リン酸型燃料電池 (対向流れ) 特性に及ぼす 冷却気体の影響[†]

呉 振 勲*

The Effect of Cooling Air on the Characteristics of Phosphoric Acid Fuel Cell (Counter Flow)

Jinhun Oh*

In the phosphoric acid fuel cell system, it is desirable to be operated at high temperature, because of temperature dependence of system efficiency. But it is regarded that high temperature of the cell above 200°C influences degradation of the electrode and the catalyst loaded on the cell. And also temperature of the cell and current density which is introduced from V-I characteristics are interdependent at the same time. Therefore, leveling off the temperature distribution on the cell is reality in practical fuel cell operation.

We studied two cases of fuel cell system in different flow direction of cooling air in counter flow, and present the calculation result in some conditions by changing the inlet coolant temperature, flow rate and the utilization of oxygen and hydrogen.

Key Words: fuel cell, energy conversion, phosphoric acid, cell plate

1. ま え が き

リン酸型燃料電池は運転効率の点などから、セルの温度を高めることが必要である。しかしセルの温度分布を均一にすることは、燃料・空気の供給方法・冷却方法および構造などの点から困難である。またセルの出力電圧特性は、セルの水素極および酸素極に供給される反応気体のガス組成・圧力・温度などと密接な関係がある。

すなわち、電極中を流れる反応気体の組成・圧力および温度は、気体の流れ方向にそって変化するため、

セルにおける電流密度分布・温度分布は一律でない。

また、セル温度は電圧-電流特性に影響を及ぼし、200°Cを上回る温度での運転においては、電極材料および電解質の耐久性が悪化する。また、セル温度はセルの活性化過電圧などによる電力損失に伴う発熱および冷却方法により影響を受け、特に冷却方法がセルの温度上昇に及ぼす影響は大きい。セルにおける電流密度分布の不均一は、エネルギー変換効率を下げ、温度分布の不均一を拡大する原因であり、セルの劣化を促進する重要な原因の一つである。燃料電池の負荷の増加はセルの電流密度分布・温度分布の不均一の拡大および出力電圧の急激な減少をきたす。したがって、負荷変化の大きさは、電流密度分布および温度分布の不均一の大きさに制約されることになる。セルにおける温度分布・電流密度分布の解析手法として、Alkasabらにより熱収支式を用いた手法が報告されている。しかし、この手法では燃料流れ方向への熱量の移動を考慮していない。セルの温度分布が電流密度分布、効率、電圧-電流特性などに及ぼす影響が大きい。したがって、より正確な温度分布、電流密度分布を求めるためには、燃料流れ方向への熱量の移動を考慮し、3次元解析をする必要がある。

本論文は、リン酸型燃料電池の対向流れについて、平均電流密度 2,000 A/m² を目標とし、冷却気体の入口温度・流量および空気・燃料利用率を変化させ、さらに冷却気体の供給方法を変え、セルの温度分布・電流密度分布・動作電圧を算出したので、その手法と結果について報告する。

2. 理 論

2.1 電圧-電流特性

燃料電池の動作電圧 V は、理論起電力を E 、活性化過電圧を η_a 、抵抗過電圧を η_r とすれば、

[†] 電気学会全国大会で発表 (昭 63・3)

* 日本大学理工学部 東京都千代田区神田駿河台 1-8

* College of Science and Technology, Nihon University, Chiyoda-ku, Tokyo

(Received July 20, 1988)

(Revised November 4, 1988)

$$V = E - \eta_a - \eta_r \quad (1)$$

で示される。

ここで、理論起電力 E は、Nernst の式より

$$E = 1.261 - 0.00025T + \frac{RT}{nF} \ln \frac{P_{H_2} P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \quad (2)$$

T : セルの温度, P_{H_2} , P_{O_2} , P_{H_2O} : それぞれ H_2 , O_2 , H_2O の分圧 (atm), n : 反応に関与する電子数, R : 気体定数, F : ファラデー定数。

活性化過電圧 η_a は、Alkasab らの文献より、

$$\eta_a = \frac{RT}{2\alpha F} \ln \frac{I}{I_0 S_a C_L C_U} \quad (3)$$

ここで $I_0 = 2327 \cdot P_{O_2}^{0.8} \cdot P_{H_2O}^{0.4377} \cdot \exp(-6652/T)$, S_a : 触媒の有効表面積 (m^2/kg), I_0 : 交換電池密度 (A/m^2), C_L : 触媒の付着量 (kg/m^2), C_U : 触媒の利用率, I : 電流密度 (A/m^2), α : 電荷移動係数 ($=0.5$), である。

