技術論文

既存重構造ガスタービンと固体酸化物形燃料電池（SOFC）のハイブリッドシステムに関する基礎検討

Fundamental Study on Hybrid System of Existing Heavy-duty Gas Turbine and Solid Oxide Fuel Cell

矢嶋 遼太郎[*1] YAJIMA Ryotaro
中野 晋[*2] NAKANO Susumu
竹田 陽一[*1,2] TAKEDA Yoichi

ABSTRACT

A solid oxide fuel cell (SOFC) hybrid system combined with an existing medium-capacity heavy-duty gas turbine (GT) is proposed to promote the use of hydrogen. As the output power of SOFC is about 10% of total output power of the system, this hybrid system could be thought to maintain a function of load following by the GT. A calculation method to analyze the cell performance and flow conditions of the cell tube for the actual-scale SOFC is presented, and is validated by comparing with the measured results of the performance tests of the actual SOFC. As the SOFC shows high performance under the high temperature operation condition, supply gases to the SOFC are heated by recuperators using exhaust gas of the catalytic burner in which residual hydrogen of the SOFC exhaust gas is burned. For the same condition of fuel flow rate in hydrogen co-firing GT, the output power of this system increases by 4% compared to the 30 volume % hydrogen co-firing GT.

キーワード：SOFC，ガスタービン，ハイブリッドシステム，再生熱交換器，効率，水素混焼
Key words：SOFC, Gas Turbine, Hybrid system, Recuperator, Efficiency, Hydrogen co-firing

1．緒言

地球温暖化の抑制のため，温室効果ガス排出量の削減，とりわけ二酸化炭素の排出削減が求められている。発電分野においては，再生可能エネルギーによる発電の大量導入や水素やアンモニアによる発電が計画[(1)]されている。しかし，再生可能エネルギーは気象条件に依存するため，発電出力が電力需要に関係なく変動する。気象条件による発電出力の変動の影響を減らし，電力の安定供給を行うためには高い負荷追随性を有する発電機器の利用や，余剰電力を吸収できる蓄電池等が不可欠である。また，水素は燃焼時に水のみを生成するため，クリーンな燃料として古くから着目されていた。しかし，安価に大量生産する方法や水素を燃料とする大容量の発電機器の実用化にはなお時間を要するため，発電には十分に活用されてこなかった。水素の大量生産として，再生可能エネルギーによって発電された余剰電力を利用することが検討されている。しかし，水素を生成し，その水素燃料によって安定的に発電する，いわゆるPower to Gasによるグリーン水素[(2)]の段階に至るには，まだ30年以上の時間が掛かるとされている。一方，将来の水素社会実現のためには水素インフラの構築を進める必要があるため，水素社会の実現には，今から水素の利用を進めていく必要がある。水素を燃料とする大容量発電機器としては固体酸化物形燃料電池（SOFC）や水素タービンがある。SOFCを利用した発電機器は出力250 kW[(3),(4),(5)]のものが実用化され，MW級の機器の開発[(6)]が進められているが，大型発電用となる数十MW級の機器の実現は不透明である。水素タービンは30%水素混焼ガスタービン[(7)]の開発が進められており，将来の水素専焼ガスタービンにつなげることが計画されている。以上のように，グリーン水素の移行段階までは，再生可能エネルギーの大量導入による二酸化炭素排出削減を行うと同時に，電力系統安定化のため負荷追随機能を有する発電機器の運転が必要である。負荷追随に対応できる発電機器としては，比較的応答性の高いガスタービンが有効である。

本研究では，負荷追随機能の可能性を有し，かつ水素燃料の部分利用を促進する大容量発電システムとして，負荷追随機能は既存の重構造ガスタービン（GT）が担い，水素消費の発電機器としてSOFCを組み合わせたハイブリッドシステムを提案する。本提案システムの発電システムとしての定量的な評価を行うため，初めに，実機SOFCを対象とした電極部のガス流動解析を含む燃料電池の計算プログラムを作成した。SOFCの解析モデル

原稿受付 2022年3月29日
査読完了 2023年1月24日
＊1 東北大学大学院工学研究科ファインメカニクス専攻
〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉6-6-11
＊2 東北大学大学院工学研究科 附属先端材料強度科学研究センター
〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉6－6－11
E-mail: susumu.nakano@rift.mech.tohoku.ac.jp

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

として，これまでに多くの計算方法[8]–[12]が提案されてきたが，実機セルスタック全長を対象とした計算はあまり報告されていない。本方法による計算結果を，実機計測結果と比較することで本計算方法の妥当性の確認を行う。SOFCは高温型燃料電池のため動作温度が高い状態で性能を発揮する電池である。燃料はシステム外部から常温で供給されると仮定して，動作温度を高めるため，本提案システムではシステムの高温部位のガスを用いて再生熱交換器によりSOFC供給ガスを加熱する。再生熱交換器の設置場所によるSOFCおよびシステム出力への影響を把握する。最後に水素の利用方法として本提案システムと水素混焼GTの出力比較を行い，水素利用方法として本システムの定量的な評価を行う。さらに，本提案システムを，既存GTシステムの運転条件で運用した場合のシステム出力を確認する。

2．記号の説明

A：流路断面積［m^2］
C_f：摩擦係数［-］
C_p：定圧比熱［J/(kg K)］
D：直径［m］
D_{el}：電解質中心直径［cm］
E：電圧［V］
F：ファラデー定数［C/mol］
f：圧縮機吸気流量のωに関する関数［-］
g：質量比［-］
H_B：燃料の発熱量［J/kg］
h：比エンタルピー［J/kg］
I：電流［A］
I_p：慣性モーメント[kg m^2]
Je：電流密度［A/cm^2］
Jo：交換電流密度［A/cm^2］
M：モル質量［kg /mol］
$\dot{m}$：質量流量［kg/s］
N：セル数［-］
P：圧力[Pa]，分圧[Pa]
P_0：標準圧力［Pa］
R：気体ガス定数［J/(kg K)］
T：温度［K］
t：時間［s］
U_f：燃料利用率［-］
$U_{f,cell}$：セルでの燃料利用率 $U_{f,cell}=U_f/N$［-］
u：流速［m/s］
W：出力［W］
α：熱伝達率［W/(m^2 K)］
ΔG_0：標準圧力でのギブスの自由エネルギー変化[J/mol]
$\Delta\dot{m}$：移動質量流量［kg/s］
ΔQ_R：反応熱［J/kg］
ΔS：分割領域の表面積［m^2］
δ_{el}：電解質軸方向長さ［cm］
ζ：電気抵抗またはイオンの流れに対する抵抗［Ω］
η：断熱効率［-］
η_B：燃焼効率［-］
θ：壁面温度［K］, IGV開度［°］
λ：管の熱伝導率［W/(m K)］
ρ：密度［kg/m^3］
φ：温度効率［-］
ω：角速度［rad/s］
添え字
1：要素入口
2：要素出口
a：吸気
air：空気側
an：アノード
atm：大気
C：圧縮機
CO_2：二酸化炭素
c：要素中心（式(12),(13)），低温側（式(23)～(30)）
ct：カソード
el：電解質
f：燃料
fuel：燃料側
G：発電機
g：燃焼ガス
H_2：水素
H_2O：水
h：高温側
ic：インターコネクタ
in：内径（式(16)），入口（式(19)～(21),(23),(26),(27),(30)）
$\dot{m}$：移動質量
N_2：窒素
O_2：酸素
out：外径（式(17)），出口（式(19),(20),(23),(26),(27),(30)）
rated：定格
SOFC：SOFC排ガス
T：タービン
θ：IGV開度

