

선박동력용 SOFC/GT 하이브리드시스템의 성능 및 안전성 해석 (터빈 냉각 및 TIT 일정 조건을 중심으로)

김 명 환†

(원고접수일 : 2009년 2월 16일, 원고수정일 : 2009년 3월 20일, 심사완료일 : 2009년 3월 20일)

Performance and Safety Analysis of Marine Solid Oxide Fuel Cell and Gas Turbine Hybrid Power System (under Conditions of Turbine Cooling and Constant TIT)

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/GT hybrid power 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/GT hybrid system and indicate the guidelines for the safe system operation.

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

기호설명

	i	: current density (A/m^2)
	i_L	: limiting current density (A/m^2)
	K	: equilibrium constant
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)
	p	: partial pressure (Pa)
	R	: gas constant (J/mol·K)
	T	: temperature (K)
	V	: electrical potential or overpotential (V)
	W	: power (W)

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

Ω : area specific resistance (Ωcm^2)
 δ : thickness (m)
 η_e : electrical efficiency
 η_t : total efficiency
 ρ : resistivity (Ωcm)

아래첨자

a : anode
 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

석유에너지원의 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 내연기

관의 효율 개선 등으로 대응하고 있지만 무공해 실현의 근본적 대책은 되지 못하므로 수소를 연료로 하는 연료전지시스템과 같은 새로운 추진동력체계의 도입이 신중히 검토^[1]되고 있다.

고효율 및 친환경성의 장점을 가진 연료전지시스템은 자동차에 채용되어 상품화 단계에 이르고 있으나 선박에 대한 적용은 시험단계에 머물고 있다. 선박의 경우는 크기, 항행구역, 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.

최근 고온형 연료전지 및 가스터빈을 복합한 하이브리드시스템은 발전시스템으로서 채용 가능하며 또한 그 높은 효율이 입증되고 있다. 본 논문에서는 연료전지/가스터빈 하이브리드시스템을 동력발생장치로 채용하는 대형 NG(Natural Gas)연료선박을 대상으로 하여 선박의 특수성과 안전성을 고려한 하이브리드시스템의 구성을 검토하고 시뮬레이션 모델링을 통한 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기 온도효율, TIT(Turbine Inlet Temperature)가 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향 등을 조사하였다.

2. 시스템 구성

2.1 선박동력시스템

Fig. 1은 연료전지/가스터빈 하이브리드시스템을 채용한 선박동력발생시스템의 개념도를 보이고 있으며 모듈화된 하이브리드시스템에서 발생된 전기동력은 추진 및 기타 선내 장치들의 동력원으로 사용된다. 하이브리드시스템 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 전원용 최대 출력을 기준으로 3000 kW로 설정하였다.

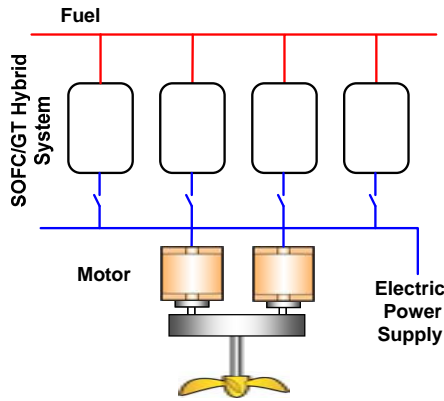


Fig. 1 Schematic of the power generation system

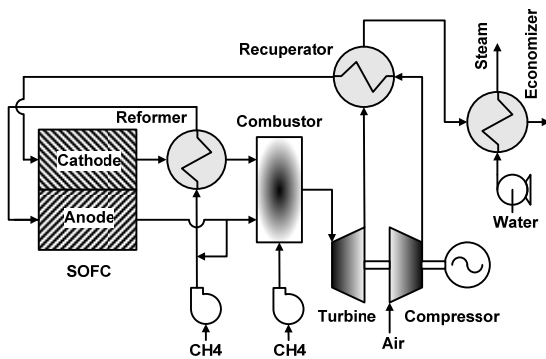


Fig. 2 Layout of SOFC/GT hybrid system

2.2 연료전지/가스터빈 하이브리드시스템

Fig. 2는 연료전지/가스터빈 하이브리드시스템 구성도이다. 동력장치의 효율은 대형 선박의 중요한 설계변수 중 하나이므로 작동온도는 높지만 고효율인 고체산화물형 연료전지(Solid Oxide Fuel Cell, SOFC)를 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 채택하였다. 개질용 수증기는 스택 연료극(애노드) 출기가스에 포함된 수증기를 재순환하여 사용하므로 다량의 물을 저장해 둘 필요가 없고 또한 별도의 증발 및 수처리 장치도 요구되지 않는다. 수증기개질반응은 흡

열반응이며 고온에서 연료의 개질률이 높기 때문에 개질기를 스택 공기극(캐소드) 출구에 설치하여 높은 온도의 스택 폐열을 활용함과 아울러 내구성을 초과하는 온도영역이 형성되지 않도록 고려하였다. 연소기에 공급되는 별도의 메탄 라인은 소정의 TIT를 일정히 유지하기 위하여량이 조절되며 냉각방식을 채용한 가스터빈은 높은 TIT에도 대응한다.

셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하기 위하여 스택에 공급되는 연료와 공기 온도를 스택 작동온도(COT)의 200 K 이내로 하고 열교환기 등 부속 장치들은 재료의 열내구성을 고려하여 1223 K를 한계 최대온도로 하였다 [2], [3]. 아울러 스택 작동온도와 TIT는 스택과 가스터빈의 내열성을 감안하여 각각 최대 1273 K, 1575 K로 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 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 및 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하여 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 토출되며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재활용된다. 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있는 스택 연료극 출기가스는 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출기가스온도 즉 TIT는 스택 연료극 출기가스 외에 별도의 연소기용 메탄 공급으로 조절되며 고온고압의 연소가스는 터빈으로 유입, 단열팽창된다. 터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용되고 터빈 출가스는 대기로 방출되기에 앞서 공기 예열기 및 에코노마이저의 열원으로 재활용된다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 1 과 같다.

Table 1 Setting Parameters for the lumped analysis

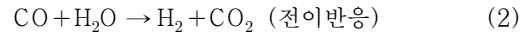
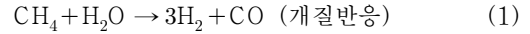
Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m ²)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Steam carbon ratio	3
Economizer gas outlet temperature (K)	473.15
Steaming pressure (kPa)	700
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) (%)	4
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
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

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

3.1 개질기

메탄의 수증기 개질반응은 기본적으로 아래와 같은 개질반응과 전이반응으로 이루어진다.



주어진 반응온도와 반응압력 하에서 개질반응과 전이반응은 평형에 도달할 때까지 진행되므로 다음의 평형정수와 화학평형식으로부터 개질반응과 전이반응의 평형이 동시에 만족되는 개질기의 출구조성을 산출한다.

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

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

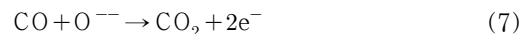
$$K_s = \frac{P_{\text{H}_2} \cdot P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}} \quad (5)$$

여기에서 개질기의 반응온도는 개질가스 입구온도와 출구온도의 평균값으로 하였다. 개질가스 입구온도는 메탄과 재순환된 연료극 출구가스와의 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.



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

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

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

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(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 식으로서는 타펠(Tafel), 버틀러-볼머(Butler-Volmer) [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 것

에 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 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(κ)로 된 식 (18)로 계산 [7] 하며 공기압축기의 소요 동력(W_c)도 같은 방법으로 산출한다. 발전기의 출력(W_{egen})은 발생한 터빈 축일에서 압축기의 축일을 뺀 잉여의 축일에 기계 효율(η_{mech}), 발전효율(η_{egen}), 컨버터 변환효율(η_{conv})을 곱한 식 (19)로부터 계산한다.

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

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

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 직교류 변환효율을 곱하면 스택의 출력(W_{sofc})이 산출된다. 시스템의 전기적 효율(η_e)은 메탄 저위발열량(HC_{CH_4}) 기준의 식 (20)으로 정의되며 이 식의 W_{aux} 는 보조기기 운전을 위한 소요 동력의 합이다. 그리고 총 효율(η_t)은 에코노마이저에서 회수된 열에너지와 급수펌프의 동력을 출력 및 소요 동력으로 포함시켜 계산한다.

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

전기화학 반응용 산소의 공급과 스택의 냉각 작용을 위한 공기는 스택에서의 에너지 밸런스 식 (21)로부터 그 공급량이 계산된다.

$$(\Delta H_a + \Delta H_c) - HC_{H_2+CO} - W_{sofc} = 0 \quad (21)$$

4. 시스템 시뮬레이션 결과

4.1 수증기개질

Fig. 3은 S/C(Steam/Carbon ratio, 수증기 몰수/연료 중 탄소 몰수)=3, 작동압력=5 atm으로 메탄과 수증기만을 개질기에 공급하였을 경우에 대한 개질물 및 개질기 출구가스조성을 반응 온도 별로 나타낸 것이다. 그림으로부터 개질물 95% 이상을 위해서는 반응온도가 1075 K 이상 되어야 함을 알 수 있다. 또한 개질 출구가스의 조성은 반응 온도 1075 K 에서 수소 53.9%, 일산화탄소 10.5%, 이산화탄소 5.6%, 수증기 29.1%, 메탄 0.9%임을 보인다. 참고문헌 [8]의 작동압력=1.5 atm의 조건에 대한 결과와 비교하여 보면 동일 온도조건에서 압력의 증가에 따라 메탄의 개질률이 감소함을 알 수 있다. 이것은 식 (1)의 개질반응에서 생성계의 분자수가 원계 보다 크기 때문이다. 아울러 비교적 낮은 온도 영역에서 빠른 진행을 보이는 전이반응의 영향으로 반응온도의 증가와 함께 일산화탄소는 늘어나고 이산화탄소는 줄어드는 경향이 나타난다.

