

상압 용융탄산염 연료전지와 가스터빈을 결합한 하이브리드 시스템의 성능설계 해석

정 영 현* · 김 동 섭†

(2003년 1월 14일 접수, 2003년 8월 23일 심사완료)

Performance Design Analysis of Hybrid Systems Combining Atmospheric Pressure Molten Carbonate Fuel Cell and Gas Turbine

Young Hyun Jeong and Tong Seop Kim

Key Words : MCFC(용융탄산염 연료전지), Gas Turbine(가스터빈), Hybrid System(하이브리드 시스템), Efficiency(효율), Specific Power(비출력), Heat Recovery Unit(열회수장치)

Abstract

Design performance of hybrid power generation systems, comprised of a gas turbine and an atmospheric pressure molten carbonate fuel cell, has been analyzed. Two different configurations were analyzed and performances were compared. A reference calculation was performed for the design condition of a system under development and simulated results agreed well with the published data. Performances were analyzed in terms of main design parameters including turbine inlet temperature, operating temperature of the fuel cell and pressure ratio. Also examined were the effects of fuel utilization factor and heat exchanger effectiveness. It was found that the relationship between the turbine inlet temperature and the fuel cell temperature should be critically examined to evaluate achievable design performance. Considering current state of the art technologies, a system with the combustor located before the turbine could achieve higher efficiency and specific power than the other system with the combustor located after the turbine.

기호설명	
A	: 면적
E	: 전압 포텐셜
F	: Faraday 상수
F/A	: 연공비
G	: Gibbs 에너지
\bar{h}	: 단위몰당 엔탈피
HE	: 열교환기
HRU	: 열회수기
I	: 전류
J	: 전류밀도
LHV	: 저위발열량
\dot{m}	: 질량유량
*	회원, 인하대학교 대학원 기계공학과
†	책임저자, 회원, 인하대학교 기계공학과
	Email : kts@inha.ac.kr
	TEL : (032)860-7307 FAX : (032)868-1716
	\dot{n} : 몰유량
	P : 압력
	PR : 압력비
	R : 기체상수
	R_{ohm} : 내부저항
	SCR : 수증기/연료비
	T : 온도
	T_c : 연료전지 셀온도
	TIT : 터빈입구온도
	U_f : 연료이용률
	V : 전압
	\dot{W} : 출력
	η : 효율
	ρ : 저항
	상첨자
	o : 표준상태

하첨자

- a : 연료극
- AC : 교류
- c : 공기극
- DC : 직류
- FC : 연료전지
- GT : 가스터빈
- N : Nernst

1. 서론

최근 들어서 저공해이면서도 효율이 높은 새로운 발전시스템의 개발에 대한 관심이 고조되고 있다. 특히 열기관들에 비하여 효율이 높은 연료전지와 고성능이고 콤팩트하면서도 비교적 친환경적인 가스터빈간의 결합에 의한 하이브리드(hybrid) 시스템에 대한 관심이 높아지고 있다. 하이브리드 시스템을 위해서는 고온에서 작동하는 연료전지가 필요한데, 비교적 개발역사가 긴 용융탄산염 연료전지(MCFC, molten carbonate fuel cell)와 최근 급속한 기술개발이 이루어지고 있는 고체산화물 연료전지(SOFC, solid oxide fuel cell)가 대상이 되고 있다. 하이브리드 시스템은 연료전지의 작동압력에 따라서 가압형과 상압형으로 구분된다.

하이브리드 시스템은 아직 개념설계 단계에서 크게 벗어나지 못하고 있으므로 기초 연구를 통한 다양한 시스템들이 제시되고 있다. 여러 시스템들 중에서 현재 상용시스템으로서 개발이 가장 활발한 것으로는 상압형 MCFC 시스템⁽¹⁾과 가압형 SOFC 시스템⁽²⁾을 들 수 있다. SOFC는 높은 작동 온도(800°C 이상)를 특징으로 하며 최근 가압형 하이브리드 시스템에 대한 연구와 개발이 이루어지고 있다.⁽³⁾ 한편 MCFC는 상대적으로 낮은 온도(650°C 정도)에서 작동하며, 국내에서도 기초 스택 제작 기술이 진전을 보이고 있으므로⁽⁴⁾ 더욱 효율을 높이기 위한 하이브리드 시스템의 개발도 고려해 볼 수 있을 것으로 판단된다.

두 개의 독립적인 구성요소를 결합하는 모든 시스템들에서와 마찬가지로 MCFC와 가스터빈을 결합하는 방식에 있어서도 여러 가지가 있을 수 있으며, 실제로 다양한 형태가 연구의 대상이 되고 있다.⁽⁵⁻⁷⁾ 그러나 빠른 실용화를 위해서는 비교적 단순한 형태의 시스템이 우선적으로 고려될 수밖에 없으므로 현재 가장 상용화에 근접해 있는 시스템^(1,8)도 비교적 다른 시스템에 비해서는 간단한 구성을 하고 있다. 따라서 본 연구에서는 상용화에 근접해 있고 형태상으로 비교적 단순한 상압

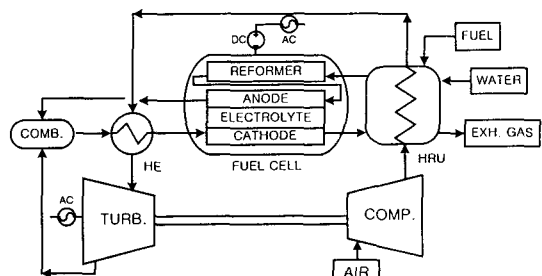
형 MCFC와 가스터빈을 결합한 하이브리드 시스템을 대상으로 하여 주요 설계 파라미터 변화에 따른 전체 시스템의 성능을 파악하는 것이 목적이다. 상용화를 위하여 개념설계된 시스템을 대상으로 계산 결과를 확인한 뒤, 가스터빈, 연료전지 및 열교환기에서의 주요 설계 파라미터가 시스템 효율과 출력에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 기본 시스템과 고온부 형태가 다르게 구성된 시스템도 해석하여 시스템의 국부적 구성차이에 의한 성능개선 여부를 분석하였다.

