

선박동력용 SOFC/ST 하이브리드시스템의 성능 평가

이경진¹ · 오진숙¹ · 김선희¹ · 오세진² · 임태우³ · 김종수⁴ · 박상균⁵ · 김만웅⁵ · 김명환[†]

(원고접수일 : 2011년 4월 28일, 원고수정일 : 2011년 6월 28일, 심사완료일 : 2011년 7월 2일)

Performance Analysis of Methane Fueled Marine Solid Oxide Fuel Cell and Steam Turbine Hybrid Power System

Kyung-Jin Lee¹ · Jin-Suk Oh¹ · Sun-Hee Kim¹ · Sae-Gin Oh² · Tae-Woo Lim³ · Jong-Su Kim⁴
· Sang-Kyun Park⁵ · Mann-Eung Kim⁵ · Myoung-Hwan Kim[†]

요약 : 연료전지시스템의 고효율화를 목적으로 수소가 가진 화학적 에너지를 최대한 전력화하기 위하여 연료전지에서 발생하는 폐열을 적극 활용할 필요가 있다. 이런 목적에 폐열을 이용하는 증기터빈과 연료전지를 결합시킨 SOFC/ST 하이브리드시스템이 적합하다. 본 논문은 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대한 셀의 작동온도와 전류밀도, 연소기 출구 온도, 보일러 출구 가스온도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것으로 증기터빈의 일정 조건에서는 연료전지 스택에서 다량의 폐열이 발생하는 경우가, 연료전지의 일정 조건에서는 연소기에 추가적 연료 공급을 억제하는 경우에서 하이브리드시스템의 효율이 증가됨을 확인하였다.

주제어 : 선박동력시스템, 고체산화물형 연료전지, 증기터빈, 하이브리드시스템, 시스템 성능해석

Abstract: The electrification of the waste heat of fuel cell is necessary to enhance the efficiency of fuel cell system. For this purpose, the SOFC/ST(Solid oxide fuel cell/Steam turbine) hybrid system is suitable. The purpose of this work is to predict the performance of methane fueled SOFC/ST hybrid power system and to analyze the influence of operating temperature of stack, current density of stack, combustor outlet gas temperature, and boiler outlet gas temperature. According to the analysis, it is proved that making the best use of the waste heat of stack and minimizing the fuel consumption of combustor are essential for the high-efficiency of SOFC/ST hybrid system.

Key words: Ship power system, Solid oxide fuel cell, Steam turbine, Hybrid system, System performance analysis

1. 서 론

친환경적인 에너지의 사용은 선박이 당면한 중대 과제 중의 하나이다. 선박용 디젤기관의 효율을 제고하고 대기오염물질의 배출을 줄이는 다각적인 노력의 진행함과 함께 보다 근본적이며 지속 가능

한 개선책의 하나로 연료전지시스템의 채용이 신중히 검토되고 있다[1].

연료전지는 수소의 화학적 에너지를 유용한 전기적에너지로 변환하며 잉여 에너지를 열로 방출한다. 이 폐열 에너지는 선박의 보조 보일러와 같은

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

1 한국해양대학교 대학원

2 한국해양대학교 운항훈련원

3 한국해양대학교 기관공학부

4 한국해양대학교 기관시스템공학부

5 (사)한국선급 녹색산업기술원

스팀발생기의 열원으로서 활용이 가능하나 과도하게 생산되는 프로세스 스팀의 처리는 총체적 효율의 감소를 야기하게 된다. 따라서 폐열 에너지를 유용하게 이용하는 시스템의 구성으로 수소가 가진 화학적 에너지를 최대한 전력화하는 방안의 검토가 요구된다. 이를 위해 연료전지와 가스터빈을 결합한 시스템(SOFC/GT 하이브리드시스템)은 구성이 단순하고 시스템의 높은 에너지 효율을 제공하므로 효과적인 시스템[2-4]으로 검토되고 있으나 가압운전의 특성으로 연료전지 셀의 압력 불균형 및 가스 누설 등의 안전성 문제를 야기할 수 있다. 특히, 안전을 모든 요소의 우선으로 취급되는 선박의 경우라면 SOFC/GT 하이브리드시스템의 채택은 더욱 신중히 검토되어야 한다. 이런 측면에서 폐열 에너지로 파워 스팀을 생산하는 증기터빈과 연료전지를 결합시킨 SOFC/ST 하이브리드시스템[5-7]은 연료전지의 상압운전과 폐열의 전력화가 가능하다.

