

가솔린 연료형 SOFC시스템 성능 평가에 관한 연구

오진숙⁵ · 이경진⁵ · 김선희⁵ · 박상균⁴ · 김만응⁴ · 임태우¹ · 김종수² · 오세진³ · 김명환[†]

(원고접수일 : 2011년 5월 4일, 원고수정일 : 2011년 7월 4일, 심사완료일 : 2011년 8월 3일)

Performance Analysis of Gasoline Fueled Marine Solid Oxide Fuel Cell System

Jin-Suk Oh⁵ · Kyung-Jin Lee⁵ · Sun-Hee Kim⁵ · Sang-Kyun Park⁴ · Mann-Eung Kim⁴ ·
Tae-Woo Lim¹ · Jong-Su Kim² · Sae-Jin Oh³ · Myoung-Hwan Kim[†]

요약 : 온실가스 및 대기오염물질 배출 규제는 고효율 및 친환경에 적합한 새로운 선박용 동력장치의 필요성을 제기하고 있다. 최근 이와 같은 문제들을 근본적으로 해결하기 위한 지속가능한 방법으로서 연료전지를 선박의 동력발생장치로 도입하고자 하는 검토가 진행되고 있다. 본 논문은 가솔린 연료를 기반으로 한 고체산화물형 연료전지시스템의 성능 특성을 분석한 것으로 스택의 작동온도, 전류밀도, S/C, 예열기 온도효율, 수소연료 이용률의 영향을 시뮬레이션으로 검토하고 있으며, 그 결과를 기체연료인 메탄의 경우와 비교하고 있다. 그 결과로 유기전압과 산소이용률이 시스템의 성능에 미치는 영향이 크며 가솔린 연료 시스템의 효율은 메탄의 경우보다 높지 않다는 것을 확인하였다.

주제어 : 선박동력시스템, 고체산화물형 연료전지, 시스템 성능평가, 가솔린

Abstract: The strengthened regulations for atmospheric emissions from ships have caused a necessity of new, alternative power system in ships for the low pollutant emissions and the high energy efficiency. Recently, new kinds of propulsion power system such as fuel cell system, which use hydrogen as an energy source, have been sincerely considered. The purpose of this work is to predict the performance of gasoline fueled SOFC system and to analyze the influence of operating temperature, current density, S/C, and H₂ utilization ratio. The results are compared with the methane fueled system. The results show that the cell voltage and O₂ utilization ratio are major factors on the performance of system and the gasoline fueled SOFC system have lower efficiency than the methane fueled system.

Key words: Ship power system, Solid oxide fuel cell, System performance analysis, Gasoline

1. 서 론

선박이 당면한 중대 과제 중의 하나는 에너지의 친환경적 사용이다. 따라서 선박용 디젤기관의 효율을 제고하고 대기오염물질의 배출을 줄이는 다각적인 노력이 진행되고 있는 가운데 보다 근본적이며 지속 가능한 개선책의 하나로 연료전지시스

템의 적용이 신중히 검토되고 있다[1].

중대형선박의 동력장치로 연료전지시스템을 적용할 경우 가장 큰 문제점 중의 하나는 다량의 수소연료 저장 방식이다. 액체 또는 기체 상태로 수소연료를 직접 저장하는 방식은 초저온 또는 초고압을 취급해야 하므로 선박의 안전성, 취급의 간편

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

1 한국해양대학교 기관공학부
2 한국해양대학교 기관시스템공학부
3 한국해양대학교 운항훈련원
4 한국선급 에너지환경사업단
5 한국해양대학교 대학원

성 그리고 대용량의 저장성 측면에서 많은 문제점을 안고 있다. 따라서 부하에 따라 쉽게 수소화할 수 있는 상온 액체상태의 연료를 저장하는 방식이 바람직할 것으로 보인다. 쉽게 수소화할 수 있는 액체연료(수소운반체)로는 LNG가 있으나 상압 하에서 -162°C 의 저온을 취급해야 하므로 특수한 선박(LNG선)을 제외하고 일반적인 사용은 제한될 것으로 생각된다. 따라서 상온, 상압에서 액체 상태이고 저장성이 좋으며 수소화가 용이한 물질로 메탄올, 에탄올, DME, 가솔린, 디젤유 등과 같은 연료가 검토되고 있다[2, 3]. 메탄올은 알코올계 연료의 대표적 물질로 에탄올, DME보다 값이 싸고 개질 효율이 좋은 장점이 있으나 독성과 부식성이 있어 선박용으로 사용하기에는 고려되어야 할 점들이 많다. 따라서 저렴하고, 안전하며 취급이 간편한 수소운반체로서 가솔린, 디젤 연료와 같이 일반적으로 사용되고 있는 탄화수소계 연료에 대한 검토가 요구된다.

