平板型固体酸化物燃料電池とガスタービン複合発電のサイクル計算

学生員 岩成 亨* 学生員 宮内 伸仁*
 正 員 伊藤 衡平* 正 員 恩田 和夫*
 非会員 榊 嘉範** 正 員 永田 進***

System Analysis of Planar Solid Oxide Fuel Cell Combined with Gas Turbine

Toru Iwanari*, Student Member, Nobuhito Miyauchi*, Student Member, Kohei Ito*, Member,
 Kazuo Onda*, Member, Yoshinori Sakaki**, Non-member, Susumu Nagata***, Member

The planar solid oxide fuel cell (SOFC) with the Y_2O_3 stabilized ZrO_2 electrolyte is expected to be a candidate for the distributed power sources in the next generation due to its high efficiency of power generation. In this study, we have analyzed the system performance of the SOFC and gas turbine combined cycle of about 500 kW output, using a two-dimensional simulation program for planar SOFC with the internal reforming. The effects of cell temperature, SOFC pressure, recirculation ratios of fuel and air, utilization ratios of fuel and air, and average current density at SOFC on the system efficiency were analyzed under typical operating condition taking account of realistic efficiencies and heat losses. The addition of Cheng cycle to the SOFC and gas turbine combined cycle improves the system efficiency by 1~3%. The 500 kW class SOFC, gas turbine and Cheng combined cycle gives the high efficiency of 61.2% (HHV) under the typical condition when the SOFC pressure is set to about 2.0 MPa.

キーワード：平板型固体酸化物燃料電池，内部改質，サイクル解析，ガスタービン，複合発電

Keywords: planar solid oxide fuel cell, internal reforming, system analysis, gas turbine, combined cycle

1. まえがき

現在，化石燃料の枯渇と地球温暖化が心配される中，様々な高効率発電方式が開発されている。最新の商用 ACC (Advanced Combined Cycle) 発電は 50% (高位発熱量 (HHV) 基準) を越える発電効率を達成している⁽¹⁾。この発電効率を越える発電方式の一つの候補として，固体酸化物燃料電池 (Solid Oxide Fuel Cell, SOFC) やその複合サイクルが開発されている。近年，低温作動の SOFC が活発に研究開発されている一方で，Siemens Westinghouse 社は燃料

を再循環し，内部と外部で改質し動作温度が 1000°C 付近の円筒型 SOFC をガスタービンと組み合わせ，運転圧力 0.3 MPa で総合 AC 出力 220 kW，総合発電効率 57% (低位発熱量 (LHV) 基準) の複合発電装置を設計・製作し⁽²⁾，現在総合出力 188 kW，総合発電効率 51% (LHV 基準) まで試験を進めている⁽³⁾。ここでは電解質に Y_2O_3 安定化 ZrO_2 (YSZ) が使われている。これまで我々は YSZ を電解質とした平板型 SOFC の単セルの解析コードを開発してきた⁽⁴⁾。今回これを改良し，セル内部で燃料を改質し，セルを冷却できるような SOFC の単セルの解析コードを作成した。本報告ではこの解析コードを使って， CH_4 を燃料とする 500 kW 級の内部改質型 SOFC をトッパーとし，ガスタービンをボトマーとする複合発電について，セル温度，セル圧力，燃料・空気再循環率，燃料・酸素利用率などの運転パラメータを変化させたサイクル計算を行い，セル内電流密度や温度分布との関連を求めたので，その結果を報告する。更に，中小規模の発電サイクルで排ガス熱量を回収する時よく使われる Cheng サイクルの付加も検討したので報告する。なお永田らは円筒型 SOFC の解析コード⁽⁵⁾を使って，円筒型 SOFC/ガスタービン/蒸気タービンの複合発電サイクルを大形発電所に適用した場合⁽⁶⁾を報告して

* 豊橋技術科学大学

〒441-8580 豊橋市天伯町雲雀ヶ丘 1-1

Toyohashi University of Technology

1-1, Tempakuchō, Hibarigaoka, Toyohashi 441-8580

** 中部電力株式会社

〒459-8522 名古屋市区大高市字北関山 20-1

Chubu Electric Power Co. Inc.

