

マイクロガスタービン・固体酸化物形燃料電池 ハイブリッドシステムのサイクル解析*

上地英之^{*1} 君島真仁^{*2} 笠木伸英^{*3}

Cycle Analysis of Micro Gas Turbine - Solid Oxide Fuel Cell Hybrid System

Hideyuki UECHI, Shinji KIMIJIMA and Nobuhide KASAGI

The University of Tokyo, Department of Mechanical Engineering,
Hongo 7-3-1, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8656 Japan

Small distributed generation systems are currently attracting much attention because of their high energy utilization efficiency. Among them, a hybrid system based on micro gas turbine (μ GT) and solid oxide fuel cell (SOFC) is expected to achieve a much higher efficiency than traditional μ GT. In this paper, we investigate the effects of cycle design parameters on the performance and feasibility of a μ GT-SOFC hybrid system for small apartments and businesses. As a result, a general design strategy is found that less direct fuel input to combustor as well as higher recuperator efficiency lead to higher generation efficiency, while higher steam-carbon ratio moderates requirements for the material strength. It is also confirmed that the hybrid system is much superior to the recuperated gas turbine in terms of its power efficiency and aptitude for small distributed generation. The conceptual design of a 30kW μ GT-SOFC hybrid system, of which diameter and height are 750mm and 1500mm, respectively, is shown to give a power efficiency over 65% (LHV) in the best possible case.

Key words : Gas Turbine, Fuel Cell, Thermal Efficiency, Exergy, Energy Saving, Hybrid System, Cycle Analysis

1. 序論

近年,地球温暖化防止のため,エネルギー利用の一層の高効率化が求められている。発電に伴う排熱利用を可能とする,分散型のミニ,あるいはマイクロコージェネレーションの広範な普及に大きな期待が寄せられている。これを受けて,送電端出力100kW以下のマイクロガスタービン(μ GT)が実用化されている⁽¹⁾。より小規模の5kW級,効率40%の μ GT実現の可能性と開発課題が示されている⁽²⁾。

しかし,ガスタービン単体では効率の高い再生器を用いたとしても,40%程度の熱効率が限界と見られ,燃料電池との複合化によって,効率を飛躍的に向上する方法が模索されている。中でも固体酸化物形燃料電池(SOFC)は900°Cから1000°C程度の高温で動作するため,その排熱でタービンを駆動し動力回収を行うことにより,極めて高い効率を実現することが期待されている。既にこのようなサイクルにより70%を超える発電効率が得られる可能性が示されている⁽³⁾。さらに,200kW,300kW級の実証プラントによる試運転⁽⁴⁾も開始されつつあるが,これまでの研究の多くは200kW級以

上の規模のシステムを対象としている。

本研究では,小規模な事業所や集合住宅での利用を前提とした,出力30kWの μ GT-SOFCハイブリッドシステムを取り上げ,そのサイクル解析を行う。この背景として,増加の著しい民生用エネルギー需要に対応する必要があると同時に,ハイブリッドシステムの小型化が,実用化の足かせとなっているSOFCの加工・製造コストの低減に結びつく可能性があることを指摘できる。

本論文では,マイクロガスタービンと燃料電池の複合化の有効性に関してエクセルギーを指標とした評価を行い, μ GT-SOFCハイブリッドシステムの特徴を明確にする。また,主要なサイクルパラメーターがサイクル性能に及ぼす影響を評価し, μ GT-SOFCハイブリッドシステムを設計する際の設定指針を示す。さらに,出力30kWの μ GT-SOFCハイブリッドシステムの概念設計を行い,システム全体の大きさを見積もる。

記号

F	: ファラデー定数	C/mol
G	: ギブスエネルギー	J/kg
H	: エンタルピー	J/kg
J	: 電流密度	A/m ²
K	: 平衡定数	
Q	: 熱量	W
R	: 気体定数	J/mol K

*原稿受付 2001年 3月 23日。

¹ 学生員, 東京大学大学院 (〒113-8656 東京都文京区本郷7-3-1)。

² 正員, 科学技術振興事業団研究員。

³ 正員, 東京大学大学院工学系研究科機械工学専攻。

E-mail: uechi@thtlab.t.u-tokyo.ac.jp

- T : 温度 K
- V : 電圧 V
- W : 仕事率 W
- i : 電流 A
- n : 化学種のモル数 mol
- p : 圧力 atm
- x : 各成分モル分率
- δ : セル構成材料の厚み mm
- η : 効率
- ρ : 抵抗率 $\Omega \text{ cm}$
- π : 圧力比

添字

- cell : 燃料電池セル
- ref : 改質反応
- shf : シフト反応
- an : アノード電極
- ca : カソード電極
- el : 電解質
- net : 実質的な量
- act : 活性化分極
- SOFC : 固体酸化物形燃料電池
- c : 圧縮機
- t : タービン
- DA : 直流 - 交流変換器
- gen : 発電機
- gcfc : SOFC 燃料昇圧機
- gcgt : 燃焼器燃料昇圧機
- blow : ブローア
- in : 構成要素の入口
- out : 構成要素の出口

2. 対象とするシステム

マイクロガスタービン・固体酸化物形燃料電池 (μ GT-SOFC) ハイブリッドシステムの構成を図1に示す。図中の温度、仕事等は後述する概念設計の条件に基づくサイクル解析の結果である。燃料としては常温常圧のメタン CH_4 が供給されるものとする。

本システムでは、まず空気を圧縮し、再生器で加熱する。再生器を通過した空気、 CH_4 を SOFC に供給して発電を行う。SOFC の排気ガス中には、未反応の H_2 、 CO 、 CH_4 が含まれるので、これに CH_4 を加え、後段の燃焼器において燃焼させる。燃焼ガスによりタービンを駆動し動力発生・発電を行う。タービンから吐出されるガスは再生器の加熱源として利用したのちに排出される。

本システムにおける CH_4 の改質は、SOFC の排気ガス中の水蒸気を利用した内部改質とし、排気ガスを再循環させることにより改質に必要な水蒸気を供給する方式を前提としている。この方式により、外部に水蒸気

