MOX 燃料を使用した高温ガス炉の核熱設計

毛利 智聡^{1,*}, 西原 哲夫¹, 國富 一彦¹

Nuclear and Thermal Design for High Temperature Gas Cooled Reactor (GTHTR300C) Using MOX Fuel

Tomoaki MOURI^{1,*}, Tetsuo NISHIHARA¹ and Kazuhiko KUNITOMI¹

¹Oarai Research And Development Center, Japan Atomic Energy Agency, 4002 Narita-cho,
Oarai-machi, Higashi-ibaraki-gun, Ibaraki 311-1393, Japan

(Received September 25, 2006 and accepted in revised form March 3, 2007)

Design studies of the hydrogen cogeneration high temperature gas cooled reactor (GTHTR300C), which can produce both on electric power and hydrogen, have proceeded in Japan Atomic Energy Agency. In future, it will be obliged to operate using not enriched uranium but plutonium to coexist with fast reactors after the full deployment of a fast reactor cycle. Therefore, a nuclear and thermal design has been performed to confirm the feasibility of the reactor core using Mixed-Oxide (MOX) fuel. The reactor core with operation period of 450days and average burn-up of 123 GWd/ton for discharged fuel was designed. The reactor core met safety requirements of the maximum fuel temperature of less than 1,400°C during normal operation, the maximum power density of less than 13 W/cm³, shutdown margin of more than 1.0%Δk/kk' and negative reactivity coefficient. The results proved that it is possible to operate the GTHTR300C using MOX fuels without consuming natural uranium resources.

KEYWORDS: GTHTR300C, cogeneration, hydrogen, electric power, enriched uranium, high temperature reactor, fast reactor cycle, Mixed-Oxide fuel, MOX, nuclear design

I. 緒 言

日本原子力研究開発機構(以下、原子力機構)では、2001年度から、高温ガス炉の熱利用の一環として、高温ガス炉を用いた電気出力 300 MW 程度 of ガスタービン発電システム(GTHTR300)の設計研究を行ってきた¹⁾。この設計研究によって、GTHTR300 は高温ガス炉固有の安全上の特長を十分に生かした高い安全性を有し、高いプラント熱効率と高燃焼度の効果により、経済性の点でも優れた発電システムであることが示された²⁾。現在、GTHTR300 の設計に基づいて、電力と水素を併産できる電力水素併産型高温ガス炉システム(GTHTR300C)の設計研究を進めている³⁾。

さらに、原子力機構では、高速増殖炉サイクルを将来の主要なエネルギー供給源として確立するための研究が進められている。高速炉の導入シナリオでは、2030年頃に高速炉の導入が開始され、その後軽水炉から高速炉への移行期を経て、2100年以降に高速炉が本格運用されることを

想定している⁴⁾。本格運用以降は、高速炉の燃料をリサイクルして用いることにより、天然ウランの需要はなくなるとされている。

高速炉の本格運用以降に、高速炉と共存して高温ガス炉システムを運用していくためには、高速炉から取り出されるプルトニウム燃料を購入して高温ガス炉燃料に用いることを想定し、プルトニウム燃料を装荷した高温ガス炉システムの炉心の成立性を確認しておく必要がある。

これまでの高温ガス炉システムの設計研究では、濃縮ウラン燃料を装荷した原子炉出口温度850°Cと950°Cの炉心の核熱設計が行われた^{5,6)}。原子炉出口温度850°C炉心の設計では、新しい燃料交換方式を考案し採用したこと、高性能燃料を使用したことなどによって、高性能で経済性の高い炉心を構成できること、および制御棒操作方法の改善によって、安全上十分な裕度が確保されることが確認された⁵⁾。原子炉出口温度950°C炉心の設計では、原子炉出口温度850°C炉心から、炉心と燃料の設計を大幅に変えることなく、同等の性能を有した安全上の制限を満足する炉心が成立することが確認された⁶⁾。本報では、これら濃縮ウラン燃料の炉心の設計に基づいて実施したプルトニウム燃料を装荷した原子炉出口温度950°C炉心の核熱設計の結果

¹ ㈱日本原子力研究開発機構 大洗研究開発センター

* Corresponding author, E-mail: mouri_t@khi.co.jp

[†] 現在、カワサキプラントシステムズ㈱

を報告する。

II. 設計プラント条件と炉心基本条件

設計プラントの条件は、これまで設計研究を実施してきた濃縮ウラン装荷の原子炉出口温度950℃の GTHTR300 と同じであり⁶⁾，原子炉熱出力は 600 MWt，原子炉出入口温度は950℃/587℃，原子炉冷却材圧力は 7 MPa である。プラントの主要諸元を **Table 1** に示している。

炉心の基本条件については，装荷する燃料形態が濃縮ウ

Table 1 Major specifications

Thermal power	600 MW
Inlet coolant temperature	587℃
Outlet coolant temperature	950℃
Coolant pressure	7 MPa
Coolant flow rate	438 kg/s
Burnup period	450 d
Fuel	UO ₂ -PuO ₂
Type of fuel	Pin-in-block
Core height	8.4 m
Inner and outer diameter of core	3.7 m/5.5 m
Number of block layers	8
Number of inner reflector columns	73
Number of fuel columns	90
Number of pairs of control rods	30
Average power density	5.4 W/cm ³

