

가스터빈 엔진의 화염안정성에 대한 수치모델링

강성모¹, 김용모^{1*}, 정재화², 안달홍²

NUMERICAL MODELING FOR FLAME STABILIZATION OF GAS TURBINE COMBUSTOR

Sungmo Kang, Yongmo Kim, Jae-Hwa Chung and Dal-Hong Ahn

In order to realistically represent the complex turbulence-chemistry interaction at the partially premixed turbulent lifted flames encountered in the gas turbine combustors, the combined conserved-scalar/level-set flamelet approach has been adopted. The parallel unstructured-grid finite-volume method has been developed to maintain the geometric flexibility and computational efficiency for the solution of the physically and geometrically complex flows. Special emphasis is given to the swirl effects on the combustion characteristics of the lean-premixed gas turbine combustor. Numerical results suggest that the present approach is capable of realistically simulating the combustion characteristics for the lean-premixed gas turbine engines and the lifted turbulent jet flame with a vitiated coflow.

Key Words: Level-set approach, flamelet model, flame liftoff, swirling flow

1. 서 론

공업용 버너나 가스터빈, 내연기관과 같은 실제적인 연소기에서 연소현상은 난류 유동 환경에 영향을 받게 된다. 난류는 다양한 시간 척도와 길이 척도를 가지므로 그 자체만 예측하는 것도 매우 어려운 일이며 연소 현상이 여기에 더해지게 되면 물리적 현상의 복잡한 정도는 대단히 증가하게 된다. 난류 예혼합 및 부분예혼합 화염은 가스터빈, 연소로, 내연기관 등과 같은 다양한 연소 장치에 응용되어지고 있다. 이와 같은 연소 기계의 설계와 운용을 보다 효과적으로 하기 위하여 난류 예혼합 및 부분예혼합 화염에 대한 다양한 연구가 이루어지고 있다[1].

난류 유동장을 묘사하는 가장 정확한 방법인 DNS(Direct Numerical Simulation)는 수치 비용이 커서 실제 연소 장치에 적용하기는 거의 불가능하다. 난류 유동해석을 위한 차선의 방법인 LES (Large Eddy simulation), RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes' equation) 등을 이용해 예혼합 화염장을 해석할

경우, 난류와 화학 반응의 상호작용을 적절히 표현하는 모델이 요구되어진다. 특히 난류와 상호작용을 제대로 반영할 수 있는 난류연소모델의 개발은 실제적인 연소기의 화염안정성 및 공해물질 배출특성을 정확히 예측하는 데 있어서 매우 중요하다. 난류 예혼합 및 부분예혼합 화염장의 화학반응과 난류의 상호작용을 고려할 수 있는 난류연소 모델로는 PDF Transport 모델[2], CMC모델[3], Linear Eddy 모델[4], 그리고 Flamelet 모델[5] 등이 있다.

본 연구는 난류연소모델의 예측정확도와 수치계산소요시간 등을 고려하여 Flamelet model기반의 Level Set Approach를 이용하여 난류 부분 예혼합 화염장을 해석하였다. 본 연구에서 사용한 난류연소 모델의 예측능력을 검증하기 위해서 고온 저산소 동축류를 가지는 난류부상화염[6]에 대한 실험결과를 사용하였다. 또한 선회유동이 희박예혼합 가스터빈 연소기의 화염안정성에 미치는 영향을 체계적으로 해석하였다.

2. Flamelet/ Level-Set Approach

본 연구에서는 부분 예혼합 난류제트 부상화염장내에 상세 화염구조와 안정화 메커니즘을 수치적으로 해석하였다. 부분 예혼합 화염에 대하여 예혼합 화염전파이론을 바탕으로 현

1 한양대학교 기계공학과

2 한국전력연구원

* Corresponding author E-mail: ymkim@hanyang.ac.kr

수치연구는 유동장에 따른 변형된 층류 혼합 화염편들에 기초를 둔 난류 연소모델을 적용하였다. 본 연구에서 개발한 level set approach를 이용한 화염편모델은 혼합분율과 스칼라(G)의 두 변수를 적용하여 부분예혼합 난류화염장을 모델링하였다.

