

Dynamic Sub-grid 모델을 이용한 G 방정식에 의한 보염기 주위의 난류 예혼합 연소에 관한 대 와동 모사

박남섭¹ · 고상철[†]

(원고접수일 : 2010년 7월 23일, 원고수정일 : 2010년 9월 29일, 심사완료일 : 2010년 10월 21일)

Large Eddy Simulation of Turbulent Premixed Combustion Flow around Bluff Body based on the G-equation with Dynamic sub-grid model

Nam-Seob Park¹ · Sang-Cheol Ko[†]

요 약 : 화염 전파 특성을 나타내는 G 방정식에 기초한 Sub-grid Scale 연소 모델을 이용하여 보염기 주위의 난류 예혼합 연소 해석에 관한 대 와동 모사를 수행하였다. Dynamic SGS 모델이 G 방정식에 도입되었으며, 삼각형의 보염기 배면의 예혼합 연소 유동에 의해 검증되었다. 해석결과는 실험결과와의 비교를 통해 속도와 온도분포를 잘 예측하고 있음을 확인하였다.

주제어 : 예혼합 연소, 대 와동 모사, Dynamic SGS 모델, 화염편 모델, G 방정식

Abstract: Large eddy simulation of turbulent premixed flame stabilized by the bluff body is performed by using sub-grid scale combustion model based on the G-equation describing the flame front propagation. The basic idea of LES modeling is to evaluate the filtered-front speed, which should be enhanced in the grid scale by the scale fluctuations. The dynamic subgrid scale models newly introduced into the G-equation are validated by the premixed combustion flow behind the triangle flame holder. The calculated results can predict the velocity and temperature of the combustion flow in good agreement with the experiment data.

Key words: Premixed Combustion, Large Eddy Simulation, Dynamic SGS model, Flamelet Model, G-equation

1. 서 론

난류 예혼합 연소의 해석은 고효율 연소기의 개발에 대단히 중요하다. 난류 연소장을 수치해석 하는 경우, 해석 수법으로 DNS(Direct numerical simulation), LES(Large eddy simulation), RANS(Reynolds averaged Navier Stokes) 등의 방법이 있으나, 공학상 중요한 실용 연소기에 있어서 고 레이놀즈수 유동에서의 화염날림이나 소염, 연소 진동 등의 연소 비정상 거동을 해

명하기 위해서는 현재의 계산기 능력을 고려하면 LES가 최적이라 생각된다.

또한, 실용 연소기내의 예혼합 난류 연소 LES에 적용 가능한 연소모델로서 화염편 모델(flamelet model)에 기초하여 화염면의 전파를 나타내는 G 방정식[1]을 들 수 있다. 근래에는 G 방정식의 LES에서의 고정도의 모델로서 Dynamic sub-grid 연소모델[2] 등이 제안되어 있지만, 아직 복잡한 실용 연소장에서의 적용 예는 보고되어

[†] 교신저자(전주대학교 기계자동차공학과, E-mail:scko@jj.ac.kr, Tel: 063-220-2623)

¹ 유한대학 기계과

있지 않다. 따라서 본 연구에서는 보염기 주위의 예혼합 연소흐름의 LES를 Dynamic SGS 연소 모델을 이용하여 수행하고, 실용 연소기내 연소 LES에서의 연소 모델의 유효성을 확인하고자 한다.

2. 예혼합 난류연소의 모델화

예혼합 연소에서는 화염면이 수직으로 전파하는 성질이 있어, 그 특성은 다음의 G 방정식에 의해 표현된다[1].

$$\rho \frac{\partial G}{\partial t} + \rho u_j \frac{\partial G}{\partial x_j} = \rho S_D |\nabla G| \quad (1)$$

반응 진행도 G는 0으로부터 1의 범위의 값으로, G=0는 미연 기체, G=1은 기연 기체를 나타낸다. 식 (1)의 우변은 화염면에 수직한 방향으로 화염이 전파하는 것을 나타내고 있으며 그 전파 속도는 층류 화염 전파속도 S_L 이다. 여기서 밀도 ρ 는 예혼합 기체의 밀도이다. 난류 예혼합 연소에서도 화염은 전파성을 갖기 때문에 주름상의 화염이 형성되는 경우에는 flamelet 거동을 따른다면 그 거동은 순간, 국소적으로는 층류 예혼합 연소와 동일하게 표현 될 수 있다고 생각할 수 있다.

난류 연소장을 LES에 의해 근사적으로 해석할 경우에는 화염전파항에 대한 적절한 모델링을 할 필요가 있다. 즉, LES에서는 난류변동에 의해 미세하게 주름상으로 형성된 화염면을 공간평균에 의해 평탄하게 근사하기 위해서 화염면의 겉보기 면적이 감소하고, G 방정식에서 필터 조작을 행한 $|\nabla \bar{G}|$ 가 과소평가 된다($|\nabla \bar{G}| \neq \overline{|\nabla G|}$). 그 효과는 다음과 같이 Sub-grid 스케일(SGS)의 난류 화염 속도, $\overline{S_T}$ 를 도입하고 필터화한 식으로 표현할 수 있다[3].

$$\frac{\partial \bar{G}}{\partial t} + \frac{\partial u_j \bar{G}}{\partial x_j} = \overline{S_T} |\nabla \bar{G}| \quad (2)$$

Menon은 $\overline{S_T}$ 에 관해서 SGS 속도변동과 난류 연소속도를 이용한 지수함수형 모델을 도입하고 있지만, 이 모델을 실용연소 유동장에 따라 최적화하는 것은 곤란하다. 한편, 난류강도가 다른 난

류 연소장에서 Clavin & Williams[4]는 레이놀즈 시간평균에 기초한 난류 연소속도의 이론식을 아래 식으로 제시하였다.

