天然ガス改質型化学再生ガスタービンの要素研究*

(第2報, 要素技術の実験的検討)

中 垣 隆 雄^{*1}, 山 田 正 彦^{*1}
平 田 東 彦^{*2}, 大 橋 幸 夫^{*1}A Study on Principal Component for Chemically Recuperated Gas
Turbine with Natural Gas Steam Reforming
(2nd Reropt, Experimental Study of Principal Component)Takao NAKAGAKI^{*3}, Masahiko YAMADA,
Haruhiko HIRATA and Yukio OHASHI^{*3} Toshiba Corporation, Power and Industrial Systems Research and Development Center,
2-4 Suehiro-cho, Tsurumi-ku, Yokohama-shi, Kanagawa, 230-0045 Japan

Chemically recuperated gas turbine (CRGT) is an advanced cycle, which recovers exhaust heat by endothermic reaction converting fuel into hydrogen-rich gas. CRGT can improve the generating efficiency of the simple cycle GT more effectively than the steam injected GT cycle does. In our 1st report, we made clear required specifications of the reformer in the CRGT system with natural gas steam reforming and designed a reformer consisted of tube bank by numerical analysis considering mass and heat transportation and chemical reactions. On the next stage, we examined the designed reformer experimentally using a test module. We also examined combustibility and emissions of the low-BTU gas containing much steam in the combustion test. It was confirmed that the reformer design was valid and heat recovery was evaluated accurately. Also, combustibility of the reforming gas was approximately steady and the NO_x emission was under 10 ppm.

Key Words: Gas Turbine, Waste Heat Recovery, Thermal Efficiency, Chemical Reaction, Steam Reforming, Packed Bed, Heat Transfer

1. 結 言

天然ガス改質型の化学再生サイクル (Chemically Recuperated Gas Turbine; 以下 CRGT) では, 燃料である天然ガスを水蒸気改質によって水素リッチな改質ガスに転化させ, その反応によって生じる吸熱を利用してガスタービンの排熱を回収するシステムであり, シンプルサイクルに適用すれば大幅に効率が向上する. 効率向上のためには, 改質器における回収熱量の増大と, 水素と蒸気の割合が高い改質ガスの燃焼が技術的課題となる. 改質器は CRGT のキーコンポーネントであり, 天然ガスの改質ガスへの転化率が回収熱量に大きく影響するため, 改質器周りの条件が変化した場合の性能への影響度を評価しておく必要がある. また, 改質ガスは蒸気を多量に含む低カロリーガスであるため, 燃焼安定性や可燃範囲を試験的に確認する必要がある.

筆者らは, 第一報において 4MW 天然ガス焼きシンブルサイクルガスタービンに対して化学再生を適用したシステムを考案すると共に, 熱・物質バランスを求め, それを具現化すべく熱・物質輸送式と化学反応を考慮した数値解析により改質器を設計した. この改質器の実験的な検討として, 改質器の一部を模擬した試験体を用いて改質器の回収熱量の評価をすると共に, 改質ガスの燃焼特性を把握するための試験を行った. 本報では, これらの研究成果について報告する.

主 な 記 号

A_{NOx}	: 燃焼器によって決まる定数
d_i	: 管内径, m
d_p	: 触媒粒子の等価直径, m
f	: 燃空比
m	: 燃焼器内流体流量, kg/s
Nu_i	: (本試験の) 管内ヌセルト数
Nu_o	: 管外ヌセルト数
Nu_p	: d_p を代表長さとする管内ヌセルト数
Nu_l	: d_i を代表長さとする管内ヌセルト数
P	: 燃焼器内圧, Pa

* 原稿受付 2002年2月3日.

^{*1} 正員, (株)東芝電力・産業システム技術開発センター(〒230-0045 横浜市鶴見区末広町2-4).^{*2} 正員, (株)東芝電力・社会システム社(〒105-8001 東京都港区芝浦1-1-1).