본 논문은 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대한 셀의 작동온도(COT)와 전류밀도(CD), 연소기 출구 온도, 보일러 출구 가스온도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 결과이다.

2. SOFC/ST 하이브리드시스템

Figure 1은 본 연구의 SOFC/ST 하이브리드시스템 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(Solid Oxide Fuel Cell, SOFC)이고 메탄을 연료로 하는 수증기 외부개질방식을 채택하고 있다.

시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 재순환 가스와 혼합·예열되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 개질되지 않은 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질 가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 산소의 공급과 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 제1, 2 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 공기 예열기의 설치는 연료전지 셀에서 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 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 개질기와 제2 공기예열기의 열원으로 재활용된다. 셀의 연료극 출구 가스는 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있으며 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출구의 고온 가스는 급수 예열기, 증기 발생기, 증기 과열기로 구성되는 보일러의 열원으로 이용된다. 또한 연소기 출구 가스온도 조절을 위한 추가적인 연료 공급선도 설치되어 있다. 증기터빈시스템은 전형적인 랭킨사이클을 기본으로 하여 재열 없는 1단 재생사이클로 구성하였다. 보일러 출구의 가스는 제1 공기예열기를 거쳐 시스템 외부로 방출된다.

여기서 스택의 공기극 입구 온도 즉, 제2 공기예열기의 출구온도는 공급유체의 최저온도(COT-200)로 고정하였다[8]. 또한 증기터빈시스템의 증기 압력과 온도는 현재 랭킨사이클을 채용한 LNG선박을 모델로 하였고 연소기 출구 온도에 따라 제2 Fuel Feeder의 연료량이 조절된다. 그리고 본 SOFC/ST 하이브리드시스템의 성능평가가 해석에서는 시스템의 순 전기적 출력을 3000 kW로 하였다.

본 시스템 성능평가에 사용한 계산 조건들은 Table 1과 같다.

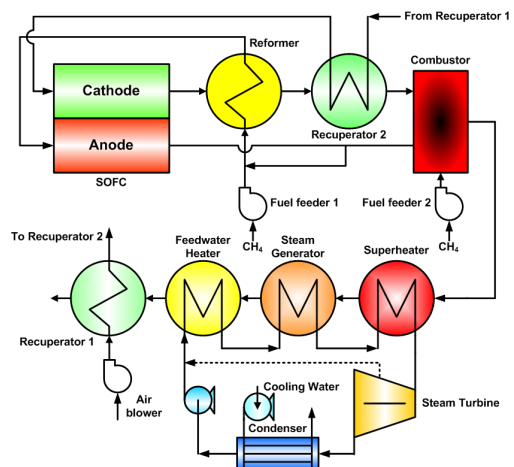


Figure 1: Layout of SOFC/ST hybrid system.

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
Steam turbine inlet pressure (kPa)	5000
Steam turbine inlet temperature (K)	773.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Water pump efficiency (%)	85
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder1 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder1 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder1 motor efficiency (%)	95
Fuel feeder2 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder2 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder2 motor efficiency (%)	95
Recuperator1 pressure drop(air side) (%)	2
Recuperator2 pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator2 pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Superheater pressure drop(gas side) (%)	4
Steam generator pressure(gas side) (%)	4
Feedwater heater pressure(gas side) (%)	2
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	8
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

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

3.1 개질기

메탄의 수증기 개질반응은 기본적으로 아래와 같은 개질반응과 전이반응으로 이루어진다.



주어진 S/C(Steam/Carbon, 수증기/탄소비), 온도와 압력 하에서 수소운반체의 수증기 개질에 의한 혼합가스 조성은 주반응들이 평형에 도달할 때까지 진행되는 것으로 가정하여 평형정수(K)와 깁스 자유에너지(G)의 관계인 다음의 화학 평형식으로부터 계산하였다.

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

여기에서 R은 기체정수이고, T는 온도(K)이다. 평형정수는 반응식에 따라 달라지며 대표적인 개질반응 평형정수(K_r)와 전이반응 평형정수(K_s)는 다음과 같다.

$$K_r = \frac{P_{\text{H}_2}^{(n+m/2)} \cdot P_{\text{CO}}^n}{P_{\text{C}_m\text{H}_n} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}^n} \quad (4)$$

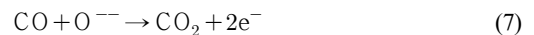
$$K_s = \frac{P_{\text{H}_2} \cdot P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (5)$$

여기에서 P는 각각의 분압이다.