$$\frac{\overline{S_T}}{S_L} = 1 + \alpha \left(\frac{u'}{S_L} \right)^n \quad (3)$$

여기서, u' 은 레이놀즈 평균에 기초한 속도변동의 자승평균, α 와 n 은 모델계수이다. 지수에 대해서는 강한 난류장일 때는 $n=1$, 약한 난류장일 경우에는 $n=2$ 로 된다. 단, Clavin 등의 식 (3)을 LES에 적용하는 데에 있어서 u' 은 레이놀즈 평균에 기초한 변동성분이 아닌 Sub-grid 스케일 변동속도로 생각하여 모델화할 필요가 있다. 종래의 $\overline{S_T}(u')$ 에 대한 실험 데이터와 이론해석은 반드시 일치한 결과를 얻지 못하였으며, 또한 Clavin등의 이론은 레이놀즈 평균에 근거한 것이 아니기 때문에 LES Sub-grid 모델에 적용하기 위해서는 새로운 최적화가 필요하다고 생각된다. 이 문제에 대해서 Im외[2]는 연소장에서 모델계수를 동적으로 결정하는 Dynamic Sub-grid 연소 모델을 제안하였지만, 안정화한 화염에의 적용은 아직 보고되어 있지 않은 실정이다.

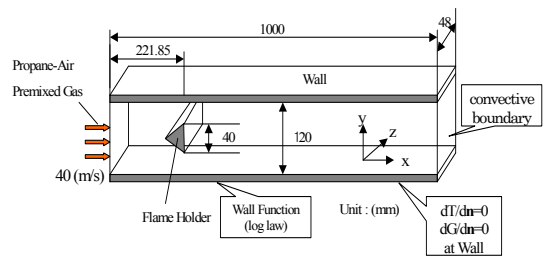


Figure 1: Computational domain

3. 수치해석의 개요

3.1 해석대상

본 연구에서는 보염기에 의해 안정화 된 예혼합 화염을 해석 대상으로 한다. 본 연구에서 대상으로 한 Sjunesson[5-7]에 의한 실험체계를 그림 1에 나타내었다. 입구로부터 유속 40 [m/s], 온도 600 [K], 당량비 0.6의 프로판, 공기 예혼합 기체가 공급된다. 출구압력은 0.1 [MPa] 이

다. 여기에서 z 방향으로 48 mm를 해석영역으로 하여, 그 경계에는 주기 경계조건을 부가하였다.

3.2 기초방정식

본 계산대상의 연소류에 있어서 유속과 반응에 의한 팽창속도(연소속도)가 음속에 비해 충분히 작다는 사실로부터 밀도의 온도 의존성을 고려하면 저 마하수 근사가 성립한다. 본 연구에서는 저 마하수 근사를 실시한 질량보존식, 운동량보존식, 에너지보존식 및 화염전파를 나타내는 G 방정식을 이용한다. 이하에 본 계산에서 무차원화하여 공간필터 조작성을 행한 LES의 지배방정식을 나타낸다. 기초변수의 필터링에는 Favre 평균 ($\bar{\phi} = \overline{\rho\phi}/\bar{\rho}$)을 이용하고 있다.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial x_j} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \frac{u^*}{Re} \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial \tau_{ij}^{SGS}}{\partial x_j} \quad (5)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{T}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{T} \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\lambda^*}{Re Pr} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial q_j^{SGS}}{\partial x_j} + \dot{\omega} \quad (6)$$

$$\dot{\omega} = \overline{\rho_u S_L^0 |\nabla G|} \quad (7)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{G}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{G} \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial \gamma_j^{SGS}}{\partial x_j} + \overline{\rho_u S_L^0 |\nabla G|} \quad (8)$$

여기서, ρ 는 혼합기의 밀도, u_i 는 x_i 방향의 속도, p 는 압력을 나타낸다. $Re (= U_{in} h / \nu_{air})$ 는 입구속도 ($U_{in} = 40$ m/s), 보염기 높이 ($h = 40$ mm), 입구에서의 공기의 점성계수로 무차원화 한 레이놀즈수로 $Re = 31,300$ 이다. 또한 Prandtl 수 $Pr = 0.7$ 로 하여 계산을 수행하였다. 온도 T 는 혼합기 온도 T_{gas} , 미연 혼합기의 온도 T_u , 기연 혼합기의 온도 T_b 로 다음과 같이 무차원화 하였다.

$$\tilde{T} = (T_{gas} - \tilde{T}_u) / (\tilde{T}_b - \tilde{T}_u) \quad (9)$$

또한, μ^* 는 무차원한 분자 점성계수로, 온도의 존성을 나타내는 바와 같이 $\mu^* = (T_{gas}/T_u)^{0.76}$, 온도 확산계수도 같은 방법으로 $\lambda^* = (T_{gas}/T_u)^{0.76}$ 을 부가하였다[8]. 본 계산에서 기연 혼합기 온도와 층류 연소속도는 Müller외[9]에 의한 단일 화염온도 계산식과 층류 온도 연소식을 이용하여 $T_b = 1854$ [K], $S_L = 0.45$ [m/s]로 하였다. τ_{ij}^{SGS} 는 SGS 응력, q_j^{SGS} , γ_j^{SGS} 는 온도 T 와 G 의 SGS 스칼라 유속, $\dot{\omega}$ 는 열 방출항을 나타낸다.

3.3 난류모델

3.3.1 Smagorinsky 모델

Smagorinsky의 와점성 모델을 이용하면, SGS응력 τ_{ij}^{SGS} 는 아래와 같이 표현된다.