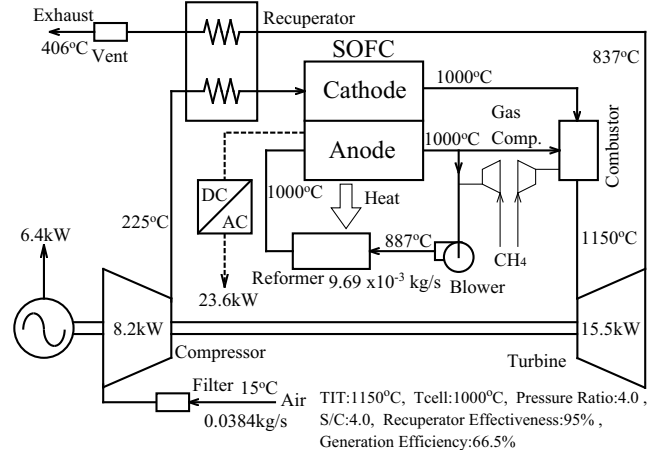


Fig. 1 μ GT-SOFC hybrid system

Table 1 Cycle analysis conditions

Cell Temperature (°C)	1000
Turbine Inlet Temperature (°C)	Variable
Pressure Ratio (-)	5.0
Total Output (kW)	30
Recuperator Temperature Effectiveness (%)	85
Compressor Adiabatic Efficiency (%)	73
Turbine Adiabatic Efficiency (%)	80
GT Mechanical Efficiency (%)	95
Blower Adiabatic Efficiency (%)	70
Blower Mechanical Efficiency (%)	90
Gas Compressor Adiabatic Efficiency (%)	60
Gas Compressor Mechanical Efficiency (%)	90
Steam Carbon Ratio (-)	3
Current Density (A/m^2)	3000
H_2 Utilization Ratio (%)	80
Cathode Thickness (mm)	2
Anode Thickness (mm)	0.1
Electrolyte Thickness (mm)	0.02
SOFC Pressure Drop (%)	5
Reformer Pressure Drop (%)	4
Filter Pressure Drop (%)	0.5
Vent Pressure Drop (%)	0.5
Recuperator Pressure Drop (Air Side) (%)	3
Recuperator Pressure Drop (Exhaust Side) (%)	2
Atmospheric Temperature (°C)	15
Generator Efficiency (%)	98
Inverter Efficiency (%)	93

発生器を持つことなく、自立した構成となる。

3. サイクル解析の手法

3.1 仮定事項 サイクル解析を単純化するために次の仮定事項を設けた。以下、特にことわらない限り解析条件を表1の通りとする。

- (1) 物質は系外に漏れない。

- (2) 放熱，伝熱による損失は無視する．
- (3) SOFC は集中定数系として解析する．
- (4) 反応は平衡に達するまで進む．
- (5) 反応は一定の温度・圧力・組成で起こるものとし，反応容器内でのこれらの分布は考えない．
- (6) 定常運転のみを考える．
- (7) CH₄の改質は，セルスタックの発熱を利用した間接内部改質方式とし，アノード電極には改質後の混合ガスが流入する．
- (8) アノード出口，カソード出口，改質器出口の温度はセルの反応温度と等しい．
- (9) 燃焼器では SOFC から排出される H₂，CO，CH₄ および新たに投入される CH₄ が完全燃焼する．

3・2 反応熱，平衡定数 燃料電池の解析を行うためには改質器の反応，セルの反応を評価するために反応熱，平衡定数を求める必要がある．まず，反応熱については JANAF 表⁽⁵⁾より生成エンタルピーを求め，反応前後の差をとることにより求めた．平衡定数は JANAF 表⁽⁵⁾より生成ギブスエネルギーを求め，反応前後の差をとることにより反応ギブスエネルギー ΔG を得た． ΔG より平衡定数 K は以下の式(1)より計算できる．すなわち，気体定数を R とすると，次のように表せる．

$$K = \exp\left[-\frac{\Delta G}{RT}\right] \quad (1)$$

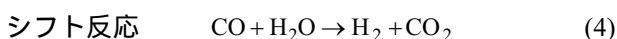
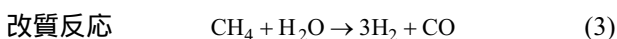
反応熱，平衡定数は温度の多項式で近似した．

3・3 マイクロガスタービン 圧縮機，タービンの解析は文献(6)の方法によった．燃焼器では，はじめに出口温度を与え，繰り返し計算によって投入すべき燃料の量を求めた．燃焼熱は3・2の方法により求めた．ガスタービンから取り出せる電力は，タービン仕事 W_t ，圧縮機仕事 W_c ，燃焼器燃料昇圧機仕事 W_{gcgt} ，発電機効率 η_{gen} ，ガスタービン機械効率 η_{mgt} から次のように計算できる．

$$W_{gt} = \eta_{gen}(\eta_{mgt}W_t - W_c) - W_{gcgt} \quad (2)$$

本解析では，表1に示す通り，圧縮機断熱効率73%，タービン断熱効率80%を設定している．これらの数値は，出力10kWのガスタービンにおいて，各々75.7%，83.3%の断熱効率を得られるとの報告例⁽⁷⁾に基づいて決定した．

3・4 改質器 改質器では，水蒸気を含むアノード反応ガスと燃料とが反応し，セルにて発生する熱の供給を受け反応が進行する．この反応は，次のように評価できる⁽³⁾．



改質反応は吸熱反応，シフト反応は発熱反応である．

改質反応の平衡定数を K_{ref} ，シフト反応の平衡定数を K_{shf} とすると，各々の平衡定数は，成分の分圧を用いて次のように表すことができる．

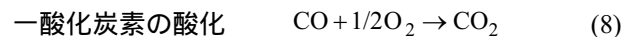
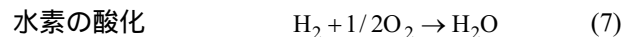
$$K_{ref} = \frac{P_{\text{H}_2}^3 P_{\text{CO}}}{P_{\text{CH}_4} P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (5)$$

$$K_{shf} = \frac{P_{\text{H}_2} P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}} P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (6)$$

式(5)，(6)に3・2の方法により求めた K_{ref} ， K_{shf} を与え，繰り返し計算によって改質反応，シフト反応の反応モル数 Δn_{ref} ， Δn_{shf} を算出することができる．なお， K_{ref} ， K_{shf} の計算の際は，改質器の出口温度がセル温度と等しいものと仮定した．また改質反応の反応温度として，入口温度と出口温度の算術平均を与えた．以上の手順から反応モル数を求めた後，3・2の方法より反応エンタルピーを求め，入口，出口のエンタルピーを考慮してエネルギーバランスよりセルから受け取る熱 Q_{ref} を求めた．なお，混合ガスのエンタルピーの計算に当たっては文献(6)の方法を用いた．特にCH₄のエンタルピーの計算には文献(8)の定圧比熱の多項式近似を用いた．

3・5 セル

3・5・1 理論起電力 セルでは次の反応が起こる．



反応前後でのギブズエネルギーの変化を ΔG_{H_2} とすると，理論起電力は次のように求まる⁽¹⁵⁾．

$$V_{\text{H}_2} = -\frac{1}{2F} \Delta G_{\text{H}_2} - \frac{RT}{2F} \ln \left[\frac{P_{an,\text{H}_2\text{O}}}{P_{an,\text{H}_2} \sqrt{P_{ca,\text{O}_2}}} \right] \quad (9)$$