ラン装荷の GTHTR300 の炉心とは異なるが，その他の条件は同じである⁵⁾。炉心の横断面図を **Fig. 1(a)** に示している。90体の燃料体カラム(燃料体を縦に8段積み上げたもの)が環状に配置されている。燃料体カラムの上下部に同形状の黒鉛製の可動反射体が存在する。燃料体カラムと上下部の可動反射体の内側と外側には，可動反射体カラムが配置されている。可動反射体カラムは，10段積み上げた黒鉛ブロック(上下部の2段分の黒鉛ブロックを含む)から構成される。外側の可動反射体カラムの周囲には固定反射体が配置されている。制御棒と後備炉停止系のための制御棒案内カラムが，燃料体カラムに隣接する可動反射体部に30体置かれている。スタンドパイプは制御棒1対ごとに設けられており，同一スタンドパイプ内の1対の制御棒は同じ駆動機構によって同時に駆動される。

燃料体および燃料棒の断面図を **Fig. 1(b)** に示している。燃料体は，半径 41.0 cm，高さ 105.0 cm の六角柱の黒鉛ブロックである。燃料体には，57の燃料棒挿入孔(直径 3.9 cm)と角の3ヵ所に可燃性毒物(以下，BP という)の挿入孔がある。燃料体は，燃料体の挿入孔に燃料棒を挿入するピンインブロック型である。燃料棒は被覆燃料粒子を黒鉛マトリック中に分散したものである円筒状(内径 0.9 cm，外径 2.6 cm，高さ 8.3 cm)の燃料コンパクトを積み上げたものである。燃料コンパクトの内側には黒鉛棒が挿入されている。燃料コンパクトの外側には厚さ 0.1 cm の黒鉛被覆層が施され，一体型燃料となっている。ヘリウ

Fig. 1 Cross section view of reactor core, fuel block and fuel rod

ム冷却材は、燃料棒挿入孔と挿入された燃料棒の間の隙間を上方から下方に向かって流れる。BP は、炭化ほう素と黒鉛粉末の混合焼成体であり、ほう素の組成は天然同位体組成である。BP は燃焼初期の過剰反応度を抑えて長期間の燃焼を維持するために装荷する。

燃料形態は、混合酸化物(MOX)燃料である。プルトニウムには、高速炉の炉心部の取り出し燃料とブランケット部の取り出し燃料を混合したものから抽出されるもの(以下、多重リサイクル TRU という)と、取り出しブランケットから抽出されるものを使用すると仮定した。後述のように、炉心性能目標と安全上の制限条件を満足する炉心を得るために、2 種類のプルトニウムを用いた。いずれも、高速炉の多重リサイクル平衡時に取り出されるプルトニウムの組成を標準的なものとして用いた。多重リサイクル TRU の組成は、高速炉の多重リサイクルにおける MA を含んだ TRU 組成 ($^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{237}\text{Np}/^{242}\text{Am}/^{243}\text{Cm} = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0$) とした⁴⁾。低除染再処理による核分裂生成物(FP)の混入(2 vol%)を考慮した。取り出しブランケットのプルトニウム組成は、ナトリウム冷却炉 MOX 燃料炉心(コンパクト型、導入期)の取り出しブランケットを4年冷却した組成 ($^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{237}\text{Np}/^{241}\text{Am} = 92.6/6.8/0.3/0.2/0.1$) とした⁷⁾。抽出した2種類のプルトニウムは、別々にウランと混合して MOX 燃料にした後、被覆燃料粒子に加工して用いる。以下では、多重リサイクル TRU 組成のプルトニウムを用いた MOX 燃料を多重リサイクル TRU 燃料、取り出しブランケットのプルトニウムを用いた MOX 燃料を取り出しブランケット燃料と称する。

燃料交換方式は、濃縮ウラン装荷炉心と同じくサンドイッチシャッフル燃料交換方式を採用した⁵⁾。この方式は、1 サイクルごとに、炉心の軸方向に8段ある燃料体のうち、偶数段の燃料体を取り出し、奇数段の燃料体を偶数段に移動して、空いた偶数段に新燃料を装荷する方式である。新燃料と1サイクル燃焼後の燃料が炉心の軸方向に交互に存在するため、軸方向の出力分布の平坦化に有効である。

III. 炉心設計条件

本設計で設定した炉心性能目標は、以下のとおりである。

取り出し燃料の平均燃焼度は燃料サイクル費低減のために、濃縮ウラン装荷炉心と同じく 120 GWd/ton 以上とする⁵⁾。

運転サイクル長さは、現行の軽水炉並の12ヵ月を確保しつつ、稼働率を上げるためにできるだけ長い期間とする。

安全上の制限条件は、以下のとおりである。

高温ガス炉に使用する被覆燃料粒子については、燃料最高温度が1,600℃以下であれば、有意な燃料破損が生じないとされている⁸⁾。このことから、事故時の燃料最高温度の制限は1,600℃以下とする。炉心の最大出力密度を 13