3.2 SOFC

3.2.1 회로전압

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



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

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

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

$$E = \frac{-\Delta G}{2F} = \frac{-\Delta G^\circ}{2F} + \frac{RT}{2F} \ln\left(\frac{P_{\text{H}_2} \sqrt{P_{\text{O}_2}}}{P_{\text{H}_2\text{O}}}\right) \quad (9)$$

여기에서 F 는 패러데이 상수이고 상첨자 \circ 는 표준 상태를 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 식으로서는 타펠(Tafel), 버틀러-볼머(Butler-Volmer) 그리고 아헨바흐(Achenbach)의 식[9] 등이 있으나 본 연구에서는 전기저항(Ω)의 개념으로 정리된 아래의 아헨바흐 식을 사용하였다.

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

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

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

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. 그리고 하첨자 a 는 연료극(anode)을, c 는 공기극(cathode)을 나타낸다.

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 i 는 전류밀도, δ 는 두께이고 하첨자 e 는

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 증기터빈

증기터빈의 출력(W_{st})은 증기의 터빈 입·출구 증기의 엔탈피 차(ΔH)와 터빈효율(η_{st})로부터 다음과 같이 계산한다.

$$W_{st} = \Delta H \cdot \eta_{st} \quad (18)$$

증기터빈에 의한 순수 발전 출력($W_{e,st}$)은 증기터빈 출력에서 기계효율(η_{mech}), 발전효율(η_{egen}), 컨버터 변환효율(η_{conv})을 곱한 아래의 식으로부터 계산한다.

$$W_{e,st} = W_{st} \cdot \eta_{mech} \cdot \eta_{egen} \cdot \eta_{conv} \quad (19)$$

3.4 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 직·교류 변환효율을 곱하면 연료전지 스택에 의한 전기적 출력($W_{e,sofc}$)이 산출된다. SOFC/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율(η_e)은 시스템에 공급된 총 연료량에 대한 저위발열량(HC_{CH4})을 기준으로 식 (20)과 같이 정의되며 이 식에서 W_{aux} 는 시스템에 요구되는 보조적 장치들의 모든 소요 동력을 의미한다.

$$\eta_e = \frac{W_{e,sofc} + W_{e,st} - W_{aux}}{HC_{CH_4}} \quad (20)$$

하이브리드시스템의 하부 시스템인 연료전지시스템의 전기적 효율($\eta_{e,sofc}$)과 증기터빈시스템의 전기적 효율($\eta_{e,st}$)은 각각 개질기 공급 연료(CH_{4,sofc})와 연소기 공급 연료(CH_{4,st})의 저위발열량을 기준

으로 아래와 같이 계산한다. 여기에서 $W_{aux,sofc}$ 는 연료전지시스템의 보조 장치 운전을 위한 소요 동력의 합이고, $W_{aux,st}$ 는 증기터빈시스템의 보조 장치 운전을 위한 소요 동력의 합이다.

$$\eta_{e,sofc} = \frac{W_{e,sofc} - W_{aux,sofc}}{HC_{CH_4,sofc}} \quad (21)$$

$$\eta_{e,st} = \frac{W_{e,st} - W_{aux,st}}{HC_{CH_4,st}} \quad (22)$$

하이브리드시스템의 전기적 출력에 대한 연료전지시스템과 증기터빈시스템의 부하 분담률(λ)은 아래와 같이 정의한다.

$$\lambda_{e,sofc} = \frac{W_{e,sofc} - W_{aux,sofc}}{W_{e,sofc} + W_{e,st} - W_{aux}} \quad (23)$$

$$\lambda_{e,st} = \frac{W_{e,st} - W_{aux,st}}{W_{e,sofc} + W_{e,st} - W_{aux}} \quad (24)$$

전기화학 반응용 산소의 공급과 스택의 냉각 작용을 위하여 공급되는 공기는 스택에서의 에너지 밸런스 식 (25)로부터 그 량이 계산된다.

$$(\Delta H_a + \Delta H_c) - HC_{H_2+CO} - W_{e,sofc} = 0 \quad (25)$$

4. 시스템 성능평가 결과

4.1 스택 작동온도의 영향

Figure 2는 전류밀도=3000 A/m², 연소기 출구 가스온도=823 K, 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 **Figure 2-(a)**는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, **Figure 2-(b)**는 시스템의 효율, **Figure 2-(c)**는 시스템의 전기출력에 대한 연료전지와 증기터빈의 부하 분담률을 그리고 **Figure 2-(d)**는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소 이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 연료전지 또는 연소기에 사용된 산소량의 비를 말한다.

