

가스터빈 연소기 내 운전조건 변화에 따른 분무연소 특성 연구

조상필* · 김호영** · 박심수**

Study on Characteristics of Spray Combustion for Various Operating Conditions in a Gas Turbine Combustor

S. P. Cho*, H. Y. Kim** and S. Park**

ABSTRACT

In this work, numerical parametric studies on spray combustion have been conducted. In simulation of turbulence, RNG $k-\epsilon$ model is adopted. Initial spray distribution is specified by Rosin-Rammler distribution function. Eddy break-up model is adopted as a combustion model.

The parameters considered are inlet air temperature, swirl number, and SMD.

With higher inlet air temperature, the axial velocities are increased and penetration of primary jet is stronger than that of lower inlet air temperature and temperature at the exit of combustor is more uniform. Combustion efficiency is improved with high inlet air temperature.

The effect of swirl number on flow field is not significant. It affect only recirculation zone. So temperature at upstream of combustor is influenced.

Combustion efficiency deteriorate as SMD of fuel spray increase.

Key Words : Spray, SMD, Swirl Number, Inlet Air Temperature, Gas Turbine

1. 서론

분무연소는 액체연료를 연소시키는 방법으로 유용하게 이용되어 가스터빈 연소기를 비롯하여 디젤엔진, 발전 및 산업용 연소로, 액체 로켓 등에 응용된다. 가스터빈 연소기의 경우 연료 분무와 공기와의 혼합을 증진시키고 연소속도를 증가시키기 위하여 난류를 증가시키기 위한 장치로 선회기(swirler)를 이용하고 있다. 이러한 선회유동장내의 복잡한 분무연소는 분무조건, 유동조건, 공기상태, 선회상태 등 여러 가지 운전변수의 변

화에 따라 연소 특성이 달라진다. 현재까지의 분무연소에 대한 연구로는 실험적으로나 이론적으로 많이 진행되어 왔으나 분무연소시스템의 복잡성으로 인하여 계속적으로 연구되어야 한다. 분무연소에 대한 연구들을 정리하면 다음과 같다.

Cameron 등[1,2]은 model can combustor를 사용한 실험을 통하여 액체연료의 영향과 상호작용, 벽면 분류의 영향, 유동특성에 대한 연구에서 반응이 있을 때와 없을 때를 비교하여 유동장에 대한 특성을 밝혀냈다.

Richard 등[3]은 model can combustor를 사용한 실험을 통하여 primary jet의 영향에 대한 연구에서 jet의 위치와 수를 변화시켜서 연구한 결과 jet의 위치에 따라서 재순환영역에서의 질량에 큰 영향이 있다는 것을 알아냈고 분류(jet)의 수가 많아짐에 의해서 배출되는 가스의 온도

* 고려대학교 기계공학과 대학원

† kimhy@korea.ac.kr

** 고려대학교 기계공학과

가 더 균일해지는 것을 보여주었다.

Datta 등[4]은 평균 액적의 직경, 분무각과 같은 분무특성이 가스터빈 연소기 내 연소특성에 미치는 영향에 대한 연구에서 표준 $k-\epsilon$ 난류모델을 사용하였다. 이때 액적의 평균 직경이 커짐에 따라 pattern factor가 향상되지만 연소효율은 일정한 값에 이르면 더 이상 향상되지 않고 분무각이 커짐에 따라 연소효율과 pattern factor가 모두 향상되지만 벽면의 온도가 상승하게 됨을 보였다.

Sharma 등[5]은 가스터빈 연소기에서 분무조건과 운전조건이 난류와류유동장내에서 분무된 연료 액적의 침투와 증발에 미치는 영향에 대한 연구에서 입구 선회공기가 증가함에 따라 분무된 액적의 침투가 작아지는 것을 보였고 입구공기 온도가 감소할수록 액적의 침투가 작아지는 것을 보였다. 이것은 온도가 높아지면 밀도가 작아지고 액적에 대한 항력이 작아지기 때문이라고 하였다.

Mcguirk 등[6]은 가스터빈연소기내 유동장해석에서 $k-\epsilon$ 난류모델의 유용성 연구에서 primary jet가 유입되는 지점에서 실험결과 값과 큰 불일치가 나타남을 보였는데 축방향의 속도와 난류운동에너지 값이 작게 계산되었기 때문이라고 하였다. 그러나 다른 영역에서는 만족스러운 계산결과가 나타남을 보였지만 표준 $k-\epsilon$ 난류모델의 다른 모델을 사용할 것을 추천하였다.

Bicen 등[7]은 can-type model combustor에서의 주입공기온도가 315K과 523K일 때 연소특성에 대한 연구에서 높은 온도의 공기를 주입했을 때 배출온도분포가 더 균일하게 나타난다는 것을 보였다.