본 논문에서는 가솔린의 대용연료인 이소옥탄을 연료로 한 고체산화물형 연료전지(SOFC) 시스템의 구성과 성능평가에 대한 시뮬레이션 모델링을 통하여 스택의 작동온도(COT)와 전류밀도(CD), S/C (Steam/Carbon ratio, 수증기 몰수/연료 중 탄소 몰수), 예열기 온도효율, 수소연료 이용률이 시스템의 특성에 미치는 영향 등을 검토하여 메탄연료의 결과와 비교하고자 한다.

2. 시스템 구성

2.1 연료전지시스템

Figure 1은 가솔린 연료형 SOFC시스템의 구성도이다. 본 시스템에서는 이소옥탄을 가솔린의 대용연료로 사용하고 있으며 개질 방식으로는 안전성과 개질용 수증기의 효율적 확보를 고려하여 재순환 수증기 외부개질방식을 채택하고 있다.

저장탱크로부터 송출된 액체상태의 가솔린은 증발기를 거쳐 기체화되고 수증기 보급을 위한 셀 연료극 출가스와 혼합되어 개질기로 보내어진다. 가솔린은 고온의 개질기에서 수증기와 반응하여 고농도 수소의 혼합가스로 개질되고 셀의 연료극으로 송출된다. 공기는 전기화학반응 및 스택의

냉각용으로 사용되며 송풍기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 연료극에 공급된 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거친 산소음이온과의 전기화학 반응을 통하여 수증기, 이산화탄소와 전자를 방출하면서 연료의 화학적 에너지를 전력화한다. 그리고 연료극 출가스의 일부는 개질용 수증기의 S/C의 비율에 따라 개질기로 재순환되며 나머지는 연소기로 보내어진다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 스택에서 발생하는 열을 흡수하여 스택의 작동온도와 동일한 온도로 토출되며 개질기의 열원으로 재활용된다. 연소기로 보내어진 연료극 출가스에는 셀에서 미반응한 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄, 이소옥탄이 포함되어 있어 공기극의 출가공기와 혼합·연소된다. 고온의 연소기 출가스는 대기로 방출되기 전에 공기 예열기, 증발기 및 에코노마이저의 열원으로 재활용된다.

본 시스템에서는 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적 피로와 충격을 완화하기 위하여 스택에 공급되는 연료와 공기의 온도를 한계 최저 온도(스택 작동온도-200 K) 이상이 되도록 하고, 열교환기 등 부속 장치들은 재료의 열 내구성을 고려하여 1,223 K를 한계 최대온도로 하였다. 아울러 스택 작동온도는 내열성을 감안하여 최대 1,273 K로 그리고 시스템의 전기적 순 출력은 3,000 kW로 하였다.

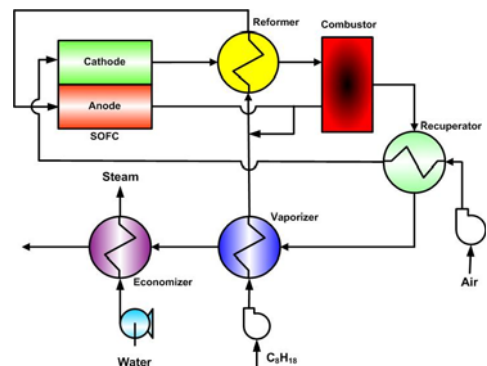


Figure 1: Layout of gasoline fueled SOFC system

3. 시스템 모델링

시스템의 성능해석은 다음과 같은 가정 하에서

수행되었다.

- ① 정상상태
- ② 방열손실 무시
- ③ 반응은 이론평형 상태
- ④ 유체 흐름방향으로 온도 및 조성은 1차원
- ⑤ 스택 출구가스 온도는 작동온도와 동일

그리고 본 시스템 성능평가에 사용한 계산 조건들은 **Table 1**과 같다.

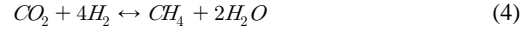
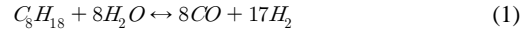
Table 1: Setting Parameters for the lumped analysis.

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) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	6
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	4
Mixer pressure drop (%)	2
Vaporizer pressure drop(Fuel side) (%)	2
Vaporizer pressure drop(Gas side) (%)	2
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

3.1 개질기

가솔린의 대용연료로 사용한 이소옥탄의 수증기 개질 반응에는 탄소의 연쇄적 고리들에 의하여 복잡한 많은 부반응들이 참여하지만 주된 반응은 아

래와 같은 식 (1)의 개질반응, 식 (2)의 전이반응 그리고 식 (3), (4)의 메탄화 반응이다[4, 5].



