

희박 예혼합 가스터빈 연소기 3 차원 전산 해석 및 화학반응기 네트워크에 의한 NO_x 예측

이재복* · 정대로* · 허강열*† · 진재민** · 박정규** · 이민철***

* 포항공과대학교 기계공학과, ** 건국대학교 기계공학부, *** 한국전력공사 전력연구원

3D RANS Simulation and the Prediction by CRN Regarding NO_x in a Lean Premixed Combustion in a Gas Turbine Combustor

Jaebok Yi*, Daero Jeong*, Kang Yul Huh*†, Jaemin Jin**, Jungkyu Park**, Min Chul Lee***

* Dept. of Mechanical Engineering, POSTECH, ** Dept. of Mechanical Engineering, Konkuk Univ.,

*** Korea Electric Power Research Institute

(Received January 28, 2011; Revised September 26, 2011; Accepted October 6, 2011)

Key Words: Gas Turbine Combustor(가스터빈 연소기), Lean Premixed Combustion(희박 예혼합 연소), Partially Premixed Coherent Flame Model(PCFM), Chemical Reactor Network(화학반응기 네트워크)

초록: 희박예혼합 가스터빈 연소기에 대한 3 차원 RANS 해석을 수행하였으며 PCFM(Partially Premixed Coherent Flame Model) 화염면적밀도 생성항 상수의 보정을 통하여 희박연소조건을 모사하였다. PCFM 에서 계산된 화염면적밀도에 의해 층류 예혼합 화염의 전파를 예측하고 불균일하게 분포한 기연 가스의 물성을 평형 가정에 따라 예측하였다. 복사와 대류 열전달을 모사하기 위해 냉각 조건으로서 실험과의 비교를 통해 결정된 열유속을 적용하였다. 이러한 3 차원 해석 결과를 바탕으로 파일럿 노즐과 메인 노즐에 분배되는 연료량 비에 대한 민감도 조사를 수행하였으며 CRN(Chemical Reactor Network)을 구성하여 NO_x 배출량을 예측하고 측정값과 비교 분석하였다.

Abstract: This paper presents 3D simulation by STAR-CCM+ for lean premixed combustion in a stationary gas turbine combustor with separate pilot and main nozzles. The constant for the source term in the flame area density transport equation was modified to account for a low global equivalence ratio and validated against measurement data. A Partially-premixed Coherent Flame Model(PCFM) involves propagation of a laminar premixed flame with the predicted flame surface density and equilibrium assumption in the burned gas with spatial inhomogeneity. The conditions for cooling by radiation and convection are considered for accurate determination of the heat flux on the wall. A parametric study is of the pilot-fuel-to-total-fuel-ratio is carried out. A chemical reactor network (CRN) was constructed on the basis of the 3D simulation results and compared against measurements of NO_x.

- 기호설명 -

Σ : 화염면적밀도

u_i : i 방향 속도 컴포넌트

Γ_Σ : 확산 상수

K_t : 전체 화염 스트레치

D : 감소 상수

$\langle \rho \rangle$: 평균 밀도

\tilde{c} : 파브르 평균한 반응 과정 변수

\tilde{w}_c : 반응 과정 변수 전달식의 생성항

\tilde{Y}_F : 연료 질량 분율

\tilde{Y}_{Fu} : 미연 가스 연료 질량 분율

\tilde{Y}_{Fb} : 기연 가스 연료 질량 분율

ρ_u : 미연 가스의 밀도

S_L : 층류 화염 속도

\tilde{f} : 파브르 평균 혼합 분율

\tilde{Q}_u : 미연 가스의 물리량

\tilde{Q}_b : 기연 가스의 물리량

† Corresponding Author, huh@postech.ac.kr

© 2011 The Korean Society of Mechanical Engineers

- ε : 방사율
- σ : 스테판-볼츠만 상수, $5.670 \times 10^{-8} W / m^2 \times K^4$
- T : 온도
- h : 열전달 계수

1. 서론

최근 산업 발전에 따른 환경 파괴와 그로 인한 재해가 부각되면서 녹색 성장을 골자로 하는 친환경 기술 개발에 대한 요구가 증대되고 있으며 동시에 환경 오염에 대한 규제가 강화되고 있다. 그에 부응하여 발전 산업은 환경 규제를 만족시킴과 동시에 국내외 발전시장에서 신속적인 전원 공급을 할 수 있는 중·소 규모 단위의 발전 설비에 주목하고 있다. 하지만 국내에서 제작되고 있는 발전용 가스터빈 연소 설비는 대부분 유럽, 미국, 일본 등 선진국과의 기술 제휴 또는 모방 생산에 의존하고 있으며 기본 설계를 비롯한 고유 원천 기술은 아직 초보 단계에 머물러 있다. 이에 연소기 개발 성능 시험의 일환으로 상압 상사조건에서 점화, 화염 안정성 및 오염물 배출 특성을 포함한 연소 성능 시험⁽¹⁾과 노즐 및 희석 공기공의 설계 변경이 저공해 성능 특성에 미치는 영향에 대한 시험이 이루어졌고⁽²⁾ 천연가스 외에 저 발열량의 LFG(Land Fill Gas)를 사용할 경우 성능 특성 및 설계 변경을 최소화할 수 있는 운전 조건에 대한 연구가 수행되었다.⁽³⁾