Figure 2-(a)는 스택 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소이용률이 상승함을 보여준다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가

역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 나타나기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압과 함께 스택의 발열량이 감소하여 냉각에 소요되는 공기량이 줄어드는 영향 때문으로 **Figure 2-(c)**에서 공기 송풍기 소요 동력의 감소로부터 확인할 수 있다. 그러나 연소기의 산소이용률은 거의 변화하지 않음을 알 수 있다. 이것은 연소기에 공급되는 추가 연료량(**Figure 2-(b)** 참조)이 스택의 공기량과 비례하여 변동하기 때문이다.

Figure 2-(b)는 시스템의 각종 전기적 효율을 공급되는 메탄의 연료량의 변화와 함께 나타낸 것이다. **Figure 2-(b)**에서 작동온도의 상승에 따라 연료전지시스템의 효율이 급증하는 것은 **Figure 2-(a)**에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 증가함으로 인한 영향 때문이다. 반면 증기터빈시스템의 효율이 거의 일정한 값으로 유지되는 것은 연소기용 연료량이 증기터빈의 전기적 출력(**Figure 2-(c)** 참조)에 비례하여 변동하기 때문이다. 따라서 하이브리드시스템의 전기적 효율은 이들 하부 시스템(연료전지, 증기터빈) 효율의 평균적인 값을 보인다. 즉, 스택의 작동온도의 증가에 따라 완만하게 상승하는 경향을 보인다. 아울러 하이브리드시스템의 효율은 낮은 스택의 작동온도 영역에서 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타나고 있는데 이것은 낮은 스택의 작동온도 영역에서 발생하는 다량의 스택 폐열을 증기터빈에서 재활용하기 때문이다. 반대로 높은 스택의 작동온도 영역에서는 하이브리드시스템이 연료전지시스템의 효율보다 유리하지 못함을 알 수 있다. 이것은 높은 유기전압으로 연료전지시스템의 효율이 증기터빈시스템의 효율을 상회하기 때문이다. 또한 **Figure 2-(b)**로부터 하이브리드시스템에 공급되는 연료량은 작동온도가 높아짐에 따라 감소함을 알 수 있는데 이것은 상술한 바와 같이 작동온도의 증가에 따라 전기적 효율이 좋아지기 때문이다. 그리고 작동온도가 낮은 영역에서 증기터빈이 연료전지보다 전기적 출력이 큼(**Figure 2-(c)** 참조)에도 불구하고 소요되는 연료량이 작은 것은 연료전지에서 발생하는 다량의 폐열을 증기터빈에서 활용하므로 출력대비 연료량이 감소하기 때문이다.