난류확산 부상화염의 기저에서 연료와 산화제는 부분적으로 예혼합 상태일 수 있다. 어느 시간에 혼합기가 화학량론적 혼합분율을 이루는 면은 연소장을 희박 지역과 농후 지역으로 분리시킨다. 화염이 균질하지 않게 난동하는 혼합기체로 전파될 때 순간적인 화염면은 기연가스(burnt)와 미연가스(unburned)로 연소장을 분리시킨다. 그러므로, 위와같은 두가지 연소특성을 표현하기위해서 예혼합 연소와 비예혼합 연소의 공식들이 모두 사용되어야만 한다. 이러한 목적으로, 비예혼합 연소과정에 대한 화염편 모델이 예혼합 연소과정의 화염편 모델과 연계되었다. 난류 유동장 내부의 연료와 산화제의 혼합과정은 혼합분율의 평균값과 변화량에 대한 수송방정식을 이용하여 표현하였다. 예혼합 연소를 표현하기 위해서, G -equation을 이용한 Level-Set approach 가 소개되었다[1,5]. 스칼라 G 는 순간적 예혼합 화염면에서 상수 G_0 값을 갖는다. 그러므로 유동장은 $G(x, t) = G_0$ 인 면에 의해 $G(x, t) > G_0$ 인 기연가스영역과, $G(x, t) < G_0$ 인 기연가스영역으로 나누어진다. 스칼라 G 는 반응에 관여하지 않는 스칼라이므로 counter-gradient 확산과 연계된 복잡성을 피할 수 있고, 생성항을 가정해 줄 필요가 없다. 스칼라량 G 에 대한 방정식은 $G(x, t) = G_0$ 인 iso-surface를 고려함으로써 유도가능하다. 그리고, 난류화염면의 평균 위치에 관한 방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다[5].

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\bar{G}) + \nabla \cdot (\bar{\rho}\bar{v}\bar{G}) = \bar{\rho}s_{T,p}|\nabla G| - \bar{\rho}D_i\bar{x}|\nabla G| \quad (1)$$

여기서, \bar{x} 는 평균 화염면의 곡률이고 D_i 는 난류 확산률이다. 난류 확산률 D_i 는 integral length scale, l 과 속도 난동성분, v' 으로부터 다음과 같이 정의 되어진다.

$$D_i = a_4 l v', \quad a_4 = 0.78 \quad (2)$$

스칼라량 G 의 변화량에 관한 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\bar{G}^{\prime 2}) + \nabla \cdot (\bar{\rho}\bar{v}\bar{G}^{\prime 2}) = \nabla_{\parallel} \cdot (\bar{\rho}D_{\parallel}\nabla_{\parallel}\bar{G}^{\prime 2}) + 2\bar{\rho}D_{\perp}(\nabla G)^2 - c_s \bar{\rho} \frac{\bar{\epsilon}}{k} \bar{G}^{\prime 2} \quad (3)$$

여기서 ∇_{\parallel} 평균화염면에 대해서 접하는 방향으로만 미분

하는 것을 의미한다.

이제 남은 것은 (1)식에 들어있는 난류 부분예혼합 화염의 화염 속도, $s_{T,p}$ 를 어떻게 정의 할 것인가 하는 것이다. 이 값을 모델하기 위해서 다음과 같은 가정이 필요하다. 성층화된 국부적 예혼합 환경을 통해 부분 예혼합 화염이 전파되기 위해서는 연료와 산화제는 국부적으로 예혼합 되어야한다. 난류 예혼합 연소과정에서 난류 화염 속도, s_T 는 다음과 같이 정의 된다[5].

$$\frac{s_T - s_L}{v'} = 1 - \frac{a_4 b_3^2}{2b_1} Da + \left[\left(\frac{a_4 b_3^2}{2b_1} \right)^2 + a_4 b_3^2 Da \right]^{0.5} \quad (4)$$

여기서 s_L 은 평면 화염의 층류 화염 속도이고, $Da = s_L l / v' l_F$ 는 Damköhler number, l 과 l_F 은 integral length scale과 층류 화염 두께이고, v' 은 난류 강도이다. 난류 모델링으로부터 유도된 계수들은 $a_4 = 0.78$, $b_1 = 2.0$, $b_3 = 1.0$ 이다. 조건적 난류 Damköhler number, $Da(Z)$ 는 조건적 난류 화염 속도를 정의하기 위해서 도입된다.

$$s_T(Z) = s_L(Z) + v' f Da(Z)$$

여기서 f 는 (11)식의 우변과 같고, $Da(Z)$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$Da(Z) = \frac{s_L(Z)l}{v' l_F(Z)} = \frac{s_L^2(Z)l}{v' D}$$

