

マイクロガスタービン・溶融炭酸塩形燃料電池 ハイブリッドシステムのサイクル解析*

君島 真仁*¹ 笠木 伸英*²

Cycle Analysis of Micro Gas Turbine-Molten Carbonate Fuel Cell Hybrid System

Shinji KIMIJIMA and Nobuhide KASAGI

Shibaura Institute of Technology, 307 Fukasaku, Saitama-shi, Saitama, 330-8570 Japan

A hybrid system based on a micro gas turbine (μ GT) and a high temperature fuel cell, i.e., molten carbonate fuel cell (MCFC) or solid oxide fuel cell (SOFC), is expected to achieve a much higher efficiency than conventional distributed power generation systems. In this paper, a cycle analysis method and performance evaluation of a μ GT-MCFC hybrid system, of which power output is 30kW, are investigated to clarify its feasibility. A general design strategy is obtained that decreasing fuel input to a combustor and a higher MCFC operating temperature lead to higher power generation efficiency. A higher recuperator temperature effectiveness and steam-carbon ratio moderate requirements for the material strength of a turbine. It is also confirmed that a μ GT-MCFC is much feasible to a μ GT-SOFC in terms of its moderate heat-resistance of turbine and recuperator materials. In addition, employing a combustor for complete oxidation of MCFC effluents without additional fuel input, i.e., a catalytic combustor, the power generation efficiency of a μ GTT-MCFC is achieved to over 60% (LHV).

Key words : Gas turbine, Fuel cell, Thermal efficiency, Exergy, Energy saving, Hybrid system, Cycle analysis

1. 緒言

近年、エネルギーの有効利用を目的とした技術開発が推進される中で、小型の原動機ならびに各種燃料電池を利用した分散型エネルギーシステムの導入による省エネルギーに大きな期待が寄せられている⁽¹⁾。特に送電端出力が100kW以下のマイクロガスタービン(μ GT)の開発が活発化しているが⁽²⁾、商用化されている μ GTでは発電効率が30%未満であり⁽³⁾、高効率化が要請されている。このような状況を受けて、ガスタービンと燃料電池とを複合化したハイブリッドシステムが提案され、その実現に向けた研究・開発が展開されている⁽⁴⁾。ガスタービンとの複合化に適する燃料電池は、両者の作動温度域を考慮すると、溶融炭酸塩形(MCFC)と固体酸化物形(SOFC)となる。

MCFCは、650~700°C程度で作動するため、天然ガスをはじめとする炭化水素系燃料の他に石炭ガス化ガス等の利用が可能という燃料多様性に特徴があり、大規模火力代替発電設備から分散電源としての数100kWクラスのシステムまで多種用途に対応しうる発電設備として早期の実用化が期待されている⁽⁵⁾。

MCFCを利用した高効率発電システムに関する研究

*原稿受付 2002年 月 日

¹正員、芝浦工業大学システム工学部機械制御システム学科(〒330-8570 埼玉県さいたま市深作307)。

²正員、東京大学大学院工学系研究科機械工学専攻。

E-mail: kimi@sic.shibaura-it.ac.jp

例としては、水蒸気やアンモニア-系混合媒体を利用したボトムリングサイクルとの複合化⁽⁶⁾、ガスタービンとの複合化⁽⁷⁾等を見ることが出来る。ガスタービン、蒸気タービン等とMCFCとの複合形態は多様であり、システム設計・計画の段階で、適切な評価指標に基づく最適化を図る必要がある。このような観点から、様々な複合形態に関するシステム解析が報告されており、60%を越える発電効率が示されている⁽⁸⁾⁻⁽¹³⁾。従来までの研究の多くにおいては、比較的大規模のシステム(>1.0MW)を対象としている例が多いが、各種商業施設や事務所ビル、ホテル、病院等の民生用エネルギー需要に応じた小型分散電源としての用途を想定すると、より小規模のシステムに関する検討が課題となる。

そこで、本論文では、出力30kWを想定した μ GT-MCFCハイブリッドシステムのサイクル解析を行い、主要な設計パラメーターとシステム性能の関係を明らかにし、実用化への技術開発に資する設計指針を示す。

記号

F	: ファラデー定数	C/mol
G	: ギブスエネルギー	J/kg
J	: 電流密度	A/m ²
K	: 平衡定数	
R	: 気体定数	J/mol K
T	: 温度	K

U : 利用率	
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	Pa
r : イオン導電抵抗, 電気抵抗	$\Omega \text{ m}^2$
x : 化学種のモル分率	
η : 効率	
π : 圧力比	

添え字

cell	: 燃料電池セル
an	: アノード反応
ca	: カソード反応
ohm	: 電気抵抗
net	: 実質的な量
MCFC	: 溶融炭酸塩形燃料電池
c	: 圧縮機
t	: タービン
f	: 燃料
DA	: 直流 / 交流変換器
gen	: 発電機
gcf	: MCFC 用燃料昇圧機
gcgt	: 燃焼器用燃料昇圧機

2. μ GT-MCFC ハイブリッドシステムの構成

ガスタービンと MCFC との複合形態は, MCFC の排気を直接タービンで膨張させ動力回収を行う方式と熱交換器を介して間接的に排熱回収を行い密閉型ガスタービンサイクルを駆動する方式とに大別することができる。後者の場合, MCFC の動作圧力とは無関係にガスタービンの圧力比を設定することができる。

