994), pp.979-985.
- 27) N. Kodochibov, Yu. Sukharev, E. Marova et al.: “Neutronic features of the GT-MHR reactor,” Nucl. Eng. Des. 222, (2003), pp.161-171.
- 28) M. El-Genk, J. Tournier, : “An Analysis of Coated Particles Fuel Compact-General Purpose Heat Sources (CPFC-GPHS),” Prog. In Nucl. Energy. 44(3), (2004), pp.215-236.

- 29) N. Tak, Y. Kim, J. Choi, et al.,: “Thermo-fluid Investigation on a Double-side-cooled Annular Fuel for the Prismatic Very High Temperature Gas-cooled Reactor,” Nucl. Eng. Des., 238, (2008), pp.2821-2827.
- 30) H. Akie, : “Core Burnup Calculation of Plutonium Burning Inert-Matrix Fueled High Temperature Gas Cooled Reactor,” J. Nucl. Sci Technol. 44(6), (2007), pp.853-861.
- 31) 高度情報科学技術研究機構, “レーザー法によるウラン濃縮”, ATOMICA, (2005).
- 32) M. Takei, S. Kosugiyama, T. Mouri, et al.,: “Economical Evaluation on Gas Turbine High Temperature Reactor 300 (GTHTR300),” Transaction of the Atomic Energy Society of Japan, 5[2], (2006), pp. 109-117.
- 33) A. Namekawa, N. Takaki, Y. Ohoka, et al., “Cost Impact Evaluation of Introduction of Above 5% Enrichment Fuel,” Transaction of the Atomic Energy Society of Japan, doi:10.3327/taesj.J11.014, (2012).
- 34) M. Benedict, T. H. Pigford, H. W. Levi, : “Nuclear Chemical Engineering,” McGraw-Hill Book Company, New York, (1981).
- 35) H. Okuno, K. Suyama, K. Tonoike et al., : “Second version of data collection part of nuclear criticality safety handbook (Contract research),” JAEA-Data/Code 2009-010, (2009), 175p.
- 36) 原子力安全委員会, : “特定のウラン加工施設のための安全審査指針”, 原子力安全委員会, 平成 12 年 9 月 25 日.  
URL: <http://www.nsr.go.jp/archive/nsc/shinsashishin/pdf/1/si027.pdf>
- 37) Market price of B<sub>4</sub>C  
URL: <http://www.alibaba.com/showroom/boron-carbide-price.html>
- 38) S. Ueta, T. Izumiya, M. Umeda et al.,: “Database of fabrication characteristics of the second-loading-fuel for the High Temperature Engineering Test Reactor, 1; Fuel kernels, coated fuel particles and fuel compacts,” JAEA-Data/Code 2006-009, (2006), 129p.
- 39) Market price of yttria-stabilized-zirconia  
URL: <http://japanese.alibaba.com/goods/yttria-stabilized-zirconia.html>
- 40) M. Takei, S. Katanishi, T. Nakata, et al.,: “Study on the fuel cycle cost of Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300) (Contract research),” JAERI-Tech 2002-089, (2002), 44p.
- 41) エネルギー・環境会議、コスト等検証委員会: “コスト等検証委員会報告書”, 内閣府、(2011).
- 42) Y. Fukaya, M. Goto, H. Ohashi et al., : “Sustainability and economy of energy supply with HTGR fueled by uranium from seawater,” Proceedings of ICAPP 2014, (2014), pp.2066-2072.
- 43) OECD/NEA, : “Uranium 2011: Resources, Production and Demand,” OECD/NEA, OECD 2012 NEA No. 7059, (2012).
- 44) M. Tamada, N. Seko, : “Present State and Future View of Significant Metals-Recovery from Seawater,” Isotope News, 4, (2000), pp.2-6.

