技術報告

373. 高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)用
高燃焼度燃料の成立性評価, (I)片西 昌司^{1,*}, 國富 一彦¹, 武井 正信¹,
中田 哲夫¹, 渡部 隆², 泉谷 徹³*Feasibility Study on High Burnup Fuel for Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300), (I)*Shoji KATANISHI, Kazuhiko KUNITOMI, Masanobu TAKEI, Tetsuo NAKATA,
Takashi WATANABE and Toru IZUMIYA

Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) has been developing design studies of the Gas Turbine High Temperature Reactor (GTHTR300) based on the experiences of development of the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR) of JAERI. Feasibility of the GTHTR300 fuel which is irradiated under high burnup condition of approximately 140 GWd/t at the maximum was investigated. It was certified that failure of coated fuel particles during irradiation will not occur and the integrity of coated fuel particles will be kept. Cost evaluation for fuel production and fuel cycle was also studied in order to clarify the economical feasibility which is important item for the development of the GTHTR300. The fuel cost per electricity production is estimated to be less than 1.1 Yen/kWh. The feasibility of the fuel cost is certified.

The present study is entrusted from Ministry of Education, Culture, Sports, Science and Technology of Japan.

KEYWORDS: HTGR type reactors, coated fuel particles, burnup, gas turbines, fuel failure, fuel cost, fuel cycle cost, feasibility studies

I. 緒 言

日本原子力研究所(原研)では、2001(平成13)年度から、高温ガス炉の熱利用研究の一環として、高温ガス炉を用いた電気出力300 MW程度ของガスタービン発電システム(Gas Turbine High Temperature Reactor 300: GTHTR300)の設計を行っている。これは、原研の高温ガス炉である高温工学試験研究炉(HTTR)における経験を踏まえて、高温ガス炉固有の安全上の特長を十分に活かし、高い安全性をもつプラントシステムを構築し、かつ、十分な安全性を確保した上で安全機能の簡素化等をはかり、経済性の点でも有利なプラントとすることを目指している¹⁾。

GTHTR300の燃料に課される主な条件としては、HTTRに比べ出力密度が増加するため燃料から冷却材への効率的な伝熱をはかること、高燃焼度化に耐えられるものとする、経済性を高めるために製作コストを抑えること等がある。これらの条件を満たすために、GTHTR300では、HTTRにおける燃料の開発経験をもと

に、さらにそれを高性能化した燃料を使用することとした。すなわち、黒鉛スリーブを燃料コンパクトと一体化してヘリウム(He)ガスが直接燃料コンパクト表面に接触して冷却する構造とし、また、GTHTR300における使用条件である高い燃焼度に対応できるものとするため、燃料粒子の被覆層を厚くすることとした。この燃料について、技術的観点での成立性および経済性の観点での成立性を検討した。

技術的観点での成立性検討としては、燃料粒子、燃料コンパクトおよび燃料棒、さらに燃料体(燃料棒を含む燃料ブロック)の健全性を確認する必要がある。このうち、安全性に関する最も基本的な要素である燃料粒子について、GTHTR300で予定している温度条件下でも高燃焼度(平均取出し燃焼度120 GWd/t, 最大燃焼度約140 GWd/t)において健全性を保つことを確認することを目的に検討を行った。高温ガス炉では膨大な数の被覆粒子燃料が使用されるため、初期破損、すなわち、炉心装荷の時点ですでに破損しているものが存在すると想定している。そのため、ここでは、初期破損に加えて、運転に伴い新たに追加破損が生じたとしても、破損の影響が無視できる程度であることをもって健全性が保たれるとする。この検討においては、被覆燃料粒子の内圧破損、パラジウム(Pd)による炭化ケイ素(SiC)の腐食挙動および燃料粒子内での燃料核の移動挙動について、解析的に評価を行った。その結果、GTHTR300の燃料粒子の被覆は、最大140 GWd/tの高

¹ 日本原子力研究所(Japan At. Energy Res. Inst.)

² 川崎重工業(株)(Kawasaki Heavy Ind., Ltd.)

³ 原子燃料工業(株)(Nucl. Fuel Ind., Ltd.)

