

선박동력용 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 성능 평가

김명환¹ · 길병래[†]

(원고접수일 : 2012년 9월 10일, 원고수정일 : 2012년 11월 12일, 심사완료일 : 2012년 11월 22일)

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

Myoung-Hwan Kim¹ · Byung-Lea Kil[†]

요약 : SOFC시스템 고효율화의 한 방법으로 SOFC/GT 하이브리드시스템은 유효하다. 그러나 시스템의 출력 규모가 수십 MW급의 선박용이라면 하부시스템으로 사용되는 GT시스템의 냉각방식 도입은 장치를 복잡하게 만들고 제어 또한 쉽지 않게 된다. 따라서 선박용으로는 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 더 적합해 보인다. 본 연구는 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템을 구축하고 그 시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비, TIT가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것으로 공기압축기 소요 동력의 증가에도 불구하고 전기적 효율은 상승되며 TIT에는 운전을 위한 제한된 온도범위가 존재한다는 것을 알 수 있었다.

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

Abstract: As an approach to high-efficiency of SOFC system, SOFC/GT Hybrid system is effective. However, if the output size of the system belongs to the marine class of dozens MWs, the introduction of the cooling system of GT system, which is used as sub-system, makes its related devices complicated and also makes its control difficult. Accordingly, for the marine use, SOFC/GT (non-cooling)Hybrid system looks more suitable than SOFC/GT(cooling)Hybrid system. This study established the SOFC/GT (non-cooling)Hybrid system, and examined the operating temperature & current density of the stack for the system, pressure ratio of the gas turbine, the influence of TIT(Turbine Inlet Temperature) on system performance, etc. through the simulation process. Through this research process, this study was able to confirm that electrical efficiency rises in spite of the increase in the required power for the air compressor, and there exists a limited range of temperatures for operation in TIT.

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

1. 서 론

최근 선박은 대기오염물질 뿐만 아니라 GHG (Green House Gas)의 배출도 규제될 예정이다. 따라서 선박의 건조자 및 사용자는 선박에서 에너지가 경제적으로 그리고 친환경적으로 사용되도록 개발, 설계, 운용해야 하는 과제를 안고 있다. 현재 엔진 메이커, 조선소, 연구기관 등이 중심이 되어

동력장치의 효율을 제고하고 대기오염물질의 배출을 줄이는 다각적인 노력을 진행하고 있으며 그 대응책 중의 하나로 연료전지시스템이 신중히 검토되고 있다[1]. 연료전지는 연료의 화학적 에너지를 유용한 전기적 에너지로 직접 변환하는 청정한 동력장치이다. 이런 연료전지시스템의 효율은 연료전지 스택의 효과적 운용뿐만 아니라 배출되는 폐

[†] 교신저자(한국해양대학교 기관공학부, E-mail: mari3377@hhu.ac.kr, Tel: 051-410-4289)

¹ 한국해양대학교 기관공학부, E-mail: mhkim@hhu.ac.kr, Tel: 051-410-4267

연료와 폐열의 재활용에 따라 크게 달라진다. 선박용으로서의 연료전지시스템의 출력 규모와 전체시스템의 체적밀도를 고려한다면 폐열의 재활용 방법으로서 가스터빈은 증기터빈보다 더 적합하다. 이렇게 상부 시스템으로 연료전지를 그리고 하부 시스템으로 가스터빈을 사용하는 장치를 연료전지/가스터빈(Solid Oxide Fuel Cell/Gas Turbine, SOFC/GT) 하이브리드시스템[2-4]이라 한다. SOFC/GT 하이브리드시스템에서 하부 시스템인 가스터빈의 입구온도(TIT)는 상부 시스템인 연료전지시스템의 고온 폐열과 연료극의 출가스에 포함된 폐연료가 연소기를 거쳐 열원화되는 과정을 통하여 과도하게 상승하게 된다. 이런 경우 가스터빈은 노즐, 블레이드 등 구성품에 대한 냉각이 요구된다. 그러나 총 출력이 최대 수십 MW급인 선박용 SOFC/GT 하이브리드시스템의 출력 규모와 GT의 부하분담률을 고려한다면 가스터빈 냉각방식의 도입은 시스템을 복잡하게 만들고 플랜트의 안정성에도 영향을 미친다. 따라서 시스템의 단순한 구성과 안전성 차원에서 별도의 냉각 장치가 필요 없는 가스터빈시스템 즉, TIT가 낮은 시스템이 선박용으로 적합하다.

