

3 領域炉心熔融塩炉の非定常特性 —負荷追従性の検討—

山本 高久[†] 三田地 紘史[†] 西尾 正寿[†]

Unsteady Characteristics of Three-Core Molten Salt Reactor —A Study on Load-Following Capability—

Takahisa YAMAMOTO[†] Koshi MITACHI[†] and Masatoshi NISHIO[†]

Abstract

Numerical analysis has been performed for load-following capability of a 465 MWth Three-Core Molten Salt Reactor (MSR). "Reactor-slaved-to-turbine control technique" is adopted for reactor control. As for this control technique, a turbine is controlled by a speed regulator of a generator, and subsequently the reactor is controlled so as to follow the turbine output. In this study, the turbine power is rapidly changed in a range of 50-150% of the rated power. Then transient characteristics of fuel salt and graphite temperatures, neutron fluxes, delayed neutron precursors, and reactor output are calculated. The analysis result shows that the reactor output is capable of following the turbine power in the range of the turbine output of 50-150%.

Key Words: *Molten salt reactor; Load-following capability; Fuel salt flow; Nuclear fission reaction*

1 緒言

第4世代原子炉コンセプト(GENE-IV)では、6つの次世代型原子炉が取り上げられているが、その中の一つに液体核燃料(熔融フッ化物塩に核燃料を溶解させたもの。以後、燃料塩と呼ぶ)を用いる熔融塩炉がある[1]。これまでの熔融塩炉の研究では、主に炉の概略設計が進められてきた。アメリカ・オークリッジ国立研究所では Molten Salt Reactor Experiments (MSRE)を行い、そこで得られた知見を基に熔融塩増殖炉(Molten Salt Breeder Reactor, MSBR)の概略設計を行っている[2-5]。MSBRは核燃料の増殖を目的としたもので、黒鉛減速材の交換は4年毎、燃料増倍期間は22年としている。我が国においては、古川らが MSBR よりも炉の小型化ならびに長寿命化を図った小型熔融塩炉 Fuji-II の概略設計を行っている[6,7]。Fuji-IIは黒鉛減速材の交換無しで25年(負荷率50%)におよぶ長期運転を可能としている。他方、

著者らは、熔融塩炉の炉心を複数の領域に分割し、各炉心領域での燃料塩体積率を操作することにより、炉内の中性子束分布を平坦化することを考えた。そして、3領域から成る炉心を有する3領域炉心熔融塩炉を新たに概略設計し、黒鉛減速材を無交換で30年にわたる長期運転の可能性を示した[8,9]。

このようにこれまでの研究では、熔融塩炉の概略設計が行われ、炉の初期臨界特性や燃焼特性が示されている。しかし、炉の非定常特性、ひいては炉の安全性ならびに炉制御性について検討した研究報告は殆ど為されていない。新型炉である熔融塩炉の実現のためには、非定常解析を行い、概略設計を行った炉の安全性、炉制御性を明らかにしておく事は必要不可欠である。そこで著者らは先報において、熔融塩炉に特化した非定常解析モデルを作成した[10]。この解析モデルでは、燃料塩流動についての連続の式、運動量保存式、燃料塩と黒鉛減速材についてのエネルギー式、中性子束の2群拡散方程式、6群遅

受付日: 2006年3月13日, 第43回日本伝熱シンポジウムより受付, 担当エディター: 河村 洋

[†] 豊橋技術科学大学 工学部, 機械システム工学系 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘1-1)

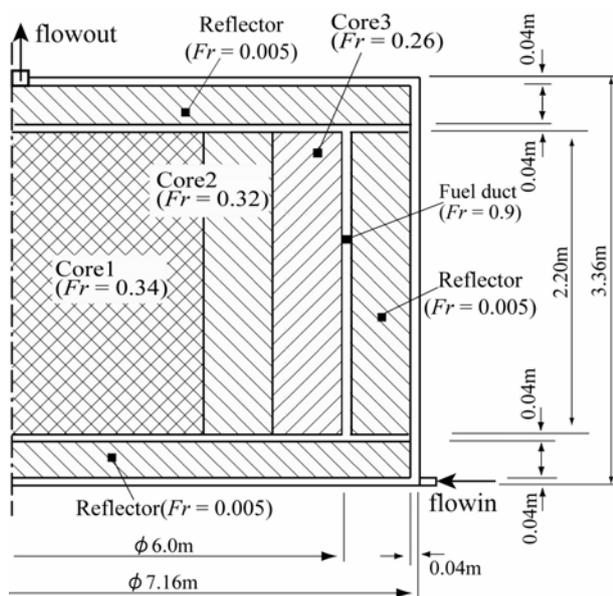


Fig. 1 Schematic drawing of 3-Core Molten Salt Reactor.

Table 1 Main features of 3-Core Molten Salt Reactor.

Thermal output (rated power)	465 MWth
Fuel salt composition	
LiF	71.76 mol%
BeF ₂	16.0
ThF ₄	12.0
²³³ UF ₄	0.24
Fuel salt volume	
Reactor	23.0 m ³
External loop	5.3 m ³
Graphite volume	106.2 m ³
Fuel salt inflow rate	0.735 m ³ /s
Fuel salt temp. (rated power)	
Inlet	833 K
Outlet	973 K
External loop transit time,	38.54 s
Neutron multiplication factor	1.0186
Temperature coefficient of reactivity	-2.19 × 10 ⁻⁵ /K

発中性子先行核の輸送方程式から成る。熔融塩炉では、中性子発生源である遅発中性子先行核が炉内を移動し、この移動が炉心特性に影響を及ぼすが、作成した解析モデルでは、熱流動と核分裂反応とを連成させることにより、その影響を詳細に評価できるようになっている。この解析モデルを用い、熔融塩炉の定格時の定常炉心特性を解析したところ、(1)遅発中性子先行核、その中でも寿命の長い先行核群ほど燃料塩流れの影響を受けて下流へと流される、(2)燃料塩流れを考慮した定格運転時の実効増倍係数は、