(2002年6月24日受理; 2002年9月19日査読通過)

* 著者連絡先: Tel. 029-264-8893, Fax. 029-264-8710,
E-mail: katanishi@spa.oarai.jaeri.go.jp

燃焼度で炉内滞在期間(4年間)中, 十分健全性を保持することができるとの結論を得た。

経済的観点での成立性検討は, 燃料コスト, すなわち燃料製造等を含む燃料サイクルに係るコストを評価し, GTHTR300 のコスト目標の一つである発電端コスト 4 円/kWh¹⁾の中で燃料コストの占める割合がどの程度かを検討した。これにより, 目標コスト達成に対する見通しを得た。

本報では, GTHTR300 用に設計した燃料の成立性に関し, その第 I 報として, 技術的観点からの燃料粒子の健全性を評価した結果および経済的観点からの評価結果について報告する。

本研究は, 文部科学省から原研への委託により実施している電源特会「核熱利用システム技術開発」のうち「高温発電システム」として実施しているものである。

II. 燃料設計

GTHTR300 は, 熱出力 600 MW, 出力密度 5.8 MW/m³ であり, 原子炉出口 He ガス温度は 850°C となるよう設計している¹⁾。通常運転中の燃料温度は, 各種の工学的不確定因子を考慮しても 1,440°C 以下である。

GTHTR300 で使用する燃料は, HTTR と同様のピンインブロック型を採用する。これは, Fig. 1 に示すとおり, 減速材である六角柱の黒鉛製ブロックに 57 本の孔を開け, おおのに燃料棒を挿入したもの(燃料体ブロック)を多数装荷して炉心を構成している。炉心における燃料の領域は円環状とする。これは冷却能力の異常が生じた場合に, 原子炉圧力容器外への放熱により炉心の残留熱を除去することになるため, 炉心中心部の温度を抑えることを目的とした形状である。燃料棒の入った孔は冷却材である He ガスの流路, すなわち冷却材チャンネルとなり, He

ガスが燃料棒表面に直接接触して燃料棒を冷却する。燃料体ブロックの高さは 1 m であり, 挿入される燃料棒の長さも約 1 m である。この燃料体ブロックが縦に 8 段積み重ねられて炉心が構成されるため, 冷却材チャンネルにおける発熱部の長さは約 8 m となる。燃料体ブロックが 8 段積み重ねられたものを燃料カラムと称する。炉心中心部および外周部は黒鉛ブロックにより反射体を構成する。

GTHTR300 では燃料体ブロックは縦に 8 段あるが, それを 1 段おきに 4 段分を 1 つのバッチとして燃料交換を行う¹⁾。すなわち, 新燃料は上から第 1 段, 第 3 段, 第 5 段, 第 7 段に装荷されて 2 年間燃焼する。2 年後の燃料交換の際には, おおの第 2 段, 第 4 段, 第 6 段, 第 8 段に移動し, その位置でさらに 2 年間燃焼することとなる。こうして, 燃料交換は 2 年に 1 度, 1 バッチを交換することから, 燃料の炉内滞在期間は 4 年(1,460 日と想定)となる。

燃料棒は, UO₂ の燃料核を高密度の熱分解炭素(PyC)および SiC で 4 重に被覆した燃料粒子を中空の黒鉛のマトリックス中に分散した燃料コンパクトを積み重ねたものを使用する。積み重ねた燃料コンパクトの中心に黒鉛の棒を通すことによって支持し, 棒状にしたものを燃料棒としている。燃料体の構造を Fig. 2 に, 主な仕様を Table 1 に示す。HTTR で使用されている燃料では, 燃料コンパクトは黒鉛のスリーブの中に収められているが²⁾, GTHTR300 では, 出力密度が HTTR の約 2 倍であるため, 燃料から冷却材への効率的な伝熱をはかり, それにより燃料温度を低く抑えることを目的に, スリーブを薄くして燃料コンパクトと一体化した燃料を用いる。

燃料粒子の被覆は 4 層からなる。内側の第 1 層は, 気体状 FP のプレナム層であり, かつ, 燃料核のスエリング等から外側の第 2 層を守る役割の低密度 PyC からなるバ

Fig. 1 Schematic of reactor core configuration and fuel column

Fig. 2 Schematic of fuel rod, fuel compact and coated fuel particle

Table 1 Specifications of GTHTR300 fuel

Fuel compact	
Length	80 mm
Inner diameter	9 mm
Outer diameter	26 mm
Sheath thickness	1 mm
Fuel rod length	1,000 mm
Coolant channel diameter	39 mm
Active height of reactor core	8,000 mm

