

선박동력용 SOFC시스템의 성능 및 안전성 해석

김 명 환†

(원고접수일 : 2008년 12월 1일, 원고수정일 : 2009년 3월 5일, 심사완료일 : 2009년 3월 24일)

Performance and Safety Analysis of Marine Solid Oxide Fuel Cell Power System

Myoung-Hwan Kim†

Abstract : The strengthened regulations for atmospheric emissions from ships like MARPOL Annex VI have caused a necessity of new, alternative power system in ships for the low pollutant emissions and the high energy efficiency. This paper attempts to investigate the configuration of SOFC system for LNG tanker taking into account the safety and to analyze the influence of design parameters on the system performance. The simulation results provide the basic data for the design and efficiency improvement of SOFC system and indicate the guidelines for the safe system operation.

Key words : Ship power system(선박동력시스템), Solid oxide fuel cell(고체산화물형 연료전지), System performance analysis(시스템 성능해석), Safety(안전성)

기 호 설 명	
D	: coefficient
E	: open circuit reversible potential (V)
F	: Faraday constant (C/mol)
G	: Gibbs free energy (J/mol)
H	: enthalpy (J/mol)
HC	: enthalpy change of combustion (J/mol)
i	: current density (A/m ²)
i _L	: limiting current density (A/m ²)
K	: equilibrium constant
p	: partial pressure (Pa)
R	: gas constant (J/mol·K)
T	: temperature (K)
V	: electrical potential or overpotential (V)
W	: power (W)
Ω	: area specific resistance (Ωcm ²)
δ	: thickness (m)
η _e	: electrical efficiency
η _t	: total efficiency
ρ	: resistivity (Ωcm)
아래첨자	
a	: anode

† 교신저자(한국해양대학교 기관시스템공학부, E-mail:mhkim@hhu.ac.kr, Tel: 051)410-4267)

act : activation
 aux : auxiliary machinery
 c : cathode
 e : electrolyte
 ohm : ohmic
 r : reforming
 s : shifting
 sofc : stack
 trans: concentration

위첨자

° : standard condition

1. 서 론

화석에너지원의 고갈과 지구온난화 및 대기오염의 문제는 새로운 친환경적 에너지원과 이를 사용하기 위한 장치 및 시스템의 개발에 대한 필요성을 부각시키고 있다. 이런 요구에 따라 육상용 수송장치인 자동차는 경유, 가솔린 등의 에너지원이 수소로, 내연기관 동력발생장치가 모터로 변화하는 물결을 맞고 있다. 최근 IMO는 대기오염방지협약(MARPOL Annex VI)을 통하여 대기오염물질 배출 규제치를 정하고 허용기준치 이상을 배출하는 400 GT이상의 선박에 대하여 단계적 운항금지를 시행하고 있다. 또한 일부 지역에서는 지역규정에 따라 훨씬 강화된 규제치를 적용하고 있으며 IMO의 규제치도 점진적인 상향 조정이 불가피할 것으로 보인다. 이와 같이 해상용 수송장치인 선박에 있어서도 친환경성은 당장 해결해야 할 현실적 문제로 다가와 있다. 현재는 연료유 처리 및 내연기관의 효율 개선 등으로 대응하고 있지만 무공해 실현의 근본적 대책은 되지 못하므로 수소를 연료로 하는 연료전지시스템과 같은 새로운 추진동력체계^[1]의 도입이 신중히 검토되고 있다.

고효율 및 친환경성의 장점을 가진 연료전지시스템은 자동차에 채용되어 상품화 단계에 이르고 있으나 선박에 대한 적용은 시험단계에 머물고 있다. 선박의 경우는 크기, 항해구역, 용도에 따라 동력발생장치에 요구되는 특성이 각기 다르므로 적합한

연료전지의 종류와 시스템 구성이 자동차와 같이 일률적일 수 없으며 특히 고립되어 외부의 지원을 원활히 받을 수 없는 특수성으로 장치 및 시스템은 육상보다 엄한 안전성 기준을 갖도록 설계되어야 한다.

본 논문에서는 수소를 용이하게 제조할 수 있는 NG를 에너지원으로 사용하는 대형 LNG선박을 대상으로 동력발생장치로서 연료전지를 채용하는 경우에 선박의 특수성과 안전성을 고려한 연료전지시스템의 구성을 검토하고 시뮬레이션 모델링을 통한 셀의 작동온도와 전류밀도, 개질기의 수증기/탄소비(Steam/Carbon Ratio, S/C), 예열기의 온도효율, 셀의 수소연료 이용률이 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향 등을 조사하였다.

2. 시스템 구성

2.1 선박동력시스템

Fig. 1은 연료전지를 채용한 선박의 동력발생시스템의 개념도를 보이고 있으며 모듈화된 연료전지시스템에서 발생된 전기동력은 추진 및 기타 선내 장치의 동력원으로 사용된다. 연료전지시스템 모듈에서 발생한 동력은 기계적 에너지가 아닌 전기적 에너지이므로 전기추진의 이점을 최대화할 수 있다. 본 연구는 연료인 메탄의 공급이 수월한 LNG선박을 우선 대상으로 하고 있으며 연료전지시스템 모듈당 출력은 대형선박 보조전원용 최대 출력을 기준으로 3000 kW로 설정하였다.