W/cm³ 程度に抑えれば、事故時の長期挙動における燃料最高温度は十分な余裕をもって1,600℃以下になると評価されている⁶⁾。また、原子炉出口温度850℃炉心に対する事故時の評価では、通常運転時の燃料最高温度が1,400℃以下の場合には、事故時の短期挙動における燃料最高温度は1,600℃を十分に下回る結果となっている。そこで、本論文では、事故時の燃料温度評価は行わず、炉心の最高出力密度を 13 W/cm³ 以下にすること、および通常運転時の燃料最高温度を1,400℃以下にすることで、事故時の燃料最高温度は1,600℃以下になると判断する。

炉停止余裕は、許認可上の制限である 1.0%Δk/k' 以上とする。

反応度係数は、燃料温度係数、減速材温度係数および等温温度係数が負の値になるようにする。

IV. 設計方法

本設計では、次に示す燃焼特性計算、炉停止余裕計算、反応度係数計算と燃料温度計算を繰り返し実施して、III 章で示した炉心性能目標と安全上の制限条件を満足するように、燃料構成を決定した。燃料構成の検討は、1)燃料の粒子充填率(燃料コンパクト内の黒鉛マトリックスに対する被覆燃料粒子の体積割合)、2)プルトニウム富化度(プルトニウム重量/重金属重量)、3)BP のほう素濃度と直径をパラメータとして実施した。

1. 燃焼特性

燃焼特性計算では、格子燃焼計算以外は、基本的には濃縮ウラン装荷炉心と同様の方法を用いた⁵⁾。格子燃焼計算には高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード DELIGHT7 の代わりに、その最新版である DELIGHT8⁹⁾を使用した。DELIGHT8 は、最新の核データである JENDL-3.3 に基づくデータライブラリーを扱うことができる。また、Cm 等のマイナーアクチニドが扱える燃焼チェーンを有しているため、マイナーアクチニドを含む多重リサイクル TRU 燃料を扱うのに適している。DELIGHT8 では、燃料コンパクト内の被覆燃料粒子と黒鉛マトリックスの間の非均質性が、実効マイクロ断面積の計算において十分に考慮されていない。そこで、その非均質性を正確に考慮できる連続モンテカルロ法コード MVP¹⁰⁾を用いて、燃料コンパクト内の主要燃焼核種の吸収と核分裂のマイクロ断面積を求めて、DELIGHT8 に入力して用いることにした。格子燃焼計算のエネルギー群数は107群(高速61群、熱46群)として、燃焼ステップ(燃焼期間450日に対して22ステップ)ごとに、マクロの群定数を作成した。群定数は、後述する燃焼領域ごとに燃焼度に対応する値を求めた後、炉心計算の出力分布と中性子束分布を用いて Xe 蓄積量など空間的な燃焼効果の違いを補正して求めている。

炉心計算には多次元拡散計算コード CITATION¹¹⁾を使

Fig. 2 60° rotational symmetric calculation model (horizontal cross section)

用した。炉心計算では、107群の群定数を6群(高速3群, 熱3群)に縮約して用いた。計算モデルは、Fig. 2に示すように60°回転対称の3次元1/6炉心モデルを使用した。径方向は固定反射体までをモデル化範囲として、1燃料体を6メッシュに分割した。軸方向は可動反射体までをモデル化範囲として、1燃料体を8メッシュに分割した。燃料体1体を軸方向に2領域に分割して、それを基本的に1燃焼領域とした。ただし、径方向の燃焼領域については、燃料体内を燃料の種類異なる2領域に分割する場合には、それに合わせて燃焼領域も分割した。群定数の作成に必要な領域平均温度は、濃縮ウラン装荷の原子炉出口温度850℃炉心の設定⁵⁾をもとに決めた。原子炉入口温度は同じで原子炉出口温度が100℃上昇することから、冷却材温度が平均的に50℃上昇することを考慮して、燃料領域の黒鉛部分の平均温度を50℃高く設定した。

制御棒などの吸収体近傍では、中性子束は急激に変化する。そのため、制御棒が挿入される制御棒ブロックの群定数の作成に当たっては、輸送計算による詳細な計算を行って、急激な変化の効果を補正する必要がある。本設計では、2次元輸送計算コード TWOTRAN¹²⁾を用いて、制御棒ブロック内平均中性子束に対するブロック内各部の中性子束の比である制御棒遮蔽因子を求めた。この遮蔽因子を重みとして、制御棒ブロック内各部の群定数から制御棒ブロック平均の群定数を作成した。

出力密度の計算では、燃料体ブロック内を1/6に分割した3角形の領域を1チャンネル(Fig. 2の1メッシュに相当)として、そのチャンネル内の軸方向出力密度分布を平均して、各チャンネルの平均出力密度を求めた。炉心全体の出力密度は、各チャンネルの平均出力密度を全チャンネルで平均して求めた。径方向の出力ピーキング係数は、炉心全体の平均出力密度に対する該当チャンネルの平均出力密度の比として定義される。軸方向の出力ピーキング係数は、該当チャンネルの平均出力密度に対する同チャンネル

