

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-B.2008.32.5.359

대면적 셀 고분자 막전해질 연료전지의 열관리를 위한 2 차원 수치 해석 모델

유상석[†] · 이영덕* · 안국영*

(2007년 12월 20일 접수, 2008년 1월 18일 심사완료)

Two Dimensional Numerical Model for Thermal Management of Proton Exchange Membrane Fuel Cell with Large Active Area

Sangseok Yu, Youngduk Lee and Kookyong Ahn

Key Words : PEMFC(고분자 막전해질 연료전지), Thermal Management(열관리), Water Transport(습증기 수송), Electrochemical Reaction(전기화학반응)

Abstract

A two-dimensional thermal model of proton exchange membrane fuel cell with large active area is developed to investigate the performance of fuel cell with large active area over various thermal management conditions. The core sub-models of the two-dimensional thermal model are one-dimensional agglomerate structure electrochemical reaction model, one-dimensional water transport model, and a two-dimensional heat transfer model. Prior to carrying out the simulation, this study is contributed to set up the operating temperature of the fuel cell with large active area which is a maximum temperature inside the fuel cell considering durability of membrane electrolyte. The simulation results show that the operating temperature of the fuel cell and temperature distribution inside the fuel cell can affect significantly the total net power at extreme conditions. Results also show that the parasitic losses of balance of plant component should be precisely controlled to produce the maximum system power with minimum parasitic loss of thermal management system.

기호설명

F : Faraday 상수 (C/mole)
 g_f^* : Gibb's free energy at STP (J/ mole)
 j_o : 교환전류밀도 (A/cm²)
 j : 국부전류밀도 (A/cm²)
 J_{avg} : 평균전류밀도 (A/cm²)
 K : 열전도도(W/mK)
 L_{cv} : 제어체적의 특성길이 (m)
 \dot{m}_c : 냉각수 유량(kg/s)
 M_m : 막 등가중량 (g/mol)
 M_w : 물 분자량 (g/mol)
 \dot{n}_i : 가스 몰 유량 (mole/s)
 N_i : 단위면적당 가스 몰 유량 (mole/cm²s)

p : 둘레길이 (m) 또는 압력 (kPa)
 P : 전력 (W)
 Q : 냉각수 체적 유량(m³/s)
 R : 일반기체 상수 (J/mol·K)
 s : MEA 두께
 t_{mem} : 막두께 (m)
 T : 온도 (K)
 V : 전압 (V)
 x_i : 몰분율
 z_{act} : 촉매층두께 (m)
 ϵ : 공극률 (porosity)
 κ : 전기전도도 (mho/cm)
 λ : 습증기 함유도
 ν : 당량유동계수
 ρ : 밀도 (g/cm³)

[†] 회원, 한국기계연구원

E-mail : sangseok@kimm.re.kr

TEL : (042) 868-7992 FAX : (042) 868-7284

* 한국기계연구원

첨자

act : 활성면적

- avg : 평균
- A : 연료극(anode)전극
- c : 냉각수
- C : 공기극(cathode) 전극
- cl : 촉매층
- cv : 제어체적
- dry : 건조 막
- frict : 마찰 압력 손실
- FC : 연료전지
- g : 가스
- in : 입구
- mem : 막전해질
- o : 출구
- sat : 포화
- w : 습증기

1. 서론

고분자 막 전해질 연료전지(Proton Exchange Membrane Fuel Cell, 이하 PEMFC)는 고효율 및 초저공해, 빠른 시동 특성 등의 장점으로 인해, 차세대 차량용 동력원으로 많은 주목을 받고 있다. PEMFC는 양쪽에 연료극(anode)과 공기극(cathode)을 가지고 있고, 사이에 고분자 막 전해질에 의해 수소 이온 수송이 이루어 지는데, 이 막 전해질의 성능이 연료전지 성능에 큰 영향을 미치고 있다. 막 전해질의 성능을 높이기 위해서는 셀 내부 습도를 적절하게 유지시켜야 하며, 습도는 온도 및 압력 조건에 민감하게 변하므로, 온도 및 압력을 효과적으로 조절하는 것이 필요하다. 또 전기 화학 반응의 성능은 산소의 확산률에 크게 영향을 받는데, 산소의 확산은 반응에 의해 발생한 습분이 MEA 및 채널 안에서 과포화(over-saturated) 및 수화할 때 가스 확산층의 확산을 방해하며 촉매층의 화학 반응에도 영향을 미치게 되어, 결국 성능이 저하되는데, 이를 flooding 이라 한다.

연료전지의 성능을 해석하기 위한 해석 모델로는 전기화학반응에 중점을 둔 모델들⁽¹⁻⁴⁾과, 활성 면적이 작은 연료전지의 가스의 열적 특성을 고려한 성능해석모델^(5,6) 등이 있다. 하지만, 대부분의 해석 모델들은 활성 면적이 작은 실험실 수준의 연료전지에 대한 해석을 수행 중이며, 냉각수를 사용하는 대면적 연료전지의 열관리 분야는 아직 연구가 활발하지 않다. Matthew 등⁽⁷⁾ 과 James 등⁽⁸⁾에 따르면 연료전지의 작동 온도가 기존 동력 발생 장치보다 낮기 때문에 차량용 연료전지의 냉각계통은 기술적으로 해결해야 할 부분들이 많은 것으로 알려져 있다. 더욱이 대면적 연료전지 내의 온도 분포는 열관리뿐 아니고, 국부적인 온도 증가 및 온도 감소 때문에 물 관리에 대한