- 45) Y. Okano, M. Naganuma, H. Ikeda et al.,: “Conceptual Design Study of Helium Cooled Fast Reactor in the “Feasibility Study” in Japan,” Proc. of GLOBAL 2005, Tsukuba, Japan, #412, (2005).
- 46) M. Tamada, N. Seko, N. Kasai et al. : “Cost Estimation of Uranium Recovery from Seawater with System of Braid Type Adsorbent. Transactions of the Atomic Energy Society of Japan,” 5(4),(2006), pp.358-363.
- 47) U.S. Energy Information Administration,: “2012 Uranium Marketing Annual Report,” U.S. Department of Energy, (2013).
- 48) 大岡 靖典, 田中 秀樹, 山崎 正俊 他,: “高温工学試験研究炉(HTR)による物質創成技術及び新型燃料利用の検討,5; トリウム燃料利用に関する検討”, 日本原子力学会 2011 年春の年会予稿集, 福井, (2011).
- 49) U.S. Geological Survey, “Mineral Commodity Summaries 2014,”  
URL: <http://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/mcs/2014/mcs2014.pdf>
- 50) 足立吟也,他, : “希土類の材料技術ハンドブック,” エヌ・ティー・エス, (2008).
- 51) 国立大学法人東京大学、: “全く新しいタイプのレアアース大鉱床を太平洋で発見,” (2011).  
URL: <http://www.u-tokyo.ac.jp/public/pdf/20110704.pdf> (参照 : 2015 年 6 月 1 日).

付録 A 燃料形態と核拡散抵抗性について

近年、核拡散抵抗性に関する議論がなされ注目されている。さらに、破壊を目的とした核兵器への兵器転用だけではなく、環境汚染を目的としたダーティーボムの議論にまで論点が広がり、低濃縮ウラン燃料を用いる炉心でも核拡散の議論は避けられない。特に、高濃縮ウランを必要とする本研究で提案する炉心に関しては重要である。

また、核拡散抵抗性は核物質防護体制や保証措置体制との関係性は無関係ではない。保証措置とは、初めの1個の核爆弾の製造を阻止するための監視体制であり、その査察の頻度は対象とする核物質を核兵器の材料となる高濃縮核物質の金属形態へ変換するのに必要な期間である推定転換時間を元に決められ、これが核拡散抵抗性の一つの尺度となっている。推定転換時間が長ければ、核兵器の製造までに要する時間も長くなり、兵器製造までに発見される確率も高くなる。逆にいえば、核拡散抵抗性が低い物質には、査察頻度が多くなり、核物質の盗取の発見を早め、核兵器製造の発見の確率を高くする。さらに、GIFのワーキンググループADではさらに核拡散抵抗性の指標を細分化しており、その項目は、技術的困難性、コスト、時間、核燃料物質のタイプ、検知確率、検知リソースの効率となっている。

本概念では、高濃縮ウランをYSZで固化した燃料核を、被覆粒子燃料に加工する。YSZは再処理に用いる硝酸に溶けない、被覆をはく奪する作業と技術が必要であることなど、核拡散抵抗性が高い燃料となっている。これは、Pu専焼高温ガス炉 Clean Burn<sup>2)</sup>でも同様の燃料を用いており、実際に在った議論を以下に示す。

**YSZ 固化について：**

意見：フッ化水素酸で溶かすことは可能ではないか。

回答：溶かすことは可能であるが、フッ化水素酸が溶解槽を溶かすこと、フッ化物の廃棄物の処理が難しいなどの難点がある。

**被覆をはく奪について：**

意見：レーザーによる被覆をはく奪技術が開発されている。簡単にはく奪できるのではないか。

回答：新技術を開発すること、特殊な装置を入手すること自体に、技術的、コスト的な負担がかかる。さらに、被覆燃料を用いない燃料と比較するなら、ひとつ多くの行程が必要である。

このような議論において、核拡散抵抗性を否定する意見の中に、「新技術を用いれば」、「別な強力な薬品や革新技术を用いた装置を用いれば」、「時間をかければ」など、前提条件自体が核拡散抵抗性の高さを示している場合が多い。核拡散抵抗性が核物質を取り出せるか否かではなく、どんな形態であっても核物質は取り出せることを前提として、その困難さ（技術、費用、時間）が核拡散抵抗性そのものであることを理解すべきである。

また、核物質の盗取し核兵器を作ろうとする組織は、人命を尊重しないため、製造工程における被ばくを問題にしないなどの意見を述べるものもいるが、仮に、放射能被ばく者が多く発

生ずる、短期間に動植物が死滅するような環境汚染などの異変が発生すれば、核兵器製造の検知確率が高まるため、結局のところ別の核拡散抵抗性の指標にカウントされることとなる。

さらに、複数の炉型が存在する場合、問題は相対的になる。たとえば、高速増殖炉が導入されている場合、ブランケットの使用済燃料が入手できるなら、それを一般的な手法で再処理することにより、兵器級 Pu の入手が可能となる。この場合、核拡散抵抗性の求められる基準は高速増殖炉のブランケットの使用済燃料となり、それ以上の核拡散抵抗性を達成できれば、核拡散抵抗性の高い燃料形態と言える。

