

선박동력용 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 성능 평가에 관한 시뮬레이션

이경진⁵ · 오진숙⁵ · 김선희⁵ · 오세진³ · 임태우¹ · 김종수² · 이재현² · 박상균⁴ · 김만응⁴ · 김명환[†]

(원고접수일 : 2011년 7월 22일, 원고수정일 : 2011년 8월 25일, 심사완료일 : 2011년 11월 16일)

Performance Analysis of Hybrid SOFC/GT/ST System for Marine Power Applications

Kyung-Jin Lee⁵ · Jin-Suk Oh⁵ · Sun-Hee Kim⁵ · Sae-Gin Oh³ · Tae-Woo Lim¹ · Jong-Su Kim² · Jae-Hyun Lee² · Sang-Kyun Park⁴ · Mann-Eung Kim⁴ · Myoung-Hwan Kim[†]

요 약 : 폐열의 활용은 연료전지시스템의 효율의 제고에 중요하다. SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 연료전지시스템 폐열의 전력화에 가스터빈 및 증기터빈을 활용하는 방식이다. 본 논문은 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것이다. 그 결과로 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 단독 SOFC시스템과 비교하여 효율의 급격한 변화를 완화시키며 또한 효율을 크게 제고시키고 있음을 확인하였다.

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

Abstract: The electrification of the waste heat of stack is necessary to enhance the efficiency of fuel cell system. For this purpose, the hybrid SOFC/GT/ST system is suitable. The purpose of this work is to predict the performance of methane fueled SOFC/GT/ST hybrid power system and to analyze the influence of operating temperature of stack, current density of stack, and gas turbine pressure ratio. According to the analysis, it is proved that the SOFC/GT/ST hybrid system suppress the rapid decrease in efficiency and lead to the significant improvement of efficiency as compared with SOFC system.

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

1. 서 론

에너지 고갈, 고유가 및 대기 오염은 육상뿐만 아니라 해상에서도 당면한 중대 과제 중의 하나이다. 최근 주로 육상용으로 개발되어온 연료전지시스템은 선박용 동력장치의 효율을 제고하고 대기 오염물질의 배출을 줄이는 근본적이며 지속 가능

한 개선책의 하나로 신중히 검토되고 있다[1].

연료전지는 수소의 화학적 에너지를 유용한 전기적 에너지로 변환하며 잉여 에너지를 열로 방출하므로 시스템 효율을 제고시키기 위해서는 폐열의 활용이 요구된다. 이 방안의 하나로 제안된 SOFC/GT(Solid Oxide Fuel Cell/Gas Turbine) 하이브

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

1 한국해양대학교 기관공학부

2 한국해양대학교 기관시스템공학부

3 한국해양대학교 운항훈련원

4 한국선급 녹색산업기술원

5 한국해양대학교 대학원

리드시스템[2-4]은 시스템 구성이 간단하고 효율 개선의 효과가 크지만 여전히 가스터빈의 하류에 활용할 가치가 있는 적지 않은 폐열이 발생되고 있다. 따라서 시스템 효율의 최대화를 목적으로 SOFC/GT시스템에 증기터빈을 결합시킨 SOFC/GT/ST (Solid Oxide Fuel Cell/Gas Turbine/Steam Turbine) 하이브리드시스템[5]은 가스터빈 하류의 중-저온 폐열로부터 추가적 동력을 발생시킬 수 있다.

본 논문에서는 연료가 가진 화학적 에너지를 최대한 전력화하는 방안의 하나로 구성된 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도 (COT), 전류밀도(CD), 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능 특성에 미치는 영향을 시뮬레이션 모델링을 통하여 검토하고 그 결과를 기타 시스템들과 비교하고자 한다.

2. SOFC/GT/ST 하이브리드시스템

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

시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 출구의 재순환 가스와 혼합·예열되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄

과 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 공기 압축기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 여기에서 공기 예열기는 연료전지 셀과 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 셀의 연료극에 공급된 반응 연료인 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하여 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출함으로써 연료의 화학적 에너지를 전력화한다. 스택에 공급된 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재활용된다. 셀의 연료극 출구 가스에 포함된 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄은 연소기에서 공기극의 출구 공기와 함께 연소된다. 연소기에 추가적으로 공급되는 연료량은 요구되는 고온의 연소기 출구 가스 온도 즉, 가스터빈 입구온도(TIT)에 따라 조절되며, TIT는 공기 예열기의 공기측 출구온도 즉, 셀 공기극 입구 온도를 일정(COT=200 K)하게 유지하기 위하여 조절된다. 고온의 연소기 출구 가스는 가스터