3．SOFCハイブリッドシステムの構成

3.1　SOFCハイブリッドシステム

実用化されたSOFCハイブリッドシステムは，SOFCとマイクロガスタービンによって構成され，250 kWを発電する。このシステムは分散用電源として開発され，SOFCを主機，マイクロガスタービンを補機として発電を行う。現在，商用機をベースとしたSOFCとターボチャージャーを組み合わせたSOFC-TCシステム[6]でMW級機器の開発が進められている。さらに大型火力発電用として，高効率化を目的としたトリプルコンバインドシステムの構想[13]がある。しかし，大型火力用の大容量SOFCの実用化には，さらに時間を要すると考えられる。

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

3.2　本提案のSOFCハイブリッドシステム

本研究で提案するSOFCハイブリッドシステムをFig. 1に示す。 GT圧縮機から吐出される空気の一部を圧力調整弁を介してSOFCに供給する。圧力調整弁はSOFCに供給する空気圧を，常時，GTの最低負荷時の吐出空気圧になるよう調整し，GTの負荷追随運転時もSOFCの供給圧力を一定に保つ。SOFCの排ガスは，未燃水素を含むため，触媒燃焼器に送り残水素を燃焼させる。触媒燃焼器での燃焼後，SOFC排ガスはタービン燃焼器からの燃焼ガスと混合し，タービンに供給される。本システムで消費する水素燃料は，水素混焼GTの当面の目標である容積率30%とする。GT燃料を都市ガスとし，GT単独運転時の定格燃料の熱量と等しくなる容積率30%の水素と容積率70%のGT燃料の熱量比は約1：9になる。このため，本システムは現在開発が進められているMW級のSOFCを既存の中容量GTシステムに組み込む構成とする。SOFC供給ガスはタービンシステム内の高温部位のガスを加熱ガスとする再生熱交換器で昇温される。加熱ガスには触媒燃焼器の排ガスを用いるが，タービン排ガスおよび圧縮機吐出空気を加熱ガスとして用いる場合の加熱効果についても検討したので，Fig. 1には，それらの引き込み部と戻し部を破線で示す。タービン燃焼ガスとSOFC排ガスの混合ガス温度が，GT単独運転でのタービン入口温度を超えることがなければ，GTは機器の変更なしにそのまま本提案システムの運用に用いることができる。

圧縮機吐出空気の一部はSOFCに供給されるが，それらはSOFC排ガスとして再びGTに供給されるため，ハイブリッドシステム運転時もタービン単独運転時と同量のタービン流量が確保される。このため，GTは部分負荷から定格負荷までの運用が可能であり，GTシステムの持つ負荷追随機能は損なわれないものと考えられる。

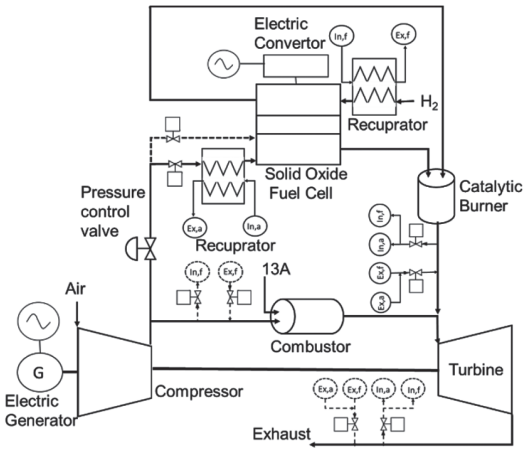

Fig. 1　Proposed SOFC-GT hybrid system

3.3　SOFCの供給ガス条件

Fig. 1に示したようにSOFCの空気源は圧縮機吐出空気を用いる。またSOFC供給ガス圧は，GTの負荷変動に対しても一定に保持するため，GT最低負荷運転状態での圧縮機吐出圧とした。本解析では中容量GTシステムの動作解析結果[14]からSOFC供給圧を1.41 MPaとした。燃料に関しては高圧ボンベから供給されると仮定し，供給圧力は供給空気圧と等しい圧力とした。 SOFCの燃料は水素とする。その質量流量は，GTに供給する燃料を含めたハイブリッドシステムに供給する全燃料の熱量を，中容量GT単体運転時の都市ガス100%の熱量と等しくし，全燃料に対する水素燃料の容積比が30%になる流量とした。

4．計算方法

4.1　SOFC電極構造と発電反応

計算対象の実機SOFCセルスタックは，Fig. 2に示すように外径28 mm，内径22 mm，全長1.5 mの基体管の中央部1.0 mに48個のセルがスタックされている[15]。Fig. 3に電極部（セル）構造の模式図[3]を示す。管内側に燃料を，外側に空気を供給する。基体管に燃料極（アノード），電解質，空気極（カソード）を積層して形成されるセル（縞）を，管軸方向に複数個スタックした円筒横縞形[3]と呼ばれる構造を取る。

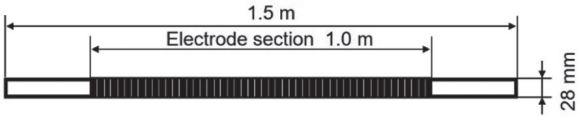

Fig. 2　The external view of SOFC cell stack

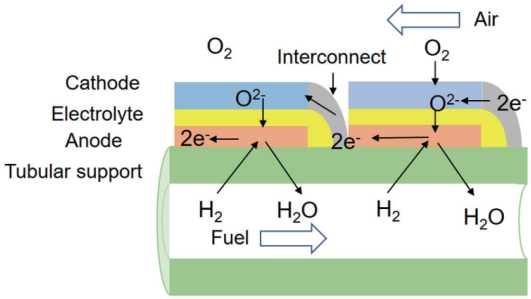

Fig. 3　Schematic diagram of cell stack

空気側を流れる酸素は，式(1)で示される反応によって酸素イオンになり，カソードと電解質を通過し，式(2)で示される反応によって，アノードと電解質の界面で水素と反応し水と電子を生成する。電子はインターコネクタを通り隣の空気極に送られ酸素と反応する。各セルでこの反応が繰り返され，電子の移動によりセルスタックに電流が流れ，各セルで電圧が発生する。

