

동적혼성 모델을 이용한 난류채널의 온도장 해석

이 건 호* · 나 양*

(2004년 6월 8일 접수, 2004년 7월 30일 심사완료)

On the Large Eddy Simulation of Temperature Field Using Dynamic Mixed Model in a Turbulent Channel

Gunho Lee and Yang Na

Key Words: Dynamic Mixed Model(동적혼성모델), Passive Scalar(수동 스칼라), *A priori* Test(선형 테스트)

Abstract

An *a priori* test has been conducted for the dynamic mixed model which was generalized for the prediction of passive scalar field in a turbulent channel flow. The results from *a priori* tests indicated that dynamic mixed model is capable of predicting both subgrid-scale heat flux and dissipation rather accurately. The success is attributed to the explicitly calculated resolved term incorporated into the model. The actual test of the model in a LES *a posteriori* showed that dynamic mixed model is superior to the widely used dynamic Smagorinsky model in the prediction of temperature statistics.

기호설명

- C_s, C_τ : 모델계수
- h : 채널의 반폭
- q_j : 난류열유속 벡터
- p : 압력
- Pr : Prandtl수
- Re_τ : 레이놀즈수, $u_\tau h/\nu$
- S : $(2S_{ij}S_{ij})^{1/2}$
- S_{ij} : 변형률텐서
- t : 시간
- T : 온도
- T_{rms} : 온도섭동량
- u : 주 유동 방향 속도
- u_τ : 벽면 마찰 속도

- U_{mean} : 주유동방향 평균속도
- v : 벽면 수직 방향 속도
- w : 폭방향 속도
- x : 주 유동 방향
- y : 벽면 수직방향
- z : 폭방향

그리스문자

- Δ : 필터폭
- ϵ_q : 아격자 열에너지 소산
- ϵ_τ : 아격자 에너지 소산
- τ_{ij} : 아격자 응력
- ν, ν_t : 점성계수
- α, α_t : 확산계수

상첨자

- $-, \sim$: 그리드 및 시험 필터
- $+$: 벽좌표계

기호

- $\langle \rangle$: 시간평균

† 책임저자, 회원, 건국대학교 기계공학과, CASIT

E-mail : yangna@konkuk.ac.kr

TEL : (02)450-3467 FAX : (02)447-5886

* 회원, 건국대학교 대학원 기계공학과

1. 서론

난류유동이 관련되어 있는 다양한 종류의 공학 문제에서 유동장 및 온도장에 대한 정확한 예측기법의 확립은 올바른 해석의 선행조건이 된다고 하겠다. 유동장의 상세한 정보를 모두 해상해낼 수 있는 직접수치모사(DNS) 기법은 뛰어난 효용성에도 불구하고, 그에 필요한 막대한 계산비용의 제약성으로 인해 비교적 낮은 레이놀즈수의 유동에 국한되므로 공학적 해석 기법으로는 아직 제한적으로 사용되고 있는 실정이다. 반면에 유동장에 주어지는 외력의 특성 및 기하학적 형상에 직접적인 영향을 받는 큰 길이 스케일(*large length scale*)의 유동은 직접 해상해내고, 아격자스케일(*subgrid-scale*; SGS)의 영향은 간단한 모델을 통해 예측해내는 대와류모사(LES) 기법은 높은 Reynolds수를 갖는 복잡한 난류 유동의 해석에 매우 효과적인 공학적인 해석 방법을 제공할 것으로 기대된다. 따라서 LES의 성공 여부는 아격자 스케일의 영향을 얼마나 정확하게 모델링 해내느냐에 달려있다고 할 수 있다.

Smagorinsky 모델이 처음 제안된 이후, 이 모델이 갖는 단점을 보완하기 위해 많은 연구들이 진행되어왔는데, 이 중에서도 특히 Germano et. al⁽¹⁾의 동적 Smagorinsky 모델(*dynamic Smagorinsky model*; DSM)이 유동해석에 최근까지 널리 사용되어 왔다. 다양한 종류의 난류 유동에 성공적으로 적용되어 그 효용성이 인정되었으나, DSM 역시 동적과정을 거쳐 얻어지는 모델 계수가 간헐적으로 매우 큰 음수값을 가지므로 수치적 불안정성을 유발할 수 있고, SGS 응력 텐서의 주축(*principal axes*)이 해상된 변형률 텐서(*resolved strain rate tensor*)의 주축과 일치해야 한다는 이론적 한계를 보이고 있다.