式(9)を式(1)を用いて整理すると，

$$V_{\text{H}_2} = \frac{RT}{2F} \left[\ln K_{\text{H}_2} - \ln \left[\frac{x_{an,\text{H}_2\text{O}}}{x_{an,\text{H}_2}} \right] + \frac{1}{2} \ln(x_{ca,\text{O}_2} P_{ca}) \right] \quad (10)$$

一酸化炭素の酸化についても同様に計算できる．

$$V_{\text{CO}} = \frac{RT}{2F} \left[\ln K_{\text{CO}} - \ln \left[\frac{x_{an,\text{CO}_2}}{x_{an,\text{CO}}} \right] + \frac{1}{2} \ln(x_{ca,\text{O}_2} P_{ca}) \right] \quad (11)$$

平衡定数は3・2の方法により計算することができる．

3・5・2 反応量 ここで，平衡定数の定義より，アノードの酸素の分圧は次式で表すことができる．

$$P_{an,\text{O}_2} = \left[\frac{1}{K_{\text{H}_2}} \frac{P_{an,\text{H}_2\text{O}}}{P_{an,\text{H}_2}} \right]^2 = \left[\frac{1}{K_{\text{CO}}} \frac{P_{an,\text{CO}_2}}{P_{an,\text{CO}}} \right]^2 \quad (12)$$

式(12)を用いることにより，式(10)で計算される水素の酸化による起電力と式(11)で計算される一酸化炭素

の酸化による起電力は等しくなる。

計算の際には、まず水素利用率より水素の反応量を求める。簡単のため電極の電位は全て、入口と出口の各成分のモル数の平均を用いて計算することにする。反応前の各成分のモル数は n に添え字を付け、水素の反応モル数を Δn_{H_2} 、一酸化炭素の反応モル数を Δn_{CO} と表すことにすると式(12)より、

$$\frac{1}{K_{CO}} \frac{n_{an,CO_2} + 0.5\Delta n_{CO}}{n_{an,CO} - 0.5\Delta n_{CO}} = \frac{1}{K_{H_2}} \frac{n_{an,H_2O} + 0.5\Delta n_{H_2}}{n_{an,H_2} - 0.5\Delta n_{H_2}} \quad (13)$$

となる。反応量の前の係数1/2は起電力を入口と出口の平均成分で与えたためのものである。式(13)に Δn_{H_2} を与えると Δn_{CO} を求めることができる。

3.5.3 分極 実際のセルでは、内部抵抗による電圧降下(分極)が発生し、実質的な起電力は理論起電力よりも低くなる。この内部抵抗の要因としては、反応に必要な活性化エネルギーに起因する活性化分極、反応ガスの不均一により発生する濃度分極、電極の電気抵抗と電解質のイオン電導抵抗による抵抗分極を考慮することができる。ここでは活性化分極ならびに、抵抗分極による電圧降下を考慮に入れることとする。濃度分極は他の分極と比較して小さくなる⁽¹⁵⁾ので考慮していない。

これまでに、SOFCにおける分極特性に関するいくつかの報告例⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾を見ることができるが、構成材料の違いやガス組成により複雑な特性を示す。電極反応機構の解明を目的とした詳細な検討等も行われている⁽¹¹⁾が、現段階で理論的に算出することは困難である。そのため、実験式を利用した推定を行うことが必要となる。水素発生等の電解反応の活性化過程における過電圧を推定する実験式としてButler-Volmerの式⁽¹²⁾がよく知られているが、電解反応の逆のプロセスであるSOFCの電極反応における過電圧が、この式による推定値と比較的良好一致と言われている⁽¹³⁾。一方で、電極における酸素分圧の影響を考慮した実験式を使用した平板型セルの性能解析に関する報告例⁽¹⁴⁾も見られるが、いずれの方法が適切であるかについて明確な評価結果が無く、汎用性を有する活性化分極の推定方法は確立されていない。このような状況を受けて、本解析では、活性化分極の推定式として、Butler-Volmerの式から導かれるTafelの式と類似の特性を表す次の式⁽¹⁵⁾を用いることとした。

$$V_{act} = \int_0^J V_a \frac{\ln(J_c / J_o)}{\ln(1 + J_c / J_o)} dJ \quad (14)$$

ここで、 V_a ならびに J_o は各々次のように表される。

$$V_a = 0.074(T/1273) \quad (15)$$

$$J_o = 10^{(-7520/T+4.51)} \times 10^{-4} \quad (16)$$

$$J_c = 0.4 \times 10^4 \quad (17)$$

式(14)～(17)は、円筒型のセルの解析に使用されている⁽¹⁵⁾が、Butler-Volmerの式に基づいていることから、セル形状に依存せず適用可能であると考えられる。

抵抗分極については、セル構成材料の抵抗率を次の各式で見積もることができる⁽³⁾。

$$\rho_{an} = 0.00298 \exp(-1392/T) \quad (18)$$

$$\rho_{ca} = 0.008114 \exp(600/T) \quad (19)$$

$$\rho_{el} = 0.00294 \exp(10350/T) \quad (20)$$

これらの抵抗率からセルにおける電圧降下を推定する際には、円筒、平板等のセル構造に応じた等価回路(梯子型回路近似ならびに分布定数回路近似)による詳細な解析⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾が必要となるが、ここでは簡便化のためにセル構成材料の厚さの影響のみを考慮した推定を行う。

本解析では、セルの形状やスタック構成等を考慮していないことから、単セル間を接続するインターコネクターの抵抗については考慮していない。インターコネクターに使用される酸化物材料の抵抗率は比較的大きい⁽¹⁶⁾。単セルの積層化に際しては、酸化物材料の厚みを2.0 μ m程度の薄膜とし、さらにNiによる接続が行われる⁽¹⁷⁾。このような場合には、インターコネクターの抵抗はそれほど大きくなることが予想され、インターコネクターを無視したことが解析結果に及ぼす影響は小さいと考えられる。

本解析における過電圧の算出結果の一例を図2に示す。図2は温度を媒変数として電流密度と過電圧の関係を示している。電極および電解質の厚みは表1に示している通りである。実線が全過電圧を示し、破線が活性化過電圧を示している。両者で挟まれた部分が電気抵抗ならびにイオン電導抵抗による電圧降下を表している。動作温度1000 $^{\circ}$ Cで電流密度が3000A/m²の場合に電圧降下は0.159Vになる。この値は、既に報告されている各種の実験結果⁽¹⁸⁾⁻⁽²¹⁾と比較して同程度である。