2.2 연료전지시스템

Fig. 2는 연료전지시스템 구성도이다. 대형선박에서는 동력장치의 효율이 중요한 설계 변수가 되므로 작동온도는 높지만 고효율인 고체산화물형 연료전지(Solid Oxide Fuel Cell, SOFC)를 동력발생장치로 채용하고 NG를 수소 제조용 연료로 하였다. 개질방식으로는 시스템의 효율과 수증기 재활용의 견지에서 수증기 개질방식으로 하였다. 또한 연료개질은 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하고 탄소생성의

위험성을 경감하기 위하여 내부개질의 여러 장점에도 불구하고 외부개질방식을 채택하였으며 CO가 연료로 사용 가능하므로 별도의 전이반응기는 설치하지 않았다. 공간 확보가 어려운 선박의 특수성을 고려하여 개질용 수증기는 스택 연료극(애노드) 출구가스에 포함된 수증기를 재순환하여 사용하였으며 다량의 물을 저장해 둘 공간이 필요 없고 또한 별도의 증발 및 수처리 장치도 요구되지 않는다. 수증기개질반응은 흡열반응이며 고온에서 연료의 개질률이 높기 때문에 개질기를 스택 공기극(캐소드) 출구에 설치하여 높은 온도의 스택 폐열을 활용함과 아울러 연소기에서 내구성을 초과하는 온도 영역이 형성되지 않도록 하였다.

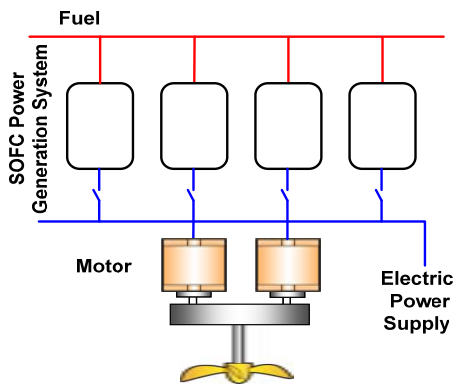


Fig. 1 Schematic of the power generation system

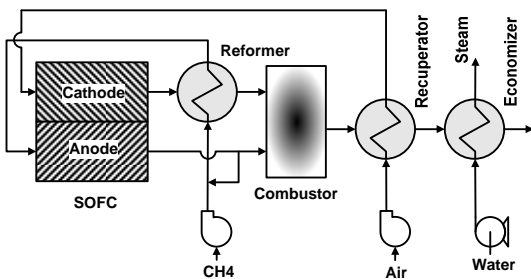


Fig. 2 Layout of SOFC system

안전이 우선시되는 선박용 시스템의 요구에 따라 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하기 위하여 스택에 공급되는 연료와 공기 온도를 스택 작동온도의 200℃ 이내로 하고 열교환기 등 부속 장치들은 재료의 열내구성을

고려하여 950℃를 한계 최대온도로 하였다^{[2], [3]}. 아울러 스택 작동온도는 최대 1000℃로 하였다.

저장탱크로부터 송출된 메탄가스는 스택 연료극 재순환 가스와 혼합되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 미개질된 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질가스는 셀의 애노드로 공급된다. 공기는 전기화학반응 산소의 공급과 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하며 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 방출되며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재활용된다. 스택 연료극 출구가스는 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있으며 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출구의 고온 가스는 공기 예열용 열원으로 그리고 에코노마이저에서 증기발생용 열에너지로 회수된다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 1과 같다.

3. 시스템 모델링

시스템의 성능해석은 다음과 같은 가정 하에서 수행되었다. a) 정상상태, b) 방열손실 무시, c) 반응의 온도 어프로치는 없음, d) 유체 흐름방향으로 온도 및 조성은 1차원, e) 스택 출구가스 온도는 작동온도와 동일, f) NG중 메탄 이외의 성분은 무시

3.1 개질기

메탄의 수증기 개질반응은 기본적으로 아래와 같은 개질반응과 전이반응으로 이루어진다.

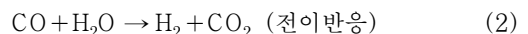


Table 1 Setting Parameters for the lumped analysis

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m ²)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Economizer gas outlet temperature (K)	473.15
Steaming pressure (kPa)	700
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Mixer pressure drop (%)	2
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

주어진 반응온도와 반응압력 하에서 개질반응과 전이 반응은 평형에 도달할 때까지 진행되므로 다음의 평형정수와 화학평형식으로부터 개질반응과 전이반응의 평형이 동시에 만족되는 개질기의 출구 조성을 산출한다.

$$K = \exp\left(-\frac{\Delta G}{RT}\right) \quad (3)$$

$$K_r = \frac{p_{H_2}^3 \cdot p_{CO}}{p_{CH_4} \cdot p_{H_2O}} \quad (4)$$

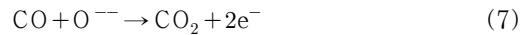
$$K_s = \frac{p_{H_2} \cdot p_{CO_2}}{p_{CO} \cdot p_{H_2O}} \quad (5)$$

여기에서 개질기의 반응온도는 개질가스 입구온도와 출구온도의 평균값으로 하였다. 개질가스 입구온도는 메탄과 재순환된 연료극 출구가스와 혼합온도이며 개질가스 출구온도는 주어진 개질기의 온도효율로부터 구할 수 있다.