Zang et. al⁽²⁾의 동적 혼성모델(*dynamic mixed model*; DMM)과 Salvetti & Banerjee⁽³⁾의 동적 이매개변수 모델(*dynamic two-parameter model*; DTPM) 등은 위에서 언급된 DSM의 단점을 극복하기 위해 제안된 것들인데, 특히 DMM의 경우에는 해상된 유동장(*resolved flow field*)의 정보를 이용하여 수정된 Leonard항(*modified Leonard stress term*)을 직접 계산하고, 나머지 잔류응력(*residual stress*)항 만을 모델링하기 때문에 DSM

의 모델계수가 갖는 지나친 부담을 줄일 수 있으며, 이를 통해 비물리적으로 매우 큰 역 SGS 에너지전달(*backscatter*)의 발생을 막을 수 있다는 장점을 지니고 있다.

최근 Kim & Na⁽⁴⁾는 온도장의 해석이 가능하도록 DMM을 확장하고 이를 벽분사가 있는 유동장에 적용하여 그 효용성을 살펴보았으며, DSM에 비해 우월한 결과를 얻었다는 것을 보고하였다. 유동장 예측의 정확성을 높이기 위해서 그동안 많은 노력들이 진행되어 왔으나, 온도장 문제에는 그 중요성에도 불구하고 연구가 상대적으로 적었기 때문에 위 연구결과는 온도장 예측 측면에서 DMM의 효용성을 알아보는데 그 의미를 두었다고 할 수 있다. 그러나 보다 정확한 온도장의 예측을 위한 LES 모델을 개발하고 또 단점을 개선하기 위해서는 모델이 갖는 온도장 예측 측면에서의 성능을 더 상세하게 파악하여야 할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서는 난류채널 유동에서 *a priori test*를 수행함으로써 DMM의 온도장 예측 성능을 파악하는 것을 주요 목적으로 하고 있다. DMM을 선택한 이유는 Kang⁽⁵⁾의 연구결과에서 알 수 있듯이 이 모델이 지금까지 제안된 여러 종류의 모델 중에 상당히 우수한 성능을 보여주었으며, 입출구가 있는 복잡한 유동의 계산에 적합한 유한차분법 상에서 필터링 작업을 편리하게 수행할 수 있도록 하기 때문이다.

직접수치모사 기법으로 얻은 데이터베이스를 이용한 *a priori test*의 결과와 DMM을 이용한 LES로부터 얻은 결과를 통해 모델의 효용성 및 모델의 입력파라미터의 영향에 대해 알아보고자 한다.

2. 수치 기법

2.1 지배방정식

비압축성 유체의 경우, 수동스칼라로 가정되는 온도장의 해석을 위한 지배방정식은 다음과 같이, 필터링이 수행된 연속방정식, Navier-Stokes 방정식 및 에너지 방정식으로 주어진다.

$$\overline{\frac{\partial u_i}{\partial x_i}} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (2\nu \bar{S}_{ij} - \tau_{ij}) \quad (2)$$

$$\frac{\partial \bar{T}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{T} \bar{u}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} (\alpha \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} - q_j) \quad (3)$$

여기서 overbar는 격자 필터링이 수행된 변수를 나타내며, 식 (2)와 (3)에 나오는 τ_{ij} 와 q_j 는 각각 $\tau_{ij} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j$, $q_j = \overline{T u_j} - \bar{T} \bar{u}_j$ 와 같이 정의되는데, 이들은 LES 모델을 통해 얻어지게 된다. 본 연구에 사용된 동적혼성모델(DMM) 식은 다음 절에 기술되어 있다.

2.2 동적 혼성모델(DMM)

잔류응력(residual SGS stress) τ_{ij} 는 다음과 같이 두 가지 항으로 구성된다.

$$\tau_{ij} - \frac{\delta_{ij}}{3} \tau_{kk} = -2\nu_t \bar{S}_{ij} + (L_{ij}^m - \frac{\delta_{ij}}{3} L_{kk}^m) \quad (4)$$

$$\nu_t = C_S \bar{\Delta}^2 \bar{S} \quad (5)$$

$$L_{ij}^m = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (6)$$

식 (4)의 우변의 첫 번째 항은 모델링이 필요한 eddy viscosity ν_t 를 포함하고 있으며, 두 번째 항은 해상된 유동장의 정보를 사용하여 외재적으로 직접 계산해 낼 수 있는 수정된 Leonard 항이다. ν_t 의 계산에 필요한 모델계수 $C_S(x, y, z, t)$ 는 Zang et. al⁽²⁾에서처럼 다음과 같은 과정을 통해 동적으로 결정된다.

$$C_S = \frac{1}{2\bar{\Delta}^2} \frac{M_{ij}(L_{ij} - H_{ij})}{M_{kl}M_{kl}} \quad (7)$$