개발 중인 연소기는 NOx 저감, 성능 향상을 위해 희박 예혼합 방식으로 운용된다. 주 연소 영역에서 당량비를 희박 가연한계에 가깝게 유지시킴으로써 화염온도를 낮추어 NOx 배출량을 저감할 수 있는 장점이 있지만 낮은 연소 온도로 인하여 UHC(unburned hydrocarbon)나 CO가 발생하기 쉽고 압력파와 열방출 사이의 상호작용에 의해 연소불안정이 발생할 수 있는 단점이 있다. 이와 같은 문제를 극복하기 위해 파일럿 버너와 메인 버너를 가지는 이중 연소 방식이 고안되었다. 파일럿 버너는 부하가 낮은 조건에서 비교적 높은 당량비로 연소해 연소기 전체 화염을 안정화하는 역할을 한다. 파일럿과 메인 버너의 성능이 화염 안정화와 저공해 특성을 결정하는 핵심 부분이기 때문에 전력연구원은 화염 가시화를 위한 상압 연소 시험설비를 구축하여 부하 별, 대기 온도 별로 운전 조건을 정하여 연소 성능 시험을 수행하였다.⁽⁴⁾

본 연구에서는 상용 프로그램인 STAR-CCM+(ver 4.02)를 사용하여 파일럿과 메인 버너의

연료 분배율, 운전 부하, 입구 공기 온도에 따른 연소의 변화를 해석하고 전력연구원의 실험 결과와 비교하였다. 또한 CFD 연소해석 결과를 이용해 연소실 체적을 PSR(Perfectly Stirred Reactor), PFR(Plug Flow Reactor) 및 MIX와 같은 이상 화학 반응기 요소로 나타내는 영역으로 나누고 가스 유동에 따라 화학반응기 네트워크(CRN)를 구성하여 모델을 개발하고, 운전조건에 따른 NOx 배출을 예측하여 실험치와 비교 분석하였다.

2. 본론

2.1 전력 연구원 DGT-5 모사 연소기

2.1.1 구조

전력연구원에서는 DGT-5 가스터빈의 연료 입구, 공기 입구, 노즐을 포함하는 전단부의 성능을 보다 상세히 분석하고자 기존 DGT-5 가스터빈의 전단부를 이용한 모사 연소기를 제작하였다. 모사 연소기는 DGT-5의 전단부를 원통 모양의 투명한 석영관 라이너에 연결해 노즐 부근의 화염을 육안으로 관찰할 수 있도록 하였다. 모사 연소기의 구조는 Fig. 1과 같다. 4개의 공기 입구를 통해 유입된 공기가 내부의 방사형으로 배치된 유로를 따라 동일한 압력으로 메인 노즐, 파일럿 노즐로 분산된다. 연소실을 구성하고 있는 석영관 라이너는 외부에서 공기를 강제 대류 시켜 냉각한다. 연소실 후단부는 스테인레스 스틸 재질의 트랜지션피스(transition piece)로 구성되어 있고 냉각수로 냉각된다.

2.1.2 실험 조건

전력연구원은 상압연소시험을 수행하기 위해 1 atm 하에서 DGT-5의 운전 조건과 동일한 공기와 연료의 체적유량과 온도를 가지도록 운전 조건을

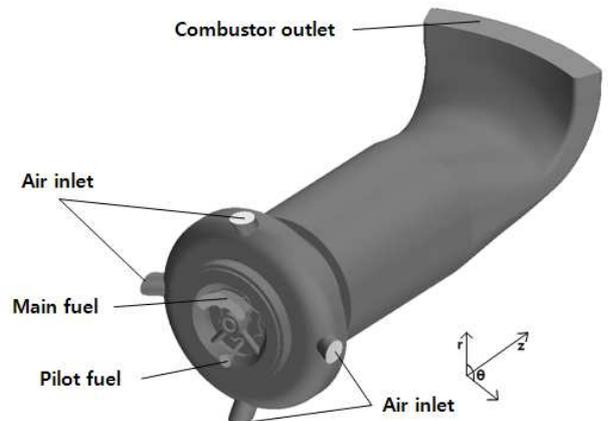


Fig. 1 Geometry of the DGT-5 model combustor

정하였다. 그리고 표준 상태 대기, 100% 부하 조건에 대해서 다양한 파일럿 연료 비(pilot/total, 이하 P/T 비)를 적용시킨 추가 실험을 수행했다. 전력연구원의 실험 조건 중 본 연구에서 분석한 케이스를 Table 1에 정리하였다. 실험에서는 공기의 온도, 운전 부하, P/T 비에 의한 연소 민감도를 조사하였다. 공기는 수분이 제거된 상태에서 전기 히터로 예열되어 연소기로 공급되었고 연료로는 상온의 메탄이 쓰였다. 연료와 공기가 운전 조건에 따라 일정하게 유입되고 화염의 형상이 안정화된 정상 상태에서 측정을 수행하였다. 측정 항목은 석영관 라이너를 통해 관찰된 화염 형상 이미지, 온도, 배기 가스의 화학종 농도이다. 화염 형상 이미지는 일반 디지털 카메라를 이용해 촬영하여 육안으로 관찰했을 때와 동일하다.

온도는 연소기 내부 트랜지션피스(transition piece)와 연소기 출구에서 각각 열전대를 이용해 측정하였다. 트랜지션피스(transition piece)의 굽은 형상의 안쪽 곡면과 바깥쪽 곡면 각각에 대해 유동 진행 방향을 따라 Fig. 4(a)의 상부 5개, 하부 7개 위치에서 온도를 측정했다. 연소기 출구에서의 온도는 Fig. 5(a)에 표시된 가로 5, 세로 3, 총 15개의 열전대로 측정했다. 또한 연소기 출구에서 배기 가스를 수집하여 TESTO 360 가스분석기를 이용해 O₂, CO₂, CO, NO, NO₂ 각각의 농도를 측정하였다.

2.2 CFD 해석

2.2.1 해석 프로그램

본 연구에서는 CD Adapco 사의 STAR-CCM+ 4.02 버전을 이용했다. STAR-CCM+는 유한체적법을 이용해 격자 생성에서 후처리까지 하나의 프로그램으로 해석을 수행할 수 있다.