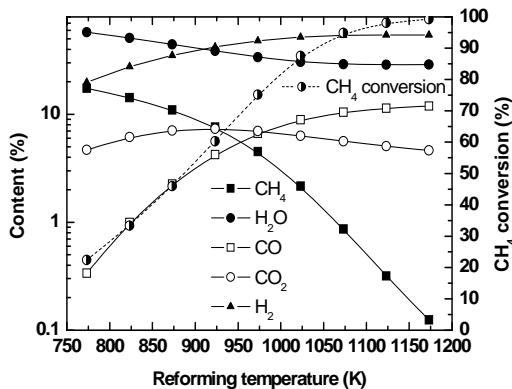


Fig. 3 Reforming characteristics

4.2 셀의 유기전압

Fig. 4는 스택 작동온도=1223 K, 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K

로 한 경우 셀 전류밀도에 대한 셀 유기전압과 과전압의 변화를 나타낸 것으로 3000 A/m²에서 표준압력 가역개회로전압은 0.93 V, 네른스트 효과 및 각 과전압의 손실로 유기되는 실제 전압은 약 0.81 V 정도임을 알 수 있다. 가압상태가 아닌 참고문헌 [8]의 결과와 비교하여 유기전압은 상승하고 있으며 이것은 작동 압력의 증가로 네른스트 및 활성화 과전압의 손실이 감소하기 때문이다. 또한 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.

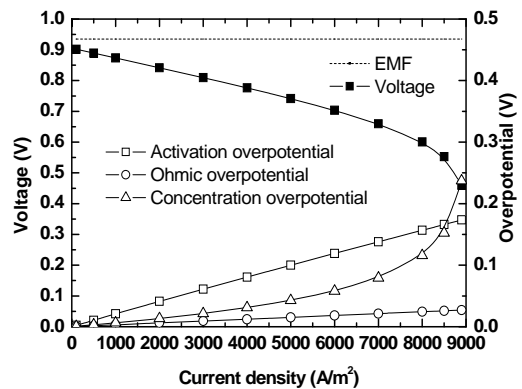


Fig. 4 Cell voltage and overpotential

유기전압에 대한 위의 계산 결과들은 이미 보고되어 있는 실험 결과 [9], [10]들과 비교하여 비슷함을 제공하고 있으므로 해석의 타당성이 확인된다.

4.3 스택 작동온도의 영향

Fig. 5-(a),(b),(c),(d)는 전류밀도=3000 A/m², 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 5-(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 5-(b)는 시스템의 효율과 에코노마이저에서의 회

수 열량, Fig. 5-(c)는 하이브리드시스템의 전기 출력에 대한 스택 및 가스터빈의 부하 분담률을 그리고 Fig. 5-(d)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말한다.

Fig. 5-(a)로부터 작동온도가 증가함에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소이용률은 높아지고 가스터빈의 산소이용률은 낮아짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로 전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 작용하기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압의 감소 즉 전기화학반응의 저항(비가역성)이 줄어들어 셀에서 발생하는 열량이 감소하는 효과와 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각효과가 증대되는 이유로 스택에서 소요되는 공기량이 줄어드는 것과 스택의 부하 분담률이 증가하여 스택에 공급되는 연료량이 늘어나는 영향 때문이다. 이것은 Fig. 5-(c), (d)에서 부하 분담률, 공기압축기 소요동력, 예열기 공기 출구온도 즉 스택 공기 입구온도의 변화로부터 확인할 수 있다. 그리고 연소기의 산소이용률이 감소하는 것은 Fig. 5-(c)에서 나타나듯이 공기량의 감소(연소가스량의 감소)로 가스터빈의 부하 분담률이 줄어들어 연소기에 공급되는 연료량이 작아지는 효과가 크게 작용하기 때문이다.

Fig. 5-(b)에서 시스템의 전기적 효율은 작동온도의 상승에 따라 증가하는데 이것은 셀 유기전압이 증대되고 공기압축기 소요 동력이 감소하는 효과와 더불어 평균적으로 효율이 높은 스택의 부하 분담률이 늘어나기 때문이다. 총 효율도 같은 경향을 보이니 작동온도에 대한 증가율은 예코노마이저에서의 열 회수량이 감소함에 따라 전기적 효율보다 줄어든다. 열 회수량이 감소하는 것은 예코노마이저의 거의 일정한 입구온도에도 불구하고 통과하는 가스량이 줄어들기 때문이다.