여기서,

$$M_{ij} = [\overline{S S_{ij}} - (\bar{\Delta} / \bar{\Delta})^2 \bar{S} \bar{S}_{ij}] \quad (8)$$

$$L_{ij} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (9)$$

$$H_{ij} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (10)$$

잔류 열유속벡터(residual heat flux vector) q_j 도 위의 τ_{ij} 에서와 유사한 방법을 적용하면 다음과 같이 확장되어지는데, τ_{ij} 에서와 같이 두 항의 합으로 구성되어 진다.

$$q_j = -\alpha_t \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} + F_j^m \quad (11)$$

$$\alpha_t = C_T \bar{\Delta}^2 \bar{S} \quad (12)$$

$$F_j^m = \overline{\bar{T} u_j} - \bar{\bar{T}} \bar{u}_j \quad (13)$$

식 (11)의 우변의 첫 번째 항은 모델에 의해 계산되어지는 eddy diffusivity, α_t 를 포함하고 있는 항이며, 두 번째 항은 해상된 유동장의 정보로부터 외재적으로 직접 계산해 낼 수 있는 항으로서, 식 (4)의 수정된 Leonard항과 같은 역할을 한다. 여기서, 모델계수 C_T 는 Cabot & Moin⁽⁶⁾이 이용한 dynamic heat flux subgrid-scale 방법을 사용하여 다음과 같이 동적으로 구하게 된다.

$$C_T = \frac{1}{\bar{\Delta}^2} \frac{(F_k - G_k) H_k}{H_k H_k} \quad (14)$$

$$H_k = \overline{\bar{S} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_k}} - (\bar{\Delta} / \bar{\Delta})^2 \bar{S} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_k} \quad (15)$$

$$F_k = \overline{\bar{T} u_k} - \bar{\bar{T}} \bar{u}_k \quad (16)$$

$$G_k = \overline{\bar{T} u_k} - \bar{\bar{T}} \bar{u}_k \quad (17)$$

수치적 불안정성을 피하기 위해 모델계수 C_S 와 C_T 는 시험필터 체적 내에서 공간평균을 취하며, 만일 $(\nu + \nu_t)$ 와 $(\alpha + \alpha_t)$ 의 값이 음수가 되는 위치가 발생하면 그곳에서의 값을 0으로 하여, 유동장 내에서 음수값을 갖지 않도록 하였다.

2.3 경계조건 및 유동 파라미터

동일한 계산영역에서 DNS와 LES가 수행되었으며, 계산영역의 크기는 채널 반폭의 크기를 h 로 하였을 때, 주유동방향(x)으로 13h, 횡방향(z)으로는 6.5h가 된다. 이를 벽단위(wall unit)로 표시하면 주유동 방향으로 1900, 횡방향으로 950, 수직방향으로 300이다. 벽면에서의 마찰속도(friction velocity)와 채널의 반폭을 기준으로 한 레이놀즈

수, Re_τ 는 150이며, Prandtl수는 1로 하였다. 벽면에서는 점착조건(no-slip condition) 및 일정온도 조건(아래벽: $-T_w$, 위 벽: T_w)이 사용되었으며, 횡방향으로는 주기조건을 가정하였다.

지배방정식 (1)-(3)은 준 내재적(semi-implicit) 방법을 사용하여 시간상에서 적분이 수행되었는데, 관성항에는 3차 Runge-Kutta법(Spalar et. al⁽⁷⁾)이 사용되었고, 점성항에는 2차 정확도를 갖는 Crank-Nicolson법이 사용되었다. 모든 공간상의 차분은 2차 정확도를 갖는 중심차분법을 사용하였으나, 온도장의 경우에는 수치적 불안정성을 피하기 위해 관성항에 QUICK scheme(Leonard⁽⁸⁾)을 사용하였다. 자세한 수치해석 기법 및 경계조건에 대한 설명은 Na⁽⁹⁾에 기술되어 있다.