3.2 SOFC

3.2.1 회로전압

셀 연료극의 수소 및 일산화탄소의 전기화학반응과 이에 따른 셀의 유기 전압은 다음 식으로 계산된다.



$$V = E - V_{act} - V_{ohm} - V_{trans} \quad (8)$$

이론적 가역 개회로전압은 작동온도, 작동압력 및 연료의 조성에 따라 달라지며 깁스의 자유에너지와 네른스트 식으로 부터 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$E = \frac{-\Delta G}{2F} = \frac{-\Delta G^\circ}{2F} + \frac{RT}{2F} \ln\left(\frac{p_{H_2} \sqrt{p_{O_2}}}{p_{H_2O}}\right) \quad (9)$$

3.2.2 과전압

식 (8)에서 나타낸 바와 같이 부하운전의 경우에서 유기되는 실제 전압은 비가역성 요인들로 인하여 손실(과전압)이 발생하며 그 주요한 손실로는 활성화 과전압(V_{act}), 저항 과전압(V_{ohm}), 농도 과전압(V_{trans})이 있다.

전극에서는 전기화학반응을 일으키기 위한 활성화 에너지가 필요하며 이로 인한 전압강하를 활성화 과전압이라 한다. 활성화 과전압의 계산에 사용되는 일반적인 실험식으로서는 타펠(Tafel)의 식, 버틀러-볼머(Butler-Volmer)의 식^[4] 그리고 아헨바흐(Achenbach)의 식^{[3], [5]} 등이 있으나 본 연구에서는 전기저항의 개념으로 정리된 아래의 아헨바흐 식을 사용하였다.

$$\frac{1}{\Omega_{a,H_2}} = D_{a,H_2} \frac{2F}{RT} \left(\frac{p_{H_2}}{p^\circ} \right)^m \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (10)$$

$$\frac{1}{\Omega_{a,CO}} = D_{a,CO} \frac{2F}{RT} \left(\frac{p_{CO}}{p^\circ} \right)^m \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (11)$$

$$\frac{1}{\Omega_c} = D_c \frac{4F}{RT} \left(\frac{p_{O_2}}{p^\circ} \right)^m \exp\left(-\frac{E_c}{RT}\right) \quad (12)$$

이 식에서 사용한 연료극 활성화 에너지(E_a)는 110 kJ/mol, 공기극(E_c)은 160 kJ/mol, 또한 계수 D_{a,H_2} , $D_{a,CO}$, D_c 는 각각 2.13×10^8 , 2.98×10^8 , 1.49×10^{10} A/m² 이고 m 은 0.25이다.

저항 과전압은 전극에서의 전자이동 및 전해질에서의 이온이동에 대한 저항으로 발생하는 손실을 말하며 전기저항식과 저항률에 관한 다음의 식으로부터 산출한다.

$$V_{ohm} = i \cdot \Omega_{ohm}, \quad \Omega_{ohm} = \rho \cdot \delta \quad (13)$$

$$\rho_a = 0.00298 \exp(-1392/T) \quad (14)$$

$$\rho_c = 0.008114 \exp(600/T) \quad (15)$$

$$\rho_e = 0.00294 \exp(10350/T) \quad (16)$$

농도 과전압은 전해질과 전극 사이의 반응영역에서 반응물질이 소모됨에 따라 농도가 변화하는 것에 기인하는 손실로 아래와 같은 한계전류밀도 모델^[6]로부터 계산한다. 한계전류밀도(i_L)는 9000 A/m²로 한다.

$$V_{trans} = \frac{RT}{2F} \ln\left(1 - \frac{i}{i_L}\right) \quad (17)$$

3.3 시스템 효율 및 공기량

연료극의 수소와 일산화탄소는 각각의 반응에 의하여 유기되는 셀 전압이 동일해야 하므로 이로부터 각각의 반응량을 산출할 수 있으며, 반응량에 따른 전류량에 식 (8)의 전압과 직교류 변환효율을 곱하면 스택의 출력(W_{sofc})이 산출된다. 시스템의 전기적 효율(η_e)은 메탄 저위발열량(HC_{CH_4}) 기준

의 식 (18)로 정의되며 이 식에서의 보조기기 운전을 위한 소요 동력(W_{aux})은 블로워 및 메탄 송출기 동력의 합이다. 그리고 총 효율(η_t)은 에코노마이저에서 회수된 열에너지와 급수펌프의 동력을 출력 및 소요 동력으로 포함시켜 계산한다.