2. 시스템 구성 및 모델링

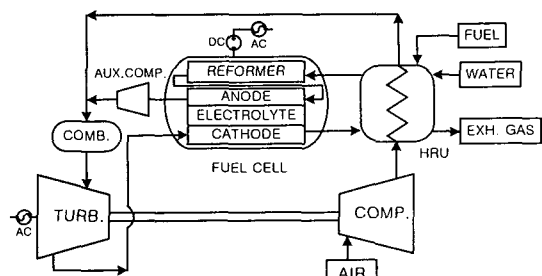
2.1 시스템 구성 및 개요

본 연구에서는 Fig. 1 과 같은 두 가지 형태의 시스템들을 다루고자 한다. 두 시스템 모두 연료전지가 상압에서 작동한다. 시스템 A가 현재 상용화를 위하여 개발되고 있는 시스템^(1,8)을 모델링한 것이며, 시스템 B는 터빈 입출구 부분의 구성을 A와 다소 다르게 둔 형태이다.

시스템 A의 구성을 살펴보면 다음과 같다. 터빈 출구를 거친 가스가 MCFC에 공급되어 연료전지가 상압에서 작동한다. 압축기에서 압축된 공기는 열회수기(HRU)로 보내지고 연료전지의 공기극(cathode) 배출가스의 열을 흡수하여 예열된 후 열



(a) System A



(b) System B

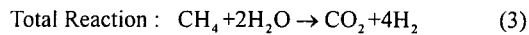
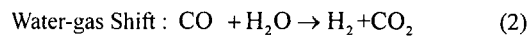
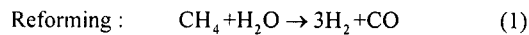
Fig. 1 Configurations of two MCFC/GT hybrid systems

교환기(HE)로 보내지게 된다. 공급되는 연료와 물은 열회수기에서 예열되어(물은 수증기로 변환됨) 셀 내부의 개질기(internal reformer)로 공급된다. 연료(천연가스, 해석에서는 메탄으로 생각함)는 내부 개질기에서 수증기와 반응하여 수소로 변환되어 연료극으로 공급된다. 연료극의 수소와 공기극의 산소는 전해질을 사이에 두고 전기화학반응에 의해 탄산이온과 전자의 이동을 통해서 전기를 발생시킨다. 흡열반응인 개질과정에 필요한 열은 발열반응인 셀의 전기화학반응으로부터 공급받는다. 화학반응 후 잉여 연료는 터빈에서 팽창된 공기와 함께 연소기에서 완전연소된다. 연소기에서 생성된 열은 열교환기에서 압축공기가 흡수하여 터빈에서 팽창된다. 이런 과정으로서 자연스럽게 연료전지 화학반응에 필요한 이산화탄소가 연료전지로 공급된다. 공기극 배출가스는 열회수기로 보내져 수증기를 생성하고 연료를 예열한다.

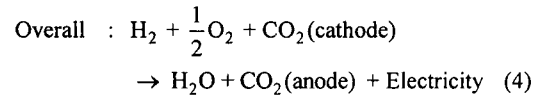
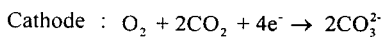
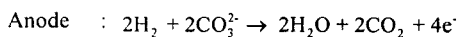
시스템 B의 경우에는 연료전지에서 반응하고 남은 연료가 열회수기에서 예열된 공기로 연소된다. 연소가스는 바로 터빈으로 유입하여 팽창한 후 연료전지로 공급된다. 기타 구성부는 A와 동일하다. 즉, 연소기가 A에서는 터빈 뒤에 위치하고, B에서는 터빈 앞에 위치하는 것이 차이점이다.

2.2 모델링

하이브리드 시스템의 구성부는 크게 가스터빈, 연료전지 그리고 열교환기로 나뉜다. 연료전지는 연료를 수소로 변환시키는 개질기와 수소와 산소간의 반응이 일어나는 셀로 나눌 수 있다. 셀은 연료극과 공기극 및 전해질층으로 이루어진다. 개질기에서는 다음 식들과 같이 1차, 2차 반응을 거쳐 수소와 이산화탄소가 발생하는 완전 개질이 이루어진다고 가정한다.



셀에서는 공기극으로 공급된 가스성분 중 산소와 이산화탄소가 반응하여 탄산이온이 생성된다. 탄산이온은 전해질을 통해 연료극으로 이동하여 수소와 반응하게 되는데 이때 전기가 발생되고 연료극에선 수증기가 배출된다. 셀 내부에서의 순수 전기화학반응은 다음과 같다.