2.4 DNS 결과를 이용한 *a priori* test

DMM에 대한 *a priori* test는 129^3 의 격자계를 사용한 DNS결과(Kim & Na⁽⁴⁾)를 사용하여 수행되었는데, 격자 해상도는 $\Delta_x^+ \approx 15.1$, $\Delta_z^+ \approx 7.6$, $\Delta_{y,min}^+ \approx 0.022$, $\Delta_{y,max}^+ \approx 3.7$ 이다. 모든 필터링 작업은 사각필터(box filter)를 사용하여 물리적 공간에서 수행되었으며 Simpson의 공식을 이용하였다. 아격자 응력, τ_{ij} , 아격자 에너지 소산, $\epsilon_\tau = \tau_{ij}\bar{S}_{ij}$, 아격자 열유속, q_j 및 아격자 열에너지 소산, $\epsilon_q = q_j\bar{\partial T}/\partial x_j$ 의 정확해는 DNS 데이터를 직접 필터링 작업하여 구하였으며, *a priori* test의 결과는 필터링된 DNS 데이터를 사용하여 식 (4)와 식 (11)로부터 계산되었다. 격자필터의 폭은 $\bar{\Delta}_x = 2\Delta_x$, $\bar{\Delta}_z = 2\Delta_z$ 로 하였으며, x 와 z 방향으로 시험필터의 폭은 격자필터의 2배로 하였다. 반면에, 벽면에 수직인 방향으로는 필터링 작업을 수행하지 않았다.

DMM의 유일한 입력 파라미로는 시험필터와 격자필터의 비, $\alpha = \bar{\Delta}/\Delta$ 인데, 이에 필요한 유효 필터폭을 정의하는 데에는 다음과 같은 두 가지 방법이 흔히 사용된다.

$$\bar{\Delta}^3 = \bar{\Delta}_x \bar{\Delta}_y \bar{\Delta}_z, \quad \tilde{\Delta}^3 = \tilde{\Delta}_x \tilde{\Delta}_y \tilde{\Delta}_z \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \bar{\Delta}^2 &= \bar{\Delta}_x^2 + \bar{\Delta}_y^2 + \bar{\Delta}_z^2, \\ \tilde{\Delta}^2 &= \tilde{\Delta}_x^2 + \tilde{\Delta}_y^2 + \tilde{\Delta}_z^2 \end{aligned} \quad (19)$$

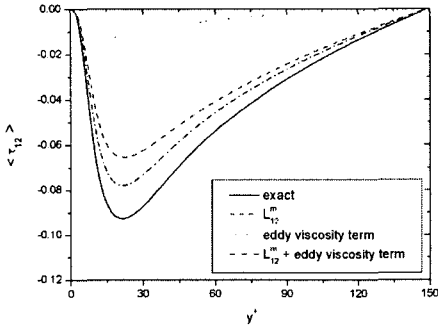
본 연구에서는 벽면에 수직인 방향으로는 필터링을 수행하지 않았으므로 $\bar{\Delta}_y = \tilde{\Delta}_y$ 라고 가정하면, 식 (18)은 $\tilde{\Delta}/\bar{\Delta} = 2^{2/3}$ 가 된다. 반면에 필터링을 수행하는 방향만을 고려하여 유효필터폭을 정의하면, $\tilde{\Delta}/\bar{\Delta} = (\tilde{\Delta}_x \tilde{\Delta}_z / \bar{\Delta}_x \bar{\Delta}_z)^{1/2} = 2$ 가 된다. 식 (19)로부터도 같은 α 값을 얻을 수 있다. 만일 α 값이 작아지게 되면 M_{ij} 와 H_k 의 크기가 감소하게 되어 더 큰 ν_t 와 α_t 을 얻는 결과를 초래하게 될 것인데, α 값에 대한 민감도에 대해서는 추후에 자세히 설명될 것이다.

모든 *a priori* test의 결과는 $150\nu/u_\tau^2$ 의 시간동안 평균되어 얻어졌는데, 이 기간은 매우 부드러운 아격자 통계량을 얻는데 충분하다고 판단되었다.

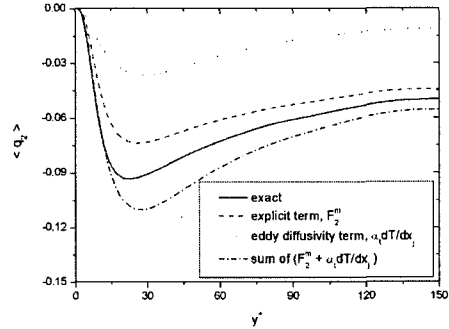
2.5 DMM을 이용한 LES

온도장 예측 측면에서 DMM의 성능을 평가하기 위해서, DMM을 사용한 LES를 수행하고, 그 결과를 DSM의 경우와 비교하여 보았다. 모든 LES의 계산에는 $65 \times 65 \times 65$ 의 격자계가 사용되었으며, 따라서 LES 계산에서는 대략 $\bar{\Delta}_x^+ \sim 30.2$ 와 $\bar{\Delta}_z^+ \sim 15.2$ 정도의 특성길이를 갖게 된다. 시험필터의 크기는 격자필터의 2배로 하였고, DNS에서와 같이 벽면에 수직인 방향으로는 필터링 작업을 수행하지 않았다. 모든 통계량은 $150\nu/u_\tau^2$ 의 시간동안 평균되어 얻어졌다.