また、抵抗過電圧 η_r は、

$$\eta_r = I \cdot r(T) \quad (4)$$

$$r(T) = r_0 \cdot \exp(3650 \cdot (1/T - 1/450))$$

r_0 : 450 K での電池内部抵抗

2.2 電極薄の中での圧力損失

セルの構造例を Fig. 1 に示す。溝中の気体の圧力は、流れ方向に圧力損失が生ずる。レイノルズ数が 2,300 以下であるから、流れを層流と考え、気体の圧力損失²⁾は次式で示される。

$$dp = \frac{8.875 \cdot \mu \cdot U}{r^2} \cdot 0.9869 \cdot 10^{-5} dl \quad (5)$$

ただし、 r : 溝の等価半径, l : 溝の長さ, μ : 粘性係数, U : 溝中の気体流速。

2.3 電極板拡散時の圧力損失

供給された反応気体は電極溝にそって流れる一方、電極板の中を拡散する。電極板中の圧力と拡散流束の関係は、燃料電極・空気電極それぞれにステファン・マックスウェルの式³⁾を用いる。

Fig. 2 の燃料電極と空気電極のそれぞれにおいて、(燃料・空気) 反応気体の流れ方向 Y の入口から任意の位置 d の電極板中の気体圧力と拡散流束の関係は次式で示される。

Fig. 1 Structure of cell plate

Fig. 2 Geometry of analysis model

$$\frac{dP_{kid}}{dx} = \frac{RT}{P_{Tkd}} A_k \cdot P_{kid} \quad (6)$$

ただし、 $P_{kid} = [P_{id}]_k^T = [P_{1d}, P_{2d}, P_{3d}]_k^T$ は燃料電極または空気電極で位置 d における各反応気体の分圧。添字 $k=1, 2$ ($k=1$: 燃料電極, $k=2$: 空気電極), 添字 $i=1, 2, 3$ ($k=1$: H_2, H_2O, CO_2 , $k=2$: O_2, H_2O, N_2), P_{Tkd} : 燃料電極または空気電極で位置 d における全圧, x : 拡散方向への距離である。行列 A_k は、

$$A_k = \begin{bmatrix} N_{2d}/D_{12} + N_{3d}/D_{13}, & -N_{1d}/D_{12}, & -N_{1d}/D_{13} \\ -N_{2d}/D_{12}, & N_{1d}/D_{12} + N_{3d}/D_{23}, & -N_{2d}/D_{23} \\ -N_{3d}/D_{13}, & -N_{3d}/D_{23}, & N_{1d}/D_{13} + N_{2d}/D_{23} \end{bmatrix}_k \quad (7)$$

N_{id} : 位置 d での気体 i ($=1, 2, 3$) の拡散流束 (mol/m^2s)

D_{ij} : 気体 i と気体 j の相互拡散係数 (m^2/s)

位置 d における燃料電極または空気電極の拡散流束 N_{kid} と電流密度 I_d との関係は、次式で示される。

$$N_{kid} = \frac{I_d}{nF} \quad (8)$$

$k=1$ のとき $n=2$, $k=2$ のとき $n=4$ 。

$$N_{12d} = N_{13d} = N_{22d} = N_{23d} = 0$$

電極の空隙率と迷宮度と相互拡散係数 D_{ij} は次式で示される。

$$D_{ij} = D_{ij}^0 \cdot \varepsilon / (\tau \cdot P_T) \quad (9)$$

ε : 空けき率, τ : 迷宮度

D_{ij}^0 : 全圧が 1 気圧のときの拡散係数 ($m^2 \cdot atm/s$)

また、気体 i と j 間の相互拡散係数 D_{ij}^0 ⁴⁾ は、

$$D_{ij}^0 = A \frac{T^{3/2}}{(V_i^{1/3} + V_j^{1/3})^2} \sqrt{1/M_i + 1/M_j} \cdot 10^{-4} \quad (i \neq j) \quad (10)$$

M_i, M_j : 気体 i, j の分子量, A : 係数

V_i, V_j : 気体 i, j の標準沸点分子容 (m^3/mol)