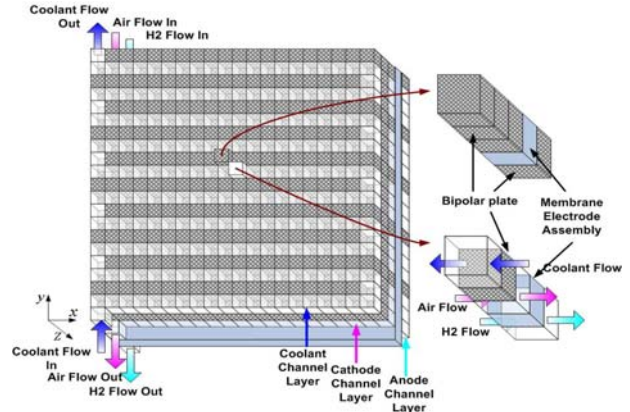


Fig. 1 Schematic of Considered Layers of Proton Exchange Membrane Fuel Cell for the Analysis

기술적 고려도 가중시키고 있다. 따라서, 물 및 열관리를 효과적으로 수행하기 위해서는 연료전지의 작동 온도 및 온도분포에 대한 연료전지의 성능 변화를 이해하고, 성능을 최적화 시킬 수 있는 운전 조건을 설정하는 것이 중요하다.

본 연구에서는, 연료전지의 열적 거동을 이해하기 위해 2 차원 연료전지 열 해석 모델을 구성하였다. 모델은 크게, 전기 화학 반응 모델, 습증기 수송 모델, 그리고 열전달 모델로 구성되어 있다. 대면적 연료전지의 작동 온도 및 최적의 온도 분포를 연구하기에 앞서, 대면적 연료전지의 작동 온도를 기하학적 형상과 운전 조건을 고려하여 설정하였다. 구성된 열 해석 모델을 이용하여, 연료전지가 냉각계통으로 최소의 기생 전력을 공급하며 최대 출력을 낼 수 있는 운전조건을 찾아낸다.

2. 고분자 막전해질 해석 모델

2.1 고분자 막 전해질 해석 모델 개요

고분자 막 전해질 연료전지는 전기화학 반응에 의해 전기와 열을 발생시킨다. 이러한 발열과 전기에 의해 발생된 일을 설명하고 성능 모사를 위해서는 이를 해석할 수 있는 모델이 필요하다. 본 연구에서는 Fig. 1 과 같이 Membrane Electrode Assembly (MEA) 를 사이에 두고, 공기극 채널, 연료극 채널이 있으며, 공기극 채널 다음에 냉각수 채널이 존재한다고 가정하였다. 채널들은 모두 사형 채널(Serpentine Channel) 을 적용하였고, 채널을 통과한 가스는 가스확산층 (Gas Diffusion Layer, GDL)으로 전달되는 것으로 가정하였고, 냉각수도 사형 채널을 통과하며 연료전지로부터 열을 흡수하는 것으로 가정하였다. 반응 가스와 공기는 채널 좌측 상단에서 유입하여 좌측 하단으로 유출되는 것으로 가정하였으며, 냉각수는 가스들과 대향류를 이루는 것으로 가정하였다.

2.2 Nernst 전압과 단전지 생산 전압

Nernst 전압은 이상적인 전압으로 실제 연료전

지에서 측정되는 전압은 Nernst 전압과 차이를 보이는데 본 연구에서는 이러한 비가역적 손실을 구하기 위해, 막전해질에서의 전기저항 손실, 촉매층에서의 손실 등을 고려하였다.

$$V_{Nernst} = -\frac{\Delta g_f^o}{2F} + \frac{RT}{2F} \ln \left(\frac{a_{H_2} a_{O_2}^{1/2}}{a_{H_2O}} \right) \quad (1)$$

$$V_{FC} = V_{Nernst} - j \cdot R_{mem} - \eta \quad (2)$$

식 (2)에서 R_{mem} 은 막전해질의 전기저항이고, η 는 공기극 촉매층에서의 손실이다.

2.3 종보존과 습증기 수송 모델

가스의 종보존 방정식을 적용하여, 가스 출구단의 농도를 구할 수 있다. 즉, 양쪽 전극의 수소와 산소는 반응에 의해 소모되지만 질소는 반응에 참여하지 않으므로:

$$\nabla \dot{n}_{H_2} = -L_c \frac{j}{2F} \quad (3)$$

$$\nabla \dot{n}_{O_2} = -L_c \frac{j}{4F} \quad (4)$$

$$\nabla \dot{n}_{N_2} = 0 \quad (5)$$

연료극의 습증기 농도는 전기 삼투현상(Electro-osmosis)에 의해 감소하고, 공기극은 연료극으로부터 수송된 습증기와 반응에 의해 발생된 습증기에 의해 농도가 증가한다. 본 연구에서는 연료 전지 내 온도 분포에 따른 습증기 분포 및 운전 조건 변화에 따른 온도분포가 성능 변화에 미치는 영향에 관심이 있고 다상 유동 해석 시 전체 계산속도에 영향이 크기 때문에, 습증기의 응축 등을 무시하고 단상 유동 만을 계산하였다:

$$\nabla \dot{n}_{wA} = -\Delta \cdot N_{w,mem}^{net} \quad (6)$$

$$\nabla \dot{n}_{wC} = \Delta(N_{w,mem}^{net} + N_{wC,react}) \quad (7)$$

식 (3) 에서 (7)을 풀기 위해서는 막전해질을 통과하는 유량을 알아야 하기 때문에 이 습증기 양을 결정하기 위해 습증기 수송모델(water transport model)을 적용하였다. 막 전해질에서의 습증기 수송은 두 개의 수송력, 즉, 전기적 삼투압과 역방향으로 진행되는 습증기 확산의 균형에 의해 결정된다.