$$\eta_e = \frac{W_{sofc} - W_{aux}}{HC_{CH_4}} \quad (18)$$

전기화학 반응용 산소의 공급과 스택의 냉각 작용을 겸하고 있는 공기는 스택에서의 에너지 밸런스 식 (19)로부터 그 공급량이 계산된다.

$$(\Delta H_a + \Delta H_c) - HC_{H_2+CO} - W_{sofc} = 0 \quad (19)$$

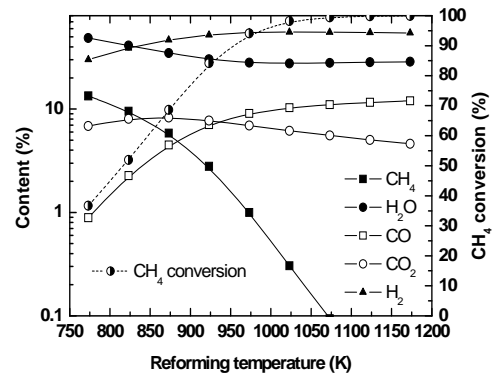


Fig. 3 Reforming characteristics

4. 시스템 시뮬레이션 결과

4.1 수증기개질 및 가스조성

Fig. 3은 S/C=3, 작동압력=1.5 atm으로 메탄과 수증기만을 개질기에 공급하였을 경우에 대한 개질률 및 개질기 출구가스 조성을 개질반응 온도 별로 나타낸 것이다. 그림으로부터 개질률 95% 이상을 위해서는 반응온도가 1000 K 이상 되어야 함을 알 수 있다. 또한 개질 출구가스의 조성은 반응 온도 1000 K 이상에서 수소 55%, 일산화탄소 9.5~12%, 이산화탄소 4.5~6.5%, 수증기 28%, 메탄 0.5~0.01%임을 보인다. 아울러 비교적 낮은 온도 영역에서 빠른 진행을 보이는 전이반응의 영향으로 반응온도의 증가와 함께 일산화탄소는 늘

어나고 이산화탄소는 줄어드는 경향이 나타난다.

Fig. 4는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 셀 수소연료 이용률=80%로 시스템의 전기적 출력이 3000 kW인 경우에 대한 시스템의 가스조성을 각 위치 별로 나타낸 것이다. 개질기 입구는 연료극 재순환 가스와 공급 메탄의 혼합가스 상태를 말하며 수증기와 함께 상당량의 이산화탄소도 혼입되어 있다. 개질기를 전후하여 메탄과 수소의 조성이 크게 변동하며 또한 스택을 전후하여 수소와 일산화탄소의 조성도 크게 달라짐을 볼 수 있다. 그리고 연소기를 거치면서 수소, 일산화탄소, 메탄은 모두 연소과정으로 제거된다. 산소는 전 과정을 통하여 크게 변동하지 않으며 이는 식 (19)에서 설명한 바와 같이 스택 냉각용 공기의 공급량이 전기화학반응용 산소의 공급량보다 훨씬 커서 스택과 연소기의 산소이용률이 높지 않기 때문이다.

4.2 셀의 유기전압

Fig. 5는 스택 작동온도=1223 K, S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%로 한 경우 셀 전류밀도에 대한 셀 유기전압과 과전압의 변화를 나타낸 것으로 3000 A/m²에서 표준압력 개회로전압은 0.93 V, 네른스트 효과 및 각 과전압의 손실로 유기되는 실제 전압은 약 0.75 V 정도임을 알 수 있다. 실제 유기전압은 셀 전류밀도 증가와 함께 감소하는데 여기에는 활성화 과전압의 증가가 크게 작용한다. 고 전류밀도인 한계전류밀도 부근에서는 농도 과전압이 크게 증가하여 유기전압도 급감하게 된다. 그리고 저항 과전압은 전극과 전해질의 두께가 얇고 전자 및 이온전도도가 큰 재료의 사용 등으로 거의 무시할 수 있을 만큼 작다.

4.3 작동온도의 영향

Fig. 6(a),(b),(c)는 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 6(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 6(b)는 시

스템의 효율과 출력량 그리고 Fig. 6(c)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택의 전기화학반응에 사용된 산소량의 비를 말한다.