Xia 등[8]은 연소기내에서의 유동양상이 입구 속도에 많이 민감하지는 않다는 것을 보였고 선회유동에 영향을 미치는 것이 선회수(swirl number)뿐만 아니라 radial number도 많은 영향을 미친다고 하였고 출구 조건은 별로 영향을 미치지 않는다고 하였다.

따라서, 본 연구에서는 모델연소기에서의 유동장 및 화염온도장의 특성을 수치해석적으로 고찰하고자 한다.

2. 지배방정식 및 수치해석

해석에 사용된 연소기는 can type으로 벽면에서 분류(jet)가 나오는 Wall Jet Can combustor [1,2,3]이다.

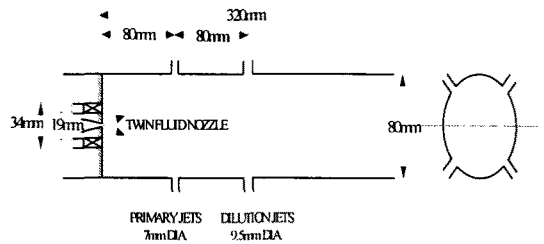


Fig. 1 Configuration of model combustor

연소기에 주입되는 공기는 연결된 예열기를 통하여 선회기, Primary hole과 Dilution hole로 나눠져서 공급되도록 되어있고 연소기의 길이는 320mm이고 직경이 80mm이고 재질은 stainless steel이다. primary hole의 직경은 7mm이고 dilution hole의 직경은 9.5mm이다. 연소기 벽면은 water cooling system으로 냉각을 한다.

2.1 지배방정식

기체-액체간의 2상 유동장을 해석하기 위해 기체상은 Eulerian, 분산상인 액적은 Lagrangian방법을 사용하였다.

2.1.1 기체상

원통좌표계의 난류유동장에 대한 기체상의 지배방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x}(\bar{\rho} \tilde{u} \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \bar{\rho} \tilde{v} \phi) + \frac{\partial}{\partial \theta}(\bar{\rho} \tilde{w} \phi) \\ &= \frac{\partial}{\partial x}(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial r}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \theta}(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial \theta}) + S_{\phi} + S_{i\phi} \end{aligned} \quad (1)$$

연속방정식에서 $\phi=1$ 이고 $\Gamma_{\phi}=0$ 이고 운동량방정식에서 ϕ 는 각 방향의 속도이고 $\Gamma_{\phi}=\mu+\mu_t$ 이고 에너지방정식에서 $\phi=\tilde{h}$ 이고 $\Gamma_{\phi}=\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_h}$ 이다.

$$\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_h}$$

난류모델은 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다.

$$k\text{방정식에서 } \Gamma_{\phi} = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \text{이고}$$

$$\epsilon\text{방정식에서 } \Gamma_{\phi} = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\epsilon}} \text{이다.}$$

성분보존방정식에서 $\phi = \tilde{Y}_i$ 이고 $\Gamma_{\phi} = \frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_Y}$ 이다.

S_{ϕ} 는 기체상의 생성항이고 $S_{i\phi}$ 는 분산상의 영향으로 인한 생성항이다.

2.1.2 분산상(액적)

액적의 속도와 궤적은 다음과 같은 식으로 구한다.

$$\frac{du_{\nu i}}{dt} = \frac{1}{\tau} (u_i - u_{\nu i}) \quad (2)$$

$$\frac{dx_{\nu i}}{dt} = u_{\nu i}, \quad i=1,2,3 \quad (3)$$

여기서

$$\tau = \frac{4d_{\nu}^2 \rho_{\nu}}{3\mu C_D \text{Re}}, \quad \text{Re} = \frac{\bar{\rho} |\vec{u} - \vec{u}_{\nu}| d_{\nu}}{\mu}$$

이다. 항력계수 C_D 는 Yuen 등[9]에 의한 상관식을 사용하였다.

