

자기축열식 저 NO_x 연소기에서 배가스 재순환이 연소특성에 미치는 영향

강민욱* · 김종규** · 윤영빈*** · 동상근****

The Effect of Flue-gas Recirculation on Combustion Characteristics of Self Regenerative Low NO_x Burner

Minwook Kang, Jonggyu Kim, Youngbin Yoon and Sangkeun Dong

ABSTRACT

The conventional regenerative system has a high thermal efficiency as well as energy saving using the high preheated combustion air. in spite of these advantages, it can not avoid high nitric oxide emissions. Recently, flameless combustion has received much attention to solve these problems. In this research, numerical analysis is performed for flow-combustion phenomena in the self regenerative burner. In this analysis we used Fluent 6.0 code. the that is developed for commercial use, Methane gas is used as a fuel and two-step reaction model for methane and Zeldovich mechanism for NO generation are used. the velocity of the preheated combustion air is used as a parameter and we analyze the characteristics of flow-field, temperature distributions and NO emissions. Due to the increased recirculation rate, the maximum temperature of flame is significantly increased and NO_x emissions is reduced

Key Words : Flameless oxidation, Preheated combustion air, Flue gas recirculation, Regenerative low NO_x burner, Fluent code

1. 서 론

선진 공업국에서는 이미 오래 전부터 연소 배출가스에 대한 심각성을 인지하여 환경오염에 대한 배출 허용기준을 법제화하였으며, 또한 환경규제가 강화되어 가고 있는 실정이다.

이 같은 환경보존측면에서 그 규제가 강화되고 있는 공해물질 중 대표적인 것이 질소산화물이다. 대기중의 질소산화물은 광 화학적 스모그를 발생시키고 산성비의 원인을 제공하며, 성층권에서의 오존층을 파괴하여 지구온난화에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 하지만 국내 공업용 연소기에서 연소 시 배출되는 질소산화물량은 선

진국 규제치 기준에서 보면 매우 위험한 수준이다. 이러한 환경규제를 만족시키면서 화염의 안정성 및 고효율 연소기를 개발하는 것은 용이하지 않다. 일반적으로, 예열된 공기를 이용함으로써 높은 에너지 효율을 얻을 수가 있지만[1,2] 높은 예열공기는 화염의 최대온도를 높여 열적 NO_x 생성을 촉진시킨다. 이러한 문제점을 해결할 수 있는 방법으로, 주목을 받고있는 연소기술로는 무화염 산화반응(flameless oxidation)이 있다[3]. 무화염 산화반응이란, 임의의 공간에서 연소속도의 개념을 적용하기 곤란한 연소반응이 진행됨을 의미하며 이러한 특성은 예열된 연소용 공기의 온도가 대부분의 가스연료의 자연착화온도인 500~600°C 이상을 초과하게 될 때, 보염기구 유무에 관계없이 착화가 일어나는 현상을 말한다[3,4]. 예열된 공기의 온도가 높으면 연소는 매우 낮은 산소농도에서도 가능하게 되어, 노내에 연료를 직접 분사하는 FDI(Fuel Direct Injection) 연소방식[7-11]을 실현할 수 있게 되

* 서울대학교 기계항공공학부 대학원

† 연락처자, ybyoon@snu.ac.kr

** 한국항공우주연구원

*** 서울대학교 기계항공공학부

**** 한국에너지기술연구원

는 것이다. FDI 방식을 이용함으로써 기존의 예열된 공기를 이용하면서 문제시 되어온 NOx 발생을 감소시키고 연소 안정성의 증대[3,4]로 인한 회박연소를 가능하게 하며, 화염면내에 배가스를 침투시켜 NOx의 주요 원인이 되는 산소의 농도를 낮출 수 있게 되었다. Michael Flamme[5]는 conventional burner와 새로운 기술의 flameless combustion & staged burner 의 NOx 방출량 실험을 통하여 FLOX 타입 버너에서 최소의 NOx가 방출됨을 보고하였다(Fig. 1 참조).

본 연구의 선행연구에서 김[12]등은 cold flow 실험에서, 버너 1대로 축열 연소가 가능한 자기 축열식 버너시스템(self-regenerative burner system)을 이용하여 NOx 저감에 효과적인 방법으로 알려진 로내 배기가스의 유동특성 및 연료분포 등을 연소용 공기의 분사속도에 따라 알아보았다.