주어진 반응온도와 반응압력 하에서 수증기 개질에 의한 개질 혼합가스의 조성은 주반응들이 평형에 도달할 때까지 진행되는 것으로 가정하여 평형정수(K)와 깁스 자유에너지(G)의 관계인 다음의 화학 평형식으로부터 계산하였다.

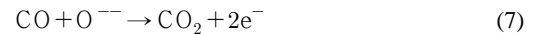
$$K = \exp\left(-\frac{\Delta G}{RT}\right) \quad (5)$$

여기에서 R은 기체정수이고, T는 온도(K)이다.

3.2 SOFC

3.2.1 회로전압

셀 연료극의 수소 및 일산화탄소의 전기화학반응과 이에 따른 셀의 유효 전압(V)은 다음 식으로 계산된다.



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

여기에서 E는 이론적 개회로전압이고 V_{act} , V_{ohm} , V_{trans} 는 각각 활성화, 저항, 농도 과전압이다.

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

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

여기에서 F는 패러데이 상수이고 p는 각각의 분압을 그리고 상첨자 °는 표준상태를 의미한다.

3.2.2 과전압

식 (8)에서 나타낸 바와 같이 부하운전의 경우에 유기되는 실제 전압은 비가역성 요인들로 인하여 손실이 발생하며 그 주요한 손실로는 활성화 과전압, 저항 과전압, 농도 과전압이 있다.

전극에서는 전기화학반응을 일으키기 위한 활성화 에너지가 필요하며 이로 인한 전압강하를 활성화 과전압이라 한다. 활성화 과전압의 계산에 사용되는 일반적인 실험식으로는 타펠(Tafel)의 식, 버틀러-볼머(Butler-Volmer)의 식 그리고 아헨바흐(Achenbach)의 식 등이 있으나 본 연구에서는 전기 저항(Ω)의 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 m은 0.25이다. 여기에서 하첨자 a, c는 각각 연료극과 공기극을 의미한다.

저항 과전압은 전극에서의 전자이동 및 전해질에서의 이온이동에 대한 저항(Ω_{ohm})으로 발생하는 손실을 말하며 전기저항식과 저항률(ρ)에 관한 다음의 식으로부터 산출한다.

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

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

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

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

여기에서 i는 전류밀도, δ 는 두께이고 하첨자 e는 전해질층을 의미한다.

농도 과전압은 전해질과 전극 사이의 반응영역에서 반응물질이 소모됨에 따라 농도가 변화하는 것에 기인하는 손실로 아래와 같은 한계전류밀도 모델로부터 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($HC_{C_8H_{18}}$) 기준의 식 (18)로 정의되며 이 식에서의 보조기기 운전을 위한 소요 동력(W_{aux})은 블로워 및 가솔린 송출기 동력의 합이다.

$$\eta_e = \frac{W_{sofc} - W_{aux}}{HC_{C_8H_{18}}} \quad (18)$$

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

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

여기에서 ΔH_a , ΔH_c 는 각각 연료극, 공기극의 입·출구 엔탈피 차이이고 HC_{H_2+CO} 는 수소와 일산화탄소 연료의 총저위발열량이다.

4. 시스템 성능평가 결과

4.1 수증기개질 및 가스조성

Figure 2-(a)는 S/C=3, 반응압력=1 atm의 조건에서 가솔린의 개질결과 개질가스 물 생성률을 반응

온도에 대하여 나타낸 것이다. 그림으로부터 가솔린의 개질반응은 메탄과 비교하여 보다 낮은 온도 영역에서 그리고 급격하게 진행됨을 알 수 있다. 이것은 개질반응 생성 기스 자유에너지의 변화에서 가솔린이 메탄보다 낮은 온도영역에서 그리고 큰 기울기로 변하기 때문이다. 또한 그림은 550 K 이상의 반응온도에서 가솔린의 개질률은 95% 보다 높음을 알 수 있다. 그러나 가솔린개질물의 상승은 즉시 수소 생성률의 증가로 반영되지 않으며 가솔린의 개질온도보다 높은 온도 영역에서 서서히 증가하는 수소 생성률의 거동을 보인다. 이것은 개질반응과 전이반응의 진행으로 증가되어야 할 수소가 식 (3), (4)의 메탄화 반응의 반응물로 사용되어 수소의 생성이 억제되기 때문이다. 따라서 수소의 생성률은 반응온도의 증가와 함께 메탄화 반응이 감소하면서 늘어나기 시작하므로 최고 수소 생성률에 해당하는 반응온도는 메탄연료의 경우와 비슷하게 된다.