Fig. 5-(c)는 스택의 작동온도 증가에 따라 스택의 부하 분담률은 늘어나고 가스터빈의 부하 분담률은 줄어들음을 보여준다. 이것은 작동온도가 상

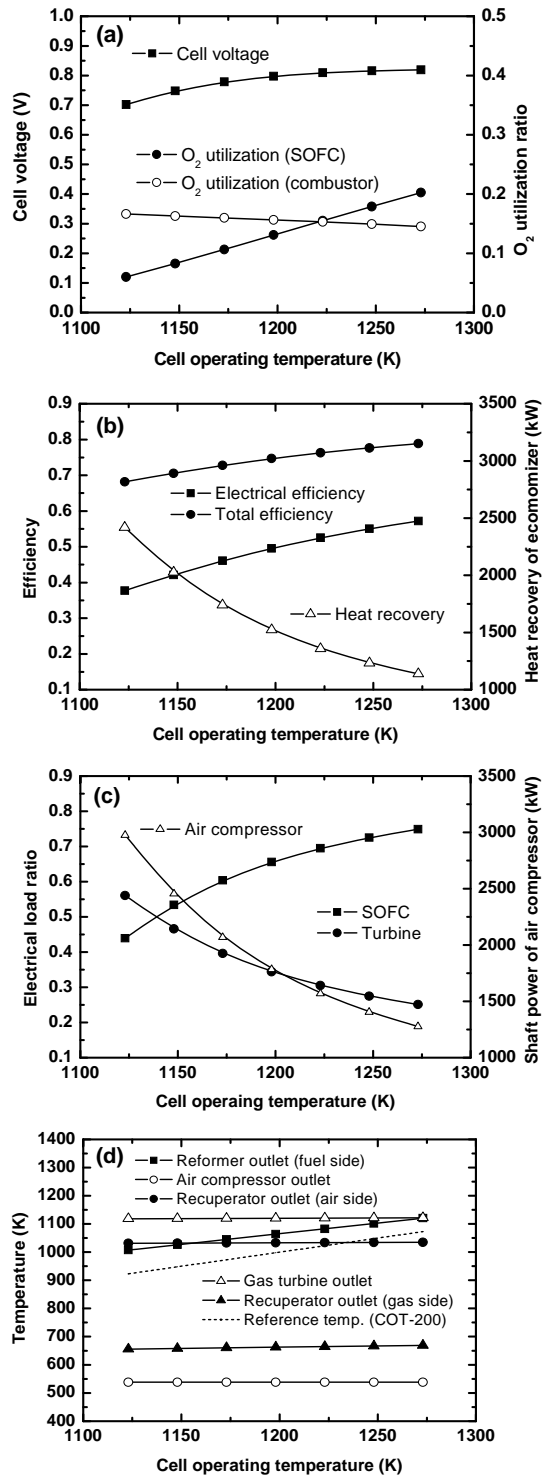


Fig. 5 Effect of cell operating temperature

승함에 따라 소요 공기량이 감소하여 가스터빈의 출력이 줄어드는 만큼 스택에서 그 출력을 더 분담하기 때문이다. 그리고 그림에서처럼 소요 공기량이 작동온도의 증가에 따라 감소하는 것은 Fig. 5-(a)에서 상술한 바와 같다.

Fig. 5-(d)는 개질가스 출구온도를 제외하고 각 부의 온도는 거의 일정하며 작동온도 1235 K 이상의 영역에서 스택에 공급되는 공기의 입구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선(COT-200 K)를 하회하여 스택의 안전성에 문제를 초래할 수 있음을 보여준다.

4.4 전류밀도의 영향

Fig. 6-(a),(b),(c),(d)는 작동온도=1223 K, 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 6-(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 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 더 많은 냉각용 공기가 필요하게 되기 때문이다(참조 Fig. 6-(c))이다. 그러나 연소기의 산소이용률이 그다지 감소하지 않는 것은 소요 공기량이 증가함에 따라 TIT 일정을 위한 연료공급량도 늘어나기 때문이다.

Fig. 6-(b)는 전류밀도가 높아짐에 따라 유기전압이 줄어들며 공기압축기의 소요 동력이 늘어나고 아울러 평균적으로 효율이 낮은 가스터빈의 부하 분담률이 증가(참조 Fig. 6-(c))하는 이유로 전기적 효율 및 총 효율이 감소하게 됨을 보여준다. 그리고 에코노마이저를 통과하는 가스량의 증가로 열회수량은 늘어나게 된다.