本論文では, 加圧による電池性能向上, MCFC の高温排気によるタービンの直接駆動が有利と考え, 再生ガスタービンサイクルの圧縮機後段に MCFC を設置する構成を基本とする。図 1 に対象とする μ GT-MCFC ハイブリッドシステムの構成を示す。燃料としては常温常圧のメタンの利用を想定している。圧縮機で昇圧された空気は, 再生器においてタービン排気で加熱された後に MCFC のカソードに供給される。MCFC の排気中には, 未反応のまま排出される水素, 一酸化炭素, メタンが含まれるので, これらを燃焼器で完全に燃焼させる。高温の燃焼ガスはタービンで直接膨張して動力を発生させた後に, 再生器で空気を予熱し排気される。燃料改質はセルの発熱を利用した間接内部改質方式とし, 改質に必要な水蒸気はアノード排気の再循環によ

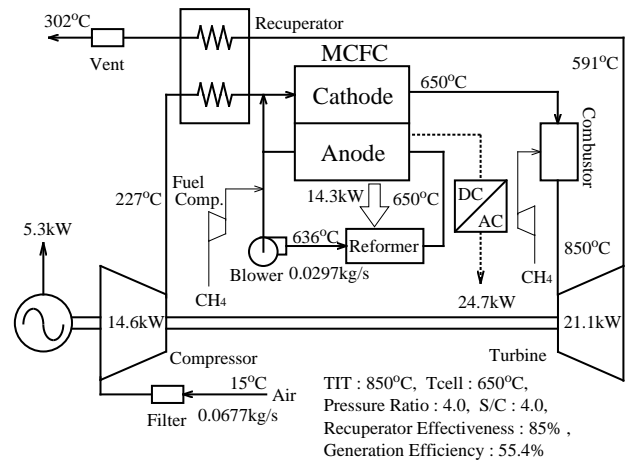


Fig. 1 Schematic diagram of μ GT-MCFC hybrid system

り供給される。MCFC では電解質内を炭酸イオンが移動するため, カソード側に二酸化炭素を供給する必要がある。本システムでは, カソード入口の空気にアノード排気の一部を混合する循環ループを設けている⁽¹⁴⁾。

図 1 中の数値は, 後述するサイクル解析において, 総出力 30kW とした計算結果の一例を示しており, 図中の条件では, μ GT-MCFC ハイブリッドシステムの発電効率は 55% (LHV) 程度となる。

3. サイクル解析

3.1 仮定事項と解析条件 MCFC の特性評価に関しては, セルを二次元平板の分布定数系とし, 電気化学反応, 伝熱, 流動等の現象を連成したモデル化を行っている例が多数報告されている⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁸⁾。セル内部の温度分布等を明らかにすることで, セル設計に有効な様々な知見が示されている。本研究では, ハイブリッドシステムの大局的な特性評価, ならびに理論的に期待される性能の提示を目的とし, 以下の仮定を設けることによりサイクル解析を簡略化する。

- (1) 物質は系外に漏れない。
 - (2) 放熱, 伝熱による損失は無視できる。
 - (3) 化学反応は平衡に達するまで進行する。
 - (4) 化学反応は一定の温度, 圧力, ガス組成で進行し, 反応容器内部でのこれらの分布は無い。
 - (5) 定常運転のみを考える。
 - (6) 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。
 - (7) 燃焼器では, MCFC 排気中の水素, 一酸化炭素, メタンおよび追加投入されるメタンが完全燃焼する。
- 本研究では, 小型分散電源としての利用を前提としていることから, 総出力を 30kW とする。実際には, この規模のシステムでは放熱損失が問題となるが, 本論文では機器配置等を含めた具体的なシステム設計まで

は対象としておらず、熱力学的な評価を主旨としていることから、放熱を無視した理想的条件で検討を行う。

解析の基準条件は表1に示す通りである。圧縮機/タービンの断熱効率については、出力10kWのガスタービンの開発例⁽¹⁹⁾に基づき決定した。他の条件についても現状の技術レベルと小型のシステムであることを勘案して妥当と考えられる条件を設定している。

3.2 反応熱および平衡定数 反応熱は、反応前後の生成エンタルピーの差として計算し、平衡定数 K については、生成ギブスエネルギーの反応前後の差（反応ギブスエネルギー） ΔG と気体定数 R ならびに反応温度 T から計算する。

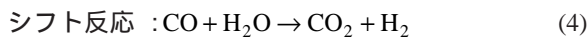
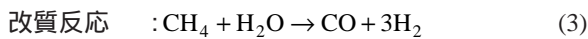
$$K = \exp[-\Delta G/(RT)] \quad (1)$$

物性値はJANAF表⁽²⁰⁾に基づき各々の計算を行う。メタンについてのみ文献⁽²¹⁾のデータを使用した。

3.3 マイクロガスタービン 圧縮機とタービンにおける作動ガスの状態変化については、文献⁽²²⁾に従って計算する。圧縮機/タービンの入口および出口のガス状態から、各々の動力 W_t と W_c が算出されるので、回転系の機械効率 η_{mgt} 、発電機効率 η_{gen} 、燃料昇圧機動力 W_{gegt} を考慮してガスタービンの正味出力 W_{gt} を計算する。

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

3.4 燃料改質プロセス 燃料であるメタンの改質プロセスにおける化学反応は以下の通りである。改質反応が吸熱、シフト反応が発熱であるが、前者の寄与が大きく、プロセス全体としては吸熱反応となる。

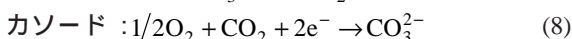
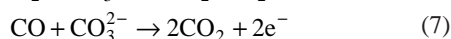
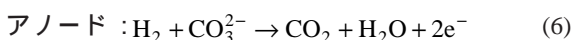