考慮していない既往の結果に比べて 0.2%程度低い、等の基礎炉心特性を明らかにした[11]。本報では 3 炉心熔融塩炉を対象に非定常炉心解析を行い、炉の負荷追従性、ひいては炉の安全性および炉制御性の検討を目的とした。

2 3 領域炉心熔融塩炉

本報で解析対象とした直径 7.16 m、高さ 3.36 m、定格熱出力 $P_0=465$ MWth の 3 領域炉心熔融塩炉の概略図を図 1 に、炉の諸元を表 1 に示す。炉容器内は黒鉛減速材が密に配置されている簡略な構造をしており、単位体積あたりに占める燃料塩の割合(以後、燃料塩体積率 Fr)が異なる 5 領域から構成されている。核分裂反応が活発に生じる炉心 1($Fr=0.34$)、炉心 2($Fr=0.32$)、炉心 3($Fr=0.26$)、燃料塩をスムーズに流すための燃料塩ダクト($Fr=0.9$)、炉心からの中性子漏洩を防ぐ黒鉛反射体($Fr=0.005$)である。炉心領域の黒鉛減速材は、図 2(b)に示すような黒鉛六角柱より構成される。各々の黒鉛六角柱は等価直径 $D=20$ cm として概略設計されており[8,9]、これから燃料塩体積率を用いて逆算すると燃料塩流路の直径および燃料塩と黒鉛減速材との単位体積当りの伝熱面積を算出することができる。燃料塩流路直径および単位体積当りの伝熱面積の各データを表 2 にまとめる。表中にあるように燃料塩直径はそれぞれ炉心 1 では $d=11.7$ cm、炉心 2 では $d=11.3$ cm、炉心 3 では $d=10.2$ cm となる。また、この空洞部は細管で六角柱周辺と連結されており、燃料塩は条件に応じて空洞部から六角柱周辺に流れ、さらに六角柱周辺の隙間を通過して炉の半径方向にも流動する。黒鉛減速材ならびに燃料塩ダクトは図 3(b)に示すような平板形状をしている。黒鉛反射体では厚み $D=20$ cm、幅 $d=0.1$ cm である。一方、燃料塩ダクトでは $D=4$ cm、 $d=3.6$ cm であり、当該領域の殆どが燃料塩に占められている構造をしている。

定格運転時、燃料塩は炉下部から 833 K、0.735 m³/s で流入する。そして燃料塩ダクトや黒鉛減速材に設けられた燃料塩流路を、核分裂反応、熱発生を伴いつつ上方へと流れ、炉上部の流出口より 1 次系配管に流出する。流出した燃料塩は、循環ポンプにより昇圧され、熱交換器での除熱を経て、38.5 秒後に再び炉下部の燃料塩流入口へと導かれる。

負荷追従性を検討するにあたり、本研究では炉の制御方式に、加圧水型軽水炉(PWR)にて採用されて

いるタービン優先方式を適用した。この方式では蒸気タービン系の負荷の変動に対し、燃料塩の負の反応度温度係数を利用して炉出力が自律的に負荷追従する。そこで本報では、定格運転時の3炉心領域熔融塩炉に、極めて大きな負荷変動をステップ入力した際の非定常解析を行った。

3 数値解析モデル

熔融塩炉内は、図2(a)および図3(a)に示すように、燃料塩流路を有する六角柱状ならびに平板状の黒鉛減速材が挿入されている。本解析モデルでは、図1に示す炉全体を2次元円筒座標系のもと、半径方向に32分割、軸方向に64分割した。そして、得られた計算セルにおいて後述する支配方程式を考えた。燃料塩流動および伝熱計算では、各炉心領域の燃料塩体積率、黒鉛減速材の幾何形状を考慮した。他方、核解析では幾何形状は考慮せず、燃料塩、黒鉛減速材は計算セル内で均質に分布しているとして扱った。詳細は以下の通りである。

3.1 燃料塩流動の解析モデル

燃料塩は図1に示した燃料塩ダクトや図2(a)および図3(a)に示した黒鉛減速材に設けられた燃料塩流路を流れる。また、熔融塩炉の炉心領域上面と下面にはオリフィスが挿入されており、炉内各領域を流れる燃料塩流量が調整される。これは、核分裂反応が活発で、熱発生が顕著な箇所に重点的に燃料塩を流し、除熱するためである。燃料塩の流動解析にはこのような燃料塩流路内の管摩擦やオリフィスの圧力損失を考慮した以下の連続の式、運動量保存方程式を考えた。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial(ru)}{\partial r} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

$$\rho_F \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial r} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = B_r - \frac{\partial p}{\partial r} \quad (2)$$

$$\rho_F \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial r} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = B_z - \frac{\partial p}{\partial z} \quad (3)$$

ここで、 r 、 z は半径方向、軸方向距離を、 u 、 w は各方向の速度をそれぞれ表している。また、 ρ_F は燃料塩密度であり、燃料塩温度 T_F を用いて次式で計算される。

$$\rho_F = 3494 - 0.688T_F \quad (4)$$

式(2)、(3)中の B_r 、 B_z は物体項であり、黒鉛減速材に設けられた燃料塩流路を流れる際の管摩擦等による圧力損失が含まれる。本解析では Darcy-Weisbach

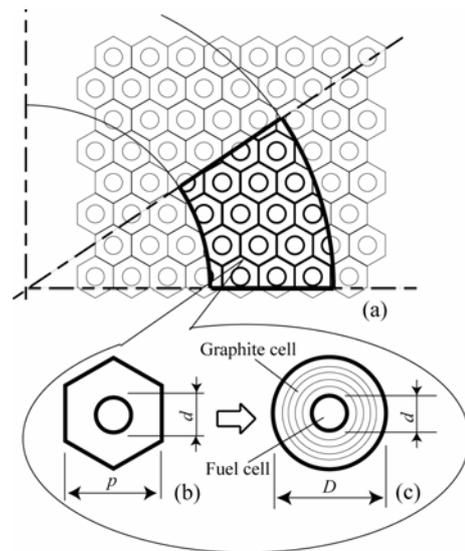


Fig. 2 Configuration of Core1, Core2 and Core3.