본 연구에서는 이러한 자기 축열식 버너에 대한 수치해석을 통하여 기존의 cold flow 실험결과를 비교 분석하고 이전 실험결과와의 타당성을 검증하였다. 연소용 공기의 분사속도에 따라, 유도된 배가스의 순환이 회박연소 및 무화염 연소에 미치는 영향과 이러한 효과가 자기 축열식 버너의 저 NOx화에 미치는 영향에 대해서도 살펴 보았다.

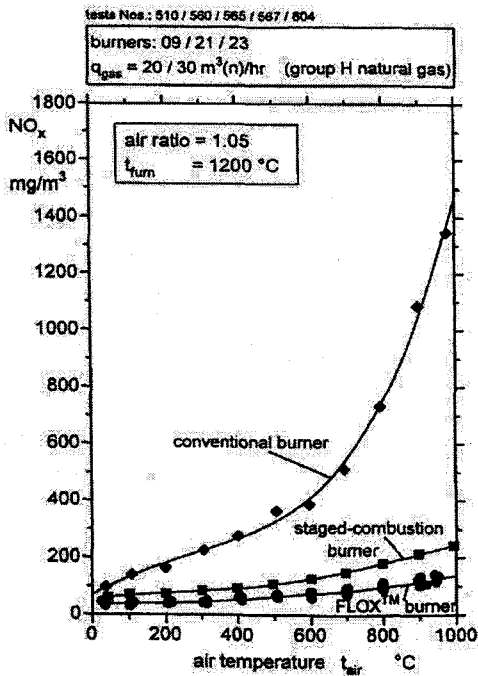
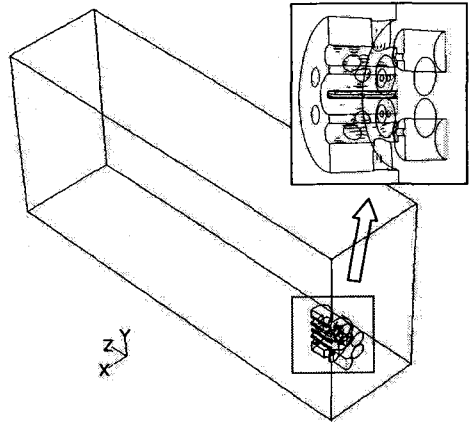


Fig. 1 Comparison of NOx concentration of each burner at different combustion air temperature



200×400×800(mm)

Fig. 2 Configuration of the furnace and detail of burner head

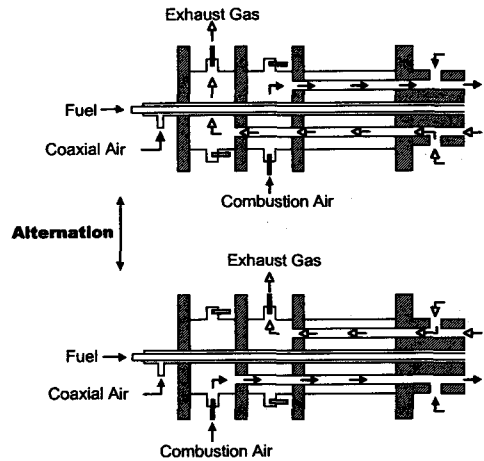


Fig. 3 Basic concept of the self regenerative burner

2. Self Regenerative Burner의 수치해석

본 연구에서는 정상상태, 3차원 유동장 수치해석을 위해 FLUENT 6.0 Code를 이용하였다. Fig. 2는 계산에 사용된 연소실과 연소기 헤드 부분이며, 실제 실험에서 제작된 크기와 동일하게 모델링 하였다. 자기 축열식 버너의 작동 원리에 대해 Fig. 3에 나타내었다. 연소기 헤드 정면에 연료노즐과 동축공기 노즐, 그리고 6개의 연소용 공기 분출노즐(배가스 흡입노즐)이 있다. 이 6개의 노즐 중 3개의 노즐에서 예열된 연소용 공기가 주입되며 나머지 3개의 노즐을 통해 배가스가

대기로 배출되게 된다. 측면의 노즐은 Fig. 3에 나타난 것처럼 유동이 생기며 이는 배기가스 내부 재순환 효과를 극대화하기 위한 즉, 재순환 유도형 노즐이다.

실제 실험에서는 솔레노이드 밸브를 이용하여 절환을 시키지만, 연소과정은 이미 정상상태에 도달한 것으로 가정하였으며, 절환은 고려하지 않았다.

2.1. 지배방정식

지배방정식은 식(1)~(3)에 나타낸바와 같이 3차원 Navier-stokes 방정식을 사용하였고, 난류 모델로는 표준 $x-\epsilon$ 모델을, 복사열전달은 P-1 radiation model을 이용하였다.