$$1/2O_2 + 2e^- = O^{2-} \tag{1}$$

$$O^{2-} + H_2 = H_2O + 2e^- \tag{2}$$

4.2　SOFCの電流電圧基礎式

式(2)に示したように水素分子1個の反応で2個の電子が放出されるため，水素の質量流量$\dot{m}_{H2}$，各セルでの燃

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

料利用率$U_{f,cell}$を用いて，電流Iは以下の式で表される。

$$I = 2F\frac{\dot{m}_{H2}U_{f,cell}}{M_{H2}} \tag{3}$$

電圧Eは，式(4)に示すように，ギブスの自由エネルギー放出分に対応する起電力から，損失として活性化過電圧E_{act}，抵抗過電圧E_{ohm}，および濃度過電圧$E_{concent}$を差し引いて求める。損失となる3種類の過電圧は式(5)，(9)，(10)で与えた。式(5)は，タフェルの式を変形した永田らの式(16)を用いた。式(9)は，電極およびインターコネクタの電気抵抗と電解質でのイオンの流れに対する抵抗に起因する損失[17,18]である。式(10)はKimらによって提案された計算モデル[19,20]を用いた。

$$E = \frac{-\Delta G_0}{2F} + RT\ln\left\{\frac{\frac{P_{H2}}{P_0}\left(\frac{P_{O2}}{P_0}\right)^{0.5}}{\frac{P_{H2O}}{P_0}}\right\} - E_{act} - E_{ohm} - E_{concent} \tag{4}$$

$$E_{act} = [E_a\ln(0.4/J_o)/\ln(1+0.4/J_o)]\ln(1+J_e/J_o) \tag{5}$$

$$E_a = 0.074(T/1273) \tag{6}$$

$$J_e = I/(\pi D_{el}\delta_{el}) \tag{7}$$

$$J_o = 10^{\left(-\frac{7520}{T}+4.51\right)} \tag{8}$$

$$E_{ohm} = (\zeta_{an}+\zeta_{el}+\zeta_{ct}+\zeta_{ic})I \tag{9}$$

$$E_{concent} = \left(e^{\frac{8J_e}{10^3}}\right)/10^4 \tag{10}$$

4.3　SOFCの流れ解析

セルスタック内外のガス流動は，Fig. 4に示すように，外管外径D_{air}，内管外径D_{out}の二重管を仮定した。セルスタック軸方向に計算領域を分割し，分割領域の軸方向長さはセルに対応するようにした。各分割領域の出入口で，式(11)～(13)に示す一次元の質量保存式，運動量保存式，エネルギー保存式と，式(14)に示す状態方程式を燃料側と空気側で解く。

$$\rho_2 u_2 = \rho_1 u_1 + (\Delta\dot{m})/A \tag{11}$$

$$\rho_2 {u_2}^2 + p_2 = \rho_1 {u_1}^2 + p_1 - 0.5C_f\rho_c {u_c}^2\Delta S/A + \Delta\dot{m}(u)_{\dot{m}}/A \tag{12}$$

$$\rho_2 u_2\left(C_pT_2 + \frac{{u_2}^2}{2}\right) = \rho_1 u_1\left(C_pT_1 + \frac{{u_1}^2}{2}\right) + \alpha(\theta - T_c) + \Delta\dot{m}\left(C_pT\right)_{\dot{m}}/A + \Delta Q_R/A \tag{13}$$

$$p = \rho RT \tag{14}$$

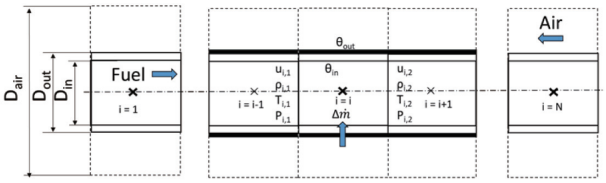

Fig. 4　Numerical grid of gas flow calculation

空気流路側から燃料流路側へ酸素イオンの移動に伴う質量変化，質量移動に伴う運動量移動およびエネルギー移動の発生が，通常の流れ解析と異なる点である。また，水素反応による発熱が燃料流路側に発生する。各要素での移動質量$\Delta\dot{m}$は，水素反応に必要な酸素イオンの流量で，M_{O2}を酸素のモル質量とすると式(15)で表される。式(11)～(14)を燃料側で解くとき，$\Delta\dot{m}$は＋，空気側では－になる。反応で生成した水蒸気は燃料と共に内管を流れる。

$$\Delta\dot{m} = \pm U_{f,cell}\dot{m}_{H2}\frac{M_{O2}}{2M_{H2}} \tag{15}$$

軸方向の熱伝導を無視すると，円管壁面温度は，燃料と空気の温度差による強制対流熱伝達と管壁半径方向の熱伝導によって，式(16)および(17)で表される。

$$\theta_{in} = T_{fuel} - (T_{fuel} - T_{air})/\left(1 + (\alpha_{fuel}D_{in}/\alpha_{air}D_{out}) + (\alpha_{fuel}D_{in}/2\lambda)ln(D_{out}/D_{in})\right) \tag{16}$$

$$\theta_{out} = T_{air} + (T_{fuel} - T_{air})/\left(1 + (\alpha_{air}D_{out}/\alpha_{fuel}D_{in}) + (\alpha_{air}D_{out}/2\lambda)ln(D_{out}/D_{in})\right) \tag{17}$$

なお，式(12)の摩擦係数と，式(16)，(17)の熱伝達率の算出に用いるヌセルト数の計算には，燃料側は円管の式を，空気側には平板の式を用いた[21]。

流れ計算の境界条件として，管入口部のガスの温度，圧力，および質量流量を与える。燃料側および空気側とも上流側分割要素から解き，分割要素出口の状態量を求める。管路全域の定常解が得られるまで計算を繰り返す。本解析では，燃料と空気の流れる方向は同一の場合と対向する場合の両ケースに適用できるが，対象とするSOFCは対向流になる。対向流の場合は，燃料側の入口から数えた要素番号と，空気側の出口から数えた要素番号が一致する要素間で，質量移動と熱移動を計算することになる。

実機のセルスタックは，電極部の両端に基体管からなる流入流出部が設けられているため，本解析においても，電極部の両端に電極部全長の約25%長さの領域を設けた。この部分は，質量移動は発生しないが熱移動は発生する。

4.4　GTシステムの出力計算

GTシステムの出力W_Gは，式(18)に示すタービンロータの運動方程式を解くことで求められる。タービン出力および圧縮機動力は，式(19)および式(20)に示すように入口出口のエンタルピー差で表すことができる。タービン入口温度は，式(21)に示すように燃焼前後のエンタルピーの釣り合いから算出する。圧縮機動力の計算では，出入口のエンタルピー差は，断熱変化を仮定して入口温度，入口圧力，および圧力比から算出し，圧力比は対象としたガスタービンシステムの圧縮機特性曲線[22]（流量-圧力比線図）から求めた。圧縮機吸気流量も同様に対象としたガスタービンシステムの特性曲線から求めた。圧縮機吸気流量は回転数の関数として特性曲線から読み取った

