

自給自足型トリウム熔融塩炉の特性

三田地 紘史^{1,*}, 山本 高久¹, 吉岡 律夫², 杉本 哲也¹

Characteristics of Thorium Molten-Salt Reactor with Self-Sustainability

Koshi MITACHI^{1,*}, Takahisa YAMAMOTO¹, Ritsuo YOSHIOKA² and Tetsuya SUGIMOTO¹

¹Department of Mechanical Engineering, Toyohashi University of Technology, 1-1 Tempaku-cho, Toyohashi-shi, Aichi 441-8580, Japan

²Japan Functional Safety Laboratory, 3-17-24 Hino-chuo, Konan-ku, Yokohama 234-0053, Japan

(Received November 8, 2007 and accepted in revised form December 27, 2007)

In this paper, the burn-up characteristics of a 200 MW_e molten-salt reactor are studied. This reactor has a three-region core in order to reduce the peak in fast neutron flux distribution. The reactor is operated for 30 years with the load factor of 0.75. The fuel is fed to the reactor every 33 days. The chemical processing of the fuel salt is performed every 7.5 years. Based on calculations using the nuclear analysis code SRAC2006 and the burn-up analysis code ORIGEN2, the following results have been obtained. (1) The graphite moderators can be used throughout the reactor lifetime without replacement. (2) The reactor is self-sustainable having an average fuel conversion ratio of 1.01. (3) The initial inventory of ²³³U is 1.13 t, net feed in 30 years is 0.34 t; thus, the necessary amount of ²³³U is 1.48 t. (4) Pu isotopes are produced at 1.5 kg and minor actinides at 27 kg per 1 GWe output in 30 years, which are absolutely small compared with those produced by BWR.

KEYWORDS: molten-salt reactor, self-sustainable reactor, fluoride salt, thorium, uranium-233, Th-U fuel cycle, burn-up characteristics, numerical analysis

I. 緒 言

トリウム(Th)は実用原子炉の燃料として使用実績がなくあまり注目されないが、埋蔵量は天然ウランの約4倍あり、核分裂反応に際してはプルトニウムや長寿命放射性廃棄物となるマイナーアクチニドの生成が少ないなど優れた特長をもっている。我々の将来において重要なエネルギー資源になると考えられる。

Thを効率よく利用できる原子炉の1つに、弗化物混合塩(燃料塩)を用いる熔融塩炉がある。この形式の炉は1950年代より1975年にかけて米国オークリッジ国立研究所(ORNL)を中心に研究・開発が進められ、1965年には実験炉の運転がなされ、また、1970年には出力1GW_eの熔融塩増殖炉(MSBR: Molten Salt Breeder Reactor)の設計^{1,2)}がなされた。この炉は燃料塩の連続化学処理を行うので燃料転換比(CR)が1.06の高性能増殖炉になるが、強い中性子照射のために炉心内の黒鉛減速材を4年ごとに取り替えなければならない。

Uri Gatら³⁾は炉内より黒鉛減速材および黒鉛反射体を取り除き、黒鉛交換作業のない単純で安全性に優れた熔融塩炉(USR: Ultimate Safe Reactor)を提案した。この炉では連続化学処理施設を付設して外部からの核燃料補給量を低く抑え、また常に核分裂生成物を除去して炉停止後の崩壊熱除去の冷却設備を簡単化するなど、経済性の高い熔融塩炉を目指した。

同様に、Mathieuら⁴⁾は炉内の黒鉛減速材を取り除いたトリウム熔融塩炉(TMSR: Thorium Molten Salt Reactor)を提案した。この炉では燃料塩中のTh濃度を高めるとともに、炉心周辺にThブランケットを配置し、炉心の中性子スペクトルを高速増殖炉なみに硬くして、CRを1.12に向上させている。しかしながらTMSRでは1~2年ごとに多数のThブランケットの交換作業が必要となる。また、炉容器の中性子照射率は筆者らの用いた制限値(ORNLの設計基準^{1,2)})に比べてかなり高く、このままでは30~40年の使用に耐えるとは考え難い。

上述の炉はいずれも炉心性能を高めるために、燃料塩の連続化学処理を採用する。しかし連続化学処理の実現には、関連するプロセスや設備の研究開発が必要な上、この設備を付設した熔融塩炉プラントはかなり複雑な構成になる。また、MSBRおよびTMSRでは炉内構造物を1~4