Continuity

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\bar{u}_i) = 0 \quad (1)$$

Momentum

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\bar{u}_i\bar{u}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_e \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial \bar{x}_j} \right) + \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial \bar{x}_i} \right) - \left(\frac{2}{3} \mu_e \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial \bar{x}_i} \right) \right] - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} \quad (2)$$

여기서 $\mu_e = \mu + \mu_t$, $\mu_t = C_\mu \frac{\rho k^2}{\epsilon}$, $C_\mu = 0.09$

Energy

$$\frac{\partial \bar{\rho}\bar{u}_i\bar{h}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_h} \frac{\partial \bar{h}}{\partial x_i} \right) + \mathcal{S}_h, \sigma_h = 0.7 \quad (3)$$

Turbulent kinetic energy and its dissipation rates

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\bar{u}_i\epsilon) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right) + C_1 \frac{\epsilon}{x} G_k - C_2 \bar{\rho} \frac{\epsilon^2}{x}$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\bar{u}_i k) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + G_k - \bar{\rho} \epsilon \quad (4)$$

여기서 $G_k = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial \bar{x}_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial \bar{x}_i} \right)$, $C_1 = 1.44$, $C_2 = 1.92$, $C_\mu = 0.09$, $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\epsilon = 1.3$

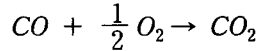
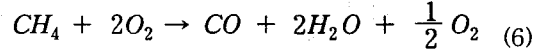
P-1 radiation model

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho_s u_{i,s} C_p T_s) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

2.2 화학반응모델

실제 반응시 연료는 LNG(Liquefied Natural

Gas)를 사용하는데, LNG 구성성분의 약 90%가 CH₄로 구성되어 있어, 수치해석시 연료로 CH₄를 사용하였으며 2단계 비가역 반응 모델을 적용하였다.



화학반응에서 난류의 영향을 고려하여 eddy-dissipation model을 이용하여 반응율을 계산하였다.

$$R'_{i,k} = \nu'_{i,k} M'_i A \rho \frac{\epsilon}{x} \frac{m_R}{\nu'_{R,K} M_R} \quad (7)$$

$$R'_{i,k} = \nu'_{i,k} M'_i A B \rho \frac{\epsilon}{x} \frac{\sum_j \beta m_j}{\sum_j \nu'_{j,i} \nu'_{j,K} M_j}$$

2.3 격자계 및 작동조건

계산에 사용된 격자는 187,746개의 셀을 이용하였으며, 연소실 헤드부위의 복잡한 형상으로 인해 이 부분은 비정렬 격자계를 이용하였다. 실험조건과 동일한 연료유량과 동축 공기 유량을 사용하였으며, 연료 대 공기 유량비는 1 : 11, 동축 공기량 대 연소용 공기량은 3 : 7로 하였다. 연료와 동축공기의 초기온도는 298K로 하였다. Table 1에 작동조건을 나타내었다. 온도에 따른 변화를 살펴보기 위해 13mm노즐에서 각각 300K, 650K, 1000K의 연소용 공기를 이용하여 계산을 수행하였다. 또한 속도 변화에 따른 연소 특성을 살펴보기 위해 예열된 공기의 온도는 1000K로 사용하였고, 일정한 유량 하에서 분사되는 연소용 공기의 속도를 변화시키기 위해 분사용 노즐의 크기를 각각 13mm, 6.5mm, 5mm인 경우로 모델링 하였다.

Table 1 Operating conditions

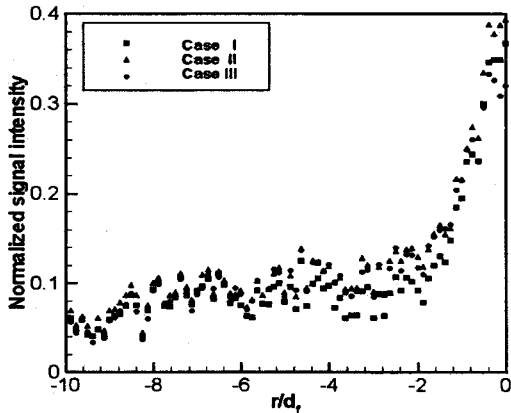
Fuel Inlet Velocity	60m/s
Coaxial air Inlet Velocity	10m/s
Combustion air Inlet Velocity	3m/s
Velocity of combustion air	Variable
Combustion air Inlet Temp.	Variable
Exhaust Fan	23000pa