본 논문에서는 가스터빈에 별도의 냉각이 필요 없도록 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템을 구성하고 이 시스템에 대한 스택의 작동온도(COT), 전류밀도(CD), 가스터빈의 압력비(PRT), 가스터빈 입구온도(TIT)가 시스템의 성능 특성에 미치는 영향을 시뮬레이션 모델링을 통하여 검토하고 그 결과를 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템[5]의 경우와 비교하고자 한다.

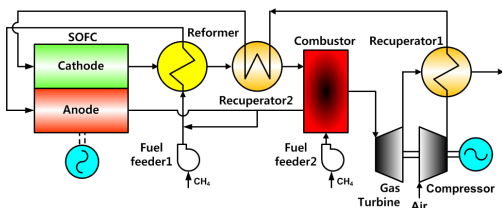


Figure 1: Layout of SOFC/uncolled GT hybrid system

2. SOFC/GT 하이브리드시스템

Figure 1은 본 연구의 SOFC/GT(무냉각) 하이브

리드시스템의 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(SOFC)이고 메탄을 연료로 하는 수증기 외부개질방식을 채택하고 있다. 하이브리드시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 출구의 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 개질가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 연료전지의 전기화학 반응용 및 냉각용으로 사용되며 공기 압축기와 제1, 2 공기예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 여기에서 공기예열기는 연료전지 셀과 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 셀의 연료극에 공급된 개질가스 중 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하여 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출함으로써 연료의 화학적 에너지를 전력화한다. 스택에 공급된 공기는 반응의 비가역 과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 공기극 하류측에 있는 개질기 및 제2 공기예열기의 열원으로 활용된다. 셀의 연료극 출가스에 포함된 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄은 연소기에서 공기극의 출가 공기와 함께 연소된다. 그리고 연소기에는 TIT를 조절하기 위하여 추가적 메탄 연료가 공급된다. 여기에서 TIT의 최고온도는 가스터빈의 무냉각을 위한 내열 한계온도인 1173 K이다. 고온의 연소기 출가 가스는 가스터빈으로 유입, 단열 팽창되며 가스터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용된다. 가스터빈의 출가 가스는 대기로 방출되기에 앞서 제1 공기예열기 열원으로 활용된다. 공기극에 공급되는 공기의 온도는 제1, 2 공기예열기에 의하여 셀의 작동온도보다 200 K 낮은 온도(COT-200 K)로 조절된다. 이 온도는 셀에서의 과도한 열응력을 억제시키면서 냉각능력을 최대화하기 위한 최저온도이다.

Figure 2는 본 연구의 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 성능 특성을 비교하기 위한 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템으로 공기극

출구에 개질기만 설치되어 상당한 열원을 가진 공기가 연소기로 유입되는 시스템이다. 이 시스템은 공기에열기에서 공기 온도를 COT-200 K로 조절되도록 TIT가 변동해야하므로 모든 계산조건에서 TIT가 가스터빈의 내열 한계온도인 1173 K를 상회하여 터빈의 냉각이 필수적이다.

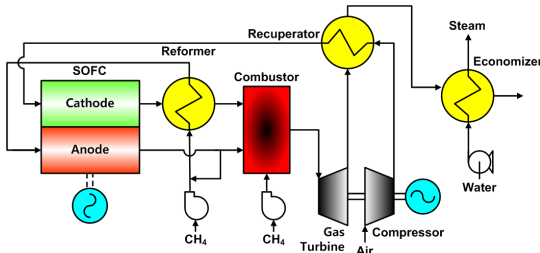


Figure 2: Layout of SOFC/colled GT hybrid system

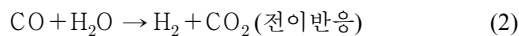
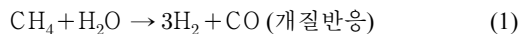
3. 시스템 모델링

시스템의 성능해석은 다음과 같은 가정 하에서 수행되었다.

- ① 시스템 및 모든 장치는 정상상태에서 평가
- ② 고온부에서 발생하는 방열손실은 무시
- ③ 전기화학반응과 연소반응은 이론적 평형상태
- ④ 셀에서 유체 흐름방향으로 온도 및 조성은 1차원
- ⑤ 스택 출구가스 온도는 스택 작동온도와 동일
그리고 본 하이브리드시스템 성능평가의 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. 평형

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
Recuperaer1 temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
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) (%)	2
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Turbine pressure drop (%)	80
Mixer pressure drop (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

정수는 반응식에 따라 달라지며 개질반응 평형정수(K_r)와 전이반응 평형정수(K_s)는 다음과 같다.