¹ 豊橋技術科学大学 機械システム工学科

² 日本システム安全研究所

* Corresponding author, E-mail: mitachi@kjb.biglobe.ne.jp

年ごとに交換するが、非密封線源(燃料塩)の付着した炉内構造物の交換はかなり厄介な作業であり、炉の運転コストを押し上げると予想される。

筆者らは燃料塩の連続化学処理を省いた、小型熔融塩炉 Fuji-II^{5,6)} および Fuji-12⁷⁾ を提案した。さらに半径方向に3領域からなる炉心を考案し^{8,9)}、炉寿命の30年間黒鉛減速材を交換せずに運転できる炉を提案した。これらの炉では、基本的には ORNL で確認されたプロセスを用いて、5~8年ごとに燃料塩をバッチ的に化学処理する。それでも CR=0.92~0.95 にできる。

本研究では半径方向にも軸方向にも3領域の炉心をもつ熔融塩炉(グループ内で FUJI-U3 と呼称)について、燃焼特性を明らかにする。この炉は CR≒1.0 であり¹⁰⁾、核燃料の立場からは自給自足炉(Self-Sustainable Reactor)となるので、始めに一定量の核分裂性ウラン(U_{fis})を用意すれば、その後は永久に運転を継続でき、ウラン資源の節約および Th 資源の有効活用には貢献すると考えられる。

II. 臨界特性

1. 炉の概略および主要寸法

本熔融塩炉の炉心構成の概略を Fig. 1 に、また、主要寸法を Table 1 に示す。炉は軸対称であり、炉の上半分と下半分は同形状とする。炉心部は炉心1、炉心2、炉心3よりなる。炉心部の外側には燃料塩流路と黒鉛反射体を置き、これらを厚さ5cmの Hastelloy-N 製炉容器に収納する。

炉出力は 200 MW_e(熱出力 450 MW_{th})とする。初期の燃料塩として、組成が LiF=71.76 mol%, BeF₂=16 mol%, ThF₄=12 mol%, ²³³UF₄=0.24 mol% の弗化物混合塩を用いる。ここで Li は ⁷Li 濃度が 99.995 mol% の濃縮リチウムである。1次ループ内の燃料塩体積は 38.8 m³(炉内 33.5 m³, 熱交換器・配管など 5.3 m³)である。炉入口と出口の温度差は 140 K であり、燃料塩は炉内、熱交換器・配管などを約55秒かけて1循する。

炉容器、ポンプ、熱交換器、配管など、燃料塩に触れる機器はすべて Hastelloy N で製作する。弗化物熔融塩の化学的な酸化還元電位を適切な範囲内に保つ限り、炉運転条件に近い強制対流下でも Hastelloy N の腐食の進行は微々たるもので(Corrosion rate = -2.5 mg/(cm²y), 約 -0.0028 mm/y)^{11,12)}、30年の使用に耐えらる。とされる。

炉寿命は30年とし、この間、黒鉛減速材は交換なしに用いる。電力需要に応じて負荷追従運転することとし平均負荷率を0.75とすれば、耐照射損傷の考察より、黒鉛減速材では 52 keV 以上の高速中性子束を 4.2×10^{13} [1/(cm²s)]以下に、また、Hastelloy N 製の炉容器では 0.8 MeV 以上の高速中性子束を 1.4×10^{11} [1/(cm²s)]以下に、1.0 eV 以下の熱中性子束を 7.0×10^{12} [1/(cm²s)]以下に抑えなければならない^{1,2)}。

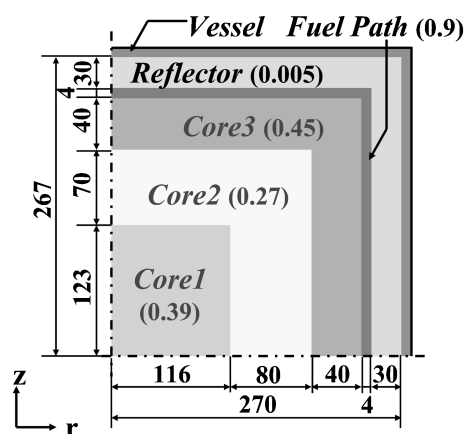


Fig. 1 Core configuration. The values in parentheses are the volume fraction of fuel salt

Table 1 Design parameters of the reactor

Output power	200 MW _e 450 MW _{th}
Thermal efficiency	44.4%
Reactor vessel	
Diameter/height (inner)	5.4 m/5.34 m
Core 1	
Radius/height (half)	1.16 m/1.23 m
Fuel volume fraction	39 vol%
Core 2	
Radius/height (half)	1.96 m/1.93 m
Fuel volume fraction	27 vol%
Core 3	
Radius/height (half)	2.36 m/2.33 m
Fuel volume fraction	45 vol%
Fuel path	
Width/Fuel volume fraction	0.04 m/90 vol%
Reflector	
Thickness/Fuel volume fraction	0.30 m/0.5 vol%
Effective multiplication factor (BOL)	1.016
Conversion ratio (BOL)	1.052
Temperature coefficient (BOL)	-3.1 × 10 ⁻⁵ dk/K
Fuel salt	
Composition	LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄ 71.76 16 12 0.24 mol%
Volume in reactor/primary loop	33.55 m ³ /38.82 m ³
In ventory in primary loop	
²³³ U	1.132 t
Th	56.38 t
Graphite	163.1 t