2.2.2 난류 및 연소 모델

스윌러에 의한 회전 유동과 연소기의 복잡한 형상을 고려하여 리얼라이저블(realizable) k-ε 모델과 두 계층 벽처리(two-layer wall treatment) 모델⁽⁵⁾로 난류 유동을 모델링하였다. 부분예혼합 연소모델로서 PCFM(Partially-premixed Coherent Flame Model)을 적용했다. PCFM은 CFM의 화염면적밀도(flame area density)와 반응 과정 변수(mean progress variable)에 대한 각각의 전달식을 풀고 거기서 구한 반응 과정 변수를 결합변수로 이용해 혼합분율에 기초한 미연(unburned)과 기연(burned) 상태를 일차 결합하여 각 물리량에 대한 값을 얻는다.

Table 1 Operating condition of the experiment

| Case | A | B | C |
|----------------|--------|--------|--------|
| Eq. ratio | 0.409 | 0.409 | 0.409 |
| Air(kg/s) | 0.0948 | 0.0948 | 0.0948 |
| Fuel(g/s) | 2.270 | 2.270 | 2.270 |
| P/T ratio | 0 | 0.2761 | 0.5 |
| Air temp(°C) | 391.6 | 391.6 | 391.6 |
| Fuel temp (°C) | 15 | 15 | 15 |

화염면적밀도 Σ 에 대한 전달식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \Sigma}{\partial t} + \frac{\partial u_i \Sigma}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_\Sigma \frac{\partial \Sigma}{\partial x_i} \right) + S_\Sigma \quad (1)$$

여기서 Γ_Σ 는 확산계수이다. 화염면적밀도 생성항 S_Σ 는 다음과 같다.

$$S_\Sigma = \alpha K_t \Sigma - \beta \frac{\rho_u Y_{fu} S_u (1 + a \sqrt{k} / S_u)}{\rho Y_f} \Sigma^2 \quad (2)$$

첫째 항은 화염 신장에 의한 화염면 생성, 둘째 항은 연료 소모에 의한 화염면 소멸을 나타낸다. α 는 화염면적밀도 생성에 대한 상수이고 β , a 는 화염면적밀도 소멸에 대한 계수이다. 반응 과정 변수 \tilde{c} 에 대한 전달식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle \tilde{c}}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle u_i \tilde{c}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_c \frac{\partial \tilde{c}}{\partial x_i} \right) + \tilde{w}_c \quad (3)$$

여기서 \tilde{c} 와 \tilde{w}_c 는 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tilde{c} = \frac{\tilde{Y}_{Fu} - \tilde{Y}_F}{\tilde{Y}_{Fu} - \tilde{Y}_{Fb}} \quad (4)$$

$$\tilde{w}_c = \rho_u S_L \Sigma \quad (5)$$

미연과 기연 상태는 혼합분율 \tilde{f} 에 기초하여 각각 다음과 같이 정의된다.

$$\tilde{Q}_u(\tilde{f}; \underline{x}, t) = Q_o + \tilde{f}(Q_f - Q_o) \quad (6)$$

$$\tilde{Q}_b(\tilde{f}; \underline{x}, t) = \int_0^1 Q(f) P(\tilde{f}, \tilde{f}^{n^2}, f; \underline{x}, t) df \quad (7)$$

$\tilde{Q}_u(\tilde{f}; \underline{x}, t)$ 는 미연, $\tilde{Q}_b(\tilde{f}; \underline{x}, t)$ 는 기연 상태의 conserved scalar 이다. 여기서 기연 상태는 평형 (equilibrium) PPDF 모델을 적용하였다. 온도, 밀도, 화학종의 농도와 같은 scalar 는 다음과 같이 반응 과정 변수와 미연과 기연 상태량의 일차 결합으로 나타낼 수 있다.

$$\tilde{Q}(\tilde{c}, \tilde{f}; \underline{x}, t) = \tilde{c}\tilde{Q}_u(\tilde{f}; \underline{x}, t) + (1-\tilde{c})\tilde{Q}_b(\tilde{f}; \underline{x}, t) \quad (8)$$

2.2.3 격자 및 경계 조건

본 연구에서는 유동이 있는 영역을 하나의 연속체로 이루어진 CAD 파일로 제작하여 STAR-CCM+을 이용해 비정형 다면체(polyhedral) 격자를 생성하였다. 벽면에서 구배가 큰 난류 소산율(turbulent dissipation rate)을 고려해 벽면과 접촉하는 부분에는 벽면의 곡면에 대해 단위 격자들의 중심이 평행하게 배치되는 prism layer mesh 를 2 겹으로 생성하였다. 총 격자 개수는 약 390 만 개이다. Fig. 2 는 생성한 격자의 단면도이다. 실험과 동일한 벽면의 열전달을 모사하기 위해 연소가 일어나지 않는 연소기 전단부는 단열 조건, 상온의 냉각수 순환에 의해 냉각되는 트랜지션피스(transition piece)는 벽면 온도 28℃ 조건을 적용하였다. 실험에서 석영관 라이너는 벽면을 따라 분사되는 공기와 표면 복사로 냉각된다. 본 연구에서는 복사 모델을 고려하지 않았기 때문에 열전달 경계 조건으로 석영관 라이너 벽면에 대류와 복사에 상응하는 일정한 열유속을 적용하였다. 각 케이스에 해당하는 열유속 값은 석영관 벽면의 온도 분포나 냉각 공기 속도에 대한 정보가 부족한 이유로 Fig. 4 와 같이 트랜지션피스(transition piece)에서의 온도 측정값과 근사한 수치해석 결과를 얻을 때까지 trial-and-error 방법으로 결정하였다.

연소실 벽면에 일정한 열유속 또는 일정한 온도 조건을 적용하는 것은 물리적으로 타당하지 않지만 본 연구에서 주요하게 관찰된 연소기 전단부의 성능 연구에는 큰 영향을 미치지 않는다. 각 케이스에 적용된 석영관 라이너의 열유속은 Table 2 와 같다.