ッファ層である。第2層(IPyC層)は、気体状FPの拡散障壁であるとともに、その外側のSiCの層とFPの反応を抑制するため、高密度PyCからなる。第3層は、金属FPに対する拡散障壁であり、かつ、被覆層の主要な強度部材となるSiC層である。最も外側の第4層(OPyC層)は、PyCからなり気体状FPの拡散障壁でありかつ第3層を保護する役割を持つ。

原研では、これまで高燃焼度用の被覆燃料粒子の開発を進めてきた。これは、高燃焼度化に伴ってFPが蓄積され被覆層の内圧が高くなることに対応できるようにして、最大燃焼度を約55 GWd/tから約85 GWd/tまで高めたも

のである^{3,4)}。GTHTR300では、1,460日の炉内滞在期間で平均取出燃焼度120 GWd/t、最大燃焼度140 GWd/tを目標としており、これまでの高燃焼度用被覆燃料粒子よりさらに高い燃焼度に対応できるようにする必要がある。そのため、燃料核を小さくするとともにプレナムに相当するバッファ層の厚さを大きくすることとした。Table 2にこれまでの高燃焼度燃料粒子とGTHTR300用の燃料粒子との比較を示す。

III. 技術的成立性評価

高温ガス炉用被覆燃料粒子の通常運転時における破損の原因としては、

- (1) 気体状FPの発生および UO_2 から遊離した酸素と黒鉛との反応で発生するCOや CO_2 が蓄積することによる被覆層の内圧上昇、
 - (2) FPであるPdとSiCとの反応によるSiC層の腐食、
 - (3) 燃料粒子内での温度勾配による燃料核の移動、
- が考えられる^{3,5,6)}。

最大燃焼度140 GWd/tを目指したGTHTR300用被覆燃料粒子に対し、上記の燃料破損のメカニズムに関して評価を行った。

Table 2 Specifications of coated fuel particles of GTHTR-300 fuel and previously developed high burnup fuel

	GTHTR300 fuel	High burnup fuel
Coated fuel particle		
Diameter (μm)	1,010	97
Fuel kernel		
Diameter (μm)	550	600
Density (g/cm^3)	10.80	10.80
Buffer layer		
Thickness (μm)	140	95
Density (g/cm^3)	1.15	1.15
IPyC layer		
Thickness (μm)	25	25
Density (g/cm^3)	1.85	1.85
SiC layer		
Thickness (μm)	40	40
Density (g/cm^3)	3.20	3.20
OPyC layer		
Thickness (μm)	25	25
Density (g/cm^3)	1.85	1.85

評価においては、最も破損が起りやすいと考えられる冷却材チャンネルおよび平均的と考えられる冷却材チャンネルを炉心内の出力ピーキングおよび燃料温度の観点で選び、その冷却材チャンネルでの燃料挙動について評価を行った。

1. 評価対象チャンネルの選定

炉心は、対象性より、互いに等価な6つの扇形領域に分割することができる。評価チャンネルの選定のための計

算においては、水平方向分布を見るため、**Fig. 3**に示すように、1/6炉心の燃料領域を90メッシュに分割し、各メッシュ当たり1チャンネル、計90チャンネルの冷却材チャンネルについて評価した。おのおのの冷却材チャンネルにおいては、燃料棒1本(燃料体ブロック1段分)を軸方向に8分割し、それが縦に8段あるので、軸方向に64分割されることになる。しかしながら、前述したように、8段を1段おきに2つのパッチに分けるため、1パッチ、すなわち4段分32点の計算点について、評価を行った。

まず、燃焼サイクルである2年間の出力ピーキングの変化を計算し、上記の90チャンネルの中から燃焼サイクル期間中に最大出力ピーキングが発生する4つの冷却材チャンネルと、炉心全体の温度スペクトルを代表する6つの冷却材チャンネル、計10チャンネルを評価対象チャンネルとして選定した。選定した冷却材チャンネルの位置を**Fig. 3**に示す。なお、選定したチャンネルは燃焼期間を通して時間平均したピーキング係数が最も大きい所を第1チャンネルとし、以下、順に第10チャンネルまで番号を付けた。

選定した10チャンネルの冷却材チャンネルについて、炉心設計において得られた炉内の冷却材流量配分を用い、システマティックおよびランダム of 工学的不確定因子を考慮して軸方向燃料温度分布の2年間の変化を計算した。