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

値にIGV開度の面積比を乗じて算出する。圧力比は流量に対応する圧力比を特性曲線から読み取った。本研究ではマイクロタービンの動作解析用に作成したプログラム[23,24]を中容量GTに拡張したもの[14]を用いている。計算は，入力データとして回転数，圧縮機入口案内羽根（IGV）開度，および燃料流量を必要とする。

$$I_p/2(d\omega^2/dt) = W_T - W_C - W_G \tag{18}$$

$$W_T = \eta_T \dot{m}_g (h_{T,in} - h_{T,out}) \tag{19}$$

$$W_c = \frac{\dot{m}_a}{\eta_c}(h_{C,out} - h_{C,in}) \tag{20}$$

$$T_{in,T} = (h_a\dot{m}_a + h_f\dot{m}_f + \eta_B H_B \dot{m}_f + h_{SOFC}\dot{m}_{SOFC}) / \dot{m}_g(C_{p,co2}g_{g,co2} + C_{p,H2O}g_{g,H2O} + C_{p,N2}g_{g,N2} + C_{p,O2}g_{g,O2}) \tag{21}$$

$$\dot{m}_a = \frac{A_\theta}{A_{\theta,rated}} f(\omega) \tag{22}$$

なお，式(21)で，燃焼効率η_Bは低位発熱量に対する燃焼過程で発生する熱量の比で，発熱量は都市ガスを燃料とする場合は49 MJ/kgを，水素を燃料とする場合は121 MJ/kgを用いた。

4.5　再生熱交換器の計算

SOFCに供給される燃料は本システム外から常温で供給されると仮定し，GTシステム内の高温部位のガス流と熱交換することで昇温する。また，SOFCに供給される空気は圧縮機吐出空気を用いるが，空気に関しても燃料と同様に再生熱交換器で昇温することを考える。なお，6.4に示すGTシステムの解析結果で圧縮機吐出空気温度は374℃[14]になる。

再生熱交換器出口での低温側ガス温度$T_{c,out}$は，温度効率φ_cを用いて以下の式で表される。

$$T_{c,out} = T_{c,in} + \varphi_c(T_{h,in} - T_{c,in}) \tag{23}$$

ここで$T_{c,in}$は低温側ガスの入口温度を，$T_{h,in}$は高温側ガスの入口温度を表す。対向流形の熱交換器を用いた場合，温度効率φ_cは熱移動単位数NTU_cと，定圧比熱と質量流量の積の比R_cを用いて以下のように表される[25]。

$$\varphi_c = \frac{1 - exp[-(1-R_c)NTU_c]}{1 - R_c exp[-(1-R_c)NTU_c]} \tag{24}$$

$$R_c = \frac{C_{p,c}\dot{m}_c}{C_{p,h}\dot{m}_h} \tag{25}$$

低温側ガスの吸収熱量は低温ガスの出入口の熱量差に等しいと仮定し，また吸収熱量を対数平均温度で表すと熱移動単位数は次式に示すように，両ガスの出入口の温度で表すことができる。

$$NTU_c = \ln\left(\frac{T_{h,in} - T_{c,out}}{T_{h,out} - T_{c,in}}\right) / \left(\frac{T_{h,in} - T_{h,out}}{T_{c,out} - T_{c,in}} - 1\right) \tag{26}$$

同様の式が高温側ガス（添え字h）に対しても導ける。

$$T_{h,out} = T_{h,in} - \varphi_h(T_{h,in} - T_{c,in}) \tag{27}$$

$$\varphi_h = \frac{1 - exp[-(1-R_h)NTU_h]}{1 - R_h exp[-(1-R_h)NTU_h]} \tag{28}$$

$$R_h = \frac{1}{R_c} = \frac{C_{p,h}m_h}{C_{p,c}m_c} \tag{29}$$

$$NTU_h = \ln\left(\frac{T_{h,in} - T_{c,out}}{T_{h,out} - T_{c,in}}\right) / \left(1 - \frac{T_{c,out} - T_{c,in}}{T_{h,in} - T_{h,out}}\right) \tag{30}$$

両ガスの入口温度と流量を与え，式(23)と(27)から両ガスの出口温度を算出する。式(23)と(27)を代数的に解くことは困難なので，それぞれの出口温度を仮定して，その仮定値が両式を満足するまで計算を繰り返す。

5．計算条件

5.1　SOFC実機計測値との比較

SOFCセルスタック単体の計算を行い，実機計測結果との比較を行う。計算では空気側の流路としての外円管の径を定義しなければならない。ここでは，セルスタック1本分の燃料流量と空気流量の比を商用機[4]の燃料流量と空気流量の比と同等にして，さらに燃料と空気の供給状態には大きな差異を付けないと仮定して，空気流速が燃料流速と同等になる流路断面積として，空気側流路の外直径を50 mmとした。

はじめに，セルスタック外壁の温度分布およびセル電圧分布の計測結果[15]と比較する。実験条件と計算条件をTable 1に示す。供給ガスの流量と温度に関しては公開されていないため，燃料流量は計算結果の電流密度が実験結果と同等になるように設定し，空気流量は酸素利用率が実験結果と同等になるように設定した。また，ガス供給温度に関しては，それぞれのガス流路でセルスタック開始点に一番近い温度計測位置で，管壁面温度の計算結果が，計測温度と同等になるように流路入口での供給温度を設定した。

次にSOFCの作動圧力の影響に関しては，常圧と1.5 MPaでの電池特性の計測結果[26]と比較した。実験に用いたセルスタックの寸法と空気流路の外径は前述の通りであるが，セル数は85個[26]と多セル化している。実験条件および計算条件をTable 2に示す。

5.2　再生熱交換器によるSOFC供給ガスの昇温

セルスタック単体試験では約900℃の動作温度が確保されているが，動作温度はSOFCに供給されるガス温度に依存する。SOFCの燃料はシステム外部から供給されるため，常温で供給されると仮定した。SOFC燃料はGTシステム内の高温部位のガスを用いて再生熱交換器で昇温することを考える。再生熱交換の低温ガス側に供給される燃料と空気の条件をTable 3に示す。流量は，商用機[4]におけるSOFC燃料流量と空気流量の比と等しくなるように設定した。

再生熱交換器の加熱用のガス供給源は，GTシステム

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

内の高温部位として触媒燃焼器排ガスが考えられる。ここでは，参考としてGT排ガスと圧縮機吐出空気を加えた３ケースでの熱交換を考える。 Table 4に３ケースの再生熱交換器計算の高温ガス流入条件を示す。燃料加熱用の高温ガス供給流量条件を統一するため，１台の再生熱交換器に供給する高温ガスの最大流量はSOFC排ガス全流量を超えない８kg/sに設定した。触媒燃焼器排ガスを利用する場合は，燃料と空気の加熱用ガスの合計流量が触媒燃焼器排ガス流量になる。ここでは，触媒燃焼器排ガスを加熱用ガスに用いた場合の，燃料と空気の温度上昇を，燃料側の加熱用ガス流量をパラメータとして計算を行った。タービン排ガスと圧縮機吐出空気を用いる場合は，触媒燃焼器排ガス利用との比較のため，燃料に関してのみ加熱用ガス流量をパラメータとした計算を行った。空気の加熱計算は，タービン排熱を用いる場合は高温ガス最大流量で計算した。圧縮機吐出空気を直接SOFCに供給する場合は，Fig. 1のSOFC空気供給口に破線で示すように，再生熱交換器は不要になる。