E-mail: takao.nakagaki@toshiba.co.jp

- Pr : プラントル数
 q : 円筒熱流束, W/m
 Re_p : d_p を代表長さとするレイノルズ数
 r : 管の半径方向座標, m
 r_i : 管の内半径, m
 r_o : 管の外半径, m
 T_g : 模擬排気温度, °C
 T_{wh} : 管内壁近接充填層温度, °C
 T_{wi} : 管内壁温度, °C
 T_{wo} : 管外壁温度, °C
 T_{air} : 燃焼空気温度, °C
 α_i : 管内熱伝達率, W/m²K
 Δp : 排気圧力損失, Pa
 λ_f : 改質ガス熱伝導率, W/mK
 λ_r : 管の熱伝導率, W/mK
 μ : 改質ガス粘性係数, Pas

2. 要素試験装置

市販の 4MW シンプルサイクルガスタービンに対して化学再生を適用したシステム構成と、排熱回収系の熱・物質バランスを図 1 に示す。同図では燃料として都市ガス 13A を用いており、蒸気と燃料中の C 成分のモル比（スチームカーボン比、以後 S/C と表記）は 4.6 である。

要素試験は第一報で設計した改質器の一部を模擬する試験体を製作し、都市ガス 13A と蒸気、および高温空気をを用いて行った。図 2 に試験装置のシステム図を示す。試験装置は、加圧状態の改質試験部と大気圧下の燃焼試験部とで構成される。都市ガス 13A は燃料圧

Fig.1 Block diagram of CRGT system and a typical mass and heat balance of heat recovery (S/C=4.6)

縮機により 0.8MPa まで加圧し、改質用ガスとして用いると共に一部をパイロット燃焼用として直接燃焼器へ導入した。13A には漏洩感知のため付臭剤としてターシャリーブチルメルカプタン (TBM) および硫化メチル (DMS) が添加されているが、いずれも改質触媒に対して被毒すると報告されている⁽¹⁾。このため、付臭剤を除去すべく市販されている「TOSPIX94」を用いて処理した。都市ガスと混合する蒸気は構内プロセ

Fig.2 Experimental apparatus

ス蒸気を用い、凝縮水の成分を分析して問題となる物質が含まれていないことを予め確認した。改質用都市ガスおよび蒸気は、それぞれマスフローコントローラおよび流量調整弁により所望の流量あるいは S/C となるように設定して改質器の管内に導入した。一方、タービン排気は高温空気で模擬し、ブロワでヒータに空気を送り込み、400~600℃の所望の温度まで昇温してから改質器へ導入した。

図3に、改質器試験体を模式図として示す。第一報で設計した改質器の改質ガス流路は $2.8\text{m} \times 2 = 5.6\text{m}$ のU字形であり、改質器はこのU字形流路の集合体であると見なすことができる。しかしながら、このU字形の単一流路をそのまま模擬するには、3mを超える細長いダクトの中に高温空気を均一な条件で流す必要があり、試験実施が難しい。本試験体では、実機のタービン排気が管壁を通して内部の触媒充填層へ熱を伝える条件と試験条件とを合わせることに重点をおき、ダクトを $630\text{mm} \times 60\text{mm}$ の矩形間口で製作した。この中に、外径 34mm、長さ 500mm の改質管を 11 本直列に接続したユニットを収納し、約 5.6m の改質ガス流路を模擬した。改質器を出た高温空気は燃焼試験にも用い、圧縮機出口温度である 360℃前後にするためスタック冷却用空気の一部を混合して温度を調節した。

改質器内には還元処理が不要なルテニウム系の触媒

を充填した。触媒は直径 3mm、長さ 3mm の円筒型ペレットであり、充填層の空隙率はいずれも約 0.45 であった。改質器管内に流入した都市ガスと蒸気の混合ガスは、触媒に接触することで温度を上昇させながら改質ガスに転化する。改質ガスの出口には保圧弁を取り付け、改質器内圧を調節すると共に、改質ガスを常圧まで下げて燃焼試験部へ送り込んだ。

改質器では、温度計測として図3中に No.0 および No.11 で示される試験体入口および出口、No.1 から No.10 で示される 10 箇所の充填層の接続部における改質ガス温度と、管の外表面における壁温とを熱電対でそれぞれ測定すると共に、充填層内の半径方向温度分布も測定した。また、No.3, No.7 および No.11 においては改質ガスをサンプリングし、ガスクロマトグラフで組成を調べた。