3. 결과 및 고찰

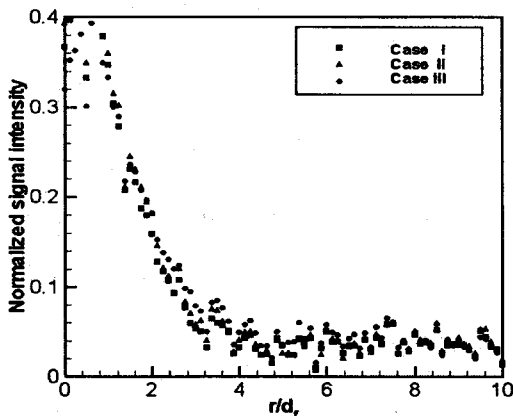
3.1 기존의 실험결과 및 예측

기존의 비화학 반응 실험(PIV, 아세톤 PLIF)을 통하여 분사용 노즐의 직경(13mm, 6.5mm, 5mm)

에 따른 축열식 버너의 내부 재순환 유동특성을 살펴보았다. 아세톤 PLIF 기법을 이용하여 연료의 분무특성을 파악하여, stoichiometric line을 구하였으며, two color PIV 기법을 이용하여 각각의 경우에 대해 유동장 분석을 하였다. Fig. 4는 아세톤 PLIF 실험의 결과와 수치해석을 통해 얻어낸 값(그림에서의 실선)을 보여주고 있다. 배가스 흡입부분에서 연료의 신호강도가 강하게 나타나고 있음을 보여주었다. Fig. 5에서는 실험결과로 얻은 stoichiometric line[12]을 통과하는 유동의 수직방향 성분만을 고려하여 단위길이 당 유입되는 유량을 나타내었다. 축 방향을 따라서 유입되는 유량을 보면 분사 노즐 직경이 작을수록, 즉 분사속도가 클수록 유입되는 유량도 많아진다. 최대 속도일때와 최저속도일 때의 유량차이는 평균 4배의 차이가 있었다. 배기가스 내부 재순환으로 인해 화염면으로의 배기가스 유입을 유도해 화염면의 높은 온도를 낮추어서, 열적 NOx의 저감을 예상하였다.

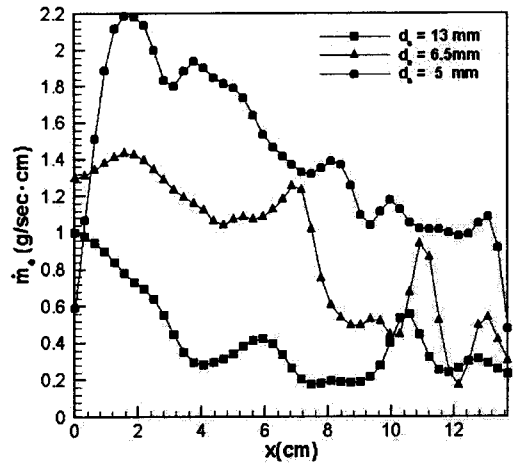


(a) suction region

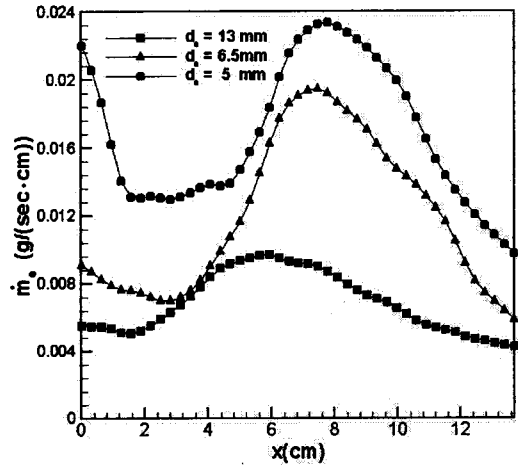


(b) injection region

Fig. 4 Radial distribution of normalized fuel intensity at burner head ($Z=0.1m$)



(a) suction region



(b) injection region

Fig. 5 Entrained mass flow rate along the stoichiometric line

3.2 속도분포 비교

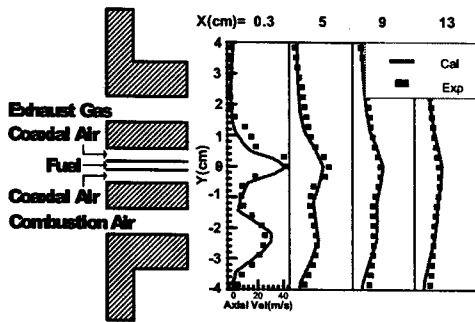
연소반응에 앞서 기존의 two color PIV 실험에서 얻은 속도 성분을 먼저 비교해 보았다. 연료 분사 대신에 공기를 넣고 실험조건과 동일한 조건 하에서 계산을 수행하였다.