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

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

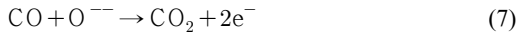
여기에서 P는 각각의 분압이다.

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

3.2 SOFC

3.2.1 회로전압

셀 연료극의 수소 및 일산화탄소의 전기화학반응과 이에 따른 셀의 유기전압(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 개회로전압은 작동온도, 작동압력 및 연료의 구성에 따라 달라지며 깁스 자유에너지와 네른스트 식으로부터 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

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

여기에서 F는 패러데이 상수이고 상점자 \circ 는 표준상태를 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.

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

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

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. 그리고 하첨자 a는 연료극(anode)을, c는 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 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 가스터빈 및 공기압축기

가스터빈의 축일(W_{gt})은 가스의 질량유량(M_g), 비열(C_p), 입구온도(T_i), 터빈 단열효율(η_{gt}), 압력비(P_i/P_o), 비열비(k)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 기계효

율(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 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 (20)과 같이 정의되며 이 식에서 W_{aux} 는 시스템에 요구되는 보조적 장치들의 모든 소요 동력을 의미한다.

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

하이브리드시스템의 상부 시스템인 연료전지시스템(SOFC시스템)의 전기적 효율($\eta_{e,sofc}$)과 가스터빈시스템(GT시스템)의 전기적 효율($\eta_{e,gt}$)은 각각 개별기 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 운영을 위한 소요 동력의 합이고, $W_{aux,gt}$ 는 GT시스템의 보조 장치 운영을 위한 소요 동력의 합이다.

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

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

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

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

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

전기화학 반응 및 셀 냉각의 목적으로 사용되는 공기는 스택에서의 에너지 밸런스 식 (25)로부터 공급량이 계산된다.

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

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 3은 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력비 4, TIT 1173 K인 경우 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 **Figure 3-(a)**는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, **Figure 3-(b)**는 시스템의 전기적 효율과 연료량, **Figure 3-(c)**는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, GT의 부하분담률을 그리고 **Figure 3-(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. 그리고 그림 **(a)**, **(b)**, **(c)**에서 점선은 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에 대한 결과를 나타낸 것이다.

Figure 3-(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 셀의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압과 함께 스택의 발열량이 감소하여 냉각에 소요되는 공기량이 줄어드는 영향 때문으로 **Figure 3-(c)**에서 공기압축기 소요 동력의 감소로부터 확인할 수 있다. 연소기의 산소이용률 또한 공급된 연료량

(Figure 3-(b) 참조)에 대한 공기량의 감소로 약간 증가한다. 아울러 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 연소기의 산소이용률에서 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 낮게 나타난다. 이것은 스택의 작동온도가 높아짐에 따라 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량이 약간 증가하고 연소기에 공급되는 연료량은 다소 감소하기 때문이다(Figure 3-(b), (c) 참조).

Figure 3-(b)는 시스템의 전기적 효율을 메탄 연료의 공급량 변화와 함께 나타낸 것이다. 그림에서 스택 작동온도의 상승에 따라 상부 시스템인 SOFC시스템의 효율이 크게 증가하는 것은 Figure 3-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 높아지기 때문이다. 반면 하부 시스템인 GT시스템의 전기적 효율에 큰 변화가 없는 것은 가스터빈 압력비와 TIT가 변동하지 않기 때문이다. 그리고 그림에서 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC 시스템과 GT시스템의 평균에서 부하분담률에 따라 SOFC시스템으로 치우쳐 나타난다. 아울러 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 효율은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 높게 나타난다. 이것은 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서 공기량의 증가로 소요 동력이 더 요구되지만 효율이 높은 SOFC시스템의 부하분담률이 커져 개질기 및 연소기에 공급되는 총체적인 연료량이 감소하기 때문이다. 또한 그림은 스택 작동온도의 상승에 따라 개질기 및 연소기에 공급되는 연료량이 감소함을 보여준다. 여기에서 개질기에 공급되는 연료량의 감소는 SOFC시스템 부하분담률의 증가에도 불구하고 셀의 전기적 효율이 증가하는 영향이 더 크게 나타나기 때문이며 연소기에 공급되는 연료량의 감소는 GT시스템의 부하분담률이 줄어들기 때문이다(Figure 3-(b), (c) 참조). 그리고 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 개질기에 공급되는 연료량은 증가하고 연소기에 공급되는 연료량은 감소한다. 이것은 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 GT시스템의 부하분담률은 감소하기 때문이다(Figure 3-(c) 참조).