反応容器内の温度は、セル温度と流入ガス温度との相加平均とし、この温度に対応する平衡定数ならびに反応熱を算出する。流入ガス組成と平衡組成から反応量を計算し、反応に必要な熱量を算出する。

図1に示したシステムでは、改質に必要な水蒸気をアノード排気の再循環により賄っている。改質器に流入する再循環ガス中の水蒸気のみル数 n_{an,H_2O} と燃料であるメタンのみル数 n_{an,CH_4} の比をS/C比とする。S/C比によりアノード排ガスの再循環量が決定される。

$$S/C = n_{an,H_2O}/n_{CH_4} \quad (5)$$

3.5 MCFCセル MCFCのセルでは、次の化学反応が進行するとし、水素と一酸化炭素からメタンが生成する反応、ならびに炭素析出反応は考慮しない。



水素の反応量 Δn_{H_2} は、次式で定義される燃料利用率 U_f

Table 1 Standard calculation condition

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)	1500
H ₂ Utilization (%)	80
MCFC 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
Atmosphere Temperature (°C)	15
Generator Efficiency (%)	98
Inverter Efficiency (%)	93

を与えることで決定される。

$$U_f = \Delta n_{H_2}/n_{an,H_2} \quad (9)$$

さらに化学平衡の関係から一酸化炭素の反応量を求める。平衡定数の定義から、アノード酸素分圧 p_{an,O_2} は次の通りに表される。

$$p_{an,O_2} = \left(\frac{1}{K_{H_2}} \frac{p_{an,H_2O}}{p_{an,H_2}} \right)^2 = \left(\frac{1}{K_{CO}} \frac{p_{an,CO_2}}{p_{an,CO}} \right)^2 \quad (10)$$

これをみル数 n 、反応量 Δn にて表すと次のようになる。

$$\frac{1}{K_{H_2}} \frac{n_{an,H_2O} + 0.5\Delta n_{H_2}}{n_{an,H_2} - 0.5\Delta n_{H_2}} = \frac{1}{K_{CO}} \frac{n_{an,CO_2} + \Delta n_{CO} + 0.5\Delta n_{H_2}}{n_{an,CO} - 0.5\Delta n_{CO}} \quad (11)$$

(9)式にて水素の反応量 Δn_{H_2} が決まると、(11)式から一酸化炭素の反応量 Δn_{CO} を見積もることができる。

セル反応における理論起電力 V は次式で計算できる。

$$V = -\frac{1}{2F} \Delta G_{H_2} - \frac{RT}{2F} \ln \left(\frac{p_{an,H_2O} p_{an,CO_2}}{p_{an,H_2} p_{ca,CO_2} \sqrt{p_{ca,O_2}}} \right) \quad (12)$$

3.6 セルにおける電圧降下の評価 燃料電池では、電流の取り出しに伴って電圧降下が生ずる。電圧降下の発生要因としては、イオン導電抵抗および電気抵抗、ネルンストロス、ならびに活性化エネルギーに

起因する反応抵抗がある⁽²³⁾。これらの影響を物質、熱の移動や電気化学反応を含めて厳密に予測することは困難であることから、MCFCの設計に際しては、実験式を利用した電圧降下の推定を行う。電圧降下の推定式としては、反応温度とガス分圧に基づく様々な相関式が提案されているが⁽²³⁾⁻⁽²⁵⁾、本論文では、イオン導電抵抗と電気抵抗から成るオーム抵抗 r_{ohm} 、アノード反応抵抗 r_{an} 、カソード反応抵抗 r_{ca} が、反応温度 T_{cell} および各ガス成分の分圧の関数として各々(13)~(15)式の通りに表された実験式を使用してMCFCの内部抵抗を見積もる⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾。

$$r_{ohm} = 0.5 \times 10^{-4} \exp \left[3016 \times \left(\frac{1}{T_{cell}} - \frac{1}{923} \right) \right] \quad (13)$$

$$r_{an} = 2.27 \times 10^{-9} \exp \left(\frac{6435}{T_{cell}} \right) \times p_{an,H_2}^{-0.42} p_{an,CO_2}^{-0.17} p_{an,H_2O}^{-1.0} \quad (14)$$

$$r_{ca} = 7.505 \times 10^{-10} \exp \left(\frac{9298}{T_{cell}} \right) p_{ca,O_2}^{-0.43} p_{ca,CO_2}^{-0.09} \quad (15)$$

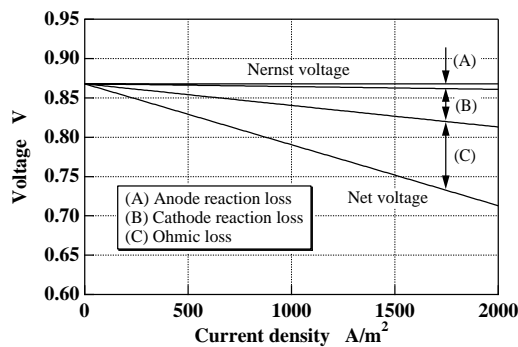
実質的な電圧 V_{net} は、理論起電力 V と電流密度 J から次式により計算することができる。

$$V_{net} = V - J(r_{ohm} + r_{an} + r_{ca}) \quad (16)$$

図2は(12)式で計算される理論起電力(開回路電圧)と(16)式から求められる実質的な電圧を電流密度との関係で表示したものである。この例では、理論起電力が0.868Vであり、電流密度1500A/m²において電圧降下が0.116Vであることから、実際の電圧は0.752Vとなる。この予測値はこれまでに報告されている実測データ⁽²⁸⁾、⁽³⁰⁾と比較して同程度である。