2. 臨界特性の計算法

炉の臨界特性は核解析コード SRAC 2006¹³⁾により求める。使用核データは JENDL3.3 である。まず、炉内の領域ごとに Fig. 2 のようなセルモデルを考え、PIJ ルーチンを適用して107群の格子計算を行い、これを縮約して30

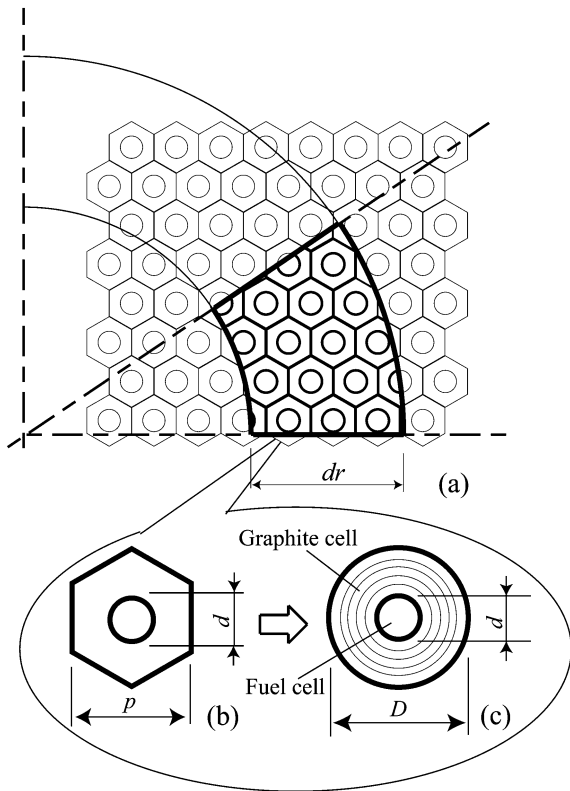


Fig. 2 Fuel cell model. Hexagonal graphite moderator and flow hole for fuel salt are modeled in a cylindrical geometry

群の断面積セット(高速24群+熱6群)を求める。次に Fig. 1 の体系を半径方向に83分割, 軸方向に77分割し, 領域ごとに求めた30群断面積セットを用い CITATION ルーチンを適用して拡散計算を行い, 炉内の中性子束分布, 熱発生率分布, 中性子の実効増倍係数, 燃料転換比などの特性値を求める。なお, 炉内温度は均一に 900 K とした。

炉心領域の格子計算では, Fig. 2(c) に示す円柱状のセルモデルを使用した。内径 d の内部が燃料塩, d の外部が黒鉛であり, セル外径 D は 20 cm である。 d は領域ごとに燃料塩体積率となるように決める。反射体領域の格子計算では厚さ 20 cm の板状セルモデルを使用した。

3. 臨界特性

運転初期(BOL)における炉心の特性は, Table 1 に示すように, 中性子実効増倍係数(K_{eff})が1.016, 燃料転換比(CR)が1.052, 炉反応度の温度係数(α_T)が -3.1×10^{-5} dk/K である。炉心の 52 keV 以上の高速中性子束の分布を Fig. 3, Fig. 4 に示す。Figure 3 は炉上下対称面上の分布であり Fig. 4 は炉中心軸上の分布である。本研究の炉心(FUJI-U3)では3領域炉心としたために, 高速中性子束分布は FUJI-II⁶⁾ および FUJI-12⁷⁾ の中性子束分布に比べて平坦であり, 最高値でも $\phi_G = 4.1 \times 10^{13}$ [1/(cm² s)] である。炉容器の中性子照射に関しては, 0.8 MeV 以上

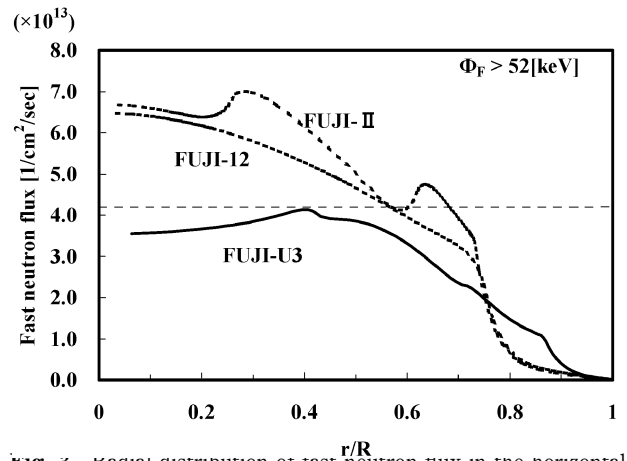


Fig. 3 Radial distribution of fast neutron flux in the horizontal plane at the center of the core