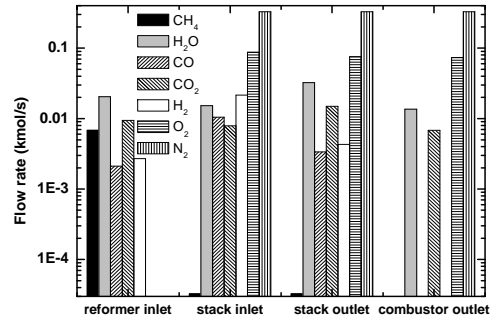


Fig. 4 Gas composition in SOFC system

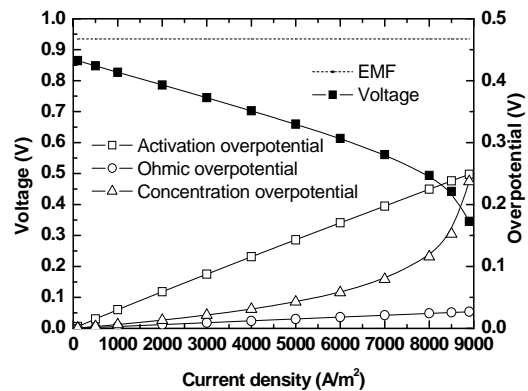


Fig. 5 Cell voltage and overpotential

Fig. 6(a)로부터 작동온도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 커짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 작아지는 효과가 크게 작용하기 때문이다. 또한 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압의 감소 즉 전기화학반응의 저항(비가역성)이 줄어들어 셀에서 발생하는 열량이 감소하는 것과 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각작용이 증대되는 효과가 겹쳐 스택에서 소요되는 공기량이 줄어들기 때문이다. 이것은 Fig. 6-(b),(c)의 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 감소와 예열기 공기 출구 온도의 변화로부터 확인할 수 있다.

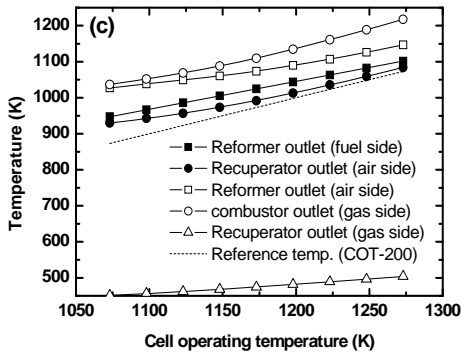
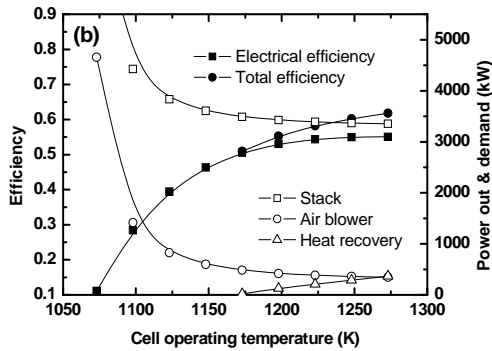
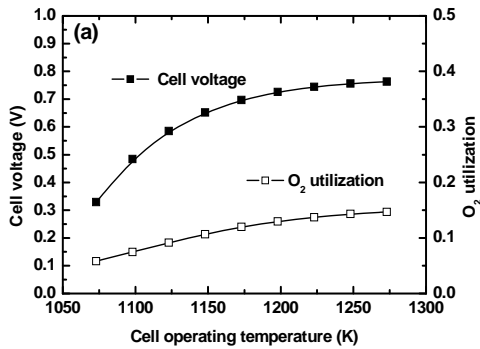


Fig. 6 Effect of cell operating temperature

Fig. 6(b)에서 시스템의 전기적 효율은 작동온도의 증가와 함께 높아지는데 이것은 셀 유기전압의 증대와 블로워 소요 동력의 감소 때문이다. 총 효율도 같은 경향을 보이며 작동온도 1170 K이하의 온도역에서는 스팀 발생을 위한 열적 에너지 회수가 불가능하게 됨도 알 수 있다. 그림에서 셀 작동온도 1223 K에서 전기적 효율은 54%, 총 효율은 58% 정도이다.

Fig. 6(c)는 시스템 각 부의 온도가 작동온도의 상승과 더불어 증가함을 보여주며 또한 스택 연료와 공기의 입구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선(작동온도-200 K)를 하회하여 안전성에 문제를 초래하는 경우가 본 계산범위 내에서는 발생하지 않음을 시사한다. 아울러 각 장치의 재료 열내구성을 초과하는 온도영역 또한 나타나지 않는다.

4.4 전류밀도의 영향

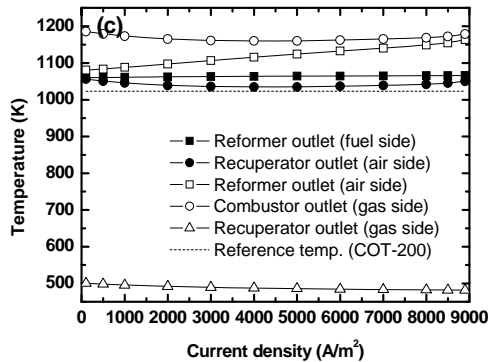
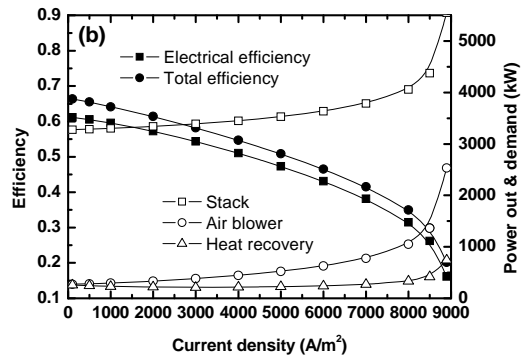
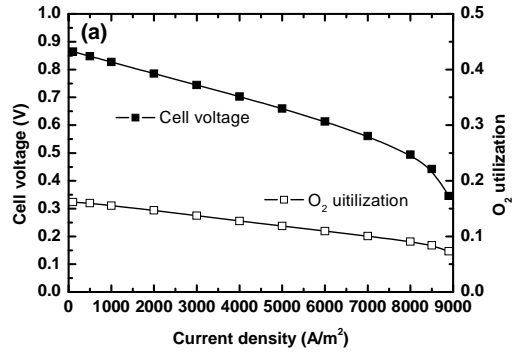