전기 삼투력은 전기삼투계수(n_{drag})와 반응물을 이용해 구할 수 있으며, 양쪽 전극에서의 농도차에 의한 역방향 확산은 Fick의 제 1 법칙에서 구하였다.

$$N_{w,drag} = \frac{2.5}{22} \lambda \cdot 2 \cdot \frac{j}{2F} \quad (8)$$

$$N_{w,diff} = -\frac{\rho_{dry}}{M_m} D_\lambda \frac{d\lambda}{dz} \quad (9)$$

확산계수 D_λ 는 Springer⁽³⁾ 등에서 구할 수 있다. 식 (8)과 (9)를 습증기에 대한 종 보존 식에 대입하면,

$$\frac{\rho_d}{M_m} \frac{\partial}{\partial z} \left(D_\lambda \frac{\partial \lambda}{\partial z} \right) - \frac{5}{22} \frac{j}{2F} \frac{d\lambda}{dz} = 0 \quad (10)$$

식 (10)은 비선형 상 미분 방정식이고, 사용된 경계조건들은,

$$z=0 : \lambda = \lambda_A \quad (11)$$

$$z=t_{mem} : \lambda = \lambda_C \quad (12)$$

계면에서의 습증기 함유도 λ_A 와 λ_C 는 전극에서의 습증기의 활성도 ($a=x_w p/p_{sat}$)를 이용한 실험식으로부터 구했다.⁽³⁾ Fig. 2 는 전류 밀도를 변화에 따른, 막 전해질 내부의 습증기 농도 변화를 보여주고 있다. 전류 밀도가 증가할수록 전자기 삼투력이 증가하므로, 연료극 쪽에서 더 많은 물 분자를 끌고 가게 된다. 이는 막 전해질 내부의 습증기 농도에도 영향을 미치므로, 전류 밀도 증가에 따라, 습증기 농도가 급격히 감소하는 것이 관찰되며, 습증기 농도 분포가 비선형으로 변하는 것이 관찰된다.

식 (10)을 통해 습증기 함유도의 막전해질 내에서의 분포를 구했으면, 막전해질의 전기 저항 또한 계산할 수 있다.

$$R_{mem} = \int_0^{t_{mem}} \frac{dz}{\sigma} \quad (13)$$

여기서 전기 전도도는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma(T, \lambda) = 10^{-2} \exp \left[1268 \left(\frac{1}{303} - \frac{1}{T} \right) \right] (0.5139\lambda - 0.326) \quad (14)$$

2.4 전기화학반응

Fig. 3 은 백금 촉매층을 단순화 시킨 것으로, 촉매층 내부로 산화제와 수소 이온과, 전자가 이송되어, 촉매층이 존재하는 균집체 내에서 실제 반응하는 것을 보여주고 있다. 본 연구에서는 이러한 촉매층 내부의 반응을 적절히 모사하기 위해 Broka⁽⁹⁾ 등이 제안한, 균집형 구조 촉매층에서의 전기화학 반응 모델 (agglomerate structured electrochemical reaction model)을 적용하였다. 즉, 촉매층에서의 전류 밀도 변화는,

$$\frac{1}{4F} \frac{\partial j}{\partial z} = \frac{1}{\frac{\delta}{a \cdot c_{O_2}^\infty D_{eff}} + \frac{1}{k_{react} E}} \quad (15)$$

또한 전기화학 반응은 옴의 법칙(Ohm's Law)에 의해 다음으로 표현할 수 있다.

$$\kappa_{eff} \frac{\partial \eta}{\partial z} = j \quad (16)$$

두 식을 정리하면,

$$\frac{\partial^2 \eta}{\partial z^2} = \frac{4F}{\kappa_{eff}} \frac{1}{\frac{\delta}{a c_{O_2}^\infty D_{eff}} + \frac{1}{k_{react} E}} \quad (17)$$

경계조건은 공기극 가스확산층과 촉매층 사이의 계면에서 옴의 법칙을 적용할 수 있으며, 촉매층과 막전해질사이의 계면에서는 전기절연 조건을 적용하였다.

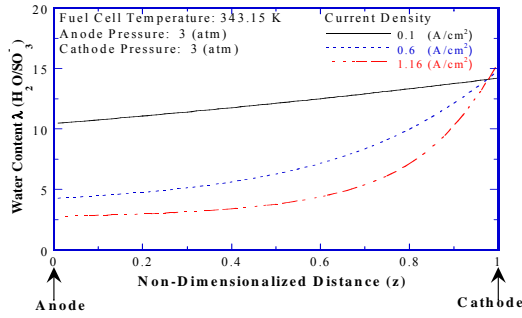


Fig. 2 Water Content Distribution over the Change of Current Density

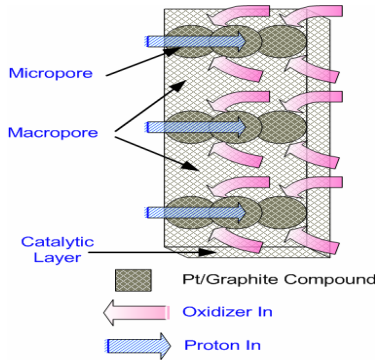


Fig. 3 Structure of Catalyst Layer

$$z=0: \left. \frac{\partial \eta}{\partial z} \right|_{z=0} = 0 \quad (18)$$

$$z=z_{cl}: \left. \frac{\partial \eta}{\partial z} \right|_{z=z_{cl}} = -\frac{j}{\kappa_{eff}} \quad (19)$$