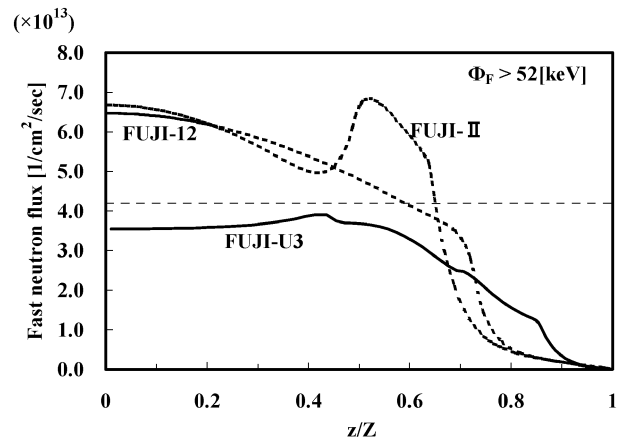


Fig. 4 Axial distribution of fast neutron flux at the center of the core

の高速中性子束の最高値が $\phi_{VF} = 1.3 \times 10^{11}$ [1/(cm² s)], 1.0 eV 以下の熱中性子束の最高値が $\phi_{VF} = 2.5 \times 10^{12}$ [1/(cm² s)] となった。いずれも本研究の照射制限値以下である。

III. 燃焼特性

1. 燃焼特性の計算法

核解析コード SRAC¹³⁾ と燃焼崩壊解析コード ORIGEN2¹⁴⁾ を併用して燃焼特性を求める。計算手順の概略を Fig. 5 に示す。①全出力運転に換算した日数(EFPD: Effective Full Power Days)で t EFPD だけ燃焼した後の燃料塩に, 補給燃料(LiF = 73 mol%, UF₄ = 27 mol% の弗化物混合塩)を加え(または差引き), ②新燃料塩とする。③この新燃料塩について, SRAC を用いて臨界計算を行い, 中性子の実効増倍係数(K_{eff}), 炉心1, 炉心2...など各領域の熱発生率を求める。さらに新燃料塩に含まれる核種のうち巨視的吸収断面積の大きい順に, アクチニド70核種, 核分裂生成物135核種を選び出し(合計205核種: 205核種の合計質量は燃焼初期で全生成核種質量の99.3%以上に相当し, 200 EFPD 以降で99.7%以上に相当