電流 i は、反応モル数 Δn_{H_2} 、 Δn_{CO} とファラデー定数 F から計算できる。

$$i = 2F\Delta n_{H_2} + 2F\Delta n_{CO} \quad (17)$$



Pressure : 0.4MPa, Temperature : 650°C, Gas composition (mole fraction)
Anode: H₂/H₂O/CO₂=0.075/0.252/0.578, Cathode: O₂/CO₂=0.173/0.052

Fig. 2 Cell Voltage estimated by Eq. (12) and (16)

燃料昇圧機動力 W_{gfc} 、プロアー動力 W_{blow} ならびに直流/交流変換器の効率 η_{DA} を考慮するとMCFCの出力 W_{MCFC} は次式により算出できる。

$$W_{MCFC} = \eta_{DA} V_{net} i - W_{gfc} - W_{blow} \quad (18)$$

3.7 発電効率 システム全体の発電効率 η_{sys} は、総出力($W_{gt} + W_{MCFC}$)と燃焼器およびMCFCへの燃料投入量 m_{gt} 、 m_{MCFC} を用いて次の通りに定義する。

$$\eta_{sys} = \frac{W_{gt} + W_{MCFC}}{(m_{gt} + m_{MCFC})\Delta H_{CH_4}} \quad (19)$$

なお、メタンの発熱量 ΔH_{CH_4} は25°Cにおける低位発熱量(LHV)を使用する。

4. μ GT-MCFCハイブリッドシステムの特徴

ガスタービンとMCFCとの複合化の有効性を明確にするために、エクセルギーを指標とした性能評価を試みる。各構成要素の入口および出口の温度、圧力、ガス組成、質量流量からエクセルギーを算出し、流入エクセルギーと流出エクセルギーとの差をとることによりエクセルギー損失を算出する⁽³¹⁾。

MCFCの作動温度を680°C、TITを860°C圧力比を4.0とした場合の μ GT-MCFCハイブリッドシステムの各要素でのエクセルギー損失を整理した結果を図3に示す。上述以外の条件は表1に示した通りである。図には比較のために再生ガスタービンサイクルならびに常圧MCFCの各々単体についての解析結果を併記している。

図3では、燃料の持つエクセルギーのうち58%程度が電力の形態で有効な仕事として取り出される。再生ガスタービンサイクルと比較すると、ハイブリッドシステムでは、燃焼器でのエクセルギー損失が大きく低減される。常圧MCFCと比較すると、ハイブリッドシステムでは、排気ならびに再生器でのエクセルギー損失が低減される。MCFC単体の使用についても排気を利用した吸入空気の前熱を考慮しているが、MCFC排

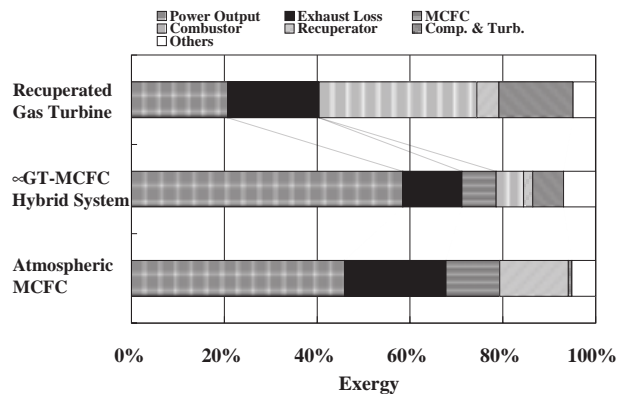


Fig. 3 Second law losses in μ GT-MCFC hybrid system (Pressure ratio = 4.0, $T_{cell} = 680^\circ\text{C}$, TIT = 860°C)

気と吸入空気との温度差が大きいことから再生器の伝熱過程でのエクセルギー損失が大きくなる。

5. 設計パラメータの影響

μGT-MCFC ハイブリッドシステムの設計パラメータ値の決定指針について検討する。設計パラメータは、圧縮機/タービンの断熱効率のように機器の規模によりおおむね決定されるものと比較的選定範囲が広いものとに分類できる。ここでは、MCFC 作動温度(セル温度)、タービン入口温度(TIT)、再生器温度効率、燃料改質プロセスのS/C比に関して、これらのパラメータの設定がハイブリッドシステムの性能に及ぼす影響を評価し、運転上の制約を考慮したシステム設計への指針を示す。

5.1 MCFC 作動温度および TIT 表1の条件にて μGT-MCFC ハイブリッドシステムを対象に、圧力比を5.0に固定して、セル温度をパラメータとして550°Cから750°Cまで50°C毎に設定してサイクル解析を行った結果を図4に示す。

図4(a)から分かるように、セル温度650°CでTITを900°Cとすると発電効率は55%程度となり、セル温度700°CでTITを950°Cとすると60%を越える発電効率が得られる。また、一定のセル温度では、TITを高くするほど発電効率が低下する。これは、図4(b)に示されているように、TITを高くするほどMCFCへの燃料投入量が減少し、燃焼器への燃料投入量が増加するためである。発電効率向上の観点からは、燃焼器への燃料投入量を減じ、TITを低くすることが有効であるが、あるTITで燃焼器への燃料投入量が0となり、それより低いTITに設定できなくなる。すなわち、各セル温度に応じたTITの下限値は、MCFCから流出する未反応成分の燃焼により到達する温度を表している。この下限値で最大の発電効率が得られる。一方、TITを一定に制御するならば、セル温度が高いほどセル性能が向上し、内部改質にも有利となることから発電効率が高くなる。しかし、セル温度を700°C以上に高くすると電解質の散逸や腐食による寿命低下等の問題が生ずるため、適切な温度設定が必要となる。