また、SOFCでは電極における炭素析出が問題となる場合があるが、本解析では特に考慮していない。その

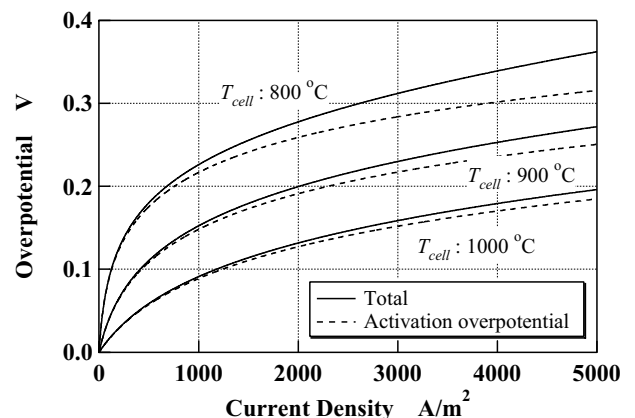


Fig. 2 Relation between current density and overpotential

Table 2 Composition of anode inlet gas
($T_{cell} = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\pi = 4.0$, $S/C = 4.0$)

Temp. °C	Pressure kPa	Mole Fraction %								
		N ₂	O ₂	Ar	CO ₂	CO	H ₂	H ₂ O	CH ₄	
943.5	460.3	0.00	0.00	0.00	14.36	18.97	32.21	34.45	0.01	

理由は次の通りである。表2は表1の条件で解析した場合のアノード入口ガスの組成の一例を示したものである。表2から分かるように、アノード入口ガスにはCH₄はほとんど含まれず、H₂Oが35%程度含まれることから、炭素析出が発生することはないと予想される。なお、アノード入口に直接CH₄を供給する直接内部改質の場合には、炭素析出を考慮した評価⁽²²⁾が必要になると考えられる。

3.5.4 SOFC出力 前項に述べた活性化分極 V_{act} 、および抵抗分極を考慮すると、セルの実質的な電圧は次のように表すことができる。

$$V_{net} = V_{H_2} - V_{act} - J(\rho_{an}\delta_{an} + \rho_{ca}\delta_{ca} + \rho_{el}\delta_{el}) \quad (21)$$

と求まる。また、電流は反応モル数より算出できる。

$$i = 2FDn_{H_2} + 2FDn_{CO} \quad (22)$$

従って、SOFCで発生する電力は、次のように表される。

$$W_{SOFC} = V_{net}i \quad (23)$$

しかし、SOFCの運転のための補機の駆動に必要な電力をSOFCの出力でまかなうことを想定すると、実際に利用することのできる電力は、次のように表される。

$$W_{SOFC} = \eta_{DA}W_{SOFC} - W_{gfc} - W_{blow} \quad (24)$$

3.5.5 エネルギーバランス SOFCのエネルギーバランスの計算に当たってはアノード出口、カソード出口の温度が等しいものと仮定する。まず、入口のエンタルピー H_{in} および反応エンタルピー ΔH_{cell} を求める。これと先に示したSOFCの出力と改質に要する熱とから出口のエンタルピー H_{out} を算出することができる。

$$H_{out} = \{H_{in} + (-DH_{cell})\} - (W_{SOFC} - Q_{ref}) \quad (25)$$

アノードのガスとカソードの空気を混合した温度を H_{out} より求め、それをアノード、カソードそれぞれの出口温度とする。アノードから出たガスの一部は改質反応の水蒸気を供給するため再循環される。再循環される部分と燃焼器に入る部分の比はS/C比から決める。本研究ではアノード、カソードの各出口温度をセルの温度と等しいと仮定し、はじめにセルの温度を与え、繰り返し計算により、所定のセル温度となるような燃料投入量を算出した。

なお、本研究では、発電効率は燃料電池と燃焼器に投入した燃料の低位発熱量の和で定義するものとする。

4. ハイブリッドシステムの特徴

μ GT-SOFCハイブリッドシステムでは70%近い発電効率が期待できる。この理由を明らかにするため、エ

クセルギー解析を行った(図3)。再生ガスタービンについてもセラミックガスタービンを想定し、タービン入口温度(TIT)を1250°Cとした。エクセルギー消費の割合は投入した燃料のエクセルギーに対して定義しているため、出力の割合は発電効率とは異なる。ハイブリッドシステムを再生ガスタービン単体と比較すると、燃焼損失、排気損失が著しく減少していることがわかる。再生ガスタービンでは燃料から一度熱を得てからタービンで仕事を取り出しているのに対して、ハイブリッドシステムでは直接電力を取り出していることにより、燃焼の際に失われていたエクセルギーの一部を電力として取り出すことができると考えられる。一方、SOFC単体と比較すると、排気損失、再生器損失が大きく減少している。SOFC後段にタービンを置くことにより、排気から有効に仕事を回収するとともに、再生器における、低温側、高温側の温度差が小さくなり、伝熱によるエクセルギー損失も低減されている。

出力規模が小さくなると性能は低下すると考えられる。そこで、出力規模が効率に及ぼす影響を比較する

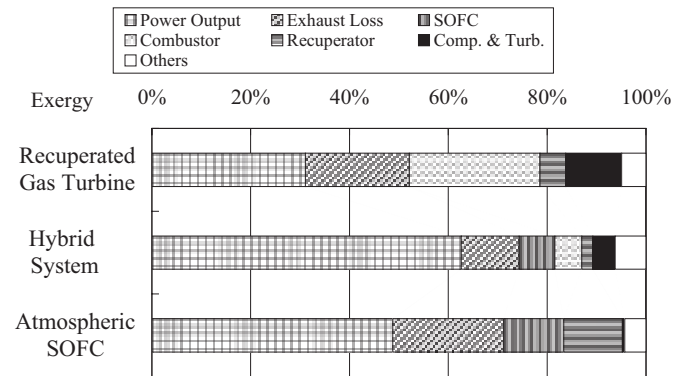


Fig. 3 Breakdown of exergy consumption

Table 3 Effect of power output size on fuel consumption

	Recuperated GT		Hybrid System	
	30	300	30	300
Total Output (kW)	30	300	30	300
Pressure Ratio (-)	5.0	6.0	5.0	
Compressor Adiabatic Efficiency (%)	75	79	73	76
Turbine Adiabatic Efficiency (%)	85	87	80	86
GT Mechanical Efficiency (%)	97	98	95	97
Turbine Inlet Temperature (°C)	1250			
Fuel Consumption for 1kW Output (kW)	2.65	2.42	1.54	1.47

Table 4 Effect of intake air temperature on fuel consumption

	Recuperated GT		Hybrid System	
	15	30	15	30
Total Output (kW)	30			
Compressor Inlet Temperature (°C)	15	30	15	30
Pressure Ratio (-)	5.0		5.0	
Compressor Adiabatic Efficiency (%)	75		73	
Turbine Adiabatic Efficiency (%)	85		80	
GT Mechanical Efficiency (%)	97		95	
Turbine Inlet Temperature (°C)	1250			
Fuel Consumption for 1kW Output (kW)	2.65	2.77	1.54	1.57