2.4 電流密度分布計算

Fig. 3 のように、セルを電流密度および温度が均

Fig. 3 Simulation model for current density distribution

一と考えられる微小電池の集合として、任意の微小電池に(1)式から(4)式を適用し、電流密度を求める。任意の電流密度に対する電圧は、 $E \cdot \eta_a \cdot \eta_r$ がともにセル温度の関数であるため、繰返し計算で求めた。

微小電池はすべて並列に接続されていることから、電池電圧を任意に定め、各微小電池の電流密度を求めた。これらの平均を平均電流密度とし、設定した平均電流密度が得られるように電池電圧を変化させ、燃料と酸素の利用率を満足するまで計算を繰返す。微小電池 (l, m) での反応気体流量と電流密度との関係は次式である。

$$Q_{11}(l, m) = Q_{11}(l, m+1) - I(l, m+1) S_a / 2F \quad (11)$$

$$Q_{21}(l, m) = Q_{21}(l, m-1) - I(l, m-1) S_a / 4F \quad (12)$$

$$Q_{12}(l, m) = Q_{12}(l, m-1) + I(l, m-1) S_a / 2F \quad (13)$$

$Q_{11}(l, m)$, $Q_{21}(l, m)$, $Q_{12}(l, m)$: それぞれ微小電池 (l, m) での H_2 , O_2 , H_2O のモル流速

$I(l, m)$: 電流密度, S_a : 微小電池面積

2.5 温度分布計算

化学エネルギーを電気エネルギーとして取り出すとき、(1)式に示したように理論起電力から、活性化過電圧および抵抗電圧降下を生ずる。この降下電圧と電流の積で定まる電力損失を生じ、熱エネルギーに変換し、電極板の温度上昇の原因となる。電池内部で発生した熱量の大部分は冷却気体によって除去される。

温度分布の解析条件はつぎのように仮定した。

- (1) セル端は断熱されている。
- (2) セルと冷却系統を3次元で解析する。
- (3) 冷却気体、燃料、空気の流れ方向がY方向のみであることから、Z方向への熱量移動を無視する。

ここで、熱収支の式をつぎの四つの部分に分けて考える。

- 1) セルでは、微小電池に発生した電力損失によって微小電池間に温度差が生じ、電極材質のもつ熱伝導率よりセルの面(Y, Z)方向への熱量の移動、反応気体との熱量の授受、冷却板への熱量の移動が行われ、

$$t \left(K_Y \frac{d^2 T}{dY^2} + K_Z \frac{d^2 T}{dZ^2} \right) - 2 \cdot K_X \frac{dT}{dX} - \frac{M_P C_P}{P_P} \frac{dT_P}{dY} - \frac{M_F C_F}{P_F} \frac{dT_F}{dY} = -(E - V) \cdot I \quad (14)$$

t : セルの厚さ, $K_Y (=K_Z)$, K_X : 微小電池間およびセルと冷却板間の熱伝導率 ($J/s \cdot m \cdot k$), M_P, M_F : 空気・燃料の流量, C_P, C_F は空気・燃料の比熱, P_P, P_F : 空気・燃料側のピッチ (m), T_P, T_F : 空気・燃料の温度である。

- 2) 冷却板では、冷却板の面方向への熱量の移動が生じ、冷却気体との熱量の交換・セルとの熱量の授受が行われ、

$$t_1 \left(K_Y \frac{d^2 T}{dY^2} + K_Z \frac{d^2 T}{dZ^2} \right) + 2 \cdot K_X \frac{dT}{dX} - \frac{M_C C_C}{P_C} \frac{dT_C}{dY} = 0 \quad (15)$$

t_1 : 冷却板の厚さ, M_C : 冷却気体の流量
 C_C : 冷却気体の比熱, P_C : 冷却側のピッチ
 T_C : 冷却気体温度

- 3) 反応気体では、電極の溝の中を流れながら、溝の管壁との間で熱量の交換を行う。空気側では、

$$M_P \cdot C_P \frac{dT_P}{dY} = h_P \cdot S_P (T - T_P) \quad (16)$$

h_P : 空気の熱伝達率 (J/sm^2k), S_P : 空気側溝の周長で、燃料側では、

$$M_F \cdot C_F \frac{dT_F}{dY} = h_F \cdot S_F (T - T_F) \quad (17)$$

h_F : 燃料の熱伝達率, S_F : 燃料側溝の周長

- 4) 冷却気体では、電極で発生した熱のほとんどが冷却気体により外部へ放出され、

$$M_C \cdot C_C \frac{dT_C}{dY} = h_C \cdot S_C (T - T_C) \quad (18)$$

h_C : 冷却気体の熱伝達率, S_C : 冷却側溝の周長

3. 計算結果

本論文では、白金触媒の活性力の減少および電解質の蒸発など、電池性能の劣化の点から、セルの最高温度 $200^\circ C$ 以下、平均電流密度 $2,000 A/m^2$ を目標とした。