20-1, Kitasekiyama, Ootakashi, Midoriku, Nagoya 441-8580

*** 産業技術総合研究所

〒305-8568 つくば市梅園 1-1-1

National Institute of Advanced Industrial Science and Technology

1-1-1, Umezono Tukuba 305-8568

いる。

2. 平板型内部改質 SOFC

〈2・1〉 セル構成 SOFC では過電圧やエントロピー変化による発熱はセル温度を上昇させるので、過剰に空気などを流し、セルを冷却している。また SOFC の動作温度ではその排熱で CH₄ などを直接改質できるので、冷却を兼ねて内部改質が行われる⁽²⁾。図 1 に本研究で検討した内部で改質する平板型 SOFC のセル構成を示す。燃料側のインタコネクタ上下面に、電池反応による炭素析出が起これにくいように、改質流路と発電用燃料流路を分けて設けた。セル構成材の物性値を表 1 に示す。ただし、温度を T [K] として電解質の抵抗率 ρ_e [$\Omega \cdot m$] は次式に示す。

$$\rho_e(T) = 3.61 \times 10^{-5} \exp(10092/T) \dots\dots\dots(1)$$

燃料である CH₄ は外部改質器で一部改質された後、SOFC の改質流路で残りが改質され、セルは内部改質反応による吸熱で冷却される。改質された水素リッチガスは改質流路端で折り返し、SOFC 燃料流路に入り電池反応を起こす。前報⁽⁴⁾でのセル計算を参考に空気と燃料は並行流とし、本報では空気下流側での温度上昇を改質反応で除熱することとした。改質反応で発生する一酸化炭素は変成反応により素早く水素に変換されるものとし、水素のみが電池反応に寄与するものとした。なお、前報⁽⁴⁾では過電圧を永田らと同じ整理式⁽⁵⁾を用い、梯子形等価回路を考え、物質、電荷、エネルギー収支を解いて、セル特性を推定した。

〈2・2〉 改質反応 SOFC スタック外の外部改質とセル内の内部改質で、以下の改質反応は一方向に進むとし、

以下の変成反応は早いとされているので、平衡を仮定した。

図 1 セルの構成図

Fig. 1. Schematic diagram of unit cell.

ただし、我々は外部改質器の詳細を設計してないので、外部改質器入口で与えられる CH₄ 濃度は単純に (2) 式に従って、パラメータとして与えられる外部改質率だけ改質され、生成した CO は変成平衡すると仮定し、外部改質器での質量と熱収支を我々は考えた。

インタコネクタに設けられた改質流路で起こる内部改質反応速度 R_{CH_4} [mol/gNi/sec] は次式で与えた⁽⁵⁾。

$$R_{\text{CH}_4} = 1.75 \exp\left(\frac{-58000}{RT}\right) \cdot P_{\text{CH}_4}^{1.2} \dots\dots\dots(4)$$

ここで、 R は気体定数 [J/mol/K], P_{CH_4} は CH₄ 分圧 [atm] である。この R_{CH_4} と改質流路 1 cm 当たりの Ni 触媒担持量 g_{catal} [gNi/cm] を使って、改質流路に沿った CH₄ 流量 M_{CH_4} [mol/sec] の変化は次式で与えられる⁽⁶⁾。

$$\frac{dM_{\text{CH}_4}}{dx} = -R_{\text{CH}_4} \cdot g_{\text{catal}} \dots\dots\dots(5)$$

ここで、 x は CH₄ の流れ方向距離 [cm] である。ただし、(5) 式による CH₄ の改質反応は CH₄ の平衡濃度以下にまでは進まないものとした。また、供給された CH₄ の 99 % 以上が改質流路の終端までに改質されるように、 g_{catal} は流れ方向に一樣に担持させた。この触媒担持量で改質吸熱量が決まるので、セル出口温度は大きく変化する。また、計算を簡略化するため、残った CH₄ は改質流路の終端から燃料流路入口までで全て改質し、変成平衡状態で燃料流路に入っているものとした。その際、改質・変成反応に必要な熱量は改質ガス自身から得るものとした。なお、変成反応は早いとされているので、外部改質器や改質流路、燃料流路でも変成平衡を仮定した。

〈2・3〉 セル計算の基準条件と代表的な温度・電流密度分布 基本的なサイクルの運転条件は、これまでの運転

図 2 空気流れ方向の代表的温度・電流密度分布

Fig. 2. Typical distributions of temperature & current density along flow direction.