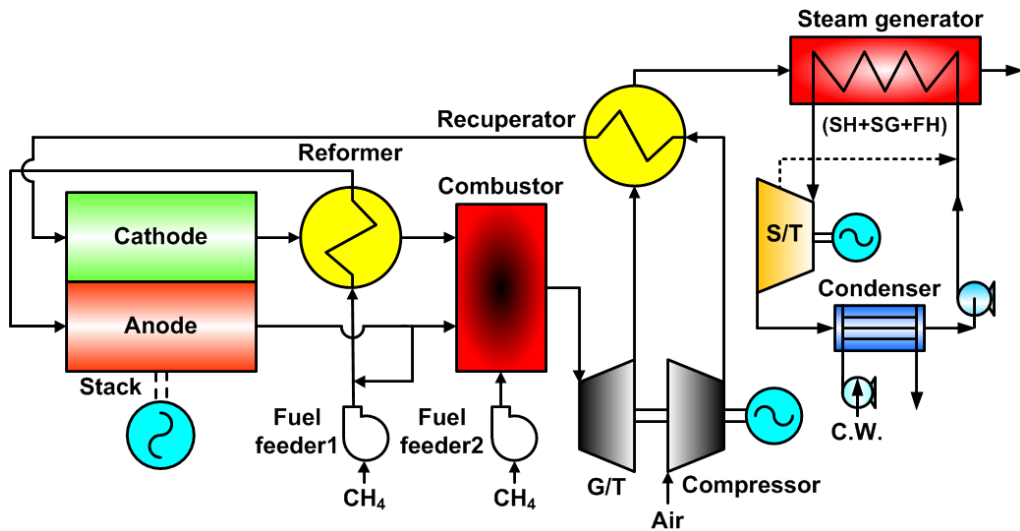


Figure 1: Layout of SOFC/ST hybrid system.

빈으로 유입, 단열 팽창되며 가스터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용된다. 가스터빈의 출구 가스는 대기로 방출되기에 앞서 공기 예열기와 보일러 증기발생기의 열원으로 사용된다. 증기터빈시스템은 전형적인 랭킨사이클을 기본으로 하여 재열 없는 1단 재생사이클로 구성하였다. 여기에서 COT-200 K로 일정히 유지되는 공기극 입구 온도는 셀에서의 과도한 열응력을 억제시키면서 냉각능력을 최대화하기 위한 최저온도이다.

본 하이브리드시스템은 모듈화 된 선박동력발전 시스템을 대상으로 하며 한 모듈의 순 전기적 출력은 3000 kW이다.

Table 1: Setting Parameters for the lumped analysis

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m ²)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperator temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Gas turbine adiabatic efficiency (%)	82
Gas turbine mechanical efficiency (%)	93
Generator efficiency (%)	97
Converter efficiency (%)	95
Steam generator outlet temp.(gas side) (K)	473
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	573.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Water pump efficiency (%)	85
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Gas turbine pressure drop (%)	79
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Boiler pressure drop(gas side) (%)	3
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

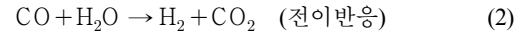
3. 시스템 모델링

시스템의 성능해석은 다음과 같은 가정 하에서 수행되었다.

- ① 시스템 및 모든 장치는 정상상태에서 평가
- ② 고온부에서 발생하는 방열손실은 무시
- ③ 스택의 전기화학반응과 연소기의 연소반응은 모두 이론평형 상태
- ④ 스택에서 유체 흐름방향으로 온도 및 조성을 1차원으로 단순화
- ⑤ 스택 출구가스 온도는 스택의 작동온도와 동일 그리고 본 하이브리드시스템 성능평가에 대한 계산 조건들은 Table 1과 같다.

3.1 개질기

메탄의 수증기 개질반응은 기본적으로 아래와 같은 개질반응과 전이반응으로 이루어진다.



주어진 S/C(Steam/Carbon, 수증기/탄소비), 온도와 압력 하에서 메탄의 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 개질반응 평형정수(K_r)와 전이반응 평형정수(K_s)는 다음과 같다.

$$K_r = \frac{P_{\text{H}_2}^3 \cdot P_{\text{CO}}}{P_{\text{CH}_4} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (4)$$

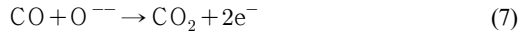
$$K_s = \frac{P_{\text{H}_2} \cdot P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (5)$$

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 구성에 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 F는 패러데이 상수이고 상첨자 °는 표준 상태를 의미한다.