ルの最大出力密度の比として定義される。

実効増倍率の評価精度は1%Δk, 出力分布・中性子束分布の評価精度は3%であると、高温工学試験研究炉(HTTR)の核設計において評価されている¹⁴⁾。

2. 炉停止余裕

炉停止余裕の計算では、最大反応度価値をもつ制御棒が炉心に挿入できない場合(ワンロッドスタック)の計算が必要となる。本設計では、制御棒は1対ごとに駆動するため、ワンロッドスタックとして制御棒1対が引抜かれた状態とした。制御棒1対が引抜かれた状態の炉心は、非対称な炉心となっている。燃焼特性計算において用いた CITATION による60°回転対称の3次元1/6炉心モデルでは、このような非対称な状態を表現することができない。そこで、制御棒反応度価値は非対称な状態を詳細にモデル化できる連続エネルギーモンテカルロ法コード MVP を用いて、3次元全炉心モデルにより計算した。

炉停止余裕の計算対象とする状態は、燃焼初期の低温状態とした。燃焼期間中では燃焼初期の過剰反応度が最も大きいこと、また、高温運転状態に比べて低温状態の方が過剰反応度は大きいことから、燃焼初期の低温状態での炉停止余裕は最小となり、他の状態を包絡することになる。また、MVPによって平衡炉心の燃焼初期の計算を行うためには、格子燃焼計算によって得られた約100核種の原子数密度を、200以上の燃焼領域に燃焼度に応じて設定する必要がある。このような入力設定を現実に行うことは困難であるため、燃料が燃焼していない状態の第1サイクル移行炉心の燃焼初期を評価対象とした。その際、第1サイクル移行炉心の初期の結果が平衡炉心の初期の結果を包絡するように、平衡炉心の初期に比べて、第1サイクル移行炉心の初期の過剰反応度が大きくなるようにした。本設計で採用した燃料交換方式の場合、第1サイクル移行炉心の偶数段の燃料構成は平衡炉心に影響を与えないため、過剰反応度の調整は偶数段の燃料体に装荷するBPのほう素濃度を変えて行った。

制御棒価値の評価精度は10%であると、HTTRの核設計において評価されている¹⁴⁾。炉停止余裕の不確かさは、制御棒反応度価値と過剰反応度に対して、それぞれ不確かさ10%を考慮して、それらを統計平均した値を用いた。

後備炉停止系の炉停止余裕の計算は、制御棒は高温状態の臨界位置に保持され、後備炉停止系の1系統が投入されない場合として、その他の条件は制御棒の場合と同一とした。

3. 反応度係数

反応度係数の計算では、平衡炉心の燃焼初期と燃焼末期の燃料温度係数、減速材温度係数および等温温度係数を求めた。DELIGHT8によって計算したミクロ断面積と原子

数密度をもとに、燃焼領域ごとに評価時点の燃焼度に対応したマイクロ断面積と原子数密度を求めた。それを入力として CITATION の摂動計算によって反応度係数を求めた。計算モデルは燃焼特性計算と同じく 60° 回転対称の 3 次元 1/6 炉心モデルを用いた。反応度係数の評価精度は 10% であると、HTTR の核設計において評価されている¹⁴⁾。

4. 通常運転時の燃料温度

通常運転時の燃料温度は、燃料温度解析コード TEMDIM¹³⁾を用いて計算した。燃料温度計算には、炉心軸方向の出力密度分布と炉心流量配分を必要とする。炉心軸方向の出力密度分布は、燃焼特性計算から求めたものを使用した。出力密度の評価では、前述のように燃料ブロック内を 1/6 に分割した 3 角形の領域を 1 チャンネルとしている。燃料温度計算では、この中から、径方向の出力ピーキング係数が最大となる位置や最大出力密度を生じる位置を含む代表的な 9 チャンネルを選定した。炉心流量配分は、濃縮ウラン装荷の原子炉出口温度 950℃ 炉心の検討で評価されたものを使用した⁶⁾。冷却材流量、出力分布など系統的要因によるシステマティック因子と、製造公差、物性値などの統計的要因によるランダム因子からなる工学的安全係数は、HTTR の設計で用いられたもの¹⁵⁾を使用した。

V. 設計結果

1. 燃料構成

炉心内の燃料構成の複雑さを避けるために、燃料と BP の種類をできる限り少なくすることを目標として、燃料構成を検討した。最初は、MOX 燃料として多重リサイクル TRU 燃料のみを使用する検討を行った。多重リサイクル TRU 燃料のみでは、核分裂性プルトニウムの量が少なく、また ^{240}Pu の吸収効果も大きいため、過剰反応度が小さくなり、運転サイクル長さ 1 年以上の臨界を維持できないことがわかった。