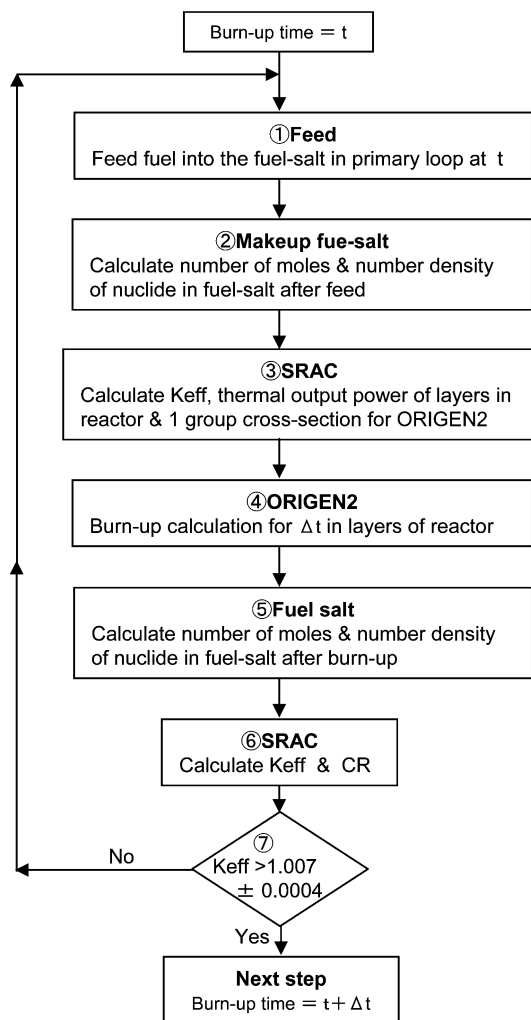


Fig. 5 Procedure for burn-up calculation

する), 炉心 1, 炉心 2...など領域ごとに107群の実効断面積を求め, これを1群断面積に縮約する。次に, 前の燃焼ステップ(($t-\Delta t$) EFPD \sim t EFPD)に用いた核断面積ファイル中の対応する205核種の断面積を, 新に求めた1群実効断面積に置き換えて現燃焼ステップ(t EFPD \sim ($t+\Delta t$) EFPD)に対するORIGEN2計算用の核データとする。④炉心1, 炉心2...などの各領域に燃料塩を配分し, 各々の領域ごとに t EFPDの増分 Δt EFPDだけ燃焼計算を遂行する。次に, ⑤燃焼後の各領域の燃料塩を混合・合算して燃焼後の燃料塩とする。⑥燃焼後の燃料塩について再びSRACにより臨界計算を行い K_{eff} および燃料転換比(CR)を求め, (運転初期を除いて)⑦ $K_{eff}=1.007\pm 0.0004$ の範囲に入るまで上述の計算操作を繰り返す。

本計算では, 運転初期に $\Delta t=0.1$ EFPDとし, 順次 Δt を0.9, 1.0, 2.0 EFPD.....のように増加させ, 燃焼100 EFPD以降は $\Delta t=25$ EFPDとした。また, H, He, Cl, Ar, Kr, Xe, Rnなどの核分裂生成ガスは, MSBRと同様に連続的に除去する。この場合においても核分裂生成ガスは黒鉛減速材の微細小孔に潜り込み, K_{eff} を低下させる。こ

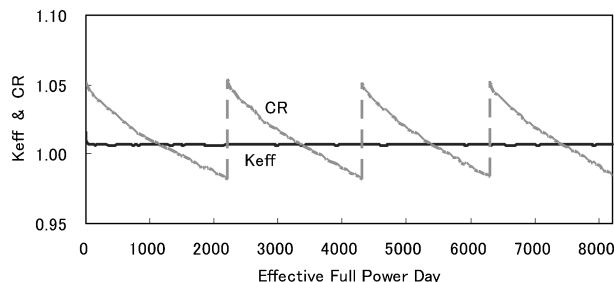


Fig. 6 Time behavior of multiplication factor and fuel conversion ratio

の K_{eff} 低下に対してはMSBR¹⁾の設計目標値0.5%を採用することとした。このほかに, 燃料塩の流動による K_{eff} の低下0.05%も加えて¹⁵⁾, 本研究では燃焼後の K_{eff} が 1.007 ± 0.0004 の範囲に入るようにした。なお, 補給燃料(LiF(73 mol%)-UF₄(27 mol%))中のUには, 後述する燃料塩化学処理において回収されるUを優先的に使用するが, 回収Uを使い尽くした後は新規に²³³Uを投入する。

燃焼が進むと燃料塩組成が変化する。本研究では50 EFPDごとに燃料塩の組成を調べ, 必要に応じてLiF, BeF₂または金属Be, ThF₄, F₂を補給して, 常に, ThF₄= 12.000 ± 0.001 mol%以内に, BeF₂= 16 ± 0.001 mol%以内に保つとともに, 燃料塩中の正イオンと負イオンの不一致による電気量が, 正イオン電荷の総和の0.03%以下となるようにした。

2. 燃料塩の化学処理

熔融塩炉を長期に渡り運転し続けると, 燃料塩中に核分裂生成物が増加し沈殿析出する恐れがある。また, 核分裂生成物の増加は中性子経済の悪化を引起しCRを低下させる。このような不都合を起こす前に, 燃料塩を化学処理する必要がある。本研究ではCRが0.98以上を目安として, 運転開始後2,200 EFPD, 4,300 EFPD, 6,300 EFPDに(平均で約7.5年ごとに)燃料塩を化学処理する。化学処理に際しては, LiF, BeF₂, ThF₄, UF₄はすべて回収し, 化学処理後に熔融塩炉に再装荷する燃料塩として使用し, 残りは炉運転中に必要となる補給燃料として使用する。不足する燃料塩成分は新規に投入する。なお, プロトアクチニウム(²³³Pa)は大半が半減期27.3日で²³³Uに壊変するので, 化学処理においてPaF₄はすべて回収し, 化学処理後に再スタートする炉の燃料塩に全量を再投入する。上記以外の核分裂・捕獲生成物はすべて燃料塩より取除いた。

3. 炉特性の経年変化

本熔融塩炉の燃焼特性を調べてみた。Figure 6に中性子の実効増倍係数(K_{eff})および燃料転換比(CR)の経年変化を示す。横軸は全出力運転に換算した日数(EFPD)であ