3.2.2 과전압

식 (8)과 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 식으로는 타펠(Tafel), 버틀러-볼머(Butler-Volmer) 그리고 아헨바흐(Achenbach)의 식[6] 등이 있으나 본 연구에서는 전기저항(Ω)의 개념으로 정리된 아래의 아헨바흐 식을 사용하였다.

$$\frac{1}{\Omega_{\text{a,H}_2}} = D_{\text{a,H}_2} \frac{2F}{RT} \left(\frac{P_{\text{H}_2}}{P^\circ} \right)^m \exp \left(- \frac{E_a}{RT} \right) \quad (10)$$

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

$$\frac{1}{\Omega_c} = D_c \frac{4F}{RT} \left(\frac{P_{\text{O}_2}}{P^\circ} \right)^m \exp \left(- \frac{E_c}{RT} \right) \quad (12)$$

이 식에서 사용한 연료극 활성화 에너지(E_a)는 110 kJ/mol, 공기극(E_c)은 160 kJ/mol, 또한 계수 $D_{\text{a,H}_2}$, $D_{\text{a,CO}}$, D_c 는 각각 2.13×10^8 , 2.98×10^8 , 1.49×10^{10} A/m² 이고 m은 0.25이다. 그리고 하첨자 a는 연료극(anode)을, c는 공기극(cathode)을 나타낸다.

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

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

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

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

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

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.

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

3.3 가스터빈 및 공기압축기

가스터빈의 축일(W_{gt})은 가스의 질량유량(M_g), 비열(C_p), 입구온도(T_1), 터빈 단열효율(η_{gt}), 압력비(P_i/P_0), 비열비(κ)로 된 식 (18)로 계산하며 공기압축기의 소요 동력(W_c)도 같은 방법으로 산출한다. 발전기의 전기적 출력($W_{e,gt}$)은 발생된 가스터빈 축일에서 압축기의 축일을 뺀 잉여의 축일에 기계효율(η_{mech}), 발전효율(η_{egen}), 컨버터 변환효율(η_{conv})을 고려하여 식 (19)로부터 계산한다.

$$W_{gt} = M_g \cdot C_p \cdot T_i \cdot \eta_{gt} \cdot \left(1 - \left(\frac{P_o}{P_i}\right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}}\right) \quad (18)$$

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

3.4 증기터빈

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

$$W_{st} = \Delta H \cdot \eta_{st} \quad (20)$$

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.

$$W_{e,st} = W_{st} \cdot \eta_{mech} \cdot \eta_{egen} \cdot \eta_{conv} \quad (21)$$

3.5 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/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율(η_e)은 시스템에 공급된 총 연료량에 대한 저위발열량(HC_{CH_4})을 기준으로 식 (22)과 같이 정의되며 이 식에서 W_{aux} 는 시스템에 요구되는 보조적 장치들의 모든 소요 동력을 의미한다.

$$\eta_e = \frac{W_{e,sofc} + W_{e,gt} + W_{e,st} - W_{aux}}{HC_{CH_4}} \quad (22)$$

하이브리드시스템의 하부 시스템인 연료전지시스템(SOFC시스템)의 전기적 효율($\eta_{e,sofc}$)과 가스터빈시스템(GT시스템)의 전기적 효율($\eta_{e,gt}$)은 각각 개질기 공급 연료($CH_{4,sofc}$)와 연소기 공급 연료($CH_{4,gt}$)의 저위발열량을 기준으로 아래와 같이 계산한다. 여기에서 $W_{aux,sofc}$ 는 SOFC시스템의 보조 장치 운전을 위한 소요 동력의 합이고, $W_{aux,gt}$ 는 GT시스템의 보조 장치 운전을 위한 소요 동력의 합이다. 그리고

증기터빈시스템(ST시스템)의 전기적 효율을 별도로 정의하지 않은 것은 ST시스템이 GT시스템의 폐열에 전적으로 의존하기 때문이다. 대신 식 (25)에서 GT시스템과 ST시스템을 통합한 GT/ST시스템의 전기적 효율($\eta_{e,gt/st}$)로 ST시스템의 영향을 나타내고 있다. 여기에서 $W_{aux,gt/st}$ 는 GT/ST시스템의 보조 장치 운전을 위한 소요 동력의 합이다.