Fig. 7 Effect of cell current density

Fig. 7(a),(b),(c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 7(a)로부터 전류밀도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 낮아짐을 알 수 있다. 전류밀도가 커진다는 것은 반응 단위면적당 반응량의 증가를 의미하므로 가역 개회로전압에는 큰 변화가 없지만 과전압이 증가하여 유기전압의 감소를 초래한다. 유기전압의 감소와 함께 셀의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 셀의 발열량이 늘어나 셀 냉각을 위한 공기량의 증대가 요구되기 때문이다. Fig. 7(b)에서 늘어나는 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 증가를 확인할 수 있다.

Fig. 7(b)는 전류밀도가 높아짐에 따라 유기전압이 감소하고 블로워 소요 동력은 증가하는 이유로 전기적 효율 및 총효율이 감소하는 경향을 보여준다. 그리고 에코노마이저의 열에너지 회수는 전체산범위 내에서 가능함을 알 수 있다.

Fig. 7(c)는 시스템의 각 부 온도가 스택 공급유체 최저온도한계 및 재료의 열내구성 한계를 초과하는 경우가 발생하지 않고 있음을 보여준다.

4.5 S/C의 영향

Fig. 8(a),(b),(c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 S/C의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 8(a)로부터 S/C가 높아짐에 따라 셀 유기전압은 약간 저하되나 반면 산소이용률은 약간 증가됨을 알 수 있다. S/C의 증가는 스택 연료극 출구가스의 재순환율이 증가한다는 것을 의미하므로 셀 연료극 가스조성에서 수증기, 이산화탄소의 비율이 늘어나 셀 전기화학반응의 네른스트 손실이 증가하여 유기전압이 감소하게 된다. 그러나 산소이용률이 유기전압의 감소에도 불구하고 약간 증가하는 것은 S/C 증가→재순환율 증가→연소기 연료공급 감소→연소기 출구온도(예열기 가스 입구온도) 감소→스택 공급 공기온도 감소→냉각효과 증가→공기극 공기량 감소로 이어지는 효과가 상쇄

작용을 하기 때문이다. 그러나 S/C가 유기전압과 효율에 미치는 영향은 아주 작다는 것을 Fig. 8(a),(b)는 보여준다.

Fig. 8(c)는 S/C=2.2 이하의 영역에서 스택 연료 공급온도가 스택 공급유체 최저온도한계선을 하회하게 됨을 보여주며 이는 스택의 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

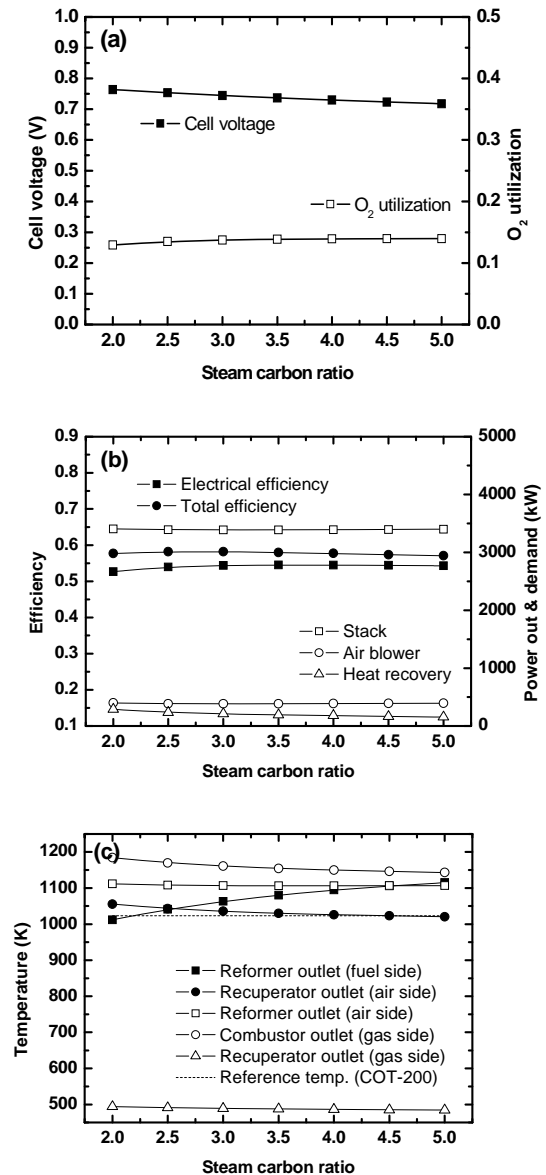


Fig. 8 Effect of steam carbon ratio

4.6 예열기 온도효율의 영향

Fig. 9(a),(b),(c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 전류밀도=3000 A/m², 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 예열기 온도효율의 영향을 나타낸 것이다.