Table 2 Time behavior of the core characteristics

Operation period [EFPD]	k_{eff} [-]	CR [-]	α_T [dk/K]	ϕ_G [1/cm ² s] >52 keV	ϕ_V [1/cm ² s]	
					>0.8 MeV	<1.0 eV
0	1.0162	1.05	-3.1×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.3×10^{11}	2.5×10^{12}
2,200	1.0067	0.98	-2.4×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.3×10^{12}
2,200 s	1.0073	1.06	-3.0×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.4×10^{12}
4,300	1.0066	0.98	-2.4×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.3×10^{12}
4,300 s	1.0072	1.06	-3.0×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.4×10^{12}
6,300	1.0067	0.98	-2.5×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.3×10^{12}
6,300 s	1.0071	1.06	-3.0×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.4×10^{12}
8,213	1.0066	0.98	-2.5×10^{-5}	4.1×10^{13}	1.4×10^{11}	2.2×10^{12}

り、8,213 EFPD は負荷率0.75で運転30年に相当する。本研究の熔融塩炉は運転33日 (=25 EFPD) ごとに燃料補給を行うので、図に示すように30年の運転期間に渡り K_{eff} は1.0066~1.0162の範囲に保つことができる。また、CR もかなり高く維持でき、30年間の平均で $CR \doteq 1.01$ となった。すなわち、本熔融塩炉は自給自足炉 (Self sustainable reactor) であり、炉運転を続けても炉内の核分裂性ウラン (U_{fis}) は減少しない。

Table 2 に K_{eff} , CR, 反応度温度係数 (α_T) および中性子束 (ϕ) の経年変化を示す。左1列は全出力運転に換算した日数 (EFPD) であるが、0の行には初期炉心の特性値を、2,200, 4,300, 6,300, 8,213の各行には夫々の期間だけ燃焼した後の炉心特性値を示している。2,200 s, 4,300 s, 6,300 sの各行は、化学処理後の燃料塩を装荷した炉心の特性値である。 α_T は $-3.1 \sim -2.4 \times 10^{-5}$ [dk/K] の範囲にある。 α_T は核分裂生成物が炉内に蓄積するほど増える (正方向に向かう) 傾向にあるが、炉を安定的に制御可能な範囲にある^{16,17)}。中性子照射損傷に関連して、黒鉛減速材における52 keV以上の高速中性子束の最大値 (ϕ_G) は約 4.1×10^{13} [1/(cm² s)] である。また、炉容器内壁面における最大中性子束 (ϕ_V) のうち0.8 MeV以上の高速中性子束は $1.3 \sim 1.4 \times 10^{11}$ [1/(cm² s)] に、1.0 eV以下の熱中性子束は $2.2 \sim 2.5 \times 10^{12}$ [1/(cm² s)] となった。いずれも本研究の照射制限値以下であり、本研究の熔融塩炉は30年間の中性子照射に耐えることがわかる。

4. 核燃料および核反応生成物

Table 3 に主要重金属の収支を示す。出力200 MW_e、負荷率0.75で30年間運転し、運転2,200 EFPD, 4,300 EFPD, 6,300 EFPD後に(平均で約7.5年ごとに)燃料塩の化学処理を行う。核分裂性ウラン (U_{fis}) の初装荷量 (Initial inventory) は1.132 t、30年間の追加補給量 (Feed) は0.344 t、運転30年後の炉内残留量 (Final remaining amount) は1.505 tの結果を得た。ただし、²³³Pa は半減期27.3日で²³³Uに壊変するので、 U_{fis} の炉内残留量は ($U_{\text{fis}} + ^{233}\text{Pa}$) 量とした。これより U_{fis} の必要量は1.476 t (= 1.132 +

Table 3 Material balance of heavy metals in 30 years operation

	Th [t]	U_{fis} [t]	Pu [kg]	Am + Cm [g]	Np [kg]	Pa- ²³³ Pa [kg]
Initial inventory	56.3	1.132				
Feed in 30 years	4.3	0.344				
Final remaining amount	56.7	1.505	0.29	0.04	1.74	3.57

MA = 5.32 kg.

0.344), 増加量は29 kg (= 1.505 t - 1.476 t) である。この U_{fis} の増加量は約7.5年ごとの燃料塩化学処理における U_{fis} 損失を補うと考えられるので、本熔融塩炉は核燃料の立場より自給自足炉である。なお、30年間のPu生成量は0.29 kgと少ない。²³³Paを除くPa生成量は3.57 kg、Np生成量は1.74 kg、(Am + Cm)の生成量はわずか0.04 gである。これらを合計してマイナーアクチニド (MA) は、30年間に5.32 kg生成されることになる。