$$\eta_{e,sofc} = \frac{W_{e,sofc} - W_{aux,sofc}}{HC_{CH_{4,sofc}}} \quad (23)$$

$$\eta_{e,gt} = \frac{W_{e,gt} - W_{aux,gt}}{HC_{CH_{4,gt}}} \quad (24)$$

$$\eta_{e,gt/st} = \frac{W_{e,gt} + W_{e,st} - W_{aux,gt/st}}{HC_{CH_{4,gt}}} \quad (25)$$

SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 출력에 대한 SOFC시스템, GT시스템과 ST시스템의 부하 분담률(λ)은 아래와 같이 정의한다.

$$\lambda_{e,sofc} = \frac{W_{e,sofc} - W_{aux,sofc}}{W_{e,sofc} + W_{e,gt} + W_{e,st} - W_{aux}} \quad (26)$$

$$\lambda_{e,gt} = \frac{W_{e,gt} - W_{aux,gt}}{W_{e,sofc} + W_{e,gt} + W_{e,st} - W_{aux}} \quad (27)$$

$$\lambda_{e,st} = \frac{W_{e,st} - W_{aux,st}}{W_{e,sofc} + W_{e,gt} + W_{e,st} - W_{aux}} \quad (28)$$

전기화학 반응 및 셀 냉각의 목적으로 사용되는 공기는 스택에서의 에너지 밸런스 식 (29)로부터 공급량이 계산된다.

$$(\Delta H_a + \Delta H_c) - HC_{H_2+CO} - W_{e,sofc} = 0 \quad (29)$$

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 스택 작동온도의 영향

Figure 2는 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력

비 4인 경우 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Figure 2-(a)는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, Figure 2-(b)는 시스템의 효율과 연료량, Figure 2-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, GT, ST의 부하 분담률을 그리고 Figure 2-(d)는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공기의 산소 이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 연료전지 또는 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말한다.

Figure 2-(a)에서 스택 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 산소이용률이 높아짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 나타나기 때문이다. 그리고 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압과 함께 스택의 발열량이 감소하여 냉각에 소요되는 공기량이 줄어드는 영향 때문으로 Figure 2-(c)에서 공기압축기 소요 동력의 감소로부터 확인할 수 있다. 연소기의 산소이용률 또한 공급된 연료량(Figure 2-(b) 참조)에 대한 공기량의 감소로 증가한다.

Figure 2-(b)는 시스템의 전기적 효율을 메탄의 공급량의 변화와 함께 나타낸 것이다. 그림에서 작동온도의 상승에 따라 하부 시스템인 SOFC시스템의 효율이 크게 증가하는 것은 Figure 2-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 증가하기 때문이다. 반면 하부 시스템인 GT시스템의 전기적 효율은 작지만 완만하게 증가하는 경향을 보인다. 이것은 큰 변동이 없는 부하 분담률(Figure 2-(c) 참조)에 대하여 스택 작동온도의 상승에 따라 가스터빈 입구 가스온도가 상승(Figure 2-(d) 참조)하고 공기압축기의 소요 동력이 감소하는 영향 때문이다. 그리고 GT/ST시스템의 전기적 효율은 전술한 GT시스템의 전기적 효율에 ST시스템에서 발생한 전기적 출력(Figure 2-(c) 참조)의 추가적 영향이 더해져서 나타난다. ST시스템에서 발생하는 전기적 출력은 공기량에 비례하는 가스유량과 증기 발생기의 입구인 공기 예열기 출구 온도(Figure 2-(d) 참조)로부터 예측할 수 있다. 결국 SOFC/GT/ST 하이브리