Table 1　Experiment and calculation conditions for temperature and voltage distribution test

Items			Unit	Experiment	Calculation
Gas composition		Fuel	-	H_2/N_2 0.7/0.3	H_2/N_2 0.7/0.3
		Air	-	O_2 0.21	$O_2/N_2/CO_2$ 0.209/0.781/0.01
Inlet conditions of gas flow	Temperature	Fuel	°C	-	920
		Air	°C	-	300
	Pressure		MPa	0.101	0.101
Fuel utilization ratio			%	25	25
Current density			mA/cm^2	380	380.5 (Calculation result)
Oxidant utilization ratio			%	14.5	14.5 (Calculation result)

Table 2　Experiment and calculation conditions for current-voltage characteristics test

Items			Unit	Experiment	Calculation
Gas composition		Fuel	-	Hydrogen	H_2/N_2 0.7/0.3
		Air	-	-	$O_2/N_2/CO_2$ 0.209/0.781/0.01
Inlet conditions of gas flow	Temperature	Fuel	°C	900 (Operation temperature)	900
		Air	°C		900
	Pressure		MPa	0.101, 1.5	0.101, 1.5
Fuel utilization ratio			%	60	60
Oxidant utilization ratio			%	20	19.9 - 20.1 (Calculation result)

Table 3　Inlet conditions of cold gas for recuperator

	Mass flow rate [kg/s]	Temperature [°C]
Fuel	0.63	20
Air	8.42	374

Table 4　Inlet conditions of hot gas for recuperator

Heat source	Recuperator application	Mass flow rate X [kg/s]	Temperature [°C]
Compressor discharge air	Fuel heating	1.0≦x ≦8.0	374
	-	-	-
Catalytic burner exhaust gas	Fuel heating	1.0≦x ≦8.0	920 - 1030
	Air heating	9.05 - x	
Turbine exhaust gas	Fuel heating	1.0≦x ≦8.0	600
	Air heating	8.0	

5.3　水素混焼GTとの比較

GTシステムにおける水素利用の検討のため，水素混焼GTと本提案のSOFCハイブリッドシステムの出力計算を行う。定格出力38.6 MW，都市ガス（13A）を燃料とした既存中容量GTシステを計算のベースとして，既開発のGTシミュレータ[14]を用いて計算した。水素混焼GTの計算では，都市ガスと水素を容積比70：30で混合し，都市ガスのみを燃料とする場合の熱量と等しくなるようそれぞれの質量流量を決める。SOFCハイブリッドシステムでは水素混焼GTの水素と同量の水素をSOFCに供給する。計算条件をTable 5に示す。ベースとなる既存GTの計算を含めて３ケース実施した。なお，Table 6に計算に用いた都市ガスのガス組成を示す。また，SOFCの燃料利用率は実機SOFCと同じ60%とした。

Table 5　GT system calculation conditions

		Gas composition			Fuel calory ratio	Ratio of fuel mass flow rate		Ratio of air mass flow rate
		13A	H_2	N_2		13A	H_2	
Existing GT	-	100	0	0	1.0	1.0	0	1.0
30% hydrogen co-firing GT	-	70	30	0	1.0	0.899	0.041	1.0
Proposed system	GT	100	0	0	0.9	0.899	0	0.922
	SOFC	0	70	30	0.1	0	0.041	0.078

Table 6　Gas composition of city gas

Gas composition	Methane	Ethane	Propane	Butane
Volume ratio	0.882	0.053	0.048	0.017

5.4　既存GT運転条件での本システム出力

最後に，本提案システムを既存GTシステムの運転条件で運用した場合のシステム出力を算出し，部分負荷から定格負荷運転におけるシステム出力を確認する。計算対象としたGTシステムの基本仕様をTable 7に示す。対象としたGTシステムは，コンバインドサイクルであり発電機出力は，ガスタービン出力と蒸気タービン出力の和になる。蒸気タービン出入口の蒸気の圧力と温度，および蒸気流量から蒸気タービン出力を推定して計測データから差し引くことでGT出力を算出した[14]。４.４で述べたようにシステムシミュレータの入力データとしては，回転数，IGV開度，および燃料流量が必要になり，それらはFig. 11に示すように運転データを近似して与えた。

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

Table 7 Specifications of existing gas turbine system

Item	Value
Rated Output of the Plant	109 MW ((Gas Turbine+Steam Turbine+Generator)×2 Systems)
Rated Ratational Speed	7280 rpm
Compressor	17-stage Axial
Turbine	3-stage Impulse
Combustor	Low NOx Combustor (10 Cans)

6．解析結果と考察

6.1　SOFCセルスタック計測結果との比較

Fig. 5にセルスタックの外表面温度の計測結果[15]と，本解析の円管外壁面温度θ_{out}の比較を示す。セルスタック電極部は軸方向距離0.25 ～ 1.25 mの部分で，この領域における計測値と計算結果は概ね一致する。しかし，出入口領域で乖離が生じる。この原因は，計算では電極以外の領域も二重円管で計算するのに対して，実験では燃料の給気・回収ポートが設けられて，この部分でのガスの流動状態が計算とは異なることと，計算では軸方向の熱伝導は無視しているが，管端領域では管端面からの熱放出の影響が無視できないことが理由として考えられる。しかし，燃料の給気・回収ポートの形状等の詳細な情報は示されていないため計算で再現することは困難である。ここでは電極部での結果を重視した。

Fig. 6にセル電圧の計測値[15]と計算結果の比較を示す。セル電圧に関してもFig. 5に示した温度分布と同様に，セルスタックの流入・流出領域に近い部分の計測値と計算値の差異は大きく，この部分において，計算では活性化過電圧および抵抗過電圧による電圧低下が少ないことが差異を生じる原因と考えられる。しかし，この部分を除くセルスタックの電圧分布は，計測値と計算結果は比較的良好に一致することが分かる。

次に，ガス供給圧に対するセルスタック性能の影響を確認する。前述の結果は，セルスタックの基本性能の把握のため，ガス供給圧は常圧で行われた。ハイブリッドシステムでは，GT圧縮機の吐出空気をSOFCに供給するため，ガス供給圧は常圧以上に昇圧される。Fig. 7はセルスタックの電圧特性を２条件のガス供給圧，0.101 MPaと1.5 MPaで行った計測結果[26]と計算結果を比較したものである。Fig. 7より本計算モデルで，常圧条件および加圧条件に対しても十分な一致が得られることが確認できた。以上の結果より，実機SOFCの動作予測として本計算方法の妥当性が示されたものと考える。なお，Fig. 7から，SOFCをGTと組み合わせることで，SOFC出力に供給空気の昇圧効果がもたらされることが分かる。