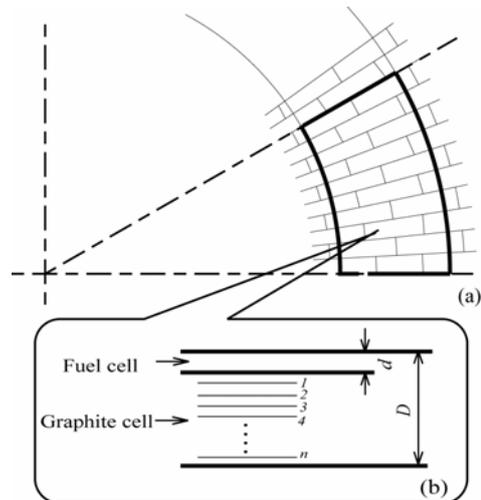


Fig. 3 Configuration of fuel duct and graphite reflector.

の式より算出した[10,12].

3.2 伝熱解析モデル

熔融塩炉の伝熱解析では、燃料塩流動による対流熱伝達、黒鉛減速材内の熱伝導、そして燃料塩と黒鉛減速材との熱交換といった異なる伝熱形態を同時に考慮する必要がある。対流熱伝達および熱伝導については以下に示す支配方程式を考え、燃料塩温度 T_F 及び黒鉛減速材温度 T_G を解析した。

$$\rho_F c_F \left(\frac{\partial T_F}{\partial t} + u \frac{\partial T_F}{\partial r} + w \frac{\partial T_F}{\partial z} \right) = \kappa_F \nabla^2 T_F + q_F + \frac{q_{GF}}{Fr} \quad (5)$$

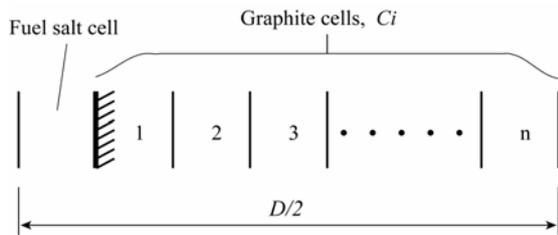


Fig. 4 Calculation cell of graphite.

Table 2 Dimensions of cells.

	Core1	Core2	Core3	Fuel duct	Reflector
Geometry	cylinder	cylinder	cylinder	plate	plate
FR, -	0.34	0.32	0.26	0.9	0.005
D, m	0.2	0.2	0.2	0.04	0.2
d, m	0.117	0.113	0.102	0.036	0.001
S, 1/m	11.66	11.31	10.20	100	5.0

$$\rho_G c_G \frac{\partial T_G}{\partial t} = \kappa_G \nabla^2 T_G + q_G - \frac{q_{GF}}{1 - F_r} \quad (6)$$

ここで添え字 F , は G それぞれ燃料塩, 黒鉛減速材を意味しており, q は熱発生量, κ は熱伝達率, q_{GF} は燃料塩と黒鉛減速材の間の熱交換量を表す.

熱発生量 q_F , q_G は以下のように求めた. 核分裂反応により発生するエネルギー q_{Total} は, 核分裂反応当たりの発熱量と後述する高速中性子束 ψ および熱中性子束 ϕ を用いて次式のように表される.

$$q_{Total} = \varepsilon (\Sigma_{f1} \psi + \Sigma_{f2} \phi) \quad (7)$$

ここで, ε は核分裂発生当りの熱発生量 Σ_{f1} , Σ_{f2} は核分裂断面積である. この q_{Total} のうち, 90% は核分裂破片の運動エネルギーとして, また, 残り 10% は高速中性子の運動エネルギー及び γ 線エネルギーとして現れることが知られている[13]. 核分裂破片の運動エネルギーは核分裂反応位置で即座に熱に変換される. 他方, 高速中性子および γ 線には透過性があるため, これらの持つエネルギーは核分裂反応位置を中心に主に黒鉛減速材中に広く分散して熱になる. 以上より, 本解析モデルでは燃料塩および黒鉛減速材の熱発生率を, 燃料塩体積率を考慮して次式で求めた.

$$q_F = \varepsilon (\Sigma_{f1} \psi + \Sigma_{f2} \phi) \left(\frac{0.9}{F_r} + 0.1 \right) \quad (8)$$

$$q_G = 0.1 \varepsilon (\Sigma_{f1} \psi + \Sigma_{f2} \phi) \quad (9)$$

式(6)より計算格子毎の平均の黒鉛減速材温度が得ることができるが, 実際の黒鉛減速材内部は, 燃料塩に接する箇所の温度が局所的に低い温度分布が

形成されている. そのため黒鉛熱交換量 q_{GF} を求めるにはこの温度分布を考慮することが望ましい. 本解析では, まず, 図 2(a)あるいは図 3(a)に示す複数の黒鉛六角柱から成る円環要素を, 炉心領域では円柱セル, 燃料塩ダクト, 反射体では平板セルで代表させる. そして, これらセルの黒鉛部分について, 図 4 ならびに表 2 に示す一次元系を考え, 対流熱伝達境界条件の下, 以下の熱伝導方程式を解いた.

$$\rho_G c_G \frac{\partial T_C}{\partial t} = \kappa_G \nabla^2 T_C + q_G + q_{CND} \quad (10)$$

ここで T_C は図 4 の黒鉛部分を分割した微小領域の温度である. q_{CND} は熱伝導により周囲から流入する黒鉛単位体積当りの伝熱量であり, 式(6)の右辺第 1 項を基に算出する. こうして得られた黒鉛内の温度分布より, q_{GF} は次のように求められる.