図4(c)は、総出力に対するMCFCの出力割合を示したものである。MCFCの出力割合が高いほど発電効率も高くなり、各セル温度で発電効率が最大となる点の近傍では、MCFCの出力割合は80~85%程度を占める。

図4(d)は、カソード入口の空気温度を示したものである。MCFCでは、電解質に使用する炭酸塩の融点温度(例えば、 Li_2CO_3/K_2CO_3 混合塩で約490°C⁽³²⁾)以上の温度で空気を供給する必要があるが、本システムでは、

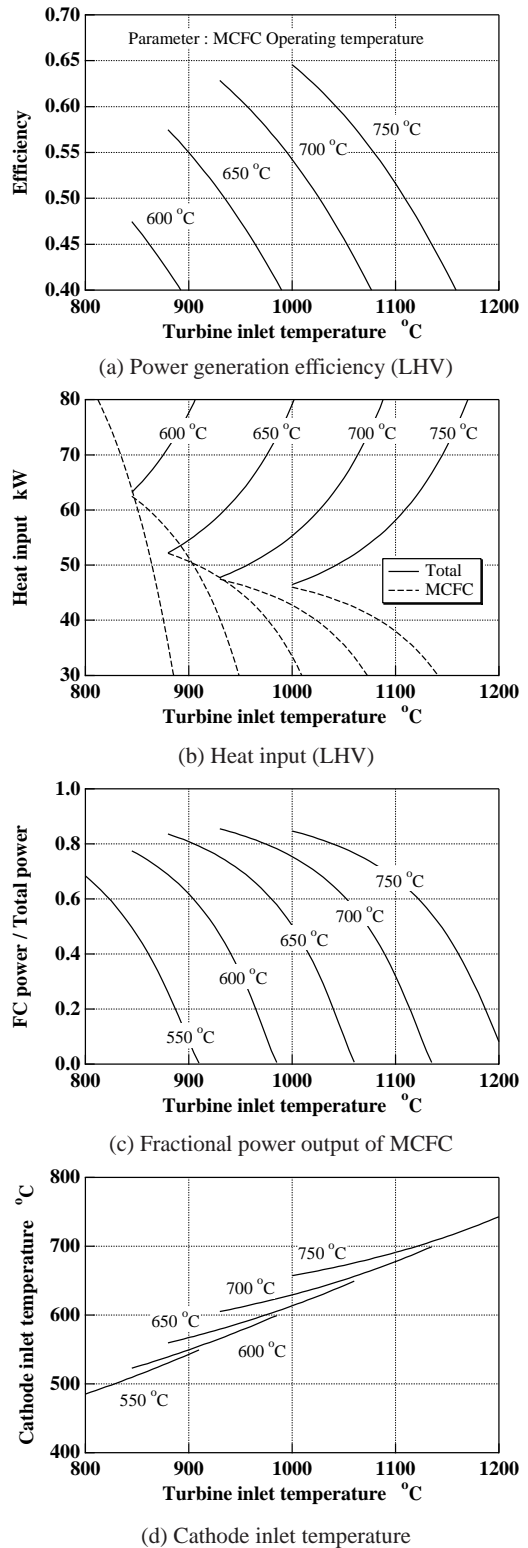


Fig. 4 Effects of MCFC operating temperature and TIT on characteristics of μGT-MCFC hybrid system

セル温度650°Cでカソード入口空気温度が550°C以上となり、十分に運転可能と考えられる。

5.2 再生器温度効率 図5は、再生器温度効率 η_r を0.7から0.95まで0.05毎にパラメータとしてTITと発電効率の関係を整理したものである。同一のTIT

では、再生器温度効率が高いほど発電効率が低下する。再生器温度効率を高くすると、カソード入口空気温度が上昇し、セルにおける空気の昇温幅が小さくなる。そのため、セル温度を一定に維持するためにはセルの発熱量の減少が必要であり、MCFCへの燃料投入量が減少する。このとき、MCFC排気を目標とするTITまで昇温するために必要な燃焼器への燃料投入量が増加するため発電効率が低下する。しかし再生器温度効率を高くすると、同一の効率を得るために必要となるTITが低下し、タービン材料の耐熱条件の緩和に寄与する。

5.3 S/C比 図6は、S/C比をパラメータとして2.0から5.0まで0.5毎に設定した場合の特性を整理したものである。図6(a)は、TITと発電効率の関係であり、同一のTITでは、S/C比を高くすると発電効率が低下する。高S/C比の条件では、改質器での燃料改質が促進され、アノード入口でのメタンのモル分率が減少するが、アノード排気の再循環量の増加の影響により水素分圧が低下する。そのため、図6(b)のようにセル電圧が低下することが発電効率低下の一因である。しかし、S/C比を高くすると、5.2節と同様に同一の発電効率を得るために必要なTITが低下し、タービン材料の耐熱条件が緩和される。実際には、高S/C比の条件では、電極構成材料のニッケルの酸化が問題となり、また、アノード排気の再循環量の増加に伴うブロー動力の増加の点からも適切なS/C比の設定が求められる。

