

가스터빈연소기에서 스월 인젝터의 분무특성에 관한 연구

이성혁 · 유홍선^{*†} · 이인섭^{*} · 홍성국^{*}

중앙대학교 생산공학연구소 · *중앙대학교 공과대학 기계공학부
(2000. 3. 11. 접수 / 2000. 8. 29. 채택)

A Numerical Analysis on the Characteristics of Spray by Swirl Injector in Gas Turbine Combustor

Seong-Hyuk Lee · Hong-Sun Ryou^{*†} · In-Sub Lee^{*} · Sung-Kook Hong^{*}

Research Institute of Production Engineering, ChungAng University

^{*}Department of Mechanical Engineering, ChungAng University

(Received March 11, 2000 / Accepted August 29, 2000)

Abstract : The present paper deals with the numerical simulation for the spray characteristics with swirling turbulent flows and dilution flows from swirl injectors in a simplified can type of gas turbine combustor. The main objective is to investigate the characteristics of swirling turbulent flows with dilution flows and to provide the qualitative results for the spray characteristics such as the droplet distribution and Sauter Mean Diameter(SMD). The gas-phase equations based on Eulerian approach were discretized by Finite Volume Method, together with SIMPLE algorithm and the Reynolds -Stress-Model. The liquid-phase equations based on Lagrangian method were used to predict the droplet behavior. The results of preliminary test are generally in good agreement with experimental data, and show that the anisotropy exists in the primary zone due to swirl velocity and injected air from primary injector, and then gradually decays due to turbulent mixing and consequently near-isotropy occurs in the region between primary and dilution zones. For the spray characteristics, it is indicated that the swirling flows of primary jet region increase the droplet atomization. In addition, it is showed that the swirling flows at the inlet region lead the air-fuel mixture to be distributed near the ignitor and can significantly affect the spray behavior in the primary jet region.

Key Word : combustor, sauter mean diameter, anisotropy, swire velocity, spray, swirl velocity

1. 서 론

액체를 연료로 하는 가스터빈엔진은 항공산업 및 기타 공학적으로 중요한 영역에서 널리 사용되어 왔다. 일반적으로 가스터빈연소기내의 유동과 입자거동은 엔진 성능을 결정하고 궁극적으로 터빈의 수명 및 안전을 결정하는 중요한 요인이 될 수 있다. 즉 터빈 날개와 입자와의 충돌에 의한 부식현상으로 인해 날개의 균열현상을 야기 시킴으로써 안전문제에 직면될 수 있으며 이를 해결하기 위해서 터빈 내로 유입되기

전인 연소기내의 유동 및 입자 거동을 효과적으로 해석하고 이해하는 것은 매우 중요하다. 왜냐하면 터빈내의 현상은 유입되기 전인 연소기내의 입자 및 유동거동에 주로 지배되기 때문이다. 따라서 가스터빈 연소기 개발에 있어서의 주된 관심사는 최적의 분무연소를 이루게 하는 설계 인자의 선정에 있다. 실제로 분사된 액체연료는 기상-액적 혹은 액적-액적간의 상호작용으로 인해 미립화되고 기화됨으로써 공기와의 혼합기체가 형성된다. 이때 연소기 입구의 선회류는 재순환 영역을 발생시킴으로써 화염의 안정화와 연소성능에 기여하게 된다. 따라서 연소의 안정성과 배기가스 저감을 위해 연소기내의 유동과 미립화된 액적들의 거동에 관한 특성을 이해하는

[†]To whom correspondence should be addressed.
cfdmec@cau.ac.kr

것은 보다 효율적인 터빈연소기 설계에 있어서 필수적이다.

수치해석기법과 하드웨어의 발달은 복잡한 3차원 난류유동장과 다상유동에 관한 해석을 가능하게 하였고 제한적이긴 하지만 LES나 DNS 등을 이용한 수치해석에 관한 연구들이 최근에 들어 활발하게 진행되고 있다. 특히 가스터빈연소기의 설계에 있어서 실험에만 의존하는 기존의 방법들은 측정장치, 제조 및 작동에 있어서 많은 비용이 들며 제한적인 자료만을 얻고 있다. 또한 실험장치와 실제 연소기 형상과의 스케일링 문제로 인해 연소기 설계 변경시 실험결과를 그대로 적용할 수 없는 단점을 가지고 있다¹⁾. 한편 수치해석방법은 해석코드의 개발과 모델링 작업에 많은 시간이 소요되는 반면 물리적인 현상을 이해하는 데에 매우 유용한 결과를 제시할 수 있고 실험에 비해 적은 비용으로 해석이 가능하다는 장점을 가지고 있다. 또한 다양한 설계변경이 가능하고 실험장치 및 실제 연소기내의 유동과 분무특성을 가시화 할 수 있다. Peric²⁾은 복잡한 형상의 3차원 유로 내에서 유동해석이 가능한 유한체적 프로그램을 개발하고 다양한 유동현상에 대한 수치해석을 수행하였다. Przekwas³⁾은 완전 암시적이며 강한 보존성을 가진 해석코드를 개발하고 가스 터빈 및 연소실의 유동장을 해석하였다. 이와는 달리 국내에서는 노즐이나 선회기 자체에 대한 실험이 최근에 활발하게 수행되고 있는 반면 수치해석코드개발은 매우 미진한 것이 사실이다. 최근 수치해석에 대한 중요성이 부각되면서 국내 소수 대학연구소와 연구기관에서 3차원 유동장 해석코드를 개발하고 있으나 대부분이 유동장에 관한 부분만을 다루고 있으며 분무거동을 모사할 수 있는 코드는 거의 없는 실정이다. 신동신 등⁴⁾은 가스터빈내의 연소유동해석프로그램을 개발하고 3차원 C형 디퓨저에 대한 수치해석을 수행한 바 있으며 김동일 등⁵⁾은 TEACH코드를 기초로 분무거동을 SSF(Stochastic Separated Flow)방식을 사용하여 예측한 바 있다. 그러나 이들의 연구들은 액적거동을 예측하기 힘들거나 예측하더라도 분무거동에 대한 복잡한 거동을 효과적으로 모사하기 힘들다. 또한 대부분의 연구들은 유동장의 안정화를 가속할 수 있는 표준 k-ε 모델을 사용하고 있기 때문에 강한 이차유동이 발생하는 연소기내의 유동장을 효과적으로 모사하기 어렵고 기상