また、セルの温度均一化を目的として、冷却気体の流れ方向を Fig. 4 に示す C, D の2モードとした。

3.2 節以降のシミュレーションは、それぞれ燃料・空気の入口温度を $170^\circ C$ 一定とし、Table 1 にその他の仕様パラメータを示す。

3.1 実験結果とシミュレーション結果の比較

Fig. 5 に EPRI-ターゲットおよび日立の実験的電圧-電流特性⁵⁾ との対比を示す。また、温度分布の実験結果⁶⁾ とシミュレーション結果の比較を Fig. 6 に

Fig. 4 Simulation model (C and D mode)

Table 1 Parameters for calculation

S_a specific catalyst surface area	50,000 (m ² /kg)
C_L catalyst loading on cathode	6×10^{-3} (kg/m ²)
C_U catalyst utilization factor	0.15
r_o cell resistance at 450 K	4×10^{-5} ($\Omega \cdot m^2$)
K_X effective thermal conductivity in stacking direction	2.6 (J/m·s·k)
$K_Y (=K_Z)$ effective thermal conductivity in flow direction	51.9 (J/m·s·k)
Operating pressure in stack and cooling channel	5.0 (atm)
Surface area of cell plate	0.4×0.4 (m ²)
Thickness of cell (electrode and matrix)	3.3×10^{-3} (m)
Number of process air channels	75
Number of fuel channels	75
Width of process air (or fuel) channel	3×10^{-3} (m)
Depth of process air (or fuel) channel	10^{-3} (m)
Thickness of cooling plate	9×10^{-3} (m)
Number of cooling channels	28
Width of cooling channel	5.5×10^{-3} (m)
Depth of cooling channel	5.5×10^{-3} (m)
ϵ porosity	0.5
τ tortuosity	5.5

Fig. 5 V-I characteristics

示す。Fig. 6(a)は Westinghouse の実験結果で、セル面積 $S=0.3 \times 0.43$ m²、燃料入口温度 113°C、空気入口温度 145°C、冷却気体入口温度 118°C、全圧 1 atm、平均電流密度 1,120 A/m²、水素利用率 80%、酸素利用率 50% である。Fig. 6(b)はシミュレーション結果で、実験結果と比較し、全体的に温度分布がやや高いが、よく一致した特性を示した。

3.2 水素および酸素の利用率の影響

利用率 = (1 - 電池出口ガス流量 / 電池入口ガス流量) で定義し、利用率として、水素を 60~90%、酸素を

Fig. 6 Temperature distribution

Fig. 7 Relationship between utilization and maximum temperature

40~70% の範囲とした。利用率の変化は等価的に負荷電流の変化に対応する。また、Fig. 7 から Fig. 12 までの冷却気体流量は一定(CとDモード: 359 mol/h-cell)となる。Fig. 7 から、利用率の増加に伴い、C, D モードともセルの最高温度は上昇する傾向を示した。

また、Dモードは利用率 O₂: 60%、H₂: 80% 以上では、セルの最高温度は 200°C を越えるが、Cモードは 191~193°C で、安定している。Fig. 8, Fig. 9 で、利用率が増加すると、Cモードのセルにおける a, b, c 各点の電流密度分布の不均衡は増大し、Dモードのほうは大きな変化が見られないが、全体的に Dモードの電流密度分布の不均衡が大きい。Z面中央で、Y軸に平衡な線上を 5 分割し、酸素入口部を a、中央部を b、出口部を c とする。Cモードの場合、利用率の増加とともに、空気出口部での電流密度は減少する傾向にある。Dモードは空気の流れ方向によって電流密度

Fig. 8 Relationship between utilization and current density (C mode)

Fig. 9 Relationship between utilization and current density (D mode)

Fig. 10 Relationship between utilization and temperature (C mode)

きさは減少した。また、同じ条件で a, b, c 各部の温度分布を Fig. 10, Fig. 11 に示した。温度分布は利用率の増加とともに C モードでは影響が少ないが D モードでは不均衡が拡大した。利用率の増加とともに、Fig. 12 のセル電圧は C, D モードがともに減少するが、D モードのほうが降下がやや大である。