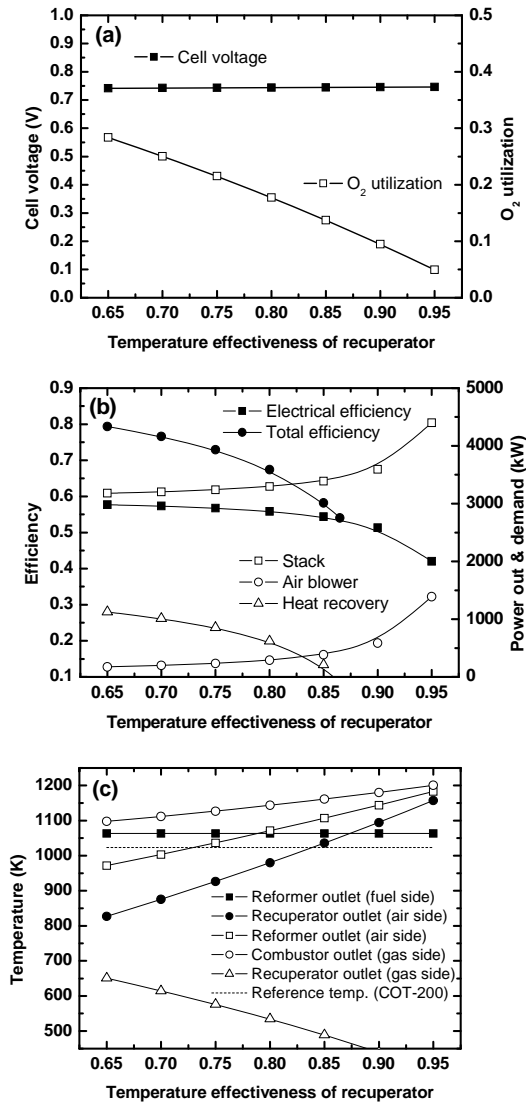


Fig. 9 Effect of temperature effectiveness for recuperator

Fig. 9(a)로부터 예열기 온도효율은 셀 유기전압과는 무관하나 산소이용률은 온도효율의 증대에

따라 크게 낮아짐을 알 수 있다. 산소이용률의 큰 변화는 예열기 온도효율의 감소에 따라 스택의 공급 공기온도가 낮아지면서 소요 공기량이 줄어들기 때문이다. 그러나 Fig. 9(c)에서와 같이 온도효율 0.83 이하의 영역에서는 공급온도가 스택 공급유체 최저온도한계선을 크게 하회하므로 안전운전에 큰 위험임을 알 수 있다. 아울러 Fig. 9(b)의 온도효율 0.87 이상의 영역에서 전기적 효율의 감소가 커지게 되므로 안전성과 효율을 동시에 고려한다면 온도효율은 0.85 부근에서 운전되어야 하는 것이 바람직하다. 낮은 예열기 온도효율 영역에서는 예열기 가스 출구온도 즉, 에코노마이저 가스 입구온도가 높아 증기발생량과 총 효율이 커지지만 온도효율의 증가와 함께 점차 그 값은 감소하여 온도효율 0.87 이상에서는 열에너지의 회수가 어렵게 된다.

4.7 수소연료 이용률의 영향

Fig. 10(a),(b),(c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 예열기 온도효율=0.85인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 수소연료 이용률의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 10(a)로부터 셀의 수소이용률이 높아짐에 따라 유기전압은 감소하고 반면 산소이용률은 증가하고 있음을 볼 수 있다. 유기전압이 감소하는 것은 수소이용률의 증가에 따라 셀 출구측 수소농도가 감소하여 네른스트 손실이 증가하기 때문이다. 아울러 산소이용률이 유기전압의 감소에도 불구하고 증가하는 것은 수소연료이용률 증가→연소기 연료공급 감소→연소기 출구온도(예열기 가스 입구온도) 감소→스택 공급 공기온도 감소→냉각효과 증가→공기극 공기량 감소로 이어지는 효과가 더욱 크게 작용하기 때문이다. 그러나 수소연료이용률 0.86 이상의 영역에서는 스택 공급유체 최저온도한계선에 하회(Fig. 10(c) 참조)하므로 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

Fig. 10(b)는 수소연료이용률의 증가에 따른 유기전압의 감소에도 불구하고 전기적 효율이 오히려 증가하고 있음을 보여주는데 이것은 수소연료이용률이 증대됨에 따라 수소제조용 메탄의 공급량이

줄어드는 효과와 블로워 소요동력이 감소하는 효과가 겹쳐서 나타나기 때문이다.