ために、ハイブリッドシステム、再生ガスタービン単体の双方について、出力規模を30kW、300kWの二通りに変化させ性能を計算した。なお、出力規模により、圧縮機、タービン効率および、機械効率が影響を受けるものとした。また、ハイブリッドシステムにおいてガスタービンで得られる出力は全体の5分の1程度であることを考慮して、各要素効率を与えた。結果を表3に示す。電力1kWを得るのに必要な燃料の発熱量を30kWと300kWと比較すると再生ガスタービンでは0.23kW増加しているのに対して、ハイブリッドシステムでは0.07kWの増加にとどまっている。ハイブリッドシステムは出力規模の影響が小さく、小型化に適したシステムである。

ガスタービンでは特に大きな電力需要のある夏場に外気温の上昇により、性能が低下する。この影響を評価するため、圧縮機入口温度を再生ガスタービン、ハイブリッドシステムの双方について15°C、30°Cの2通りに変え、性能を計算した(表4)。再生ガスタービンでは30°Cのとき15°Cのときと比較して1kWの電力を得るために必要な燃料は0.12kW増加する。これに対して、ハイブリッドシステムでは0.03kWの増加にとどまる。このことからハイブリッドシステムは外気温の影響を受けにくいサイクルであるといえることができる。

5. ハイブリッドシステムの設計指針

サイクルパラメーターには各々に設定可能な範囲が存在する。例えば、圧縮機、タービンの断熱効率などは出力規模により、おおよそ決まってしまう、大きく向上することは難しい。一方、圧力比は自由に設定しうる。本章ではセル反応温度とTITがサイクルに及ぼす影響について述べた後、比較的自由に設定することが可能な再生器効率、S/C比、圧力比、TITの選定指針を示す。

5.1 SOFCセル反応温度、タービン入口温度(TIT)

SOFCセル反応温度、TITを変数としてサイクル計算を行った。発電効率を図4に示す。発電効率はセル反応温度が高くなるとともに上昇する。しかし、セル反応温度が上昇すると高温に耐えうる材料を使わなくてはならないため、高コストとなる。また、熱衝撃を軽減するため、起動に著しく時間がかかる。次節以後、現時点で限界と考えられる1000°Cとして、解析を行う。

一方、セル温度を一定としてTITが高くなると、一般のガスタービンとは逆に発電効率は低下する。図5に投入される燃料の発熱量を示す。太線はSOFCの改質器入口に投入される燃料と燃焼器に投入される燃料の合計、細線はSOFCに投入される燃料である。両者にはさまれた部分が燃焼器に投入される燃料である。セル反応温度一定の条件のもとに、TITを下げると燃料電池に投入される燃料が増加し、燃焼器に投入される燃料は減少

する。あるTITで燃焼器に投入される燃料がゼロとなり、それ以上TITを下げることはできなくなる。燃焼器に投入される燃料は熱源としてタービンを駆動するのみなのに対して、SOFCに投入される燃料はSOFCで直接電力を発生した後排熱でタービンを駆動しているので、より有効に利用されていると考えられる。このため、燃料器に投入される燃料が減少し、燃料電池に投入される燃料が増加したことが、TITが下がると効率が高くなる理由であると考えられる。

全体の出力のうち、SOFCで得られる部分の割合を図6に示す。セル反応温度が上がると出力のうちSOFCの割合が増加し、TITが上がるとSOFCの割合は低下する。また、燃焼器に投入される燃料が0のとき、SOFCの割合は最大となり、セル反応温度によらず約80%となる。

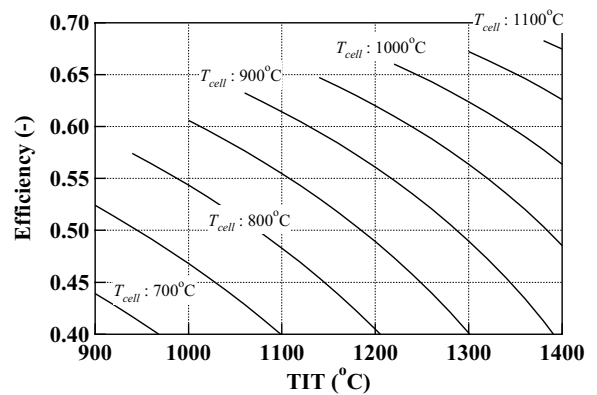


Fig. 4 Dependency of system efficiency on TIT

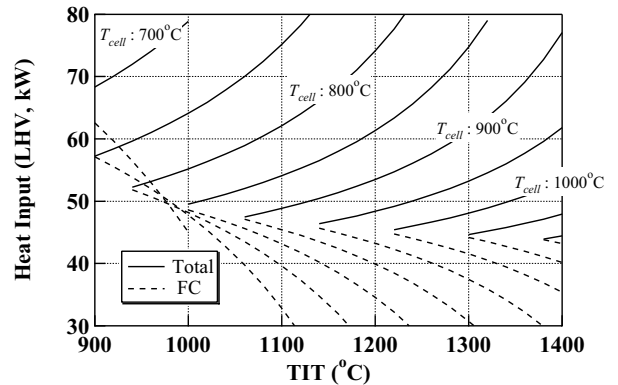


Fig. 5 Effect of cell temperature and TIT on heat input

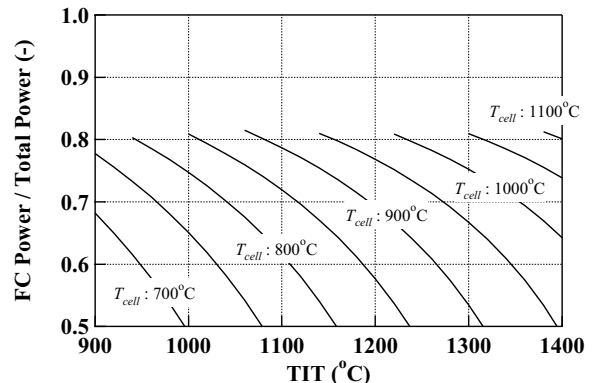


Fig. 6 Fractional and total heat inputs

5・2 再生器温度効率 再生器温度効率を変化させたときの発電効率を図7に示す。TIT一定の条件のもとで再生器温度効率を上げると発電効率は低下する。この理由を以下に説明する。再生器温度効率を上げるとカソード入口温度が上昇する。すると、セル出口温度一定の条件のもとでは、熱収支よりSOFCの単位空気流量あたりの燃料投入量が減少することになる。これはSOFCにおける酸素利用率(図8)から確認できる。また、SOFCに投入される燃料の絶対量も減少する(図9)。その結果、セルから流れ出て燃焼器で燃焼する未反応成分が減少する(図10)。従って、燃焼器出口温度一定の条件のもとでは燃焼器に投入される燃料が増加する(図9)。一方、再生器温度効率を高くすると燃焼器への燃料投入量が0となる。つまり、図9で実線と破線が等しくなるTITが低くなる。再生器温度効率を高めると同時に、TITを下げると、燃焼器への燃料投入量を低く保つことができる。このとき発電効率(図7)は上昇する。従って、再生器温度効率の向上による排熱回収量の増加を発電効率の向上に結びつけるためには再生器温度効率向上と同時にTITを下げ、燃焼器への燃料投入量を低く保たなくてはならない。