반응가스가 다공성 물질을 통과할 때, 보통의 관로에서 측정했던 물리적 성질들은 감소하는 경향이 있다. 연료전지에서는 전기 전도도와 확산 계수가 이에 해당하며, 이들 물성치에 대한 보정이 필요하다. 이의 보정을 위해 Bruggeman 상관식을 사용하였다.⁽¹⁾

$$\kappa_{eff} = \kappa \cdot \varepsilon^{1.5} \quad (20)$$

$$D_{eff} = D \cdot \varepsilon^{1.5} \quad (21)$$

식 (17)에는 확산 저항이 포함되어 있는데 이중 산소는 가스 확산층에서 촉매층으로 용해되어 들어간다고 볼 수 있으며, 이를 헨리의 법칙을 이용해 구하였다. 헨리 상수는 Parthasarathy⁽¹⁰⁾ 등의 실험에서 구하였다.

$$c_{O_2}^{\infty} = (1 - x_{N_2} - x_w) \frac{P_c}{H_{O_2}} \quad (22)$$

식 (17)의 반응을 k_{react} 과 E 는:

$$k_{react} = \frac{A j_0}{4F} \exp\left(-\eta \frac{BF}{RT}\right) \quad (23)$$

$$E = \frac{\tanh\left(L\sqrt{k_{react}/C_{O_2}^{\infty}D_{eff}}\right)}{L\sqrt{k_{react}/C_{O_2}^{\infty}D_{eff}}} \quad (24)$$

2.5 Heat Transfer and Energy Conservation

연료전지의 온도는 엔탈피 출입에 의한 에너지 입력, MEA 에서의 열전도, 냉각수와 가스로의 열 방출, 그리고, 제어체적에서 생성되는 전력의 에너지 보존을 이용하여 결정할 수 있다. 단, 본 연구에서는 상변화에 의한 영향은 무시하였다.

$$k\nabla^2 T_{FC} s dx dy + \sum_{in} \dot{m}_i h_i - \sum_{out} \dot{m}_i h_i - Q_c - Q_{gas} - P_{cv} = 0 \quad (25)$$

식 (25)에서 냉각수로 방출되는 열과 냉각수 출구 온도는,

$$Q_c = \dot{m}_c c_{p,c} (T_{c,o} - T_{c,i}) \quad (26)$$

$$T_{c,o} = T_{FC} - (T_{FC} - T_{c,i}) \cdot \exp\left(-\frac{h \cdot p \cdot L_{cv}}{\dot{m}_c c_{p,c}}\right) \quad (27)$$

또한, 가스로 전달되는 열과 가스 출구 온도는,

$$Q_{gas} = \sum \dot{m}_i c_{p,i} (T_{g,o} - T_{g,i}) \quad (28)$$

$$\dot{n} \cdot (c_p \nabla T + \sum [h_i \nabla x_i]) + h_g p \Delta T = 0 \quad (29)$$

제어체적에서 생산되는 전력은,

$$P_{cv} = V_c \cdot J_{avg} \cdot A_{act} \quad (30)$$

2.6 해석 방법

상기 기술된 모델들은 대부분이 비선형 상미분 방정식이거나 편미분 방정식이기 때문에 수치해석을 적용하는 것이 효율적이다. 본 연구에서는 수치적 방법을 이용하여 해를 구하였으며, 식 (25)은 successive over relaxation (SOR) 알고리즘을 이용하였고, 식 (29)는 유한 차분을 이용하여 계산하였다. 그리고, 식 (27)와 (29)의 계산을 위해서는 엇갈림 격자를 채택하였다. 전기 화학 반응에 대한 해석을 위해서 주어진 평균 전류밀도에 대해 계산된 평균전류밀도가 수렴하는 전압을 반복계산법에 의해 찾아내는 방법을 적용하였다.⁽⁶⁾

3. 열관리 해석을 위한 선행 조건

3.1 연료전지의 작동 온도

대면적을 가지는 연료전지는 좁은 저장공간을 효율적으로 활용하면서, 요구 출력을 만족시킬 수 있어 자동차등 수송용 동력발생장치로 적합하다. 하지만, 대면적 연료전지는 필연적으로 내부에 온도분포를 포함하므로, 작동 온도를 정할 때는 온도분포를 고려하여야 한다. 본 연구에서는 온도분포

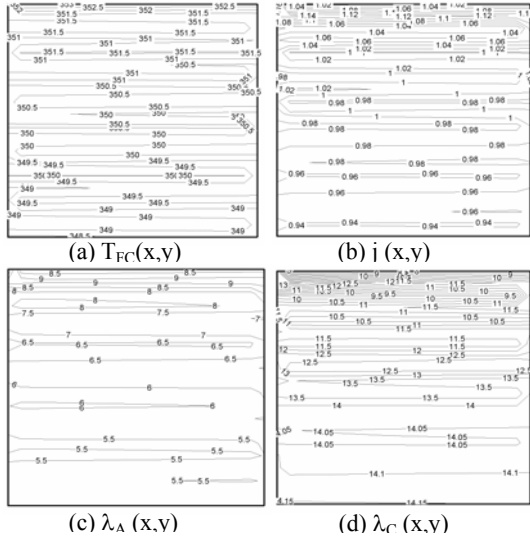


Fig. 4 Distribution of MEA Temperature, Local Current Density and water contents at $J_{avg}=1A/cm^2$, $T_{FC}=353.15 K$, $T_c=348.15 K$

효과를 고려하여 작동온도는 전지 내 최고온도로 정의하였다. 최고 온도에 대한 정량적 값을 결정하기 위해 막 전해질의 내구특성인 유리전이온도(glass transition temperature)를 고려한 결과, Nafion®형 막은 353.15K 이상의 온도동작은 막 내구수명에 악영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 여기에 수송용 연료전지의 비정상운전시 부하 변동에 따른 온도 동특성 등에 대한 온도여유를 고려하여 연료전지의 작동온도를 348.15 K 로 설정하였다.^(11~16)