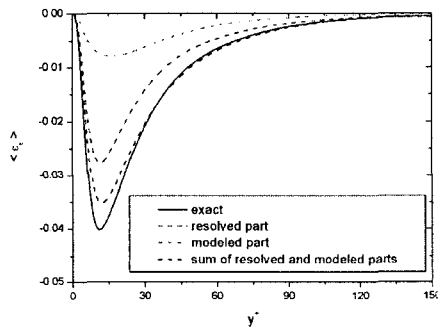
DMM을 사용하는 경우에, 모델링에 의해 계산되어지는 Smagorinsky항 뿐 아니라 modified Leonard항을 추가로 계산하여야 하기 때문에 DSM에 비해 계산량이 증가한다. 그러나, 추가로 필요한 계산량은 식 (1)-(3)을 푸는데 필요한 전체 계산량에 비하면 상대적으로 매우 작은 양이므로, 전체적으로 볼 때 DMM을 사용하더라도 DSM에 비해 계산 시간의 증가가 거의 없었다.



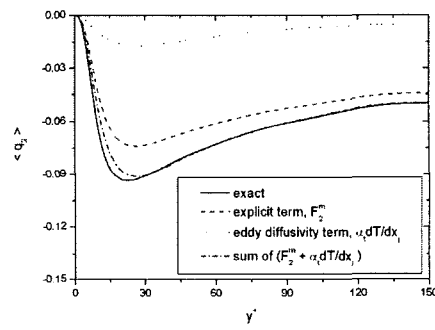
(a)



(a)



(b)



(b)

Fig. 1 Plane-averaged SGS shear stress and dissipation (a) SGS shear stress; (b) SGS dissipation

Fig. 2 Plane-averaged SGS heat flux. (a) $\alpha = 2^{2/3}$; (b) $\alpha = 2$

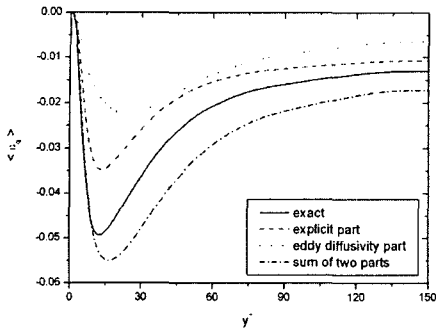
3. 결과

3.1 A priori test

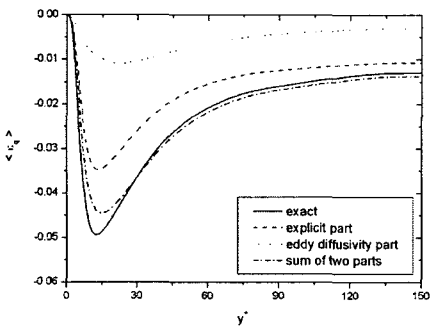
시간평균된 아격자 전단응력 $\langle \tau_{12} \rangle$ 과 아격자 에너지소산량 $\langle \epsilon_\tau \rangle$ 이 Fig. 1에 비교되어 있다. $\langle \tau_{12} \rangle$ 은 식 (4)에서 알 수 있듯이 두 가지 항의 합으로 구성되어 있는데, 해상된 유동장으로부터 외재적으로 직접 계산해낼 수 있는 L_{12}^m 항의 크기가 모델에 의해 계산된 eddy viscosity 항보다 훨씬 크기 때문에, 이 항이 $\langle \tau_{12} \rangle$ 의 주요 부분을 차지한다는 것을 보여주고 있다. 두 항의 합이 DNS로부터 얻어진 정확해에 비해 조금 작게 예측되고 있으나, 채널 전반에 걸쳐 두 곡선의 형태가 매우 유사함을 알 수 있다. $\langle \epsilon_\tau \rangle$ 역시 매우 유사한 경향을 보이고 있는데,

이는 DMM이 아격자 응력뿐만 아니라 아격자 레벨에서의 에너지 전달량을 상당히 정확하게 나타내고 있다는 것을 의미한다.