5・3 S/C比 改質器入口における水蒸気とメタンのモル数の比を Steam Carbon (S/C) 比と呼ぶ。S/C比が決まるとアノードガスの内、再循環する量が決まる。S/C比を増やすと燃焼器への燃料投入量が0となる

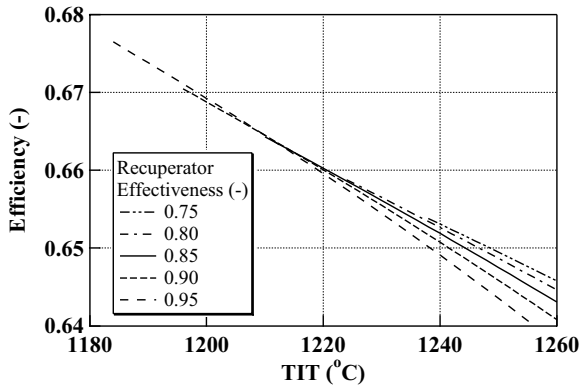


Fig. 7 Effect of recuperator effectiveness on efficiency

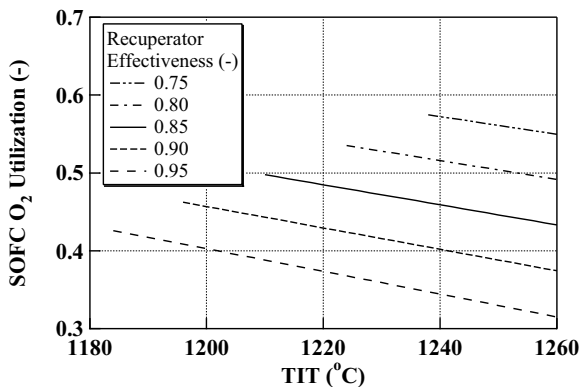


Fig. 8 Effect of recuperator effectiveness on O_2 utilization in SOFC

TITは低くなる(図11)。S/C比の上昇によって、アノード入口の高温のガスの流量が増加するため、セル出口温度一定の条件のもとでは、セルの熱収支よりSOFCでの燃料投入量が減少する(図11)。すると、アノードより、燃焼器へ流れ出る未燃成分が減少しTITは下がる。発電効率はTIT一定の条件のもとにS/C比を上げると大きく低下するが、TITを下げて、燃焼器への燃料投入量を一定とすると、発電効率の減少はわずかである(図12)。またS/C比を上げるとTITの低下に伴って、タービン出口温度(図13)を下げる可以降低。例えばS/C比が3.0から4.0になると燃焼器への燃料投入量が0となるTITは1210°Cから1165°Cに低下する。この際タービン出口温度は845°Cから810°Cに低下する。再生器高温側入口温度が850°Cから900°Cを超えると、金属製より高価なセラミック製再生器を使用する必要がある⁽²³⁾。S/C比を上げ、金属製再生器を利用することができれば、若干の発電効率低下を考慮しても有利であるといえる。

5・4 圧力比 前節までに再生器温度効率は可能な限り高くとることが有効であり、S/C比を上げるとタービン、再生器の材料の耐熱の条件を緩和できることがわかった。そこで、以下では再生器温度効率 η_R を95%、S/C比を4.0とする。

圧力比、TITを決定するためこの2つの変数を変化させてサイクル計算を行った。発電効率を図14に示す。

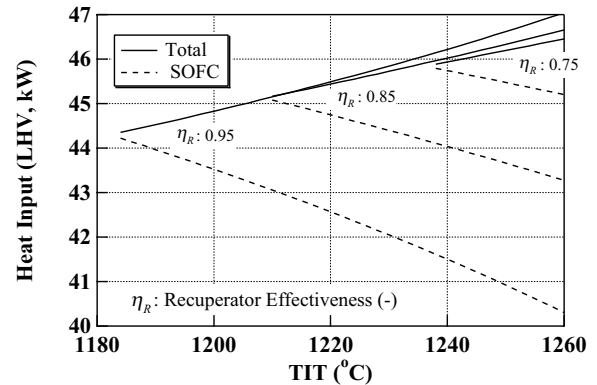


Fig. 9 Heat input required at various recuperator effectiveness

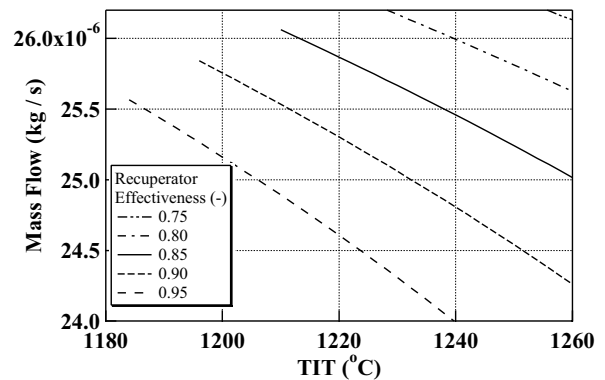


Fig. 10 Effect of recuperator effectiveness on H_2 mass flow into combustor

TITを一定とすると, 圧力比 π が高いほうが効率は高くなる. 圧力比が上がると, タービン出口の温度が下がり, カソード入口温度が下がる. SOFCセルの熱収支より, 燃料投入量が増加し, アノードから燃焼器へ流れ出る未反応成分が増加する. その結果, TIT一定の条件のもとでは燃焼器へ投入される燃料が減少する. 一方, 圧力比が上がると燃焼器への投入燃料が0となる. つまり, 図15で実線と破線が等しくなるTITが上がる. 燃焼器への燃料投入量が0になるTITをとると仮定すると, 圧力比4.5で発電効率は最高となる(図14)が, この付近で圧力比を変化させても発電効率への影響は小さい.