Fig. 6은 축 방향을 따라 반경방향 속도성분을 비교한 그림이다. (a)는 연소용 공기의 최소속도에 해당하는 13mm, (b)는 최대속도에 해당하는 5mm인 경우를 각각 나타내었다. 실제 실험결과에서 13mm 노즐의 속도는 대략 15m/s, 5mm인 경우는 100m/s로 측정되었다. 수치해석 결과, 실제실험에서 보인 속도성분과 전반적으로 일치함을 볼 수 있었고, 내부유동장도 유사하리라 예측된다.

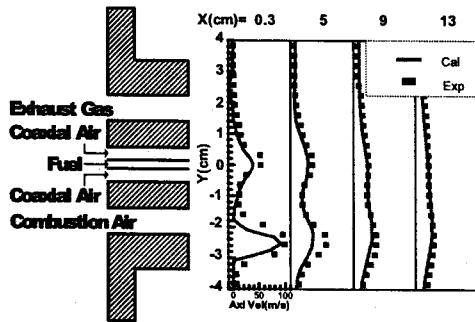
3.3. 예열된 공기의 연소특성

Fig. 7는 13mm nozzle를 장착한 로에서 연소용공기의 온도를 각각 300K, 650K, 1000K로 두고 각각 계산을 수행하여, 분사부분과 흡입부분 노즐이 위치한 부분에서 화염 중심 축을 따라가며 온도분포를 나타내어 보았다. 연소용 공기가 예열되지 않았을 때, 화염의 상류지역은 아직 연료 분사노즐에서 분사된 연료가 아직 혼합되지 않아, 불안정한 연소가 이루어지는 반면, 온도가 증가할수록 안정된 연소가 일어나는 최대화염 온도부위가 분사 및 흡입부분 모두 버너헤드 부근에서 생성되며, 활발한 연소작용으로 인해 보다 안정된 연소가 이루어짐을 예측할 수 있다.

본 버너는 로내 온도에 의해 착화하는 방식이기 때문에, 일반 천연가스(메탄 주성분) 또는 도시 가스(프로판 주성분)의 최적혼합비 착화온도가 850K 이상임을 고려해 보면 Fig. 8에서 보듯이, 로내 평균온도가 대략 1300K 이상이 되고, 예열된 공기의 온도가 1000K이상 일 때, 안정된 무화염 연소(flameless combustion)가 이루어질 수 있음을 예측할 수 있다.



(a) 13mm nozzle



(b) 5mm nozzle

Fig. 6 Comparison of the radial velocity distribution (upper part :suction region, lower part: injection region)

그러나, 예열된 연소용 공기의 온도증가에 의한 thermal NO의 증가로 인하여 전체적인 NOx량은 증가하였음을 알 수 있다. 이는 예열된 연소용 공기를 이용할 때 나타나는 일반적인 현상이다.

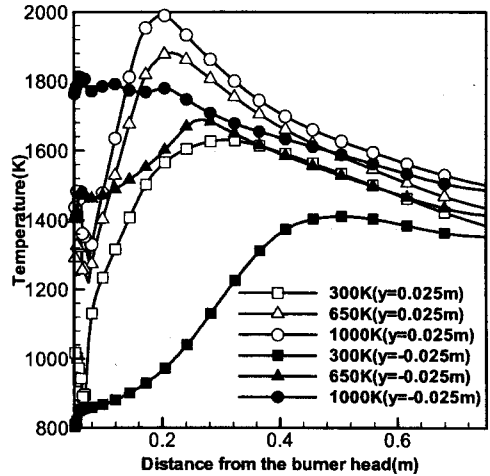


Fig. 7 Temperature distributions for pre-heated combustion air temperature along axial distance