과 액상과의 상호작용을 효과적으로 모사하기 힘들 것으로 사료된다⁶⁾.

본 연구의 주목적은 가스 터빈 연소기의 분무 거동 및 난류유동 특성 해석을 위한 3차원 수치해석프로그램 개발이다. 가스터빈연소기의 설계시 화염안정성 및 높은 연소 효율 그리고 유해배출가스 저감을 이루기 위해서는 기초적으로 연소기내의 분무특성과 선회유동에 의한 재순환 유동의 형성과 같은 난류유동장 특성을 해석하고 이론적인 자료를 제공하는 것이 필수적이다. 또한 이러한 결과들은 궁극적으로 보다 효율적이고 안전한 터빈을 설계하기 위한 기초적 자료로 응용될 수 있다.

따라서 본 연구에서는 개발된 코드를 사용하여 회석유동을 포함한 단순화된 캔형 연소기내의 선회 난류유동장에 대해 레이놀즈응력모델을 사용하여 예비적 해석을 수행하고 Koutmos⁷⁾의 실험 값과 상호 비교함으로써 연소기내의 난류 특성을 해석하고 개발된 코드의 타당성을 검증하였다. 예비적 결과의 타당성을 바탕으로 본 연구에서는 캔형 연소기내에서의 분무거동에 대한 해석을 수행하고 입구선회류의 선회수 변화와 일차제트분사의 선회수 변화에 대한 파라미터 해석을 수행하였다. 본 연구결과를 통해 연소기내의 유동특성 및 분무특성에 대한 정성적 이해를 증진하고 유해배출가스저감과 성능향상을 위한 연소기 최적설계에 대해 유용한 자료를 제공할 수 있을 것으로 기대된다.

2. 지배방정식

2.1. 기상의 지배방정식

기상의 방정식들은 기본적으로 오일러리안 방식으로 유도되며 연속방정식과 운동량방정식의 해를 구한다. 한편 비압축성 유체, 정상상태일 때 레이놀즈 수송방정식은 다음과 같다.

$$U_k \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_k} = P_{ij} + \epsilon_{ij} - \phi_{ij} + d_{ij} \quad (1)$$

여기서 U_i 는 평균속도 u_i' 는 섭동속도를 나타내며 S_{ij} 는 평균속도에 의한 변형률텐서이다. 또한 τ_{ij} 는 레이놀즈응력 $-\rho \overline{u_j' u_i'}$ 를 나타낸다.

한편 레이놀즈 응력수송방정식은 다음과 같다.

$$C_{ij} = P_{ij} + \varepsilon_{ij} - \phi_{ij} + d_{ij} \quad (2)$$

위 식에서 P_{ij} 와 ε_{ij} 는 각각 응력생성률 그리고 소멸률을 나타내며 ϕ_{ij} 는 압력-변형률 상호관계항, d_{ij} 는 난류확산항을 의미한다. 각 항들은 다음과 같다.

$$P_{ij} = -\tau_{ik} \frac{\partial U_j}{\partial x_k} - \tau_{jk} \frac{\partial U_i}{\partial x_k} \quad (3)$$

$$d_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\frac{C_\mu}{\sigma_k} \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u'_i u'_j}) \right] \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{2}{3} \rho \delta_{ij} \varepsilon \quad (5)$$

$$\phi_{ij} = \phi_{ij,1} + \phi_{ij,2} + \phi_{ij,w} \quad (6)$$

본 연구에서는 압력변형률항에 대해서 Launder, Reece와 Rodi⁸⁾의 압력변형률 모델을 사용하였다. 압력변형률항에서 저속회귀항, 고속항 그리고 벽수정항은 다음과 같다.

$$\phi_{ij,1} = \frac{c_{1\varepsilon}}{k} \left[\overline{u'_i u'_j} - \frac{2}{3} \delta_{ij} k \right] \quad (7)$$

$$\phi_{ij,2} = -c_2 (P_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \overline{u'_l u'_m} \frac{\partial U_l}{\partial x_m}) \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \phi_{ij,w} = \frac{c_{w1} \varepsilon}{k} & \left[\tau_{km} n_k n_m \delta_{ij} \right. \\ & - 1.5 \tau_{ki} n_k n_j - 1.5 \tau_{kj} n_k n_i \left. \right] f \\ & + c_{w2} \left[\phi_{km,2} n_k n_m - 1.5 \phi_{ik,2} n_k n_j \right. \\ & \left. - 1.5 \phi_{kj,2} n_k n_i \right] f \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 n 는 벽에 수직한 단위벡터이며 f 는 벽으로부터 첫 번째 제어체적중심까지의 거리 X_n 와 난류길이 스케일 l 의 함수이다. 한편 레이놀즈응력모델에서 사용되는 소멸률에 대한 수송방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_k} (\rho U_k \varepsilon) \\ = \frac{\partial}{\partial x_k} (\mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_k}) + \frac{c_{\varepsilon 1} \varepsilon P}{k} - \frac{c_{\varepsilon 2} \varepsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (10)$$

여기에서 P 와 μ_{eff} 는 난류운동에너지의 생성항과 와점성계수를 각각 나타낸다. 이상의 모델에서 사용된 상수들은 Table 1에 요약되어 있다. 본 연구에서는 기상의 방정식인 경우 유한체적법에 기초하여 엇갈림 배열을 사용하여 차분화되었으며 대류-확산항은 하이브리드 수식을 사용하였다. 또한 압력장과 속도장은 SIMPLE알고리즘을 사용하여 연결하였다.