一方, 圧力比の決定に際しては材料強度も考慮する必要がある. タービン出口温度(図16)は圧力比が高

くなると下がり, タービン周速(図17, 熱落差より概算)は圧力比が低くなると下がる. タービン出口温度, タービン周速は共に低い方が材料の温度条件, 強度の

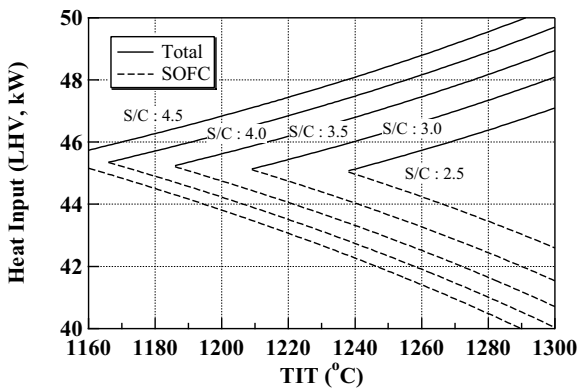


Fig. 11 Heat input at various S/C ratio

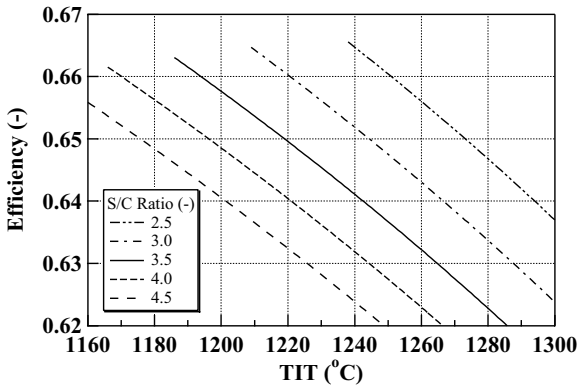


Fig. 12 Dependency of efficiency on S/C ratio

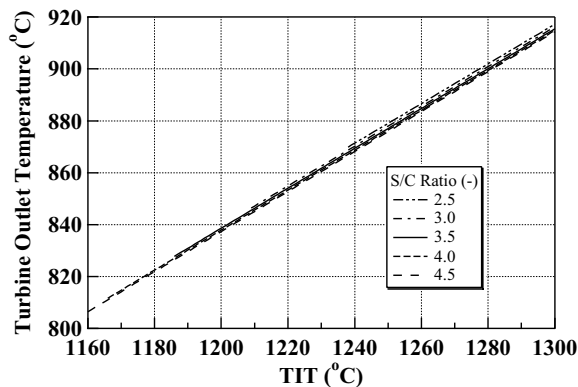


Fig. 13 Effect of S/C ratio on turbine outlet temperature

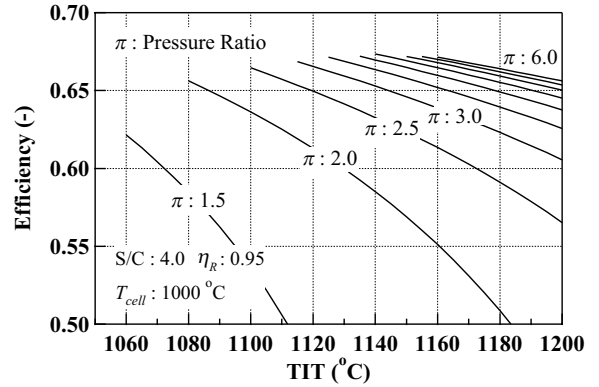


Fig. 14 Dependency of efficiency on pressure ratio

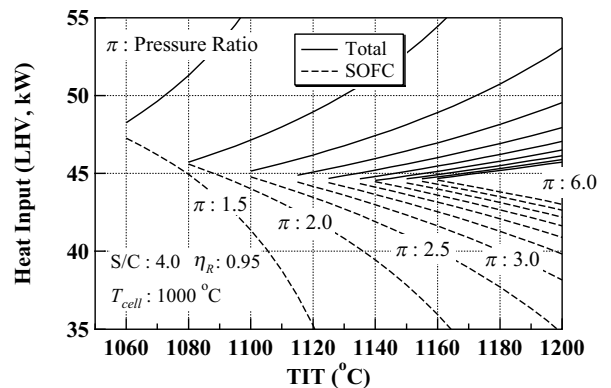


Fig. 15 Effect of pressure ratio on heat input

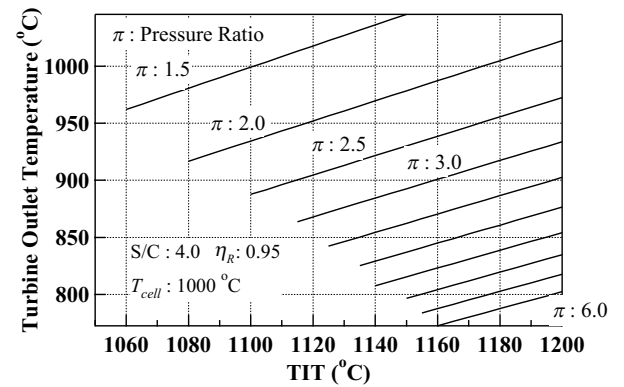


Fig. 16 Effect of pressure ratio on turbine output temp.

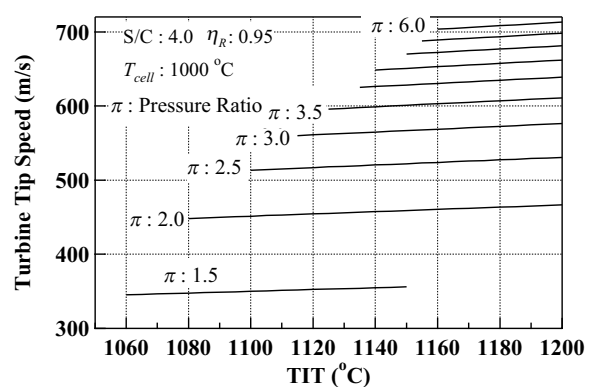


Fig. 17 Turbine tip speed at various pressure ratio

条件上有利である．このことから，タービン出口温度とタービン周速の両者が各々許容範囲の値となるように圧力比を設定しなくてはならない．

6. 概念設計

5・4節で述べたように発電効率と材料強度を考慮して圧力比を4.0と設定した．燃焼器への投入燃料が少ないほど発電効率は高くなるが，アノードからの未反応成分を確実に燃焼させるためにある程度の新たな燃料投入が必要であると考えられる．そこで燃焼器の投入燃料の発熱量を1.5kW程度とすると，図15よりTITは1150°Cとなる．このとき燃焼器では，空気流量が0.0384kg/sで温度上昇が150°Cであり，安定な燃焼を保持するための小容積での希薄燃焼技術の開発が必要となる．また，新たな燃料投入を必要としない高温触媒燃焼技術⁽²⁴⁾の採用も検討する必要がある．なお，上記の条件では，発電効率は66.5%となる．