액적증발이 없을 때 항력계수는

$$C_{D0} = \begin{cases} \frac{24}{\text{Re}} [1 + 0.15 \text{Re}^{0.687}] & \text{when } \text{Re} < 1000 \\ 0.44 & \text{when } \text{Re} \geq 1000 \end{cases} \quad (4)$$

이고 증발 효과를 고려해주면

$$C_D = \frac{C_{D0}}{1 + B_M} \quad \text{이다.} \quad (5)$$

$$\text{증발율은 } \frac{dm_{\nu}}{dt} = -\pi d_{\nu} \bar{\rho} D \text{Sh} \ln(1 + B_M) \quad (6)$$

에 의해 계산하였다. 여기서

$$\text{Sh} = 2 + \frac{0.555 \text{Re}^{1/2} \text{Sc}^{1/3}}{(1 + 1.232 \text{Re}^{-1} \text{Sc}^{-4/3})^{1/2}} \quad (7)$$

$$B_M = \frac{Y_{FU,s} - Y_{FU}}{1 - Y_{FU,s}} \quad (8)$$

이다. 에너지방정식은 다음과 같다.

$$m_{\nu} C_{P,\nu} \frac{dT_{\nu}}{dt} = h A_{\nu} (\bar{T} - T_{\nu}) + \frac{dm_{\nu}}{dt} Q_L \quad (9)$$

2.1.3 연소 반응 모델

$$R_{EBU} = \text{Min} \left[C_{R\bar{\rho}} \bar{Y}_{FU} \frac{\epsilon}{k}, C_{R\rho} \frac{\bar{Y}_{OX}}{s} \frac{\epsilon}{k}, C_{R\rho} \frac{\bar{Y}_{PR}}{1+s} \frac{\epsilon}{k} \right]$$

$$R_{ARR} = W_{FU} \nu_{FU} A C_{FU}^a C_{OX}^b \exp(-E_a/R\bar{T})$$

$$R_{FU} = \text{Min} [R_{EBU}, R_{ARR}] \quad (10)$$

$$C_R = 4.0, \quad C_R = 2.0, \quad A = 3.8 \times 10^{14},$$

$$a = 0.25, \quad b = 1.5, \quad E_a = 1.2553 \times 10^8 \text{ J/Kmol}$$

2.2 수치해석

격자는 $65 \times 24 \times 27$ (x, r, θ 방향)의 비균일격자를 사용하였다. 사용된 이산화방법은 유한체적법이고 대류항 계산은 power law scheme과 second-order upwind scheme을 사용하였다. 압력-속도 조합은 SIMPLEC를 이용하였고 격자는 엇갈림 격자계(staggered mesh system)를 사용하였고 계산에 사용된 운전조건은 아래와 같다.

Table1. Operating conditions

Air flow rate(Kg/h)		163
Fuel flow rate (Kg/h)		3.27
Overall equivalent ratio		0.3
Fuel		n-Decane
Flow splits	Dome swirl	0.31
	Primary jet	0.30
	Dilution jet	0.39
Inlet air temperature(K)		Variable
Swirl number		Variable
SMD (μm)		Variable

3. 결과 및 고찰

3.1 공급공기 온도변화

Fig.2는 연소기 입구에 공기 온도에 따른 연소기 중심에서의 축방향 속도의 크기를 비교 도시한 것이다. 연소기 내로 주입되는 공기의 온도가 높아짐에 따라 연소기 중심에서의 축방향 속도가 연소기 내에서 전반적으로 더 큰 속도를 갖는 것을 볼 수 있는데 초기 연소 영역과 2차 연소 영역에서 속도의 크기가 큰 것은 온도가 높아짐에 따라 primary jet의 침투가 커져 양방향으로 유동을 밀어버리기 때문에 이런 현상이 나타나는 것이다. Dilution air가 주입된 이후에 연소기 하류쪽으로 유동을 밀어내기 때문에 공기의 온도가 높아짐에 따라 중심에서의 축방향 속도가 크게 나타나는 것이다.

Fig.3은 연소기 내 각각의 위치에서 축방향 평균 속도의 반경방향 분포를 나타낸 것이다. 연소기 내 전반에 걸쳐서 공기의 온도가 높아짐에 따라 속도의 크기가 크게 나타남을 볼 수 있다. 연소기 내로 공급되는 공기의 온도가 높아짐에 따라 속도의 크기가 커지는 이유는 온도 상승으로 인하여 공기의 밀도가 작아지기 때문이다. 연소기 내 당량비를 맞추기 위해서는 밀도가 감소한 만큼 많은 양의 공기를 공급해주어야 한다. 따라서 연소기내 전반적인 속도의 크기가 증가하

는 것이다.

Fig.4는 연소기 내 여러 위치에서의 평균 온도의 반경방향 분포를 나타낸 것이다. 입구공기 온도가 상승하면 온도 분포의 형상은 비슷하지만 온도가 전체적으로 상승한 것을 알 수 있다. 공기 예열을 높게 해줄수록 연료의 증발이 활발하게 일어나고 이에 따라 연소기 상류에서 반응이 일어나 온도가 더 높게 나타남을 볼 수 있다.