Fig. 2에는 두 가지 다른 α 값에 따른 수직성분의 아격자 열유속, $\langle q_2 \rangle$ 의 변화를 보여주고 있다. $\alpha=2$ 의 경우, F_2^m 항과 eddy diffusivity 항의 합이 정확해에 매우 근접하고 있다는 것을 알 수 있는데, Fig. 1에서와 같이 외재적으로 계산되는 F_2^m 항이, 모델에 의해 계산된 eddy diffusivity 항에 비해 상당히 크다(최대값을 기준으로 약 5배 정도임). 해상된 유동장으로부터 외재적으로 직접 계산되는 항이 크다는 사실은 LES 모델에 의해 계산되는 eddy viscosity 또는 diffusivity 항의 역할이 DSM에 비해 상대적으로 크게 줄게 되었음을 의미한다. Fig. 3에 보인 아격자 열에너지 소산량 $\langle \epsilon_\tau \rangle$ 에서도 비슷한 결론을 얻을 수 있는데,



(a)



(b)

Fig. 3 Plane-averaged SGS heat dissipation. (a) $\alpha = 2^{2/3}$; (b) $\alpha = 2$

다만 α 값에 따라 그 결과의 차이가 발생하는 것은 조금 실망스럽다고 하겠다. 앞서 언급한 바와 같이 α 값이 작은 경우에 ν_t 와 α_t 가 상대적으로 크게 예측되고 이는 곧 모델의 성능저하와 연결이 되는데, 하나의 파라미터에 모델의 성능이 큰 영향을 받을 수 있다는 사실은 모델의 유용성을 줄이는 역할을 한다고 하겠다.

Fig. 4에는 α_t 의 평균값과 rms값이 비교되어 있다. α 값의 크기에 상관없이, rms값이 평균값보다 2~3배 가량 크다는 사실은 계산과정에서 국부적으로 상당히 큰 α_t 의 피크가 생겼다는 것을 의미하며, 이는 역 에너지전달(backscatter)의 발생과 직접적으로 관련지어 진다. α_t 의 값이 $\alpha = 2^{2/3}$ 에 비해 $\alpha = 2$ 의 경우에 전체적으로 낮은 것을 알 수 있는데, 이는 Fig. 2의 결과와도 일관된 경향이라고 하겠다.

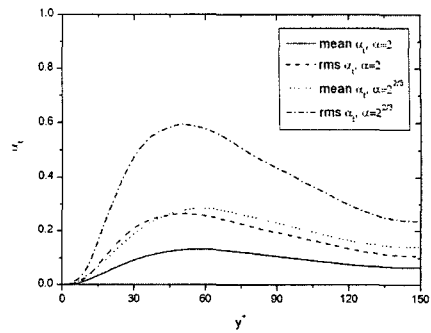
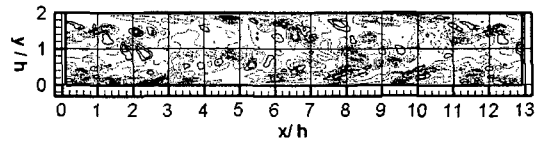
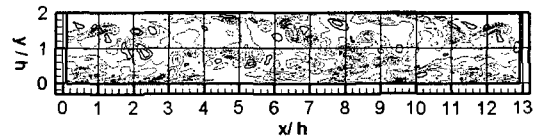


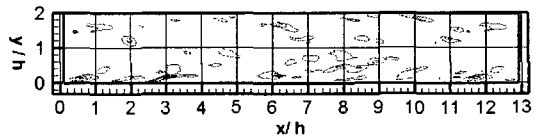
Fig. 4 Mean and rms eddy diffusivity profiles



(a)



(b)



(c)

Fig. 5 Contours of vertical residual heat flux vector in the middle of the domain. (a) exact; (b) explicitly calculated term(F_2^m); (c) eddy diffusivity part

Fig. 5에는 계산영역의 중심면에서, q_2 값의 정확해와 *a priori* test로부터 얻은 성분들을 분리하여 등고선을 나타내었다. 이는 식 (11)의 우변항들이 물리적으로 얼마나 타당한 지를 알아보기 위함으로, 하나의 순간 온도장으로부터 얻은 결과를 나타낸 것이다. 등고선은 -1.0으로부터 0.5까지 20개의 등간격으로 표시하였다. 앞서의 결과들로부터 예측할 수 있듯이, F_2^m 항이 정확해와

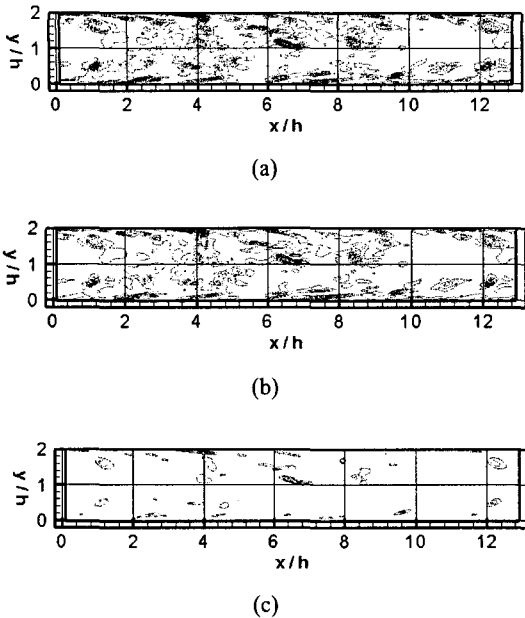


Fig. 6 Contours of SGS temperature dissipation in the middle of the domain. (a) exact; (b) explicitly calculated part; (c) eddy diffusivity part