ここで、今後の研究のために核拡散抵抗性の高い燃料の代表格である被覆粒子燃料に関しての情報を整理する。

#### 核拡散抵抗性に関する項目：

- ① 燃料核を取り出すには、被覆燃料粒子を母材（マトリクス）から取り除く必要がある。
- ② 被覆層自体の機械的強度は決して強くなく、人力を用いた原始的な手法でも破壊は可能。
- ③ FP ガスを含む照射済み燃料では、燃料核を破損すると FP ガスが放出され被ばくを招くため、被ばくを招かない特殊な被覆のはく奪法\*が必要。

#### 連想されがちな間違った理解：

- ① 被覆層のはく奪が難しく再処理には向かない。
- ② 核拡散抵抗性の高さや地層環境での安定性が関連している。

核拡散抵抗性に関する項目の①、②は他の炉型より取り出すための時間が必要。③に関しては、技術が必要となる。このことから、連想されがちな間違った理解①が発生するが、被覆燃料粒子の取り出し、および、被覆層のはく奪については、技術が実証されており、六ヶ所再処理施設を想定した再処理へ接続する研究も完成<sup>A2)</sup>している。間違った理解②に関しては、①と関連して、再処理に向かない代わりに直接処分に向いているとの理解である。被覆層の構造は100 万年間 FP 内圧に耐える機械的強度を持つが、核拡散抵抗性に関する項目②に示されるように、機械的強度自体はそれほど強くはなく、地下水環境において長期間健全性を保っているのは炭素材料の化学的安定性の高さによるものである。

これらの情報に関しては、今後、高温ガス炉核燃料サイクルを議論する上で重要であるため、それぞれの状況に応じた核拡散抵抗性の定量評価、直接処分後の燃料の回収など特殊な状況における再処理への適用性などの評価が行われることが望ましい。

#### 参考文献：

- A1) 川久保 陽子、井上 尚子、千崎 雅生：“「GEN IV 原子力システムの核拡散抵抗性及び核物質防護評価手法 Rev.5」－GIF PRPP ワーキンググループ報告書－(仮訳)”，  
JAEA-Review 2011-024, (2011), 75p.
- A2) 角田 淳弥、植田 祥平、國富 一彦 他：“高温ガス炉燃料の再処理技術”，日本原子力学会和文論文誌, 2(4), (2003), pp.546-554.

\*文献 A2)では被覆はく奪法の導入効果を装置の汚染を防ぐためとしている。

## 付録 B 溶液燃料体系の臨界性評価について

再処理やゾルゲル法による燃料製造時には、硝酸ウラニル溶液、硝酸プルトニウム溶液など溶液燃料体系における臨界安全を考慮する必要がある。本研究でもゾルゲル法による燃料製造過程の貯蔵タンクの設計を行っている。

そのためには、溶液燃料体系の原子個数密度を評価する必要がある。ウラン、プルトニウムの濃度 (g/l)、硝酸濃度 (mol/l) は条件として外性的に与えるとするとウラン、プルトニウムと硝酸のインベントリは決定ができる。しかし、水のインベントリを決定することはできない。そこで、溶液の密度が必要となる。硝酸ウラニル溶液および硝酸プルトニウム溶液、または、その混合溶液の密度については、実験により得られた相関式である SST の式<sup>B1)</sup> が臨界安全<sup>35)</sup>にも用いられる。以下に参考文献<sup>35)</sup>の記載を示す。

$$\begin{aligned} \rho = & 0.99928 + 1.7132 \times 10^{-3} \times C_{\text{Pu25}} + 1.4225 \times 10^{-3} \times C_{\text{U25}} + 3.9039 \times 10^{-2} \times C_{\text{HN25}} \\ & - 9.744 \times 10^{-8} \times C_{\text{Pu25}}^2 - 1.076 \times 10^{-7} \times C_{\text{U25}}^2 - 7.361 \times 10^{-4} \times C_{\text{HN25}}^2 - 5.548 \times 10^{-6} \times T^2 \\ & - 7.280 \times 10^{-8} \times C_{\text{Pu25}} \times C_{\text{U25}} - 4.876 \times 10^{-5} \times C_{\text{Pu25}} \times C_{\text{HN25}} - 1.427 \times 10^{-6} \times C_{\text{Pu25}} \times T \\ & - 1.520 \times 10^{-5} \times C_{\text{U25}} \times C_{\text{HN25}} - 8.865 \times 10^{-7} \times C_{\text{U25}} \times T - 8.494 \times 10^{-5} \times C_{\text{HN25}} \times T \end{aligned}$$