$X/Rc=0.38$ 에서의 온도분포를 보면 공급되는 공기의 온도가 높음에도 불구하고 공기의 온도가 낮은 경우보다 온도가 낮게 나타나는 것을 볼 수 있다. 그 이유는 그 위치에서의 연소기 중심에서의 축방향 속도를 보면 알 수 있는데 공기의 온도가 높은 경우에 더 큰 역방향속도를 갖기 때문에 고온의 연소가스를 더 강하게 연소기 상류 방향으로 밀어버리기 때문인 것으로 사료된다. 희석공기가 주입된 이후 공기온도가 높은 경우엔 온도분포가 더 균일해지는 것으로 나타나고 있다.

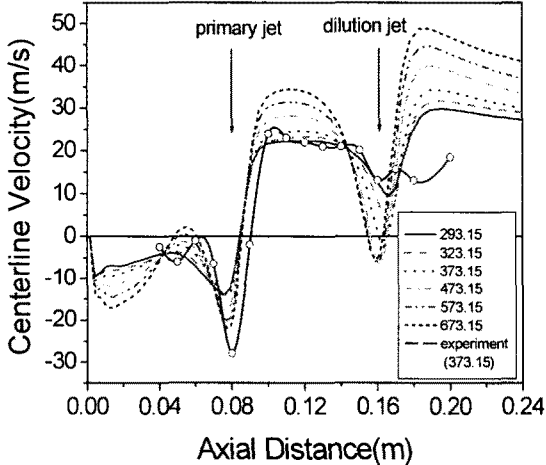


Fig.2 Axial velocity along the centerline.

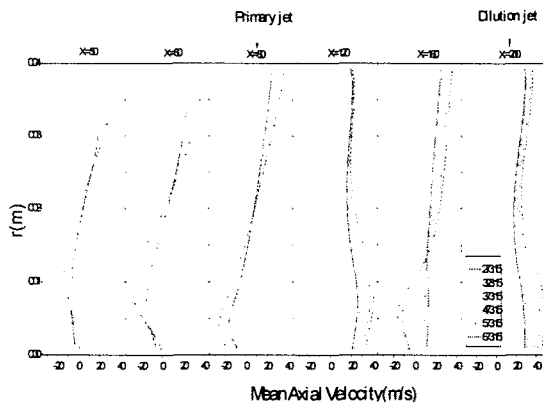


Fig.3 Radial distribution of mean axial velocity at various axial location.

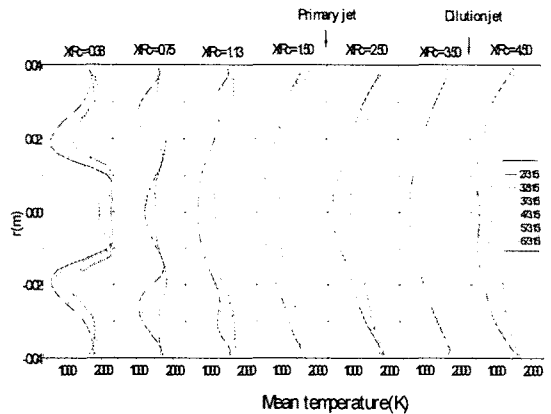


Fig.4 Radial distribution of mean temperature at various axial location.

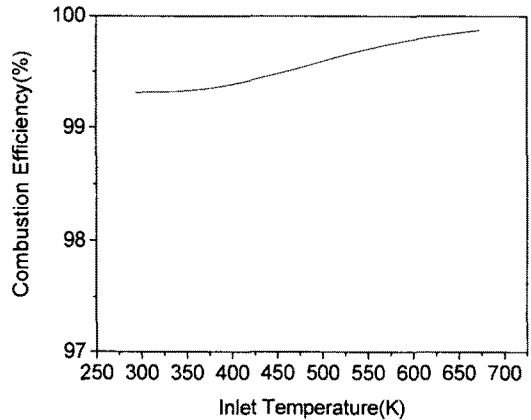


Fig.5 Combustion efficiency for various inlet air temperature.

Fig.5는 연소기 내로 공급되는 공기의 온도변화에 따라 연소효율을 나타낸 것이다. 공기의 온도가 높아짐에 따라 연소 효율이 높아지는 것을 볼 수 있는데 공기의 온도가 높아지면 그만큼 연료의 증발이 잘 일어나고 연소기 내에서 연소가 잘 일어나 연소되지 않고 배출되는 미연가스의 양이 줄어들기 때문으로 사료된다.

3.2 선회로의 영향

Fig.6은 연소기 중심에서의 선회수 변화에 따른 축방향 속도를 도시한 것이다. 선회수가 커짐에 따라서 연소기 중심의 축방향 속도가 작아지는 것을 볼 수 있다.