表 1 セル構成材の物性値

Table 1. Physical properties for cell materials.

Element	Air Electrode	Fuel Electrode	YSZ Electrolyte	Air Side Interconnector	Fuel Side Interconnector
Thermal Conductivity[W/(m·K)]	2.2	11	2.7	2.34	2.34
Resistivity[$\Omega \cdot m$]	1.3×10^{-4}	1.0×10^{-5}	(1)式	1.6×10^{-3}	3.2×10^{-3}

条件を参考に平均セル温度（空気や燃料の流れ方向に電解質温度を平均し、セル温度 T_{cell} と略記する） 1000°C 、燃料利用率（ U_f ）85%、空気（酸素）利用率（ U_a ）30%（利用率はサイクルへ投入する燃料や空気に対する消費割合）、平均電流密度（ I_{ave} ） 0.3 A/cm^2 である。その他、参考値が見当らないセル圧力（ P_{SOFC} ）は 1.0 MPa 、燃料と空気の再循環率（ R_f, R_a ）、外部改質率は 50%とした。この基準条件で計算した燃料や改質ガス、空気の温度、電流密度の流れ方向分布を図 2 に示す。電池反応を起こすガスの流れは並行流なので、下流方向の温度が高くなる。しかし CH_4 がセル下流から供給されるので、その顕熱冷却と改質反応による吸熱でセル出口付近の温度は低下する。セル中央部で温度は高く過電圧が低下し、並行流の上流側では Nernst 起電力が高くなるので、電流密度はセル中央で最大となり、冷たい改質ガスが入ってくる下流側で電流は低下する。

3. SOFC/ガスタービン複合発電システムの構成

〈3・1〉サイクル構成 図3に内部改質型SOFCをトッパーとし、ガスタービンをボトマーとする複合発電システムの構成を示す。燃料である CH_4 の一部はスタック外で改質されSOFCに供給される。残りの燃料は前章で述べたように内部で改質され、電気化学反応をしながらSOFC中で直接発電する。SOFCから排出される空気と未反応の燃料の一部は、セルの温度分布をより均一にし熱応力を緩和し、かつ改質用水蒸気を自給するため、ブローで再循環する。最終的に残された未反応の燃料と空気は燃焼器で燃焼させ、その熱を下流で回収する。ここではSOFCへ供給するガスの再生加熱を考慮して、燃焼器からの高温排ガスはガスタービンへ投入する前に、まず外部改質に必要な高温熱源として使われ、次に予熱器①の熱源として空気や燃料を再生加熱してから、ガスタービン(GT)に導かれる。ガスタービンに直結した空気圧縮機(AC)や CH_4 圧縮機(MC)で、 15°C 大気圧の空気や CH_4 をセル圧力まで加圧する。ガスタービンからの排ガスは予熱器②で空気や燃料を再生加熱し、大気へ排出される。

〈3・2〉 サイクルの計算法 サイクル計算で個々の構成機器の熱収支には式(6)に示す機器出入口でのエンタルピー収支式を用いた。ただし、ガスのエンタルピーは文献(7)に従って求めた。ここで、 M はガスのモル流量 [mol/sec]、 C_p は等圧モル比熱 [J/mol/K] で温度の関数、 $\Delta H(T_0)$ [J/mol] は基準温度でのエンタルピー差、添え字 i, j はガス種を表す。

$$\sum_i M_i \left\{ \int_{T_o}^{T_{in}} C p_i dT + \Delta H_i(T_0) \right\} \pm Q$$

$$= \sum_j M_j \left\{ \int_{T_0}^{T_{out}} C p_j dT + \Delta H_j(T_0) \right\} \dots (6)$$

左辺第一項は構成機器入口（温度 T_{in} ）での流入エンタルピー，左辺第二項は構成機器で入出力されるエネルギー Q であり，右辺は機器からの流出エンタルピーである。この式から出口温度 T_{out} を導出する。