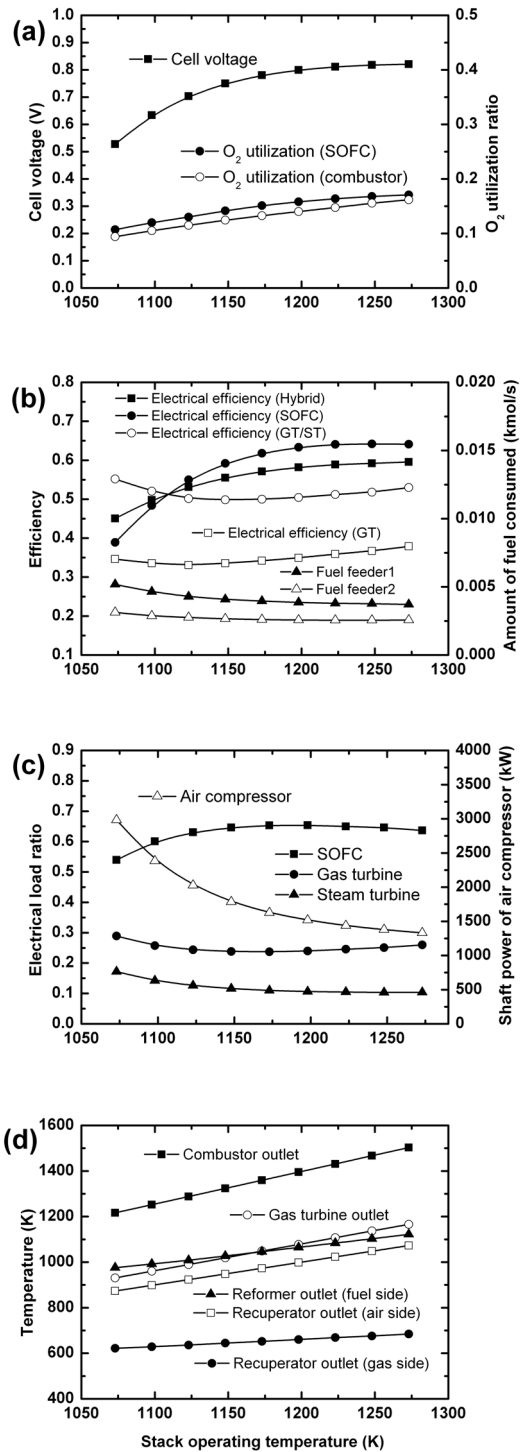


Figure 2: Effect of stack operating temperature

드시스템의 전기적 효율은 하부 시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값으로 나타난다. 그림으로부터 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템의 것과 비교하여 낮은 작동온도 영역에서의 효율을 개선함으로써 작동온도 범위에 대한 효율의 급격한 변화를 완화시키고 있음을 알 수 있다. 여기에서 SOFC시스템의 효율이 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 효율보다 전반적인 범위에서 크게 나타나고 있지만 이것은 식 (23)으로 정의한 SOFC시스템 효율에 공기압축기의 동력이 포함되어 있기 않기 때문으로 실제의 독립적인 단독 SOFC시스템의 효율은 이것보다 떨어진다. 단독 SOFC시스템과의 효율 비교는 4.4절에서 후술한다.

Figure 2-(c)에서 SOFC시스템, GT시스템, ST시스템의 부하 분담률은 다소 완만하게 증가 또는 감소하지만 큰 변동 없이 거의 일정에 가까운 값을 유지하는 특성을 보인다. 이것은 작동온도의 증가에 따라 연소기 출구 온도가 상승하고 공기량 즉, 가스유량이 감소하는 상쇄적 효과가 GT시스템과 ST시스템에 작용하여 고른 전기적 출력을 보임으로서 그 나머지를 SOFC시스템에서 분담하기 때문이다. 그리고 그림에서처럼 공기압축기의 소요 동력이 작동온도의 증가에 따라 감소하는 것은 Figure 2-(a)에서 기술한 바와 같다.

Figure 2-(d)는 시스템 각 부의 온도가 스택 작동온도와 함께 증가하는 것을 보여준다. 이것은 공기극 입구 온도(COT-200 K)를 일정으로 유지하기 위하여 작동온도의 증가와 함께 연소기 출구의 온도가 높아져야 하기 때문이다.

4.2 전류밀도의 영향

Figure 3은 스택 작동온도 1223 K, 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 3-(a)에서 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률은 감소하지만 연소기의 산소이용률은 거의 일정하다는 것을 알 수 있다. 셀 유기전압이 감소하는 것은 3.2.2항에서 설명한 바와 같이 전류밀도의 증가와 함께 큰 과전압