ここで、

$\rho$  : 温度 T における溶液密度 (g/cm<sup>3</sup>)

$C_{\text{Pu25}}$  : 25°C におけるプルトニウム濃度 (g/l)

$C_{\text{U25}}$  : 25°C におけるウラン濃度 (g/l)

$C_{\text{HN25}}$  : 25°C における遊離硝酸濃度 (mol/l)

T : 温度 (°C)

本件研究で評価を行うに際し、この「遊離硝酸濃度」という用語の定義、及び再処理のプロセス量表記において、硝酸濃度は終状態ではなく始状態を用いるという風聞があり、評価の実施が困難となったため、関係者に確認を行った。

まず、SST 式の原著である参考文献<sup>B1)</sup>では“concentration of nitric acid”という表記が用いられており、著者である桜井氏本人からも「遊離硝酸濃度」という表現は使ったことがない<sup>B2)</sup>との確認が得られた。また、溶液燃料体系の臨界実験施設の化学分析の専門家の深谷氏からは、やはり、遊離硝酸濃度という表現は使わないこと<sup>B3)</sup>を確認している。また、一般的に、硝酸濃度とは終状態の硝酸濃度を指すとのことである。<sup>B4)</sup>酸の機能は水素イオンにあり、ウラン、プルトニウムを水素イオンが酸化し、ウラニルイオン、プルトニウムイオンに変え溶解させる。その際に、還元された水素イオンは H<sub>2</sub> ガスとなり体系から除外され酸としての機能を失う。残った硝酸イオンは、硝酸ウラニル、硝酸プルトニウムと組み合わせて塩としてカウントされ、酸の規定数から外される。おそらく、この塩の部分を除いた硝酸という意味で「遊離硝酸濃度」という用語が溶液体系の臨界安全の分野で使われるようになった<sup>B5)</sup>と推測される。

このように、終状態の硝酸濃度を使うべきことが確認された。

参考文献：

- B1) S. Sakurai, S. Tachimori, : “Density Equation of Aqueous Solution Containing Plutonium (IV), Uranium (VI) and Nitric Acid,” J. Nucl. Sci Technol., 33(2), (1996), pp.187-189.
- B2) 桜井 聡, 私信.
- B3) 深谷 洋行, 私信.
- B4) 今井 良行, 私信.
- B5) H. Yanagisawa, H. Sono, : “Evaluation of neutronic characteristics of STACY 80-cm-diameter cylindrical core fueled with 6% enriched uranyl nitrate solution,” JAERI-Tech 2003-057, (2003),39p.