5.4 圧力比 圧力比をパラメータとして2.0から6.0まで0.5毎に設定した場合の特性を図7に示す。ここでは、再生器温度効率を0.95、S/C比を4.0としている。図7(a)から分かるように、同一のTITでは、圧力比が高くなるほど発電効率が高くなる。圧力比が高いほどタービン出口温度が低くなり、カソード入口空気温度も低下する。結果として、MCFCへの燃料投入量が増加し、流出する未反応成分の量も増加することから、高圧力比とするとTITが高くなる傾向を示す。高圧力比ではタービン周速が大きくなり、さらにTITの高温化により材料強度の条件が厳しくなることから、圧力比を必要以上に高く設定することは望ましくない。

6. μ GT-SOFCハイブリッドシステムとの比較

既報⁽³³⁾においては、SOFCの作動温度として1000°Cを基準とした性能評価を行っているが、起動・停止の容易性ならびに材料の耐熱性能、低コスト化等の観点からは作動温度を低くすることが好ましく、700~800°C程度での運転が求められる⁽³⁴⁾。しかし、高効率化を目標とするならば、作動温度は高い方が望ましい。ここでは、SOFC作動温度900°C、電流密度3000A/m²、再

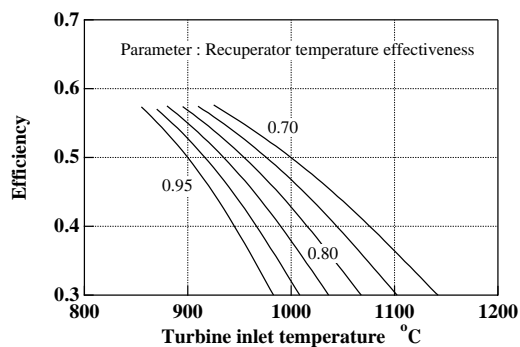
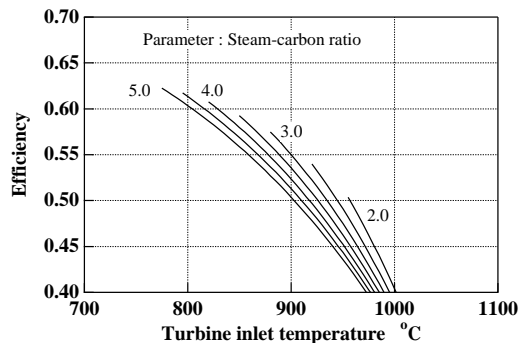
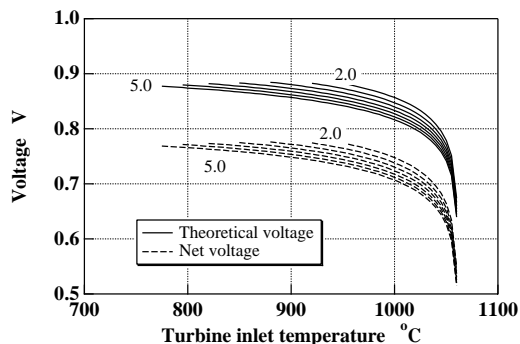


Fig. 5 Effects of recuperator temperature effectiveness on power generation efficiency (LHV)



(a) Power generation efficiency (LHV)

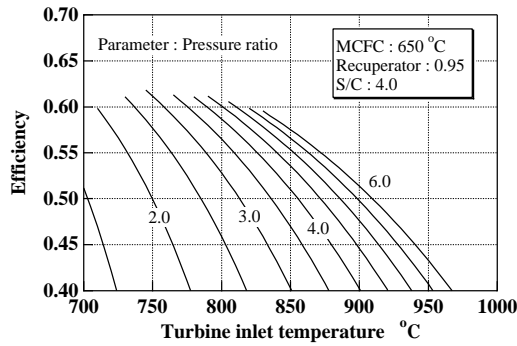


(b) Cell voltage

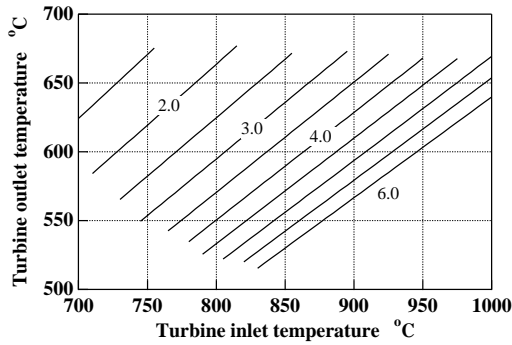
Fig. 6 Effects of steam-carbon ratio

生器温度効率0.95、S/C比4.0とし、その他の条件を表1と同様に設定して μ GT-SOFCハイブリッドシステムのサイクル解析を行った。計算結果の一例を図8に示す。

図7(a)と図8(a)を比較すると、例えば図8(a)において圧力比を4.0、TITを1000°Cに設定すると発電効率は64%に達し、 μ GT-SOFCの方が高い発電効率を示すことが分かる。総出力に対する燃料電池の出力割合は、 μ GT-MCFCの方が大きくなる。これは、 μ GT-MCFCの方がTITが低く、タービンで回収できる動力が小さくなるためである。 μ GT-SOFCでは、燃料電池の作動温度が高いことからTITも高くなり、同一圧力比では、タービン出口温度(TOT)も高くなる。(図8(b))。金属製再生器の利用には、TOTは800°C~850°C程度が上限と見られ⁽³⁵⁾、過剰に高いTOTで設計することはできない。従って、再生器の耐熱条件の緩和のためには、圧力比



(a) Power generation efficiency (LHV)



(b) Turbine outlet temperature

Fig. 7 Effects of pressure ratio (μ GT-MCFC hybrid system)