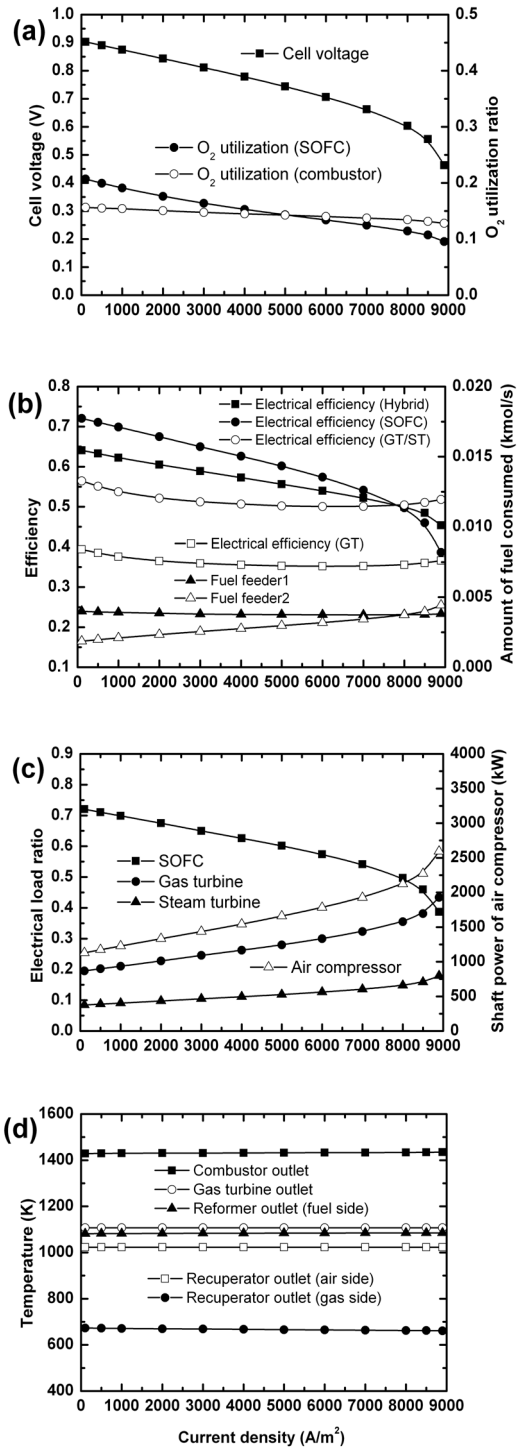


Figure 3: Effect of cell current density

이 발생하기 때문이며, 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 냉각을 위한 공기량이 더 요구되기(Figure 3-(c) 참조) 때문이다. 반면에 연소기 산소이용률은 연소기 출구의 일정 가스온도(Figure 3-(d) 참조)에 따라 공기량과 연료량이 같이 연동(Figure 3-(b),(c) 참조)하기 때문에 거의 일정한 값을 유지하게 된다.

Figure 3-(b)에서 하부 시스템인 SOFC시스템의 전기적 효율이 전류밀도의 증가에 따라 크게 감소하는 것은 Figure 3-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 크게 줄어들기 때문이다. 또한 하부 시스템인 GT시스템의 전기적 효율에 큰 변동이 없는 것은 연소기 출구(가스터빈 입구) 가스온도(Figure 3-(c) 참조) 일정에 따라 공기량과 함께 연료량 및 출력이 비례적으로 변동(Figure 3-(b),(c) 참조)하기 때문이다. 그리고 그림에서 GT/ST시스템의 전기적 효율은 전술한 GT시스템의 전기적 효율에 ST시스템에서 발생된 전기적 출력(Figure 3-(c) 참조)의 추가적 영향을 더하여 나타난다. 결국 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부 시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값을 취하며 전류밀도 증가에 따른 SOFC시스템 효율의 감소를 상당히 개선하고 있다.

Figure 3-(c)에서 SOFC시스템의 부하 분담률이 감소하는 것은 SOFC시스템의 일정한 연료 공급에도 불구하고 Figure 3-(a)에서 전술한 바와 같이 전류밀도의 증가에 따른 유기전압의 감소 때문이다. 반면 전류밀도의 증가와 함께 GT시스템과 ST시스템의 부하 분담률이 증가하는 것은 공기량과 함께 가스터빈과 증기발생기에 유입되는 연소 가스량이 증가하기 때문이다.

Figure 3-(d)는 전류밀도의 변화에도 불구하고 시스템 각부의 온도는 거의 일정하다는 것을 보여준다. 이것은 일정한 공기극의 입구 온도에 따라 공기 예열기의 가스측 상류 및 하류의 온도가 영향을 받기 때문이다.