$$q_{GF} = \frac{S}{1/h + b_{C1}/2\kappa_G} (T_{C1} - T_F) \quad (11)$$

ここで, S は円環要素の単位体積あたりの熱伝達面積である. b_{C1} および T_{C1} は図 4 の微小領域うち, 燃料塩流路に面する黒鉛部分の幅と温度である. 熱伝達率 h は対象としている計算セルでの燃料塩流れが層流あるいは乱流に応じて, Hausen の式, Dittus-Boelter の式により求めた[14].

$$Nu = 3.65 + \frac{0.0668(d/l) \text{Re} \cdot \text{Pr}}{1 + 0.04\{(d/l) \text{Re} \cdot \text{Pr}\}^{2/3}}, \quad \text{Re} < 2300 \quad (12)$$

$$Nu = 0.023 \cdot \text{Re}^{0.8} \cdot \text{Pr}^{0.4}, \quad \text{Re} \geq 2300 \quad (13)$$

Nu はヌセルト数, Re はレイノルズ数, Pr は燃料塩のプラントル数であり, d は流路の等価直径, l は流路の長さである. 伝熱解析においては, まず, 式(5), (6)より各計算格子の燃料塩温度 T_F , 黒鉛減速材温度 T_G , 発熱量 q_F , q_G , 熱伝導により周囲から流入する黒鉛単位体積当りの伝熱量 q_{CND} を求める. これら算出した値を元に式(10)を解き, 黒鉛セル温度 T_C の分布を求める. 以上の計算により黒鉛と燃料塩との熱交換量 q_{GF} が式(11)より決定される. これを式(6)に代入して計算格子の黒鉛温度 T_G を再計算する. 本研究では上記の計算を, 各計算格子にて黒鉛減速材温度 T_G と黒鉛セルの平均温度 \bar{T}_c がバランスするまで反復し, 各時刻における温度場の収束値を求めた.

境界条件は炉容器内面で断熱と仮定した. このとき核分裂反応により発生する熱は燃料塩によってのみ原子炉外に輸送されることになる. 解析に用いた燃料塩, 黒鉛減速材の物性値を表 3 に示す.

Table 3 Thermal properties of fuel salt and graphite moderator.

	Fuel salt	Graphite
ρ [kg/m ³]	Eq. 4	1840
c [J/kg/K]	1357	1760
λ [W/m/K]	1.20	31.2
μ [Pa s]	9.84×10^{-3}	-
Boiling point [K]	1798	-
Solidifying point [K]	772	-

Table 4 Fractions of delayed neutron precursors β_i and decay constant λ_i .

Group No.	β_i [$\times 10^{-4}$]	λ_i [1/s]
1	2.58	0.0129
2	6.96	0.0347
3	5.46	0.119
4	10.9	0.288
5	3.59	0.805
6	1.26	2.47

3.3 核解析モデル

核解析に際しては、中性子を運動エネルギー1.855 eV を境界値として2群に分割し、また、遅発中性子先行核は半減期により6群に分けて扱った。表4は各先行核群の崩壊定数 λ_i および収率 β_i をまとめたものである。高速中性子束 ψ と熱中性子束 ϕ に対する2群拡散方程式及び、1-6群遅発中性子先行核密度 $C_i(i=1-6)$ に対する輸送方程式は以下のように表される。

$$\frac{1}{v_1} \frac{\partial \psi}{\partial t} = D_1 \nabla^2 \psi - (\Sigma_{a1} + \Sigma_{12}) \psi + (1 - \bar{\beta}) \frac{\nu}{k_{eff}} (\Sigma_{f1} \psi + \Sigma_{f2} \phi) + \bar{\lambda} C \quad (14)$$

$$\frac{1}{v_2} \frac{\partial \phi}{\partial t} = D_2 \nabla^2 \phi - \Sigma_{a2} \phi + \Sigma_{12} \psi \quad (15)$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} + u \frac{\partial C_i}{\partial r} + w \frac{\partial C_i}{\partial z} = \beta_i \frac{\nu}{k_{eff}} (\Sigma_{f1} \psi + \Sigma_{f2} \phi) - \lambda_i C_i \quad (16)$$

式中の発生中性子数 ν 、先行核の収率 β_i 、崩壊定数 λ_i 、吸収断面積 Σ_{a1} 、 Σ_{a2} 、核分裂断面積 Σ_{f1} 、 Σ_{f2} 、拡散係数 D_1 、 D_2 、中性子速度 v_1 、 v_2 等の核データにはJENDL3.3を使用した。以上の核データは図2(a)および図3(a)の円環要素における平均の燃料塩温度 T_F および黒鉛減速材温度 T_G に依存して変化する。このため、炉心については図2(b)のセルと等価な図2(c)のセルに

対して、燃料塩ダクト、黒鉛反射体については図3(b)のセルに対して、 T_F 、 T_G の予想変化範囲を予め求めて数表化しておく。数値解析に際してはこの数表値を補間して T_F 、 T_G に対応する値を算出し、上式に適用した。

中性子束の境界条件は、図1の炉容器表面において $\psi=0$ 、 $\phi=0$ とした。炉容器下部の流入口に供給される燃料塩中の遅発中性子先行核密度 $C_{i,in}$ は、流出口より出される先行核密度 $C_{i,out}$ 、先行核の崩壊定数 λ_i および1次系外部ループ滞在時間 τ_{loop} を用いて算出した。

$$C_{i,in} = C_{i,out} \exp(-\lambda_i \cdot \tau_{loop}) \quad (17)$$

各支配方程式(5)、(6)、(14)–(16)は、図2(a)、3(a)の太線で囲まれた円環状の計算格子を考え、燃料塩体積率および表2の燃料塩流路徑を考慮しつつ離散化を行った。対流項にハイブリッド法、拡散項に中心差分法、時間項に完全陰解法を適用し、圧力-速度補正にはPatankarのSIMPLE法を適用した[15,16]。そしてSOR法により繰り返し計算を行い、各時刻における収束解を求めた。その他、解析手法の詳細については文献[10]を参照されたい。