2.2. 액상의 지배방정식

액상은 Dukowicz⁹⁾의 통계학적 방법을 적용하고 불연속 액적 모델을 이용하였다. 액적들의 질량, 속도 및 온도 등은 각 액적들에 대한 라그랑지안 지배 방정식으로부터 결정될 수 있다. 액적들의 궤적과 운동량에 대한 방정식은 적교 곡선 좌표계의 각 방향 액적위치(x_d, y_d, z_d)와 속도 성분(u_d, v_d, w_d)에 의해서 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{dx_d}{dt} = u_d, \quad \frac{dy_d}{dt} = v_d, \quad \frac{dz_d}{dt} = w_d \quad (11)$$

$$\frac{du_d}{dt} = K_d (u + u' - u_d) \quad (12)$$

$$\frac{dv_d}{dt} = K_d (v + v' - v_d) \quad (13)$$

Table 1. Model constants

C_μ	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	C_1	C_2	C_{w1}	C_{w2}	σ_k	σ_ε
0.09	1.44	1.92	1.8	0.6	0.5	0.3	1.0	1.3

$$\frac{dw_d}{dt} = K_d(w + w' - w_d) \quad (14)$$

여기서 K_d 는 운동량 전달계수를 나타내며 다음과 같이 정의된다.

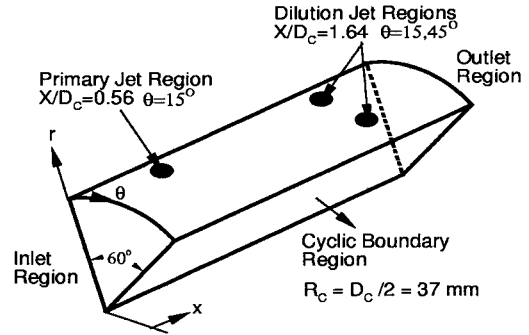
$$K_d = \frac{3}{4} C_D \frac{\rho}{\rho_d} \frac{1}{D_d} V_{rel} \quad (15)$$

여기서 C_D 는 항력 계수, ρ_d 는 액상의 밀도 그리고 D_d 는 분무액적의 직경을 나타낸다. 한편 V_{rel} 는 액상과 기상의 상대속도를 나타낸다. 위 식에서 u', v', w' 는 기상의 난류 섭동 성분을 나타낸다. 본 연구에서 사용한 액적-에디 상호작용모델은 Gosman과 Ioannides¹⁰⁾의 모델에 기초하고 있다. 일반적인 수치해석연구에서는 분사시 노즐근처영역에서 발생하는 무화 현상을 노즐 출구에서 액적들이 분사되는 것으로 처리한다. 따라서 분사되는 액적들은 연소실내의 기상과 상호작용하며 분산과 증발 그리고 융합과 충돌 등의 현상을 수반하게 된다. 본 연구에서는 Reitz와 Diwakar¹¹⁾의 분산 모델을 사용하였고 충돌 및 융합과 같은 액적과 액적간의 상호작용의 영향을 고려하기 위하여 O'Rourke¹²⁾의 모델을 이용하였다. 한편 액적 증발현상은 라그랑지안 질량보존식 및 에너지 보존 방정식에 의해서 처리된다¹³⁾. 또한 분무액적-벽 상호작용을 모사하기 위해 Bai와 Gosman¹⁴⁾의 모델을 사용하였다. 본 연구에서는 기상을 공기로 가정하고 액체연료로는 나프탈렌($C_{10}H_8$)을 사용하였다. 단위는 SI계를 사용하였고 액상과 기상과의 경계면에서 사용되는 물성값들은 액상과 기상의 산술평균온도 T_m 을 기초로 하여 계산된다. 액체연료의 기타 물성값들은 참고문헌에서의 식을 사용하였다¹⁵⁾. 보다 자세한 내용은 참고문헌¹³⁾을 참조하면 된다.

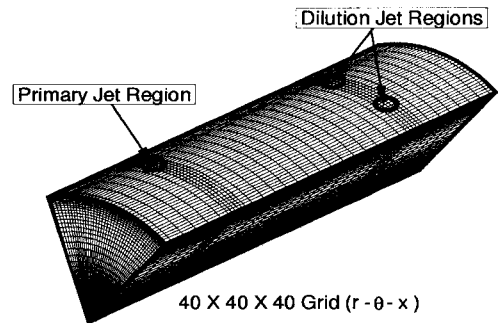
3. 결과 및 고찰

3.1. 예비적 해석에 대한 결과

일반적으로 연소기로 유입되는 선회유동은 잉여변형률(extra-strain rate)을 발생시킴으로써 강한 비등방성을 가진 난류를 발생시켜 연소기내