Table 2 Heat flux imposed on the quartz liner wall

| Case | A | B | C |
|--------------------------------|------|------|------|
| Heat flux (kW/m ²) | -400 | -260 | -200 |

2.3 CFD 해석 결과

2.3.1 해석 모델의 타당성 검증

STAR-CCM+의 PCFM 화염면적밀도 전달식의 생성항 상수 α 의 기본값은 1.5 이다. 하지만 기본 상수를 썼을 때 화염면적밀도가 과소 예측되어 화염 발생 영역을 제대로 모사하지 못하는 문제가 발생하였다. 이에 Aluri 등⁽⁶⁾은 α 값을 9.6 으로 수정한 mCFM 으로 메탄, 에탄, 프로판의 연료에 대해 난류강도를 바꿔가며 난류화염속도를 예측한 바 있다. mCFM 으로 수치해석 한 모든 케이스에 대해 만족할만한 난류화염속도를 얻었다. Yilmaz 등⁽⁷⁾은 Aluri 등이 제안한 mCFM 과 CFM 으로 메탄을 연료로 한 난류 희박 예혼합 연소를 수치해석하여 반응 과정 변수에 대한 화염면적밀도를 실험 결과와 비교한 바 있다. 이 연구에서 mCFM 은 CFM 보다 실험 결과를 정량적으로 더 정확히 예측하였다. 본 연구에서도 메탄을 연료로 한 희박 예혼합 연소를 대상으로 mCFM 을 적용한 PCFM 을 연소 모델로 선택하였다.

Fig. 3(a)는 P/T 비 0.276, 부하 100% 조건에서 정상 상태로 운전되는 연소기를 촬영한 것이다.

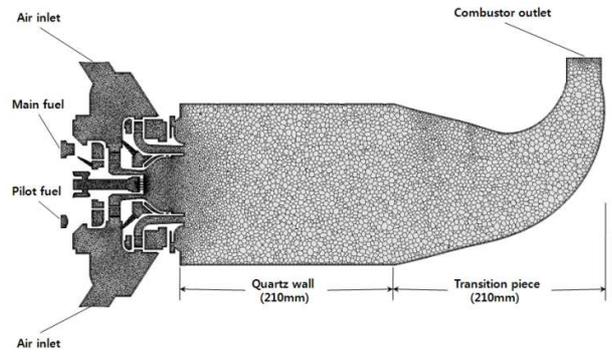


Fig. 2 Grid of the combustor

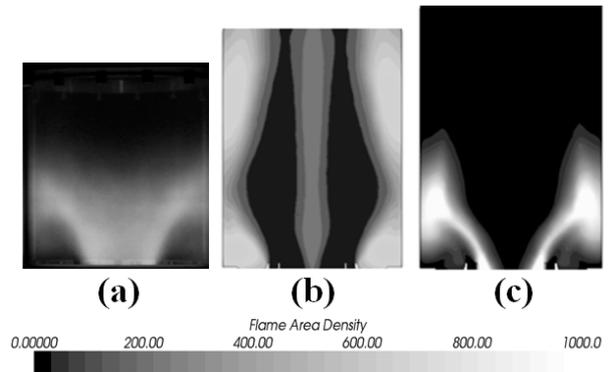


Fig. 3 Flame images from (a) experiment and computational simulation at PCFM constant (b) $\alpha = 1.5$, (c) $\alpha = 9.6$

밝은 부분이 화염이 형성된 부분이다. Fig. 3(a)에서는 노즐과 가까운 연소실 전단부에서 대부분의 연소 반응이 일어나는데 비해 기본 상수 $\alpha=1.5$ 를 쓴 경우는 실험 결과와 달리 연소실 전반에 걸쳐 밀도가 낮은 화염의 발생을 예측하였다. 반면 $\alpha=9.6$ 의 경우에는 실험과 같이 연소실 전단부에서 대부분의 화염이 발생하며 그 분포 양상이 Fig. 3(a)와 유사함을 확인할 수 있다.

트랜지션피스(transition piece)에서 측정된 온도와 수치해석 결과를 Fig. 4에서 비교하였다. 안쪽 곡면에서의 수치해석 결과가 실험과 약 7%의 오차를 보이며 z에 대한 분포가 실험 결과와 정성적으로 일치한다. 바깥쪽 곡면에서는 z에 따른 온도 증감의 추세가 실험 결과와 일치하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 5(a)는 연소기 출구의 온도 측정 위치를 나타낸다. 가운데 부분과 아랫 부분의 온도는 오차가 약 6%로 실험값에 근접하지만 윗부분 온도는

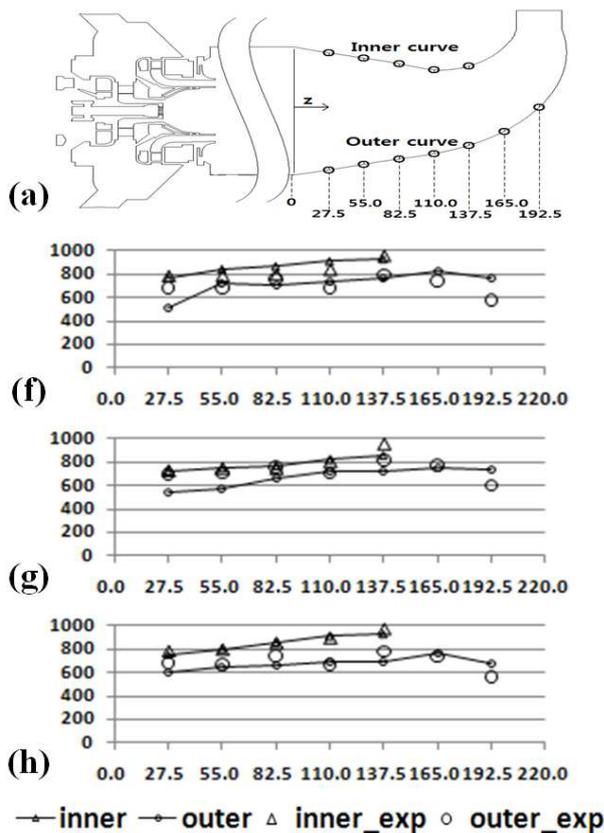


Fig. 4 (a) Locations of measuring transition piece temperature and calculated and measured profiles of temperature along the inner curve and the outer curve of transition piece with condition of (f) standard_1.0N-A, (g) standard_1.0N-B, (h) standard_1.0N-C