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \tau_{kk} = -2 \bar{\rho} \nu_{sgs} \tilde{S}_{ij} \quad (10)$$

$$\nu_{sgs} = (C_s \Delta)^2 |\tilde{S}| \quad (11)$$

$$\tilde{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right), \quad |\tilde{S}| = (2 \tilde{S}_{ij} \tilde{S}_{ij})^{1/2}$$

$$\Delta = (\delta x_1 \delta x_2 \delta x_3)^{1/3}$$

또한, SGS 열유속, q_j^{SGS} 은 아래식과 같이 된다.

$$q_k = -\bar{\rho} \alpha_t \frac{\partial \tilde{T}}{\partial x_k} \quad (12)$$

단, $\alpha_t = \nu_{sgs} / Pr_t$ 로 된다. 여기서 Pr_t 는 SGS 난류 Prandtl 정수이다.

3.3.2 Dynamic SGS 모델

Dynamic SGS 모델은 식 (11)의 모델계수를 LES의 해로부터 동적으로 계산하는 모델로서, 모델계수 C_s 는 아래와 같이 평가된다[10].

$$(C_s \Delta)^2 = -\frac{\langle L_{ij} M_{ij} \rangle}{\langle M_{ij} M_{ij} \rangle} \quad (13)$$

$$L_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} L_{kk} = -(C_s \Delta)^2 M_{ij} \quad (14)$$

$$M_{ij} = 2 \left[(\hat{\Delta} / \Delta)^2 \hat{S}_{ij} - |\hat{S}_{ij}| \right] \quad (15)$$

여기서, ($\hat{\cdot}$)은 Test필터를 나타낸다.

3.4 연소모델

G 방정식의 화염전파항 $\overline{\rho_u S_L^0 |\nabla G|}$ 에 대해서는, Im외[2]의 Sub-grid Scale 모델을 이용하여 이하의 정식으로 주어진다.

$$\overline{\rho_u S_L^0 |\nabla G|} = \overline{\rho_u} \tilde{S} |\nabla \tilde{G}| \quad (16)$$

$$\tilde{S}/S_L^0 = 1 + C_{SG}(q/S_L^0)^n \quad (17)$$

$$C_{SG} = \frac{(S_L^0)^n [|\nabla \tilde{G}| - |\nabla \hat{G}|]}{Q^n [|\nabla \hat{G}| - q^n |\nabla \hat{G}|]} \quad (18)$$

여기서, n은 모델정수로, 본 계산에서는 1로 하였다. q와 Q는 각각 Grid 필터와 Test 필터의 Sub-grid Scale 난류강도로, 이하에 표시하는 Bardina[11]의 Scale 상사모델을 이용하여 주어진다.

$$q^2 = \tilde{u}_i \tilde{u}_i - \tilde{u}_i \tilde{u}_i, \quad Q^2 = \hat{u}_i \hat{u}_i - \hat{u}_i \hat{u}_i \quad (19)$$

G 방정식의 SGS 스칼라 유속 γ_j^{SGS} 는 화염 전파항에 비하여 G 방정식에 대한 기여도가 작다고 생각된다. 또한, G의 확산거동은 온도에 가장 근접한다고 생각되기 때문에 본 연구에서 γ_j^{SGS} 에 대해서는, 단순한 구배확산을 가정하여 SGS 열유속과 동일하게 정식화한다.

$$\gamma_k = -\overline{\rho} \alpha_t \frac{\partial \tilde{G}}{\partial x_k} \quad (20)$$

3.5 압력해법

식 (5)의 우변을 압력항과 그 이외의 항으로 나누어서 다음과 같이 나타내면,

$$\frac{\partial \overline{\rho \tilde{u}_i}}{\partial x_i} = -\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_i} + B_i \quad (21)$$

한편, 위식의 발산을 취할 때, (n+1) 시간 스텝에서 $\partial(\overline{\rho \tilde{u}_i})^{n+1}/\partial x_i$ 을 평가할 필요가 있기 때문에, 여기서는 질량보존식을 이용하여 이하의 차분근사를 부가한다.

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho \tilde{u}_i})^{n+1} = -\left(\frac{\partial \overline{\rho}}{\partial t}\right)^{n+1} \approx -\frac{\overline{\rho^{n+1}} - \overline{\rho^n}}{\Delta t} \quad (22)$$

이상의 관계식에 시간진행으로 Adams-Bashforth 스킴을 이용하면, 다음과 같이 p'에 대한 Possion 방정식이 얻어진다[12].

$$\nabla^2 p' = -\frac{1}{\Delta t} \left[-\frac{\overline{\rho^{n+1}} - \overline{\rho^n}}{\Delta t} - \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{\rho \tilde{u}_i})^n \right] + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{3}{2} B_i^n - \frac{1}{2} B_i^{n-1} \right) \quad (23)$$

3.6 계산조건

계산코드는 직교 좌표계에 Staggered 격자를 이용하여 구성하였으며, 대류항과 확산항의 공간차분에 대해서는 2차 정도의 중심차분, 시간차분에 대해서는 Adams-Bashforth 스킴을 이용하였다. 단, 계산의 안정화를 위해 G 방정식의 대류항에는 QUICK 스킴을 사용하였다. 압력해법에는 HSMAC법을 사용하여 계산을 수행하였다.

계산격자수는 각각 흐름의 주류방향(x), 벽면 수직방향(y), Span 방향(z)의 해석영역에 대해서 120×60×16의 격자점을 사용하였다. 그림 2에 계산격자를 나타낸다.