연료개질을 위하여 공급되는 수증기의 양은 다음 식으로 정의되는 수증기/연료비(steam carbon ratio, SCR)에 따라 정해진다.

$$\text{SCR} = \frac{\dot{n}_{\text{H}_2\text{O}}}{\dot{n}_{\text{CH}_4}} \quad (5)$$

한편, 식 (3)에 의해 생성된 수소가 모두 산소와 반응하는 것이 아니고 일부는 반응 후 남게 된다. 이를 결정하는 설계 파라미터가 연료이용률(utilization factor, U_f)로서 본 연구에서는 다음과 같이 정의한다. 이용율은 셀 자체의 특성이므로 공급되는 연료(메탄)을 기준으로 정의하지 않고 셀에서의 수소의 이용율로 정의하였다.

$$U_f = \frac{\dot{n}_{\text{H}_2, \text{reacted}}}{\dot{n}_{\text{H}_2, \text{supplied}}} \quad (6)$$

연료이용률을 제한하는 이유는 이 값이 너무 높을 경우에 셀 말단부에서 연료가 희박해져 셀의 전압 손실이 커질 가능성이 있기 때문이다.⁽⁹⁾ 또 하나의 중요한 연료전지 설계 파라미터는 전류밀도(current density, J)로서 셀을 통하여 발생하는 전류를 셀의 면적으로 나눈 것이다. 이 값은 설계 및 경제적인 측면에서 중요한 인자서 전압손실과 성능에 영향을 주므로 적절한 선택이 필요하다.

연료전지 전압은 Nernst식에 의해 구할 수 있는데 셀 내부의 전압 손실 모델을 적용하여 실질적인 셀의 발생전압을 구하게 된다. 이론적인 Nernst 포텐셜은 다음 식과 같이 계산된다.⁽⁹⁾

$$\begin{aligned} E_N = E^0 + \frac{RT_c}{2F} \ln \left(\frac{P_{\text{H}_2} P_{\text{O}_2}^{1/2} P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{H}_2\text{O}} P_{\text{CO}_2}} \right) \\ \text{여기서 } E^0 = -\Delta G^0 / 2F \quad (7) \end{aligned}$$

ΔG^0 는 표준상태(1기압)에서의 생성물과 반응물 사이의 Gibbs 자유에너지 차이로서 셀의 작동 온도(T_c)가 주어지면 이상기체 물성치로부터 구해진다. F 는 패러데이상수(96,486 coulomb/mol), R 는 기체상수이며 P 는 각 성분의 분압을 의미한다. 식 (7)의 2는 수소 1몰당 2몰의 전자가 발생함을 의미한다.

셀에서의 내부저항(ohmic resistance)과 전기분극

(polarization)에 의해 전압손실이 발생한다. 손실이 보정된 실질적인 셀 전압은 다음 식으로 계산된다.

$$V = E_N - J(R_{ohm} + \rho_a + \rho_c) \quad (8)$$

여기서 J 는 전류밀도, R_{ohm} 은 셀 내부저항이며 ρ 는 분극저항이다. 하첨자 a, c 는 각각 연료극과 공기극을 의미한다. 내부저항과 분극저항은 사용하는 전극 및 전해질 재료에 따라 달라지며 또한 시간에 따라 전극구조의 변화 및 전해질 손실에 의해 증가하게 된다.⁽¹⁰⁾ 본 연구에서 내부저항과 분극저항은 기존의 실험자료에 바탕을 둔 다음식⁽¹¹⁾에 의하여 계산한다.

$$R_{ohm} = 0.5 \times 10^{-4} \exp \left[3016 \left(\frac{1}{T_c} - \frac{1}{923} \right) \right] \quad (9a)$$

$$\rho_a = 2.27 \times 10^{-9} \exp \left(\frac{6435}{T_c} \right) P_{H_2}^{-0.42} P_{CO_2}^{-0.17} P_{H_2O}^{-1.0} \quad (9b)$$

$$\rho_c = 7.505 \times 10^{-10} \exp \left(\frac{9298}{T_c} \right) P_{O_2}^{-0.43} P_{CO_2}^{-0.09} \quad (9c)$$

셀의 작동온도(T_c)는 연료전지 전체(셀과 개질기)에 대한 에너지 보존식으로부터 구할 수 있다. 셀의 작동온도는 가스출구에서의 값으로 대표하며 연료극과 공기극의 출구온도는 동일하다고 가정하였다. 셀에서의 에너지 식은 다음과 같다. 하첨자 DC는 직류를 의미한다.

$$\sum_R \dot{n}_i \bar{h}_i = \sum_P \dot{n}_i \bar{h}_i + \dot{W}_{FC,DC} \quad (10)$$

여기서 R 과 P 는 각각 반응물과 생성물들을 의미하고 \dot{n}_i 은 각 성분의 몰 유량을 나타낸다. 식 (11)은 연료전지 출력을 계산하는 식이다. 유입되는 연료의 유량과 연료이용율이 주어지면 전류가 정해지고 이어서 단위전지의 전압을 곱하여 직류 출력이 계산된다. 전류밀도를 주었으므로 필요한 연료전지 면적도 계산 가능하다.

$$\dot{W}_{FC,DC} = VI = VJA$$

$$\text{여기서 } I = \dot{n}_{H_2} \cdot 2F \quad (11)$$

연료전지에서 반응하고 남은 연료는 모두 연소되며 연소시키는 위치는 시스템 A, B에서 각각 터빈의 뒤와 앞으로 서로 다르다. A에서는 연소로 발생된 열이 압축공기를 가열시키고 가열된 공기는

터빈에서 팽창되어 추가 동력을 생산한 뒤 열교환기를 거쳐 연료전지로 유입된다. 한편 B에서는 연료전지의 연료극 배출물이 가압되어 연소기에 보내지게 되고 열회수기에서 예열된 공기와 함께 완전 연소된 후 터빈에서 팽창된다.