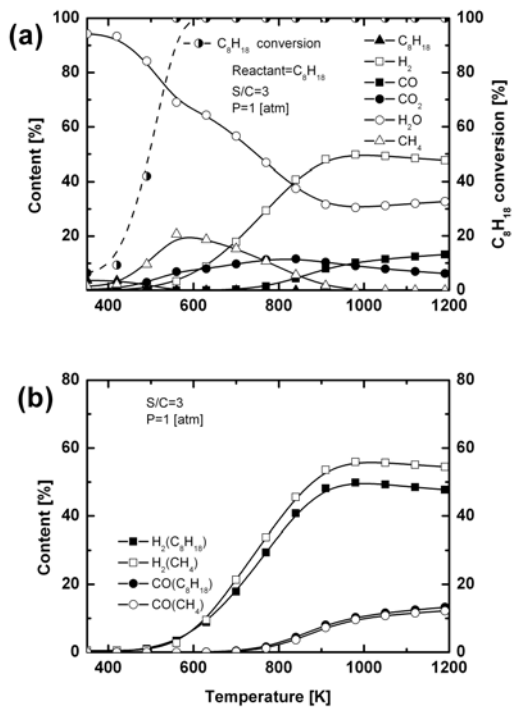


Figure 2: Equilibrium composition and conversion rate for gasoline steam reforming

Figure 2-(b)는 $S/C=3$, 반응압력=1 atm의 조건에서 상기의 가솔린에 대한 개질 결과를 참고논문[6]의 메탄과 비교하여 수소와 일산화탄소의 조성비로 나타낸 것이다. 그림은 수소 몰 분율에 있어서 가솔린이 메탄보다 작고 일산화탄소의 경우 아주 근소한 차이로 크다는 것을 보여준다. 이는 가솔린의 H/C (Hydrogen/Carbon ratio)가 메탄보다 작기 때문이다.

4.2 작동온도의 영향

Figure 3은 전류밀도=3,000 A/m², $S/C=3$, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 메탄연료의 결과와 비교하여 나타낸 것으로 **Figure 3-(a)**는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, **Figure 3-(b)**는 시스템의 효율과 스택의 출력 및 블로워의 소요 동력을 그리고 **Figure 3-(c)**는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택의 전기화학반응에 사용된 산소량의 비를 말한다.

Figure 3-(a)로부터 작동온도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 커짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로 전압의 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 스택으로 공급되는 공기량이 줄어들기 때문이다. 이것은 **Figure 3-(b)**, (c)의 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 감소와 예열기 공기 출구온도의 변화로부터 확인할 수 있다. 그리고 그림에서 가솔린 시스템의 유기전압은 메탄의 유기전압보다 다소 낮게 나타나고 있다. 이것은 **Figure 2-(b)**에서 보인 바와 같이 개질가스 중의 반응 연료(수소와 일산화탄소)의 몰 분율이 메탄보다 낮아 네른스트 식에 의한 가역 개회로전압이 낮게 유기되기 때문이다. 또한 가솔린의 산소이용률이 메탄의 경우 보다 작게 나타나는 것은 가솔린의 유기전압이 메탄보다 낮아 그 만큼 열에너지의 발생이 증가하여 더 많은 냉각 공기를 필요로 하기 때문이다.