6.2　SOFC供給ガス温度による出力比較

Fig. 8に再生熱交換器の計算結果を示す。SOFC供給燃料温度は高温ガス流量の増加に伴い上昇し，圧縮機吐出空気利用とタービン排ガス利用では，高温ガス流量８kg/sで，それぞれ318℃，403℃になり，触媒燃焼器排ガス利用では，高温ガス流量５kg/sで613℃になる。触媒燃焼器排ガス利用時は，燃料加熱と空気加熱の２台の再生熱交換器に排ガスを供給するため，SOFC供給空気の加熱用には燃料加熱用に供給された残りの排ガスが供給される。そのため，燃料加熱用高温ガス流量に対して，空気温度の上昇の傾向は燃料温度の上昇と逆になるが，最高で572℃になる。タービン排ガス利用時のSOFC供給空気の計算結果は，排ガス流量８kg/sで431℃に昇温する。圧縮機吐出空気を利用する場合は，SOFC供給空気は圧縮機吐出空気を直接供給するため374℃になる。

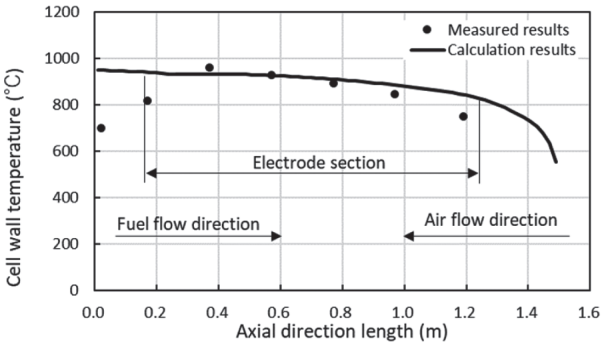

Fig. 5 Temperature distribution of cell stack

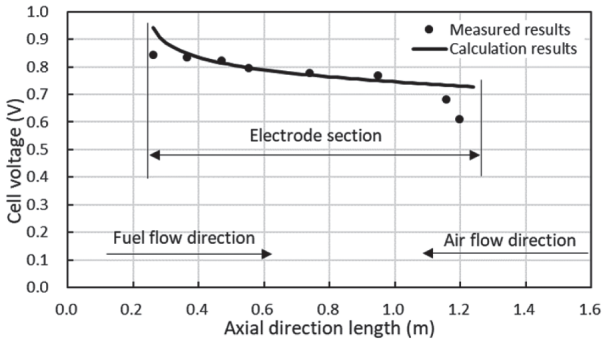

Fig. 6 Cell voltage distribution of cell stack

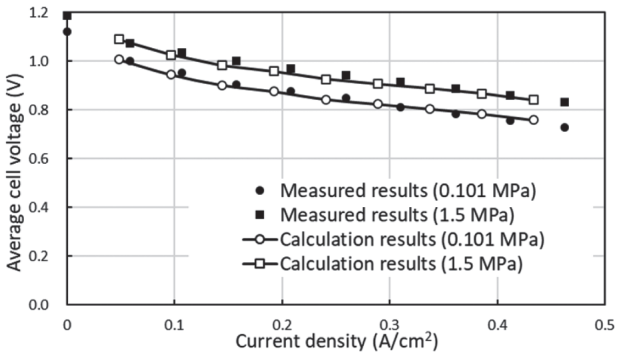

Fig. 7 Current-voltage characteristics of cell stack

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

Fig. 9に再生熱交換器で昇温した燃料を供給した時のSOFC出力を示す。SOFC動作温度の低温化[27],[28]は進められているが，350℃以下での動作は困難と考え，供給ガス温度が350℃以下になるものは除外した。縦軸のSOFC出力は既存GT定格出力で正規化した値を示す。燃料供給燃料温度の増加に伴いSOFC出力も増加するが，触媒燃焼器排ガスを利用する場合は，Fig. 8に示したように燃料温度を上げると空気温度の上昇が抑えられる。空気と燃料の両方の温度上昇が確認される高温ガス流量４kg/sでSOFC出力は最大になる。

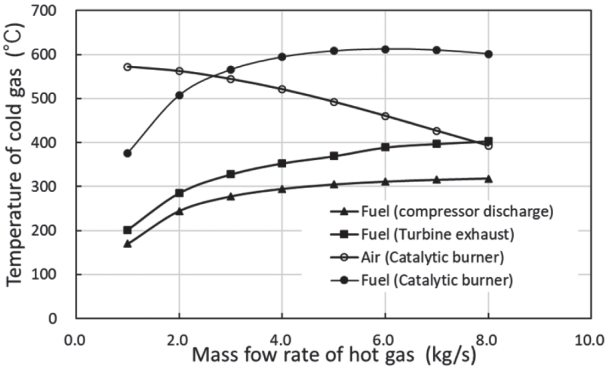

Fig. 8 Temperature of cold gas at recuperator exit

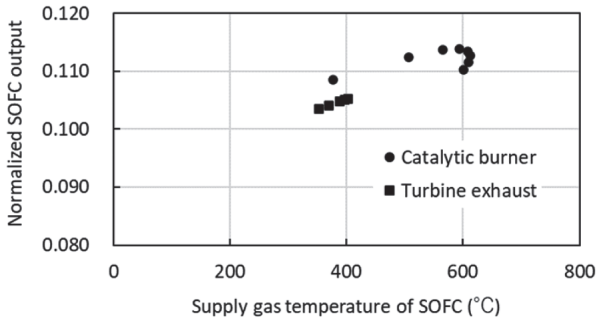

Fig. 9 SOFC outputs with supply fuel temperature

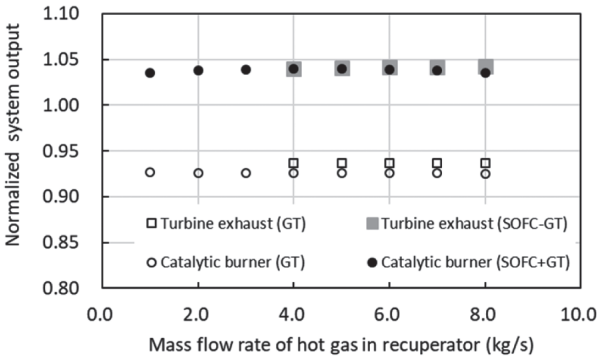

Fig. 10 Hybrid system outputs with flow rate of hot gas in recuperator

再生熱交換器でSOFC供給ガスを昇温させることは，加熱に使われたガスの温度低下を起こすため，GTシステムの発電に対してはマイナスの影響となる。Fig. 10にハイブリッドシステムの合計出力を塗りつぶしマークで，SOFC出力を除くGTのみの出力を白抜きマークで示す。合計出力は，GT排ガス流量８kg/sを再生熱交換器の加熱に用いる場合に最大になる。これは触媒燃焼器排ガスを熱交換器に使用しないためであるが，触媒燃焼器排ガスを熱交換に用いた場合との差はわずかであり，ほぼ同等と言える。なお，触媒燃焼器排ガスを用いる場合は，再生熱交換器の製作には高温耐熱材を用いなければならず，難加工性の課題は残る。