なお、起動時は触媒の失活を防止するため改質器内を窒素でパージした。改質ガスを発生させるときには炭素析出を抑制するため、蒸気でパージしてから都市ガスを導入した。

改質ガスの燃焼試験では、燃焼ガス中の NO_x 、CO および THC を排ガス分析計で測定するほか、ビデオカメラによる火炎の遠隔監視と記録も行った。

3. 試験結果および考察

3.1 改質試験 表1に、改質試験の基本条件およびパラメータを示す。模擬排気側は温度 T_g を 550℃、ダクト入口平均流速における排気—管外壁平均ヌセルト数 Nu_o を 121 とした。ここで、 Nu_o は改質管外周の 1/2 を代表長さとした 11 本の平均値であり、平行平板中の流れに対して直角に置かれた円柱モデル⁽²⁾を用いて求めた。また、この Nu_o は、第一報の改質器の設計における仮定値にほぼ等しい。一方、改質管内側においては、改質器への供給系圧力が実機の 1/2 の 0.8MPa であるため、解析で用いた物質および熱伝達モデルの妥当性評価に主眼をおき、実機との相違を考慮して条件を決定した。まず、供給流量は、管内の充填層圧力損失を考慮し、S/C=4.6 の 13A・蒸気混合ガスの空塔速度を実機の 1/2 である $2.5\text{kg/m}^2/\text{s}$ とした。入口温度は 150℃、改質器出口圧力は 0.5MPa に設定した。

表1 改質試験条件 (下線は基本条件を示す)

模擬排気側	
温度, T_g °C	450, 500, <u>550</u> , 600
管外ヌセルト数, Nu_o	77, <u>121</u> , 153
改質ガス側	
S/C	4.0, 4.2, <u>4.6</u>

Fig.3 An illustration of test section

Fig.4 T_g vs. conversion and outlet temperature of reforming gas

まず、模擬排気側の条件を変化させた試験結果について述べる。図4に、改質器出口における転化率および改質ガス出口温度と模擬排気温度 T_g の関係を示す。同図において模擬排気温度以外の条件は、表1の基本条件に準ずる。なお、都市ガス13Aには僅かながら C_2 以上の炭化水素が含まれており、水蒸気改質反応やメタネーション反応で CH_4 、 H_2 、 CO 、 CO_2 などに变化する。試験中のガスクロマトグラフでは、 $450^\circ C$ 以下では若干の C_2 以上の成分が検出されたが、それ以上の温度ではほとんど無視できる程度にまで小さくなった。排熱回収を目的とした吸熱反応において、生成化学種として最も注視すべき成分は H_2 および CO_2 であり、ガスクロマトグラフでもこれらの検知感度が最適になるように設定した。そこで、都市ガスに含まれる炭素と水素の原子量比を基に、都市ガスを仮想的な $C_{1.2}H_{4.4}$ の単一組成と見なし、これが式(1)および式(2)で示すモル比で反応するとした。

転化率は測定された CO_2 から式(2)による H_2 発生量を

求め、残りを式(1)の H_2 発生量とすることで $C_{1.2}H_{4.4}$ の反応量を算出して定義した。

図4から明らかなように、 T_g の上昇と共に改質ガス温度と出口転化率は上昇している。本試験の空塔速度では転化率が出口温度の平衡転化率までほぼ達しており、5.6mの触媒充填層の通過中に改質反応がほぼ完了し、滞留時間は十分であることが分かる。

図5には改質ガスの主流方向の温度分布を示す。同図における横軸は図3に示した測定位置を示す。同図に見るように、No.0からNo.4付近までは急激に温度が上昇しており、No.5以降の温度上昇は小さい。No.0からNo.4の領域では、改質反応量が少なく、主にガス自体の温度上昇によって吸熱しているが、No.5以降では、反応速度も大きくなり、反応による化学エンタルピーの変化で吸熱していると考えられる。また、それぞれの温度上昇曲線はNo.0からNo.4付近の上昇勾配が異なり、No.5以降は排気温度の差分でほぼ相似な温度分布となっている。なお、No.11では温度が下がっているが、これは出口接続部の放熱によるものであり、実機では曲線から外挿される温度になると考えられる。

図6に、模擬排気流量を変化させた試験における転化率および改質ガス温度と管外ヌセルト数 Nu_o との関係を示す。 Nu_o の増大と共に転化率および改質ガス温度は上昇し、改質器の排熱回収量も増加するが、その上昇率は鈍化傾向にある。模擬排気流量により Nu_o を変化させることは、部分負荷運転時の改質特性を見る試験となるほか、管群で構成された改質器において排気温度を一定とすれば、排気ダクトの寸法を変えて排気の近寄り速度を変化させたり、管ピッチを変化させた影響を見ることもできる。第一報で示した改質器では、 $Nu_o=107$ 、 $\Delta p=285Pa$ であったが、仮に管ピッチだけ狭くして $Nu_o=160$ まで増大させたとすると、 Δp も1120Paに増加する。図1に示したシステムでは、 Δp