Fig.7에 의하면 선회수 변화에 대하여 축방향 평균 속도는 재순환 유동이 형성되는 연소기 중심 부근 이외의 영역에서는 영향이 거의 없는 것으로 나타나고 dilution jet이 투입된 이후에는 연소기의 중심 부근에서도 선회유동의 영향을 찾

아 볼 수 없을 정도로 유동 현상이 비슷해지는 것을 볼 수 있다. 작은 선회수일 때 축방향 속도의 크기가 dilution jet이 주입되기 전까지 큰 선회수일 때보다 컸지만 dilution jet 주입 이후에는 속도 차이가 점점 줄어드는 것을 볼 수 있다.

Fig.8은 각 선회수에 대한 초기 화염영역에서의 속도벡터와 유선을 도시한 것이다. 선회수가 작을 때 재순환 영역이 연소기 상류에서 먼 쪽에 형성되고 선회수가 커지면서 재순환 영역이 상류로 이동해 오는 것을 볼 수 있다. 이렇게 연소기 상류로 재순환유동이 이동하면 고온가스가 연소기 상류로 이동하여 화염안정에 도움을 주게 된다.

선회수가 더욱 강해지면 Fig.8의 S=1.0인 경우와 같이 재순환영역이 분리되어 충분한 고온가스를 연소기 상류로 이동시키지 못하게 되므로 화염의 안정화를 저해하게 된다.

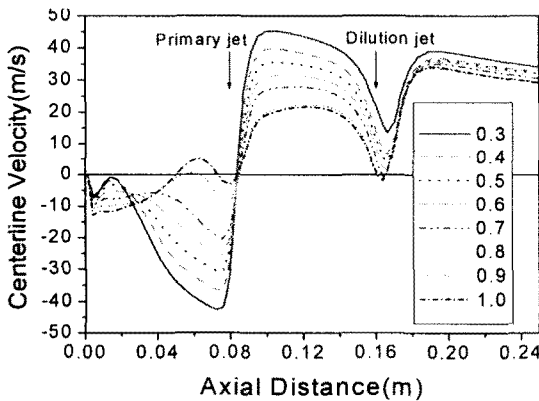


Fig.6 Axial velocity along the centerline

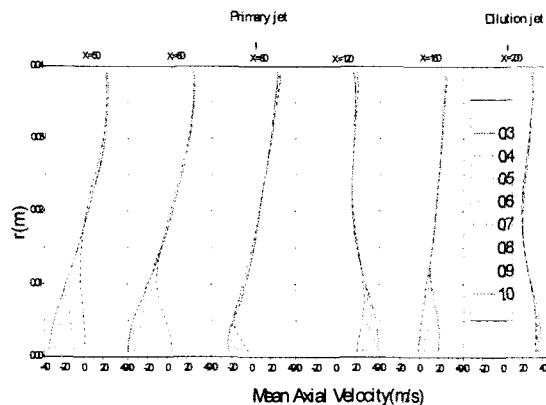


Fig.7 Radial distribution of mean axial velocity at various axial location

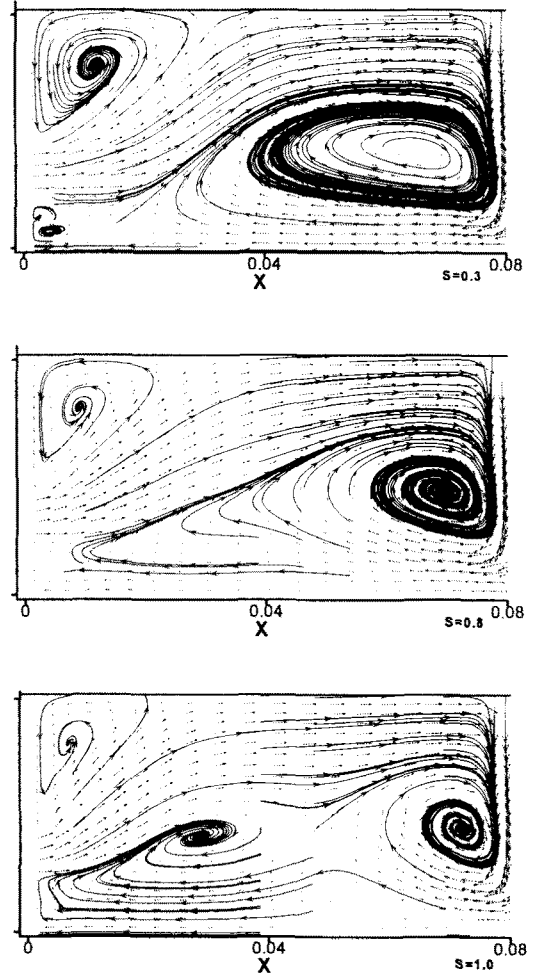


Fig.8 Velocity vector and Streamline for S=0.3, S=0.8, and S=1.0

Fig.9는 각각의 선회수에 대한 반경방향 온도분포를 여러 축방향 위치에서 비교도시한 것이다. primary jet 이전과 이후에 선회수의 영향으로 다르게 나타남을 알 수 있다.