セルにおける電流密度分布の不均衡は D モードが大きいにもかかわらず、動作電圧の面でそれほど差がないのは、D モードのセル温度が高いためである。

Fig. 11 Relationship between utilization and temperature (D mode)

Fig. 12 Relationship between utilization and voltage

3.3 冷却気体入口温度の影響

冷却気体の流量は、 H_2 と O_2 が対向流れの場合で、平均電流密度 $2,000 \text{ A/m}^2$ 、セル最高温度 200°C を満足するときの、冷却気体流量の反応気体流量に対する割合を N_c として、その値は $15 (359 \text{ mol/h-cell})$ であった。平均電流密度を $2,000 \text{ A/m}^2$ 一定とし、燃料および空気は、水素利用率 80% 、酸素利用率 60% のときの冷却媒体入口温度とセルの最高温度の関係を Fig. 13, Fig. 14 に示した。いずれの場合も、冷却媒体入口温度とセル最高温度は比例する傾向を示す。C モードに比べ D モードはセル温度が約 10°C 高い。冷却媒体入口温度が 120°C から 160°C まで変化するとき、セル最高温度は約 30°C 上昇した。Fig. 15, Fig. 16 に冷却媒体入口温度と動作電圧の関係を示す。冷却媒体の入口温度の上昇に対して、動作電圧も上昇する傾向を示す。動作電圧の面で C, D モード間にあまり差がないのは、セル温度が D モードが約 10°C 高い。

3.4 冷却気体流量の影響

冷却気体の入口温度を 140°C 、平均電流密度を $2,000 \text{ A/m}^2$ 一定とし、冷却気体流量を空気極入口流量の倍数 N_c とする。 N_c とセルの最高温度との関

Fig. 13 Relationship between T_{ca} and maximum temperature (C mode)

Fig. 17 Relationship between N_c and maximum temperature (C mode)

Fig. 14 Relationship between T_{ca} and maximum temperature (D mode)

Fig. 18 Relationship between N_c and maximum temperature (D mode)

Fig. 15 Relationship between T_{ca} and voltage (C mode)

Fig. 19 Relationship between N_c and voltage (C mode)

Fig. 16 Relationship between T_{ca} and voltage (D mode)

Fig. 20 Relationship between N_c and voltage (D mode)

係は、C モードが Fig. 17 で、D モードが Fig. 18 である。

冷却気体流量の増加に伴い、C, D モードともにセルの最高温度は低くなる。 N_c を 10 倍から 30 倍にしたとき、C モードは約 30°C、D モードは約 50°C の温度降下を示した。 Fig. 19, Fig. 20 は、平均電流密度をパラメータとし、 N_c と動作電圧の関係を示したものである。 N_c が大きくなると、動作電圧は C, D モードともに降下する傾向を示す。平均電流密度の増加とともに、動作電圧は降下した。

3.5 C, D モードの比較

C, D モードについて、利用率 H_2 : 80%, O_2 : 60%, 平均電流密度 2,000 A/m² 一定とし、冷却気体流量を変えることによりセルの最高温度を 200°C に設定し (C モード: 273 mol/h·cell, D モード: 362 mol/h·cell), 利用率のみを変化させたときのセルの最高温度変化を Fig. 21, 動作電圧変化を Fig. 22 に示す。 Fig. 21 は利用率変化に対して、C, D モードともにセルの最高温度は高くなっているが、特性上の差はほとんど見られない。また、C モードは直線的な変化である。 Fig. 22 は、設定した状態 (H_2 : 80%, O_2 : 60%) から、利用率の変化 (負荷の変化) が生じた場合、C

モードの動作電圧が常に D モードよりも高く、電流密度分布、温度分布の不均衡が小さい。なお、C モードは、D モードに比較して優れた特性を示した。同じ条件で、参考のためクロスフロー (冷却気体流量: 342 mol/h·cell) のモデルと対向流れとの対比を Fig. 23~Fig. 26 に示す。利用率影響の場合、Fig. 24 の A モードは Fig. 8 の C モードに比べ、利用率の増加とともに、電流密度の不均衡が増大した。また、Fig. 25 の A モードの温度分布も Fig. 10 の C モードに比べ、利用率変化に対し、全体的に温度分布の不均衡が増大した。その結果、Fig. 26 の C モードが最も優れた特性を示した。