위 식의 두 번째 부분에서 층류 화염 두께 l_F 는 $l_F(Z) = D/s_L(Z)$ 로 대체된다. 여기서 D 는 층류 확산계수이다. presumed PDF를 이용하여, 부분 예혼합 화염의 평균 난류 화염 속도를 다음과 같이 정의 할 수 있다.

$$\langle \bar{\rho}s_{T,p} \rangle = \int_0^1 \rho(Z) s_T(Z) P(Z) dZ \quad (5)$$

여기서 $P(Z)$ 는 β -PDF를 선택하였다. 만약에 $s_T(Z)$ 가 미연혼합기에 대하여 정의되었다면 밀도, $\rho(Z)$ 역시 같은 조건에서 계산되어야할 것이다.

수치적 어려움을 피하기 위해서, G 는 거리 함수로 계산되어야한다. 여기서 거리함수(distance function)이란, 평균 화염면으로부터의 $|\nabla G| = 1$ 를 이용하여 계산영역 내의 G 값을 다시 초기화하는 과정이 수행되어야만 한다. Sussman et al.[7]

은 각각의 time step 이후에 전 유동장에서 다음 식을 이용하여 reinitialization을 하였다.

$$\frac{\partial G}{\partial t} = \text{sign}(G(x, t) - G_0)(1 - |\nabla g|)$$

이 방정식은 화염면으로 부터의 특성을 가지고 화염면으로 부터 주변으로 $|\nabla G|=1$ 인 정보를 전달한다. $g(x, t=t_0) = G(x, t)$ 인 초기조건으로부터 시작해서, g -field는 정상상태 해, $g_\infty(x)$ 에 도달할 때까지 계산한다. 그런 연후에 $G(x, t)$ 는 각각의 time step에서 $G \neq G_0$ 인 모든 점에 대해서 $g_\infty(x)$ 와 같다고 놓게 된다. 물론 이때 $G(x, t) = G_0$ 인 면에서는 그 값이 변하지 않는다.

확산 화염에 대하여 기연소(burning) ($G > G_0$) 와 미연소(unburning) ($G < G_0$) 두 가지 상태가 가능하다. 기연화염면에 대해서 화학종들의 질량 분율은 조건적 스칼라 소산율(conditional scalar dissipation rate), χ_{st} 을 매개변수로 하는 정상상태 화염면 라이브러리를 이용하여 정의가 가능하다. 기연소가스에서, 평균 질량분율은 presumed PDF 방법을 사용하여 다음과 같이 계산한다.

$$Y_{i, b}(Z, \bar{Z}^2, \bar{\chi}_{st}) = \int_0^1 Y_i(Z, \chi_{st}) P(Z) dZ$$

여기서, $Y_i(Z, \chi_{st})$ 는 기연소 확산 화염면의 라이브러리로부터 정의된다. 그리고 여기서 조건적 스칼라 소산율, χ_{st} 는 다음에서 구할 수 있는 조건적 평균 스칼라 소산율, $\bar{\chi}_{st}$ 과 같은 값을 가진다.

$$\bar{\chi}_{st} = \frac{\bar{\chi}(Z_{st})}{\int_0^1 f(Z) P(Z) dZ}, \quad f(Z) = Z^2 \ln Z \quad (6)$$

$$\bar{\chi} = c_x \frac{\bar{\epsilon}}{k} \bar{Z}^2 \quad c_x = 2.0 \quad (7)$$

여기서도 β -PDF가 사용된다. 미연소가스에서는 연료와 산화제를 제외한 모든 화학종의 질량분율은 0 이된다. 이 상태에서 연료와 산화제의 질량분율은 혼합분율에 대하여 선형적 관계를 가지고 있고, 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$Y_{F, u} = Y_{F, i} Z, \quad Y_{Ox, u} = Y_{Ox, 2}(1 - Z)$$

난류 화염 Brush 안에서 평균 질량분율은 p_b 와 $(1 - p_b)$

를 각각 기연영역과 미연영역에서의 질량분율에 곱하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$Y_i = p_b Y_{i, b} + (1 - p_b) Y_{i, u}$$

여기서 p_b 는 기연소가스가 존재할 수 있는 확률을 나타내고 다음과 같이 구해진다.