요구하는 터빈입구온도(TIT) 또는 연료전지 셀 온도(T_c)가 주어지면 이를 맞추기 위한 연공비(F/A)를 반복 계산에 의하여 구하므로써 시스템 해석이 수행된다. 시스템 전체 출력과 효율은 다음과 같이 계산된다.

$$\eta = \frac{\dot{W}_{total,AC}}{(\dot{m} \cdot LHV)_{fuel}}$$

여기서

$$\text{system A : } \dot{W}_{total,AC} = \dot{W}_{FC,AC} + \dot{W}_{GT,AC}$$

$$\text{system B : } \dot{W}_{total,AC} = \dot{W}_{FC,AC} + \dot{W}_{GT,AC} - \dot{W}_{aux.comp.} \quad (12)$$

계산은 이상기체 물성치⁽¹²⁾에 기초한다.

3. 해석

3.1 용융탄산염 연료전지(MCFC)

연료전지와 가스터빈의 하이브리드 시스템에서는 연료전지의 출력 비중이 더 크며, 각각 단독으로 운전될 때에도 연료전지가 가스터빈에 비하여 훨씬 높은 효율을 보인다. 따라서 하이브리드 시스템은 전체적으로 볼 때 연료전지를 기본으로 하고 가스터빈을 결합하여 성능을 향상시키는 시스템으로 해석할 수도 있다. 따라서 하이브리드 시스템의 성능을 분석하기에 앞서 연료전지 단독 시스템의 성능수준을 살펴보는 것이 필요하다. Fig 2에 상압에서 운전되는 연료전지 시스템의 구성을 보였다. 연료전지의 출력을 좌우하는 가장 큰 파라미터는 작동온도로서 Fig. 3에 셀의 작동온도(T_c)에 따른 비출력(단위 공기 유량당 출력)과 효율을 보였다. 시스템 내부 파라미터들은 다음 절에 본격적으로 설명할 하이브리드 시스템의 파라미터들과 동일하게 두었다. 현재 설계수준으로 알려진 650°C 정도에서 효율이 약 56%로서 알려진 값들과 유사한 수준을 보인다. 온도가 높아질수록 성

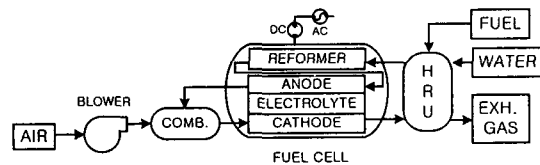


Fig. 2 Atmospheric pressure MCFC system

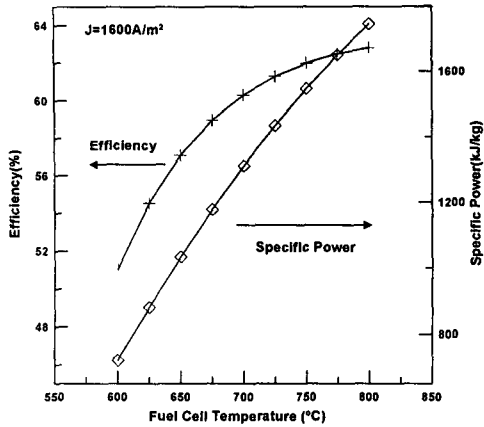


Fig. 3 Variations in efficiency and specific power of MCFC operating at atmospheric pressure

능이 좋아지는 것은 일반적인 연료전지들의 특성으로서 셀전압이 증가하기 때문이다. 온도가 높아지면 이론적인 Nernst 전압은 감소하지만, 식 (9)가 나타내는 바와 같이 온도가 높을수록 전압 손실이 작아지기 때문에 실제 발생전압은 온도가 높을수록 높아지고 연료전지 효율과 출력이 향상된다.

3.2 하이브리드 시스템 A

시스템 A는 현재 상용화를 목표로 개발이 진행 중인 시스템을 모사한 것으로서 본 연구에서 계산과정의 검증과 합리적인 내부 파라미터들을 선정하는 기준으로 삼았다. 먼저 발표된 기준 설계자료⁽⁸⁾를 바탕으로 모사한 자료를 Table 1에 나타내었다. 가스터빈 각 요소의 압력손실과 교류발전기 손실 및 연료전지 발전기의 직교류 변환손실 등도 고려하였다. 터빈입구온도, 압력비, 전류밀도 등은 발표되고 있는 값으로 설정하고, 시스템 출력이 20MW급이 되도록 공기유량을 정하였다. 가스터빈의 압력비는 다소 낮아 보이나 이는 전체 시스템의 효율을 최적화하기 위함이다. 현재까지 개발된 바로는 MCFC의 작동온도(650°C)가 높지 못하기 때문에 이 시스템의 터빈입구온도도 그리 높지 못하다는 특징이 있다. 현 계산에서 셀온도는 666°C로 계산되었다. 그럼에도 불구하고 효율이 매우 높다. 특히 800°C이상에서 운전되는 가압형 SOFC시스템(효율 60% 초반, 비출력 420 kJ/kg⁽³⁾)에 비하여 효율과 비출력이 모두 높다. SOFC 시스템에서는 압력비가 유사하고 터빈입구온도 900°C 정도로 상당히 높을 때 비로서 본 계산과 유사한 성능이 가능하다.⁽³⁾ 계산결과 셀전압 및 비출력과 효율 등이 제작사 자료에 상당히 근접하고 있어서 모

Table 1 Reference design parameters.