こうして得られた燃焼サイクル期間中の燃料温度と、GTHTR300の炉心設計において得られた出力分布、高速中性子束分布等を用いて、選定した冷却材チャンネルにおける燃料挙動を評価した。**Fig. 4**および**5**に300日、500日、700日および730日の時点において、ピーキング係数

Fig. 3 1/6 core model and mesh arrangement

Fig. 4 Axial distribution of evaluated power density

Fig. 5 Axial distribution of evaluated fuel temperature

が最大となるチャンネルにおける軸方向出力分布および軸方向燃料温度分布を示す。燃料の破損挙動は、炉内滞在期間である2回の燃焼サイクル(4年間)を通した評価が必要であり、それに相当する1,460日間の評価を行った。それに対し、出力ピーキングや冷却材チャンネルにおける燃料温度等の条件は、730日(2年間)の燃焼サイクルの繰返しとして評価を行った。

2. 内圧上昇に対する被覆層健全性の評価

燃料粒子の内圧上昇による被覆層の破損に関しては、原研で開発された被覆燃料粒子挙動および核分裂生成物ガス挙動解析コード(FIGHTコード)を用いて評価を行った⁷⁾。このコードで用いているモデルは、燃焼に伴うFPガスの蓄積と、燃料核の UO_2 から遊離した酸素と黒鉛の反応で生成したCOガス等の蓄積により、燃料粒子の被覆層内部の圧力が高まり、被覆層が内圧により破損するという機構を基本としている。各被覆層の強度の考え方は、主要強度部材であるSiC層の強度だけでなく、その外側のOPyC層および内側のIPyC層による支持効果、照射に伴うOPyC層およびIPyC層の収縮によりSiC層に働く圧縮応力、さらに、隣接する被覆層の破損によるそれらの効果の喪失等が考慮されている。また、この評価では、各被覆層の破損の有無を基準との比較で判断するのではなく、被覆層に加わる応力と被覆層相互の影響を考慮に入れた強度

との比の関数として破損確率を求めることで、統計的なバラツキを考慮に入れている。破損確率は、被覆層表面の微小欠陥が破損の発生原因になるという考え方にに基づき、ワイブル分布で現している。分布を現す式は実験結果に基づき保守的な評価結果を与える式としており、さらに、温度計算等も工学的不確定因子を考慮した保守的な評価となっている。また、SiC層強度は、高速中性子フルエンス依存性を仮定した式としている。

評価対象として選定した10チャンネルの冷却材チャンネルにおける1バッチ分の燃料棒(1段おきに4段分、計4本)について、炉内滞在期間である4年間(1,460日)の挙動をFIGHTコードを用いて評価を行い、全被覆層の破損、すなわち貫通破損と、SiC層のみの破損の発生確率を求めた。

評価結果において、破損確率が最も高かった位置および2番目に高かった位置は、燃焼期間を通じて平均したピーキング係数が最も高い第1チャンネルおよび次に高い第2チャンネルであり、いずれも、第5段装荷燃料体ブロック(取出し時は第6段の位置)の燃料最下部評価点で最大となった。これらの評価点での貫通破損確率の燃焼度変化をFig. 6に示す。この図には、第1チャンネルの第5段装荷燃料体ブロックでの平均破損確率、第1チャンネル全体での平均破損確率および炉心全体での平均破損確率も比較のために示している。

高温ガス炉の炉心に存在する燃料粒子数は、出力30 MWのHTTRにおいて 10^9 個程度である。このような大量の燃料粒子が存在するため、高温ガス炉では、燃料装荷時点ですでに破損している燃料粒子が存在するものと考えられる。このような初期破損粒子の割合は、HTTRでの製造実績を基に、SiC層のみ破損している粒子の割合が 8×10^{-5} 、貫通破損している粒子の割合が 2.5×10^{-6} と考えられている⁸⁾。Fig. 6には、「初期貫通破損粒子」の割合と、「初期貫通破損粒子+初期SiC破損粒子」の割合(8.25×10^{-5})も示している。