Fig.5 Effect of T_g on reforming gas temperature profiles

Fig.6 Nu_o vs. conversion and outlet temperature of reforming gas

Fig. 7 Effect of Nu_o on reforming gas temperature profiles

Fig. 8 S/C vs. conversion and outlet temperature of reforming gas

が4倍に増加すれば、タービン背圧が上昇し、タービン出力が約60kW程度低下し、発電効率も約0.3%低下することになる。したがって、排気流速を増大させても、回収熱量の増加があまり見込めないならば、トレードオフとなる圧力損失の悪影響が大きくなる可能性が高い。

図7には改質ガス温度分布を示す。図5と比較すると温度の上昇勾配が Nu_o の影響を顕著に受けることが分かる。これは、充填層への熱通過率に対して管外の伝熱抵抗の寄与が大きいためであると考えられる。

次に、改質管内側の条件を変化させた場合の結果について述べる。図8に、転化率および改質ガス温度とS/Cとの関係を示す。S/Cが大きいかほど平衡転化率は大きくなるため、S/Cの増加と共に転化率は上昇していることが分かる。一方、改質ガス出口温度は、ほぼ一定である。S/Cの変化に伴い、改質ガスの組成、特に水素濃度が大きく異なるため、熱伝導率などの物性値に差が生じるが、熱通過への影響は小さいと考えられる。

次に、基本条件における改質ガスのサンプル位置毎

Fig. 9 Transition of conversion and temperature

の転化率および改質ガス温度を図9に示す。同図にはガス温度に基づく平衡転化率も併せて示す。No.3からNo.7に比べてNo.7からNo.11の間では改質ガス温度はあまり変化していないが、転化率は上昇している。すなわち、改質器の後半部では、排気から吸収された熱は温度上昇ではなく、化学エンタルピーの変化に転換されていることを示している。また、No.3における転化率は、平衡転化率に対して3%程度小さくなっているが、No.7およびNo.11では、ほぼ平衡転化に達している。改質ガスは充填層を移動しながら温度を上昇させており、No.3付近では急激に上昇する温度に対して反応が追い付かず、改質ガス温度の平衡に達するまで反応が進行していない。しかし、No.7以降では、温度上昇幅は小さくなるが、反応速度が大きいので、温度が上がってもすぐに平衡に達していると考えられる。出口までの滞留時間があれば、図4に見るようにいずれの温度でも平衡転化に達していることから、本改質管の充填層長さに対する空塔速度は処理可能範囲内であると言える。

次に、改質管壁を介した熱通過について述べる。図10および図11には、基本条件における改質管内外の半径方向温度分布を、それぞれ T_g および Nu_o をパラメータとして示す。温度測定は、図3に示すようにNo.6およびNo.11の改質管において、長さ500mmの中央で行った。図の横軸は管中心軸から半径方向の距離を示し、15mm付近のハッチング部は管壁を示す。管内側は3点/1シースの多点式熱電対によって測定しており、管内壁付近のプロットは充填層の温度であって壁温ではない。また、管外壁付近のプロットは周方向に3点取り付けられた熱電対による平均の壁温を示す。両図において、No.6の管内部や管壁部における温度勾配はNo.11よりも大きくなっている。これは、No.6における熱流束がNo.11よりも大きいことを示し、No.6の管中心部付近では反応に必要な熱の供給が不十

Fig.10 Effect of T_g on radial temperature profile Fig.11 Effect of Nu_o on radial temperature profile

分で改質ガス自身の持つ顕熱で補っていると考えられる⁽³⁾。また、図 11 では Nu_o ごとに温度分布が大きく異なるが、図 10 ではいずれの T_g であっても温度分布は同様な傾向を示す。すなわち、熱通過率の温度依存性は小さいと考えられる。

さらに、図 10 および図 11 の結果を用いて管内の伝熱係数を次のように推算した。

円筒熱流束 q は管外壁雰囲気 T_g 、管外壁温度 T_{wo} 、管の外半径 r_o および Nu_o より求めた α_o を用いて式(3)で表される。

$$q = 2\pi r_o \alpha_o (T_g - T_{wo}) \quad \dots (3)$$

この熱流束 q を用いて、式(4)の関係から管内壁温度 T_{wi} を求める。ここで、 λ_i は管の熱伝導率であり、 r_i は管の内半径である。さらに、式(5)の関係から管内熱伝達率 α_i を求める。ここで、 T_{wb} は管内壁近接充填層