$$p_b = p_b(G > G_0) = \int_{G_0 - G_0}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi G'^2}} \exp\left(-\frac{(G - G_0)^2}{2 G'^2}\right) dG \quad (8)$$

여기서 G 의 PDF는 Gaussian 분포로 가정하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 고온 연소혼합기 동축류를 가지는 H2/N2 난류제트 부상 화염장 해석

난류부상화염의 화염안정성 및 상세화염구조에 대한 본 수치모델의 예측능력을 고온 연소가스 동축류를 가지는 회박수소 난류부상 화염장에 대한 Cabra등[6]의 실험결과를 이용하였다. Fig. 1에 도시된 바와 같이 연소기는 회박 수소예혼합기의 고온생성물이 유입되는 동축류와 질소로 희석된 수소제트로 구성되어 있으며 상세한 입구조건 및 화학조성비는 참고문헌[6]에 상세히 수록되어 있다. 중앙제트 노즐의 출구직경은 $d=4.57$ mm이며 87% blockage를 가지는 외경 210 mm인 다공성 디스크에서 회박화염을 안정화시켜 고온 동축류를 유출하게 된다. 또한 고온 동축류와 중앙 연료제트의 균일성을 유지하기 위하여 중앙제트 노즐을 다공성 디스크의 70 mm 상부에 까지 연장하였다. 측정된 부상화염 높이와 화염길이는 각각 $H/d=10$ 와 $H_f/d=30$ 이다.

상대적으로 간단하고 정확한 경계조건을 가지는 이러한 고온 연소가스 동축류/ 회박수소 제트버너는 화염부상과 자발화 현상을 모사할 수 있는 이점을 가지고 있다. 그러나 고온 연소가스 동축류/ 회박수소 제트의 난류부상화염장은 난류 부분예혼합 화염의 전파와 하류영역에서 고온 동축류 ($\Phi=0.25$, $T=1,045K$)와 중앙 H2/N2 제트 ($Re=23,600$)의 혼합에 의한 자발화를 통해 화염이 안정화되기 때문에 상온 저유속 동축류 혹은 정지된 공기에서 안정화되는 부상화염의 안정화 메커니즘과는 다소 상이한 특성을 가진다. 이 화염의 stoichiometric mixture fraction은 $fs=0.474$ 이고 이러한 연소조건에서 난류 부상 화염은 거의 stationary하기 때문에 온도와 각 화학종에 대한 축방향 및 축방향 여러 지점($z/d=1, 8, 9, 10, 11, 14$ and 26)에서의 반경방향 분포에 대한 상세한 데이터가 계속되어

있어서 수치 및 물리모델의 검증에 적합한 것으로 사료된다.

본 연구에서는 수소화학반응모델을 Mueller mechanism[9] 과 GRI21 mechanism을 사용하였다. 시뮬레이션을 초기화시키기 위해서 여러종류의 연료 출구 속도와 co-flow 공기 유입 속도에 대한 비반응 유동장이 계산되었다. 그 후, 혼합기는 $G = G_0 \pm |\vec{x} - \vec{x}_0|$ 와 같은 방법으로 상류측에서 G 스칼라장을 초기화시킴으로써 착화시켰다. 화염이 착화된 이후에 화염면은 부상 높이에서 안정화되고, 정상상태에 도달할 때까지 계속 전파되었다. Fig. 2는 고온 연소가스 동축류/ 회박수소 제트의 난류부상화염장에서의 측정과 Mueller mechanism을 사용하여 예측된 OH 라디칼의 분포를 도시하였다. 도시된 결과에서 보는 바와 같이 예측된 OH 라디칼 분포는 전체적인 화염구조에 있어서 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. Mueller mechanism을 사용하였을 경우에 예측한 부상화염높이는 $x/d=10.35$ 로 실험치, $H/d=10$ 에 근소한 값을 가지고 있음을 알 수 있으며 GRI21 mechanism을 사용하였을 경우에는 예측된 부상화염높이가 $x/d=9.4$ 약간 과소예측하였다.

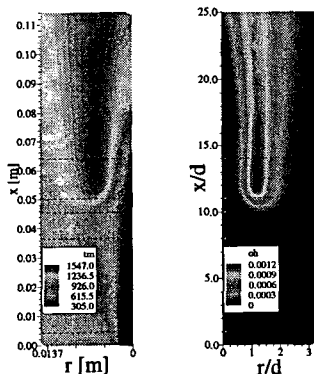


Fig. 1 Predicted contours of mean temperature and OH mass fraction in a lifted turbulent H2/N2 jet flame ($d=4.57$ mm).