この条件のもとに概念設計を行い，システム各部の大きさを評価した．セルスタックの大きさの見積もりは次のように行った．反応量から求めた電流をあらかじめ設定した電流密度で割ることによりセルの総面積を求めた．一方，既存の実験機⁽²⁵⁾のセルの厚さが5mmであるので，改質器流路の厚みなどを3mmとして，セル一組あたり，8mmとした．概念設計図を図18に示す．本体の大きさはおおよそ家庭用冷蔵庫程度であり，一台で30kWの電力が得られることを考慮すると，大きさが普及の妨げになるとは考えられない．

7. 結論

μ GT-SOFCハイブリッドシステムのサイクル解析，および概念設計を行い次の知見を得た．

- (1) μ GT-SOFCハイブリッドシステムでは，理想的には出力30kWで発電効率65%を達成できる可能性がある．
- (2) 30kWの μ GT-SOFCハイブリッドシステムの大きさは家庭用冷蔵庫程度である．
- (3) ハイブリッドサイクルは再生ガスタービン，SOFC単体よりもエクセルギーの燃焼損失，排気損失が小さい．
- (4) ハイブリッドサイクルは再生ガスタービンと比較して，出力規模，外気温度が燃料消費量に及ぼす影響が小さい．
- (5) 燃焼器へ直接投入される燃料は少ない方が発電効率は高い．つまり，セルの反応温度が一定であれば，TITは低い方が発電効率は高い．
- (6) 各パラメーターの設定の際には燃焼器への燃料投入量がゼロになることによる制約がある．
- (7) 再生器温度効率は高く設定したほうが発電効率は高いが，同時にTITを下げ，燃焼器への燃料投入量を

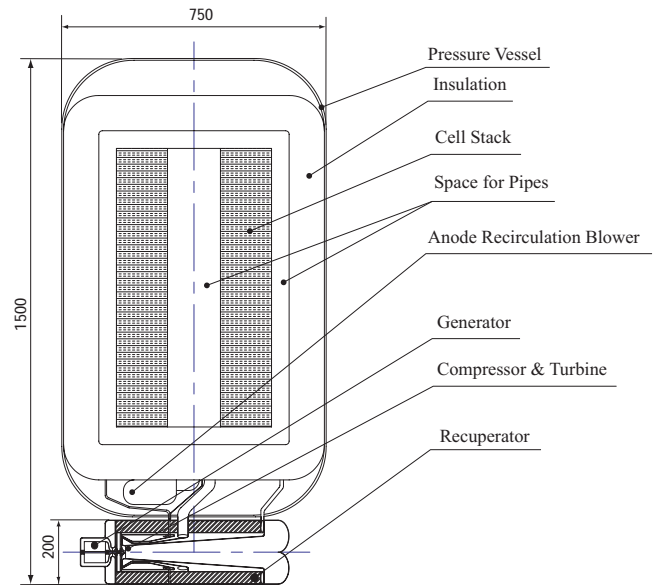


Fig. 18 Conceptual design of a 30kW micro gas turbine and SOFC hybrid system

低く保たなくては発電効率は低下してしまう．

- (8) S/C比を上げると発電効率は若干低下するが，TIT，タービン入口温度を低くすることができ，材料選定の上で有利である．
- (9) 発電効率最大となる圧力比が存在するが，圧力比の決定には発電効率のみならず，タービン出口温度およびタービン周速を考慮せねばならない．

謝辞

本論文は科学技術振興事業団との間で，戦略的基礎研究推進事業の一環として契約された「資源循環・エネルギーミニマム型システム技術」研究領域内の「超小型ガスタービン・高度分散エネルギーシステム」研究の成果である．

文献

- (1) 笠木伸英，資源環境対策，35-10 (1999)，976-983.
- (2) 福永茂和・上地英之・笠木伸英，第28回ガスタービン定期講演会，(2000)，141-146.
- (3) Massardo, A. F., & Lubelli, F., Trans. ASME Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, 122 (2000), 27-35.
- (4) George, A. R., Journal of Power Sources, 86 (2000), 134-139.
- (5) Malcolm, W., NIST-JANAF Thermochemical Tables Fourth Edition, Part1-Part2, (1989), American Chemical Society & American Institute of Physics.
- (6) 日本ガスタービン学会 調査研究委員会，日本ガスタービン学会誌，13-52 (1986)，55-62.
- (7) C. Rodgers, SAE Paper 740849 (1974).
- (8) 化学工学協会，化学工学便覧，(1968)，丸善，65-67.
- (9) H. Fukunaga, M. Ihara, K. Sakaki, K. Yamada, Solid

- State Ionics, Vol.86-88 (1996), 1179-1185.
- (10) N. Nakagawa, K. Hatanaka, K. Kato, Solid State Ionics, Vol.111 (1998), 77-84.
- (11) H. Fukunaga, M. Koyama, N. Takahashi, C. Wen, K. Yamada, Solid State Ionics, Vol.132 (2000), 279-285.
- (12) G.M.Barrow (大門寛・堂免一成 訳), バロー物理化学(下)第6版, (1999), 東京化学同人, 852-860.
- (13) 玉虫伶太, 電気化学 第2版, (1991), 東京化学同人, 193-288.
- (14) M. Iwata, T. Hikosaka, M. Morita, T. Iwanari, K. Ito, K. Onda, Y. Esaki, Y. Sakaki, S. Nagata, Solid State Ionics, Vol. 132 (2000), 297-308.
- (15) 永田進・恩田和夫・門馬昭彦・春日康弘・嘉藤徹, 電子総合研究所彙報, 5・6号別冊 (1993), 598-615.
- (16) N. F. Bessette, W. J. Wepfer, J. Winnick, Journal of Electrochemical Society, Vol.142, No.11 (1995), 3792-3800.
- (17) K. Tanaka, C. Wen, K. Yamada, Fuel, Vol.79 (2000), 1493-1507.
- (18) T. Setoguchi, K. Okamoto, K. Eguchi, H. Arai, Journal of Electrochemical Society, Vol.139, No.10 (1992), 2875-2880.
- (19) K. Eguchi, Journal of Alloys and Compounds, Vol.250 (1997), 486-491.
- (20) N. F. Bessette, R. A. George, DENKI KAGAKU, Vol.64, No.6 (1996), 602-608.
- (21) S. C. Singhal, Solid State Ionics, Vol.135 (2000), 305-313.
- (22) A. Abudura・伊原学・加藤滝三郎・榊啓二・小宮山宏・山田興一, DENKI KAGAKU, Vol.65, No.10 (1997), 852-858.
- (23) McDonald, C. F., ASME paper, 2000-GT-167 (2000).
- (24) 江口浩一, PETROTECH, 22-8 (1999), 651-655.
- (25) 榊嘉徳・服部正俊・中西顕宏・相木英鋭・武信弘一・宮本均, 第7回動力・エネルギー技術シンポジウム講演論文集 (2000), 150-153.
-