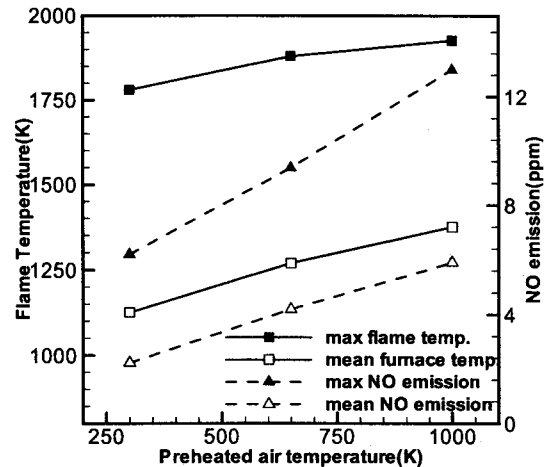


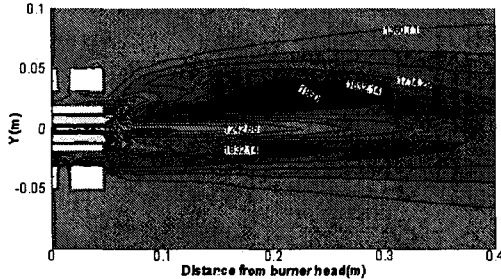
Fig. 8 NO emissions and maximum flame temperature for preheated combustion air temperature

3.4. 속도변화에 따른 연소특성

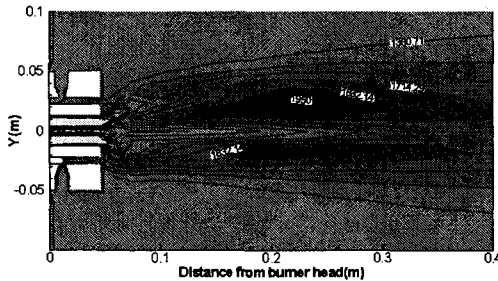
Fig. 9에서는 대칭면에서의 세 가지 노즐의 온도장을 통해 최대 화염면의 분포특성을 살펴보았다. 기존의 버너에서 예열된 공기를 이용함으로써 버너헤드 부분에서 최고 온도부위가 생성되는 것을 피할 수 없었다. 그러나, 연료와 공기를 각

각 따로 분리하여 예열된 연소용 공기를 로내에 직접 고속 분사함으로써 화염의 중심부로의 강한 모멘텀이 작용하게 되고, 연료와 연소용 공기사이의 강한 전단작용(shear motion)으로 인하여 주화염(base flame)의 소멸 현상을 일으키게 됨 [3-5]을 본 버너에서도 확인할 수 있다. 연료 분사부분에서 화염의 온도를 보면 버너헤드에서 약간 떨어진 하류지역 약 0.2m 부근에서 최고 온도값이 생김을 볼 수 있다. 이 버너의 특징 중 하나인 무화염 연소가 이루어짐을 알 수 있다. 또한 노즐의 직경이 작아질수록 고온부의 넓이가 줄어들었다.

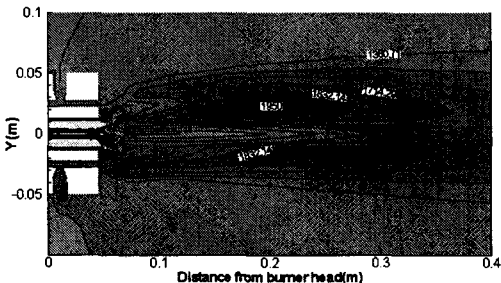
기존의 아세톤 PLIF 실험결과에서는 노즐의 직경이 작아질수록 제트상단 부분에서 더 많은 연료의 분포를 예측했었다.



(a) 13mm nozzle



(b) 6.5mm nozzle



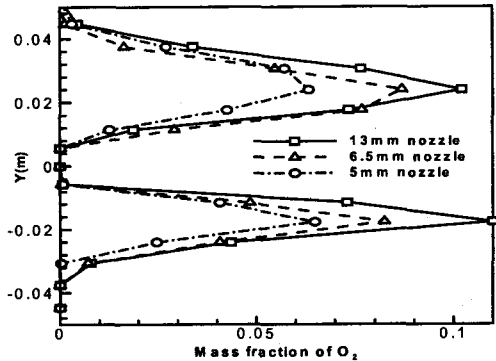
(c) 5mm nozzle

Fig. 9 Temperature fields for each nozzle diameter at symmetry plane (upper part :suction region, lower part: injection region)

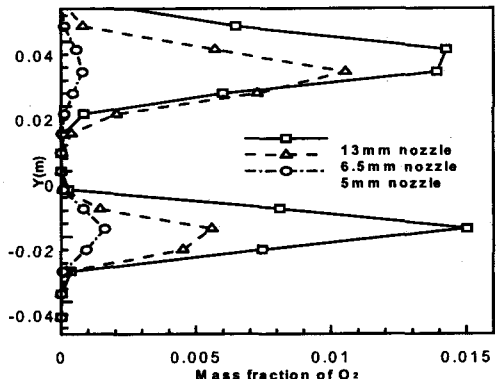
수치해석 결과에서도 배기가스가 흡입되는 부분에서 약간 위쪽으로 치우친 비대칭적인 화염의 구조를 보여 주는데, 이로부터 실험결과에서 예측한 부분과 잘 일치함을 알 수 있다. 이러한 현상은 흡입과 연소용공기의 분사에 따른 모멘텀에 의한 효과로 인해 유동이 흡입방향인 상단 쪽으로 치우쳤기 때문이다.