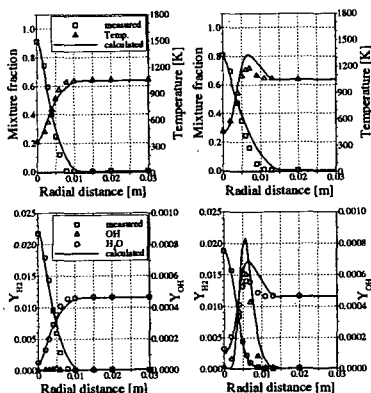


Fig. 2 Radial profiles of mean mixture fraction, temperature, H2, H2O and OH mass fractions.

Fig. 2에 H2, H2O, OH 그리고 질량분율에 대하여 대칭면을 따른 분포와 2개의 축방향 위치에 반경방향 분포를 도시하였다. 예측된 H2, H2O, 그리고 OH 질량분율 분포는 측정치와 대체적으로 잘 일치하나 H2O 및 H2 질량분율 분포는 flame base 하류영역에서 다소 과대예측을 하고 있으며 대칭면 OH 질량분율 분포는 실험치에 비해 flame base로부터 좀 더 하류 쪽에서 생성되며 최대값을 갖는 위치도 좀 더 하류 쪽에 위치하게 됨을 알 수 있으며 이러한 실험치와의 차이점은 앞에서 화염장에서 혼합분을 variance의 과소예측과 밀접하게 관련되어 있다고 사료된다.

3.2 회박에혼합 가스터빈 연소기의 난류화염장 해석

회박 예혼합 가스터빈 연소기의 화염안정성을 해석하기 위하여 5 개의 노즐집합체, 연소기 라이너, transition piece를 포함한 가스터빈 연소시스템에 대하여 Fig. 3에 도시된 비정렬 수치격자를 생성하여 병렬계산[8]을 수행하였다. 연소기에서 라이너는 길이 850 mm, 노즐 캡 부위의 내경을 406.4 mm, 노즐 캡 부위의 내경을 406.4 mm, transition piece와 연결부위는 내경 356 mm로 설정하여 계산하였다. 2차 및 3차 공기노즐의 경계조건은 Table. 2에 기술하였다. 본 연소과정 해석에서는 노즐을 통한 purge air나 연소기 벽면의 작은 냉각공기 구멍들은 유량이나 유로 형상에 관한 상세 정보가 없어서 고려하지 않았고, 연소기 벽면은 단열조건으로 가정하였다.

당량비 조건 (0.433-0.483), 스월수 0.78, 노즐출구 혼합기 조건 (656 K, 14.5 atm)인 회박에혼합 가스터빈 연소기의 화염장을 Level-Set 기반의 화염면 모델을 이용하여 수치해석한 결과를 Fig. 3-4에 도시하였다. 편의상 연소기의 수직 및 수평단면에 대하여 예측된 화염장을 도시하였다.

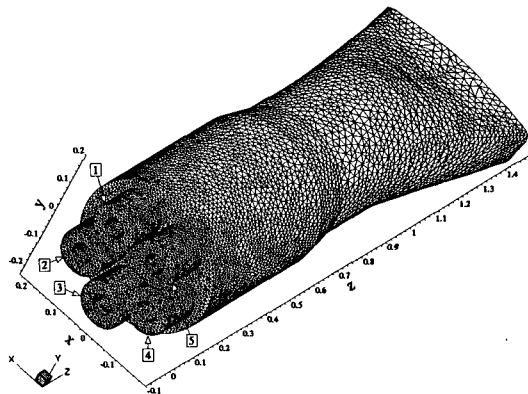


Fig. 3 Unstructured-grid arrangement for the lean-premixed methane flame in the GE7FA gas turbine combustor consisting of four-secondary nozzles (1-2-4-5) and tertiary nozzle (3) (=0.433-0.483): npoint=77,325, ncell=434,950, nface=855,207, nbfa3=29,386.