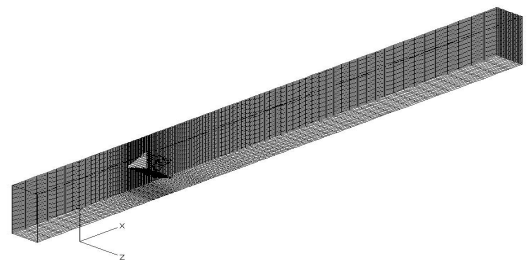


Figure 2: Computational grid (120×60×16 grid points in the x, y and z directions, respectively)

계산시간은 Time Step ΔT를 0.0025로 주어 초기상태로부터 실제흐름 시간으로 0.1초(무차원 계산시간은 40,000 ΔT)까지 계산하였다. 이것은 예혼합 기체가 해석영역 내를 4회 통과하는 시간이다. 시간 평균에 관한 처리는 더욱이 시간 0.1~0.15초까지 계산을 수행하여, 그 사이의

0.05초에 대해 행하였다.

해석에서는 Dynamic SGS 연소모델의 검증 을 위해, 본 계산대상의 유동장에서 모델계수의 최적값을 평가하기 위해 표 1에 표시한 3가지 파라미터(LES1, LES2, LES3)에 대하여 수치해석을 수행하였다. 우선, LES1에서는 비연소 채널난류에 있어서 최적치로 추천되는 모델계수 ($C_s=0.1$, $Pr=0.7$, $Pr_t=0.5$)를 이용하였다 [13]. LES2에서는 Inage[14]외에 의해 제안된 연소유동에 적절하다고 생각되어지는 모델계수 ($C_s=0.18$, $Pr=0.7$, $Pr_t=0.9$)를 이용하여 평가하였다. 또한, LES3에서는 난류장의 해석에 있어서 Dynamic SGS 모델을 이용하여 모델계수 C_s 를 동적으로 결정한다. 연소모델에 관해서는 어느 경우에 대해서도 Dynamic Sub-grid 연소 모델을 적용하여 수치계산을 수행하였다.

Table 1: Calculation cases

	Turbulent SGS model	Pr	Prt
LES1	Smagorinsky ($C_s=0.1$)	0.7	0.5
LES2	Smagorinsky ($C_s=0.18$)	0.7	0.9
LES3	Dynamic Model	0.7	0.9

4. 계산결과 및 검토

비연소 유동과 연소 유동의 패턴을 비교하기 위해 그림 3에 각각의 순간 순환영역에서의 박리 전단층의 흐름방향 속도 $U=0$ 의 등치면과 Span 방향의 와도 $\overline{\omega_z}$ 를 나타낸다. 비연소 유동에서는 Karmann와의 발생이 관찰되는 데에 반해서 연소유동에서는 화염면(그림 4 참조)에서의 열방출에 의한 팽창으로 인해 화염면에 따른 얇은 전단층을 형성한다. 또한, 순환영역도 비연소 흐름의 약 2배 가까이 신장되고 있는 것이 관찰된다.

화염 전반의 모양을 살펴보기 위해 LES3의 해석에서 얻어진 순간 온도분포를 그림 4에 나타내었으며, 그림 5에는 각각의 해석결과에 있어서 시간평균 온도분포를 나타낸다. 각각의 경우에서 해석결과에 차이는 화염전파의 확산 정도로 나타난다. 보이기 후방에서의 온도확산을 비교해 보

면, LES1과 LES2와의 사이에는 큰 차이가 보이지 않지만, 2개의 결과는 LES3에 비해서 온도경계층이 다소 넓어져 있음을 알 수 있다.

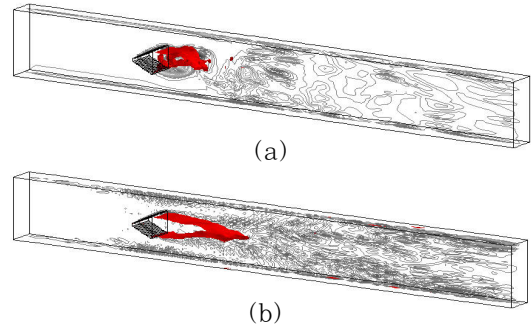


Figure 3: Instantaneous snapshot of the iso-surface $\bar{u}=0$ separating the shear layer from the recirculation region, and contours of the spanwise vorticity $\overline{\omega_z}$ at the center-plane: (a) non-reacting, $Re=42,500$, (b) reacting, $Re=31,300$

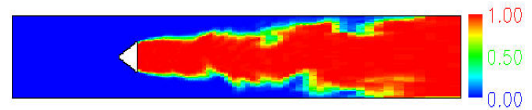


Figure 4: Normalized instantaneous temperature distribution (LES3); zero means fresh gases (600K) and one means burnt gases (1854K)

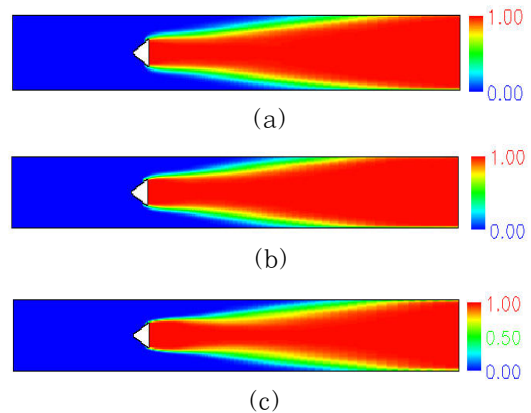


Figure 5: Normalized time-averaged temperature distribution (a) LES1 (b) LES2 (c) LES3; zero means fresh gases (600K) and one means burnt gases (1854K)

이러한 해석결과에서의 차이는 그림 6에 나타난 연소기내의 각 단면에서 시간 평균 온도분포 그림에서도 명확하게 나타난다. 실험결과는 Sjununsson외[5-7]에 의한 것으로, 그림 6(d)는 각각의 계측위치를 나타낸다. 예를 들면, 그림 6(a)의 보염기 후방으로부터 150 mm 떨어진 영