Primary jet 이전에는 선회수가 커짐에 따라 각 위치에서의 온도가 더 높게 나타지만 연소기 중심부에서 차이가 더욱 크게 나타나는데 이는 앞서 유동해석에서 언급했듯이 연소기 중심으로 재순환영역이 형성되고 그 위치가 변하기 때문에 연소기 중앙에서 온도의 차이가 크게 나타나는 것으로 해석된다.

Fig.10은 선회수 변화에 따른 연소효율은 나타낸 것이다. 선회수가 커짐에 따라 연소효율이 작아지다가 0.7이후에는 거의 일정하게 유지되는 것을 볼 수 있다. 선회수에 의한 영향은 크게 작

용하지 않는다고 사료된다.

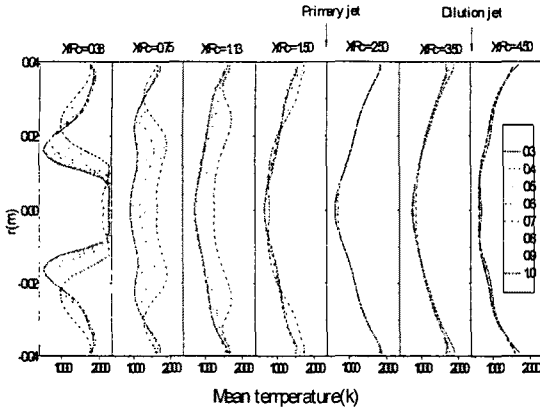


Fig.9 Radial distribution of mean temperature at various axial location

공기의 속도가 액적의 속도보다 작은 경우 초기

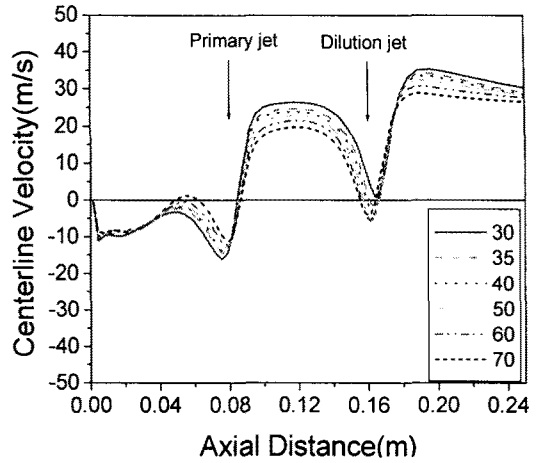


Fig.11 Axial velocity along the centerline

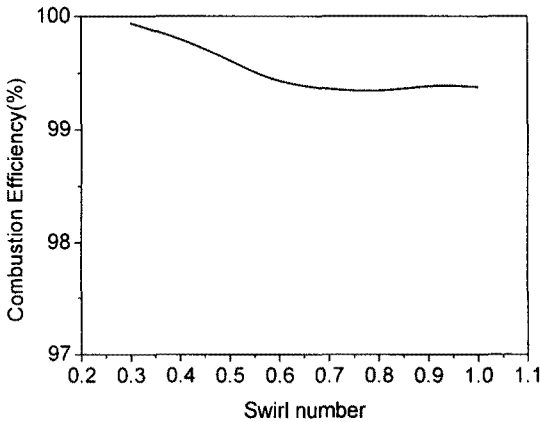


Fig.10 Combustion efficiency for various swirl number

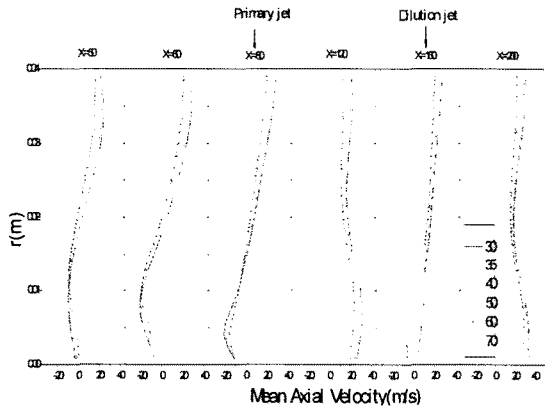


Fig.12 Mean axial velocity at various axial location

3.3 초기 액적크기(SMD) 변화

Fig.11은 연소기 중심에서의 축방향 속도를 나타낸 것이다. 축방향 속도를 보면 초기 영역(primary zone)에서 재순환 영역의 형상을 어느 정도 예측할 수 있다. 초기 액적의 크기에 상관없이 연소기 중심에서의 속도의 경향은 같게 나타나는 것을 볼 수 있고 속도의 크기가 초기 액적의 크기가 작을 때 더 크게 나타난다.