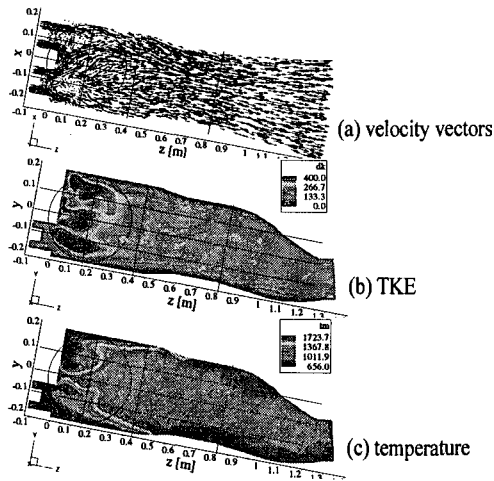


Fig. 4 Flow and flame fields at vertical plane containing tertiary nozzle ($x=0.0$ m; left column) and horizontal plane containing lower two-secondary nozzles ($y=-0.036$ m; right column): $=0.433-0.483, S=0.78$.

Fig. 4은 희박예혼합 가스터빈 연소기의 화염장내의 수평단면과 tertiary 노즐을 중심으로 대칭 단면에서의 속도벡터, 스윙속도와 난류운동에너지의 등고선을 도시하였다. 노즐 팁 부근의 길이방향 단면에서의 속도 vector 해석결과에서 보는 바와 같이 tertiary 노즐 팁 상부에서 선회유동으로 인한 재순환 영역이 형성되고 있는 것을 보여준다. 이러한 재순환 유동은 희박예혼합 가스터빈 연소기에서 역화 및 화염부상을 비롯한 화염안정화 메커니즘에 지대한 영향을 미치기 때문에 재순환 운동의 위치와 재순환 운동에서 역류의 강도, 난류강도에 자세한 해석을 할 필요가 있다. 이러한 재순환유동영역 내에서 난류운동에너지가 큰 값을 가지는 것을 Fig. 3에서 잘 나타내고 있으며 이로 인해 난류강도가 크게 되어 난류화염속도가 증가하게 된다. 더욱이 이러한 재순환유동영역에서 유동속도가 대체로 작은 값을 유지하기 때문에 유동속도와 난류화염속도가 평형을 이루는 재순환유동영역내에 부상된 화염이 안정화될 가능성이 매우 높다. Fig. 3의 온도장을 살펴보면 이러한 재순환유동영역에서 부상된 화염이 안정화되어있음을 확인할 수 있다. 이 경우 부상화염과 함께 재순환유동영역의 입구벽면 쪽에 붙어있는 attached flame이 예측되고 있음을 알 수 있으며 이러한 상황이 실제 가스터빈 연소기에 발생하면 입구노즐 및 연소실 벽면에 소손이 일으키게 된다. 그러나 실제 가스터빈 연소기에서는 노즐 팁 중심 부근에 purge air가 공급되므로 연소실 입구근방에서 재순환 영역의 형성이 줄어들거나 없어질 것으로 판단되며 이로 인해 attached flame이 형성되지 않을 것으로 사료된다.

Fig. 5에서는 3개 축방향 위치에서 연소실 단면에서의 온도 분포와 속도분포를 도시하였다. 노즐 팁 근방 ($z=0.001$)에서는

각각의 노즐에서 생성된 5 개의 swirl 속도 성분을 볼 수 있으며, 연소기 외부를 따라서 시계 회전방향의 swirl 유동 (터빈 방향에서 연소기를 바라보았을 때 유동의 회전방향)이 형성되고 내부에는 반시계 회전방향의 swirl 유동이 형성되어 있으며 입구부근의 재순환유동 영역에서 attached flame으로 인한 연소실 중앙에 고온화염장이 생성되어 있음을 알 수 있다.

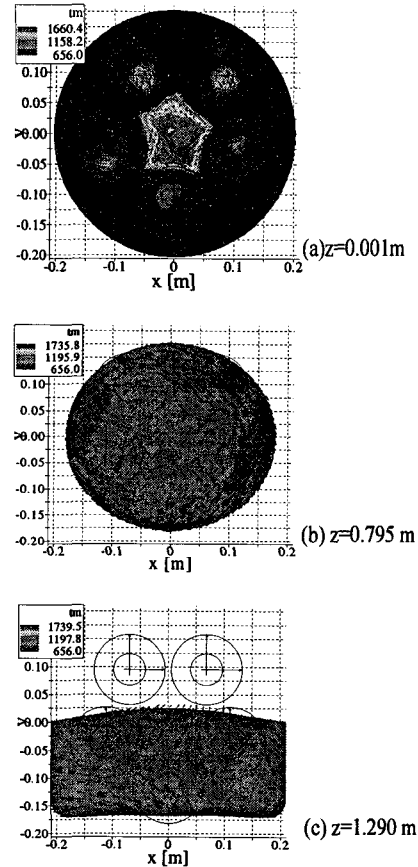


Fig. 5 Cross-sectional views of mean temperature and velocity vector at $z=0.001, 0.795,$ and 1.29 m, respectively: $=0.433-0.483, S=0.78$.