4.3 가스터빈 압력비의 영향

Figure 4는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m²인 경우 SOFC/GT/ST 시스템 특성에 대

한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 4-(a)는 가스터빈의 압력비가 높아짐에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소 이용률이 약간 증가하는 경향을 보인다. 이 유기전압의 변화는 가스터빈 압력비의 증가와 함께 스택의 동작 압력이 높아짐에 따라 식 (9)의 네른스트 효과와 식 (10), (11), (12)의 활성화 과전압이 감소하는 영향 때문이다. 그림에서 스택 산소 이용률의 변화는 유기전압의 증가에 따른 냉각 공기량의 감소에 기인하고 있다. 또한 그림은 가스터빈의 압력비가 높아짐에 따라 연소기 산소이용률이 크게 증가하는 경향을 보이는데 이것은 GT시스템의 부하 분담률의 변화(Figure 4-(c) 참조)와 관련하여 공급되는 연료량이 증가(Figure 4-(b) 참조)하기 때문이다.

Figure 4-(b)에서 GT시스템의 전기적 효율이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 크게 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 가스터빈 압력비의 증가와 함께 가스터빈 입구 온도가 크게 상승(Figure 4-(d) 참조)하여 출력이 늘어나지만 공기 압축기의 소요 동력이 더욱 급격하게 늘어나 전기적 출력의 증분(Figure 4-(c) 참조)이 연료량의 증분보다 작아지기 때문이다. GT/ST시스템의 전기적 효율은 Figure 2와 Figure 3에서 기술한 바와 같이 ST시스템의 전기적 출력이 GT시스템에 포함되어 나타나며 이에 따라 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율도 거의 일정한 SOFC시스템의 전기적 효율에 대하여 완만히 감소하는 경향을 나타낸다.

Figure 4-(c)는 SOFC시스템의 부하 분담률이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 완만히 감소하다가 일정히 유지됨을 보여준다. 이것은 가스터빈 압력비와 함께 증가하지만 그 증분이 점차 줄어드는 GT/ST시스템의 출력의 나머지를 SOFC시스템에서 분담하기 때문으로 Figure 4-(b)에서 SOFC시스템에 공급되는 연료량의 변화로부터도 확인할 수 있다. 여기에서 ST시스템의 출력이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 일정한 증분을 보이는 것은 공기량의 감소로 증기발생기로 유입되는 가스량이 줄지만 증기발생기의 입구온도가 증가(Figure 4-(d) 참조)하는 효과가 크게 나타나기 때문이다.