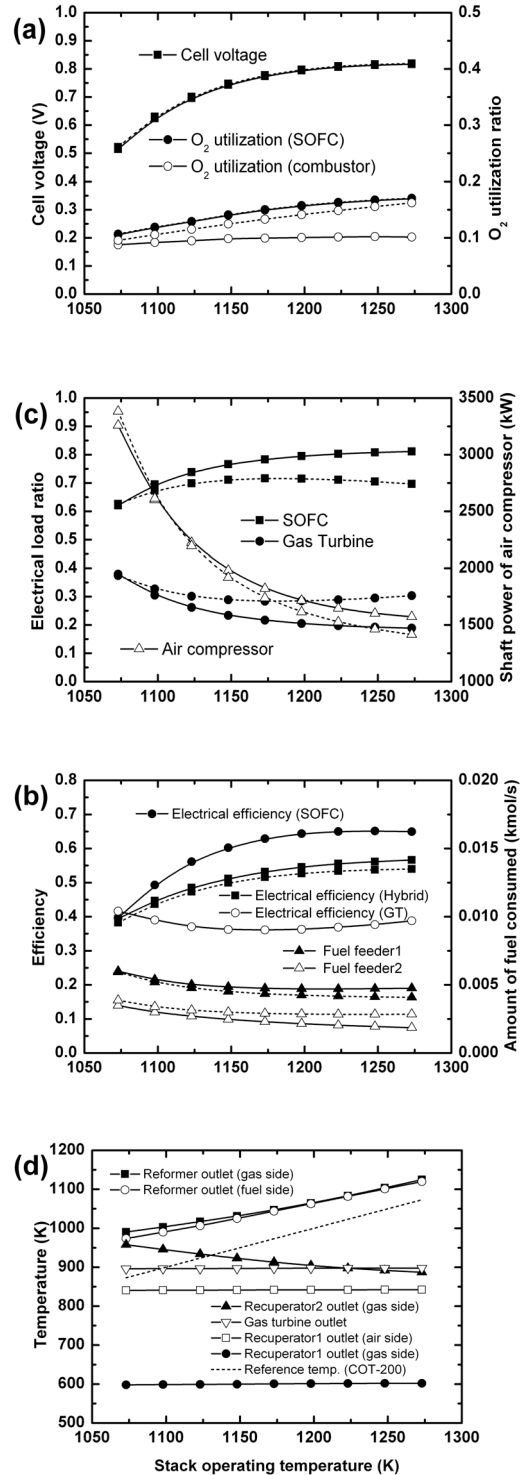


Figure 3: Effect of stack operating temperature.

Figure 3-(c)에서 스택의 작동온도가 증가함에 따라 SOFC시스템의 부하분담률은 커지고 GT시스템의 부하 분담률은 점차 작아짐을 알 수 있다. 이것은 작동온도가 상승함에 따라 소요 공기량 즉, 가스유량이 감소하여 GT시스템의 출력이 줄어들어 든 만큼 SOFC시스템에서 그 출력을 더 분담해야 하기 때문이다. 여기에서 소요 공기량이 감소하는 것은 SOFC시스템 부하분담률의 증가에 따른 공기 냉각유량의 증가에도 불구하고 활성화 과전압의 감소와 함께 스택의 발열량이 줄어 공기 냉각유량이 감소하는 영향이 더 크게 작용하기 때문이다. 아울러 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 GT시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다. 이것은 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량은 많지만 TIT가 낮아 GT시스템의 출력이 감소하기 때문이다. 그리고 소요 공기량의 비교에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 높게 나타나는 것은 SOFC시스템의 부하분담률이 더욱 크기 때문이다.

Figure 3-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되지만 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소한다. 이것은 스택의 작동온도 증가에 따라 감소하는 공기량 즉, 개질기 가스측 유량이 급감하는 반면 개질기로 공급되는 연료량의 감소는 작아 개질에 필요한 열량이 크게 줄지 않는 이유로 개질기 하류의 온도가 낮아지기 때문이다.