모멘텀 증가에 따라서 전체적으로 화염의 폭과 온도도 떨어지는데 재순환 가스의 유입에 의한 화염온도의 냉각을 의미한다. 배가스 흡입부분(suction region)이 연소용 공기의 분출부분(injection region)보다 최대온도 부위의 분포변화가 심한 것을 볼 수 있다.

Fig. 10은 산소의 반경방향 질량 분율을 축 방향을 따라 구해보았다. 버너헤드 부근에서는 연소용 공기의 모멘텀에 의해 큰 차이를 보이지 않고 있으나 하류 쪽으로 내려갈수록 5mm 노즐의 질량 분율이 급격히 떨어짐을 볼 수 있다. 이는 실험에서 예측한대로, 버너헤드 부근에서 화염면으로의 침투하는 배가스의 양이 노즐의 직경이



(a) Z = 0.1m



(b) Z = 0.2m

Fig. 10 Mass fraction of O₂ distributions along the axial distance (upper part :suction region, lower part: injection region)

줄어들수록 늘어나며, 이로 인해 산소의 농도를 급격히 떨어뜨리기 때문이다.

연소용 공기의 속도에 따른 로내 배가스 순환율을 구하기 위해 다음의 식[3]을 사용하였다.

$$K_V = \frac{M_E}{M_F + M_A} \quad (8)$$

M_E : Mass flow rate of Recirculated exhausted gas

M_F : Mass flow rate of fuel

M_A : Mass flow rate of air

여기서 재순환 되는 배가스는 연료와 공기가 반응이 일어나기 전까지를 의미한다. 화염이 일어난 이후에 침투하는 배가스는 화염의 안정화에 기여한다고 가정하였다. Fig. 11에서 노즐의 직경이 줄어들수록, 예열된 연소용공기와 연료의 속도 비 증가로 인하여 재순환 율이 증가되었음을 볼 수 있다. 따라서 상대적으로 저온인 배가스가 재순환되어 화염부근에 유입되고, 이는 최대화염 온도의 감소로 이어져 전반적인 로내 평균온도를 감소시켜 로내 NOx를 떨어지게 함을 확인할 수 있었다.

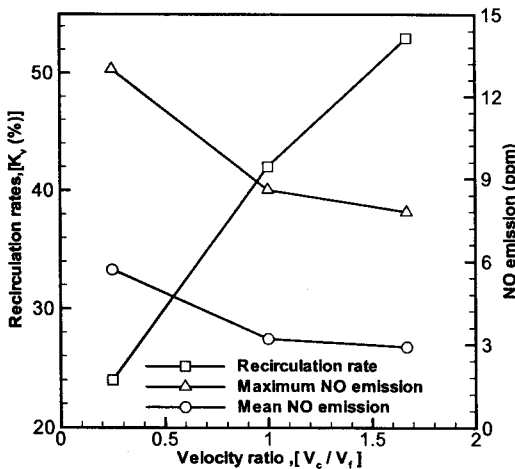


Fig. 11 Recirculation rate and NOx emissions for velocity ratio

4. 결론

본 연구는 자기 축열식 버너에서 cold flow 실험을 통하여 얻은 유동해석 결과와 이를 모사한 수치해석 결과를 비교하였으며, 예열된 연소용공기의 온도와 속도변화가 연소특성에 미치는 영향

에 대하여 알아보고 다음과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

1) 기존의 cold flow 실험(PIV)과 수치해석상의 속도 분포의 비교가 전반적으로 잘 일치하였다. 이를 통해 로내 유동특성 또한 유사하리라 예측 할 수 있었다.

2) 수치해석을 통하여 배가스 흡입부쪽으로 치우친 비대칭적인 화염의 구조를 보였다. 이는 acetone PLIF 실험을 통하여 배가스 흡입부분에서의 형성된 높은 연료분포로부터 예측이 가능하였다. 수치해석 결과에서 위쪽으로 치우친 비대칭적인 화염의 구조가 이를 확인 시켜 준다. 또한 연소용공기의 속도가 빨라질수록 흡입부분(suction region)에서의 최고온도부위의 분포가 분사부분(injection region)보다 월등히 감소함을 확인할 수 있었는데, 이는 stoichiometric line을 통과하는 단위 길이당 유량이 흡입부분이 분사부분보다 많았던 점을 잘 나타내어 준다고 볼 수 있다.