3.2 냉각계통의 기생전력과 유효출력

연료전지 시스템이 생산하는 유효전력은 스택 생산전력 중 연료전지 부가장치(Balance of Plant, BOP) 소요동력을 제한 전력이다. 냉각계통의 기생전력을 계산하기 위해서 연료전지 스택을 단전지의 출력대비 증설이라고 가정하였으며 스택의 전력생산은 80kW 급을 기준으로 계산하였다. 냉각수 펌프 일은 유체가 연료전지 내부의 채널을 통과하면서 생기는 마찰일을 이용하여 계산하였다. 여기서 관마찰 손실에 의한 압력 차와 펌프 소요동력은,

$$\Delta p = f \frac{L_h}{D_h} \frac{1}{2} \rho_c \left(\frac{\dot{m}_c}{\rho_c A_{channel}} \right)^2 \quad (36)$$

$$P_{pump} = \frac{\Delta p_{frict} Q_c}{\eta_{pump}} = \frac{\Delta p_{frict} \dot{m}_c}{\eta_{pump} \rho_c} \quad (37)$$

여기서 마찰계수 f 는 주어진 냉각수 유량에 대해 계산할 수 있다.⁽¹⁷⁾ 그리고, 방열팬의 소요동력은:

$$P_{fan} = \frac{\dot{m}_{air} C_{p,air} T_{amb}}{\eta_{fan}} \left(\left(\frac{\Delta p_{fan} + P_{amb}}{P_{amb}} \right)^{(\gamma-1)/\gamma} - 1 \right) \quad (38)$$

Table 1 Specifications of the fuel cell

Parameter	Value
Fuel cell length(l)	0.196 (m)
Fuel cell width(w)	0.196 (m)
Catalyst layer thickness(z_{act})	1.29×10^{-5} (m)
Membrane thickness(t_{mem})	1.08×10^{-4} (m)
Ratio of the Nafion thickness to the Nafion specific area (δ/a)	6.5×10^{-10}
MEA thickness (s)	7.338×10^{-4} (m)
Electrode porosity at CL (ϵ)	0.5
Equivalent weight(M_m)	1100 (kg/kmol)
Membrane dry density (ρ_{dry})	2.0 (kg/m3)
Anode Stoich. Flow Rate	1.05
Cathode Stoich. Flow Rate	2.0
P_A, P_C	3 (atm)
T_{FC}	348.15 (K)

방열에 필요한 공기량은 Jung⁽¹⁸⁾ 등에 의해 제시된 방열관 모델을 이용해 구하였다. 본 연구에서는 동일한 출력을 내는 운전조건, 즉, 전류 밀도가 같은 경우에, 연료전지로 유입되는 공기량은 동일하므로, 공기 공급 장치에 의해 소모된 기생전력은 별도의 계산을 생략하였다. 그러므로, 냉각계통의 기생전력을 고려한 연료전지의 출력은 연료전지 스택에 의해 생산된 전력에서 냉각계통의 펌프와 팬에 의해 소모된 전력을 감하면 얻을 수 있다.

$$P_{net} = P_{gross} - P_{pump} - P_{fan} \quad (39)$$

$$P_{gross} = V_{FC} J_{avg} A_{act} \quad (40)$$

3.3 고분자 막전해질 연료전지 열관리 해석

연료전지의 작동온도(최고온도)와 셀 내부의 온도분포는 냉각수에 의해서 조절된다. 작동온도를 고정하고, 셀 내부의 온도분포를 줄이려면 냉각수 온도와 유량을 늘려야 하고, 연료전지에서 방출되는 열량은 동일하지만, 결국 이는 냉각팬프의 기생전력을 증가시킨다. 또, 방열팬으로 들어가는 냉각수 온도가 증가하지만, 유량도 동시에 증가하기 때문에, 냉각수 온도 강하를 위한 공기 유량도 변해야 함을 알 수 있다. 이러한, 냉각 계통의 기생전력 증가를 통해, 연료전지 내부의 온도 균일화를 얻게 되고, 이를 통해 성능 향상을 기대할 수 있지만, 기생전력을 고려하면 이는 제한적 일 것이므로, 이에 대한 연구를 통해 최적에서 움직일 수 있는 작동온도를 설정하는 것이 중요하다.⁽¹⁹⁾

연료전지로 들어가는 공기와 연료를 가습시키기 위해서는 가습온도를 지정해야 한다. 입구 가습 조건의 경우 단상 모델 사용으로 인한, flooding 예측의 부정확성을 고려하기 위해, 냉각수 입구 온도와 동일한 온도에서 가스가 가습되는 것으로 가정하였으며, 기타 파라미터들은 Table 1 에서 찾을 수 있다.

4. 해석결과

개발된 해석모델은 2 차원 열전달 현상과 습증기 수송 현상 및 전기 화학 반응에 의한 전류 밀도 변화 등의 구속조건이 동시에 작동할 때 셀의 성능 변화를 예측할 수 있다.