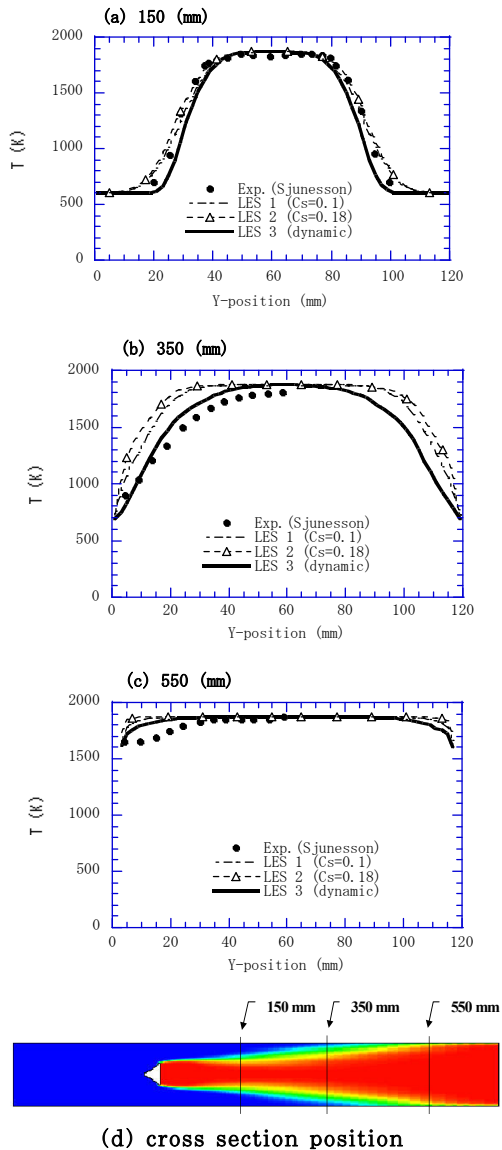


Figure 6: Comparison of normalized time averaged temperature distributions in the three cross sections downstream the flame holder

역에서는 세가지 계산의 경우 모두가 어느 정도 실험결과를 잘 재현하고 있음을 알 수 있다. 그러나 그림 6(b)의 보염기 하류에서 350 mm 떨어진 영역에서는 LES1, LES2인 경우의 온도분포가 과대평가 되어 있어 온도경계층이 다소 넓게 퍼져 있음을 알 수 있다. 한편, 난류 유동해석에 Dynamic 모델을 이용한 LES3의 계산결과에서는 보염기의 후방영역에서 LES1, LES2의 경우보다 온도에 관한 예측이 개선되어 실험결과와 잘 일치하는 결과가 얻어졌다.

연소에 의한 화염면에서의 열방출을 조사하기 위해 그림 7에 LES3에 의한 계산경우의 시간평균 반응률(열 방출률) 분포를 나타낸다. 열이 방출되는 위치는 화염면(온도가 급변하는 영역)과 일치 하고 있음을 알 수 있다. 또한, 반응률의 예측과 온도와의 관계를 조사하기 위해 보염기 후방의 x=350 mm 단면에서의 반응률의 시간평균 값을 그림 8에 나타내었다. 그림 8에 나타난 바와 같이 보염기 후방의 영역에서 LES1과 LES2의 반응률이 LES3의 반응률에 비해 크게 평가 되어 있기 때문에 LES1과 LES2의 온도경계층

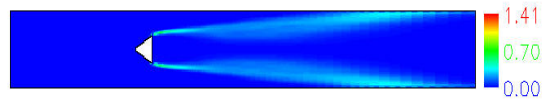


Figure 7: Time-averaged reaction rate distribution $\langle \dot{\omega} \rangle = \langle S_T | \nabla \bar{G} \rangle$ for LES3

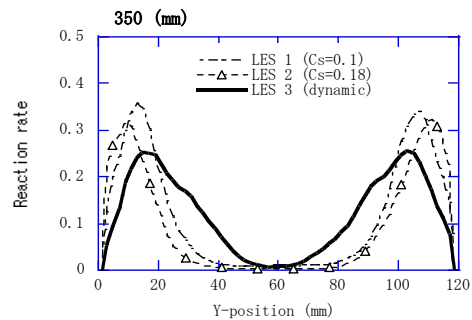


Figure 8: Comparison of Time-averaged reaction rate distributions, for LES in the cross sections downstream the flame holder 350 mm

이 LES3의 경우에 비해 넓게 나타나고 있음을 알 수 있다. 해석에서는 각각의 경우에 대하여 동일한 연소 모델을 사용하고 난류장의 예측에서의 모델계수만 다르기 때문에 계산 경우에서의 예측 온도분포의 차이는 주로 후술하는 난류장의 예측 정도에 의한 것이라 생각되어진다.

그림 9는 각 단면에서 x 방향 속도의 시간평균 값을 나타낸다. 속도의 예측에 관해서는 그림 9(a)의 보염기 후방 $x=15$ mm의 지점에서의 LES해석결과는 어느 경우에도 실험결과와 잘 일치하고 있다. 그림 9(b)의 보염기 후방 $x=38$ mm의 지점에서의 속도 예측정도에 관해서는, $y=60$ mm의 중심단면에서 예측된 최소속도는 LES1의 경우에는 실험에 비해 약 10%정도 과소

평가, LES2의 경우는 실험결과와 비교적 잘 일치하고, LES3의 경우는 약 18%정도 과대평가 되어 있다. 그러나 $y=40, 80$ mm 위치에서는 LES3의 경우가 LES1, LES2의 경우 보다 실험결과와 잘 일치하고 있음을 나타낸다. 그림 9(c)에서도 LES3의 해석결과에서는 순환영역에서 순환유속이 실험결과에 비해 약 15%정도 크게 평가 되어있음을 알 수 있는데, 이는 아마도 LES3인 경우의 해석결과가 순환영역을 약간 작게 평가하고 있기 때문이라 생각된다.