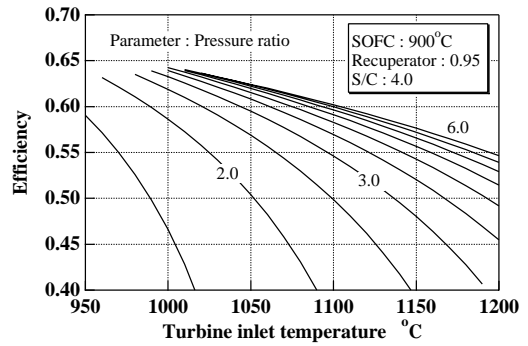
を高くすることが望ましい。また、効率向上も考慮すると、圧力比を高めることが有利であるが、熱落差の増加によりタービン周速が増加するため、実際には、高い圧力比の設定は困難である。発電効率のみならず、材料強度、コスト等を十分に考慮した設計が必要となる。今後、TITが1200°Cレベルの μ GT、ならびに作動温度が1000°CレベルのSOFCが実用化できれば、65% (LHV) を越える発電効率の実現が期待できる⁽³³⁾。

これに対して、 μ GT-MCFCでは、MCFCでの未反応成分の燃焼後の温度が、現行の μ GTのTIT(800~900°C程度)と整合し、TOTも従来の金属製再生器を使用可能な温度である。このように、 μ GT-SOFCと比較して、タービンおよび再生器の材料選定の制約が緩く、より早期実用化の可能性が高いと考えられる。

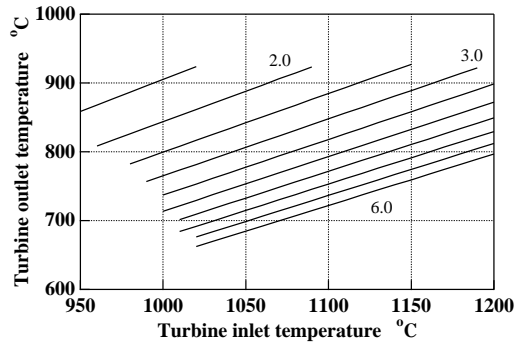
7. 高温触媒燃焼技術の導入について

ハイブリッドシステムでは、燃料電池後段の燃焼器での追加燃料投入が0の場合に発電効率が最大となる。すなわち、追加燃料投入を要せずにMCFC排気中の可燃成分を完全に酸化可能な燃焼器の設置が望ましい。

図9は、MCFC後段に高温触媒燃焼器⁽³⁶⁾を設置することを想定したサイクル解析の結果であり、再生器温度効率をパラメータとし、圧力比とTITおよび発電効率の関係を示している。この場合には、追加燃料投入が無いことから、MCFC排気中の未反応成分の燃焼

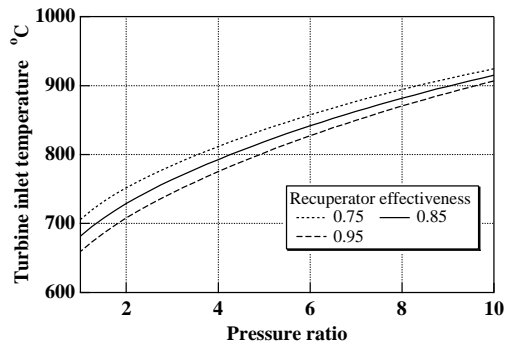


(a) Power generation efficiency (LHV)

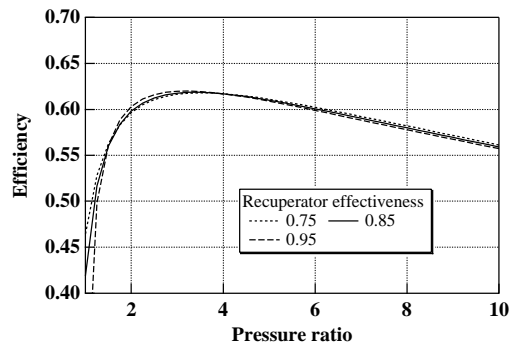


(b) Turbine outlet temperature

Fig. 8 Effects of pressure ratio (μ GT-SOFC hybrid system)



(a) Turbine inlet temperature



(b) Power generation efficiency (LHV)

Fig. 9 Characteristics of μ GT-MCFC hybrid system without additional fuel input to combustor

に伴うエンタルピー上昇により図9(a)に示したようにTITが決定される。図9(b)は発電効率を示したものであり、一般的な再生ガスタービンサイクル⁽³⁷⁾と同様に発電効率を最大とする最適な圧力比が存在する。再生器

温度効率に関わらず, おおむね 3.0 ~ 3.5 程度の圧力比において発電効率 62%(LHV) が期待できる。再生器温度効率は TIT に影響を及ぼし, 温度効率が高い場合には空気流量が増加することから TIT は低くなる傾向を示すが, 同程度の発電効率が得られる。

8. 結言

本論文では, 再生ガスタービンサイクルを基本とし, 燃焼器前段に MCFC を導入したハイブリッドシステムを対象として, サイクル解析に基づく性能評価を行った。以下に得られた知見をまとめる。