Fig. 6-(c)은 소요 공기량의 증가로 인한 가스터빈의 출력 상승과 부하 분담률의 증가를 설명하고 있다.

Fig. 6-(d)는 계산범위 내에서 각 부의 온도는 거의 일정한 상태를 유지하며 스택 공급유체 최저온도한계와 재료의 열내구성을 초과하는 경우가 발생하지 않음을 보여준다.

4.5 압력비의 영향

Fig. 7-(a),(b),(c),(d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 7-(a)로부터 압력비가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 증가함을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 4.2 절에서 설명한 바와 같이 네른스트 및 활성화 과전압의 손실이 압력비의 증가와 함께 감소하기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 커지는 것은 유기전압의 증가와 함께 스택에서 발생하는 열량이 감소하고 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각효과가 증대되는 이유(참조 Fig. 7-(c),(d))로 스택의 소요 공기량이 줄어들기 때문이다.

Fig. 7-(b)에서 시스템의 전기적 효율 및 총 효율은 낮은 압력비 영역에서 크게 증가하지만 압력비=3.0 이상의 영역이 되면 거의 일정하거나 완만한 상승곡선을 그리게 된다. 이것은 압력비 증가에 따라 소요 공기량의 감소에도 불구하고 압축기의 소요 동력이 크게 증가(참조 Fig. 7-(c))하는 영향을 받기 때문이다.

Fig. 7-(c)는 압력비 커짐에 따라 가스터빈의 부하 분담률이 감소하고 스택의 부하 분담률은 증가함을 보여준다. 이는 압력비의 상승에 따라 연소 가스량의 감소와 압축기 소요 동력이 증가하여 전력화되는 가스터빈의 동력이 줄어들기 때문이다.

Fig. 7-(d)는 가스터빈 압력비의 증가에 따라 시스템의 각부 온도가 크게 변한다는 것을 보여준다. 아울러 압력비=4.5 이상의 영역에서 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하게 됨을 보여주며 이는 스택의 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