本熔融塩炉を30年間運転した後に炉内に存在する核分裂生成物は合計1,033 kgあり、このうちIII章1節の205核種以外の核種は0.463 kgである。主な核分裂生成物を**Table 4**に示す。核分裂生成物は、核分裂ガス、液体核分裂生成物および固体核分裂生成物に分類される。この中、核分裂ガスは燃料塩に対する溶解度が低いので、運転中に容易にHeガスバブリングにより燃料塩より分離できる。本計算では核分裂ガスを連続的にすべて燃料塩より除去するとしている。

液体核分裂生成物のうち3種の生成物の濃度は0.078 mol%となった。燃料塩に対する溶解度(1.0 mol%程度)に比較して十分に低く、3種生成物が沈殿析出することはない。3種以外の生成物の濃度は合計0.153 mol%となった。この程度の濃度であれば黒鉛や炉容器に対する化学的な悪影響はないと考えられる。

固体核分裂生成物は約165 kgである。固体生成物の大部分は1次系の配管中に設置したフィルターにより除去される。残りの生成物は1次系内の流路の壁面に沈殿付

Table 4 Fission & capture products in the fuel-salt after 30 years operation

1. Dissolvable components		
a) Three valence salts		
Nb	97.5 kg	0.0331 mol%
Ce	69.8 kg	0.0243 mol%
Pr	33.2 kg	0.0116 mol%
La	16.7 kg	0.0059 mol%
Pm	3.6 kg	0.0012 mol%
Y	3.4 kg	0.0019 mol%
Gd	0.5 kg	0.0002 mol%
	sub total	0.078 mol%
b) Stable salts except three valence		
Zr	107.0 kg	0.0563 mol%
Pa	22.2 kg	0.0047 mol%
Sm	13.6 kg	0.0045 mol%
Sr	7.9 kg	0.0043 mol%
Ba	8.6 kg	0.0031 mol%
Cs	3.4 kg	0.0012 mol%
Eu	1.8 kg	0.0006 mol%
	sub total	0.153 mol%
2. Undissolvable components		
Mo	78.8 kg	
Ru	29.6 kg	
Tc	18.0 kg	
Te	17.4 kg	
Rh	5.7 kg	
Pd	5.6 kg	
Se	3.2 kg	
	sub total	165 kg

着するが、燃料塩の流動を阻害するほど多くはない。

以上の結果より本研究の熔融塩炉では、30年間の運転中に核分裂生成物による重大障害は起きないと考えられる。

5. 出力 1 GW_e 当たりの燃料必要量および核反応生成物量

Table 5 に本熔融塩炉を30年間運転する場合について、出力 1 GW_e 当たりの燃料必要量および核反応生成物量を求め、1 GW_e 出力の BWR¹⁸⁾ と比較してみた。ただし、BWR は酸化ウラン燃料を用いるとし、負荷率の違いを考慮して運転期間を25.9年として計算した。

本熔融塩炉の ²³³U 初装荷量は出力 1 GW_e 当たりに 5.7 t (= 1.132 × 1,000/200) であり、BWR の ²³⁵U 初装荷量 3.6 t の1.6倍も多い。しかしながら、30年間の ²³³U 補給量は 1.7 t であり、炉寿命の30年間の ²³³U 必要量は 7.4 t (= 1.476 × 1,000/200) となる。BWR の25.9年間の ²³⁵U 必要量 24 t に比べ 1/3 以下である。

30年間の Pu 生成量は約 1.5 kg、マイナーアクチニド (MA = Am + Cm + Np + (Pa-²³³Pa)) の生成量は約 27 kg となった。BWR の Pu 生成量 5.08 t, MA 生成量 543 kg に比べて極めて少ないことがわかる。

Table 5 Production of uranium, plutonium and minor-actinide in 1 GW_e reactors

	MSR	BWR
Output power	1.0 GW _e	1.0 GW _e
Reactor operation time	30 y	25.9 y
Load factor	0.75	0.87
Time interval between chemical processing	7.5 y	1.1 y
U-fissile inventory & demand		
Initial inventory	5.7 t	3.6 t
Feed in operation time	1.7 t	20.4 t
Demand	7.4 t	24 t
Net production in operation time		
U-fissile	145 kg	-17.7 t
Pu-total	1.5 kg	5.08 t
Minor actinides	27 kg	543 kg

IV. 結 言

本研究の熔融塩炉は3領域の炉心で構成され、出力 200 MW_e (熱出力 450 MW_{th})、負荷率0.75であり、運転33日ごとに燃料補給されつつ30年間運転される。また、燃料塩は約7.5年(平均)ごとにバッチ的に化学処理される。本研究の主な結果を整理すると以下ようになる。