4.2 전류밀도의 영향

Figure 4은 스택 작동온도 1223 K, 가스터빈 압력비 4, TIT 1173 K인 경우 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 4-(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 설명

한 바와 같이 전류밀도의 증가와 함께 큰 과전압이 발생하기 때문이며, 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 냉각 공기량이 더 요구되기(**Figure 4-(c)** 참조) 때문이다. 반면에 연소기 산소이용률은 공기량과 연소기의 연료량이 같이 연동(**Figure 4-(b),(c)** 참조)하기 때문에 거의 일정한 값을 유지하게 된다. 아울러 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 셀 유기전압과 스택 산소이용률에서 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 거의 동일한 결과를 보이나 연소기의 산소이용률만은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 크게 감소한다. 이것은 전류밀도가 높아짐에 따라 소요 공기량은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 증가되지만 연소기에 공급된 연료량은 오히려 감소하기 때문이다(**Figure 4-(b), (c)** 참조).

Figure 4-(b)에서 상부 시스템인 SOFC시스템의 전기적 효율이 전류밀도의 증가에 따라 크게 감소하는 것은 **Figure 4-(a)**에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 크게 줄어들기 때문이다. 아울러 그림에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 효율은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 효율보다 높게 나타난다. 이것은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량의 증가로 요구 동력이 커지지만 효율이 높은 SOFC 시스템의 부하분담율이 높아져 총체적인 연료공급량이 감소하기 때문이다. 그러나 고 전류밀도로 갈수록 그 차는 줄어든다.

Figure 4-(c)에서 SOFC시스템의 부하분담률은 감소하고 GT시스템의 부하분담률은 증가함을 알 수 있다. 이것은 전류밀도가 커짐에 따라 소요 공기량 즉, 가스유량이 증가하여 GT시스템의 출력이 늘어난 만큼 SOFC시스템에서 그 출력을 덜 분담해야 하기 때문이다. 아울러 그림에서 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 GT시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다. 이것은 **Figure 3-(c)**에서 기술한 바와 같이 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량 즉, 가스 유량은 많지만 TIT가 낮아 GT시스템의 출력이 감소하기 때문이다.

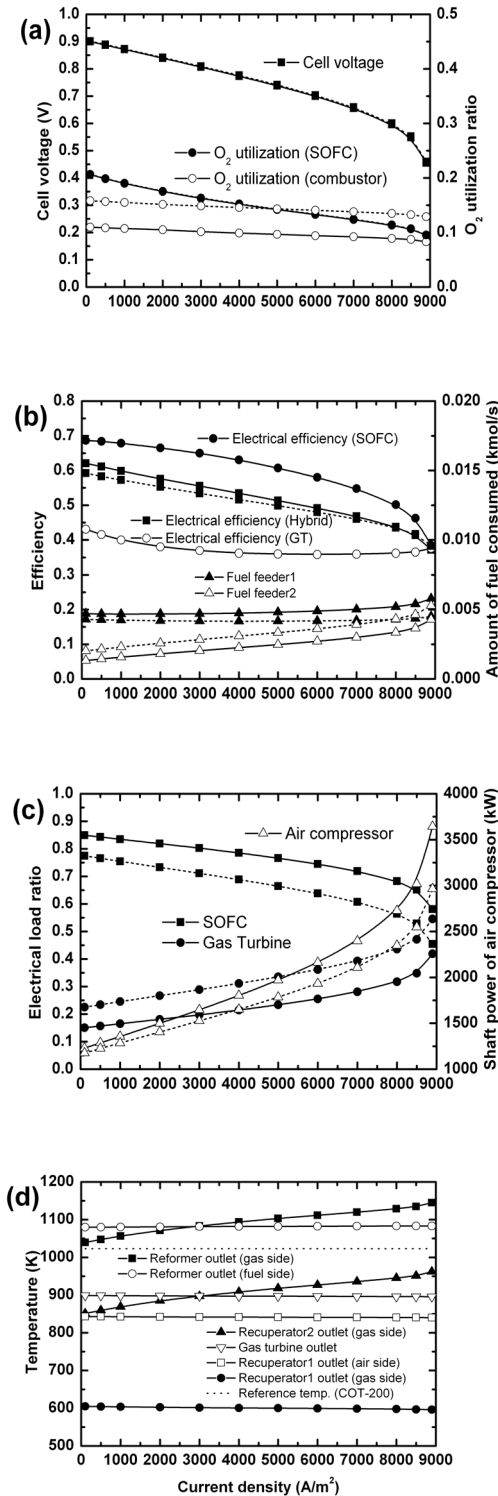


Figure 4: Effect of cell current density.