Fig.12는 연소기의 여러 위치에서 축방향 평균 속도의 반경방향 분포를 도시한 것인데 Fig.11과 마찬가지로 초기 액적의 크기가 큰 경우에 비하여 작을 때 속도가 더 크게 나타나는 것을 볼 수 있다.

본 연구에서 채택한 입구 조건에서는 초기 액적의 축방향 속도가 주입공기의 축방향 속도보다 작은 경우이다.

액적의 크기가 커지면 상대적으로 큰 운동량을 가진 액적이 기체상에 운동량을 전달하여 유동의 속도를 증가시키는 효과를 나타낼 수 있으나 본 연구에서 택한 연소기의 경우는 초기 선회기를 통과하는 공기의 속도가 액적의 속도보다 크다.

Fig.12를 보면 회석공기가 주입되기 전까지는 초기 액적의 크기가 작을 때 속도의 크기가 초기 액적의 크기가 클 때보다 약간 크게 계속 유지되다가 회석공기가 주입된 후 속도의 크기 차이가 없어지는 것을 볼 수 있다.

전체적으로 초기 액적의 크기가 커질수록 속도 크기가 작아지는 것을 볼 수 있는데 이는 액적의 크기가 커서 기체 유동을 감속시키는 작용을 하게 되고 액적의 크기가 크기 때문에 증발하는데 더 시간이 걸리므로 나타나는 현상이다.

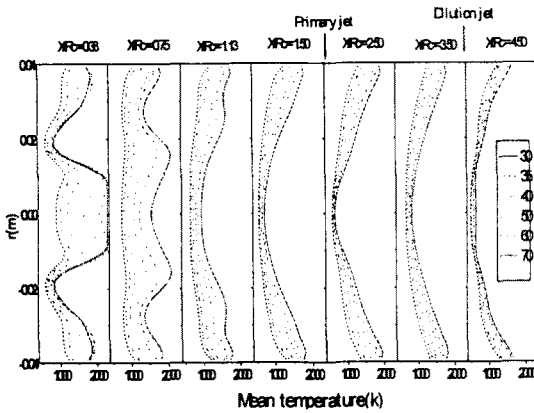


Fig.13 Mean temperature at various axial location

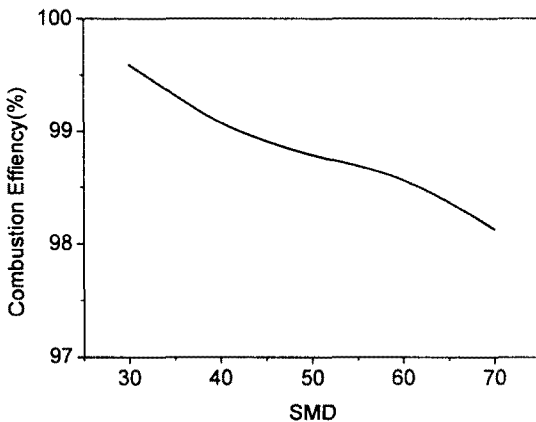


Fig.14 Combustion efficiency for various SMD

따라서 액적이 작을 때보다 더 유동에 더 영향을 미치게 되고 그에 따라 전체적인 축방향 속도가 작아지게 된다.

Fig.13은 연소기 내에서의 초기 액적의 평균직경 변화에 따른 평균온도를 나타낸 것이다. 초기 영역에서는 초기 액적의 크기에 대하여 온도차이가 매우 크게 나타나는데 액적의 크기가 커서 액적이 증발시 큰 증발잠열을 필요로 하므로 액적의 크기가 클 때 온도가 낮게 나타나는 것으로 해석되고 희석공기가 주입된 이후에는 온도 차이가 줄어드는 것을 볼 수 있는데 이것은 희석공기가 연소 가스온도를 충분히 낮춰주기 때문에 나타나는 현상이다.

초기 액적의 크기가 크면 그만큼 증발하는데 더 많은 에너지가 소비되고 그에 따라 반응이 더디게 일어날 수 있고 너무 초기 액적의 크기가 작으면 증발이 쉽게 일어나지만 국부적으로 산화제와 혼합이 제대로 일어나지 않고 연료성분이 과

농인 영역이 생겨 반응이 일어나기 어려워질 수 있으나 이번 연구에서 택한 당량비가 0.3으로 매우 희박한 경우이므로 반응이 더디게 일어나는 경우는 볼 수 없었다.