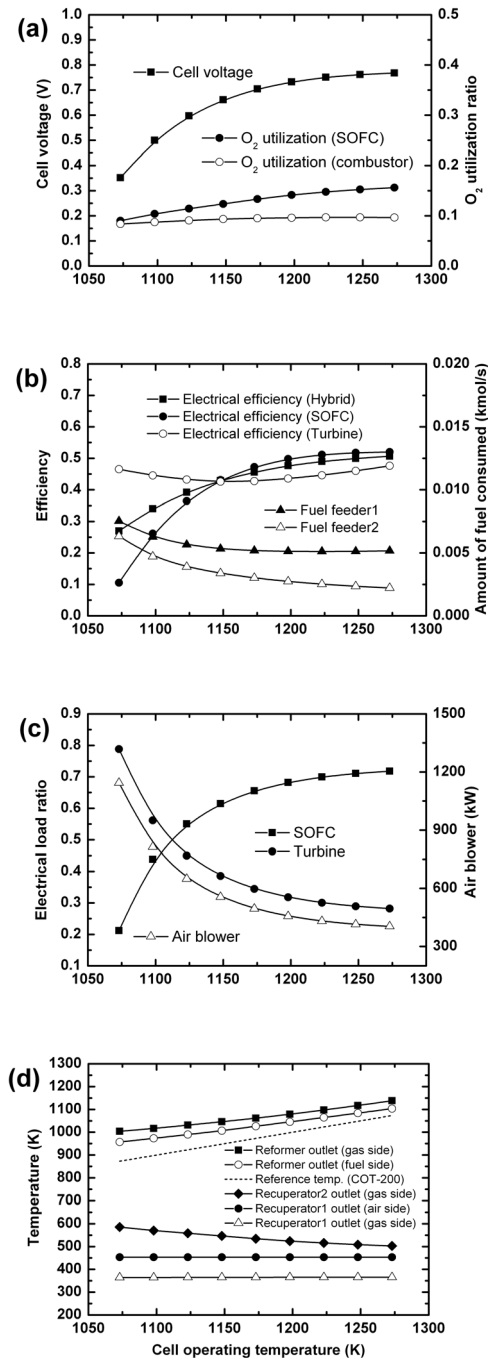


Figure 2: Effect of stack operation temperature.

Figure 2-(c)에서 스택의 작동온도가 증가함에 따라 연료전지의 부하 분담률은 커지고 증기터빈의

부하 분담률은 점차 작아짐을 알 수 있다. 이것은 작동온도가 상승함에 따라 소요 공기량이 감소하여 증기 발생량과 함께 증기터빈의 전기적 출력이 줄어들어 그 만큼 연료전지에서 그 출력을 더 분담하기 때문이다.

Figure 2-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되나 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 스택의 작동온도 증가에 따라 감소하는 공기량의 변화율이 개질기 연료량의 변화율보다 큰 이유로 공기량 대비 개질에 필요한 열량이 증가하여 개질기 출구 또는 제2 공기예열기 입구 가스온도의 상승폭이 작동온도의 상승폭보다 작게 되기 때문이다. 이것은 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 공기온도 (COT-200)의 차가 점차 작아짐으로부터 확인할 수 있다.

4.2 전류밀도의 영향

Figure 3은 스택 작동온도=1223 K, 연소기 출구 가스온도=823 K, 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 3-(a)는 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 감소함을 보여준다. 셀 유기전압이 감소하는 것은 전류밀도의 증가와 함께 큰 과전압이 발생하기 때문이며, 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 냉각을 위한 공기량의 공급이 더 요구되기 때문(Figure 3-(c) 참조)이다.

Figure 3-(b)에서 하이브리드시스템의 전기적 효율은 전류밀도의 증가에 따라 감소함을 보여준다. 이와 같이 전기적 효율이 감소하는 것은 셀의 유기전압이 줄어들고 공기 송풍기의 소요 동력은 늘어나는 결과에 기인한다. 아울러 하이브리드시스템의 효율은 높은 전류밀도 영역에서 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타나고 있는데 이것은 높은 전류밀도 영역에서 발생하는 다량의 스택 폐열을 증기터빈에서 재활용하기 때문이다. 또한 그림으로부터 전류밀도가 커짐에 따라 하이브리드시스템에 공급

되는 연료량이 증가함을 알 수 있는데 이것은 전류 밀도의 증가와 함께 전기적 효율이 낮아지기 때문이다. 그리고 전류밀도가 높은 영역에서 연료전지가 증기터빈보다 전기적 출력이 낮음(Figure 3-(c) 참조)에도 불구하고 연료전지에 공급되는 연료량이 크게 소요되는 것은 Figure 2-(b)에서 설명한 바와 같다.

Figure 3-(c)는 소요 공기량의 증가로 인한 증기터빈의 출력 상승과 이로 인하여 증기터빈의 부하 분담률의 증가를 설명하고 있다.

Figure 3-(d)는 전류밀도의 변화에 따른 시스템 각부의 온도변화를 나타내고 있다. 여기에서 개질기와 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하는 것은 Figure 2-(d)에서 설명한 특성의 반대되는 이유 때문이다.

4.3 연소기 출구 가스온도의 영향

Figure 4는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 연소기 출구 온도의 영향을 나타낸 것이다. 여기에서 연소기 출구 가스온도의 상승은 증기발생량과 증기터빈 출력의 증가를 의미한다.

Figure 4-(a)로부터 연소기 출구 가스온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소 이용률에는 변화가 없지만 연소기의 산소이용률은 증가함을 알 수 있다. 연소기의 산소이용률이 증가하는 것은 연소기에 공급되는 메탄 연료량이 증가(Figure 4-(b) 참조)하기 때문이다.