매우 유사하다는 것을 알 수 있으며, 따라서 이 항 만으로도 아격자 스케일 온도장의 국부적인 물리적 특성을 비교적 잘 나타낼 수 있다고 생각된다. 정확해와 F_2^m 의 차이, $\alpha_t \partial \bar{T} / \partial x_2$ 는 LES 모델을 통해 예측하게 되나, DMM의 경우, 그 크기가 상대적으로 작기 때문에, q_2 의 예측을 전적으로 모델에 의존해야 하는 DSM의 경우에 비해 훨씬 우월한 성능을 보일 수 있는 가능성을 갖고 있다고 하겠다.

Fig. 6은 Fig. 5에서와 같은 평면에서 ϵ_q 의 성분들을 나타낸 것으로, 등고선은 -1.2로부터 0.3까지 20개의 등간격으로 표시하였다. Fig. 5에서와 비슷한 결론을 얻을 수 있는데, 외재적으로 계산되는 항이 정확해의 물리적 특성을 잘 표현할 수 있도록 하고, 정확해와 외재적으로 계산되는 항의 차이만이 모델에 의해 계산하도록 DMM이 구성되었으므로, DMM이 보인 속도장 예측에서의 우월한 성능이 온도장의 예측에 있어서도 성공적으로 적용되고 있다는 것을 알 수 있다.

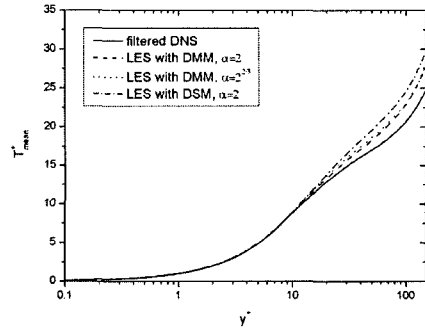


Fig. 7 Comparison of mean temperature profiles

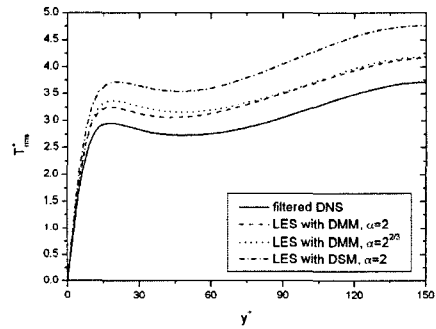


Fig. 8 Comparison of rms temperature profiles

3.2 DMM을 사용한 LES

DMM을 사용한 LES를 수행하고, 평균온도와 온도섭동량에 대해서 filtered DNS의 결과와 비교해 봄으로써 간략히 모델의 성능을 시험해 보았다. 비교를 위해서 같은 해상도에서 수행된 DSM의 결과를 포함하였다.

Fig. 7에는 평균온도분포가 나와 있는데, 모든 LES 계산 결과는 DNS에 비해 높게 나타나고 있다는 것을 알 수 있다. 이는 LES의 경우, 벽면에 가까운 벽층(wall layer)에서의 격자 해상도가 충분하지 않고 이로 인해 마찰속도(friction velocity)와 마찰온도(friction temperature)가 일반적으로 작게 예측되는 경향을 갖기 때문인 것으로 생각된다. DMM의 경우 α 값의 크기에 관계없이 DSM에 비해 향상된 예측성능을 보이는 것을 알 수 있으며, DMM의 평균온도분포는 α 값의 영향을 크게 받지 않는다고 생각된다. Fig. 4에서 보면 α 값에 따라 α_t 의 차이가 상당히 발생하나, 이 정

도의 차이가 평균온도의 계산에 직접적으로 주는 영향은 크지 않다고 보인다. 또한 온도섭동량이 Fig. 8에 비교되어 있는데, 평균온도분포에서와 마찬가지로 모든 LES의 결과는 filtered DNS의 결과보다 크게 예측되었으나, DMM의 경우가 DSM보다 향상된 결과를 주었다.