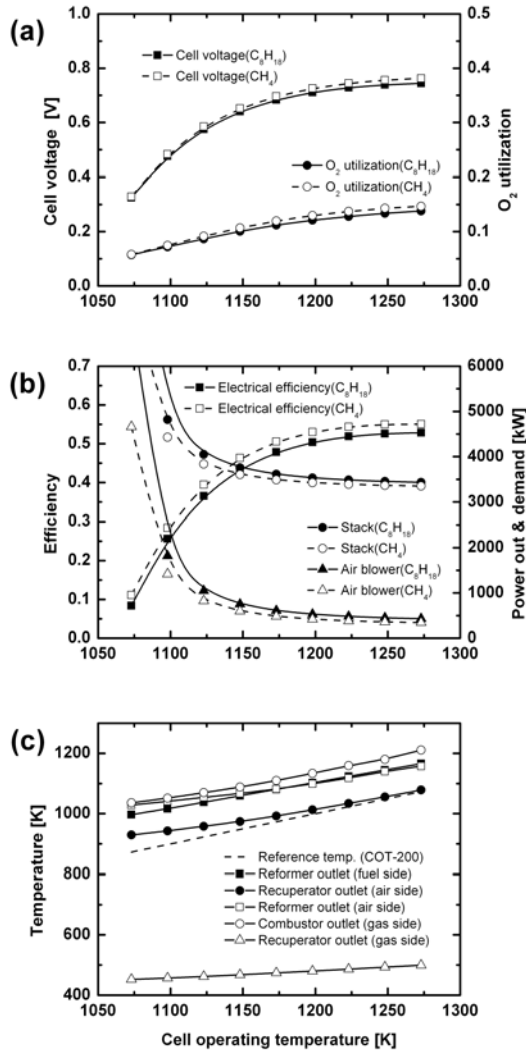


Figure 3: Effect of cell operating temperature

Figure 3-(b)에서 시스템의 전기적 효율은 작동 온도의 증가와 함께 높아지는데 이것은 셀 유기전압의 증대와 블로워 소요 동력의 감소 때문이다. 또한 그림은 가솔린 시스템의 전기적 효율이 메탄보다 낮게 나타남을 보여준다. 이것은 Figure 3-(a)에서 설명한 바와 같이 가솔린 시스템은 유기전압이 메탄보다 낮을 뿐만 아니라 냉각 공기량의 증가로 블로워 소요 동력이 늘어나는 만큼 스택의 출력이 커져야 하는 이유로 필요한 연료량이 증가하는 때문이다.

Figure 3-(c)는 시스템 각 부의 온도가 작동온도

의 상승과 더불어 증가함을 보여주며 또한 스택에 공급되는 연료와 공기의 입구온도가 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.

4.3 전류밀도의 영향

Figure 4는 작동온도=1,223 K, S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 메탄연료의 결과와 비교하여 나타낸 것이다.

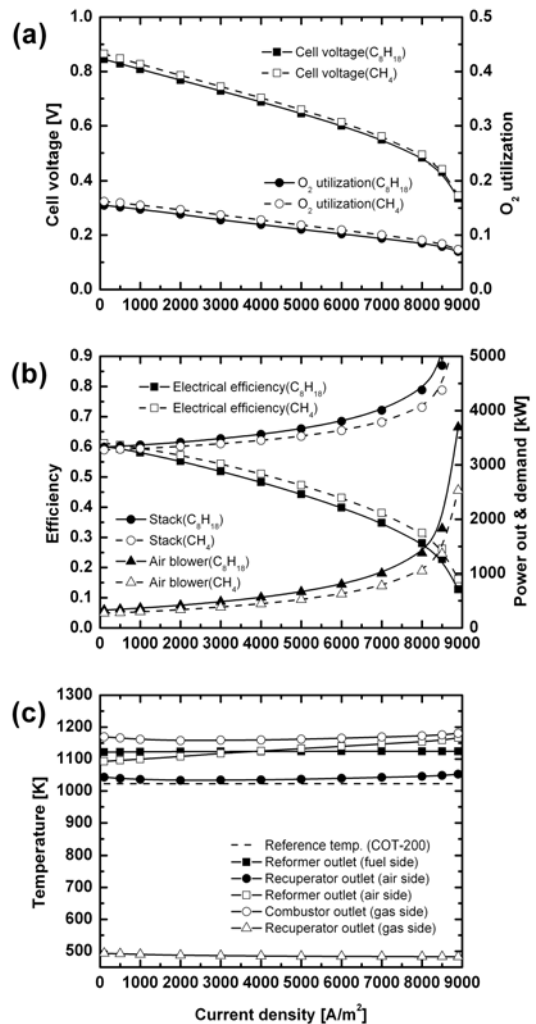


Figure 4: Effect of cell current density

Figure 4-(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. 또한 유기전압의 감소와 함께 셀의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 셀의 발열량이 늘어나 셀 냉각을 위한 공기량의 증대가 요구되기 때문이다. 이것은 **Figure 4-(b)**에서 늘어나는 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 증가로부터 확인할 수 있다. 그리고 그림에서 가솔린 시스템의 유기전압과 산소이용률이 메탄의 경우보다 낮게 나타나고 있다. 이것은 **Figure 3-(a)**에서 기술한 바와 같이 개질가스 중의 반응 연료인 수소와 일산화탄소의 몰 분율이 메탄보다 낮아 네른스트 식에 의한 가역 개회로전압이 낮게 유지되는 것과 이로 인한 열에너지의 발생이 증가하여 더 많은 냉각 공기를 필요로 하기 때문이다.

Figure 4-(b)에서 전류밀도가 높아짐에 따라 시스템의 전기적 효율이 낮아지는 것은 셀 유기전압의 감소와 블로워 소요 동력의 증가 때문이다. 그리고 가솔린 시스템의 전기적 효율이 메탄의 경우보다 낮게 나타나는 것은 **Figure 4-(a)**에서 설명한 바와 같이 가솔린 시스템은 유기전압이 메탄보다 낮을 뿐만 아니라 냉각 공기량의 증가로 블로워 소요 동력이 늘어나는 만큼 스택의 출력이 커져야 하기 때문이다.