Figure 4-(b)에서 하이브리드시스템의 전기적 효율이 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 효율이 낮은 증기터빈의 부하 분담률이 증가(Figure 4-(c) 참조)하기 때문이다. 그리고 하이브리드시스템의 효율이 연료전지시스템의 효율 보다 작은 것은 효율이 낮은 증기터빈시스템의 영향이 커지기 때문으로 스택의 폐열이 아닌 연소기의 추가적 연료공급에 의한 증기터빈의 출력은 하이브리드시스템의 효율을 저하시킴을 알 수 있다.

Figure 4-(c)는 연소기 출구 가스온도의 상승에 따라 증가하는 증기 발생량이 증기터빈의 출력과 부하분담률을 높이고 반대로 연료전지의 출력과 부

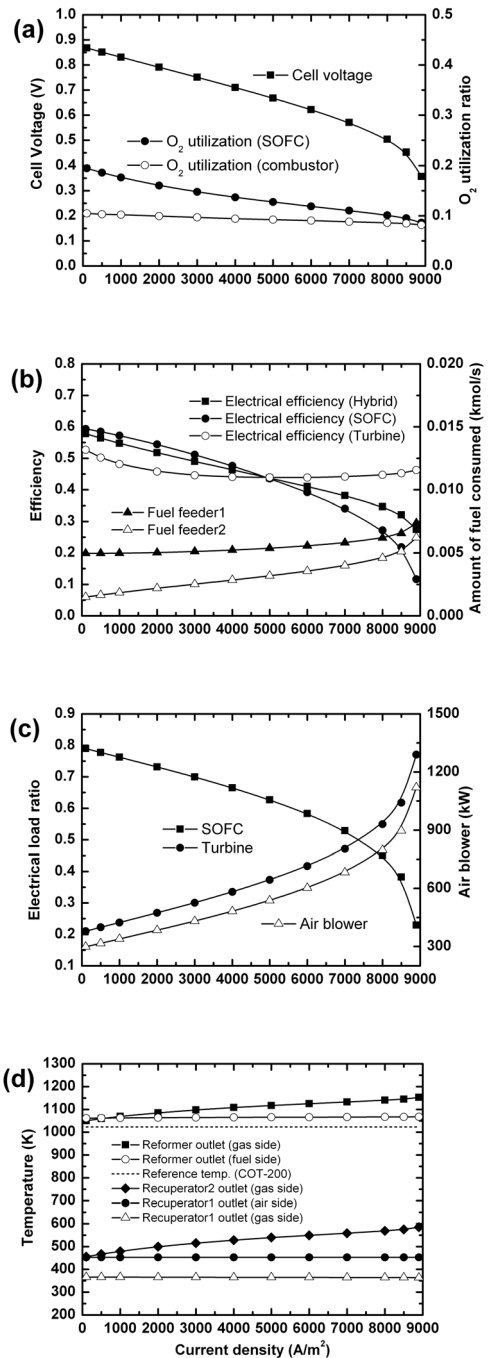


Figure 3: Effect of cell current density.

하 분담률을 낮추고 있음을 보여준다.