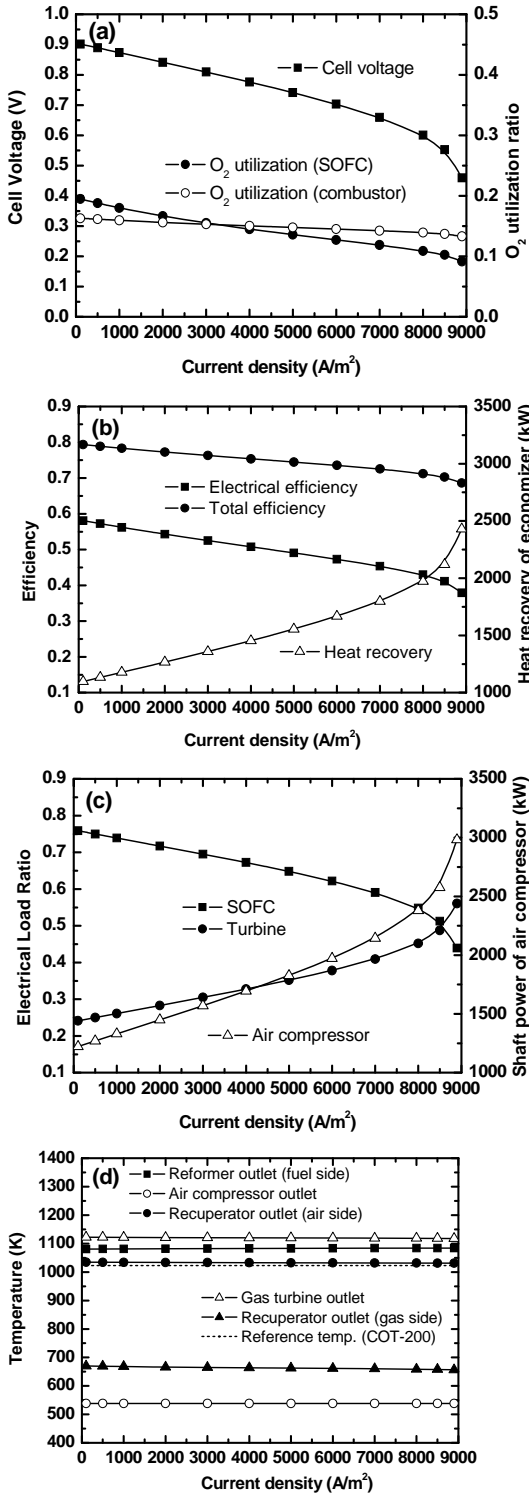


Fig. 6 Effect of cell current density

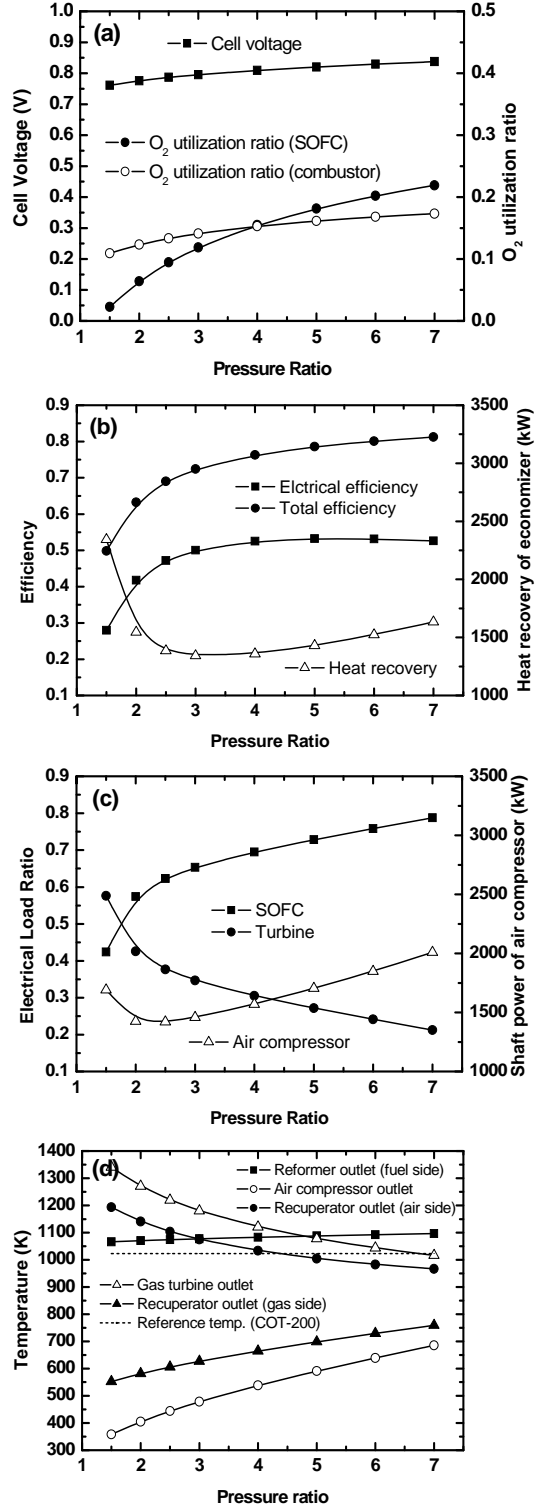


Fig. 7 Effect of turbine pressure ratio

4.6 예열기 온도효율의 영향

Fig. 8-(a),(b),(c),(d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 압력비=4, TIT=1448 K 인 경우 시스템 특성에 대한 예열기 온도효율의 영향을 나타낸 것이다.

예열기 온도효율의 증가는 스택에 공급되는 공기 온도의 상승(참조 Fig. 8-(d))을 의미하므로 공기량이 증가하여 스택 및 연소기의 산소 이용률이 감소하게 됨을 Fig. 8-(a)에서 볼 수 있다. 그러나 셀의 유기전압에는 큰 변화가 없다.

Fig. 8-(b)는 예열기 온도효율의 증가와 함께 전기적 효율은 거의 변화가 없으나 총 효율은 감소하는 경향을 보인다. 전기적 효율에 변화가 없는 것은 스택의 유기전압이 거의 일정하고 부하 분담률의 변화도 다른 파라메타에 비하여 크지 않으며 또한 소요 공기량의 증가와 함께 연소기 입구 공기 온도가 상승하여 TIT를 유지하기 위한 공급연료의 증가율이 감소하는 이유 때문이다. 반면 에코노마이저에서의 열 회수량이 줄어들어 총효율이 감소하는 것은 연소 가스량의 증가에도 불구하고 에코노마이저 입구온도가 감소(참조 Fig. 8-(d))하는 영향이 크게 작용하기 때문이다.

Fig. 8-(c)는 예열기 온도효율이 증가함에 따라 가스터빈에 유입되는 연소 가스량이 증가하여 가스 터빈의 출력과 부하 분담률이 상승하게 됨을 보여 준다. 온도효율 0.83 이하의 영역에서는 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 스택의 안전 운전을 위하여 그 영역에서의 운전은 제한되어야 함을 Fig. 8-(d)에서 확인할 수 있다.