6.3　GTシステムの水素利用方法による出力比較

Table 8に既存GT，水素混焼GT，および本ハイブリッドシステムの出力，熱効率，およびタービン入口温度を示す。それぞれ既存GTの定格値を基準とした。

投入熱量および空気流量が同一のため，既存GTと水素混焼GTの各項目は同じになるはずであるが，水素混焼GTの計算結果は既存GTに比べてわずかに下回る値を示す。しかし，その差は１%以内である。本ハイブリッドシステムの結果は，再生熱交換器に触媒燃焼器排ガスを用いSOFC燃料加熱に４kg/sを供給した場合の結果である。出力および熱効率は，既存GTおよび水素混焼GTに比べて約4%増加する。供給水素の60%をSOFCで発電するが，SOFC計算結果から供給水素60%の熱量に対するSOFCの発電効率は約63%と高効率になっており，このことがシステム全体の効率向上に寄与している。

Table 9に本ハイブリッドシステムの高温部位のガス温度を示す。本ハイブリッドシステムは，GT燃焼器の燃焼温度およびタービン入口の燃焼ガス温度は既存GT

Table 8 Comparison of proposed system with hydrogen co-firing turbine system

		Output ratio [-]		Efficiency ratio [-]	Turbine inlet temperature [°C]
Existing GT	-	1.0		1.0	1280
30% hydrogen co-firing GT	-	0.99		0.99	1270
Proposed system	GT	0.926	1.04	1.04	1210
	SOFC	0.114			

Table 9 Gas temperature of hot section in hybrid system

		Temperature (℃)			
		Air	Fuel	Combustion gas	
GT combustor	inlet	374	20	-	
	exit	-	-	1240	
SOFC	inlet	521	594	-	
	exit	605	889	-	
Catalytic burner	inlet	605	889	-	
	exit	-	-	998	
Recuperator	inlet	374	20	998	
	exit	521	594	Air side	Fuel side
				817	800

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

を上回らない。このことはSOFCハイブリッドシステムを構成するうえで GTシステムは機器の仕様や運用の変更を必要としないことを意味する。

6.4　既存GT運転条件での本システム出力

最後に実機GTシステムの運転条件で本システムを運用した場合のシステム出力を確認する。Fig. 11は実機運転データとGTシステムシミュレータの入力値として近似した値を示す。太実線は実機運転データを，細実線，細破線，細点線はシミュレータ入力値として近似した値を示す。いずれも定格値で正規化した値である。計算では60%回転数からの起動が必要なため，計算開始から約0.1 hに仮想的な起動を設定している。計算は，Table 5に示した既存GTの運転を再現する場合と，回転数，IGV開度，および燃料の熱量を既存GT運転と同一として，容積比30%水素をSOFCに供給する場合の2ケースの計算を行った。Fig. 12にその結果を示す。実機GTの出力と既存GTシミュレーション結果は部分負荷および定格負荷運転で概ねの一致を示している。本システムでは，Fig. 11の細破線で示したように，GT供給燃料流量が既存GT運転よりも減少するため，GTのみの出力は既存GT出力よりも低下する。しかしSOFC出力との合計出力では，部分負荷および定格負荷運転状態で既存GTよりも約４%の増加が確認できる。

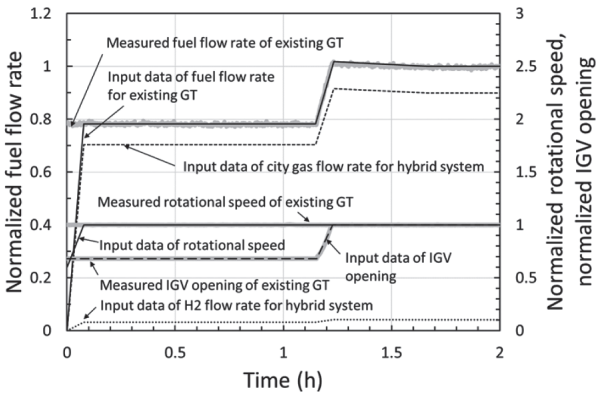

Fig. 11　Input data of GT system simulator

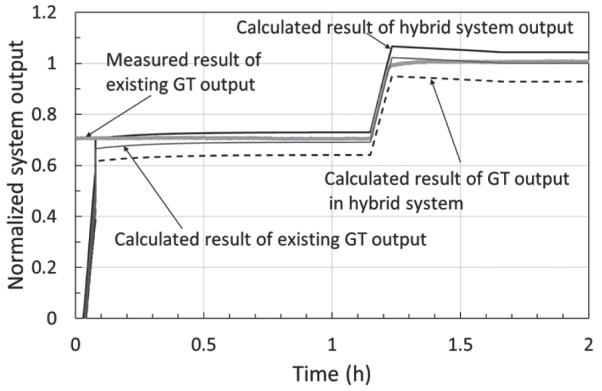

Fig. 12　Comparison of hybrid system output with existing GT output

7．結論

グリーン水素への移行期間の発電方法として，水素利用を促進し，かつ系統安定化のため，既存GTが有する負荷追随機能の維持が可能と考えられる発電システムとして，重構造中容量GTとその定格出力の約10%の発電を行うSOFCとのハイブリッドシステムを提案した。その基本性能を把握する計算プログラムを作成し以下の結論を得た。

⑴ SOFC商用機のセルスタック全長を対象とした計算プログラムを作成し，セルスタックの温度および電圧分布の実機計測値との比較と，常圧と1.5 MPaの２種類の供給ガス圧に対する電流-電圧特性の実機計測値との比較を行い，計算モデルの妥当性を確認した。

⑵ GTシステム内の高温部位のガス流を用いて再生熱交換器によりSOFC供給ガスの昇温を検討し，再生熱交換器の加熱用ガスの温度と流量に対するSOFC出力への影響を把握した。SOFC排ガス中の残水素を燃焼させる触媒燃焼器の排ガスを再生熱交換器の加熱用ガスに用いる場合に，SOFC出力はGT定格出力の11.4%に達する。

⑶ 容積比30%の水素を投入した水素混焼GTと本ハイブリッドシステムを比較し。本研究で提案したSOFCハイブリッドシステムは出力および効率で水素混焼GTよりも４%向上することを確認した。

謝辞

本研究は東北電力株式会社と東北大学の共同研究において実施されたもので，研究の遂行に対して東北電力株式会社から多大な支援を頂いた。また，SOFC発電出力計算に関しては電力中央研究所の鈴木晃純氏に貴重な助言を頂いた。両者に深く感謝の意を示す。

参考文献

⑴　令和2年度エネルギーに関する年次報告（エネルギー白書2021），経済産業省　資源エネルギー庁，第3部，第8章，pp. 314-325.