Figure 4-(d)로부터 연소기 출구의 가스온도가 증

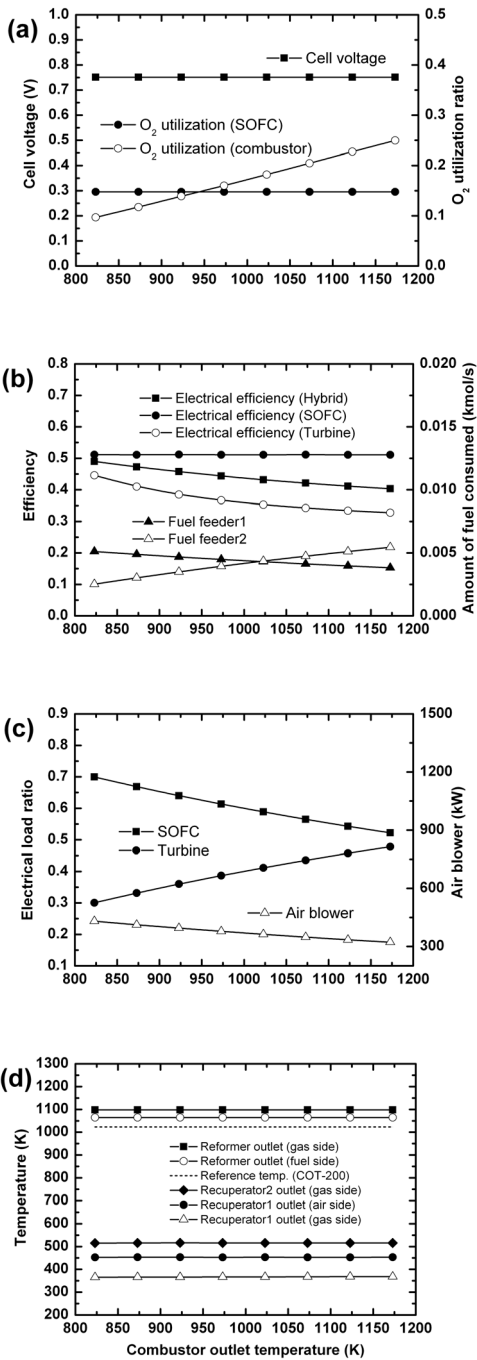


Figure 4: Effect of combustor gas outlet temperature.

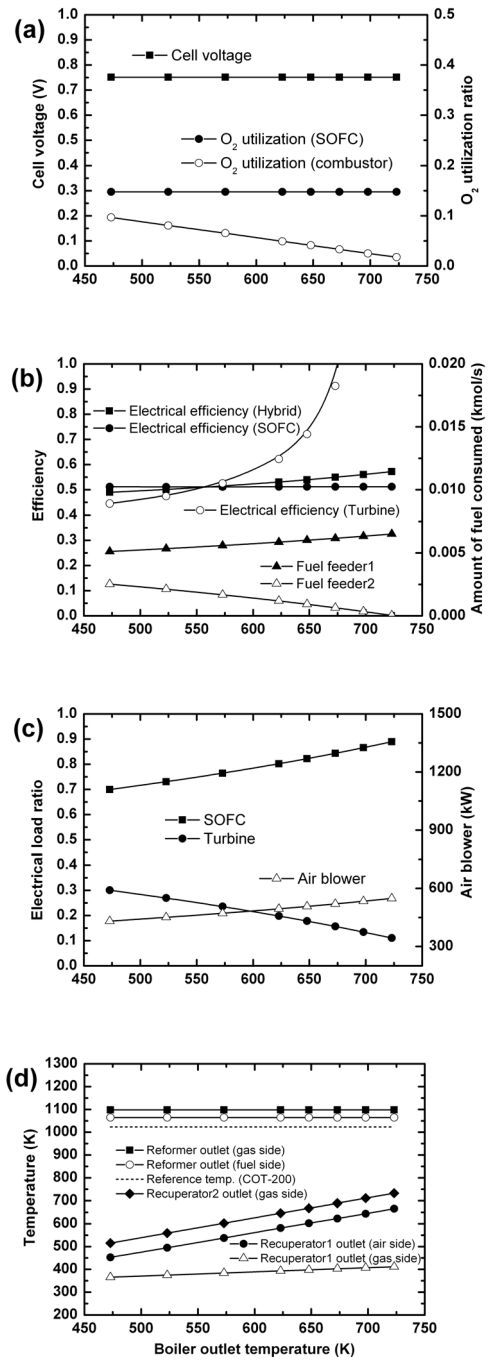


Figure 5: Effect of boiler gas outlet temperature.

가함에도 불구하고 시스템의 각부 온도는 크게 변화하지 않음을 알 수 있다.

4.4 보일러 출구 가스온도의 영향

Figure 5는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도

=3000 A/m², 연소기 출구 가스온도=823 K인 경우 시스템 특성에 대한 보일러 출구 가스온도의 영향을 나타낸 것이다. 이 경우에서 보일러 출구 가스온도의 상승은 증기 발생량 및 증기터빈 출력의 감소(Figure 5-(c) 참조), 제1 공기예열기 출구 공기온도 및 제2 공기예열기 출구 가스온도의 증가(Figure 5-(d) 참조), 연소기 공급 연료량의 감소(Figure 5-(b) 참조)로 이어진다.