計算はまず運転条件を決め、単セルの計算を収束させた後、スタックからの熱損失を考慮して、SOFC からの未反応燃料を燃焼器中で残空気と燃焼させ、そこからの流出熱量を計算する。この熱量から外部改質に必要な熱量、供給 CH_4 や空気の再生加熱量、ガスタービン出力などを引きながら、それぞれの機器の動作条件を求める。なお、予熱器や外部改質器においても熱損失を考慮した。

ガスタービン出力、圧縮機やプロアの動力は以下の式を用いて推定した⁽⁸⁾。

$$W_{GasTurbine} = \sum_i M_i C_{p_i} T_{in} \left(1 - \phi^{-\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right) \eta_{GT} \dots \dots \dots (7)$$

$$W_{Compressor, Blower} = \sum_i \dot{M}_i C_{p,i} T_{in} \left(\phi^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right) / \eta_{Comp, Blower} \dots (8)$$

ここで、 T_{in} は入口温度、 ϕ は圧力比、 κ は比熱比、 η_{GT} はガスタービンの断熱効率、 $\eta_{Comp, Blow}$ は圧縮機やブローの断熱効率である。使用した比熱および比熱比はそれぞれの出入口での平均値を用いた。

図3 SOFC/GT 複合発電システム (基準条件による結果を数字で示す)

Fig. 3. Power generating system of sofc combined with gas turbine.

図4 Chengサイクルを付加した複合発電システム（基準条件による結果を数字で示す）

Fig.4. Combined generating system added with cheng cycle.

〈3・3〉 Cheng サイクル 以上のサイクル構成で予熱器②から排出されるガス温度が高ければ、排熱を有効利用するため蒸気タービンを設置することも考えられる。しかし、小形の複合発電システムでは経済性などで難しい面もあるので、ガスタービンと同じ圧力の水をボイラで蒸発させて排熱を回収し、ガスタービンで動力回収する Cheng サイクル (CC) を検討した。図3の点線部分を図4で置き換え、Cheng サイクルを付加した。ボイラでは予熱器②から排出される温度からボイラ排出ガス温度が150°Cになるよう熱量を回収し、蒸気温度は予熱器②の出口排ガス温度より50°C低いとして、蒸気量を計算した。この蒸気は予熱器①からの燃焼ガスと混合し、ガスタービンを駆動する。給水ポンプ動力は次式により導出した。

$$W_{pump} = \frac{P_d - P_s}{\rho} \cdot M_{water} / \eta_{pump} \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 P_d はポンプ吐出圧力 [Pa]、 P_s は吸込圧力 [Pa] で大気圧とし、 ρ は15°Cの水の密度 [mol/m³]、 M_{water} は給水流量 [mol/sec]、 η_{pump} はポンプ効率である。

〈3・4〉 サイクルの計算条件 セル計算でインタコネクタの境界条件を断熱としスタック中のセルを代表して単セルを計算した⁽⁴⁾が、スタックから実際には熱損失があるので、サイクル計算上その熱損失はスタック投入熱量の1%とした。供給される燃料と空気がSOFC入口温度まで加熱される熱量の90%を予熱器①で、残りの10%を予熱器②で与えたとした。小形分散型電源を念頭に、ガスタービンの断熱効率⁽⁹⁾は87%、圧縮機⁽⁹⁾とブローアの断熱効率は77%、給水ポンプの効率は50%、直交変換効率は95%と低めの値を採用した。高温ブローアの圧力比は1.05とした。予熱器や外部改質器、ボイラからの熱損失は交換熱量の3%とした。サイクル中での圧力損失は小さいとして、本報告では省略した。複合サイクルの発電効率はSOFCとガスタービン出力から圧縮機、ブローア、ポンプ動力を引いて求めた。

4. サイクル計算結果

基準条件を中心にサイクル計算し、一つのパラメータのみを変えその効果を以下のように抽出した。図5～図8、図11～図13において●印はSOFCのみの発電効率、▲印はSOFC/GTの複合サイクル、■印はSOFC/GT/CCの複合サイクルの発電効率 (HHV基準) を示した。なお、基準条件における主要な計算結果を図3、図4に示す。Chengサイクルを付加すると、発電効率は1～3%改善され、特にガスタービン入口温度が高い場合に有効であった。