⑵　石原顕光，太田健一郎，持続可能な社会を支えるグリーン水素エネルギーシステム，安全工学，Vol. 53 No. 6 (2014), pp. 359-365.

⑶　小林由則，安藤喜昌，西浦雅則，富田和男，岸沢浩，眞竹徳久，次世代燃料電池SOFC複合発電システム（高効率ハイブリッド発電システム），三菱重工技報，Vol. 50 No. 3 (2013), pp. 62-66.

⑷　河野雅人，新井啓介，安井芳則，250kW級SOFC-MGTハイブリッドシステム向けマイクロガスタービンの開発，日本ガスタービン学会誌，Vol. 45 No. 3 (2017), pp. 186-191.

⑸　安藤喜昌，大澤弘行，水原昌弘，入江弘毅，浦下靖崇，池上卓夫，SOFC-マイクロタービン（MGT）ハイブリッドシステム九州大学向け実証機の運転状況，三菱重工技報，Vol. 52 No. 4 (2015), pp. 48-53.

⑹　冨田和男，西浦雅則，大澤弘行，水原昌弘，山根司，眞竹徳久，燃料電池システム『MEGAMI』の市場導入状

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.

況と今後の取り組みについて，三菱重工技報，Vol. 58 No. 3（2021）.

(7) 井上慶，宮本健司，道免昌平，田村一生，川上朋，谷村聡，水素・天然ガス混焼ガスタービンの開発，三菱重工技報，Vol. 55, No. 2（2018）.

(8) M. A. Khallel, Z. Lin, P. Singh, W. Surdoval, D. Collin, A finite element analysis modeling tool for solid oxide fuel cell development: coupled electrochemistry, thermal and flow analysis in MARC, Journal of Power Source 130（2004）.

(9) S. Campanari, P. Iora, Definition and sensitivity analysis of a finite volume SOFC model for a tubular cell geometry, Journal of Power Sources, 132（2004）, pp. 113-126.

(10) Pei-Wen Li and Kenjirou Suzuki, Numerical Modeling and Performance Study of a Tubular SOFC, Journal of The Electrochemical Society, 151（4）（2004）, pp. A548-A557.

(11) 中島裕典，許斐敏明，北原辰巳，伊賀上聡，円筒型マイクロ固体酸化物形燃料電池のインピーダンス解析（第1報，アノード・カソードインピーダンス分離解析），日本機械学会論文集（B編），75巻，755号（2009）, pp. 1510-1516.

(12) Otomo, J., Oishi, J., Miyazaki, K., Okamura, S., Yamada, K., Coupled analysis of performance and coasts of segmented-in-series tubular solid oxide fuel cell for combined cycle system, International journal of Hydrogen Energy, 42（2017）, pp. 19190-19203.

(13) 小林由則，安藤喜昌，加幡達雄，西浦雅則，冨田和男，眞竹徳久，究極の高効率火力発電-SOFC（固体酸化物形燃料電池）トリプルコンバインドサイクルシステム，三菱重工技報，Vol. 48, No. 3（2011）, pp. 16-21.

(14) 野々村弘樹，中野晋，竹田陽一，負荷調整用地上型圧縮空気エネルギー貯蔵（CAES）を備えたガスタービンシステムの基礎検討，日本ガスタービン学会誌, Vol.48 No.6（2020）, pp. 41-49.

(15) Kobayashi, Y., Tomida, K., Tsukuda, H., Shiratori, Y., Taniguchi, S., Sasaki, K., Durability of a Segmented-in-Series Tubular SOFC with a（Ce, Sm）O2 Cathode Interlayer: Influence of Operating Conditions, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 161, No. 3（2014）, pp. F214-F225.

(16) 永田進，恩田和夫，門馬昭彦，春日康弘，嘉藤徹，固体電解質型燃料電池の発電特性と電解特性の温度依存シミュレーション，電子総合研究所彙報，第57巻，第5，6号，（1993）, pp. 598-615.

(17) Ferguson, J. R., Fiard, J. M., Herbin, R., Three-dimensional numerical simulation for various geometries of solid oxide fuel cells, Journal of Power Saurces, 58（1996）, pp. 109-122.

(18) Kazakovicius, E., Tsekouras, G., Michalow-Mauke, K. A., Kazlauskas, S., Graule, T., Electronic Conductivity Enhancement of（La, Sr）TiO3 with Nb-Doping on B-Site, FUEL CELLS, 14 No.6（2014）, pp. 954-960.

(19) Kim, J., Lee. S., and Srinivason, S., Modeling of Proton Exchange Membrane Fuel Cell Performance with an Empirical Equation, Journal of The Electrochemical Society, Vol.142, No.8,（1995）, pp. 2670-2674.

(20) James Larminie, Andrew Dicks 共著　槌谷治紀訳，解説　燃料電池システム，Ohmsha,（2004）.

(21) 西川兼康，藤田恭伸　共著，機械工学基礎講座　伝熱学，理工学社,（1982）.

(22) Kashiwabara, Y., Katoh, Y., Ishii, H., Hattori, T., Matsuura, Y., and Sasada, T., Developments leading to an axial flow compressor for a 25 MW class high efficiency gas turbine, 90-GT-238,（1990）.

(23) 関慧一，中野晋，竹田陽一，マイクロガスタービンの動作解析，日本ガスタービン学会誌, Vol. 43 No. 3（2015）, pp. 68-74

(24) 鈴木晃純，中野晋，関慧一，竹田陽一，岸部忠晴，150kW級高湿分空気利用マイクロタービンの動作解析，日本ガスタービン学会誌, Vol.45 No.3（2017）, pp60-67.

(25) Frank P. Incropera., David P. Dewitt., Theodore L. Bergman., Adrienne S. Lavine., K. N. Seetharamu., and T. R. Seetharam., Fundamentals of Heat and Mass Transfer,（2013）, pp. 622-626, WILEY.

(26) 独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構　固体酸化物形燃料電池を用いた事業用発電システム要素技術開発，燃料電池・水素技術開発部，平成25年度中間報告，（2013）.

(27) Toshi Suzuki, Toshiaki Yamaguchi, Koichi Hamamoto, Yoshinobu Fujishiro, Masanobu Awano, and Nigel Sammes, A functional layer for direct use of hydrocarbon fuel in low temperature solid oxide fuel cells, Energy & Environmental Science, Issue 3,（2011）.

(28) 山崎仁丈，プロトントラッピング～個体酸素物形燃料電池，低温動作の鍵となる金属酸化物中におけるプロトンの拡散～，まてりあ, 第54巻，第5号（2015）, pp. 242-249.

Download service for the GTSJ member of ID , via 216.73.216.129, 2025/07/02.