약 12%의 비교적 큰 오차를 나타낸다. 하지만 수치해석의 윗부분, 가운데부분, 아랫부분 온도 분포가 모두 실험 결과와 유사한 추세를 보이므로 실험에서는 냉각이 이루어지고 있는 벽면에 더 가까운 위치에서 윗부분 온도를 측정했으리라 추정된다.

2.3.2 P/T 비에 따른 수치해석 결과

본 연구에서는 운전 부하 100%, 총 당량비 0.41, 공기 온도 391°C 등 운전 변수들은 동일하고 P/T 비만 0, 0.27, 0.5로 다른 A, B, C를 비교함으로써 실험에서 측정하기 어려웠던 가스터빈 내부 유동을 파악하고자 하였다.

2.3.2.1 P/T 비에 따른 유동 비교

연소실 내부의 전반적인 유동을 파악하기 위해 Fig. 6에서 연소실 내부의 속도를 벡터로 나타내었다. 세 케이스의 중앙 재순환 영역과 외부 재순환 영역의 위치는 거의 같았다. 중앙 재순환 영역은 $0 < z < 140$ mm에서 연소실 중앙의 역류로써 확인할 수 있는데 P/T 비가 커질수록 중앙 역류의 유속이 커진다. 외부 재순환 영역은 메인 노즐 바

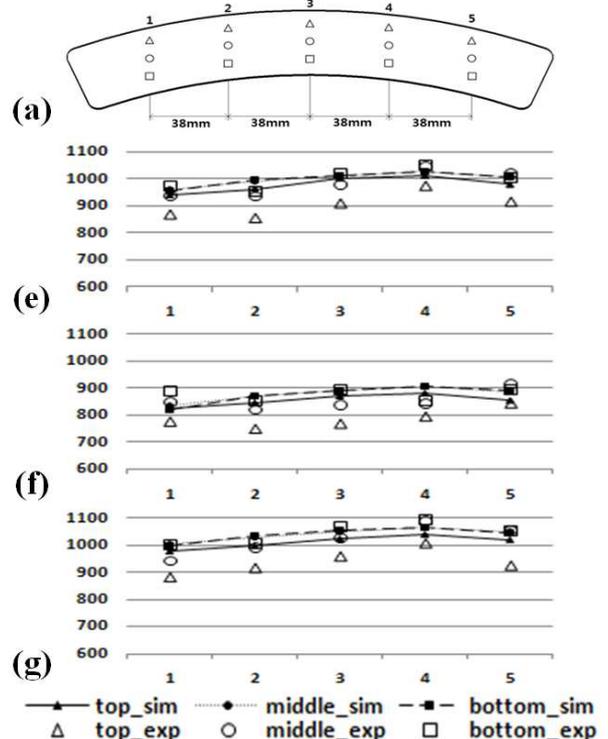


Fig. 5 (a) Locations of measuring outlet temperature and calculated and measured profiles of temperature with condition of (e) standard_1.0N-A, (f) standard_1.0N-B, (g) standard_1.0N-C

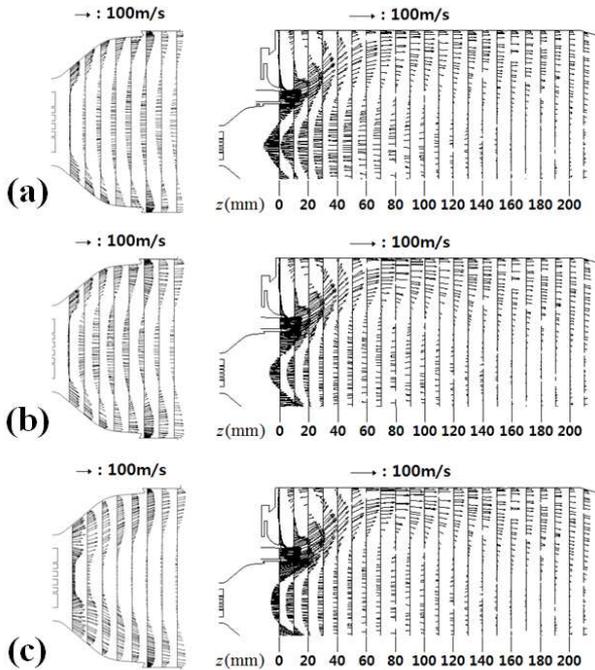


Fig. 6 Distribution of axial velocity in m/s at standard 1.0N condition with (a) A, (b) B, (c) C

깎쪽의 라이너 냉각 공기공 근처에 생겼으며 그 범위는 $0 < z < 30 \text{ mm}$ 이다. 중앙 재순환 영역과 외부 재순환 영역이 P/T 비에 관계 없이 일정한 위치에 형성된 반면 파일럿 컵 내부의 재순환 영역은 P/T 비에 따라 달랐다. 파일럿 재순환 영역은 P/T 비가 커질수록 노즐에 가까워졌는데 P/T=0.5 에서는 파일럿 재순환 유동을 확인할 수 없었다.