Figure 4-(d)는 전류밀도의 변화에도 불구하고 시스템 각부의 온도는 거의 일정하다는 것을 보여 준다. 그러나 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하는 것은 스택 전류밀도가 높아짐에 따라 증가하는 공기량, 즉 스택 출구(공기극)의 폐열 유량이 급증하는 반면 개질기로 공급되는 연료량의 변화는 크지 않아 개질에 소모되는 열량의 변화가 적어 개질기 하류의 온도가 높아지기 때문이다.

4.3 가스터빈 압력비의 영향

Figure 5는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², TIT 1173 K인 경우 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 5-(a)는 가스터빈의 압력비가 높아짐에 따라 셀의 유기전압이 증가하는 경향을 보인다. 이 유기전압의 변화는 가스터빈 압력비의 증가와 함께 스택의 동작 압력이 높아짐에 따라 활성화 과전압이 감소하는 영향 때문이다. 또한 그림에서 스택의 산소이용률이 완만하게 약간 증가하는 것은 유기전압의 증가에 따른 냉각 공기량의 감소에 기인하고 있다. 아울러 연소기 산소이용률이 증가하는 것은 공기량의 감소와 함께 연소기에 공급되는 연료량도 증가하기(Figure 5-(b) 참조) 때문이다. 아울러 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 연소기의 산소이용률에서 가스터빈의 압력비의 증가에 따라 크게 감소한다. 이것은 가스터빈의 압력비의 증가에 따라 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량이 증가(Figure 5-(c) 참조)하고 동시에 연소기에 공급되는 연료량은 감소하기 때문이다.

Figure 5-(b)에서 GT시스템의 전기적 효율이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 크게 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 가스터빈 입구 온도 일정에서 가스터빈 압력비의 증가가 공기 압축기의 소요 동력을 급격하게 늘리기 때문이다. 따라서 하이브리드시스템의 효율도 GT시스템의 영향으로 가스터빈 압력비의 증가와 함께 완만히 감소하는 경향을 보인다. 아울러 그림에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브