이러한 swirl 성분은 유동이 연소기 하류쪽으로 가면서 점차로 변형되며 훨씬 하류영역 ($z=0.395$)이후로는 노즐팁 근방에서 생성된 5개의 swirl 속도 성분은 없어지고 연소기 외측을 따라 시계 회전방향의 회전유동과 내측의 반시계 회전 방향의 작은 회전 유동만이 유지되고 있음을 관찰할 수 있다. 이러한 서로 반대로 회전하는 2개의 swirl 성분은 연소에 필요한 난류강도를 증가시켜서 난류혼합과 연소를 촉진시킬 것으로 예상된다. 그리고 화염장의 고온영역이 하류로 갈수록 화염이 퍼지게 되어 반경방향으로 고온영역이 넓어지게 되나 transition

piece의 상류쪽의 연소실 라이너 근방에서는 상대적으로 저온 상태를 유지하고 있음을 알 수 있다. 이로 인하여 실제 가스 터빈 연소기의 라이너 냉각에 대한 부담을 줄일 수 있을 것으로 사료된다. 또한 하류 쪽의 transition piece 영역에서 전 단면에서 대체적으로 높은 온도를 유지하고 있는 나타나고 있으며 실제 가스터빈 연소기에서는 이 영역에서의 라이너 냉각을 위해 압축공기를 주입할 필요가 있음을 알 수 있다.

4. 결 론

- 1) 화염편 모델을 기반으로 한 Level-Set Approach는 부분 예 혼합 난류 화염의 부상높이를 비교적 실험치와 근접하게 예측하였다.
- 2) 비정렬 격자를 이용한 Flamelet based Level-Set Approach는 가스터빈 연소기의 화염 안정성 해석에 유용하게 적용되리라 사료된다.
- 3) 가스터빈 연소기의 화염 안정성 및 공해물질 배출특성을 신뢰성 있게 해석하기 위하여 3차원 비정렬 격자를 이용한 Flamelet based Level-Set Approach를 관련 물리 및 수치 모델과 함께 체계적으로 개발할 필요가 있다.

참고문헌

- [1] Williams, F.A., 1985, "Turbulent Combustion. In The Mathematics of Combustion(ed. J.D. Buckmaster)," p.197-1318.
- [2] Pope, S.B., 1985, "Pdf methods for turbulent reactive flows," *Prog. Energy Comb. Sci. 11*, p.119-192.
- [3] Bilger, R.W., 1993, "Conditional moment closure for turbulent reacting flows," *Phys. Fluids A5*, p.436-444.
- [4] Menon, S. and Kerstein, A.R., 1992, "Stochastic simulation of the structure and propagation rate of turbulent premixed flames," *24th Sym. (int.) on Comb.*, p.443-450.
- [5] Peters, N., 2000, "Turbulent Combustion," *Cambridge University Press*.
- [6] Cabra, R., Myrvoid, T., Chen, J.Y., Dibble, R.W., Karpetis, A.N. and Barlow, R.S., 2002, *Proc. Combust. Inst.*, 29, p.1881-1888. (<http://www.me.berkeley.edu/cal/VCB/>)
- [7] Sussman, M. and Fatemi, E., 1999, "Level Set Redistancing Algorithm," *SIAM J. Sci. Comput.*, 20(4), p.1165-1191.
- [8] Kang, S. and Kim, Y. M., 2002, "Pressure-based Unstructured-Grid Finite-Volume Method for Simulating Laminar Reacting Flows," *Numerical Heat Transfer B*, 41, p.53-72.
- [9] Mueller, M. A., Kim, T. J., Yetter, R. A. and Dryer, F. L., 1999, "Flow Reactor Studies and Kinetic Modeling of the H₂/O₂ Reaction," *International Journal of Chemical Kinetics*, 31, p.113-125.