2.3.2.2 P/T 비에 따른 온도 비교

Z 방향에 대한 온도의 표준 편차와 평균 온도를 Fig. 7 에 나타내었다. Fig. 7(a)에서 P/T=0 의 z 에 대한 표준 편차는 $z = 10\text{mm}$ 일 때 최고값 300°C 이고 z 가 커짐에 따라 감소하다가 $z = 60\text{mm}$ 를 기점으로 완만히 증가한다. B 는 A 와 유사한 경향을 보이는데, $z = 10\text{mm}$ 일 때 최고 300°C 이고 $z = 50\text{mm}$ 까지 감소한다. 한편 C 는 앞의 두 케이스와 달리 $z = 10\text{mm}$ 일 때 최고 450°C 이고 $z = 50\text{mm}$ 까지 감소한다.

온도 분포를 나타낸 Fig. 8 에서 B, C 케이스는 파일럿 컵 내부에 고온부가 형성되어있지만 A 케이스는 파일럿 컵 내부의 당량비가 작아 고온부가 형성되지 않았다. 파일럿 컵에서의 화염 형성 이 연소실 전체 화염에 영향을 미쳐 Fig. 7(b)와 같이 파일럿 화염 형성 여부에 따른 온도 분포 차이를 보인다. Fig. 7(b)에서 A 는 B, C 에 비해 노즐 출구에서 온도가 약 250°C 더 높다.

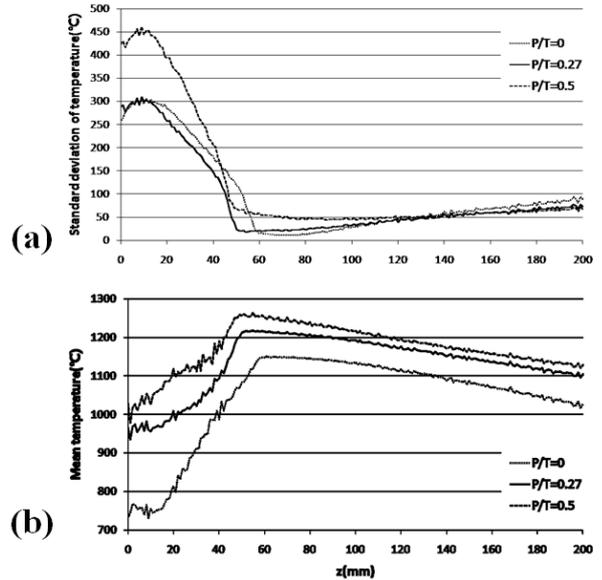


Fig. 7 Distribution of (a) standard deviation of temperature and (b) mean temperature

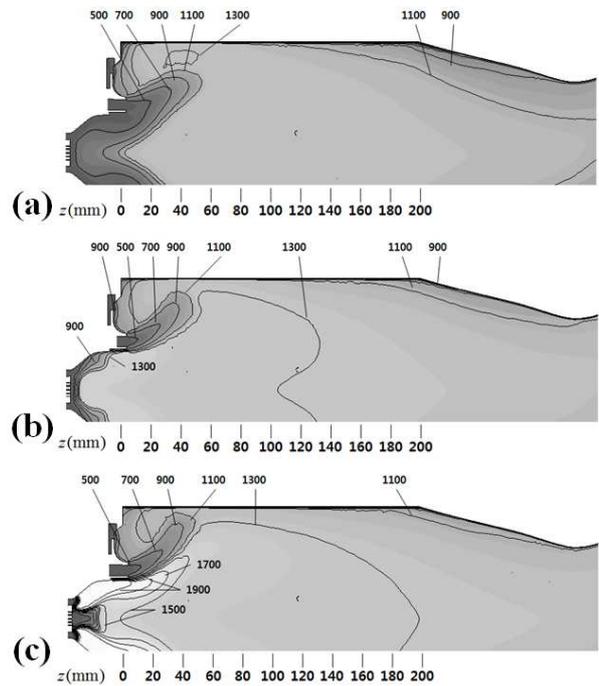


Fig. 8 Distribution of mean temperature in Celsius degree at standard 1.0N condition with (a) A, (b) B, (c) C

Fig. 8 에서 연소실 내부의 온도 분포를 등고선으로 나타내었다. A 는 외부 재순환 영역이 형성된 $z = 40\text{mm}$, 연소기 벽면 쪽에 최고 온도가 형성되었고 그 값은 약 1350°C 이다. 파일럿 컵에서는 온도가 낮지만 파일럿 컵에서 약간 떨어진 연소기 중심부의 온도가 높고 온도 등고선의 밀도가 높아 A 의 연소에 재순환 영역이 중요한 역할을 한다는 것을 알 수 있

다. 다른 두 케이스에 비해 전체적으로 등고선의 밀도가 높지 않아 열방출을 일으키는 연소의 속도가 상대적으로 느림을 알 수 있다. B는 파일럿 컵 내부에 최고 온도가 형성되었고 그 값은 약 1400°C이다. 파일럿 컵에서의 등고선 밀도가 가장 높아 파일럿 컵에서 안정된 파일럿 화염이 형성되었고, $0 < z < 50 \text{ mm}$ 에서 메인 노즐 부근의 등고선 밀도가 높아 그곳이 주 연소 영역임을 알 수 있다. C는 파일럿 컵 내부에 최고 온도가 형성되었고 그 값은 약 2000°C이다. 파일럿 노즐에서 등고선 밀도가 아주 높아 강한 파일럿 화염이 좁은 영역에서 생성되었음을 알 수 있는데 높은 당량비로 인해 2000°C에 달하는 가스는 당량비가 낮은 메인 노즐의 혼합기에 희석되어 $20 < z < 40 \text{ mm}$ 에서 온도가 낮아진다. 다른 케이스에 비해 파일럿 컵 내부에서 반경 방향의 온도 편차가 큰데 이것은 급격한 연소로 인해 국지적으로 고온의 강한 유동이 발생하였기 때문이다.