3.4 解析手順

本研究では、熔融塩炉の制御方法にPWRにて採用されているタービン優先方式を適用した。まず、熱出力 $P_0=465$ MW、燃料塩流入量 $V_0=0.735$ m³/sの定格運転時における燃料塩速度ならびに炉内温度、中性子束、遅発中性子先行核分布を求める。次いで、炉内の燃料塩速度場はそのままに、時刻0秒において、1次系熱交換器での除熱量(Q_c)をステップ状に変化させ、非定常解析を開始する。このとき、炉下部の流入口に供給される燃料塩温度 $T_{F,in}$ は、燃料塩の比熱 C_F 、流出温度 $T_{F,out}$ 、除熱量 Q_c 等を用いて次式で算出される。

$$T_{F,in} = T_{F,out} - Q_c / \rho \cdot V_0 \cdot c_F \quad (18)$$

解析に際しては、燃料塩の流入温度は一定値として与えるのではなく、各時刻において上式より算出する。従って、燃料塩の流入温度は常に変動することになる。本報では、以上の手順を経て蒸気タービン系の負荷変動を模擬した。次節では、時刻0秒でステップ状に除熱量を定格出力運転基準(Q_c/P_0)で50、75、125、150%に変化させたときの炉内温度、中性子束、遅発中性子先行核、熱発生量等の炉心パラメータの経時変化を10,000秒に亘って追跡した結果を示す。

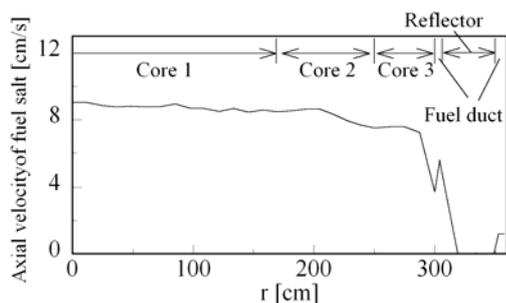


Fig. 5 z-direction velocity ($z=1.4$ m).

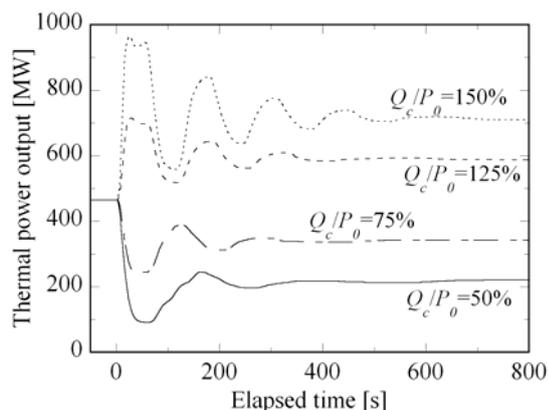


Fig. 6 Time changes of heat generated by fission reaction.

4 解析結果および考察

図5は定格運転時，上下対象面上($z=1.4$ m)の燃料塩の z 方向速度分布を示す．炉心領域ではほぼ様な流れ場が形成されている．一方，反射体領域では殆ど燃料塩が流れていない．反射体の燃料塩体積率が0.005と僅かである事，また，当該領域での熱発生が炉心領域と比べて極めて小さい事に起因している．なお，これ以降に示す解析結果は，この速度分布を用いて得られたものである．

図6は各除熱量操作条件における核分裂反応による熱発生量の経時変化を示したものである．何れの条件においても熱発生量は，解析開始直後に大きく振動するが，発散することなく，最終には設定した除熱量の値に収束した．熱発生量の収束性，安定性を検討するために整定時間(対象としているパラメーターの値が，最終値の $\pm 5\%$ の範囲に収まるのに要する時間)を用いて本解析結果を評価すると，最も収束するのに時間を要した除熱量 $Q_c/P_0=50\%$ の条件でも957秒である事が確認された．なお，このときの熱発生量の最終値は232.5 MWであり，この数値は定格出力 $P_0=465$ MWの50%の値と合致する．

図7は各除熱量操作条件の炉出入口における燃料塩温度，また，炉中央における燃料塩および黒鉛減速材温度の経時変化を示す．入口温度は，操作直後に大きく振動するが，その振動は時間が経過するにつれて小さくなり，最終的には定格運転時の入口温度である833 K(本解析の初期条件に相当)付近に収束する．出口温度は操作直後，入口温度と同様に振動するが，時間の経過とともに $Q_c/P_0=50\%$, 75% では緩やかな減少， $Q_c/P_0=125\%$, 150% では緩やかな上昇に転じ，最終には入口温度と除熱量および式(18)から逆算して求められる燃料塩出口温度に収束した．出口温度および入口温度の整定時間をみると， $Q_c/P_0=150\%$ のときが最も長く，それぞれ147秒(初期値/最終値，973/1046[K])，429秒(833/836[K])であった．また， $Q_c/P_0=75\%$, 125% の条件では温度の変化範囲は極めて小さく，最終値の $\pm 5\%$ の範囲から外れるような温度上昇，温度降下は生じないことが確認された．炉中央における黒鉛減速材温度では，振動は生じず，単調に増加ないし減少した．これは黒鉛減速材が有する大きな熱容量に起因する．黒鉛減速材温度の整定時間は，燃料塩温度のそれよりも長く， $Q_c/P_0=50\%$ で726秒(初期値/最終値，973/908[K])であった．ここで除熱量操作 $Q_c/P_0=150\%$ の炉入口温度の経時変化に着目すると，除熱量操作後約50秒経過した時点で，一時的に燃料塩の凝固点(772 K)を下回ることが明らかになった．本結果は，燃料塩の負の反応度温度係数を利用した炉制御のみでは炉入口付近で燃料塩の凝固が発生し，ひいては炉が停止してしまうことを示唆している．除熱量操作 $Q_c/P_0=150\%$ では，制御棒操作等の他の炉制御方法と組み合わせ，炉の入り口温度を上昇させるような制御が必要と考えられる．