- (1) μ GT-MCFC ハイブリッドシステムは, 出力 30kW で 55% を越える発電効率を達成する可能性を有する。
- (2) μ GT-MCFC ハイブリッドシステムでは, 再生ガスタービンサイクルと比較して燃焼器でのエクセルギー損失を大幅に低減できる。また, 常圧 MCFC と比較して排気からの動力回収により排気のエクセルギー損失を低減できる。
- (3) 発電効率向上のためには, MCFC 後段の燃焼器への燃料投入量を低減する必要がある。
- (4) 再生器温度効率向上と同時に TIT 低下を図れば, 発電効率が向上し, タービン耐熱条件が緩和される。
- (5) 高 S/C 比とすることで, タービンの耐熱条件の緩和と効率向上が可能となる。
- (6) 圧力比の設定には, 発電効率と共に再生器の耐熱温度, タービン周速等の十分な考慮が必要である。
- (7) μ GT-MCFC は, μ GT-SOFC と比較して発電効率は低くなるものの, 材料の耐熱温度を考慮すると早期の実用化が期待できる。
- (8) 触媒燃焼技術の導入することにより, MCFC 後段の燃焼器への燃料投入が不要となり, 60% を越える発電効率の達成が期待できる。

謝辞

本研究に際して, 東京大学大学院生の上地英之君(現三菱重工業株式会社), 倉橋一豪君に多大なるご協力を頂いた。記して深く謝意を表す。また, 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) 平田賢, コージェネレーションシンポジウム 2001 (第 17 回) 発表抄録集 (2001), 3-18。
- (2) 笠木伸英, 高压ガス, 38-6 (2001), 544-552。
- (3) 笠木伸英・浜名芳晴・奥田英信・三輪潤一・君島真仁, 第 29 回ガ

スタービン定期講演会講演論文集 (2001), 83-88。

- (4) Layne, A., Williams, M., Samuelsen, S. and Holcombe, H., ASME Paper, 2001-GT-588.
- (5) 渡辺隆夫・保坂実・吉田行男・池松正樹, 火力原子力発電, 52-10 (2001), 1326-1333。
- (6) Lovachyov, K.V., Richter, H.J., Trans. ASME, Journal of Energy Resources Technology, 119 (1997), 103-108.
- (7) Braun, R.J., Gaggioli, R.A. and Dunbar, W.R., Trans. ASME, Journal of Energy Resources Technology, 121 (1999), 277-285.
- (8) Massardo, A.F., Bosio, B., Trans ASME, Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 124 (2002), 103-109.
- (9) Lunghi, P., Ubertini, S. and Desideri, U., Energy Conversion and Management, 42 (2001), 1675-1672.
- (10) Lunghi, P., Ubertini, S., ASME Paper, 2001-GT-0381.
- (11) Campanari, S. and Macchi, E., ASME Paper, 2001-GT-0382.
- (12) Campanari, S. and Macchi, E., ASME Paper, 2001-GT-0383.
- (13) Basurto, M.-T., Pericles, P. and Hales, R., ASME Paper 2001-GT-0090.
- (14) 渡辺隆夫・伊崎慶之・麦倉良啓・阿部俊夫・浜松照秀・石川浩, 機論, 57-535 B (1991), 831-836。
- (15) Wolf, T.L., and Wilemski, G., Journal of Electrochemical Society, 130-1 (1983), 48-55.
- (16) 小林成嘉・藤村秀和・大塚馨象, 機論, 54-505 B (1988), 2568-2573.
- (17) 藤村秀和・小林成嘉・大塚馨象, 機論, 57-535 B (1991), 825-830.
- (18) 吉葉史彦・阿部俊夫・曹公益・渡辺隆夫, 機論, 63-606 B (1997), 675-682。
- (19) Rodgers, C., SAE Paper 740849.
- (20) Malcolm, W., NIST-JANAF Thermochemical Tables Fourth Edition, Part 1-Part 2 (1999), American Chemical Society and American Institute of Physics.
- (21) 化学工学協会, 化学工学便覧 (1968), 丸善, 65-67。
- (22) 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。
- (23) 麦倉良啓・阿部俊夫・渡辺隆夫・伊崎慶之, DENKI KAGAKU, 60-2 (1992), 124-130。
- (24) 森田寛・麦倉良啓・伊崎慶之・渡辺隆夫・阿部俊夫, DENKI KAGAKU, 63-11 (1995), 1053-1060。
- (25) 森田寛・麦倉良啓・伊崎慶之・渡辺隆夫・阿部俊夫, DENKI KAGAKU, 65-9 (1997), 740-746。
- (26) Koh, J.-H., Kang, B.S. and Lim, H.C., AIChE Journal, 47-9(2001), 1941-1956.
- (27) Yuh, C.Y. and Selman, J.R., Journal of Electrochemical Society, 138-12 (1991), 3642-3648.
- (28) Shinoki, T., Matsunaga, M. and Sasaki, A., IEEE Trans. of Energy Conversion, 10-4 (1995), 722-729.
- (29) Bosio, B., Costamagna, P. Parodi, F. and Passalacqua, B., Journal of Power Sources, 74 (1998), 175-187.
- (30) Bosio, B., Costamagna, P. and Parodi, F., Chemical Engineering Science, 54 (1999), 2907-2916.
- (31) 吉田邦夫編, エクセルギー工学 (1999), 共立出版, 27。
- (32) 燃料電池発電システム編集委員会編, 燃料電池発電システム (1993), オーム社, 106。
- (33) 上地英之・君島真仁・笠木伸英, 機論, 68-666 B (2002), 626-635。
- (34) 土器屋正之・小林謙一・安本憲司・高橋伊久磨・蔡子輝, 第 9 回 SOFC 研究発表会講演要旨集 (2000), 13-20。
- (35) 堀江哲次・江田隆志, 日本ガスタービン学会誌, 27-5 (1999), 334-338。
- (36) 江口浩一, PETROTECH, 22-8 (1999), 651-655。
- (37) 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講演論文集 (2000), 141-146。