同図からわかるように、破損確率が最も高いと評価された位置および2番目に高いと評価された位置ともに、300日程度までは、破損割合は初期貫通破損割合である 2.5×10^{-6} のままであり、新たな貫通破損は生じていない。400日から500日を過ぎると貫通破損割合が上昇し始めている。これは、初期にSiC層のみ破損していた粒子が、貫通破損に変わっていくためである。700日以降になると、「初期貫通破損+初期SiC層破損」割合である 8.25×10^{-5} まで上昇して一定値となる。このことから、健全な燃料粒子が燃焼とともに貫通破損に至ったのではなく、燃料装荷時点から存在していたSiC層のみ破損していた粒子が燃焼に伴って貫通破損に変わったということが確認できる。また、第1チャンネル第5段装荷燃料体ブロックの平均値は、少し遅れて上昇しているが、800日以降は最下部の破損割合と同じ値になっている。すなわち、これらの評価

Fig. 6 Evaluated fraction of through coating defects during irradiation

点においては、初期 SiC 破損粒子はすべて貫通破損に変わったことを示している。しかしながら、これは局所的なことであり、第 1 チャンネル全体での平均および炉心全体での平均を見ると、燃料取出し時点(1,460日)でも、初期 SiC 破損燃料が貫通破損に至る割合は、さらに、その 3/4 および 2/3 程度に減少する。すなわち、炉心全体から見ると部分的に過ぎず、燃料の健全性が保たれていることがわかる。

最も厳しい第 1 チャンネルの第 5 段装荷燃料体ブロック最下部では、SiC 破損粒子がすべて貫通破損に変わった後、1,400 日程度までは一定値(8.25×10^{-5})を保っており、新たな貫通破損は生じないが、1,400 日を過ぎた頃にわずかに貫通破損割合が上昇し、1,460 日の時点では 8.40×10^{-5} となっている。このことは、今回の評価では、Fig. 5 に示すように、燃焼末期に短期間、炉心下部で温度の高い状態が生じるような運転条件としたため、燃料取出し間近になって、健全であった燃料の一部が新たに破損したことを示している。ただし、貫通破損割合の上昇、すなわち、新たな貫通破損発生割合はわずかに 1.5×10^{-6} であり、初期破損に比べて無視できる範囲である。また、運転条件をさらに見直して炉心下部での一時的な温度上昇を抑えることにより、これを防ぐことも可能である。

Fig. 7 に、燃料取出し時である 1,460 日目における第 1 チャンネルおよび第 2 チャンネルの SiC 層破損割合の軸方向分布の評価結果を示す。この図からわかるように、新たな SiC 層破損の大部分は、第 1 チャンネル、第 2 チャンネルともに第 5 段装荷燃料体ブロックで生じている。

この位置は、Fig. 4 に示されているように、燃焼期間末期の短時間を除いて、常に出力密度が最も高い部分であり、FP による内圧が高くなったものと考えられる。ただし、燃焼に伴う新たな SiC 層破損は、最大の位置でも約 1.6×10^{-6} であり、チャンネル全体で軸方向に平均すると 3.2×10^{-7} 程度となり、Fig. 6 に示す 1,460 日目の第 1 チャンネルの平均値 6.3×10^{-5} と比較しても無視できるものである。

以上、内圧による被覆層破損の評価結果より、運転に伴い初期 SiC 層破損が貫通破損に変わるが、新たに発生する破損は、貫通破損、SiC 層のみの破損、ともに初期破損割合と比較して有意なものではないことを確認した。

3. Pd による SiC 層腐食の評価

Pd による SiC 層の腐食は、FP 核種である Pd が燃料核から拡散により SiC 層に至り、そこで Si と反応し、Pd のケイ化物と炭素を生成することによって生じる^{6,9)}。これは、いわゆるノジュラー型腐食であり、腐食孔が SiC 層を貫通することをもって破損と考える。Pd による SiC 層の腐食による破損については、原研で開発された PdSiC コードを用いて評価を行った。SiC 層の腐食深さは、燃料核から移動し、SiC 層に到達した Pd の量の 1/3 乗に比例するというモデルを用いている⁶⁾。ただし、このモデルでは、SiC に到達した Pd 量が腐食反応を律速するという仮定を前提としている。

評価対象として選定した 10 チャンネルについて、各チャンネル 32 点、計 320 点の評価点で腐食深さを求めた。Pd の収率は Pu と U とで異なるため、核計算により求めら