Fig. 4 는 해석결과 중 하나로 각 변수의 2 차원 분포를 보여주고 있다. 그림에서 연료와 공기는 왼쪽 상단으로부터 유입되어 왼쪽 하단으로 방출되며, 냉각수는 가스와 역방향으로 흐르는 대향류형으로 열교환하는 것으로 가정하였다. Fig. 4(a)에서 보듯이 연료전지 MEA 의 온도는 좌측 상부(공기 및 연료 유입부)에서 높고 좌측 하부(냉각수 유입부)에서 가장 낮고 최대 5K 의 온도 차를 보여주고 있으므로, 온도분포를 고려하지 않고 좌상부로 들어오는 가스를 공급할 경우, 채널 하류로 내려오면서 연료극과 공기극 양쪽에서 Flooding 이 발생할 가능성이 있다. Fig. 4(b)에서 보여지는 전류 밀도의 경우, 연료전지에서 발생하는 전압은 일정하므로, 온도가 높은 상부에서는 동일 전압 대비, 전류 밀도가 높게 나타나고, 가스가 채널 하류지역으로 이동하면서 냉각에 의해 온도가 감소하므로, 전류 밀도도 감소하는 것을 볼 수 있다. 양쪽 전극에서의 습증기 농도는 MEA 온도분포에 영향을 받게 되는데, Fig. 4(c)에서 관측되듯이, 습증기 중 일부가 공기극으로 이동하기 때문에 하류 지역으로 가면서 농도가 감소함을 알 수 있다. 전류밀도가 낮은 운전조건에서는 하류로 가면서 온도가 감소하기 때문에 이에 대한 보상으로 습증기 농도감소가 현저하지 않지만, 전류밀도가 큰 경우에는 하류를 따른 습증기 감소가 현저한 영향을 주기 때문에 그 영향이 관측된다. Fig. 4(d)의 공기극의 경우 채널 유입부에서 포화 증기압에 미치지 못함에도 불구하고, 반응에 의해 생성된 습증기와 연료극으로부터 이송되어 온 습증기의 증가로 인해 채널 하류로 갈수록 그 농도가 증가하는 것이 관찰된다.

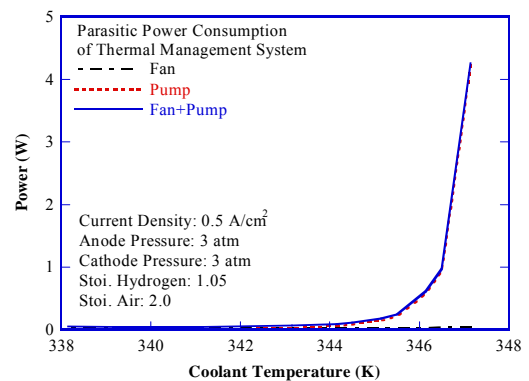
냉각 계통에 의해 소모되는 전력은 냉각팬과 냉각 펌프 구동에 필요한 기생전력이다. 연료전지의 작동 온도를 고정한 경우에, 방열판과 냉각팬이 연료전지의 온도를 제어하는 역할을 하므로, 작동온도가 일정한 경우에 Fig. 5 에서 보여주듯이 냉각수 온도가 변함에도 거의 일정하다. 이에 비해 냉각 펌프가 소모하는 전력은 냉각수 온도가 연료전지 작동온도에 가까워 짐에 따라 급속도로 증가하는데, 이는 동일 열량을 방열시키는 데 있어서 냉각수와 연료전지 사이의 ΔT 가 작아지기 때문이다. 또, Fig. 5(a)와 5(b)를 비교하여 보면, 고 전류 밀도에서 냉각 계통 소모 전력인 큰 것을 알 수 있는데, 이는 전류 밀도가 증가함에 따라, 연료전지의 발열이 증가하기 때문이다.

연료전지 시스템 냉각계통의 소모전력이 시스템 출력에 미치는 영향을 보기 위해서는 연료전지에

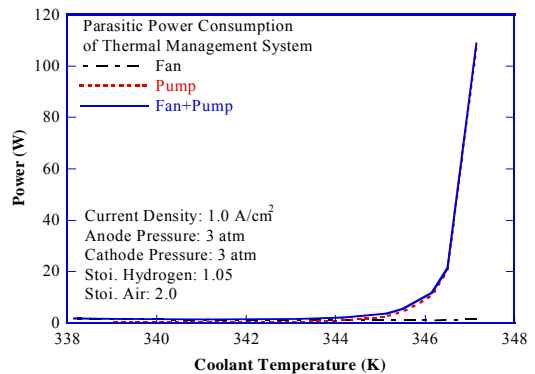
서 생산하는 전력과 기생전력의 관계를 알아야 한다. Fig. 6 에는 저부하, 고부하, 그리고 극단적인 조건 등에 대해 연료전지에서 생산되는 전력과 냉각계통에 의해 소모된 전력을 제외한 유효 전력의 변화를 보여주고 있다. Fig. 6(a)에서 보여지듯이 연료전지에서 생산되는 전력은 냉각수 온도를 증가 시킴에 따라서 함께 증가한다. 여기에는 평균 온도 증가에 의한 전력 증가와 온도분포가 적어져서 나타나는 영향이 포함된 결과이다.

저부하 운전의 경우, 반응량이 적기 때문에 방열량이 적어서 필요 냉각수량도 적어지게 되고, 냉각시스템에 필요한 소요 동력도 시스템 전체로 볼 때 미미한 양이라 할 수 있다. 하지만, Fig. 6(a)에서는 냉각수 온도가 연료전지 MEA 내부의 최고 온도와 근접함에 따라 냉각계통의 소요동력이 다소 증가하는 것을 볼 수 있다.

이러한 냉각계통의 소요동력은 반응열이 큰 고출력 운전의 경우에는 시스템이 생산할 수 있는 유효 전력에 미치는 영향이 크다. Fig. 6(b)에서 보여지듯이 냉각수 온도가 연료전지 온도와 근접해 짐에 따라서, 냉각계통 구동을 위한 소요 동력이