図8は各除熱量操作条件における炉中央部での高速および熱中性子束の経時変化を示す．高速ならびに熱中性子束ともに熱発生量と同様に除熱量操作後に大きく振動するが，その後，発散することなく，新たな定常状態に達する．また，中性子束の経時変化は，熱発生量の経時変化の傾向(図6)とほぼ一致している． $Q_c/P_0=50\%$ が新たな定常状態に達するのに最も時間を要し，高速群の整定時間は957秒(初期値/最終値， $1.32 \times 10^{14}/6.29 \times 10^{13}$ [1/cm²/s])，熱群は712秒($3.90 \times 10^{13}/1.83 \times 10^{13}$ [1/cm²/s])であった．

先行核寿命が最も長い1群と最も短い6群先行核密度の炉中央部における経時変化を図9に示す．両先行核ともに操作直後に振動し，その後，新たな定

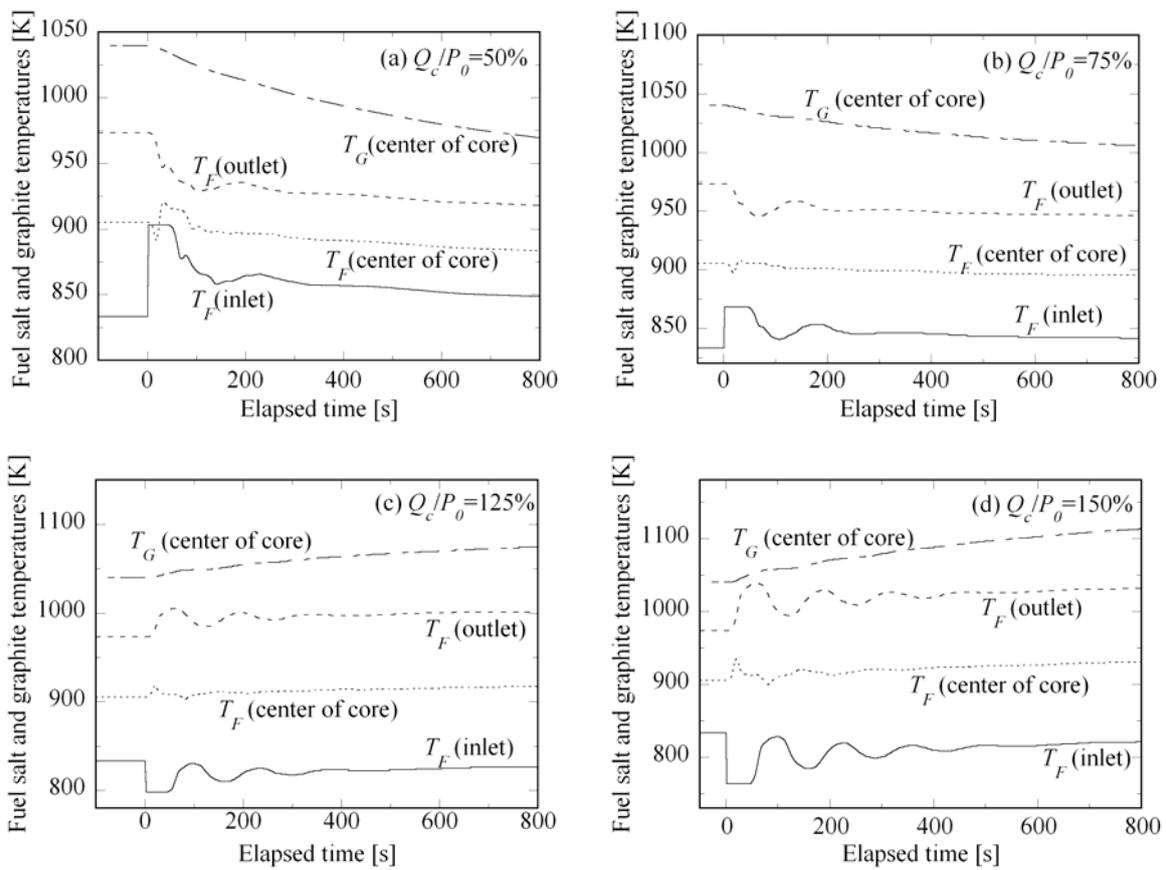


Fig. 7 Time changes of fuel salt and graphite temperatures.

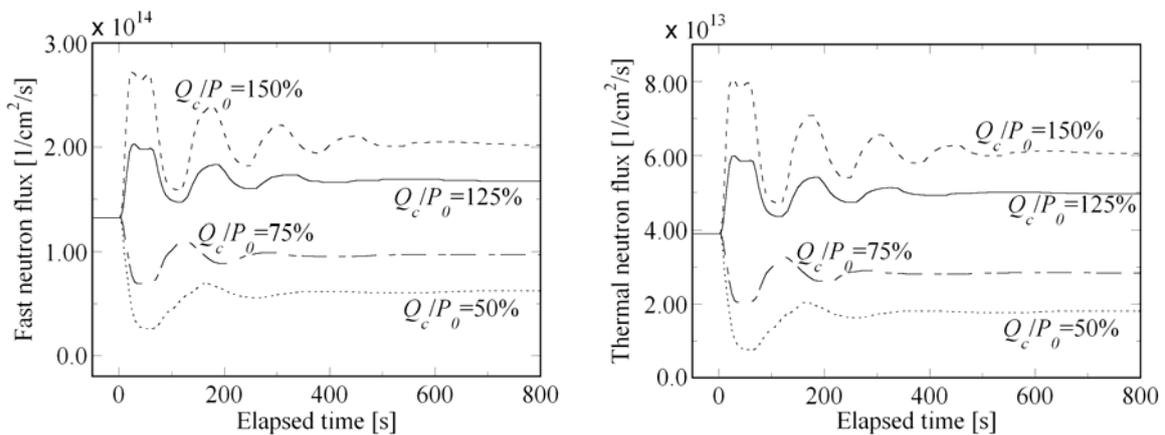


Fig. 8 Time changes of fast and thermal neutron fluxes.