(a) Schematic diagram of the calculation domain



(b) Grid generation

Fig. 1. Schematic diagram and grid generation of the calculation domain

의 난류구조는 매우 복잡한 형태를 가진다. 따라서 터빈내의 난류유동특성을 해석하는 것은 가스터빈내의 유동장 및 분무장을 해석하는 데에 있어서 필수적이다. 한편 Lee 등¹⁶⁾은 종방향와류가 포함된 난류경계층유동을 해석하고 표준 k-ε 모델에 비해 레이놀즈응력모델이 난류의 비등방성을 효과적으로 예측함을 보인 바 있으며 개발된 코드의 타당성을 검증하였다. 따라서 본 연구에서는 앞서 수행된 연구결과를 바탕으로 일차 및 이차 회석유동이 포함된 캔형 가스터빈연소기내의 선회 난류유동장을 레이놀즈응력모델을 사용하여 해석하였다. Koutmos⁷⁾는 회석유동이 있는 연소기내의 평균속도와 수직레이놀즈응력을 LDA (Laser Doppler Anemometer)를 사용하여 측정한 바 있다. 본 연구에서는 계산된 평균유동장과 난류특성에 관한 정성적 결과들을 실험결과⁷⁾와 상호 비교함으로써 타당성을 검증하였다. Fig. 1은 이상화된 캔형의 가스터빈연소기에 대한 개략도와 해석격자를 나타낸다. 연소기 직경, D_c , 은 74mm이며 10mm의 직경을 가진 분사공(injection hole)들이 원주방향으로 동일한 간격으로

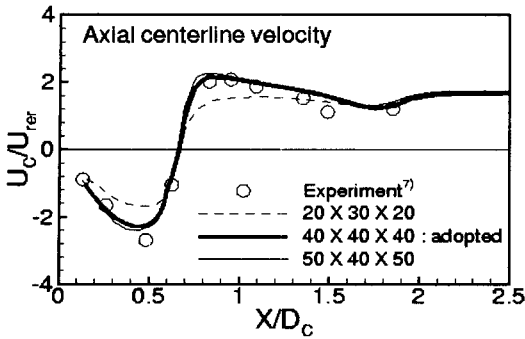


Fig. 2. Grid independence test for axial centerline velocity

로 분포되어 있다. 6개의 일차제트들은 선회기로부터 46mm에 위치하며 12개의 회석제트들은 일차제트보다 80mm만큼 하류방향에 분포한다. 본 연구에서 고려하는 형상은 축대칭이므로 Fig. 1에서와 같이 원주방향으로 60°부분만을 계산영역으로 선택하였다. 한편 본 연구에서는 격자선택에 대한 해의 의존성을 조사하기 위해 다양한 격자에 대한 예비 해석을 수행하였다. Fig. 2는 격자의존성에 대한 해석으로 중심에서의 축방향 속도를 나타내고 있다. 그림에서 40×40×40의 격자에서 계산된 결과는 그 이상의 격자에서 얻어진 결과와 거의 동일함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 1(b)와 같이 각 방향(r, θ, x)으로 40×40×40의 격자를 채택하였다.

본 수치계산에서 사용된 유체는 실험⁷⁾과 동일하게 상온의 물을 사용하였고 연소기 직경과 출구속도를 고려한 레이놀즈수는 58000으로 실험값과 동일하게 처리하였다. 선회기를 통과하여 입구경계로 유입되는 유동의 선회수는 실험⁷⁾에 의해 지적된 바와 같이 0.87로 주어졌다. 그러나 본 연구에서는 입구경계에서의 속도성분들과 레이놀즈수직응력들은 실험결과를 내부보간함으로써 결정하였으며 입구경계면의 난류전단응력은 영(zero)으로 처리하였다. 본 연구에서는 벽면에서의 영향을 고려하기 위해 벽함수를 이용하였으며 원주방향의 경계조건은 주기경계조건을 사용하였다. 수치계산시 각각의 지배방정식들에 대한 잔차(residual)들이 0.001보다 작으면 수렴해로 간주하였다.

Fig. 2에서 볼 수 있듯이 축방향 중심선 속도는 입구영역에서는 선회유동으로 인해 음의 속도를 나타내는 반면 일차제트영역에서는 분사유동에 의해 양의 값으로 변하고 있다. 이것은 제

트분사에 의한 유동들의 상호 작용에 기인된다. 특히 선회유동에 의한 재순환영역은 연소기 중심영역의 주유동방향속도를 음의 방향으로 가속시키는 역할을 하게 된다. 그러나 일차제트영역 분사위치 $x/DC=0.56$ 에서 분사된 분사제트의 영향으로 점차 주유동방향으로 진행되며 이것은 $x/DC=0.75$ 근처에서 거의 최대 값을 가지게 된다. 난류유동의 혼합으로 인해 연소기 중심에서의 주유동방향 속도는 거의 일정한 값을 유지한다. 전반적으로 최소 값 예측에서는 다소 차이를 보이나 정성적인 경향은 효과적으로 예측하고 있다.

Figs. 3과 4는 연소기 내부의 주요 위치에서 평균유동속도성분들을 15°의 평면에서 실험결과와 상호 비교한 것이다. $x/D_c=0.62$ 는 일차제트영역에서, $x/D_c=1.50$ 과 1.70은 이차제트영역의 결과를 나타낸다. Fig. 3에서 볼 수 있듯이 15°에서 분사된 일차제트의 영향으로 인해 일차제트영역($x/D_c=0.62$)에서 음의 반경방향 속도가 나타난다. 또한 x/D_c 가 1.5인 위치에서는 분사된 일차제트영역의 반경방향 속도가 난류혼합에 의해 거의 소멸된다. 비록 이차제트영역($x/D_c=1.70$)에서 다소 차이를 나타내고 있으나 전반적으로 실험결과와 잘 일치하고 있다. Fig. 4에서 볼 수 있듯