Figure 5-(a)에서 보일러 출구 가스온도의 증가는 셀의 유기전압과 산소 이용률에는 큰 영향이 없지만 연소기 공급 연료량의 감소(Figure 5-(c) 참조)로 연소기의 산소 이용률이 작아짐을 알 수 있다.

Figure 5-(b)는 하이브리드시스템의 전기적 효율이 부하 분담률이 큰(Figure 5-(c) 참조) 연료전지시스템에 근접하여 변화하며, 보일러 출구 가스온도가 높은 영역에서 연료전지시스템의 전기적 효율보다 다소 높게 나타남을 보여준다. 이것은 보일러 출구 가스온도의 상승이 제2 공기예열기 출구 가스온도의 증가, 연소기 공급 연료량의 감소를 야기하여 증기터빈시스템의 출력 감소와 함께 부하 분담률을 줄이지만 연료전지시스템 폐열의 의존도는 늘어나 증기터빈시스템의 효율이 상승하기 때문이다.

Figure 5-(c)에서 보일러 출구 가스온도의 상승이 제2 공기예열기 출구 가스온도의 증가, 연소기 공급 연료량의 감소를 야기하여 증기터빈의 출력과 부하 분담률을 낮추고 반대로 연료전지의 출력과 부하 분담률을 높이고 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문은 상압운전이 가능한 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 연소기 출구 온도, 보일러 출구 가스온도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 스택 작동온도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템의 효율 보다 완만히 변화하며, 낮은 작동온도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.

(2) 셀 전류밀도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템의 효율 보다 완만히 변화하며, 높은 전류밀도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.

(3) 연소기 또는 보일러 출구 가스온도의 변화로부터 스택의 폐열이 아닌 연소기의 추가적 연료공급에 의한 증기터빈 출력의 증가는 하이브리드시스템의 효율을 감소시킨다.

후 기

본 연구는 국토해양부 해양과학기술연구개발사업과 해양에너지 전문인력 양성사업의 지원으로 수행된 연구결과임

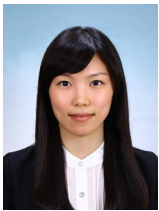
참고문헌

- [1] 김명환, “선박 동력발생용 연료전지시스템 기술 개발의 전망에 대한 고찰”, 한국마린엔지니어링학회지, 제31권, 제8호, pp. 924-931, 2007.
- [2] 김명환, “선박동력용 SOFC/GT 하이브리드시스템의 성능 및 안전성 해석(터빈 냉각 및 공기극 입구온도 일정 조건을 중심으로)”, 한국마린엔지니어링학회지, 제33권, 제8호, pp. 1107-1115, 2009.
- [3] Kuchonthara. P., Bhattacharya. S., and Tsutsumi. A., “Combinations of solid oxide fuel cell and several enhanced gas turbine cycles”, Journal of Power Sources, vol. 124, no. 1, pp. 65-75, 2003.
- [4] Winkler. W. and Lorenz. H., “The design of stationary and mobile solid oxide fuel cell-gas turbine systems”, Journal of Power Sources, vol. 105, no. 2, pp. 222-227, 2002.
- [5] Arsalis. A., “Thermoeconomic modeling and parametric study of hybrid SOFC-gas turbine-steam turbine power plants ranging from 1.5 to 10 MWe”, Journal of Power Sources, vol. 181, no. 2, pp. 313-326, 2008.
- [6] Zhang. X., Chan. S. H., Li. G., Ho. H. K., Li. J., and Feng. Z., “A review of integration strategies for solid oxide fuel cells”, Journal of Power

Sources, vol. 195, no. 3, pp. 685-702, 2010.

- [7] Fry. M. R., Watson. H., and Hatchman. J. C., "Design of a prototype fuel cell/composite cycle power station", Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part A, vol. 211, no. 2, pp. 171-180, 1997.
- [8] F. Mueller, F. Jabbari, R. Gaynor and J Brouwer, "Novel solid oxide fuel cell system controller for rapid load following", Journal of Power Sources, vol. 172, pp. 308-323, 2007.
- [9] 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.

저 자 소 개



이경진(李慶眞)

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



오진숙(吳眞淑)

1987년 4월생, 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



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



임태우(林兌禹)

1970년생 6월생, 1995년 부경대학교 기관공학과 졸업(공학사), 1997년 부경대학교 대학원 기관학과 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



박상균(朴相均)

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



김만응(金晩應)

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



김명환(金明煥)

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