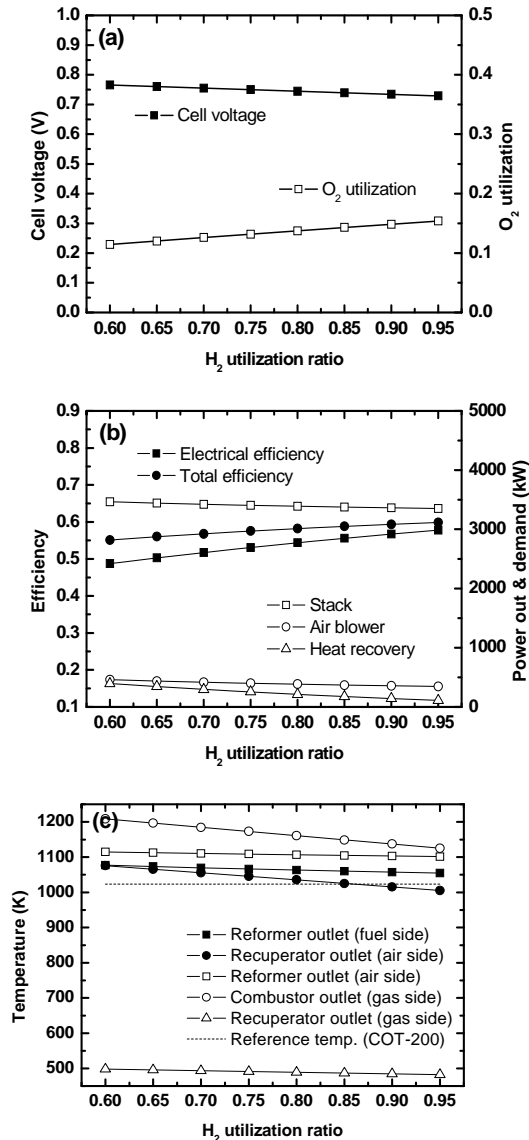


Fig. 10 Effect of H₂ utilization ratio

5. 결 론

본 논문에서는 고효율, 친환경 동력발생장치로 주목을 받고 있는 연료전지를 선박용 추진 및 전기 동력 발생장치로 채용할 경우에 대하여 안전성과

운항환경을 고려한 SOFC시스템의 구성을 제안하고, 시스템 시뮬레이션 모델링을 통한 셀 작동온도와 전류밀도, 개질기 S/C, 예열기 온도효율, 셀 수소연료이용률이 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 유기전압과 산소이용률은 시스템의 효율에 크게 영향을 주며 이 값이 크면 클수록 효율은 증가하지만 과도한 산소이용률은 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받게 된다. 최대효율과 안전성을 고려한 산소이용률은 약 0.15 근방이다.

(2) 시스템의 효율은 셀의 작동온도가 낮을수록 전류밀도가 높을수록 크게 감소하지만 개질기 S/C에 의한 영향은 그다지 크지 않다.

(3) 예열기의 온도효율은 낮을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 온도효율의 결정이 필요하다.

(4) 셀의 수소연료이용률은 높을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 수소연료이용률의 결정이 필요하다.

참고문헌

- [1] 김명환, "선박 동력발생용 연료전지시스템 기술 개발의 전망에 대한 고찰", (사)한국마린엔지니어링학회지, Vol. 31, No. 8, pp. 924-931, 2007.
- [2] F. Mueller, F. Jabbari, R. Gaynor, J Brouwer, "Novel solid oxide fuel cell system controller for rapid load following", Journal of Power Sources, Vol. 172, pp. 308-323, 2007.
- [3] A. F. Massardo and F. Lubelli, "Internal reforming solid oxide fuel cell-gas turbine combined cycles : Part A - Cell model and cycle thermodynamic analysis", Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 122, pp. 27-35, 2000.

- [4] S. Campanari and P. Iora, "Definition and sensitivity analysis of a finite volume SOFC model for a tubular cell geometry", *Journal of Power Sources*, Vol. 132, pp. 113-126, 2004.
- [5] E. Achenbach, "Three-dimensional and time-dependent simulation of a planar solid oxide fuel cell stack", *Journal of Power Sources*, Vol. 49, pp. 333-348, 1994.
- [6] F. Calise, A. Palombo, L. Vanoli, "Design and partial load exergy analysis of hybrid SOFC-GT power plant", *Journal of Power Sources*, Vol. 158, pp. 225-244, 2006.

저 자 소 개



김명환(金明煥)

1959년생 1월생, 1981년 한국해양대학교 기관학과 졸업(공학사), 1983년 한국해양대학교 대학원 박용기관학과 졸업(공학석사), 1994년 일본 북해도대학 대학원 기계공학과 졸업(공학박사), 1984년~현재 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학부 교수