〈4・1〉 セル温度の効果 セル平均温度 T_{cell} に対する発電効率の変化を図5に示す。セル温度を高くする程、電解質抵抗と活性化過電圧は減少するので、SOFC発電効率は増加するが、SOFCのNernst起電力は減少するため、SOFC発電効率は飽和する。燃料や空気の予熱量と燃焼ガスの加熱量のバランスは余り変化しないが、ガスタービン入口温度がやや減少するのでガスタービン出力は減少し、総合効率はSOFC発電効率の影響が大きく、1050°C付近でChengサイクルを含めて最大60.7%となる。

〈4・2〉 セル圧力の効果 セル圧力 P_{SOFC} に対する発電効率の変化を図6に示す。圧力を高くする程SOFCのNernst起電力が運転圧力の対数に比例して増加し、更に酸素分圧が増加すると空気極の過電圧が減少する⁽⁴⁾ので、SOFC出力は増加する。圧力を高くする程、空気圧縮機出口温度が上がり予熱量が減少するので、ガスタービン入口温度が上昇しガスタービン出力は増加するが、ガスタービン出力に対して圧縮機動力が大きくなるため最大を示し、総合効率も2.0MPa付近で最大61.2%となる。

〈4・3〉 燃料再循環率の効果 燃料再循環率 R_f に対する発電効率の変化を図7に示す。再循環率を高くする程、燃料の濃度が減少するので起電力が減少し、SOFC発電効率は直線的に減少する。ガスタービン出力は予熱量と加熱量のバランスが余り変化せず、やや増加するだけで、総合効率はSOFC発電効率の影響を受けて減少する。炭素析出が起こらない限り燃料再循環率は小さい方がよい。なお、本研究では燃料再循環率をパラメータとした時の炭素析出についても検討したが、想定したいくつかの炭素析出反応によっては炭素が析出したり、しなかったりした。そこで今後、実験的に確認した炭素析出反応をもとにサイクルの動作条件を確認し、システムを最適化する必要がある。

〈4・4〉 空気再循環率の効果 空気再循環率 R_a に対する発電効率の変化を図8に示す。再循環率を高くする程酸素の濃度が減少するので起電力は減少する。しかし、再循環率が高い程、セルの温度分布が図9のように一様になり、活性化過電圧が抑えられ、図10のように電流密度も一様になり、SOFC発電効率は僅かに増加した。温度分布が一様になるとセル出口温度が低下し、ガスタービン入口温度も低下するので、ガスタービン出力は減少し、総合効率は減少した。基準条件で電解質最大温度は1077°C、セル内の電解質最大温度差は184°Cとなった。セル内温度や電流

図5 セル温度 T_{cell} による発電効率の変化Fig. 5. Change of generation efficiency by T_{cell} . 図6 セル圧力 P_{SOFC} による発電効率の変化Fig. 6. Change of generation efficiency by P_{SOFC} . 図7 燃料再循環率 R_f による発電効率の変化Fig. 7. Change of generation efficiency by R_f .

分布の許容範囲は実験的に決める必要があるが、総合効率との関連も考慮する必要がある。

〈4・5〉 平均電流密度の効果 平均電流密度 I_{ave} に対する発電効率の変化を図11に示す。電流密度を高くする程ジュール熱によりSOFCの内部損失が増え、SOFC発電効率は直線的に減少する。ガスタービン出力は逆にガスタービン入口温度が上昇するため増加するが、SOFC発電効率の低下の方が大きく総合効率は減少した。

〈4・6〉 燃料利用率の効果 燃料利用率 U_f に対する発電効率の変化を図12に示す。燃料利用率を高くする程、セ

図8 空気再循環率 R_a による発電効率の変化Fig. 8. Change of generation efficiency by R_a . 図9 空気再循環率 R_a による電解質温度分布の変化Fig. 9. Change of electrolyte temperature distribution by R_a . 図10 空気再循環率 R_a による電流密度分布の変化Fig. 10. Change of current density distribution by R_a .

ル電圧は図示するように減少するが、燃料利用率の向上による効率改善が大きく、SOFC発電効率は増加した。燃料利用率を高くする程SOFCで使われるエネルギーは増加するので、ガスタービン入口温度は低下し、ガスタービン出力は減少する。しかし、総合効率はSOFCの高い発電効率の影響を受け、利用率0.95付近でChengサイクルも含めて最大61.4%となった。しかし、利用率が高過ぎると電流

図 11 平均電流密度 I_{ave} による発電効率の変化
Fig. 11. Change of generation efficiency by I_{ave} .