# 国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質량	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m <sup>2</sup>
体積	立方メートル	m <sup>3</sup>
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s <sup>2</sup>
波数	毎メートル	m <sup>-1</sup>
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m <sup>3</sup>
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m <sup>2</sup>
比体積	立方メートル毎キログラム	m <sup>3</sup> /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m <sup>2</sup>
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 <sup>(a)</sup> , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m <sup>3</sup>
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m <sup>3</sup>
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m <sup>2</sup>
屈折率 <sup>(b)</sup>	(数字の)	1
比透磁率 <sup>(b)</sup>	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。  
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン <sup>(b)</sup>	rad	1 <sup>(b)</sup>	m/m
立体角	ステラジアン <sup>(b)</sup>	sr <sup>(e)</sup>	1 <sup>(b)</sup>	m <sup>2</sup> /m <sup>2</sup>
周波数	ヘルツ <sup>(d)</sup>	Hz		s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N		m kg s <sup>-2</sup>
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-2</sup>
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup>
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup>
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup> A <sup>-1</sup>
静電容量	ファラド	F	C/V	m <sup>2</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>4</sup> A <sup>2</sup>
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup> A <sup>-2</sup>
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m <sup>2</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>3</sup> A <sup>2</sup>
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> A <sup>-1</sup>
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>	kg s <sup>-2</sup> A <sup>-1</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> A <sup>-2</sup>
セルシウス温度	セルシウス度 <sup>(e)</sup>	°C		K
光照射量	ルーメン	lm	cd sr <sup>(e)</sup>	cd
放射線量	グレイ	Gy	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
放射性核種の放射能 <sup>(f)</sup>	ベクレル <sup>(d)</sup>	Bq		s <sup>-1</sup>
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト <sup>(g)</sup>	Sv	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
酸素活性化	カタール	kat		s <sup>-1</sup> mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。  
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。  
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。  
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。  
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。  
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。  
 (g) 単位シーベルト (PV, 2002, 70, 205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-1</sup>
表面張力	ニュートンメートル	N m	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup>
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s <sup>-2</sup>
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> = s <sup>-1</sup>
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s <sup>2</sup>	m m <sup>-1</sup> s <sup>-2</sup> = s <sup>-2</sup>
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m <sup>2</sup>	kg s <sup>-3</sup>
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>
比エネルギー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>
熱伝導率	ジュール毎キログラム	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
体積エネルギー	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup>
電界の強さ	ジュール毎立方メートル	J/m <sup>3</sup>	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-2</sup>
電荷密度	ジュール毎立方メートル	V/m	m kg s <sup>-3</sup> A <sup>-1</sup>
電表面電荷	クーロン毎立方メートル	C/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> s A
誘電率	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> s A
透磁率	ファラド毎メートル	F/m	m <sup>3</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>4</sup> A <sup>2</sup>
モルエネルギー	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s <sup>-2</sup> A <sup>-2</sup>
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル	J/mol	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> mol <sup>-1</sup>
照射線量 (X線及びγ線)	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> mol <sup>-1</sup>
吸収線量率	クーロン毎キログラム	C/kg	kg <sup>-1</sup> s A
放射線強度	グレイ毎秒	Gy/s	m <sup>2</sup> s <sup>-3</sup>
放射輝度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m <sup>4</sup> m <sup>-2</sup> kg s <sup>-3</sup> = m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup>
酵素活性濃度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m <sup>2</sup> sr)	m <sup>2</sup> m <sup>-2</sup> kg s <sup>-3</sup> = kg s <sup>-3</sup>
	カタール毎立方メートル	kat/m <sup>3</sup>	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup> mol

表5. SI 接頭語

乗数	名称	記号	乗数	名称	記号
10 <sup>24</sup>	ヨタ	Y	10 <sup>1</sup>	デシ	d
10 <sup>21</sup>	ゼタ	Z	10 <sup>2</sup>	センチ	c
10 <sup>18</sup>	エクサ	E	10 <sup>3</sup>	ミリ	m
10 <sup>15</sup>	ペタ	P	10 <sup>6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>12</sup>	テラ	T	10 <sup>9</sup>	ナノ	n
10 <sup>9</sup>	ギガ	G	10 <sup>12</sup>	ピコ	p
10 <sup>6</sup>	メガ	M	10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>3</sup>	キロ	k	10 <sup>-18</sup>	アト	a
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h	10 <sup>-21</sup>	ゼプト	z
10 <sup>1</sup>	デカ	da	10 <sup>-24</sup>	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60 s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10 800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648 000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup>
リットル	L, l	1 L=1 l=1 dm <sup>3</sup> =10 <sup>3</sup> cm <sup>3</sup> =10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>
トン	t	1 t=10 <sup>3</sup> kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 <sup>-19</sup> J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 <sup>-27</sup> kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 <sup>11</sup> m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100 kPa=10 <sup>5</sup> Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 <sup>-10</sup> m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm <sup>2</sup> =(10 <sup>12</sup> cm <sup>2</sup> ) <sup>2</sup> =10 <sup>-28</sup> m <sup>2</sup>
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	B	
デシベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 <sup>-7</sup> J
ダイン	dyn	1 dyn=10 <sup>-5</sup> N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm <sup>-2</sup> =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> =10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>
スチルブ	sb	1 sb=1cd cm <sup>-2</sup> =10 <sup>4</sup> cd m <sup>-2</sup>
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm <sup>-2</sup> =10 <sup>4</sup> lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm s <sup>-2</sup> =10 <sup>-2</sup> ms <sup>-2</sup>
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm <sup>2</sup> =10 <sup>-8</sup> Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm <sup>-2</sup> =10 <sup>-4</sup> T
エルステッド <sup>(a)</sup>	Oe	1 Oe <sub>e</sub> =(10 <sup>3</sup> /4π)A m <sup>-1</sup>

(a) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「△」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 <sup>10</sup> Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 <sup>-4</sup> C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 <sup>-2</sup> Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 <sup>-2</sup> Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 <sup>-9</sup> T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 <sup>-15</sup> m
メートル系カラット		1 メートル系カラット=0.2 g=2×10 <sup>-4</sup> kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ), 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロ	μ	1 μ=1μm=10 <sup>-6</sup> m