Figure 4-(c)는 시스템의 각 부 온도가 스택 공급 유체 최저온도한계 및 재료의 열내구성 한계를 초과하는 경우가 발생하지 않고 있음을 보여준다.

4.4 S/C의 영향

Figure 5는 작동온도=1,223 K, 전류밀도=3,000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 S/C의 영향을 메탄연료의 결과와 비교하여 나타낸 것이다.

Figure 5-(a)로부터 S/C가 높아짐에 따라 셀 유기전압이 약간 저하하는 반면 산소이용률은 약간 증가함을 알 수 있다. S/C의 증가는 스택 연료극 출기가스의 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 출기온도(예열기 가스 입기 온도) 감소→스택 공급 공기온도 감소→냉각효과 증가→공기극 공기량 감소로 이어지는 효과가 상쇄 작용을 하기 때문이다. 이것은 **Figure 5-(c)**에서 예열기 공기 출기온도의 변화로부터 확인할 수 있다. 그리고 가솔린 시스템의 유기전압은 메탄의 경우보다 일정 비율로 낮게 나타나며 이것은 **Figure 3-(a)**에서 설명한 바와 같은 이유 때문이다.

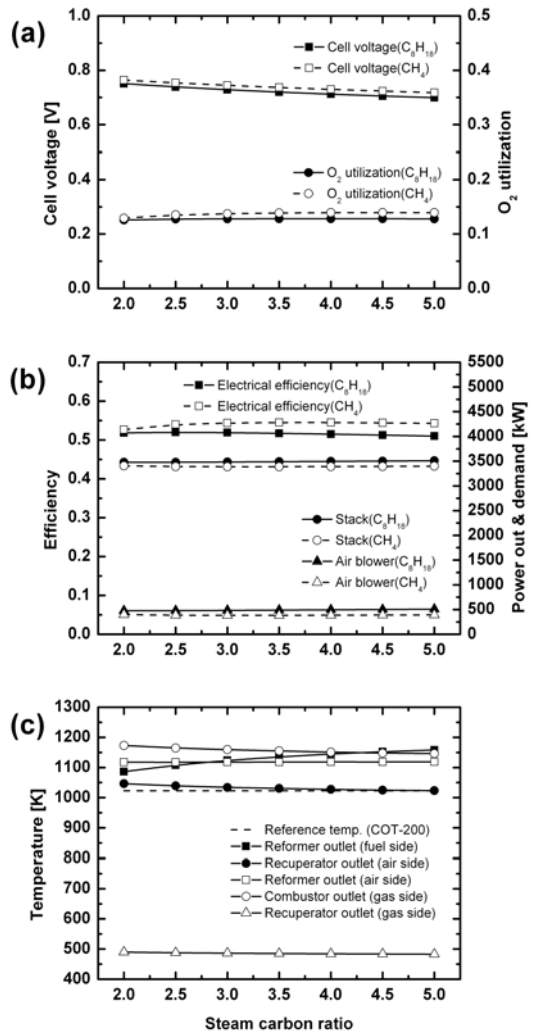


Figure 5: Effect of steam carbon ratio

Figure 5-(b)에서 S/C가 시스템의 효율과 출력에 미치는 영향은 아주 작다는 것을 알 수 있다.

S/C의 변동에 따른 시스템의 각 부 온도를 나타낸 Figure 5-(c)는 계산 범위 내에서 스택 공급유체의 최저온도한계 및 재료의 열내구성 한계를 초과하는 경우가 발생하지 않음을 보여준다.

4.5 예열기 온도효율의 영향

Figure 6은 작동온도=1,223 K, S/C=3, 전류밀도=3,000 A/m², 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 예열기 온도효율의 영향을 메탄 연료의 결과와 비교하여 나타낸 것이다.