図 12 燃料利用率 U_f による発電効率の変化
Fig. 12. Change of generation efficiency by U_f .

図 13 酸素利用率 U_a による発電効率の変化
Fig. 13. Change of generation efficiency by U_a .

がセル上流側に集中し、セル電圧が急激に下がり、SOFC 発電効率は減少する。ただし、燃料側の還元性が余り下がり過ぎると、本解析に用いた活性化過電圧整理式は適用できないため、還元性が低い場合の整理式を用いて再検討する必要がある。また燃料利用率を高く取り過ぎると、多数のセルに燃料を均一に並列供給できなくなる技術的な問題も発生するので、可能な利用率で制限される。

本研究では燃料利用率をパラメータとした時の炭素析出

図 14 酸素利用率 U_a による電解質温度分布の変化
Fig. 14. Change of electrolyte temperature distribution by U_a .

図 15 酸素利用率 U_a による電流密度分布の変化
Fig. 15. Change of current density distribution by U_a .

に関しても検討を行なったが、想定した複数の炭素析出反応によっては炭素が析出する結果と析出しない結果が得られた。今後、炭素析出の問題を実験的に検討しつつ、サイクルの動作条件を確認し、システムを最適化する必要がある。

〈4・7〉 酸素利用率の効果 酸素利用率 U_a に対する発電効率の変化を図 13 に示す。酸素利用率を高くする程、セル電圧は図示するように減少するので、SOFC 発電効率は減少する。一方、酸素利用率を高くする程供給空気量が減少し、その予熱量も減るので、ガスタービン入口温度は上昇し、ガスタービン出力も増加し、総合効率は Cheng サイクルも含め最大 62.7% 程度まで増加した。ガスタービン入口温度の増加と共に予熱器②の出口温度も上がるので、Cheng サイクルの付加によって総合効率の改善は大きくなった。しかし、酸素利用率を変えた時のセル内での電解質温度や電流密度の分布を図 14、図 15 に示すが、酸素利用率の増加と共に温度や電流密度の分布は大きくなり、酸素利用率 $U_a = 0.5$ で最大電解質温度は 1144°C、セル内の最大電解質温度差は 321°C となるので、許容されるそれらの分布に

文 献

図 16 複合サイクルのエネルギーフロー図

Fig. 16. Energy flow diagram of combined cycle.

よって発電効率は決められる。

〈4・8〉 サイクルのエネルギーフロー図 基準条件における SOFC/ガスタービン複合サイクルのエネルギーフロー図を図 16 に示す。投入される CH_4 燃料による入力を 100 とすると、燃料の改質や空気の再生加熱エネルギーが大きく、これらが SOFC を循環していることが分かる。

5. む す び

内部改質する平板型固体酸化物燃料電池の解析コードを用いて、YSZ を電解質とする SOFC とガスタービンを複合した 500 kW 級発電システムの効率を諸損失を考慮して試算し、以下のような結論を得た。セル平均温度を増加させると Nernst 起電力は小さくなるが、SOFC の過電圧損失が小さくなる 1050°C 付近で総合効率は Cheng サイクルも含めて HHV 基準で最大 60.7% となった。セル圧力を増加させると、SOFC の出力増加とガスタービンの出力増加がバランスする 2.0 MPa 付近で、Cheng サイクルを含め 61.2% の総合効率が得られた。燃料再循環率を増加させると、総合効率は減少するので、炭素析出が起こらない限り燃料再循環率は小さい方がよい。空気再循環率を増加させると、総合効率は減少するので、セル内温度や電流分布の一様性（基準条件で電解質最大温度は 1077°C、セル内の最大電解質温度差は 184°C）との兼ね合いにより決める必要がある。燃料利用率を増加させると、利用率が 0.95 程度で総合効率は Cheng サイクルを含め最大 61.4% となるが、多数のセルに燃料を並列に安定供給できる利用率で制限される。酸素利用率を 0.5 まで増加させると、総合効率は Cheng サイクルを含め最大 62.7% 程度まで増加するが、セル内温度や電流分布は大きくなり、セル内の最大電解質温度差は 321°C と大きくなるので、許容される非一様性との兼ね合いにより決める必要がある。