常状態に達する。6群遅発中性子先行核は、熱発生量、中性子束とほぼ相似な経時変化を示すが、1群先行核ではその傾向は確認されなかった。これは、表4に示すように1群先行核は先行核寿命が最も長く、燃料塩の流れの影響を大きく受ける事に起因する。整定時間は1群、6群遅発中性子先行核ともに $Q_c/P_0=50\%$ の条件で最も長く、それぞれ 1048 秒(初期値/最終値, $1.21 \times 10^{10} / 5.74 \times 10^9$ [$1/\text{cm}^3$]), 966 秒(7.68

$\times 10^7 / 3.67 \times 10^7$ [$1/\text{cm}^3$])であった。

以上の解析結果より得られた各炉心パラメーターの整定時間を表5にまとめる。全ての炉心パラメーターは遅くとも 1050 秒以内には収束し、新たな定常状態に至ることが明らかになった。この結果より、タービン優先方式を採用した3炉心熔融塩炉の炉制御は、十分な負荷追従性および安定性を有するといえる。

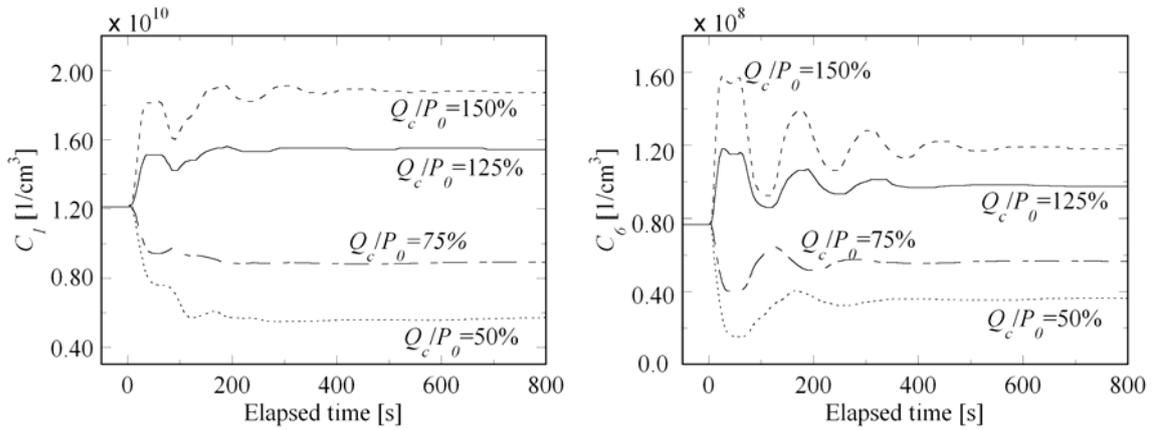
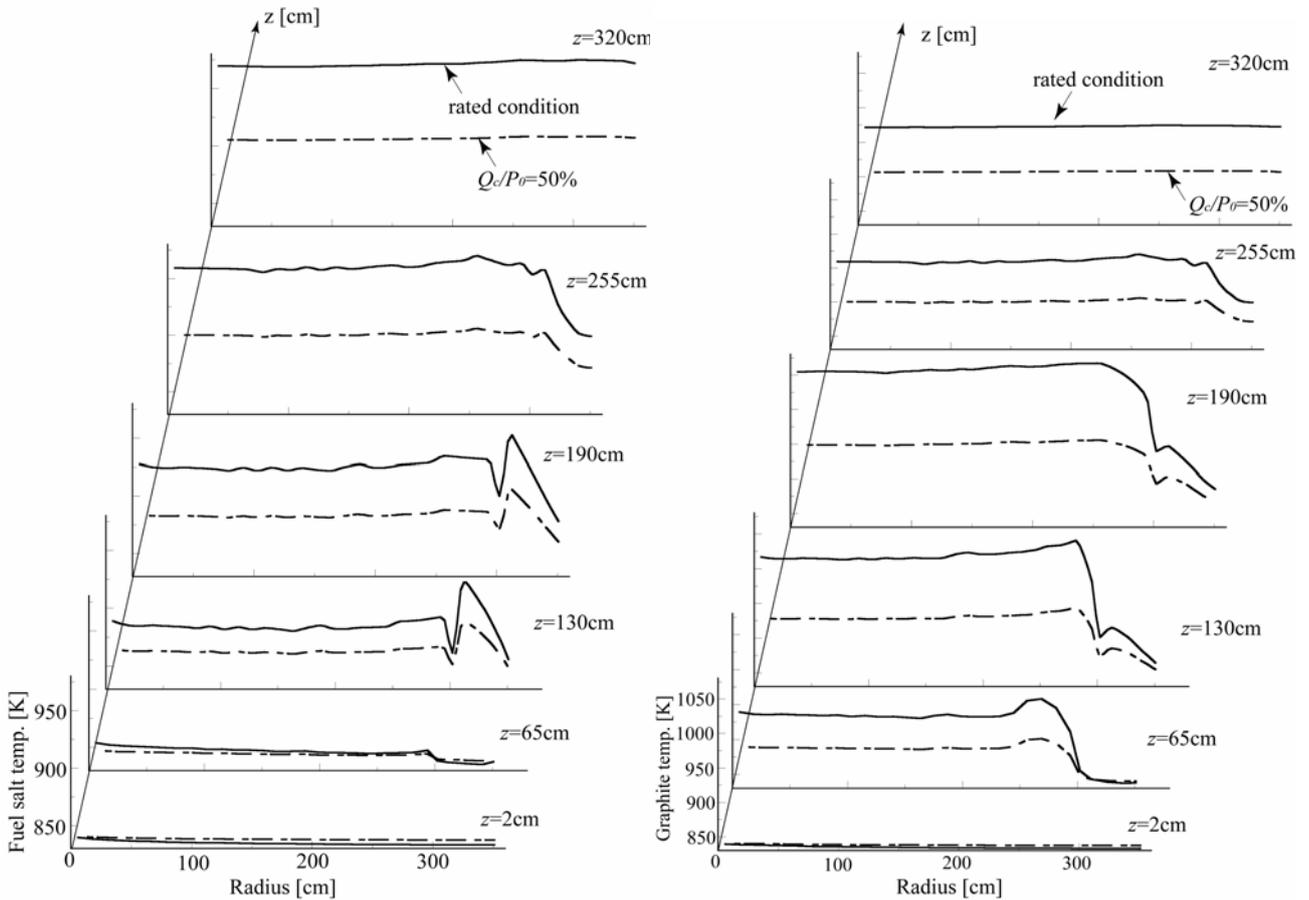


Fig. 9 Time changes of delayed neutron precursors.