Fig.12 Comparison of Nu number at the inner tube wall

温度であり、図 10 および図 11 中の $r=14.2\text{mm}$ にプロットしたデータを用いた。

$$q = \frac{2\pi(T_{wo} - T_{wi})}{\frac{1}{\lambda_i} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \quad \dots (4)$$

$$q = 2\pi r_i \alpha_i (T_{wi} - T_{wb}) \quad \dots (5)$$

管内ヌセルト数 Nu_i は、触媒粒の等価直径 d_p および改質ガスの熱伝導率 λ_f を用いて式(6)で定義する。

$$Nu_i = \frac{\alpha_i d_p}{\lambda_f} \quad \dots (6)$$

図 12 に、本試験で得られた Nu_i に対し、3 種類の推算式を用いて得られた Nu_p との比較を示す。推算式は、式(7)の Leva の加熱管の式⁽⁴⁾、第一報の改質器設計で用いた矢木・国井の壁温一定モデル⁽⁵⁾および式(8)で示される Martin/Nilles の式⁽⁶⁾を用いた。

$$Nu_i = \frac{\alpha_i d_i}{\lambda_f} = 0.813 \left(\frac{d_p G}{\mu} \right)^{0.9} \exp\left(-6 \frac{d_p}{d_i}\right) \quad \dots (7)$$

$$Nu_p = 0.19 Re_p^{0.75} Pr^{1/3} \quad \dots (8)$$

ここで、 Re_p は d_p を代表長さとするレイノルズ数である。なお、式(7)における代表長さは、文献では管の内径 d_i を取っているが、図 12 では d_p に換算している。また、式(8)は、半径方向の混合強度が拡散より強い場合にのみ適用できるが、本試験の範囲ではこの条件を満たしている。図 12 を見ると、多少のばらつきはあるが、本試験結果の Nu_p の範囲では Martin/Nilles の式が比較的一致していることが分かる。

これらの推算式では、改質反応による組成や温度の変化に伴う物性値の影響は陰的に含んでいるものの、吸熱による伝熱促進の効果は陽的に考慮されていない。逼迫らは燃料電池用改質器内の熱・物質移動に関して報告⁽⁷⁾しており、改質ガスと反応を伴わない水蒸気で Nu_p を評価している。その結果においても、 Re_p が 10^2

Fig. 13 Comparison between analytical and experimental results

以上の領域では、反応の有無が Nu_p に対してあまり影響を与えない結果になっている。本改質器でも Re_p は 10^2 から 10^3 を設計範囲とするため、 Nu_i の推算において反応熱の影響を含まない推算式であっても、局所の物性値を考慮すれば十分精度良く予測可能であると考えられる。

図 12 に示した 3 つの推算式のうち、Yagi/Kunii および Martin/Nilles の 2 つの式を用い、表 1 の基本条件における温度分布および転化率の推移について、第一報で述べた設計コードを用いて解析した結果を図 13 に示す。同図には、試験結果も併せて示す。矢木・国井の式では、図 12 に示すように Nu_i を試験結果より多少大きめに見積もる傾向にあるが、温度分布および転化率の推移においてはほとんどその影響は現れていない。これは、基本条件下では、模擬排気-改質ガス間の熱通過に対して、管外の熱抵抗が大きいためであると考えられる。

図 13 において、設計コードを用いた予測結果が試験結果と良く一致したことから、コードの妥当性が確認された。したがって、第一報で示した改質器の性能予測結果も信頼性が高いと考えられる。

3.2 燃焼試験 改質ガスの燃焼特性を把握するため、図 2 の試験装置で燃焼試験を行った。燃焼方式は拡散燃焼とし、燃焼器の形式は単管逆流型である。図 14 に、試験に供した燃焼器の概略図を示す。ノズルは都市ガス 13A および改質ガスのデュアル燃料対応で、交互スワッチを用いた。燃焼器は 4MW 機相当のものを基準にして燃焼負荷率が合うように縮小し、ライナ冷却は試験対象から除外した。図 1 に示したシステム条件から、燃料+蒸気の流量と空気流量との比、すなわち定格燃空比を 0.12 とし、燃料を一定にして蒸気量を順次増加させて燃焼安定性を見る S/C 変化試験を実

Fig. 14 Test burner

Fig. 15 Conditions of reforming gas at the combustion test

施した。S/C は 2.0, 3.1, 5.3 および 7.0 と変化させ、燃焼器入口において改質ガスの成分を測定した。なお、燃焼器入口における空気温度は約 315°C であった。