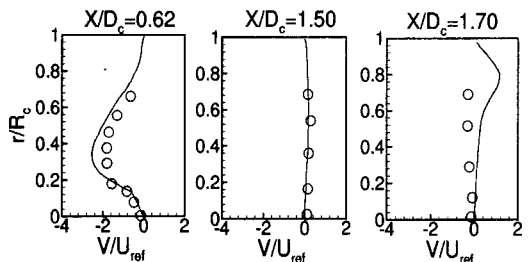


Fig. 3. Comparison of the predictions (solid line) and experimental data⁷⁾ (circle) for radial velocity at 15° plane

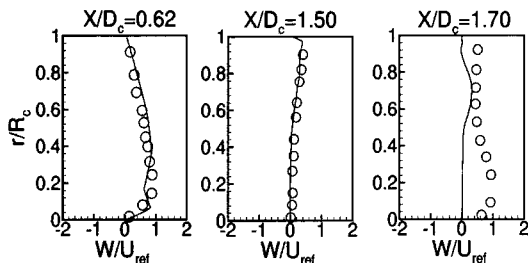


Fig. 4. Comparison of the predictions (solid line) and experimental data⁷⁾ (circle) for swirl velocity at 15° plane

이 일차제트와 선회입구유동과의 상호작용은 연소기내의 선회성분을 감소시키는 역할을 하게 된다. 한편 이차제트영역에서 실제 유동결과에 비해 선회속도성분이 상당히 하향 예측됨을 볼 수 있다. 이것은 레이놀즈응력모델이 난류혼합을 과장 예측하기 때문으로 사료된다. 전반적으로 일차영역과 연소기 내부에서 평균유동장에 대한 예측은 효과적이며, 특히 일차제트영역의 선회속도성분을 잘 예측하고 있다.

Figs. 5~7은 난류강도에 대한 계산결과와 실험결과를 15°의 평면에서 상호 비교한 것이다. Fig. 5로부터 일차제트영역($x/D_c=0.62$)에서 비등방적인 난류성질이 중심선영역 근처에서 주로 발생함을 관찰할 수 있다. 이것은 선회유동에 의한 이차유동이 잉여변형률을 생성시킴으로써 나타나는 현상이다. 잉여변형률은 레이놀즈수직응력들의 생성률을 증가시킴으로써 난류수직응력들을 증가시킨다. 일반적으로 표준 $k-\epsilon$ 모델과 같이 등방성 가정에 기초한 난류모델들은 이러한 비등방성의 난류현상을 효과적으로 예측하기 어렵다⁶⁾. 비록 본 계산에서 난류의 비등방성이 예측되고 있으나 반경방향 및 선회방향으로의 난류수직응력값들이 다소 하향 예측되고 있음을 볼 수 있다. 한편 $x/D_c=1.5$ 에서 난류강도를 나타내는 Fig. 6으로부터 점차 유동이 하류방향으로 진행하면서 거의 등방적인 난류특성이 나타남을 볼 수 있다. 이것은 난류혼합에 의한 결과이며 이차유동의 주영역에서의 분사된 제트와 상호작용을 일으키면서 선회속도성분을 감소시켰기 때문이다.(Fig. 4 참조) 따라서 난류의 비등방적인 성질은 선회속도성분에 기인된다고 사료된다. Fig. 7은 이차분사영역에서의 난류강도를 나타낸다. 하류방향으로 이동하면서 이차제트의 영향으로 다시 비등방적인 성질이 국부적으로 발생하게 되는데 이것은 분사된 속도에 의해 선회속도성분이 국부적으로 생성되었기 때문이다. 따라서 일차제트영역과 이차제트영역에서 분사되는 유동의 형태가 내부 유동장 변화에 매우 중요한 요인이 됨을 알 수 있다. 전반적으로 해석코드는 주영역에서 난류강도의 반경방향 변화를 정성적으로 잘 예측하고 있고 특히 $x/D_c=1.5$ 에서는 실험결과와 매우 잘 일치하고 있다. 그러나 다른 위치에서는 정량적인 측면에서 다소 하향 예측하고 있다.

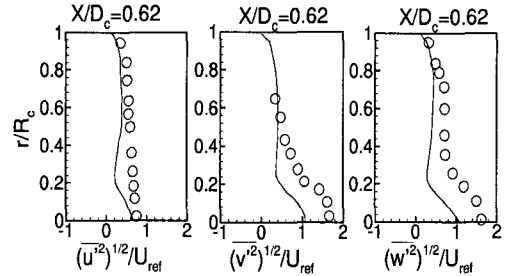


Fig. 5. Comparison of the predictions (solid line) and experimental data⁷⁾ (circle) for turbulence intensities at 15° plane and $X/D_c=0.62$

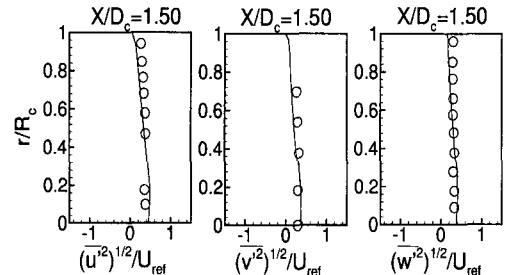


Fig. 6. Comparison of the predictions (solid line) and experimental data⁷⁾ (circle) for turbulence intensities at 15° plane and $X/D_c=1.50$