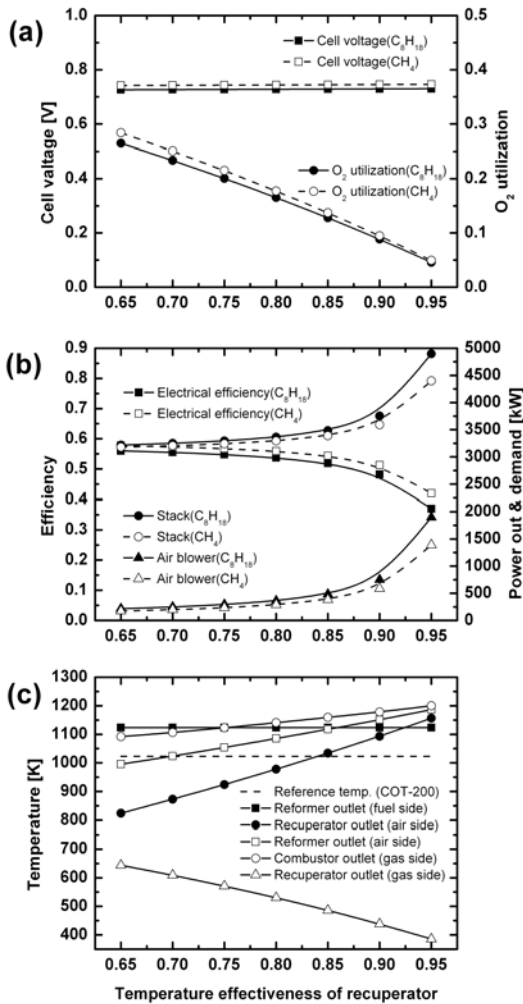


Figure 6: Effect of temperature effectiveness for recuperator

Figure 6-(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 Figure 6-(c)에서와 같이 온도효율 0.84 이하의 영역에서는 공급온도가 스택 공급유체 최저온도한계선을 크게 하회하므로 안전운전에 큰 위험임을 알 수 있다. 아울러 Figure 6-(b)의 온도효율 0.9 이상의 영역에서 전기적 효율의 감소가 커지게 되므로 안전성과 효율을 동시에 고려한다면 온도효율은 0.85 부근에서 운전되어야 하는 것이 바람직하다.

Figure 6-(a), (b)에서 가솔린 시스템의 성능 특성을 같은 조건에 대한 메탄 연료의 성능 특성과 비교한 결과 전술한 Figure 4에서와 동일한 경향을 나타내고 있음을 알 수 있다.

4.6 수소연료 이용률의 영향

Figure 7은 작동온도=1,223 K, 전류밀도=3,000 A/m², S/C=3, 예열기 온도효율=0.85인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 수소연료 이용률의 영향을 메탄연료의 결과와 비교하여 나타낸 것이다.

Figure 7-(a)로부터 셀의 수소이용률이 높아짐에 따라 유기전압은 감소하고 반면 산소이용률은 증가하고 있음을 볼 수 있다. 유기전압이 감소하는 것은 수소이용률의 증가에 따라 셀의 평균적 수소농도가 감소하여 내른스트 손실이 증가하기 때문이다. 아울러 산소이용률이 유기전압의 감소에도 불구하고 증가하는 것은 수소연료 이용률 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 0.87 이상의 영역에서는 스택 공급유체 최저온도한계선에 하회(Figure 7-(c) 참조)하므로 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

Figure 7-(b)는 수소연료 이용률의 증가에 따른 유기전압의 감소에도 불구하고 전기적 효율이 오

히려 증가하고 있음을 보여주는데 이것은 수소연료 이용률이 증대됨에 따라 수소제조용 가솔린 공급량이 줄어드는 효과가 나타나기 때문이다.

수소연료 이용률에 대한 가솔린 시스템의 성능 특성을 같은 조건에 대한 메탄 연료의 성능 특성과 비교하여 나타낸 결과는 Figure 5에서 전술한 경우의 경향과 동일하다.

5. 결 론

본 논문은 가솔린의 대용연료인 이소옥탄을 연

료로 하여 고체산화물형 연료전지 시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, S/C, 예열기 온도효율, 수소연료 이용률이 시스템의 성능 특성에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토하고, 메탄 연료의 결과와 비교한 것으로 계산범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 시스템의 효율은 유기전압과 산소이용률에 크게 영향을 받으며 이 값이 크면 클수록 효율은 증가한다.
- (2) 시스템의 효율은 스택의 작동온도가 높을수록 그리고 전류밀도가 낮을수록 크게 증가되나, S/C에 의한 영향은 크지 않다.
- (3) 예열기의 온도 효율이 낮을수록 수소연료 이용률은 높을수록 시스템의 효율은 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계선에 의해 제한을 받는다.
- (4) 가솔린 연료를 사용한 시스템의 성능 특성은 메탄 연료의 경우와 유사한 경향을 보이나 유기전압과 효율에서 큰 차는 아니지만 가솔린의 경우가 항상 작았다.