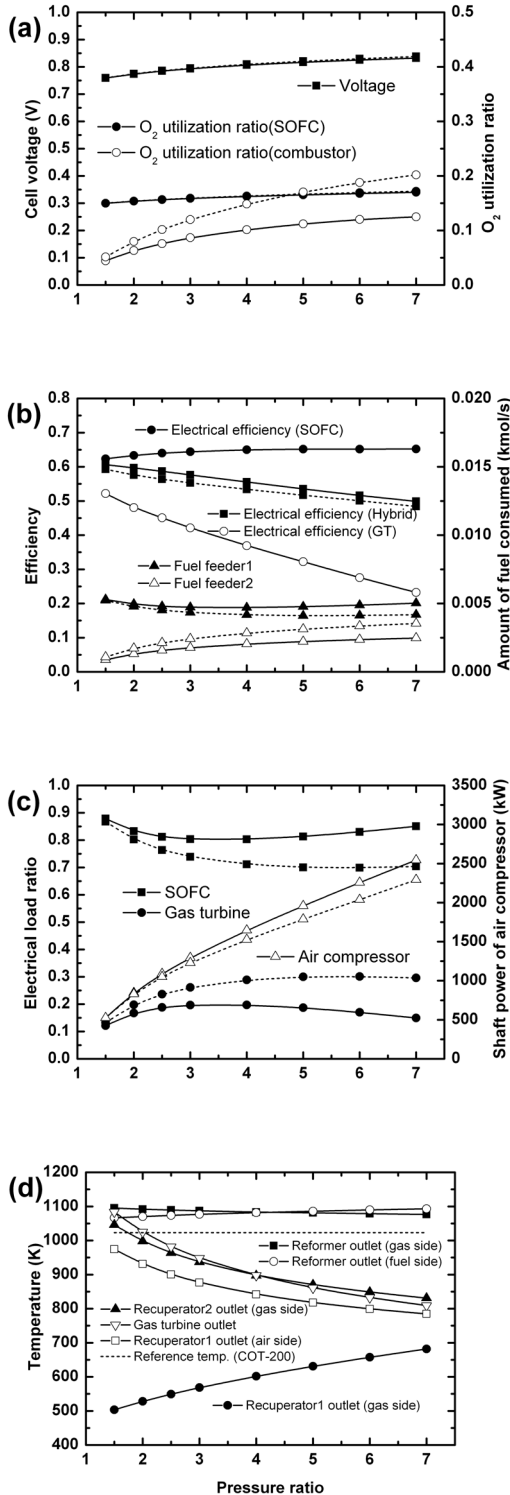


Figure 5: Effect of gas turbine pressure ratio

리드시스템의 효율이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 것보다 약간 높게 나타난다. 이것은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량의 증가로 요구 동력은 커졌지만 효율이 높은 SOFC 시스템의 부하분담률이 높아졌기 때문이다.

Figure 5-(c)는 SOFC시스템의 부하 분담률이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 완만히 감소하다가 다시 증가하며 GT시스템의 부하 분담률은 그 반대임을 보여준다. 이것은 가스터빈 압력비의 증가에 따라 초기에는 GT의 출력이 증가하나 압력비 3, 4를 지나서는 GT 출력의 증가보다 압축기의 소요 동력이 더 커져 GT시스템의 총출력이 감소되기 때문이다. 아울러 그림에서 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템의 부하 분담률은 높게 GT시스템의 부하 분담률은 낮게 나타난다. 이것은 Figure 4-(c)에서 기술한 바와 같이 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량 즉, 가스 유량은 많지만 TIT가 낮아 GT시스템의 출력이 감소하기 때문이다.

Figure 5-(d)로부터 가스터빈 압력비의 증가에 따라 제2 공기예열기 출구, 가스터빈 출구 가스온도가 낮아짐을 알 수 있다. 제2 공기예열기 출구 가스온도가 낮아지는 것은 개질기에 공급되는 연료량의 증가로 개질에 요구되는 열량이 증가되기 때문이며 아울러 가스터빈 출구 가스온도가 낮아지는 것은 일정 TIT에 대하여 압력비가 증가하여 변환되는 출력이 증가되기 때문이다.

4.4 TIT의 영향

Figure 6은 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템 특성에 대한 TIT의 영향을 나타낸 것이다.

Figure 6-(a)는 TIT가 높아짐에 따라 셀의 유기 전압과 산소이용률에는 거의 변화가 없지만 연소기의 산소이용률이 증가하는 경향을 보여준다. 여기에서 셀의 산소이용률이 거의 일정하게 나타나는 것은 개질기에 공급되는 연료량과 함께 소요 공기량도 동반 감소하기 때문이며 연소기의 산소