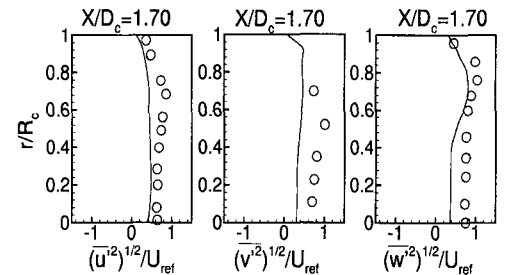


Fig. 7. Comparison of the predictions (solid line) and experimental data⁷⁾ (circle) for turbulence intensities at 15° plane and $X/D_c=1.70$

3.2 캔형 연소기내의 분무거동 해석

본 연구에서는 이상화된 캔형의 가스터빈연소기에 대해 다양한 조건들의 변화에 따른 내부 유동장 및 분무거동특성 그리고 분무액적들의 크기 등에 대한 정성적인 결과를 제공한다. 계산영역에 대한 개략도는 Fig. 8과 같으며 그림에서와 같이 일차분사영역의 분사공은 2개로 15 및 45°에 위치한다. 한편 본 연구에서는 2가지의 Test들을 통해 파라미터 해석을 수행하였다. 우선 Test 1은 입구선회강도변화에 따른 해석이며 (Cases 1,2), Test 2는 일차제트영역의 분사방식

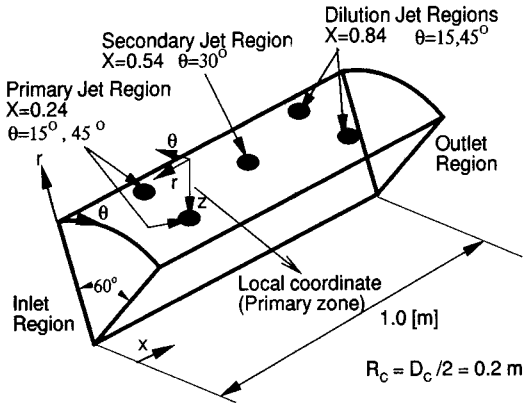


Fig. 8. Schematic diagram of an idealized CAN type of gas turbine combustor

변화에 따른 분무거동 특성해석(Cases 3, 4)이다. Table 2는 입구 선회수 변화에 따른 분무거동 특성을 해석하기 위한 경우들을 나타내고 있다. 입구의 공기 온도는 600 K로 예열된 공기가 유입되며 선회수의 증가에 따른 변화를 살펴보았다. Fig. 8에서와 같이 일차제트(primary jet)영역과 이차제트(secondary jet)영역 그리고 희석제트(dilution jet)영역들에서는 상온의 공기가 계산영역으로 분사되며 $r=0$ 와 $x=0$ 위치에서 연료분무액적이 분사된다. Test 1에서는 Table 2에서 볼 수 있듯이 입구에서의 원통좌표계를 기준으로 하는 세가지의 속도성분들 (U_x , V_r , W_θ) 중에서 입구 선회속도성분변화에 따른 내부 유동장의 변화와 분무특성변화를 조사하였다. 또한 Test 2에서는 Test 1의 Case 2를 기준으로 일차제트영역의 분사방식변화에 주된 관심을 두고 있다. 즉 Fig. 8에서 볼 수 있듯이 일차제트영역의 분사공에 대한 국부적 좌표계(local coordinate)를 중심으로 분사속도성분, $u_{r loc}$, $v_{\theta loc}$, $w_{z loc}$ 들을 변화시킴으로써 내부 유동장의 변화 및 분무거동특성을 조사하였다. 한편 이 때 사용된 국부적 좌표계는 원통좌표계이다. 특히 분사시 선회가 존재하는 경우와 존재하지 않을 때 분무특성변화를 살펴보았다. 분사되는 액적군(parcel) 수들은 11개로 결정하였고 각 액적군은 20000개의 액적수(number of droplets)를 포함한다. 또한 분사되는 액적의 크기는 SMD 기준으로 100 μm 로 설정하였고 정구분포를 갖는다고 가정하였다. 연료액적들의 초기온도는 350 K이며 분사속도는 기준 좌표계(원통좌표계)에 대해 축방향으로 4 m/s

Table 2. Boundary conditions of cases 1 & 2

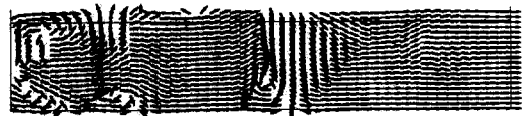
Case	Inlet	Primary	Secondary	Dilution
1	S=0.0 T=600K	$U_x=14$	$U_x=10$	$U_x=5$
		$V_r=-23$	$V_r=-35$	$V_r=-30$
2	S=0.44 T=600K	$W_\theta=2$	$W_\theta=-1.5$	$W_\theta=2$
		T=293 K $\rho=1.205$	T=293 K $\rho=1.205$	T=293 K $\rho=1.205$

Table 3. Boundary conditions of cases 3 & 4

Case	Inlet	Primary zone
3	Same as Case 2	$u_{r loc}=5$, $v_{\theta loc}=0$, $w_{z loc}=23$, T=293 K, $\rho=1.205$
4		$u_{r loc}=5$, $v_{\theta loc}=40$, $w_{z loc}=23$, T=293 K, $\rho=1.205$

그리고 반경방향으로 2 m/s으로 주어졌으며 선회성분은 영(zero)으로 처리하였다.