- (1) 炉寿命の30年間、黒鉛減速材の交換なしに運転できる。
- (2) 30年間の平均の燃料転換比は約1.01であり、自給自足炉である。すなわち、炉運転を続けても核分裂性ウランは減少しない。
- (3) ²³³U の初装荷量は 1.132 t, 30年間の追加補給量は 0.344 t であり、²³³U 必要量は 1.476 t となった。出力 1 GW_e 当たりに換算すると ²³³U 必要量は約 7.4 t となる。
- (4) 出力 1 GW_e 当たり30年間に生成される Pu は約 1.5 kg, MA は約 27 kg となった。BWR の生成量 5.08 t および 543 kg に比べて極めて少ない。

本研究を進めるに当たり、国際トリウム熔融塩フォーラムの古川和男氏、加藤義夫氏より有益な助言を頂いた。また、計算に際して本学大学院生 森本真市君の協力を得た。心より感謝の意を表します。

— 参考文献 —

- 1) R. C. Robertson, *Conceptual Design Study of a Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor*, ORNL-4541 (1970).
- 2) 熔融塩増殖炉研究専門委員会編, 熔融塩増殖炉(改訂増補版), 日本原子力学会 (1981).
- 3) Uri Gat, S. R. Daugherty, "The ultimate safe reactor," *Proc. 7th Miami Energy Conference*, Miami, USA, Dec. 10-12, 1985, 112 (1985).
- 4) L. Mathieu, D. Heuer, A. Billebaud *et al.*, "Proposal for a sim-

- plified thorium molten salt reactor,” *Proc. GLOBAL 2005*, Tsukuba, Japan, Oct. 9–13, 2005, N-428 (2005).
- 5) K. Furukawa, K. Minami, T. Oosawa *et al.*, “Design study of small molten salt fission power station suitable for coupling with accelerator molten salt breeder,” *Proc. 4th Int. Conf. on Emerging Nuclear Energy Systems*, Madrid, Spain, June 30–July 4, 1986, 235 (1986).
 - 6) 三田地紘史, 古川和男, 南 多善, 他, “小型熔融塩発電炉の核的特性,” 日本原子力学会誌, **32**[4], 377 (1990).
 - 7) 三田地紘史, 岡林大輔, 鈴木孝司, 他, “小型熔融塩炉の核特性の再評価,” 日本原子力学会誌, **42**[9], 936 (2000).
 - 8) K. Mitachi, T. Yamamoto, R. Yoshioka, “Performance of a 200 MWe Molten-Salt Reactor Operated in Thorium-Uranium Fuel-Cycle,” *Proc. GLOBAL 2005*, Tsukuba, Japan, Oct. 9–13, 2005, N-089 (2005).
 - 9) K. Mitachi, T. Yamamoto, R. Yoshioka, “Three-region core design for 200-MW (electric) molten-salt reactor with thorium-uranium fuel,” *Nucl. Technol.*, **158**[3], 348 (2007).
 - 10) 三田地紘史, 山本高久, 杉本哲也, “燃料自給自足型トリウム熔融塩炉の特性,” 日本原子力学会「2007春の年会」要旨集, D02 (2007).
 - 11) J. R. Engel, W. R. Grims, H. F. Bauman *et al.*, *Conceptual Design Characteristics of a Denatured Molten-salt Reactor with Once-through Fueling*, ORNL-TM7207 (1980).
 - 12) K. Furukawa, K. Mitachi, Y. Kato, “Small molten-salt reactors with a rational thorium fuel-cycle,” *Nucl. Eng. Des.*, **136**, 157 (1992).
 - 13) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko *et al.*, *SRAC2006: A Comprehensive Neutronics Calculation Code System*, JAERI-Data/Code2007-004 (2007).
 - 14) A. G. Croff, *et al.*, *ORIGEN: Isotope Generation & Depletion Code*, ORNL-TM7175 (1980).
 - 15) 三田地紘史, 山本高久, 鈴木孝司, 他, “流れと温度分布を考慮した熔融塩炉の定常炉心特性,” 日本原子力学会和文論文誌, **2**[4], 400 (2003).
 - 16) 山本高久, 三田地紘史, 西尾正寿, “3領域炉心熔融塩炉の非定常特性 —負荷追従性の検討—,” *Therm. Sci. Eng.*, **15** [2], 75 (2007).
 - 17) 石原淳士, 山本高久, 三田地紘史, “燃料塩流量操作による3炉心熔融塩炉の出力制御に関する研究,” 日本原子力学会「2007春の年会」要旨集, D01, (2007).
 - 18) K. Hida, Y. Ando, R. Yoshioka, “Transmutation of Minor Actinides in Boiling Water Reactors,” *Proc. Design & Safety of Advanced Nuclear Power Plants’92*, Tokyo, Japan, Oct. 25–29, 1992, N-P3 (1992).