한편, 순환영역으로 부터 떨어진 보염기 후방의 후류영역에서는 난류장의 해석에 Dynamic 모델을 이용한 LES3의 경우가 다른 경우 보다 실험결과를 잘 재현하고 있다. 예를 들면, 그림

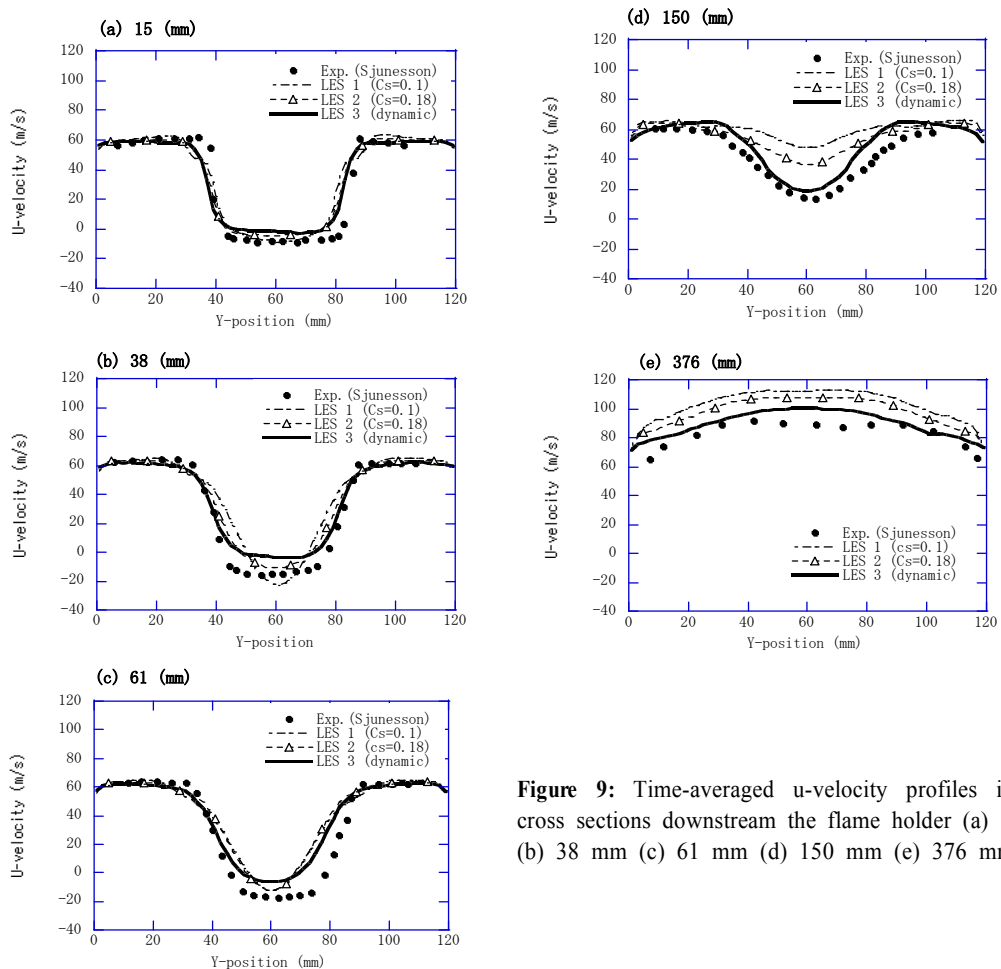


Figure 9: Time-averaged u-velocity profiles in four cross sections downstream the flame holder (a) 15 mm (b) 38 mm (c) 61 mm (d) 150 mm (e) 376 mm.

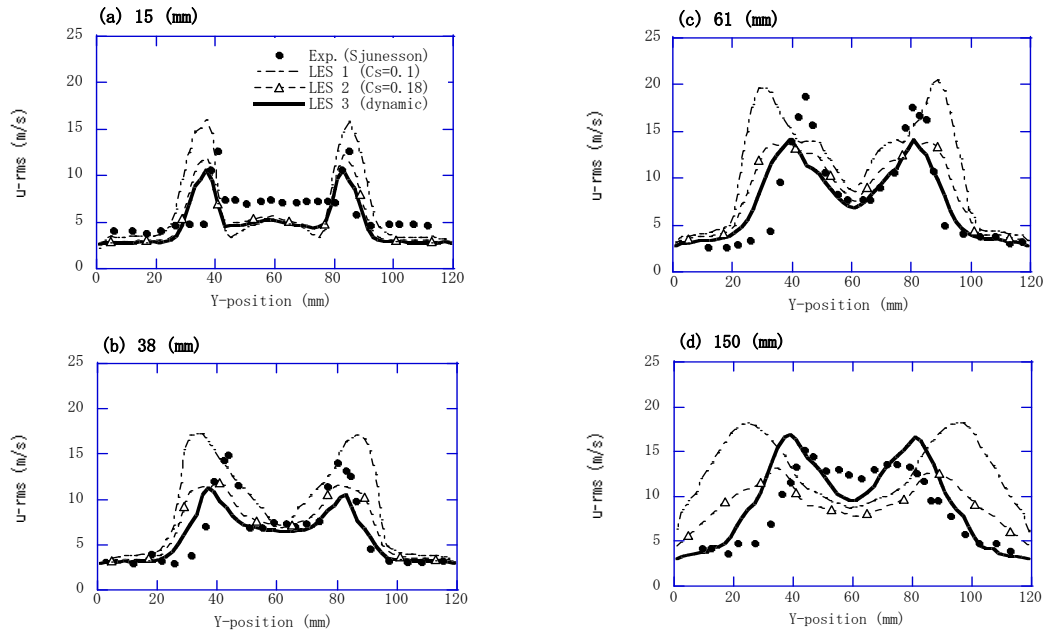


Figure 10: u-rms. profiles in the cross section downstream the flame holder
 (a) 15 mm (b) 38 mm (c) 61 mm (d) 150 mm