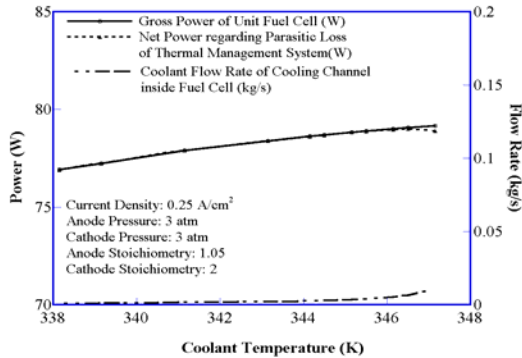


(a) $J=0.5 \text{ A/cm}^2$, $T_{FC}=348.15 \text{ K}$

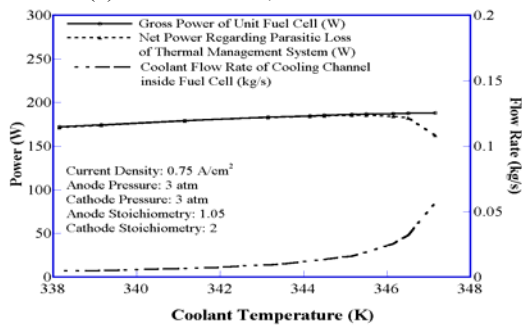


(b) $J=1.0 \text{ A/cm}^2$, $T_{FC}=348.15 \text{ K}$

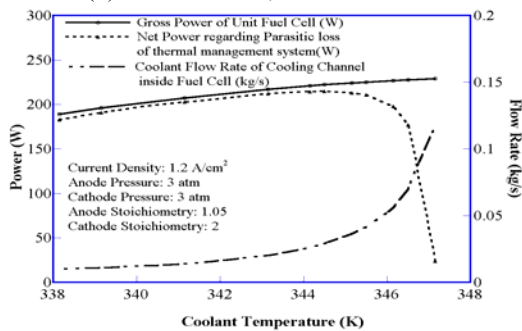
Fig. 5 Trend of Parasitic Power of Cooling System over Various Coolant Temperature



(a) $J=0.25 \text{ A/cm}^2$, $T_{FC}=348.15 \text{ K}$



(b) $J=0.75 \text{ A/cm}^2$, $T_{FC}=348.15 \text{ K}$



(c) $J=1.20 \text{ A/cm}^2$, $T_{FC}=348.15 \text{ K}$

Fig. 6 Net power Change over Various Coolant Temperature at Selected Current Densities

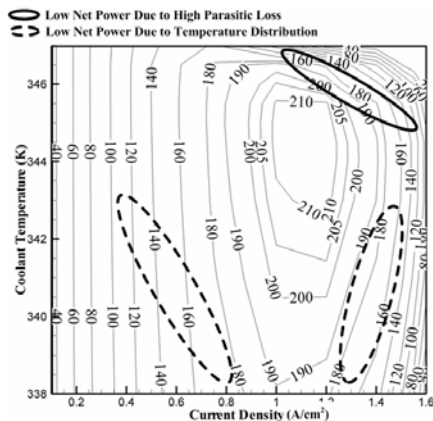


Fig. 7 Contour Plot of Net Power in terms of Coolant Temperature and Current densities

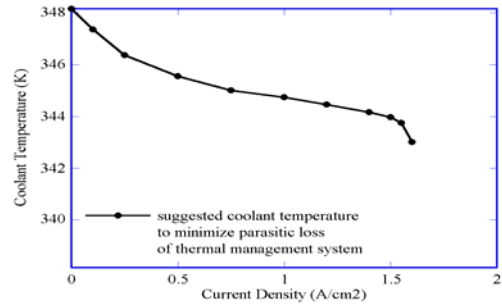


Fig. 8 Optimal Coolant Temperature at $T_{FC}= 348.15\text{K}$, $P_A= 3 \text{ atm}$, $P_C= 3 \text{ atm}$

급격하게 증가하는 것을 볼 수 있다. 그러므로, 고출력 운전에서는 냉각시스템의 소요동력을 고려한 연료전지의 유효 전력은 초기에 냉각수 온도를 증가시키면 증가하다가 최대점에 이른 후 급격히 감소하는 것을 볼 수 있다. 즉, 이러한 조건에서는 연료전지가 생산하는 대부분의 전력이 연료전지의 냉각에 사용 될 가능성이 있다. 즉, 극단적인 경우에는 Fig. 6(c)에서 관찰되듯이, 생산된 전력의 대부분이 냉각시스템 소비전력으로 공급된다. 또한, 이러한 운전조건에서는 연료전지의 출력 전압 및 전력이 최대 운전점에 비해 감소하고, 더욱이 생산한 출력의 대부분을 기생전력으로 소모되는 것을 알 수 있다. 그러므로, 연료전지를 효과적으로 운전하기 위해서는 냉각시스템이 최적으로 운전되기 위한 적절한 냉각수 온도를 선정해야 하며, 이를 통해 연료전지의 생산전력을 최대화 시키면서, 기생전력을 최소로 줄임을 알 수 있다.

연료전지가 실제 생산할 수 있는 유효전력을 전류밀도와 냉각수 온도에 따라 나타내면 Fig. 7 과 같은 등유효전력곡선을 구할 수 있다. 냉각수의 온도가 낮을 때는 연료전지 내의 평균온도가 낮기 때문에, 연료전지의 생산 전력이 작아서, 유효전력도 감소하게 되고, 냉각수 온도가 충분히 높아서 작동온도에 근접할 때는 냉각 유량 증가에 의한 냉각 시스템의 기생전력이 급격히 증가하기 때문에 유효 전력이 감소한다.

그러므로, 이들 냉각수 온도가 매우 낮은 지역과 너무 높은 지역을 제외한 영역에서 연료전지를 운전하는 것이 효율적이라 할 수 있다. Fig. 8 은 Fig. 6 의 최대 유효전력을 추출해서 냉각수 온도와 전류밀도에 대한 함수로 나타낸 것이다. 그러므로, Fig. 8 의 곡선은 주어진 조건에서의 최적의 냉각수 온도를 의미하므로, 만일 실제 냉각수 온도가 Fig. 8 곡선 아래에 나타나면, 연료전지 내부의 온도분포로 인해, 유효출력이 최대치가 나오지 않을 것으로 예측되며, 곡선 위의 온도에서 연료전지를 작동시에는 과도한 냉각 시스템의 기생 전력에 의한 손실이 예측된다.