Fuel	Methane
GT parameters	
Compressor inlet temperature	15 °C
Turbine inlet temperature	660 °C*
Pressure ratio	2.63*
Compressor efficiency	0.85
Turbine efficiency	0.90
Heat Exchanger Effectiveness	
Air side at HRU	0.86
Water side at HRU	0.78
Fuel side at HRU	0.78
Air side at HE	0.89
Fuel Cell parameters	
Fuel utilization factor	0.78
Steam/Carbon ratio	2.5
Current density	1600 A/m ² *
Performance data	
Air flow rate	36.775 kg/s
Fuel/air ratio	0.01553 (kg/kg)
Cell voltage	0.8009 V (0.817 V)**
GT power (AC)	2.865 MW
FC power (AC)	16.502 MW
Total power (AC)	19.367 MW
Specific power	526 kJ/kg (518kJ/kg)**
Efficiency	68 % (66%)**

* data given for analysis

** data from conceptual design of the manufacturer

델링과 계산과정이 합리적인 것으로 풀이된다. 전체 출력 중 연료전지가 약 85%를 차지한다.

이 계산을 바탕으로 주요 설계 파라미터들이 성능에 미치는 영향을 분석하였다. 일단 기준이 되는 시스템 대표온도는 터빈입구온도로 하였다. 추후 셀온도를 기준으로 한 성능 분석도 보일 것이다. 먼저 출력 특성을 살펴보면 Fig. 4와 같다. 특정한 터빈입구온도(Table 1의 기준 설계점 온도인 660 °C)에서 압력비 변화에 따른 설계 출력을 보이고 있다. 압력비가 높아지면 터빈출구의 온도가 낮아지게 되고 터빈입구온도를 유지하기 위해서 연소기에서는 더 많은 양의 연료가 필요하게 된다. 연료전지에서 반응하고 남은 연소성분(수소)이 연소기에 공급되는 것이므로 연소기의 연료공급이 증가한다는 것은 전체적인 연료량이 증가한다는 것을 의미한다. 결국 더 많은 양의 연료가 연료전지에 공급되게 되고 연료전지의 출력은 연료량에 비례하여 증가한다(식 (11) 참조). 터빈입구온도가 낮으므로 가스터빈은 비교적 낮은 압력비에서 최대 설계출력을 갖는다. 그러나 가스터빈의 출력 비중이 상대적으로 낮기 때문에 결과적으로 하이브리드 시스템의 설계출력은 압력비가 높

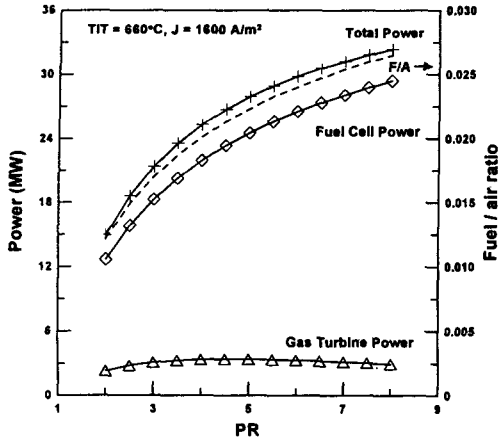


Fig. 4 Variations in power and fuel/air ratio of the hybrid system A (air flow rate = 36.775 kg/s)

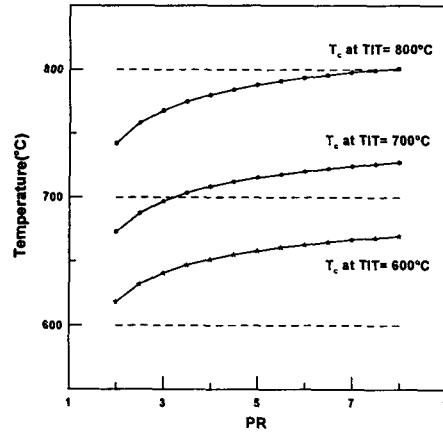


Fig. 6 Variation in fuel cell temperature of the hybrid system A

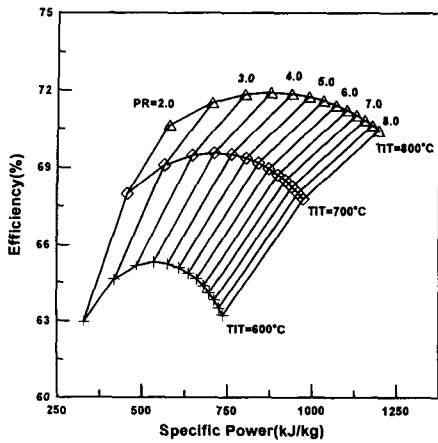


Fig. 5 Design performance map of the hybrid system A

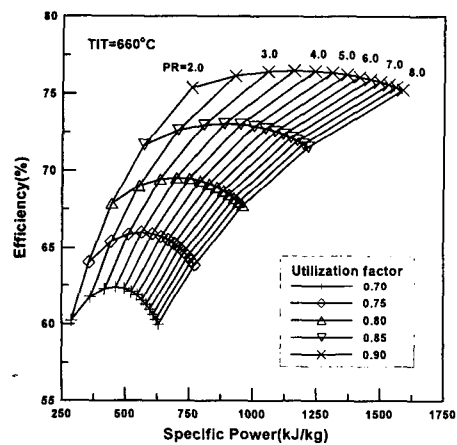


Fig. 7 Effect of fuel utilization factor on the performance of the hybrid system A

아질수록 커진다.

터빈입구온도와 압력비에 따른 하이브리드 시스템의 설계성능 특성을 Fig. 5에 비출력-효율 선도로서 나타내었다. 터빈입구온도의 증가는 비출력과 효율의 증가를 가져온다. 주어진 터빈입구온도에서 일정 압력비 이후에는 압력비 상승에 따른 연료량의 증가율이 출력상승을 보다 커져서 효율은 감소한다. 효율은 비교적 낮은 압력비(3~4)에서 최대값을 갖는다. 성능특성은 가압형 SOFC를 사용한 시스템⁽³⁾과 정성적으로 유사하다.