9(d)의 보염기 후방 $x=150$ mm, $y=60$ mm의 중심단면에서 예측속도에 관해서는 LES3의 경우는 실험결과와 잘 일치하고 있는 데에 반해서, LES2의 경우는 약 23%정도 과대평가하고 있고, LES1의 경우는 LES2의 경우 보다 더욱 과대평가하고 있다. 또한, 그림9(e)의 보염기 후방 $x=376$ mm지점에서의 속도예측에 관해서도 LES3의 경우가 다른 해석결과에 비해서 실험결과에 잘 일치하고 있다.

그림 10에 각각의 단면에서 x 방향 변동속도의 시간 평균치를 나타낸다. x 방향의 변동속도에 관해서는, 그림 10(a)-(c)에서 보는 바와 같이 순환영역에서 LES1의 해석결과는 그 최고치를 과대평가 하고 있지만, LES2와 LES3의 경우에는 다소 과소평가 하고 있다. 한편, 그림 10(d)의 보염기 후방 $x=150$ mm지점에서는, LES1과 LES2의 해석결과는 보염기 후방에서 속도의 회복이 과대평가 되어 속도분포도 실험결과에 다소 벗어나는 결과를 보인다. 보염기 후방의 후류영역에서는 속도장을 정확하게 예측하고 있는 LES3의 경우가 다른 해석결과에 비해서 실험

결과와의 좋은 일치를 나타내었다.

결과적으로, LES1의 결과에서는, 보염기 후방의 하류영역에서 온도, 속도 및 난류강도에 대한 예측정도가 좋지 않은 결과를 나타내어, 본 계산 대상의 난류 연소장 해석에서 Smagorinsky 모델계수를 0.1로 부여한 경우에는 타당하지 않다는 사실을 알았다. LES2의 결과에서는, 하류영역에서 속도와 난류강도는 LES1에 비해서는 개선되어 있지만, 그 예측정도는 다소 벗어남을 알 수 있다. 한편, 난류장의 해석에 Dynamic 모델을 이용한 LES3의 결과에서는 속도장 뿐만 아니라 온도의 예측에도 좋은 결과가 얻어졌다.

그림 11에 LES3의 해석에서 Dynamic SGS 모델에 의해 동적으로 구한 모델계수 Cs의 시간 평균 분포를 표시한다. 본 연구에서 Dynamic 모델을 이용한 LES3의 해석결과에서 얻어진 모델계수는 보염기 하류의 기연 가스 영역에서 0.18-0.2 정도 이다. 모델계수는 화염면의 전후에서 변화하고, 화염면상에서 최대가 되며, 화염면을 통과한 직후의 기연 가스 영역에서는 작게 분포되어 있다. 연소류에서는 비연소류에는 없는 특징의

하나로서, 화염면에서는 열방출에 의한 급격한 속도팽창이 생기게 된다. Dynamic 모델은 이와 같은 속도팽창에 의한 흐름 변화에 따라 모델정수가 변하고, 그와 같은 평가가 유동장에 반영된 결과, 보염기 하류의 기연 가스 영역에서의 흐름이 정확하게 재현되었다고 생각된다.

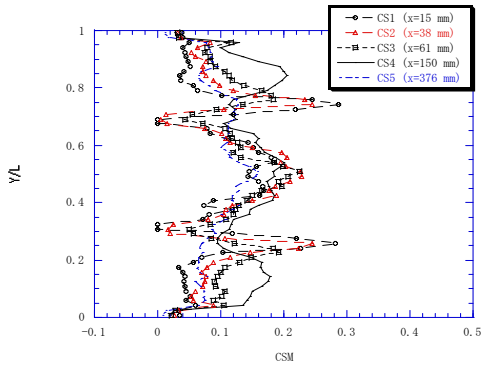


Figure 11: Time-averaged model constants obtained by dynamic procedure for LES3 in five cross sections downstream the flame holder $x=15$ mm(Cs1), 38 mm(Cs2), 61 mm(Cs3), 150 mm (Cs4), 376 mm(Cs5)

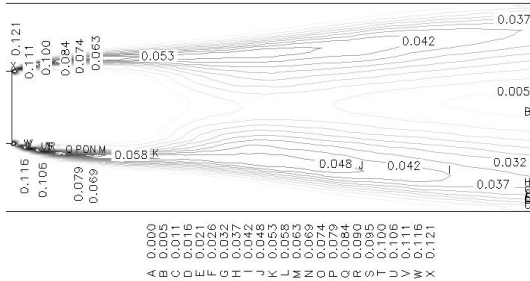


Figure 12: Time-averaged combustion model constant obtained by dynamic procedure for LES3

그림 12에는 LES3의 해석에서 동적으로 계산된 연소 모델정수 C_{SG} 의 화염면상에서의 시간 평균치를 나타낸다. C_{SG} 값은 보염기 후방의 강한 박리 전단류에서는 0.11~0.07로 크게 나타내는데 비하여, 흐름이 평탄하게 되어 있는 하류에서는 0.05~0.037로 작게 평가되어 있다. 이것은, 난류연소에서 난류강도가 강할수록 겉보기 화염면

적이 증대하고 반응속도가 빨라지는 현상을 본 연소모델에서 정확하게 예측하고 있음을 의미한다. 또한, 동적으로 계산된 연소 모델계수는 화염면상에서 일정한 값에 수렴하고 부(-)의 모델계수에 의한 수치적 불안정은 문제가 되지 않는 것이다. 이상의 결과는 Dynamic 모델에 의한 G 방정식 연소모델의 유효성을 나타내는 중요한 점으로 판단될 수 있다.