이상의 연구에서 보여지듯이 냉각수 온도와 유량을 적절하게 유지하는 것은 연료전지가 최적 성능을 낼 수 있게 하는 데 꼭 필요하다고 볼 수 있다.

5. 결 론

수송용 연료전지 시스템의 냉각 계통 최적화를 위해, 대면적 셀 연료전지의 열/물 관리를 예측할 수 있는 수치해석 모델을 개발하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 대면적 셀 연료전지의 작동온도는 온도분포의 영향, 막 전해질의 내구성, 그리고 비정상상태에서 연료전지의 온도 응답 동 특성 등을 고려하여 구하여야 한다.

(2) 냉각 계통의 운전은 최적 조건에 가까울 경우, 시스템 유효 동력에 미치는 영향이 미미하지만, 냉각 시스템의 운전조건을 잘못 설정할 경우, 시스템 유효 전력의 대부분을 차지할 수도 있다.

(3) 최적 냉각수 온도는 전류밀도에 따라 변하며, 냉각계통의 소요동력을 최소화 시키면서, 동시에 유효전력을 최대화 시키는 운전조건을 설정해야 한다.

후 기

본 연구는 한국기계연구원 기본사업의 지원으로 이루어진 결과임.

참고문헌

- (1) Bernardi, D. M. and Verbrugge, M. W., 1991, "Mathematical Model of a Gas Diffusion Electrode Bonded to a Polymer Electrolyte," *AICHE Journal*, 37(8), pp. 1151~1163.
- (2) Bernardi, D. M., and Verbrugge, M. W., 1992, "A Mathematical Model of the Solid-Polymer-Electrolyte Fuel Cell," *J. of Electrochemical Society*, 139(9), pp. 2477~2491.
- (3) Springer, T. E., Zawodzinski, T. A. and Gottesfeld, S., 1991, "Polymer Electrolyte Fuel Cell Model," *J. of Electrochemical Society*, 138(8), pp. 2334~2342.
- (4) Springer, T. E., Wilson, M. S. and Gottesfeld, S., 1993, "Modeling of Experimental Diagnostics in Polymer Electrolyte Fuel Cells," *J. of Electrochemical Society*, 140(12), pp. 3513~3526.
- (5) Fuller T.F. and Newman, J., 1993, "Water and Thermal Management in Solid-Polymer-Electrolyte Fuel Cells," *J. of Electrochemical Society*, 140(5), pp. 1218~1225.
- (6) Nguyen, T. V. and White, R. E., 1993, "A Water and Heat Management Model for Proton-Exchange Membrane Fuel Cells," *J. of Electrochemical Society*, 140(8), pp. 2178~2186.
- (7) Matthew H. Fronk, David L. Wetter, David A. Masten and Andrew Bosco, "PEM Fuel Cell System Solution for Transportation", SAE 2000-01-0373
- (8) James A. Adams, Woong-chul Yang, Keith A. Oglesby and Kurt D. Osborne, "The Development of Ford's P2000 Fuel Cell Vehicle", SAE 2000-01-1061.
- (9) Broka, K. and Ekdunge, P., 1997, "Modeling the PEM Fuel Cell Cathode," *J. of Applied Electrochemistry*, 27, pp. 281~289.
- (10) Parthasarathy, A., Srinivasan, S., Appleby, A. J., and Martin, C.R., 1992, "Temperature Dependence of the Electrode Kinetics of Oxygen Reduction at the Platinum/ Nafion Interface- A Microelectrode Investigation.," *J. of Electrochemical Society*, 139(9), pp. 2530~2537.
- (11) DOE Hydrogen Program, FY 2004 Progress Report, pp. 366~372.
- (12) Endoh, E., Terazono, S., widjaja, H., and Takimoto, Y., 2004, "Degradation Study of MEA for PEMFCs under Low Humidity Conditions," *Electrochemical and Solid-State Letters*, 7(7) A209~A211.
- (13) Dunwoody, D. and Leddy, J., Fall 2005, "Proton Exchange Membranes: The view Forward and Back," *The Electrochemical Society Interface*, pp.37~39.
- (14) Li, Q., He, R., Jensen, J. O., and Bjerrum, N. J., 2003, "Approaches and Recent Development of Polymer Electrolyte Membranes for Fuel Cells Operating above 100°C," *Chem. Mater.*, Vol.15, No.26, pp. 4896~4915.
- (15) Yang, C., Costamagna, P., Srinivasan, S., Benziger, J. and Bocarsly, A. B., 2001, "Approaches and Technical Challenges to High Temperature Operation of Proton Exchange Membrane Fuel Cells," *Journal of Power Sources* 103 pp.1~9.
- (16) Gasteiger, H. A., and Mathias, M. F., 2004, "Fundamental Research and Development Challenges in Polymer Electrolyte Fuel Cell Technology," *Proceedings of Third International Symposium on Proton Conducting Membrane Fuel Cells*, pp.1~24.
- (17) Incropera, F.P., and DeWitt, D.P., 1996, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, JOHN WILEY & SONS, New York, Fourth Edition, pp. 420~450.
- (18) Jung, D., Assanis, D. N., 2006, "Numerical Modeling of Cross Flow Compact Heat Exchanger with Louvered Fins using Thermal Resistance Concept," SAE Technical Paper Series. No. 2006-01-0726, Society of Automotive Engineers
- (19) Yu, S., Jung, D., Assanis, D., N., 2006, "Numerical Modeling of the Proton Exchange Membrane Fuel Cell for Thermal Management," *Proceedings of The 4th International Conference on FUEL CELL SCIENCE, ENGINEERING and TECHNOLOGY*, FUELCELL 2006-97062