2.3 NOx 예측

2.4.1 CRN 모델링

CRN 구성은 CFD 예측 화염 거동과 연소기 경계조건에 기초해서 이루어진다.^(8,9) Fig. 9 과 같은 3D CFD 시뮬레이션 결과는 스윙 안정화 버너의 전형적인 영역 (메인과 파일럿 화염영역, 메인, 파일럿과 돔 재순환 영역, 화염 후 영역)의 존재를 보여준다. 그림과 같은 CFD 해석 결과를 이용해서 온도가 650 - 1200K 인 경계온도를 따라 화염영역과 믹싱영역을 나누었다. 그림과 같이 축방향 속도가 0 인 면과 속도 벡터를 이용해서 재순환 영역을 나누었다. 메인 인젝터의 혼합기의 유동은 3 개의 스트림으로 나누고, 파일럿 인젝터의 혼합기 유동은 2 개의 스트림으로 나누어 취급하였다.

Fig. 10 은 전체 유동의 흐름을 보여주는 CRN layout 이다. 이 네트워크는 24 개의 PSR, PFR, 그리고 MIX 요소들로 구성된다.⁽¹⁰⁾ 그림에서 볼 수 있듯이 CRN 모델에 사용된 요소들 사이의 유동 분배를 정하기 위해

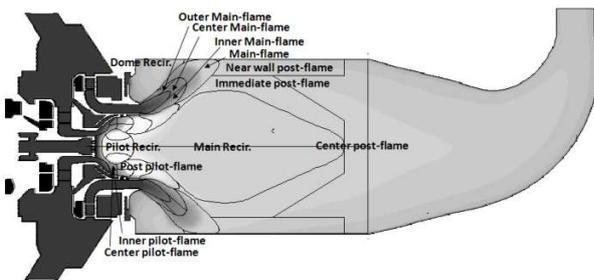


Fig. 9 CFD predicted temperature profile plot at full(1.0N) load

CFD 결과를 이용하여 각 요소의 표면을 통과하는 유량을 적분하여 구하였다.

2.4.2 CRN 모델의 타당성 검증

전체 메탄 산화 메커니즘인 GRI MECH 3.0 이 CRN 모델 개발 및 검증에 사용되었다. 실험에 사용된 연료는 천연가스이다. Fig. 11(a)에서 볼 수 있듯이

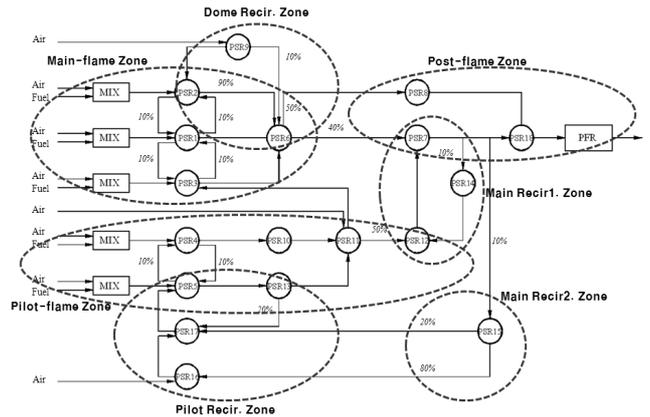


Fig. 10 24-element CRN layout for DGT5 combustor

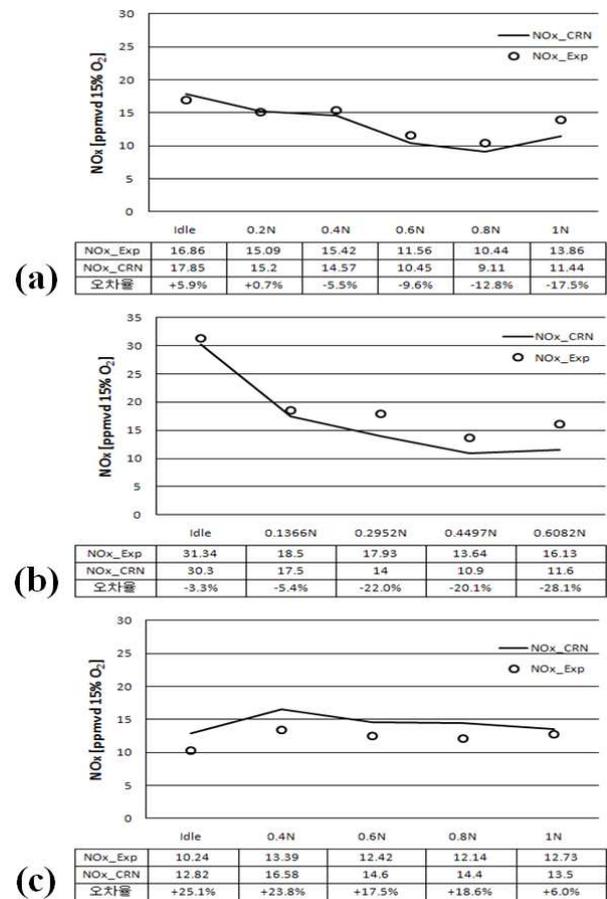


Fig. 11 Predicted and measured NOx at various load for emission (a) Standard, (b) Hot, (c) Cold conditions

표준조건에서는 예측치와 실험치가 매우 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 저부하에서 높은 NO_x 배출을 보이다가 떨어져서 0.8N 부하에서 최저치를 보이다가 1.0N 부하에서 다시 증가한다. 저부하에서 NO_x 가 많이 배출되는 것은 과일렛 인젝터에서 분출되는 혼합기의 당량비가 높고 불균일성이 커서 화염 내에 국부적인 고온부가 생기고 이로 인해 다량의 NO가 발생하기 때문이다. 중부하로 갈수록 과일렛 당량비가 떨어져서 NO_x 배출이 줄어든다. 반면 1.0N 부하에서 다시 NO_x 배출이 증가하는 것은 메인 인젝터에서 분출되는 혼합기의 당량비 증가와 불균일성 때문이다.