Fig. 23 Simulation model

Fig. 21 Relationship between utilization and maximum temperature

Fig. 22 Relationship between utilization and voltage (C and D mode)

Fig. 24 Relationship between utilization and current density (A mode)

Fig. 25 Relationship between utilization and temperature (A mode)

Fig. 26 Relationship between utilization and voltage (A, C and D mode)

4. 結 論

対向フロー型リン酸型燃料電池における特性，すなわち，セル最高温度，電流密度・温度分布，動作電圧を検討した。シミュレーションは，平均電流密度 2,000 A/m²，セル最高温度 200°C，利用率 H₂: 80%，O₂: 60%， $N_c=15$ を基準とした。

1) 利用率の影響：利用率の増加とともに，セル最高温度は上昇する傾向を示し，電流密度分布の不均衡も増大した。C モードの場合，セルの電流密度分布の差の最大値は，約 300 A/m²，D モードでは約 1,300 A/m² になった。C モードに比べ，D モードの電流密度分布不均衡は，はるかに大きい。

2) セル温度上昇に影響を及ぼす電力損失は，活性化過電圧に伴う電力損失とセル抵抗による電力損失である。セル抵抗による電力損失の増加分は，セルの電流密度不均衡度の 2 乗に比例して増大し，活性化過電圧は電流密度とともに増大するため，C モードよりも D モードのほうが大きい。したがって，温度分布の不均衡度も大きい。

3) しかし，動作電圧の点では差が少ない。これは D モードのセル温度が C モードに比べ，約 10°C 高いためである。

4) 冷却気体入口温度とセル最高温度の関係は，平均電流密度を一定にとり，冷却気体入口温度が 120°C から 160°C までの変化に対して，C・D モードともに，セル最高温度は約 30°C 上昇した。したがって，動作電圧も上昇した。

5) 冷却気体流量比率 N_c とセル最高温度の関係は， N_c の増加とともに指数関数的に降下し， N_c を 10 倍から 30 倍にしたとき，セル最高温度の温度降下は，C・D モードともに約 30°C である。また，同様に動作電圧も C, D モードともに降下し，平均電流密度の範囲が 1,600~2,400 A/m² の場合でも冷却気体流量比率 N_c に対する動作電圧の降下は，C・D モードともにほとんど差異が認められない。

以上のことから，対向フローの場合，制御性を考慮したとき，冷却気体の流れ方向の関係は，C モードが D モードより優れ，クロスフローと比べたときにも，C モードの特性が最も優れていることがわかった。さらに，冷却気体の入口温度および冷却気体流量の増減によってセル最高温度を有効に制御できることを確認した。燃料電池の出力特性は，化学反応による反応量および反応気体のもつポテンシャルより決まる。すなわち，均一な反応量は，セルにおける出力特性を均一，かつ高めることであり，反応部での反応気体の分圧 (P_{H_2} , P_{O_2}) 状態は強い分圧同士の反応をさける必要がある。その意味で，対向フロー (C モード) のほうが最も優れた特性を示した。

最後に日頃ご指導くださいます日本大学宮城弘教授，木方靖二専任講師，鈴木勝行助手に感謝します。

また，本論文に協力した大学院生の桜井幹久君，森利文君に感謝します。

参 考 文 献

- 1) K. A. Alkasab and C. Y. Lu: Phosphoric Acid Fuel Cell Power Plant Performance Model and Computer Program, NASA CP-174638 (1984)
- 2) 桜井，藤田，呉，鈴木，宮城：電極板の管路中，拡散時の圧力損失・燃料方向の熱量移動を考慮したリン酸型燃料電池本体の特性，電気学会全国大会論文集，1796/1797 (1988)
- 3) C. J. Geankoplis: Mass Transport Phenomena, Holt, Rinehart and Winstin, Inc., New York (1972)
- 4) 井本立也：反応工学計算法，朝倉書店 (1963)
- 5) 堤，石井，和田，小野：リン酸型燃料電池のセル性能に及ぼす圧力，温度及びガス流量の影響，電気学会新・省エネルギー研究会，ESC-82-25，EDD-82-42 (1982)
- 6) K. A. Alkasab and C. Y. Lu: Transient Effects of Changing the Electrical Load on the Performance of Phosphoric-Acid Fuel-Cell Power Plant, International Journal of Energy Systems, 5-1, 9/17 (1985)