Fig. 7 Axial distribution of evaluated fraction of SiC layer defects

Fig. 8 Spectrum of evaluated depth of SiC corrosion by Pd

れた ^{235}U , ^{239}Pu および ^{241}Pu の燃焼に伴う核分裂割合の変化を直線で近似して評価に用いた。

評価結果を Fig. 8 に示す。これは、燃料取出し時点(1,460日)での、320点の SiC 層腐食深さをスペクトルの形で整理したものである。この図から、5.5~6 μm 程度の腐食深さとなる燃料粒子が最も多いことがわかる。また、腐食深さは最大でも 11.5 μm であり、SiC 層の厚さ 40 μm の半分にも達していない。これらのことから、SiC 層は Pd による腐食のために破損することはないといえる。

4. 燃料核移動

燃料粒子内の温度勾配による燃料核の移動に関し、HTTR の設計において用いられた COPEDE コードを用いて評価を行った。燃料核移動は、燃料核中の酸素が被覆層の炭素と反応して CO となり、これが低温側に移動して分解し炭素を析出し、その結果、燃料核が高温側に押し出

されるものである。燃料核の移動速度は、実験結果に基づき温度の 2 乗に反比例し、温度勾配に比例するとした式で表している⁹⁾。燃料核移動は温度勾配によるので、評価においては燃料コンパクトを径方向に 14 分割して温度勾配を計算した。

評価対象として選定した 10 チャンネルの冷却材チャンネルの燃料について核移動距離を評価した。各チャンネルで最大の核移動を起こす評価点での移動距離の炉内滞在時間依存性を Fig. 9 に示す。評価の結果、最大移動距離は $86 \pm 16 \mu\text{m}$ であり、バッファ層の厚さ 140 μm に達することなく、燃料核が SiC 層に接触することはない。また、被覆層の強度にも影響しない。このことから、核移動に起因して燃料が破損することはないと判断できる。

IV. 経済性評価結果

GTHTR300 用燃料の製造および燃料サイクルに係るコ

Fig. 9 Maximum kernel migration distance at each channel

Fig. 10 Nuclear fuel cycle

ストについて評価し、経済性の観点でも成立性があることを確認した。コストの検討においては、燃料製造のコストと燃料サイクル全体のコストに分けて検討した。

軽水炉の燃料サイクルを例に、燃料サイクル全体と各要素を Fig. 10 に示す。フロントエンドは、ウラン採鉱・製錬、転換、濃縮、再転換・成型加工の4つの要素からなる。バックエンドについては、大別して2つのオプションが考えられる。第1は使用済燃料を再処理し回収したUとPuをリサイクルするものであり、第2は使用済燃料の再処理は行わず直接処分するものである。我が国では、資源の有効利用の観点から、リサイクルオプションを推進している。

高温ガス炉の燃料サイクルも、軽水炉の燃料サイクルと基本的に同様である。本検討では、ウラン採鉱・製錬から再処理の前ステップの中間貯蔵までを対象として、燃料サイクルコストを評価した。バックエンドについては、高温ガス炉使用済燃料の再処理では UO_2 燃料核を取り出すための前処理工程が必要であり、コストアップ要因となるため、今後、バックエンドコストについても評価を行う予定である。

1. 燃料製造コストの評価

高温ガス炉燃料の製造プロセスは、軽水炉燃料よりも複雑であり、化学的な要素を多く含むことから、燃料製造コストは軽水炉燃料よりも大きくなると予想される。そこで、4基の GTHT300 向けの燃料製造を想定した燃料製造プラントの概略設計を行い、このプラントについて、建屋建設費、燃料製造設備費、人件費、材料および消耗品費、再転換費の見積もりを行い、燃料製造コストを評価した。

燃料製造プラントの製造能力は、GTHT300のウランインベントリー、燃料交換頻度、および燃料交換体数から年間約 7.7 t-U であり、燃料製造プラントの稼働日数等を考慮すると1日あたり約 40 kg-U となる。燃料製造設備の処理バッチサイズを、臨界安全上の形状制限から 10 kg-U とし、これを基に各燃料製造設備の設備数を検討し、検査室、貯蔵庫等を含めた燃料製造建屋構成を概略設計した結果、Fig. 11 に示すような燃料製造プラントが得られた。この燃料製造プラントでは、燃料核の製造において製造能力を確保するために連続焼結炉を想定したが、商用化のためには製造条件等の検討が必要である。また、被覆粒子の製造において、140 μm の第1層および 40 μm の SiC 層を安定して形成するための被覆条件の検討、10 kg-U 規模の流動床の実績がないことから被覆流動試験による被覆条件の検討が必要である。