한편 Fig. 6에는 세가지 터빈입구온도에서 압력비에 따른 연료전지 셀의 작동온도 변화를 나타내었다. 일정한 터빈입구온도에서 압력비가 높아지면 열회수기(HRU) 출구의 공기온도가 상승하게 되어 열교환기(HE)에서 열교환량이 감소하므로 공기극(cathode)에 공급되는 가스(산소, 이산화탄소)

의 온도가 높아지게 된다. 따라서 연료전지 작동온도는 상승하게 되고 낮은 터빈입구온도 조건에서 셀의 작동온도가 터빈입구온도보다 더 높아지기도 한다. 한편 터빈입구온도를 높게 설정하면 비교적 높은 압력비까지 셀의 작동온도가 터빈입구온도보다 낮게 나타난다. 터빈입구온도를 충분히 높게 설계하면 열교환기(HE)에서 열교환량이 커져서(터빈입구온도와 열회수기 출구의 공기 온도차가 커짐) 연료전지로 유입되는 가스온도가 충분히 낮게 유지된다. 따라서 연료전지 작동온도도 터빈입구온도에 비하여 낮게 유지된다.

Fig. 7은 중요한 연료전지 내부 설계 파라미터인 연료이용률(U_f)의 영향을 나타내고 있다. U_f 값이 커질수록 연료전지 내에서 전기화학반응에 사용되는 수소량이 증가하여(식 (6) 참조) 출력이 증가한

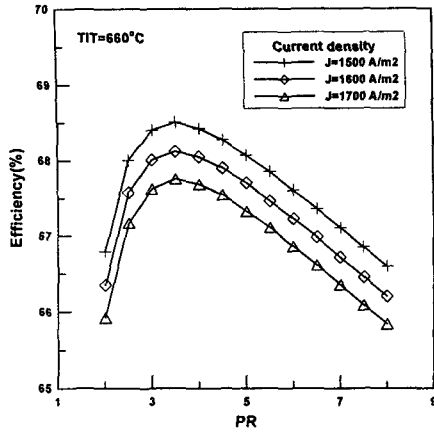


Fig. 8 Effect of current density on the performance of the hybrid system A

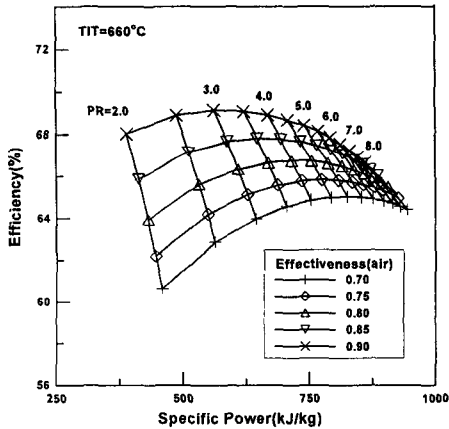


Fig. 9 Effect of air side heat exchange effectiveness at the heat recovery unit for the hybrid system A

다. 터빈입구온도가 일정하면 가스터빈출력에는 변화가 거의 없으나 상대적으로 효율이 높은 연료전지에 많은 양의 연료가 공급되어 전체 시스템의 성능이 향상된다는 것을 의미한다.

대표적인 연료전지의 제작기술 수준을 나타내는 파라미터인 전류밀도가 성능에 미치는 영향은 Fig. 8에 나타내었다. 식 (8)을 통해 알 수 있듯이 전류밀도가 높을수록 전압손실이 커져서 연료전지의 출력이 감소하고 결과적으로 전체출력과 효율이 감소한다. 그러나 전류밀도가 높아질수록 셀면적이 줄어들게 되는 장점이 있다.

하이브리드 시스템에서 성능을 좌우하는 큰 요소중 하나는 열교환기들(열회수기, 열교환기)의 열교환효율이다. Fig. 9에 열회수기(HRU)에서 예열되

는 공기의 열교환효율이 설계성능에 미치는 영향을 예시하였다. 같은 압력비에서 열교환효율이 증가하면 공급되는 연료량이 줄어서 효율이 향상된다. 그러나, 연료량의 감소로 인하여 연료전지의 출력이 작아지게 되고 전체 시스템 출력도 감소한다. 압력비가 높아지면 열교환효율의 영향이 크지 않은데, 이것은 열회수기에 공급되는 공기온도가 상승하여 열교환기의 재생효과를 낮추기 때문이다.

지금까지의 결과는 시스템의 대표온도를 터빈입구온도로 두고 분석한 것이다. Fig. 6에 나타난 바와 같이 터빈입구온도의 상승은 연료전지 셀 작동온도의 상승으로 이어진다. 당연히 이 두 온도는 가능한 높게 선정하는 것이 좋을 것이나, 재질의 문제 등 현실적 기술수준에 의하여 제한이 있게 된다. 현재 가스터빈에서는 원하는 총 운전시간(수명)에 따라 다르겠으나 대체로 터빈냉각을 하지 않으면서 약 900°C 정도까지도 설계가 가능하다. 반면에 MCFC는 현 기술수준에서 이보다 많이 낮다고 볼 수 있다. 현재 대략 650°C 이하 수준에서 개발되어 있다. 따라서 실제로는 터빈입구 온도보다는 상대적으로 낮을 수 밖에 없는 셀의 작동온도를 더 중요한 설계인자(시스템의 대표온도)로 취급하는 것이 타당하다고도 보여진다. 이러한 점을 반영하기 위하여 Fig. 5와 같은 성능선도를 셀 온도를 기준으로 Fig. 10에 다시 그려보았다. Fig. 11에는 셀온도가 주어졌을 때의 터빈입구 온도 변화를 나타내었다. Fig. 6으로부터 쉽게 유추 가능하듯이 셀온도가 일정하면 압력비가 높을수록 터빈입구온도는 감소한다. Fig. 10과 Fig. 5를 비교하면 셀 온도를 기준으로 설계를 하는 경우에 효율면에서 최적의 압력비가 좀 더 낮다는 것을 발견하게 된다. 본 계산 온도 범위내에서 최적압력비는 2~3 사이로서 Table 1에 나타난 상용화를 위한 시스템의 설계점 압력비가 타당한 설정임을 알 수 있다. 이상의 결과를 Fig. 3의 연료전지만의 성능과 비교하면, 각 셀 작동온도에서 하이브리드 시스템의 최적효율이 연료전지만의 효율에 비하여 8~10 퍼센트 포인트 향상됨을 확인할 수 있다.