4.7 TIT의 영향

Fig. 9-(a),(b),(c),(d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85인 경우 시스템 특성에 대한 TIT의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 9-(a)로부터 TIT의 상승에 따라 스택의 유기전압에 거의 변화가 없지만 스택의 산소이용률은 감소하고 연소기의 산소이용률은 증가한다는 것

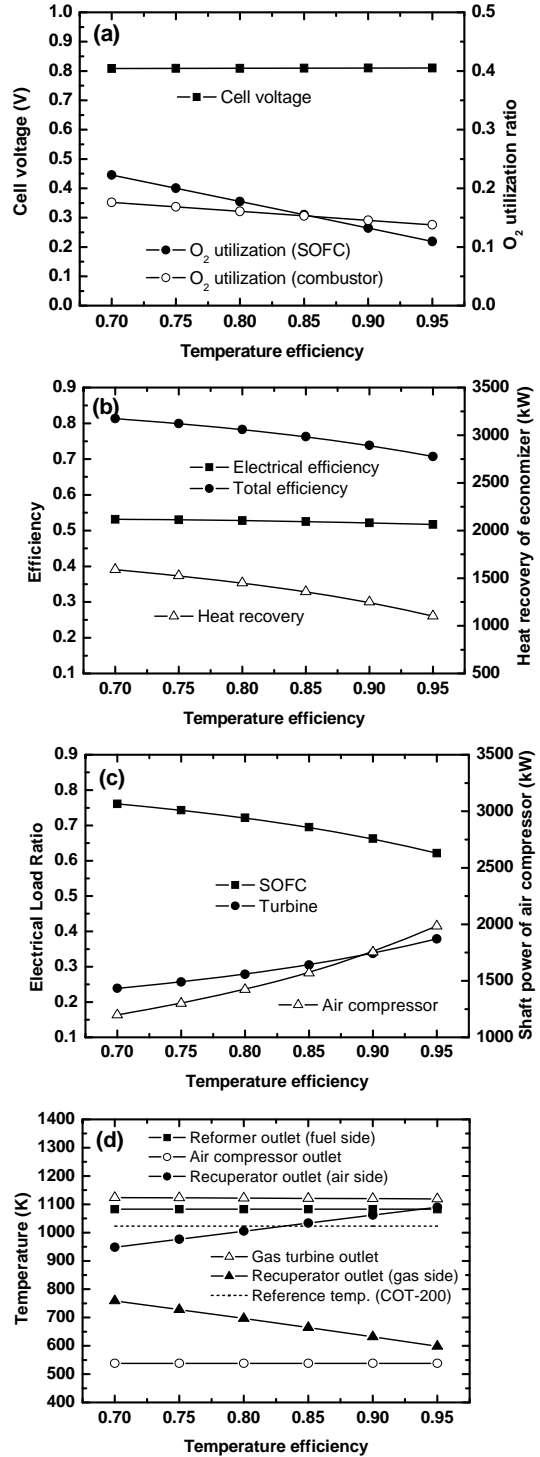


Fig. 8 Effect of temperature effectiveness for recuperator

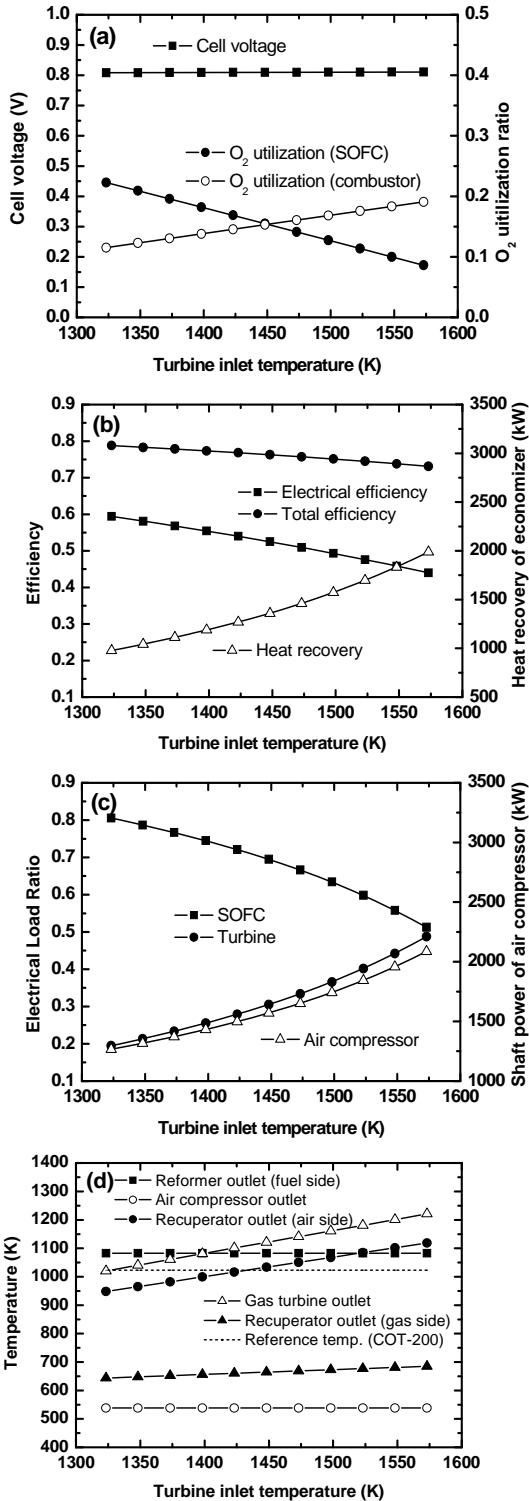


Fig. 9 Effect of TIT

을 볼 수 있다. 스택의 산소이용률이 감소하는 것은 스택에 공급되는 공기의 온도가 상승하여 소요되는 공기량이 증가하는 것과 스택의 부하 분담률이 줄어드는 이유 때문이며 연소기의 산소이용률이 증가하는 것은 TIT 상승에 따라 연소기에 공급되는 연료량이 늘어나기 때문이다.

Fig. 9-(b)는 TIT의 상승에 따라 감소하는 전기적 효율과 총 효율의 변화를 보여주나 총 효율의 감소율은 그다지 크지 않다. 전기적 효율이 감소하는 것은 유기전압 일정으로 효율이 높은 스택의 부하 분담률은 떨어지고 평균적으로 효율이 스택보다 낮은 가스터빈의 부하 분담률이 높아지기 때문이다. 그러나 전기적 효율의 큰 감소에도 총 효율의 감소율이 그다지 크지 않은 것은 에코노마이저 입구 가스온도(참조 Fig. 9-(d))와 가스유량의 변화로 에코노마이저의 회수 열량이 증가하기 때문이다.

Fig. 9-(c)는 TIT가 증가함에 따라 공기압축기의 소요 동력이 늘어나지만 더불어 가스터빈에 유입되는 연소 가스량이 증가하여 가스터빈의 출력과 부하 분담률이 상승하게 됨을 보여준다.

Fig. 9-(d)로부터 TIT의 변화에 따라 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저온도한계선을 하회하는 위험한 영역이 존재함을 알 수 있다. 스택 운전의 안전성을 확보하기 위해서는 효율의 저하에도 불구하고 TIT를 1425 K 이상으로 유지할 필요가 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 고효율, 친환경 동력발전장치로 주목을 받고 있는 연료전지와 가스터빈을 복합한 하이브리드시스템을 선박용 추진 및 전기동력 발생 장치로 채용할 경우에 대하여 안전성을 고려한 시스템의 구성을 제안하고, 시스템 시뮬레이션 모델링을 통한 셀 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기 온도효율, TIT가 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 안전성을 고려한 선박용 SOFC/GT 하이브

리드시스템을 제안한다.