この燃料製造プラントについて、建屋建設費、燃料製造設備費、人件費、燃料製造において発生する材料および消

Fig. 11 Layout of fuel fabrication plant

耗品等の費用、再転換費を検討した。建屋建設費は、建屋の構造別に建設単価を想定した。燃料製造設備費には、燃料製造設備、検査設備、燃料製造プラント運営システム、その他の付属設備が含まれる。人件費は、燃料製造のために必要な人員、検査に必要な人員、工程管理、品質管理、およびウラン計量管理等の工場運営システムの運用に必要な人員を対象として見積もった。燃料製造において発生する材料および消耗品等は、燃料製造に必要な原材料(原料ウランを除く)、補助材料、燃料製造設備の消耗品、燃料検査で使用される補材および消耗品等である。このとき、商業規模プラントを想定していることによる量産効果として、高品質の燃料が安定的に得られることによる検査頻度の削減、および燃料製造技術の進歩による燃料製造設備の半自動化運転による合理化を考慮するとともに、材料および消耗品等の長期にわたる購入による割引も考慮した。

これらの費用のうち、人件費、材料および消耗品費、および再転換費は、燃料製造において定常的に発生する費用であるのに対し、建屋建設費および燃料製造設備費は、燃料製造プラント建設時に発生する費用である。そこで、燃料製造プラントの実質的な耐用年数を30年と仮定し、毎年1/30の費用を負担するものとして、燃料製造コストを見積もると1年当たり約40億円となる。費用の内訳をTable 3に示す。

Table 3 Breakdown of fuel fabrication cost

Item	Rate (%)
Construction cost of fuel fabrication building	2
Cost of fuel fabrication equipment	5
Personnel cost	35
Cost of material and article of consumptions	56
Re-conversion cost	2
Total	100

2. 燃料サイクルコストの評価

燃料サイクルコストの算出は、経済協力開発機構・原子力機関(OECD/NEA)の報告書¹⁰⁾に記載されている均等化核燃料サイクルコストの計算方法を用いて行った。この計算方法では、発電所が一定期間運転するものとして、発電のために必要となる燃料費と発生電力量から、燃料サイクルコストを求める。具体的には、

燃料サイクルコスト(円/kWh)

$$= (\text{燃料費(円)}) / (\text{発生電力量(kWh)})$$

の計算式を用い、現在価値換算を行った上で求めている。なお、本検討では平衡状態にある原子炉を想定し、取替燃料バッチの燃料サイクルコストを評価することとした。ここでの取替燃料バッチとは、炉心に同時に装荷し、炉心か

ら同時に取出しを行う燃料体の数である。したがって、それらの燃料体は、同時にエネルギー生成に寄与する。原子炉の運転開始から数サイクル以内に達する平衡状態では、装荷および取出し燃料の特性とエネルギー発生量は、サイクルが変わっても変化しない。

燃料サイクルコスト算出のための計算条件を Table 4 に示す。コスト単価は、ウラン採鉱・製錬、転換、濃縮、中間貯蔵については、通産省資源エネルギー庁・総合エネルギー調査会原子力部会第70回会合¹¹⁾で、発表された原子力発電(軽水炉)による発電原価の燃料費(燃料サイクルコスト)に関する内訳に基づき想定した値である。また、再転換・成型加工については、概略設計した燃料製造プラントにおける燃料製造コストと燃料製造能力から求めた値である。

GTHTR300 を対象に平衡サイクルを想定して燃料サイクルコストを評価した結果、1.1円/kWhの見通しが得られた。内訳を Table 5 に示すが、占める割合の大きい項目は、濃縮と再転換・成型加工である。さらに、燃料の仕様が変更された場合として、濃縮度 10~20 wt%，被覆粒

子の種類数 1~4 種類、被覆粒子第 1 層の厚さ 60~90 μm の変動について検討したが、燃料製造コストへの影響は無視できるとの評価を得た。

V. 結 論

高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)用の最高燃焼度 140 GWd/t の高燃焼度燃料について、技術的観点での成立性および経済性の観点での成立性を検討した。