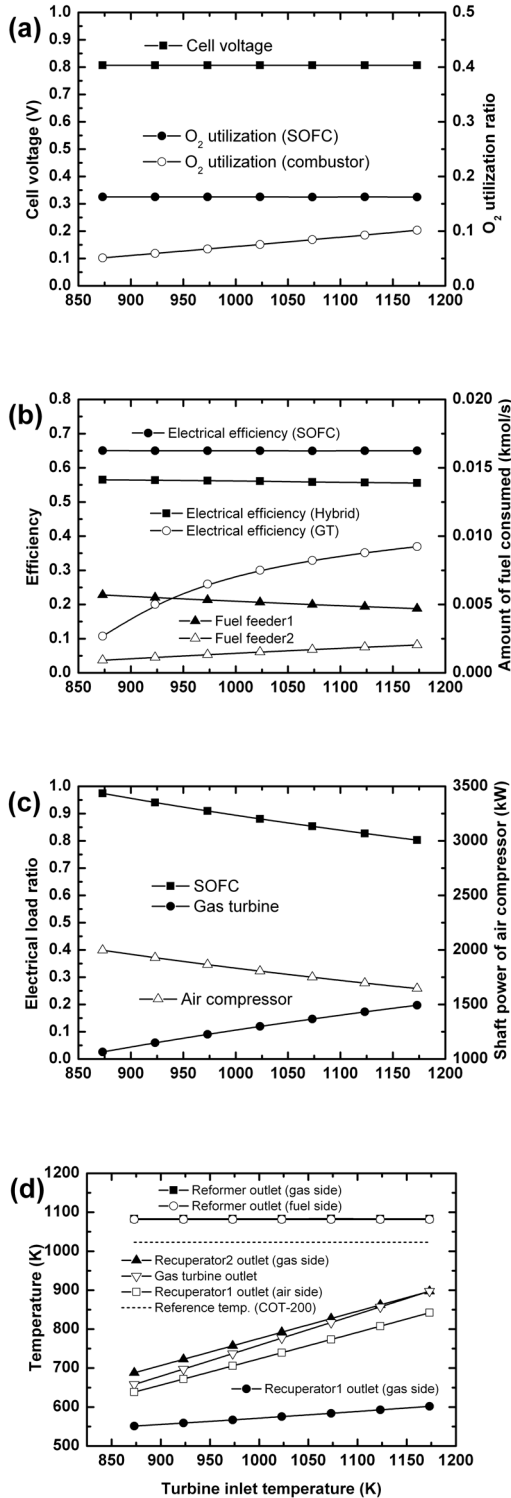


Figure 6: Effect of Turbine inlet temperature.

이용률이 증가하는 것은 소요 공기량의 감소에도 불구하고 연소기로 공급되는 연료량이 증가되기 때문이다(Figure 6-(b),(c) 참조).

Figure 6-(b)는 TIT가 높아짐에 따라 SOFC시스템의 전기적 효율이 일정하고 GT시스템의 전기적 효율은 증가함을 보여준다. 일정한 SOFC시스템의 전기적 효율은 스택의 작동온도와 압력이 일정하기 때문이다. 또한 GT시스템의 전기적 효율의 증가는 TIT가 높아지기 때문이다. 아울러 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템과 GT시스템의 부하분담률(Figure 6-(c) 참조)을 반영하여 지배적 시스템인 SOFC시스템의 전기적 효율에 근접하여 동일한 경향으로 나타나고 있다.

Figure 6-(c)에서 TIT와 함께 GT시스템의 부하분담률이 증가하는 것을 볼 수 있다. 이것은 소요 공기량 즉, 가스유량의 감소에도 불구하고 TIT가 상승되는 효과 때문이다. 또한 그림에서 시스템이 TIT 860 K 이하에서는 운전될 수 없으므로 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 TIT 운전범위는 860~1173 K로 제한됨을 알 수 있다. 더불어 그림에서 소요 공기량이 감소하는 것을 공기 압축기의 동력 저하로 알 수 있다. 이것은 GT시스템의 부하분담률이 증가하는 만큼 SOFC시스템의 부하분담률이 감소하여 냉각 공기량이 줄어들기 때문이다.

Figure 6-(d)로부터 TIT 증가에 따라 제2 공기에 열기 가스측 출구온도, 가스터빈 출구온도, 제1 공기에 열기 공기측 출구온도가 상승함을 알 수 있다.

5. 결론

본 논문은 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비와 입구온도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토, 비교한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 연료전지시스템의 소형화 및 효율을 최대화하기 위한 한 방안으로 구성한 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 가능성을 확인하였다.

(2) SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기

적 효율은 작동온도가 높을수록, 전류밀도와 가스 터빈 압력비가 낮을수록 증가한다.

(3) SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기적 효율에 대한 TIT의 영향은 미미하지만 하이브리드시스템을 위한 TIT의 운전 범위는 860~1173 K로 제한된다.

(4) SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템보다 소요 공기량, SOFC시스템의 부하분담률, 하이브리드시스템의 전기적 효율이 증가하며 GT시스템의 부하분담률, 총 연료공급량은 감소한다.

dependent simulation of a planar solid oxide fuel cell stack”, *Journal of Power Sources*, vol. 49, pp. 333-348, 1994.

참고문헌

- [1] M. H. Kim, “Analysis on the technology R&D of the fuel cell systems for power generation in Ships”, *Journal of the Korean Society of Marine Engineering*, vol. 31, no. 8, pp. 924-931, 2007 (in Korean).
- [2] P. Kuchonthara, S. Bhattacharya, and A. Tsutsumi, “Combinations of solid oxide fuel cell and several enhanced gas turbine cycles”, *Journal of Power Sources*, vol. 124, no. 1, pp. 65-75, 2003.
- [3] W. Winkler and H. Lorenz, “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.
- [4] A. Arsalis, “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.
- [5] M. H. Kim, “Performance analysis of marine solid oxide fuel cell and gas turbine hybrid power system (under conditions of turbine cooling and constant temperature in cathode inlet)”, *Journal of the Korean Society of Marine Engineering*, vol. 33, no. 8, pp. 1107-1115, 2009 (in Korean).
- [6] E. Achenbach, “Three-dimensional and time-