(a) Fuel salt temperature

(b) Graphite temperature

Fig. 10 Fuel salt and graphite temperatures at the condition of heat removal $Q_c/P_0=50\%$.

除熱量操作 $Q_c/P_0=50\%$ の条件を取り上げ、定格運転時および除熱量操作後 10,000 秒経過時の炉内温度分布を図 10 に示す。図 7 で述べたように、燃料塩の流入温度は、除熱量操作後、大きく変動するが最終的には初期の温度 833 K 付近に収束する。このため炉下部の燃料塩、黒鉛温度は初期条件である定格運

転時の分布とほぼ同形を成す。一方、炉心領域での核分裂反応は抑制されるため、炉上部の温度が定格運転時に比べ全体的に低下している。このように炉心上部領域と下部領域で温度変化の傾向は異なるものの、炉構造物に影響を及ぼすほどの局所的な温度勾配が生じておらず、したがって、3 領域炉心熔融

Table 5 Stabilization times of reactor parameters.

Q_c/P_0 [%]	Stabilization time [s]							
	Reactor Power, P [MW]	Neutron flux		Delayed neutron precursor		Temperature		
		Fast	Thermal	C_1	C_6	T_F (inlet)	T_F (outlet)	T_G (center)
50	967	957	712	1048	966	241	61	726
75	232	217	246	530	254	-	-	22
125	204	277	238	105	272	-	-	-
150	462	365	350	138	367	429	147	603

塩炉は急激な負荷変動が加えられた際にも、炉の熱的な安全性が保たれると考えられる。

5 結言

本報では熱出力 465 MW の 3 領域炉心熔融塩炉が有する負荷追従性を検討した。解析に際しては、炉制御方式に PWR で採用されているタービン優先方式を想定し、除熱量をステップ状に変化させた際の炉の熱的および核的な特性を明らかにした。本報にて得られた知見を以下にまとめる。

- 除熱量操作量の範囲が 50-150% では、炉熱出力は自律的に負荷に追従する。また、その整定時間は除熱量操作量が 50% のとき最大となり 957 秒である。
- 除熱量操作に伴い、燃料塩温度、黒鉛減速材温度、中性子束、遅発中性子先行核は炉出力と同様に大きく変化し、その後、速やかに収束する。
- 燃料塩入口温度は除熱量操作により大きく変動した後、最終的には初期条件である定格運転時の流入温度 833 K 付近に収束する。
- 除熱量操作量が 150% の条件では、炉入口付近で燃料塩の凝固が発生するおそれがある。当該条件では、制御棒操作等の他の炉制御法を適用し、燃料塩流入温度を引き上げる操作が必要と考えられる。

以上、3 炉心熔融塩炉はタービン優先方式の炉制御法を適用することにより、大きな負荷変動が加わった条件下においても炉の熱的および核的な安全性が保たれることが明らかになった。本結果は、タービン優先方式による 3 炉心熔融塩炉の負荷追従制御の可能性を示唆するものである。

参考文献

- [1] Generation IV International Forum, A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy System, GIF-002-00 (2002).
- [2] 熔融塩増殖炉研究専門委員会, 熔融塩増殖炉 (1977), 原子力学会.
- [3] Rothenthal *et.al.*, “Development status of Molten-salt Breeder Reactors”, *ORNL-4812* (1972).
- [4] Engle JR., *et.al.*, “Conceptual Design Characteristics of a Denatured Molten-salt Reactor with Once-through Fueling”, *ORNL/TM-7207* (1980).
- [5] Sides W.H., “Control Studies of a 1000 MWe MSBR”, *ORNL-TM-2927* (1970).
- [6] Furukawa, *et.al.*, “Summary Report: Thorium Molten-Salt Nuclear Energy Synergetics”, *J. Nuc. Sci. & Tech.* **27-12** (1990).
- [7] Mitachi K., *et.al.*, “A Preliminary Design Study of a Small Molten Salt Reactor for Effective use of Thorium Resources”, *7th Int. Conf. Nuclear Engineering*, Apr.19-23, Tokyo, Japan (1999).
- [8] 奥村・他 2 名, “環状炉心熔融塩炉の研究(1)初期炉心特性”, *2003 年原子力学会秋の大会*, **2** (2003).
- [9] 三田地・他 2 名, “環状炉心熔融塩炉の研究(2)²³³U 燃料の熔融塩炉の特性”, *2004 年原子力学会春の大会*, **2** (2004).
- [10] 三田地・他 4 名, “熔融塩炉の炉心特性に関する研究 - 燃料塩の流れを考慮した解析法の提案”, *日本原子力学会和文論文集*, **2-4** (2003), 400-407.
- [11] 西尾・他 2 名, “環状 2 炉心熔融塩炉の定常炉心特性”, *第 42 回伝熱シンポジウム*, **3** (2005).

- [12] 流体抵抗出版分科会, 管路・ダクトの流体抵抗 (1979), 55, 日本機械学会.
- [13] 山本賢三・石森富太郎共編: 原子力工学概論・上 (1977), 29, 培風館.
- [14] 日本機械学会編, 伝熱工学資料 改定3版(1978), 24, 日本機械学会.
- [15] Gosman A.D., Pun W.M., Runchal A.K., *et.al.*, Heat and Mass transfer in Reacting Flows (1969), 95-109, Academic Press.
- [16] Patankar S.V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow (1980), 56-73, MacGraw-Hill.