次に、MOX 燃料として取り出しブランケット燃料のみを使用する検討を行った。この場合には、核分裂性プルトニウムの量が多いため過剰反応度は十分であった。しかし、BP のほう素濃度の調整によって燃焼初期の過剰反応度を抑えて 1 年以上の燃焼を維持する検討を行ったところ、BP の効きが悪く、燃焼初期の過剰反応度を十分に抑えることができなかった。BP のほう素濃度あるいは径を大きくして燃焼初期の過剰反応度を抑える方法は、BP の効果が燃焼末期まで残るため、燃焼期間全体を通じて過剰反応度が低下することになり、有効ではなかった。

Figure 3 に示すように、取り出しブランケット燃料を用いた場合のエネルギースペクトルは、ウラン燃料に比べて硬くなっている。BP の中性子吸収核種である ^{10}B の捕獲断面積は、低エネルギーから高エネルギーにかけて、 $1/E^{1/2}$ (E : 中性子エネルギー) の割合で減少する。そのた

Fig. 3 Neutron energy spectrum

め、スペクトルの硬い取り出しブランケット燃料を用いる場合には BP の効きが悪くなった。多重リサイクル TRU 燃料についても、取り出しブランケット燃料と同様に、スペクトルは硬くなっているため、BP の効きは悪くなっている。

燃焼初期の過剰反応度を抑える別の手段として、燃焼初期の制御棒を深く挿入することが考えられる。その場合には、出力密度分布が炉心下部の方に偏り、ピーク値も大きくなる。冷却材温度が高くなっている炉心下部に出力密度のピークが生じていると、冷却材温度に膜温度差、燃料部温度差などを加えて算出する通常運転時の燃料最高温度は増加する。この炉心では、制御棒を燃料体 1.5 段目に相当する高さより深い位置に挿入する場合には、通常運転時の燃料最高温度は制限値を満足しないことがわかった。

以上の検討から、多重リサイクル TRU 燃料のみか、あるいは取り出しブランケット燃料のみを用いた燃料構成では、安全上の制限条件を満足しつつ、運転サイクル長さ 1 年以上の臨界を維持することはできないことがわかった。この問題を解決するために、多重リサイクル TRU 燃料と取り出しブランケット燃料の 2 種類の燃料を組み合わせる燃料を構成することにした。これによって、多重リサイクル TRU 燃料だけでは不足していた過剰反応度を、取り出しブランケット燃料によって補うことができるようになり、運転サイクル長さを 1 年以上とすることができた。最終的に決定した燃料構成を Figure 4 に示している。

通常運転時の燃料最高温度は、径方向出力ピーキング係数が最大となる燃料体において生じる。燃料最高温度を低減するためには、径方向の最大出力ピーキング係数を下げる必要がある。径方向出力ピーキング係数は、中性子の減速効果が大きく核分裂数が多くなる側部可動反射体に接する燃料体において、大きくなる傾向がある。また、側部可動反射体に接する 1 燃料体の内部においても、径方向出力ピーキング係数に大きな差が生じる。そこで、Figure 4 に示すように、1 燃料体を 1/6 に分割した 3 角形の領域を径方向出力ピーキング係数の高い領域と低い領域に分けて、燃料の条件を変えて設定することによって、径方向出力

Fuel layer ^{a)}	Fuel region	Fuel type	Pu enrichment ^{b)} (wt%)	Packing fraction ^{c)} (vol%)	BP concentration ^{d)} (wt%)	BP diameter (cm)
1	A	Multirecycle TRU	30	15	0.15	4.0
	B	Discharged blanket Pu	36	20	0.15	4.0
3,5,7	A	Multirecycle TRU	30	15	0.48	4.0
	B	Discharged blanket Pu	36	20	0.48	4.0

- a) Fuel layer number in axial direction
Fuels of odd-numbered layers are placed in even-numbered layers after each cycle
b) Pu/HM
c) Volume ratio of fuel particle to graphite matrix
d) Natural boron concentration in BP

Fig. 4 Specifications and arrangement of fuel

ピーキング係数を低減した。径方向出力ピーキング係数の低い領域は炉心全体の約7割であり、この領域の燃料に多重リサイクル TRU 燃料を用いた場合、過剰反応度が不足する。したがって、径方向出力ピーキング係数の低い領域には、取り出しブランケット燃料を用いて、径方向出力ピーキング係数の高い領域には多重リサイクル TRU 燃料を用いることとした。径方向出力ピーキング係数低減のための詳細な調整は、各燃料のプルトニウム富化度と被覆燃料粒子の充填率を変えて行った。

事故時の燃料最高温度は、崩壊熱や燃料ブロックの熱伝達で決まるため、短半減期の核分裂生成物からの寄与が大きい。短半減期の核分裂生成物の蓄積量は出力密度が大きいほど増えるため、事故時の燃料最高温度は最高出力密度に依存する。最高出力密度は、燃焼末期の炉心上部において生じる。これは、炉心中部から炉心下部の燃料は燃焼末期までに消費され、燃焼末期においては、主に炉心上部の燃料によって出力が維持されるためである。そこで、Fig. 4 に示すように、炉心中部から炉心下部(燃料体の3段目から8段目)に装荷する燃料のBPのほう素濃度を、炉心上部の燃料に比べて大きくして、燃焼末期までの炉心中部から炉心下部における燃焼を抑えるようにした。これによって、燃焼末期においても、炉心中部から炉心下部の燃料の反応度は維持され、炉心上部において生じる最高出力密度を低く抑えることができた。