図 15 に S/C を変化させた場合における改質ガスの CH_4 および H_2 のモル濃度と低位発熱量 (LHV) を示す。燃焼状態は、S/C=7.0 ではやや火炎が不安定であったものの、2.0 から 7.0 までほぼ良好であった。一般に、圧力が高ければ、低圧よりも良好な燃焼状態となることが予測されるため、本燃焼器を用いた試験では S/C=7.0 以下、すなわち LHV=4.1 MJ/Nm³ 以上であれば可燃範囲であると考えられる。

図 16 に燃焼排ガス中の NO_x, CO および THC の測定結果を示す。S/C の増加に伴い、CO は S/C=5.3 で急増した。S/C=7.0 では火炎は保持されていたが、THC および CO はそれぞれ 210 ppm および測定可能レンジオーバーであった。S/C=5.3 において CO および THC 濃度から燃焼効率を推定すると 99.8% である。一方、NO_x 濃度は対数的に低下している。本試験では、大気圧下において燃焼させているが、実機では加圧燃焼となるため、実機条件における NO_x 濃度を、式(9)に示す Sullivan の式⁽⁸⁾を用い、酸素濃度 16% で推定した。

Fig.16 Emissions of combustion test

$$NO_x = A_{NO_x} P^{0.5} m^{-0.22} f^{1.4} \exp\left(\frac{T_{air}}{250}\right) \quad \dots (9)$$

ここで、NO_x 濃度は ppm であり、 P 、 m 、 f および T_{air} はそれぞれ燃焼器内圧、燃焼器内流体流量、燃空比および空気温度を示す。また、 A_{NO_x} は燃焼器や燃料の種類によって決まる定数であり、大気圧下の NO_x 濃度と図 1 に示した P 、 m 、 f および T_{air} を用い、各 S/C においてそれぞれ求めた。図 16 には推定した NO_x 濃度も併せて示す。同図によれば、実機では、いずれの S/C であっても 10ppm を下回る NO_x 濃度で運転可能であることが分かる。

この他、実機の運転を想定した燃料の切替試験も実施した。まず、図 2 の試験装置において、パイロット燃料 100% で保炎し、改質器へ一定の蒸気を流した。次に、パイロットの燃料を 25% 刻みで順次改質器へ送り込み、パイロットの都市ガスと改質ガスの混合燃焼状態を経て、パイロット燃料 0%・改質ガス 100% に切り替えた。この燃料切替試験においても火炎は消えることなく安定した燃焼状態を保った。

4. 結 言

化学再生のキーコンポーネントである改質器についてモジュール試験を実施し、改質反応と温度変化に重点をおいて改質性能を評価した。また、4MW ガスタービンを想定した燃焼器で実際に改質ガスを燃焼させ、燃焼特性や排ガス中の NO_x などの評価を行った。その結果、以下のことが明らかになった。

(1) システム解析による要求性能が達成可能であることを実験的な評価法で確認した。これにより、天然ガス炊きシンプルサイクル GT の発電効率を大きく向上させる CRGT システムの実現化の見通しを得た。

(2) 第一報では触媒充填層に対して擬似的な均質モデルを適用し、化学反応と物質・熱輸送を考慮した数値解析により改質器の設計を行ったが、本試験結果に

より、これらの妥当性が確認された。

(3) 実機を想定した改質ガス燃焼試験により、S/C が 7.0 まで燃焼可能であることを確認すると共に、脱硝設備を用いずに NO_x 濃度 10ppm 以下を達成できることが分かった。

文 献

- (1) Dayton, D. C., "Fuel Cell Integration-A Study of the Impacts of Gas Quality and Impurities", *NREL Milestone Report*, NREL/MP-510-30298, (2001)
- (2) Gnielinski, V., *Forsch.-Ing. Wes.*, **41-5**, (1975), 145-153
- (3) 宇佐美・萩原・福迫・田子, 機論, **58-549**, B (1992), 1630
- (4) Leva, M., and Grummer, M., "Heat Transfer to Gases Through Packed Tubes - Effect of Particle Characteristics", *Ind. Eng. Chem.*, **40** (1948), 415-419
- (5) Yagi, S. and Kunii, D., "Studies on Heat Transfer in Packed Beds", *Int. Devel. Heat Transfer Part IV*, (1962), 750-759
- (6) Martin, H. and Nilles, M., *Chem.-Ing.-Tech.*, **65** (1993), 1468-1477
- (7) 福迫・山田・宇佐美, 伝熱研究, **36-140** (1997), 18
- (8) Sullivan, D. A., "A Simple Gas Turbine Combustor NO_x Correlation Including the Effect of Vitiated Air", *J. Eng. for Power, Trans. ASME*, **99** (1977), 145-152