(1) 高燃焼度領域で燃料が健全性を保つことを確認するため、被覆燃料粒子の内圧破損、Pd による SiC 層の腐食挙動および燃料粒子内での燃料核の移動挙動について、解析的に評価を行った。その結果、燃料粒子の被覆は、GTHTR300 燃料の炉内滞在期間(1,460日と想定)には有意な追加破損が生じることはなく、健全性が保たれるとの結論を得た。

(2) 経済的観点での成立性検討では、燃料コスト、すなわち、燃料製造および燃料サイクルに係るコストを評価し、1.1円/kWhと算出された。GTHTR300 のコスト目標である発電単価 4 円/kWh の中での燃料コストとしては 1 円/kWh 程度が望ましいと考えられており、今後の詳細な設計検討により更なる合理化を図ることでコスト目標を達成できるとの見通しを得た。

今後は、GTHTR300 の設計を進め、その結果に基づき詳細な評価を実施し、成立性を確認することとする。

本報告をまとめるに当たり、有益な助言を頂いた日本原子力研究所高温工学試験研究炉開発部 HTTR 技術開発室長代理 沢和弘氏および同研究所核熱利用研究部将来型高温ガス炉システム開発グループ員各位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, 原子力と文論文誌, 1[4], 352(2002).
- 2) S. Saito, T. Tanaka, Y. Sudo, *et al.*, *Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)*, JAERI 1332, Japan Atomic Energy Research Institute, (1994).
- 3) K. Sawa, S. Shiozawa, K. Minato, *et al.*, "Development of a coated fuel particle failure model under high burnup irradiation", *J. Nucl. Sci. Technol.*, **33**, 712(1996).
- 4) K. Minato, K. Sawa, T. Koya, *et al.*, "Fission product release behavior of individual coated fuel particles for high-temperature gas-cooled reactors", *Nucl. Technol.*, **131**, 36(2000).
- 5) 福田幸朗, 小川 徹, 鹿志村 悟, 他, 高温ガス炉用燃料に関する試験研究, JAERI-M 89-007, 日本原子力研究所, (1989).
- 6) K. Minato, T. Ogawa, S. Kashimura, *et al.*, "Fission product palladium-silicon carbide interaction in HTGR fuel particles",

Table 4 Calculation conditions

Major specifications of GTHTR300			
Reactor power		600 MWt	
Average discharge burnup		112 GWd/t	
Cycle length		24 month	
Number of fuel columns		90	
Number of reload fuel columns		45	
Uranium inventory		7.7 t-U	
Fuel enrichment		14 wt%	
Thermal efficiency		45.8%	
Load factor		90%	
Unit price		Lead/lag time (yr)	Loss factor (%)
Uranium purchase	6 kilo-yen/kg-U	-2.0	
Conversion	1 kilo-yen/kg-U	-1.5	0.5
Enrichment	16 kilo-yen/kg-SWU	-1.0	
Fabrication	528 kilo-yen/kg-U	-0.5	1.0
Storage	29 kilo-yen/kg-HM	5.0	
Other items			
Tails assay for enrichment		0.25 wt%	
Discount rate		3.0%	

Table 5 GTHTR300 fuel cycle cost

Component	Fuel cycle cost (yen/kWh)
Uranium purchase	0.17
Conversion	0.02
Enrichment	0.39
Fabrication	0.47
Storage	0.02
Total cost	1.07

- J. Nucl. Mater.*, **172**, 184(1990).
- 7) 沢 和弘, 角田淳弥, 渡部 隆, 高温ガス炉運転中の被覆燃料粒子挙動及び核分裂生成物ガス挙動解析コード, JAERI-Data/Code 99-034, 日本原子力研究所, (1999).
- 8) K. Verfondern, J. Sumita, S. Ueta, *et al.*, "Modeling of fuel performance and metallic fission product release behavior during HTTR normal operation conditions", *Nucl. Eng. Des.*, **210**, 225(2001).
- 9) 沢 和弘, 藤井貞夫, 塩沢周策, 他, 高温工学試験研究炉における被覆粒子燃料の破損及びFP放出率の評価方法, JAERI-M 88-258, 日本原子力研究所, (1988).
- 10) *The Economics of the Nuclear Fuel Cycle*, OECD/NEA, (1994).
- 11) 「原子力発電の経済性について」, 総合エネルギー調査会原子力部会第70回会合(資料3), 通産省資源エネルギー庁, (1999).
-