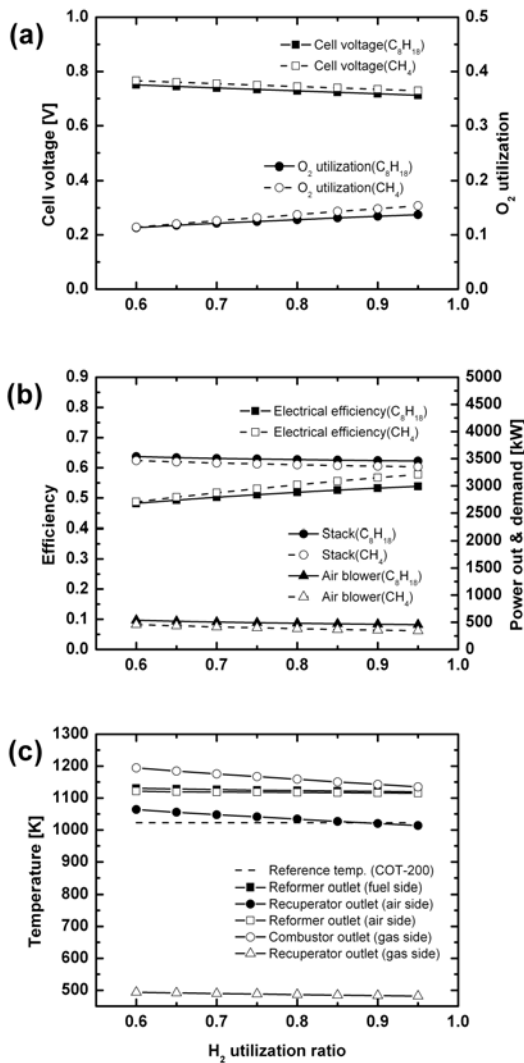


Figure 7: Effect of H₂ utilization ratio

후 기

본 연구는 국토해양부 해양과학기술연구개발사업과 해양에너지 전문인력 양성사업의 지원으로 수행된 연구결과임

참고문헌

- [1] 김명환, “선박 동력발생용 연료전지시스템 기술개발의 전망에 대한 고찰”, 한국마린엔지니어링학회지, 제 31권, 제 8호, pp. 924-931, 2007.
- [2] James Larminie, Andrew Dicks, Fuel Cell Systems Explained, Wiley, 2003
- [3] T. Aicher, B. Lenz, F. Gschnell, U. Groos, F. Feferici, L. Caprile and L. Parodi, “Fuel processors for fuel cell APU application”, Journal of Power Sources, vol. 154, pp. 503-508, 2006.
- [4] Finn Joensen and Jens R. Rostrup-Nielsen, “Conversion of hydrocarbons and alcohols for

fuel cells”, Journal of Power Sources, vol. 105, pp. 195-201, 2002.

- [5] Qimin Ming, Todd Healey, Lloyd Allen and Patricia Irving, “Steam reforming of hydrocarbon fuels”, Catalysis Today, vol. 77, pp. 51-64, 2002.
- [6] 김명환, “안전성을 고려한 선박용 SOFC시스템의 성능해석에 관한 연구”, 한국마린엔지니어링학회지, 제 33권, 제 2호, pp.233-243, 2009.

저 자 소 개



오진숙(吳眞淑)

1987년 4월생, 2010년 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학부 졸업(공학사), 2010년~현재 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학과 열·유체전공, 선박용 연료전지시스템 연구실 석사과정



이경진(李慶眞)

1988년 2월생, 2010년 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학부 졸업(공학사), 2010년~현재 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학과 열·유체전공, 선박용 연료전지시스템 연구실 석사과정



김선희(金善喜)

1984년 12월생, 2008년 한국해양대학교 해사대학 선박전자기계공학부 졸업(공학사), 2011년~현재 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학과 열·유체전공, 선박용 연료전지시스템 연구실 석사과정



박상균(朴相均)

1974년 10월생, 1996년 한국해양대학교 기관공학과 졸업(공학사), 2001년 한국해양대학교 대학원 기관공학과 졸업(공학석사), 2005년 일본 북해도대학교 대학원 기계공학과 졸업(공학박사), 현재 (사)한국선급 에너지환경사업단 근무



김만응(金晩應)

1980년 한국해양대 기관공학과 졸업, 2005년 한국해양대학교 대학원 기계공학과(공학박사), 현재 (사)한국선급 에너지환경사업단 단장



임태우(林兌禹)

1970년생 6월생, 1995년 부경대학교 기관공학과 졸업(공학사), 1997년 부경대학교 대학원 기관공학과 졸업(공학석사), 2002년 일본 큐슈대학 대학원 기계공학과 졸업(공학박사), 2005년~현재 한국해양대학교 해사대학 기관공학부 교수



김종수(金宗洙)

1970년 6월생, 1994년 한국해양대학교 기관공학과 졸업, 1998, 2002년 동 대학원 졸업(석사, 박사) 현재 한국해양대학교 해사대학 기관시스템공학부 교수
※관심분야:전동기속도제어, 전력전자, 인버터



오세진(吳世眞)

1972년 5월생, 1996년 한국해양대학교 기관공학과 졸업, 2000, 2003년 동 대학원 졸업(석사, 박사), 2월 현재 한국해양대학교 운항훈련원 실습전담교원
※관심분야:전동기속도제어, 인버터 및 컨버터



김명환(金明煥)

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