この燃料構成条件のもとで計算した燃焼特性、炉停止余裕、反応度係数および燃料温度の結果を以下に示している。主要な核特性の計算結果をTable 2に示している。

2. 燃焼特性

燃焼期間中の制御棒挿入度をFig. 5に示している。制御棒は燃焼初期において最も深く挿入され、内側制御棒は燃料体の1段目下端の高さまで、外側制御棒は燃料体1段目下端から燃料体1/4に相当する分だけ深く挿入される。運転サイクル長さは450日(約15ヵ月)となり、目標とした12ヵ月以上を満足することができた。

Table 2 Major nuclear characteristics

Shutdown margin	
Control rods	
Controllable reactivity	14.3%Δk/kk'
Reactivity to be controlled	10.6%Δk/kk'
Uncertainty	2.2%Δk/kk'
Shutdown margin	1.5%Δk/kk'
Reserve shutdown system	
Controllable reactivity	10.1%Δk/kk'
Reactivity to be controlled	7.4%Δk/kk'
Uncertainty	1.3%Δk/kk'
Shutdown margin	1.4%Δk/kk'
Fuel burnup ^{a)}	
Average	123 GWd/t
Maximum	220 GWd/t
Reactivity coefficient	
Fuel temperature coefficient (BOC/EOC)	$-2.5 \times 10^{-5} / -3.6 \times 10^{-5}$ Δk/k/ΔT
Moderator temperature coefficient (BOC/EOC)	$-6.4 \times 10^{-5} / -6.6 \times 10^{-5}$ Δk/k/ΔT
Isothermal temperature coefficient (BOC/EOC)	$-7.2 \times 10^{-5} / -8.1 \times 10^{-5}$ Δk/k/ΔT
Power peaking factor	
Radial	1.28
Axial	1.77
Maximum power density	12.0 W/cm ³
Maximum neutron fluence ^{a)}	3.9×10^{21} n/cm ² (>0.183 MeV)

a) 1/2 fuel block average.

炉心軸方向の出力密度分布の燃焼変化をFig. 6に示している。最高出力密度は燃焼末期(450日)で生じており、約12.0 W/cm³となった。制限値である13.0 W/cm³以下を満たしており、事故時の燃料最高温度は1,600℃以下になると判断される。

1/2燃料体平均の取り出し燃焼度は123 GWd/tとなり、目標の120 GWd/t以上を満足することができた。なお、最大燃焼度は、粒子充填率が小さいために燃料装荷量の少なくなっている多重リサイクル TRU 燃料を含む燃料

Fig. 5 Axial position of control rods during operation

Fig. 6 Power density distribution in axial direction

体において生じており 220 GWd/t となった。

取り出し燃料の 1/2 燃料体平均の最大中性子フルエンスは $3.9 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.183 \text{ MeV}$) となり、濃縮ウラン装荷炉心の結果⁵⁾と同程度の値となっている。固定反射体部の最大中性子フルエンスは、運転期間60年では $4.7 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.183 \text{ MeV}$) となった。

径方向と軸方向の最大出力ピーキング係数は、それぞれ燃焼初期と燃焼末期に生じており、1.28と1.77になり、低く抑えることができた。

重金属収支を Table 3 に示している。装荷時の核分裂性プルトニウム量は 5.2 t/GWe となった。また、取り出し燃料の重金属重量に対する核分裂性プルトニウムの割合は、取り出しブランケット燃料では 28.3 wt%，多重リサイクル TRU 燃料では 14.3 wt% となった。

3. 炉停止余裕

移行炉心の燃焼初期の低温状態において、必要な制御反応度は $10.6 \Delta k/k'$ ，最大反応度値を有する内側制御棒(スタンドパイプを共有する 1 対)が引抜かれた状態の制御棒反応度値は $14.3 \Delta k/k'$ と評価された。制御棒の炉停止余裕は $1.5 \Delta k/k'$ (不確かさ $2.2 \Delta k/k'$ を考慮)となり、制御棒のみで低温状態の未臨界維持が可能であることが確認できた。また、後備炉停止系の炉停止余裕