Fig.14는 초기 액적크기의 변화에 따른 연소효율을 나타낸 것이다. 초기 액적크기가 커짐에 따라 연소효율이 작아지는 것을 볼 수 있다. 액적의 크기가 커짐에 따라 그만큼 증발하는데 오래 걸리기 때문에 연소가 완전히 이루어지지 못하고 미연가스가 배출되기 때문인 것으로 생각된다.

4. 결론

(1) 공급되는 공기의 온도가 높을수록 연소기내 유동의 속도가 빨라지고 Primary jet의 침투가 더 커져 연소기 중심에서의 재순환영역의 세기가 강해지며 연소기 내 온도가 전반적으로 상승하고 연소기 하류로 가면 온도분포가 균일해진다.

연소 효율은 연료 액적의 증발이 활발히 일어나 반응이 원활히 진행되기 때문에 공기의 온도가 높아질수록 효율이 향상된다.

(2) 선회수는 연소기내의 전체적인 유동장에 영향을 미치는 것이 아니라 연소기내 중심에서의 속도에 영향을 미치는데 선회수가 커짐에 따라 재순환영역의 위치가 연소기 상류로 이동하게 되고 따라서 고온가스를 연소기 상류로 밀어주는 효과가 강하게 나타나 화염을 안정화시키지만 선회수가 너무 커지게 되면 재순환영역이 분리되어 화염안정화에 악영향을 주게 된다. 연소 효율은 선회수가 커지면 약간 하락되지만 일정값(0.7)이 후에는 거의 일정하게 유지된다.

(3) 초기 액적의 크기가 커질수록 연료액적이 증발하는데 오랜기간이 걸리므로 연소기내 유동의 속도가 감소하게 되고 연소기내 온도도 낮게 나타나는 것을 볼 수 있다. 연소효율은 액적의 증발이 늦어 미연가스가 그대로 배출되는 현상이 나타나 효율이 떨어지게 된다.

후 기

본 연구는 연소기술연구센터(CREC)의 지원에 의하여 수행하였으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

- [1] C.D.Cameron, J.Brouwer and G.S.Samuellen, "A Model Gas Turbine Combustor with Wall Jets and Optical Access for Turbulent mixing, Fuel Effects, and Spray Studies", Twenty-Second Symposium(international) on

Combustion, The Combustion Institute, 1988, pp.465-474.

[2] C.D.Cameron, J.Brouwer, C.P.Wood and G.S.Samuellen, "A Detailed Characterization of the Velocity and Thermal Fields in a Model Combustor with Wall Jet Injection", Transactions of the ASME Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, January 1989, Vol.111, pp.31-35.

[3] C.D.Richards and G.S.Samuellen, "The Role of Primary Jets in the Dome Region Aerodynamics of a Model Can Combustor", Transactions of the ASME Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, January 1992, Vol.114, pp.20-26.

[4] A.Datta, "Influence of inlet flow condition on the performance of a swirl-stabilized combustor burning liquid fuel spray", International Journal of Energy Research, 24, pp.373-390.

[5] N.Y.Sharma, A.Datta, S.K.Som, "Influence of spray and operating parameters on penetration of vaporizing fuel droplets in a gas turbine combustor" Applied Thermal Engineering, 2001, pp1755-1768.

[6] J.J.McGuirk and J.M.L.M.Palma, "The Flow inside a Model Gas Turbine Combustor : Calculations", Transactions of the ASME Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, July 1993, Vol.115, pp594-602.

[7] A.F.Bicen, D.G.N.Tse, and J.H.Whitelaw, "Combustion Characteristics of a Model Can-Type Combustor", Combustion and Flames, 1990, Vol.80, pp111-125.

[8] J.L.Xia, B.L.Smith, A.C.Benim, J.Schmidli and G.Yadigaroglu, "Effect of Inlet and Outlet Boudary Conditions on Swirling Flows" Computers & Fluids, 1997, Vol.26, No.8, pp811-823.

[9] Yuen, M.C. and Chen, L.W., "On Drag of Evaporating liquid droplets", *Comb. Sci. and Tech.*, Vol.14, pp.147-154, 1976.

[10] Nahm Roh Joo, Ho Young Kim, Jin Taek Chung and Simsoo Park, "Comparison of Turbulence models on the Simulation of Evaporating and Burning Sprays", Proc. The Third Asia-Pacific Conference on Combustion, 2001 pp117-120.