(2) 스택 작동온도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 상승하나 안전을 위하여 스택 공급유체 최저온도한계선을 하회하는 작동온도=1235 K 이상의 영역은 제한되어야 한다.

(3) 스택 전류밀도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 시스템의 각 부 온도는 스택 공급유체 최저온도 한계선 및 장치의 재료 열내구성 한계온도로부터 자유롭다.

(4) 가스터빈 압력비의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 낮은 압력비 영역에서 급격히 증가하지만 이후 완만히 증가하거나 전기적 효율의 경우최대점 영역을 가진다. 그리고 압력비=4.5 이상의 영역에서는 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 회피되어야 한다.

(5) 예열기 온도효율이 시스템의 전기적 효율에 미치는 영향은 미미하나 총 효율과 스택의 부하 분담률은 온도효율의 증가에 따라 감소하는 경향을 보인다. 그리고 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하는 예열기 온도효율=0.83 이하의 영역은 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

(6) TIT의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 TIT=1425 K 이하의 영역은 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 안전상 회피되어야 한다.

참고문헌

[1] 김명환, "선박 동력발생용 연료전지시스템 기술개발의 전망에 대한 고찰", 한국마린엔지니어링학회지, 제31권, 제8호, 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.
- [7] 上松宏吉, 燃料電池發電システムと熱計算, オーム社, 2004.
- [8] 김명환, "선박동력용 SOFC시스템의 성능 및 안전성 해석", 한국마린엔지니어링학회지, 제 33권, 제 2호, pp. 233-243, 2009.
- [9] T. Setoguchi, K. Okamoto, K. Eguchi, H. Arai, "Effects of anode material and fuel on anodic reaction of solid oxide fuel cells", Journal of Electrochemical Society, Vol. 139, pp. 2875-2880, 1992.
- [10] S.C. Singhal, "Advances in Solid Oxide Fuel Cell Technology", Solid State Ionics, Vol. 135, pp. 305-313, 2000.

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