(平成 13 年 12 月 27 日受付, 平成 14 年 12 月 25 日再受付)

- (1) Y. Aoki, K. Igarashi, Y. Endo, N. Abe, and N. Yamada: *Japan Society Energy & Resources*, Vol.21, No.5, pp.1-6 (2000) (in Japanese)
青木・五十嵐・遠藤・阿部・山田: エネルギー資源学誌, 21, 5, pp.1-6 (2000)
- (2) S.E. Veyo: The 3rd Int. Fuel Cell Conf. Proceedings, pp.327-332 (1999)
- (3) S.E. Veyo and S.D. Vora: Fuel Cell Seminar, pp.477-480 (2000)
- (4) M. Iwata, T. Hikosaka, M. Morita, T. Iwanari, K. Ito, K. Onda, Y. Esaki, Y. Sakaki, and S. Nagata: *Solid State Ionics*, Vol.132, pp.297-308 (2000)
- (5) S. Nagata, A. Momma, T. Kato, and Y. Kasuga: *J. Power Sources*, Vol.101, pp.60-71 (2001)
- (6) S. Nagata, A. Momma, T. Kato, and Y. Kasuga: The 7th Symposium on Solid Oxide Fuel Cells in Japan, 110A, pp.39-42 (1998) (in Japanese)
永田 進・門馬昭彦・嘉藤 徹・春日康弘: 第 7 回 SOFC 研究発表会, 110A, pp.39-42 (1998)
- (7) 電気化学協会編: 電気化学便覧 (改定 5 版), pp.44-59 (2000)
- (8) T. Saito, E. Hihara, and A. Azetsu: *Energy Conversion*, pp.58-66, University of Tokyo Press (1995) (in Japanese)
斎藤孝基・飛原英治・畔津昭彦: エネルギー変換, pp.58-66, 東京大学出版会 (1995)
- (9) 日本機械学会: RC165 超小型ガスタービン利用分散型エネルギーシステム研究分科会研究報告書, p.35 (2001)
- (10) M.W. Chase, C.A. Davies, J.R. Downey, and D.J. Frurip: JANAF Thermochemical Table, Third Edition (1985)

岩 成 亨 (学生員) 1978 年 1 月 19 日生まれ。2000 年 3 月 豊橋技術科学大学工学部電気電子工学課程卒業。現在同大学大学院工学研究科電気電子工学専攻修士課程に在学中。主として、固体酸化物燃料電池に関する研究に従事。

宮 内 伸 仁 (学生員) 1978 年 7 月 31 日生まれ。2001 年 3 月 豊橋技術科学大学工学部電気電子工学課程卒業。現在同大学大学院工学研究科電気電子工学専攻修士課程に在学中。主として、固体高分子燃料電池に関する研究に従事。

伊 藤 衡 平 (正員) 1966 年 4 月 26 日生まれ。1996 年 3 月 東京工業大学大学院理工学研究科博士課程修了。同年 4 月 豊橋技術科学大学助手 (電気電子工学系)。主として、燃料電池、二次電池、放電脱硝、非平衡輸送現象の研究に従事。応用物理学会、日本電気学会、電熱学会会員。工学博士。

恩 田 和 夫 (正員) 1941 年 6 月 20 日生まれ。1966 年 3 月東京工業大学大学院理工学研究科修士課程修了。同年 10 月電子技術総合研究所入所。95 年 9 月豊橋技術科学大学教授 (電気電子工学系)。主として、燃料電池、二次電池などの研究に従事。電気化学会、応用物理学会、エネルギー資源学会会員。工学博士。

永 田 進 (正員) 1941 年 7 月 15 日生まれ。1966 年 3 月広島大学大学院工学研究科修士課程 (電気工学専攻) 修了。同年 4 月電気試験所 (現、産業技術総合研究所) 入所。MHD 発電の研究を経て、現在、固体電解質燃料電池の研究開発に従事。1982 年電気学会進歩賞受賞。

榎 嘉 範 (非会員) 1968 年 11 月 17 日生まれ。1993 年 3 月三重大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月中部電力株式会社入社。主として固体酸化物燃料電池の開発に従事。