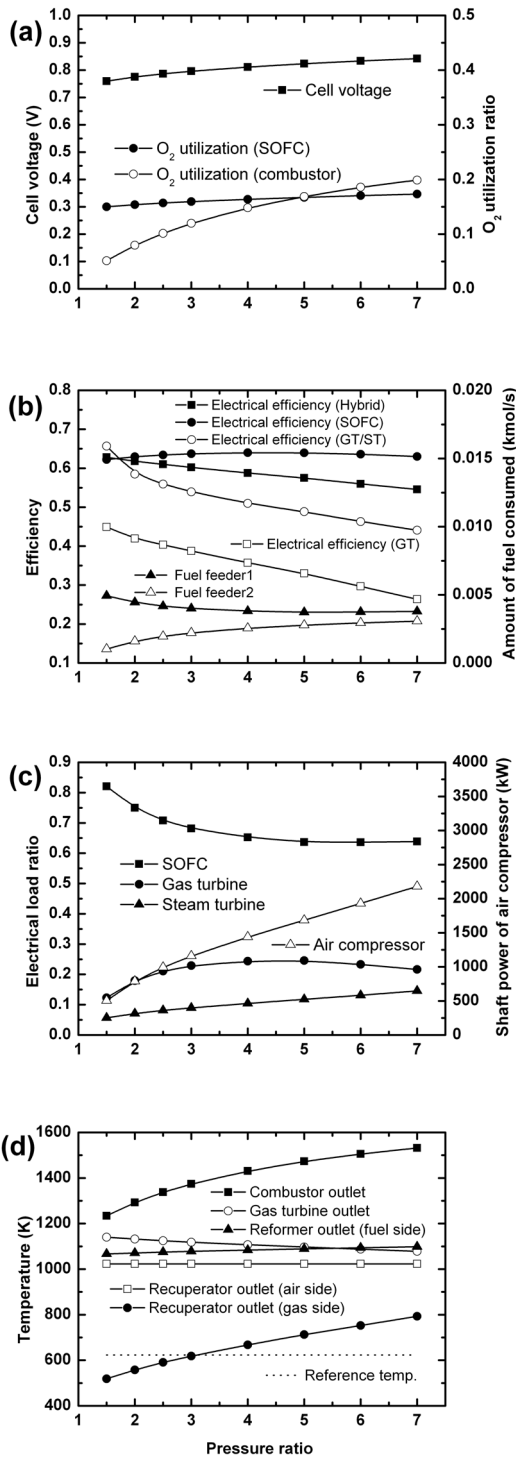


Figure 4: Effect of gas turbine pressure ratio

Figure 4-(d)로부터 가스터빈 압력비의 증가에 따라 점차 상승하는 연소기 출구 가스온도(가스터빈 입구 온도)의 변화를 볼 수 있다. 이것은 공기극 입구 온도 조건(COT-200 K)을 유지시키기 위한 공기 예열기 입구 가스온도(가스터빈 출구 온도)에 대하여 가스터빈의 입구 온도가 가스터빈 압력비와 함께 증가하는 출력만큼 상승해야 하기 때문이다. 또한 그림은 압력비 3 이하의 영역에서 증기 발생기 입구 가스온도가 증기압력 조건 1500 kPa를 유지하기 위한 최저 온도선(점선)을 하회하므로 설정된 증기 압력보다 낮추어 운전해야 함을 보여 준다.

4.4 성능비교

Figure 5는 작동온도와 전류밀도에 따른 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율을 SOFC 단독시스템과 SOFC/GT 하이브리드시스템의 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 여기에서 SOFC 단독

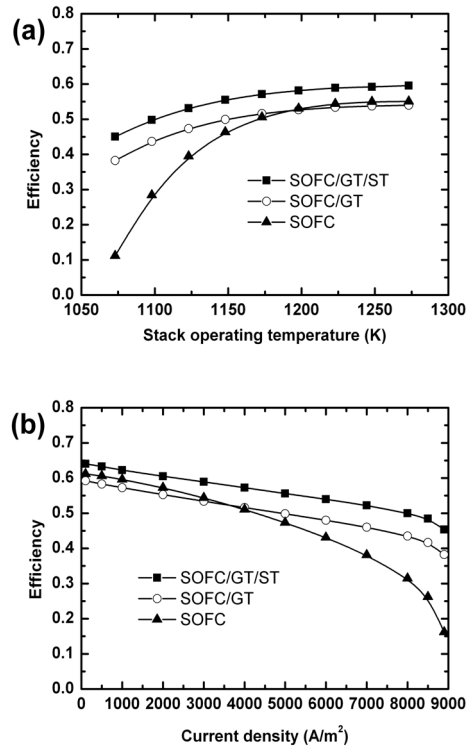


Figure 5: Comparison of performances

시스템의 전기적 효율은 공기 블로워 또는 압축기의 동력을 포함한 것으로 Figure 2, 3, 4에서의 SOFC시스템의 전기적 효율보다 많이 떨어진다. 그림에서 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 낮은 작동온도 및 높은 전류밀도 영역에서 SOFC 단독시스템의 급격한 효율의 저하를 상당히 개선하여 비교적 고른 효율 분포를 유지하는 특성을 보인다. 더불어 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 ST시스템의 효과로 전반적인 효율의 상승도 유도하고 있다.

5. 결 론

본 논문은 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토, 비교한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 연료전지시스템의 폐열을 적극 활용하여 효율을 최대화하기 위한 한 방안으로 구성한 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 가능성을 확인하였다.

(2) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 전 작동 범위에 대하여 비교적 균형적인 부하 분담률을 보이는 SOFC시스템과 GT/ST시스템 효율의 평균값으로 나타난다.

(3) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템 효율의 상승을 유도하는 스택의 높은 작동온도와 낮은 전류밀도 영역에서 증가되지만 가스터빈의 높은 압력비 영역에서는 감소한다.

(4) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 낮은 작동온도와 높은 전류밀도 영역에서 야기되는 SOFC 단독시스템의 전기적 효율의 급격한 저하를 크게 개선하므로 전 작동 범위에 대하여 비교적 고른 전기적 효율 분포를 보인다.

(5) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 하부시스템인 ST시스템의 폐열 회수 효과로 전 작동 범위에 대하여 전기적 효율의 전반적인 상승을 견인한다.

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] 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


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 에너지환경사업단 근무


김선희(金善喜)

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


김만응(金晩應)

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


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


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


이재현(李在玄)

1984년 한국해양대학교 기관학과 (공학사), 2000년~현재 한국해양대학교 기관시스템 공학부(부교수), 관심분야: 기관관리, 환경공학