Fig. 9는 연소기 단면(30° 평면)에서의 속도분포를 나타내고 있다. Case 1은 선회성분이 없는 경우로서 Case 2에 비해 재순환 영역이 작게 나타남을 볼 수 있는데 이것은 선회수에 의해 발생하는 역압력 구배의 변화 때문이다. 일반적으로 입구에서의 공기유동은 저속에서도 연료액적의 미립화를 촉진시킬 수 있으며, 강한 선회류 공기는 중심축 영역에서 재순환 유동을 일으킴으로써 고온의 연소가스를 역류시킴이로 인해 연료와 공기의 혼합이 촉진되어 연소범위를 확장시키고 과부하 운전에서도 안정한 연소를 얻을 수 있는 장점이 있다. 따라서 적절한 선회류의 도입은 적절한 화염선단길이의 조절 및 연소성능향상에 있어서 필수적이며 설계에 있어 매우 중요한 인자이다. Fig. 10은 각 단면에서의 온도분포를 나타내고 있다. Case 1과는 달리 고온의 공기가 주로 점화기 근처영역에 분포하고

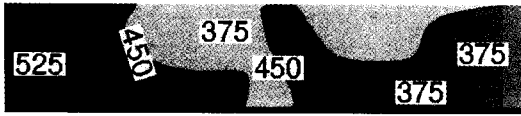


(a) Case 1



(b) Case 2

Fig. 9. Velocity vector at 30° plane



(a) Case 1

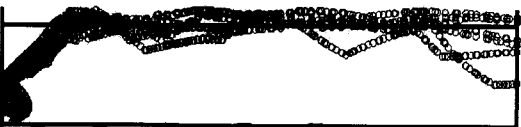


(b) Case 2

Fig. 10. Temperature distribution at 30° plane

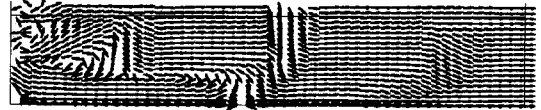


(a) Case 1

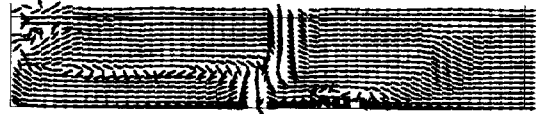


(a) Case 1

Fig. 11. Droplet distribution at 30° plane

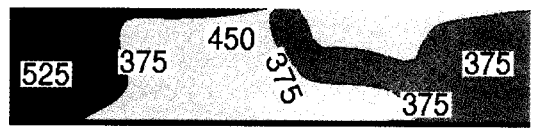


(a) Case 3



(b) Case 4

Fig. 12. Velocity vector at 30° plane



(a) Case 3



(b) Case 4

Fig. 13. Temperature distribution at 30° plane

있는데 이것은 재순환 유동의 영향에 의해 발생된 것이다. 이와는 달리 Case 1은 일차제트영역까지 중심축의 근처영역에서 높은 온도분포를 보이고 있다. 이러한 온도분포결과를 통해 액적의 증발정도 및 혼합기의 분포를 예측할 수 있으며 보다 효과적인 점화기 위치선정에 도움을 줄 수 있다. 한편 액적거동을 나타내는 Fig. 11을 통해 선회류의 유무에 따른 액적거동의 명확한 차이를 볼 수 있다. 이것은 앞서 언급한 바와 같이 재순환 유동에 의한 반경방향속도의 변화 때문이며 재순환 유동은 입구선회강도에 의해 지배받는다. 그림에서 Case 2의 경우 점화기 근처영역에 액적들이 밀집된 것을 볼 수 있는데 이러한 결과를 통해 선회류가 없는 경우보다 존재하는 경우, 혼합기 분포가 점화기 근처영역에 분포될 수 있음을 알 수 있다. 따라서 보다 효과적인 연소를 위해서는 적절한 선회류는 필요하며 이로 인해 재순환영역의 확장으로 인해 연소성을 향상시키고 오염물질 저감효과가 있을 것으로 사료된다.

Fig. 12는 Case 3과 Case 4에 대한 속도분포결과를 나타낸다. 일차제트영역에서 선회성분을

가지고 분사된 공기는 선회성분이 없는 경우 (Case 3)에 비해 난류혼합이 활발해지면서 재순환영역이 확장되어 있다. 또한 일차제트영역 근처에서 또 다른 재순환영역이 발생되고 있다. 이러한 현상은 재순환 유동이 일차제트영역에서 분사된 선회유동과의 상호작용으로 인해 보다 강해지면서 발생된 것으로 사료된다. Fig. 13에서 Case 4의 경우 재순환영역의 확대에 의한 난류혼합의 증가로 중심영역과 점화기 영역에서 고온의 온도분포가 존재한다. 따라서 이 영역에서는 연료의 증발이 활발해지고 혼합기 형성에 도움을 주게 된다. 한편 이차 및 희석제트영역에서는 고온의 공기와 저온 공기와 상호작용에 의해 냉각되고 있음을 볼 수 있다. Fig. 14는 Cases 3과 4에 대한 액적들의 궤적을 나타낸 것이다. 앞서 수행된 Case 2의 결과와 거의 동일한 형태를 보여준다. 따라서 액적들의 거동 변화는 일차제트분사 유동의 선회성분에는 거의 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다. 그러나 Fig. 15에서처럼 거의 동일한 액적거동에도 불구하고 일차제트유동이 선회분사인 경우 다른 경우에 비해 액적들의 미립화 현상이 증가함을 볼 수