5. 결 론

Dynamic Sub-grid 연소모델을 이용하여 보염기 주위의 예혼합 연소유동에 관한 LES 수치 해석을 수행하였다. 그 결과로서 이하의 결론을 얻었다.

(1) Dynamic Sub-grid 연소모델을 이용한 수치해석 결과는 보염기 주위의 난류 예혼합 연소장의 온도 및 속도분포를 잘 재현하고 있어, 실용 연소기를 대상으로 한 연소 모델로서 정성적, 정량적으로 유효하다는 사실을 확인하였다.

(2) 유동장 해석에 관해서는, 본 계산에서 얻어진 Dynamic 모델에 의한 모델계수는 보염기 하류에서 약 0.18~0.2 정도인 것으로 부터 비연소 전단류에서 종래에 추천된 모델계수 0.1~0.12 보다 크게 평가하는 것이 바람직하다고 생각되어진다.

(3) 본 해석결과에 따라, LES 수치해법을 이용한 안정한 예혼합 화염의 해석이 가능하다는 사실을 알았으며, 특히 Dynamic 연소모델을 이용한 LES 해석결과는 화염면에서의 열팽창에 의한 속도팽창을 반영하여 보염기 하류의 기연가스 영역에서의 흐름을 정확히 재현하였다.

참고문헌

- [1] A. R. Kerstein, Wm. T. Ashurst and F. A. Williams, "Field equation for interface propagation in an unsteady homogenous flow field", Phys. Rev. A. 37, pp. 2728, 1988.
- [2] H. G. Im and T. S. Lund, "Large Eddy simulation of turbulent front

propagation with dynamic subgrid models”, Phys. Fluids 9(12), pp. 3826-3833, 1997.

[3] S. Menon, “Large Eddy simulation of combustion instabilities”, In proceedings of the 6th Int. Conf. on Numerical Combustion, New Orleans, Louisiana, March 4-6, 1996.

[4] P. Clavin and F. A. Williams, “Theory of premixed flame propagation in Large scale turbulence”, J. Fluid Mech. 90, p. 589, 1979.

[5] A. Sjunnesson, S. Olovsson and B. Sjöblom, Validation Rig, “A tool for flame studies”, Proceedings of the 10th Int. Sympo. on Air Breathing Engines (ISABE), Nottingham, England, 1991.

[6] A. Sjunnesson, C. Nelson and E. Max, “LDA measurements of velocities and turbulence in a bluff body stabilized flame”, Proceedings of the 4th Int. Conf. on Laser Anemometry Advances and Applications, ASME, Cleveland, USA, 1991.

[7] A. Sjunnesson, P. Henriken and C. Löfström, “CARS measurements and visualization of reacting flows in a bluff body stabilized flame”, Proceedings of the 28th Joint Propulsion Conf., AIAA-92-3650, 1992.

[8] Paul E. Des Jardin, “Large eddy simulation of strongly radiating nonpremixed turbulent jet flames”, Purdue University, Doctor’s thesis, Aug., 1988.

[9] U. C. Müller, M. Bollig and N. Peters, “Approximations for burning velocities and markstein numbers for lean hydro carbon and methanol flames”, Combustion and Flame 108, pp. 349-356, 1997.

[10] M. Germano, U. Piomelli, P. Moin and W. H. Cabot, “A dynamic subgrid scale Eddy viscosity model”, Phys. Fluids A3, pp. 1760, 1991.

[11] J. Bardina, J. H. Ferziger and W. C. Reynolds, “Improved subgrid scale models for Large Eddy simulation”, AIAA Paper No. 80-1357, AIAA 13th Fluid & Plasma Dynamic Conf., 14-16 July, 1980.

[12] P. A. McMurtry, W. H. Jou, J. J. Riley and R. W. Metcalfe, “Direct numerical simulations of a reacting mixing layer with chemical heat release”, AIAA J. vol. 24, pp. 962-970, 1986.

[13] W. Cabot and P. Moin, “Large Eddy Simulation of scalar transport with the dynamic subgrid-scale model”, CTR Report, Stanford Univ., 1994.

[14] 稻毛眞一, Perez Vincent, “新たな燃焼モデル用いた保炎器廻りの豫混合燃焼の評価”, 日本機械學會論文集 B, 63巻, 612號, pp. 282-289, 1997.

저 자 소 개



박남섭(朴南燮)

1989년 한양대학교 기계공학과 (공학사), 1995년 일본 동경대학 기계공학과 (공학석사), 2000년 일본 동경대학 기계공학과(공학박사), 1989년-1992년 일본 나라기계제작소, 2001-2007년 현대자동차 연구개발본부, 2007년-현재 유한대학 기계과(교수). 관심분야: 기계공학, 전산유체역학



고상철(高相喆)

1985년 부산대학교 기계설계공학과 (공학사), 1988년 한국해양대학교 기계공학과(공학석사), 1999년 일본 동경대학 기계공학과(공학박사), 1999년-2000년 동경대학 국제 산학 연구센터, 2000년-2002년 삼성전자 디지털미디어 사업부, 2002년-현재 전주대학교 기계자동차공학과(교수). 관심분야: 기계공학, 전산유체역학