Table 3 Heavy metal balance

Gross electric power	275 MWe
Fuel residence time	900 d
Plutonium enrichment	36 wt% ^{a)} /30 wt% ^{b)}
Plutonium fissile inventory	5.2 t/GWe
Loaded heavy metal	
U235	0.030 ^{a)} /0.007 ^{b)} kg/GWe/d
U238	9.847/2.362 kg/GWe/d
Pu238	0.002/0.012 kg/GWe/d
Pu239	5.165/0.587 kg/GWe/d
Pu240	0.380/0.348 kg/GWe/d
Pu241	0.017/0.047 kg/GWe/d
Pu242	0.001/0.042 kg/GWe/d
Np237	0.008/0.005 kg/GWe/d
Am241	0.005/0.022 kg/GWe/d
Am243	0.000/0.011 kg/GWe/d
Cm244	0.000/0.011 kg/GWe/d
Total	15.454/3.454 kg/GWe/d
Discharged heavy metal	
U235	0.022 ^{a)} /0.004 ^{b)} kg/GWe/d
U236	0.002/0.001 kg/GWe/d
U238	9.178/2.136 kg/GWe/d
Pu238	0.013/0.026 kg/GWe/d
Pu239	3.295/0.228 kg/GWe/d
Pu240	0.492/0.173 kg/GWe/d
Pu241	0.586/0.186 kg/GWe/d
Pu242	0.052/0.073 kg/GWe/d
Np237	0.006/0.003 kg/GWe/d
Am241	0.035/0.013 kg/GWe/d
Am242m	0.001/0.001 kg/GWe/d
Am243	0.009/0.024 kg/GWe/d
Cm242	0.005/0.005 kg/GWe/d
Cm244	0.003/0.025 kg/GWe/d
Cm245	0.000/0.005 kg/GWe/d
Total	13.700/2.902 kg/GWe/d

^{a)} Discharged blanket Pu fuel.

^{b)} Multirecycle TRU fuel.

は $1.4 \Delta k/k'$ (不確かさ $1.3 \Delta k/k'$ を考慮) となり、制御棒が高温状態の臨界位置に保持されたもとで、後備炉停止系によって低温状態の未臨界維持が可能であることがわかった。この結果から、炉停止余裕は制限値である $1.0 \Delta k/k'$ 以上を満足することが確認できた。

4. 反応度係数

Table 2 に示すように、燃焼初期の燃料温度係数，減速材温度係数および等温温度係数は、それぞれ、 $-2.5 \times 10^{-5} \Delta k/k/\Delta T$ ， $-6.4 \times 10^{-5} \Delta k/k/\Delta T$ および $-7.2 \times 10^{-5} \Delta k/k/\Delta T$ となった。燃焼末期の燃料温度係数，減速材温度係数および等温温度係数は、いずれも燃焼初期の値に比べて負に大きくなっている。燃料温度係数は、温度上昇によって、主に ^{238}U と ^{240}Pu の共鳴吸収が増加するため負の値となっている。減速材温度係数は、減速材の温度上昇に伴うスペクトルの硬化によって、主に ^{240}Pu の吸

Fig. 7 Maximum fuel temperature during normal operation

Fig. 8 Temperature distribution in axial direction

収が増加するために負の値となっている。取り出しブランケット燃料の反応度係数は、 ^{240}Pu の量が燃焼初期から燃焼末期にかけて増加するため、燃焼初期に比べて吸収効果が大きくなる燃焼末期の方が、負に大きくなる。一方、多重リサイクル TRU 燃料の反応度係数は、 ^{240}Pu の量が燃焼初期から燃焼末期にかけて減少するため、吸収効果が小さくなる燃焼末期の方が負に小さい。炉心全体の反応度係数は、取り出しブランケット燃料の方が多く装荷されているため、燃焼末期の方が負に大きくなっている。以上の結果から、いずれの反応度係数についても、負の値になることが確認できた。

5. 通常運転時の燃料温度

通常運転時の燃料最高温度の燃焼変化を Fig. 7 に示している。燃料最高温度は $1,387^{\circ}\text{C}$ (不確かさ 130°C を考慮)となり、制御棒を最も深く挿入している燃焼初期(0 日)において生じている。燃焼初期以降の燃料最高温度は $1,360^{\circ}\text{C}$ 程度で推移している。燃焼初期の炉心軸方向の燃料温度分布を Fig. 8 に示している。燃料最高温度は、燃料体 6 段目において生じていることがわかる。以上の結果から、通常運転時の燃料最高温度は制限値である $1,400^{\circ}\text{C}$ 以下を満足することが確認できた。

VI. 今後の検討課題

今後は、事故時の安全評価を行うことによって、炉心が安全上の制限値を実際に満足していることを確認する必要がある。

詳細な手法を用いて本設計で使用した設計手法の精度の検証作業を行い、設計精度を確認することも課題である。特に、燃料体の反射体境界部分については、径方向出力ピーキング係数が大きくなるため、本論文のメッシュ分割では十分に評価されていない可能性がある。詳細メッシュ分割によって、径方向の最大出力ピーキング係数の妥当性を確認する必要がある。結果として、最大出力ピーキング係数が増加する場合でも、BP の濃度を調整する、BP の装荷数を増やす、燃料の富化度をさらに細かく設定するなどによって、本論文の最大出力ピーキング係数に近づけることが可能であり、炉心は成立すると考えられる。

本設計では、高速炉から取り出されるブランケットのプルトニウムおよび多重リサイクル TRU を使用することを仮定しているため、高速増殖炉サイクルへの影響、プルトニウム燃料の入手可能性、燃料購入を含めた経済性などが検討課題となる。また、回収したプルトニウムを処理して MOX 燃料を製造し、それを被覆燃料粒子に加工するまでの燃料製造工程の技術的成立性を確認する必要がある。