Fig. 7, 8에서 DMM을 이용한 실제 LES는 α 값의 영향을 크게 받지 않는다는 것을 보여주고 있으나, 이는 *a priori test*의 결과와는 다른 양상이라고 하겠다. 앞서 언급한 바와 같이 DMM이 모델에 입력값으로 사용되는 파라미터에 크게 민감하지 않다는 것은 바람직하다고 할 수 있으나, *a priori test*와 상반된 결과를 얻은 사실은 모델링에 의존한 항들의 제한적 역할과 관계가 있다고 생각된다. 즉, ν_t 와 α_t 값이 α 에 상당한 영향을 받으나, DMM의 모델 구성 상, 모델링에 의존하는 부분 (즉, ν_t 또는 α_t 을 포함하는 항)이 외재적으로 계산되는 부분에 비해 상대적으로 작기 때문에 실제 계산에서 이 부분의 역할이 제한적이며 따라서 DMM을 사용한 LES 결과는 α 값에 덜 민감한 것으로 추측되나, 이에 대해서는 앞으로도 계속적인 연구가 필요할 것으로 생각된다.

4. 결론

난류채널유동에서 *a priori test*를 수행함으로써 동적혼성모델(DMM)의 온도장 예측 성능을 평가하여 보았다.

시험필터와 격자필터 폭의 비, α 가 2인 경우, 아격자 열유속(SGS heat flux) 및 아격자 열소산(SGS temperature dissipation)이 상당히 정확하게 예측되었는데, 이와 같은 사실은 DMM이 DSM에 비해 유동장에서 뿐만 아니라 온도장에서 보인 향상된 성능의 원인이 된다고 하겠다. 해상된 유동장의 정보를 사용하여 외재적으로 계산되는 항은 정확해와 상당히 근접하다는 것을 알 수 있었는데, 이 항이 2개의 항으로 구성되어 있는 아격자 열유속벡터에서 큰 부분을 차지하고 있다는 사실은 나머지 잔류 열유속벡터를 위한 LES 모델에 대한 부담이 DSM에 비해 상대적으로 줄어들었다는 것을 의미하며, 이것이 DMM의 강점이

된다고 하겠다.

DMM을 사용한 LES 결과는 DSM을 사용하는 경우에 비해 온도장 예측 성능이 훨씬 향상된 것을 보여주는데, 대체로 α 값이 2인 경우가 더 우수하다고 하겠다. 그러나 LES 결과가 α 값에 덜 민감하다는 사실은 *a priori test*의 결과와는 다른 경향이라고 할 수 있으므로 이 이유에 대한 추가적인 연구가 향후에 필요하다고 하겠다.

후기

본 연구는 국방과학연구소 장기기초연구 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Germano, M., Piomelli, U., Moin, P. and Cabot, W.H., 1991, "A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model," *Phys. Fluids A*, Vol. 3, pp. 1760~1765.
- (2) Zang, Y., Street, R.L. and Koseff, J.R., 1993, "A Dynamic Mixed Subgrid-Scale Model and Its Application to Turbulent Recirculating Flows," *Phys. Fluids A*, Vol. 5 No. 12, pp. 3186~3195.
- (3) Salvetti, M.V. and Banerjee, S., 1995, "A Priori Tests of a New Dynamic Subgrid-Scale Model for Finite Difference Large Eddy Simulations," *Phys. Fluids A*, Vol. 7, pp. 2831~2847.
- (4) Kim, H. and Na, Y., 2004, "Large Eddy Simulation of Turbulent Passive Scalar in a Channel with Strong Wall Injection," *Transactions of the KSME(B)*, Vol. 28, No. 6, pp. 628~637.
- (5) Kang, S., 2000, "On Subgrid-Scale Models for Large-Eddy Simulation of Turbulent Flows," *Transactions of the KSME(B)*, Vol. 24, No. 11, pp. 1523~1534.
- (6) Cabot, W. and Moin, P., 1993, "Large Eddy Simulation of Scalar Transport with the Dynamic Subgrid-Scale Model," in *Large Eddy Simulation of Complex Engineering and Geophysical Flows*, ed. B. Galperin and S. A. Orszag, Cambridge University Press.

- (7) Spalart, P.R., Moser, R.D. and Rogers, M., 1991, "Spectral Methods for the Navier-Stokes Equations with One Infinite and Two Periodic Directions," *J. Comput. Phys.*, Vol. 96, pp. 297~324.
- (8) Leonard, B.P., 1979, "A Stable and Accurate Convective Modeling Procedure Based on Quadratic Upstream Interpolation," *Comput. Methods, Appl. Mech. Eng.*, Vol. 19, pp. 59~98.
- (9) Na, Y., 2003, "Direct Numerical Simulation of Channel Flow with Wall Injection," Direct Numerical Simulation of Channel Flow with Wall Injection," *KSME Int. J.*, Vol. 17, No. 10, pp. 1543~1551.