3) 연소용 공기의 예열된 온도가 증가할수록 최고온도부위가 로내 하류 쪽에서부터 버너헤드 앞 부근으로 생성됨을 확인할 수 있었다. 로의 상류 부근에서는 연료 노즐에서 분사된 연료가 원활히 혼합되지 않아, 불안정한 연소가 일어나며, 또한 버너헤드 앞에서의 안정된 무화염 연소를 위해서는 메탄가스의 자연착화온도(850K) 이상의 고온의 예열된 공기가 필요함을 알 수 있었다. 이때 활발한 연소작용이 일어남을 예측할 수 있었으나 예열된 고온 공기는 thermal NO의 생성을 증가시켰다.

4) 동일한 조건의 고온으로 예열된 공기(1000K)에서 연소용 공기의 속도 증가는 최고화염 온도 및 로내 평균온도를 감소시켰다. 이는 속도증가로 인하여 화염 중심 축방향으로 연료의 모멘텀을 증가시켜 로내 배가스를 화염속에 침투시켜 산소의 농도를 낮추어주었기 때문이며, 또한 분출된 gas와 연료가 혼합되기전에 미리 예열되어 가스의 일부가 열분해 되고, 그후 산소농도가 저하된 공기와 혼합되어 화염 주위로의 복사 열전달을 증가시켜 화염의 온도를 저하 시켰기 때문이라 생각한다. 이러한 효과를 통하여 고온의 예열된 공기로 인한 고효율성과 그로인한 로내 NOx 생성과의 모순점을 해결할 수 있으리라 예측된다.

후 기

본 연구는 에너지·자원기술 개발 위탁사업과 제(과제명: 공업로용 고효율 저 NOx 연소기 연소특성 연구, 과제번호: 2000-E-FM01-P-27)에 의해 수행된 것이며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- [1] Choi, G. M. and Katsuki, M., "Advanced Low NOx Combustion Using Highly Preheated Air," *Energy Conversion and Management*, Vol. 42. 2001, pp. 639-652.
- [2] Nishimura, M., Suzuki, T., Nakanishi, R. and Kitamura, H., "Low-NOx Combustion under Preheated Air Temperature Condition in an Industrial Furnace," *Energy Conversion and Management*, Vol. 38. No. 10-13. 1997, pp. 1061-1071.
- [3] Wünnig, J. A. and Wünnig, J. G., "Flameless Oxidation to Reduce Thermal NO-Formation," *Prog. Energy Combust. Sci.*, Vol. 23, 1997, pp. 81-94.
- [4] Katsuki, M. and Hasegawa, T., "The Science and Technology of Combustion in Highly Preheated Air," *Proc. Comb. Inst.*, Vol. 27, 1998, pp. 3135-3146.
- [5] Flamme, M., "Low NOx Combustion Technologies for High Temperature Applications," *Energy Conversion and Management*, Vol. 42. 2001, pp. 1919-1935.
- [6] Tomecz, J., Goral, J. and Gradon, B., "The GAFT Burner for Reducing NOx in Gas-fired High-temperature Industrial Furnace," *Journal of the Institute of Energy*, Vol. 68, No. 477, 1995, pp. 178-183.
- [7] 仲町一郎, "最近の低NOx燃焼技術の動向," *工業加熱*, Vol. 36, No. 1, 1999, pp. 21-29.
- [8] 栗原孝好, 仲町一郎, 安岡省, 小泉健司, "FDI 리ジェネ레이ティブバーナの開發," *工業加熱*, Vol. 33, No. 5, 1996, pp. 39-47.
- [9] "わが國の工業爐におけるリジェネレイティシステムの實踐的活用法," *日本バーナ研究會報*, No. 73, 1993.
- [10] 藤崎亘, 橋本建信, 中村恒明, "FDI 天然가스酸素バーナの開發," *工業加熱*, Vol. 37, No. 6, 2000, pp.13-21.
- [11] 谷川正, "高性能工業爐開發プロジェクトの變遷と高溫空氣燃焼技術の展望," *工業加熱*, Vol. 37, No. 5, 2000, pp. 13-22.
- [12] 김종규, 강민욱, 윤영빈, 동상근, "축열식 저NOx 연소기의 배기가스 내부 재순환 유동에 관한 연구," *한국연소학회지*, Vol. 6, 2001, pp. 20-28.