Fig. 11(b)에서 볼 수 있듯이 고온조건에서도 예측치와 실험치의 경향성은 잘 일치하지만 중, 고부하 쪽에서 다소 낮게 예측한다. 저부하에서 NO_x 배출이 표준조건보다 더 올라가는 것은 고온조건에서는 과일렛 인젝터에서 분출되는 당량비가 표준 조건보다 더 높고 또한 대기온도 상승으로 인해 화염 내 국부적인 고온부의 온도가 더욱 상승하여 더 많은 NO_x가 발생하기 때문이다.

Fig. 11(c)에서 볼 수 있듯이 저온조건에서도 예측치와 실험치의 경향성은 잘 일치하지만 저, 중부하에서 예측치가 다소 높게 예측한다. 저부하에서 NO_x 배출이 표준조건보다 더 낮아지는 것은 저온조건에서는 과일렛 인젝터에서 분출되는 당량비가 표준조건보다 더 낮고 또한 대기온도 저하로 인해 화염 내 국부적인 고온부의 온도가 저감하여 더 적은 NO_x가 발생하기 때문이다. 특히 idle 시의 NO_x 배출이 다른 조건에 비해 많이 낮은 이유는 idle 시의 과일렛 인젝터에서 분출되는 혼합기의 당량비가 다른 부하에 비해 많이 낮기 때문이다.

3. 결론

발전용 희박 예혼합 가스터빈 연소기에 대한 실험을 PCFM으로 예측하였다. 총 3개 케이스에 대해 연소기 내 유동과 온도 분포를 분석하였다. 낮은 당량비로 인한 화염면적밀도 과소 예측을 보정하기 위해 $\alpha = 9.6$ 을 적용하였다.

중앙 재순환 영역과 외부 재순환 영역은 P/T 비에 상관 없이 같은 위치에 형성되었으나 강도에는 차이가 있었다. P/T 비가 클수록 강한 과일렛 제트의 영향으로 중앙 재순환 영역의 유속이 작아지고 외부 재순환 영역의 유속이 커짐을 확인했다. 한편 과일렛 컵 내부에서도 재순환 영역이 형성되었지만 높은 P/T 비에서는 과일렛 컵 내부의 고속 제트 때문에 재순환 영역이 생성되지 않았다. 과일렛 컵 내부 화염의 유무는

주 연소 영역의 온도 분포에 영향을 주며 과일렛 컵에 화염을 발생시키기 위한 한계 P/T 비가 가스터빈 운전 조건을 정하는데 중요한 설계 변수가 될 것이다.

본 연구에서 CFD-CRN 접근법이 산업용 연소기의 NO_x 배출을 정확히 예측할 수 있음을 보여주었다. 이 방식은 CFD에 의해서 제공되는 유동 정보와 CRN에 의해서 제공되는 반응 및 오염물질(NO_x, CO 등) 정보를 가지고 각각의 강점을 활용할 수 있다. 본 연소기의 저 NO_x 화를 위해 메인 및 과일렛 인젝터에서 분출되는 혼합기의 균일성을 높이고 저부하조건에서 과일렛 당량비를 낮출 수 있는 설계변경 혹은 운전조건 변화의 모색하는 것이 필요하다고 판단된다.

참고문헌

- (1) Park, P. M., Kim, H. M., Choi, Y. H., Yang, S. S. and Chon, M. H., 2008, "Performance Test of 5MW Gas Turbine Engine Combustor," *Journal of the Korean society of combustion*, Vol. 13, No. 13, pp. 37~46.
- (2) Park, P. M., Kim, H. M., Choi, C. H., Lee, C. S. and Yang, S. S., 2009, "Performance Tests for Improving Low NO_x Combustor of 5MW Class Gas Turbine Engine," *The 39th KOSCO Symposium*, pp. 81~86.
- (3) Park, J. C. and Ryu, J. W., 2009, "5MW Class Gas Turbine Performance Characteristics Using Biogas of Low LHV," *Proceeding of KSME Spring Annual Meeting, nergy and Power Engineering Division*, pp. 32~37.
- (4) Lee, M. C., Park, W. S. and Ahn, D. H., 2008, "Gas Turbine Combustion Performance Test of a Double Swirl Type Combustor," *2008 kosee Spring Meeting*, pp. 193~198.
- (5) STAR-CCM+ User Guide (Ver 4.02) pp. 1721~1740.
- (6) Aluri, N. K., Sha, Q., Muppala, S. P. R. and Dinkelacker, F., 2005, "Flame Surface Density Models a Numerical Evaluation," *Proceedings of the European Combustion meetings 2005*.
- (7) Yilmaz, B., Ozdogan, S. and Gokalp, I., 2009, "Numerical Study on Flame-Front Characteristics of Conical Turbulent Lean Premixed Methane/Air Flames," *Energy Fuels*, Vol. 23, No. 4, pp. 1843~1848.
- (8) Novoselov, I. V., 2002 "Eight-Step Global Kinetic Mechanism of Methane Oxidation with Nitric Oxide Formation for Lean Premixed Combustion Turbines," *MSME Thesis*, University of Washington, Seattle, WA.
- (9) Novoselov, I. V., 2006, "Chemical Reactor Network Modeling of Combustion Systems," *Ph.D. Dissertation*, University of Washington, Seattle, WA.
- (10) Lee, D., Park, J., Jin, J. and Lee, M., 2001, "A Simulation for Prediction of Nitrogen Oxide Emissions in Lean Premixed Combustor," *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 25, No. 7, pp. 1871~1878.