3.3 하이브리드 시스템 B

시스템 B에서는 터빈 입출구 부분의 구성이 A와 다르다. 즉 A와 달리 직접연소에 의하여 터빈입구의 가스를 공급하며 터빈출구가스를 바로 연료전지에 공급하는 구조로서 더욱 단순한 시스템이지만 연료극 배출가스를 터빈입구압력까지 가압하는 보조압축기가 추가로 필요하다.

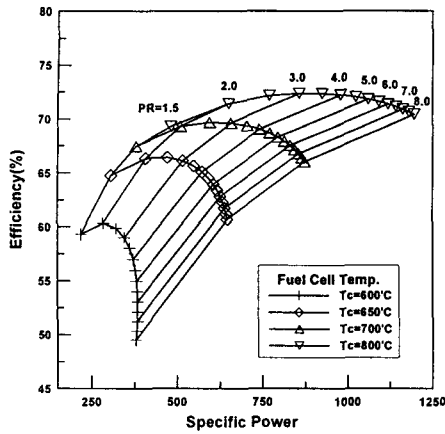


Fig. 10 Design performance map of the hybrid system A in terms of fuel cell temperature

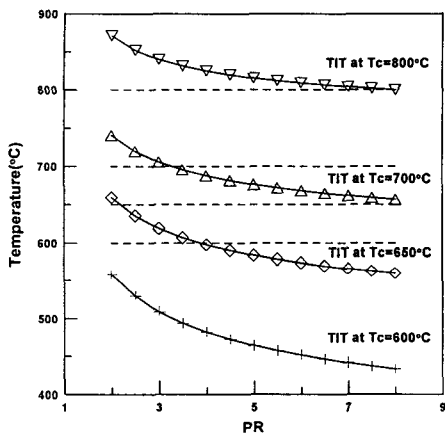


Fig. 11 Variation in turbine inlet temperature of the hybrid system A

연료전지의 작동온도를 기준으로 결과를 Fig. 12,13에 도시하였다. 먼저 터빈입구온도를 살펴보면 시스템 A (Fig. 11)와 달리 터빈입구온도가 셀온도보다 항상 높으며, 결과적으로 동일한 셀 온도와 압력비에서 시스템 B가 시스템 A보다 훨씬 더 높은 터빈입구온도가 필요하다. 이를 위해서 B가 A보다 상대적으로 더 많은 연료량을 필요로 한다. 연료전지에서의 연료이용율을 동일하게 두었으므로 B가 늘어난 연료양에 비례해서 연료전지의 출력이 증가한다. 여기에 더하여 높은 터빈입구온도로 인하여 터빈출력이 대폭 증가한다. 추가적으로 보조압축기 동력이 필요하지만 그 크기는 A에 비하여 커진 출력을 상쇄할 만큼 크지 않다. 따라서 B가 A에 비하여 동일한 압력비에서 훨씬 큰 출력이 가능하며, 압력비가 높아질수록 B에서는 터빈

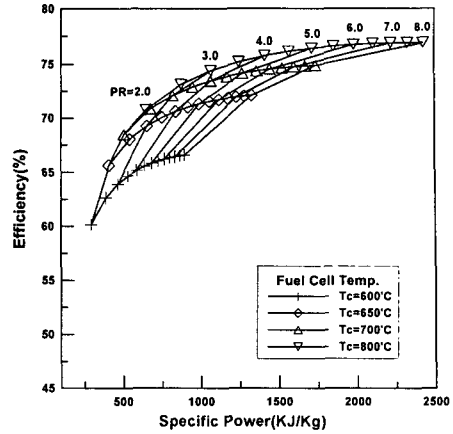


Fig. 12 Design performance map of the hybrid system B in terms of fuel cell temperature

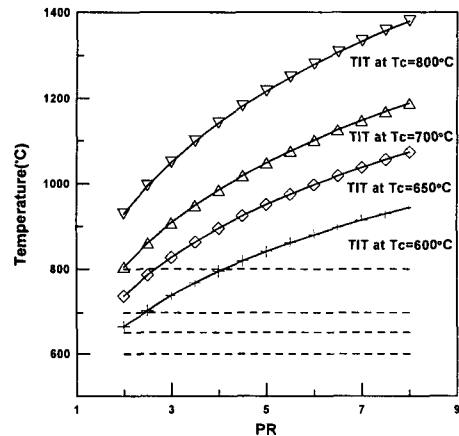


Fig. 13 Variation in turbine inlet temperature of the hybrid system B

입구온도가 증가하기 때문에 B와 A사이의 성능 차이가 더 커진다.