ブランケット燃料より取り出されるプルトニウムは、核兵器に使用されるプルトニウム組成に近いものである。被覆燃料粒子の MOX 燃料の形態ではあるが、プルトニウム組成は変えずに使用している。そのため、燃料の難接近性や核兵器不適応性が低下することになり、核拡散抵抗性は低下する。核拡散抵抗性の観点から、ブランケット燃料から取り出されるプルトニウムを直接使用しない炉心の検討を進めていく必要がある。

VII. 結 言

これまでの高温ガス炉システムの設計研究で実施された濃縮ウラン燃料を装荷した炉心の核熱設計に基づいて、高温ガス炉システムに MOX 燃料を装荷した場合の炉心の核熱設計を行った。その結果、高速炉から取り出される多重リサイクル TRU 組成のプルトニウムを用いた燃料と、取り出しブランケットのプルトニウムを用いた燃料を組み合わせることで燃料を構成することによって、運転サイクル長さ 450 日、取出平均燃焼度 123 GWd/t の性能を有する炉心を設計することができた。

また、通常運転時の燃料最高温度を $1,400^{\circ}\text{C}$ 以下、出力密度のピーク値を 13 W/cm^3 以下に抑えて事故時の燃料最高温度は $1,600^{\circ}\text{C}$ 以下となり、炉停止余裕は $1.0\% \Delta k/k'$ 以上、さらに反応度係数は負となり、安全上の制限値を満足する炉心を設計することができた。

以上のように MOX 燃料を装荷した高温ガス炉システムの炉心の成立性を示すことにより、将来、天然ウランを消

費せずに、高温ガス炉システムを運用することが可能であることを明らかにした。

本報の設計に当たり、設計方法について御助言を頂いた富士電機㈱の中野正明氏と燃料温度解析コード TEMDIM の使用に関して御協力を頂いたカワサキプラントシステムズ㈱の方々に感謝の意を表します。

— 参考文献 —

- 1) 國富一彦, 片西昌司, 高田昌二, 他, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の設計研究,” 日本原子力学会和文論文誌, **1**[4], 352 (2002).
- 2) 武井正信, 小杉山真一, 毛利智聡, 他, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の経済性評価,” 日本原子力学会和文論文誌, **5**[2], 109 (2006).
- 3) K. Kunitomi and X. Yan, “Deployment of GTHTR300 cogeneration for hydrogen and electric generation,” *Proc. ICAPP 04*, Pittsburgh, PA. USA, June 13-17, 2004, 2116-2121 (2004).
- 4) 水野朋保, 三田敏男, 杉野和輝, 他, “各種冷却材を用いた高速増殖炉の炉心・燃料形態に関する設計評価—ナトリウム冷却炉, 重金属冷却炉, ガス冷却炉, 水冷却炉, 小型炉—,” サイクル機構技報, [24](別冊), 55-80 (2004).
- 5) 中田哲夫, 片西昌司, 高田昌二, 他, “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の核熱流動設計,” 日本原子力学会和文論文誌, **2**[4], 478 (2003).
- 6) 平成15年度 核燃料利用システム技術開発成果報告書(文部科学省委託研究), 日本原子力研究所 (2005).
- 7) 永沼正行, 小川 隆, 高木直行, 他, ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討(MOX 燃料炉心)—2003年度報告一, JNC TN9400-039 (2004).
- 8) S. Saito, T. Tanaka, Y. Sudo *et al.*, *Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)*, JAERI 1332, Japan Atomic Energy Research Institute (1994).
- 9) 野尻直喜, 藤本 望, 毛利智聡, 他, 高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード「DELIGHT-8」, JAERI-Data/Code 2004-012, 日本原子力研究所 (2004).
- 10) 森 貴正, 中川正幸, MVP/GMVP 連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算モンテカルロコード JAERI-DATA/Code 94-007, 日本原子力研究所 (1994).
- 11) T. B. Fowler, D. R. Vondy, G. W. Cunningham, Nuclear Reactor Core Analysis Code: Citation, ORNL-TM-2496, Rev. 2 (1971).
- 12) K. D. Lathrop, F. W. Brinkley, *TWOOTRAN-II: An Interfaced Exportable Version of the TWOOTRAN Code for Two-Dimensional Transport*, LA-484-MS (1973).
- 13) 丸山 創, 藤本 望, 藤井貞夫, 他, 燃料温度解析コード TEMDIM の検証, JAERI-M 88-138, 日本原子力研究所 (1988).
- 14) K. Yamashita, R. Shindo, I. Murata *et al.*, “Nuclear design of the high-temperature engineering test reactor (HTTR),” *Nucl. Sci. Eng.*, **122**, 212-228 (1996).
- 15) 丸山 創, 山下清信, 藤本 望, 他, 高温工学試験研究炉炉心燃料最高温度計算用工学的安全係数の評価, JAERI-M 88-250, 日本原子力研究所 (1988).