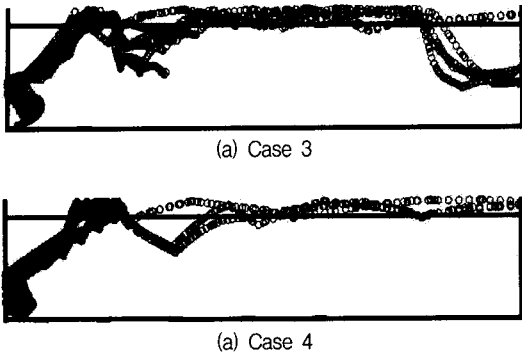


Fig. 14. Droplet distribution at 30° plane

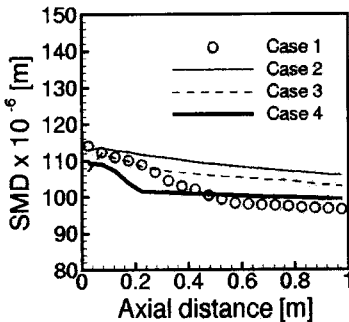


Fig. 15. The calculated SMDs

있다. 특히 일차제트영역에서 두드러진 액적미립화현상이 나타나고 있는데 이러한 미립화의 증가는 연료의 완전연소에 유리한 요인이 될 수 있다. 따라서 적절한 선회류의 도입은 액적 미립화의 증대와 연료액적을 점화기 영역에 밀집시키는 효과가 있으며 이러한 결과는 연소기 설계에 있어서 중요한 이론적 자료가 될 수 있을 것으로 사료된다.

4. 결론

본 연구에서는 이상화된 캔형의 가스터빈연소기의 난류유동과 분무거동특성에 대해 수치해석을 수행하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 일차제트영역과 이차제트영역에서 분사되는 유동은 입구에서 유입되는 선회류와 상호작용을 일으킴으로써 일차영역에서는 비등방성을 가진 난류성질을 가지고 각 영역사이에서는 거의 등방적인 난류성질을 가짐을 알 수 있었다. 전반적으로 계산결과는 실험결과와 잘 일치하고

있으나 이차제트영역 및 중심축 영역에서는 다소 차이를 보이고 있다. 이것은 레이놀즈응력모델이 난류확산을 다소 과다예측하기 때문으로 사료된다.

2) 입구공기가 선회를 포함한 경우 재순환영역이 증대하고 난류혼합이 활발해지고 점화기 근처영역에 액적들이 밀집해 있음을 알 수 있었다. 또한 일차제트분사가 선회를 포함하면 액적의 미립화가 증대됨을 정성적으로 확인할 수 있었다.

이상의 연구를 통해 적절한 선회분사는 액적 미립화현상을 증대시킴으로써 완전연소에 도움을 줄 수 있을 것으로 사료된다. 그러나 본 연구는 이상화된 캔형 연소기에 국한되어 있다. 따라서 실제 연소기 형상에 대한 보다 정량적이고 자세한 비교를 통해 연소기의 중요 설계인자에 대한 영향을 조사할 필요가 있다.

감사의 글 : 본 연구는 98년도 전력기술 기초연구과제(과제번호98-065)에 의해 수행된 결과입니다. 본 연구의 지원에 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

- 1) Moniga, H. C., Reynolds, R. S. and Srinivasan, R., "Multidimensional Gas Turbine Combustion Modeling : Applications and Limitations", AIAA J. Vol. 24, No. 6, pp. 890~904, 1986.
- 2) Peric, M., A Finite Volume Method for the Prediction of Three-Dimensional Fluid Flow in Complex Ducts, Ph.D. Thesis, Imperial College, 1985.
- 3) Przekwas, A. J., Hibachi, S. D., Yang, H. Q., Avva, R. K., Talpallikar, M. V., and Krishnan, A., "RE FLEQS-3D: A Computer Program for Turbulent Flows with and without Chemical Reaction, Vol. 1; User's Manual", CFD Research Corp., Huntsville, AL, CFDRS Report GR-89-4. 1989.
- 4) 신동신, 이형래, 허남건, "가스터빈의 고효율 설계를 위한 범용 연소유동해석 프로그램의 개발", 한국항공공학회지, Vol. 25, No. 5, pp. 24~35, 1997.
- 5) 김동일, 오상현, "2유체 선회 분무의 연소특성에 관한 수치 해석적 연구", 한국항공공학회지, Vol. 27, No. 3, pp. 92~103, 1999.
- 6) Wilcox, D. C., Turbulence Modeling for CFD, DCW Industries, Inc., 1993.
- 7) Koutmos, P., An Isothermal Study of Gas Turbine

- Flow, Ph. D. Thesis, Univ. of London, 1985.
- 8) Launder, B. E., Reece, G. J. and Rodi, W., "Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 68, pp. 537~566, 1975.
 - 9) Dukowicz, J. K., "A Particle-Fluid Numerical Method for Liquid Sprays", *Journal of Comp. Phys.*, Vol. 35, No. 2, pp. 229~253, 1980.
 - 10) Gosman, A. D. and Ioannides, E., "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fuelled Combustors", *AIAA Paper 81-0323*, June, 1981.
 - 11) Reitz, R. D. and Diwakar, R., "Effect of Drop Breakup on Fuel sprays", *SAE860469*, 1986.
 - 12) O'Rourke, P. J., *Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays*, Ph.D. Thesis, Princeton Univ., 1981.
 - 13) 이성혁, 벽에 충돌하는 디젤분무에 관한 모델 개발 및 열전달 해석, 중앙대학교 박사학위논문, 1999.
 - 14) Bai, C and Gosman, A. D., "Development of Methodology for Spray Impingement Simulation", *SAE950283*, 1995
 - 15) Reid, R. C, Prausnitz, J. M. and Poling, B. E, *The Properties of Gases and Liquids*, 4th ed., McGraw-Hill Inc., 1987.
 - 16) Lee, S. H., Ryou, H. S. and Choi, Y. K., "Heat Transfer in a Three-Dimensional Turbulent Boundary Layer Flow with Longitudinal Vortices," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 42, No. 8, pp. 1521~1534, 1999.