출력의 증가가 연료량의 증가보다 더 우세하므로 전체 시스템 효율도 A에 비하여 많이 향상된다. Fig. 10과 12를 비교할 때 B가 A보다 동일한 셀온도에서 5% 포인트 이상 효율이 높으며 출력은 더 큰 폭으로 증가함을 알 수 있다. 단, B에서 문제가 되는 것은 이러한 성능이 가능하려면 터빈 입구온도가 높아야 한다는 것인데, 앞서 설명하였듯이 냉각을 하지 않는 경우에 터빈 재질상 약 900°C 정도를 상한으로 볼 수 있으며, 이를 고려하여 현실적인 성능의 한계를 고려해야 할 것이다 대체로 약 650°C의 셀온도와 900°C의 터빈입구온도를 설계한계로 잡으면 압력비는 약 4가 한계이며 이 때 효율은 약 70%, 비출력은 약 800kJ/kg 정도이다. 동일한 셀온도(650°C)를 기준으로 Fig.

10에서 살펴보면 시스템 A에서는 터빈입구온도가 모든 압력비에서 한계온도에 못미쳐서 문제가 되지 않으므로 가장 높은 효율을 나타내는 조건을 고려한다면 효율은 약 65%, 비출력은 500 kJ/kg 을 약간 상회한다. 따라서 현 기술 수준을 고려할 때 B가 A에 비하여 더 우수한 성능이 가능하다고 결론 지을 수 있다.

4. 결 어

상압에서 작동하는 용융탄산염 연료전지와 가스터빈을 결합한 하이브리드 발전시스템의 설계성능 해석을 수행하였다. 연료전지만의 기본적인 성능특성을 먼저 분석한 뒤, 내부 구성이 다소 다른 두 가지 하이브리드 시스템에 대하여 성능을 분석하고 비교하였으며 결과는 다음과 같이 요약된다.

(1) 터빈 출구에 연소기를 위치시키는 시스템 A는 현재 개발 사용화를 전제로 개발하고 있는 시스템을 모사한 것으로서 기준 설계점 성능이 발표 자료에 유사하게 예측되었다. 연료전지에서 연료이용율, 열회수기에서의 열교환효율 등이 성능에 크게 영향을 주는 것을 확인하였다.

(2) 시스템의 대표온도를 터빈입구온도 또는 셀의 작동온도 중 어느 것으로 잡는가에 따라 설계 성능의 경향이 달라짐을 예시하였으며, 본 MCFC 하이브리드 시스템에서는 상대적으로 설계 가능한 한계온도가 낮은 셀온도를 기준으로 함이 더 타당할 것으로 분석되었다.

(3) 동일한 셀온도와 압력비에서 터빈입구에 연소기를 위치시킨 시스템 B가 A에 비하여 터빈입구온도가 더 높고 이로 인하여 터빈 출력이 대폭 상승하면서 출력과 시스템 효율이 A에 비하여 향상되는 것으로 분석되었다. 현실적인 한계온도를 고려하더라도 시스템 B가 A보다 높은 성능이 가능할 것으로 예상되었다.

후 기

이 연구는 한국과학재단 목적기초연구지원(R05-2001-000-01128-0)으로 수행되었음.

참고문헌

- (1) Leo, A. J., Ghezel-Ayagh, H. and Sanderson, R., 2000, "Ultra High Efficiency Hybrid Direct Fuel Cell/Turbine Power Plant," ASME paper 2000-GT-0552.
- (2) Veyo, S. E. and Vora, S. D., 2002, "Status of Pressurized SOFC/Gas Turbine Power System Development at Siemens Westinghouse," ASME paper 2002-GT-30670.
- (3) Jeong, Y. H. and Kim, T. S., 2002, "Parametric Design Analysis of a Pressurized Hybrid System Combining Gas Turbine and Solid Oxide Fuel Cell," *Trans. of KSME B*, Vol. 26, No. 11, pp. 1605~1612.
- (4) Koh, J. H., Kang, B. S. and Lim, H. C., 2001, "Design of a 100kW MCFC Stack and Power Generation System," *Proc. of KSME Spring Annual Meeting D*, pp. 146~151.
- (5) Basurto, M.T. and Pilidis, P., 2001, "Optimization Assessment of Hybrid MCFC-Gas Turbine Cycles," ASME paper 2001-GT-0090.
- (6) Campanari, S. and Macchi, E., 2001, "The Integration of Atmospheric Molten Carbonate Fuel Cells with Gas Turbine and Steam Cycles," ASME paper 2001-GT-0382.
- (7) Desideri, U., Lunghi, P. and Ubertini, S., 2002, "Feasibility and Performance of an Ambient Pressure MCFC Combined with a Commercial Gas Turbine," ASME paper GT-2002-30650.
- (8) Fuel Cell Energy, Inc., 1999, High Efficiency Fossil Power Plants (HEFPP) Conceptualization Program, Final Report, Vol. 1 - Technical Report, submitted to US DOE.
- (9) Larminie, J. and Dicks, A., 2000, *Fuel Cell Systems Explained*, John Wiley & Sons, Ltd.
- (10) Koh, J. H., Kang, B. S. and Lim, H. C., 2000, "Effect of Various Stack Parameters on Temperature Rise in Molten Carbonate Fuel Cell Stack Operation," *Journal of Power Sources*, Vol. 91, pp. 161~171.
- (11) Yuh, C. Y. and Selman, J. R., 1991, "The Polarization of Molten Carbonate Fuel Cell Electrodes : I. Analysis of Steady-State Polarization Data," *Journal of Electrochemical Society*, Vol. 138, pp. 3642~3648.
- (12) Sonntag, R. and Van Wylen, G., 1991, *Introduction to Thermodynamics*, 3rd ed., John Wiley & Sons, Ltd.