

# 수직벽 화재 자연대류에 의한 난류 경계층 열유동 특성 해석

장 용 준,<sup>\*1</sup> 김 진 호,<sup>2</sup> 류 지 민<sup>1</sup>

<sup>1</sup>한국철도기술연구원, 시험품질분석팀

<sup>2</sup>한국철도기술연구원, 스마트역사연구팀

## ANALYSIS OF TURBULENT BOUNDARY LAYER OF NATURAL CONVECTION CAUSED BY FIRE ALONG VERTICAL WALL

Yong-Jun Jang,<sup>\*1</sup> Jin-Ho Kim<sup>2</sup> and Ji-Min Ryu<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Railroad Safety and Certification Center, Korea Railroad Research Institute

<sup>2</sup>Smart Station Research Team, Korea Railroad Research Institute

*The analysis of characteristics of turbulent flow and thermal boundary layer for natural convection caused by fire along vertical wall is performed. The 4m-high vertical copper plate is heated and kept at a uniform surface temperature of 60 °C and the surrounding fluid (air) is kept at 16.5 °C. The flow and temperature is solved by large eddy simulation(LES) of FDS code(Ver.6), in which the viscous-sublayer flow is calculated by Werner-Wengle wall function. The whole analyzed domain is assumed as turbulent region to apply wall function even through the laminar flow is transient to the turbulent flow between  $10^9 < Gr_z < 10^{10}$  in experiments. The various grids from  $7 \times 7 \times 128$  to  $18 \times 18 \times 128$  are applied to investigate the sensitivity of wall function to  $x^+$  value in LES simulation. The mean velocity and temperature profiles in the turbulent boundary layer are compared with experimental data by Tsuji & Nagano and the results from other LES simulation in which the viscous-sublayer flow is directly solved with many grids. The relationship between heat transfer rate( $Nu_w$ ) and  $Gr_z Pr$  is investigated and calculated heat transfer rates are compared with theoretical equation and experimental data.*

**Key Words :** 난류 경계층(Turbulent boundary layer), 자연 대류(Natural convection), 대와류 모사(Large Eddy Simulation), 벽 함수(Wall function), FDS(Fire Dynamics Simulator)

### 1. 서 론

2014년 7월에 고시된 “철도차량기술기준 Part51”(국토교통부 제 2014-434)에 따르면 기관사, 승무원 또는 승객이 탑승하는 동력차, 객차 등의 철도차량은 열차에 화재가 발생한 경우 그 탑승자가 화재, 열, 연기 및 독성가스 등의 영향으로부터 보호받으며 안전하게 탈출할 수 있도록 설계 하도록 되어 있다[1]. 또한 객차 등의 차체 외장재와 실내설비 중 내장판, 의자, 통로연결막, 바닥재, 단열재 및 전선은 불연재료 또는

철도차량기술기준의 합격 기준을 만족하는 재료를 사용하도록 되어 있다[1].

대구 지하철 화재 사고 당시 방화로 인하여 전동차 바닥에서부터 발생한 화재는 전동차 벽을 타고 화염이 성장하며 급속히 전체 전동차로 전파 되었다[2]. 대구지하철 화재 사고 이후로 국토부에서 고시된 ‘철도차량 기술기준’[1]에 따라 철도차량에 공급되는 모든 철도차량 내장판 및 바닥재 등은 화염전파 시험(시험규격: ISO 5682-2), 연기밀도 시험(시험규격: ASTM E 662), 독성 시험(시험규격: BS 6853 Annex B.2), 최대 평균열 발열률 시험(시험규격: ISO 5660-1) 등의 기준을 만족시켜야 한다. 전동차나 철도차량 뿐 만 아니라 현재 국토부에서 진행 중인 대심도 철도터널에서의 화재안전 대책[3]을 위해서도 다양한 환경에서의 화재 거동에 대한 연구가 필수적이다.

Received: June 22, 2016, Revised: October 4, 2016,

Accepted: October 4, 2016.

\* Corresponding author, E-mail: jangyj@krti.re.kr

DOI http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2016.21.4.001

© KSCFE 2016

화재 연기 거동 연구를 위하여 RANS(Reynolds Averaged Navier-Stokes) 기법과 대외류 모사(Large Eddy Simulation : LES) 기법이 주로 사용되고 있다. Fletcher et al.[4]은 터널에서의 연기부력에 의한 연기 거동을 실험적으로 연구하고 동시에 화재로 발생된 부력 항을 모델링 및 난류 방정식에 삽입한 standard  $k-\epsilon$  모델을 이용하여 연기전파를 예측하였다. Wang[5]은 지하철 역사에서 화재시 연기 거동을 상업용 Fluent의  $k-\epsilon$  난류 모델을 이용하여 예측하고 대외류 모사 기법 결과와 비교하였다. Huang and Gao[6]은 지하철 터널내에서 열차풍의 거동을 상업용 Fluent의 RNG  $k-\epsilon$  난류 모델을 이용하여 예측하고 실험 결과와 비교하였다.

화재 현상 연구에서 RANS 기법은 격렬하게 생성되는 와류 유동장에 취약한 점을 위의 연구들은 지적하고 있다. 반면에 화재연구에 많이 사용되는 FDS(Fire Dynamics Simulator)[7] 코드는 대외류 모사(LES) 기법을 주로 사용하고 있다. Gao et al.[8]은 터널 화재시 연기 거동을 대외류 기법(LES)을 활용하여 예측하였으며, FDS 코드를 사용하지 않고 in-house LES 코드를 사용한 것이 특징이다. 그의 연구에서 열부력항의 중요성을 지적하였다. Jang et al.[9]은 터널 화재 연구에서 FDS 코드를 활용하여 연기 전파 속도 및 온도를 예측하였으며, FDS 코드의 정확성에 대하여 실험 결과 및 Fletcher et al.[4]의 standard  $k-\epsilon$  모델 결과와 비교 분석하였다. Park and Trounev[10]은 수직 화재 연기 유동 연구에 FDS(Version 5) 코드를 활용하여 실험 결과와 비교 분석하였다. FDS 해석 결과 벽 경계층 유동이 층류에서 난류로 천이가 잘 이루어지지 않아서 Smagorinsky constant( $C_s$ )를 조정하는 것을 추천하였다. Jang et al.[11]은 채널에서의 LES의 난류 유동 특성을 조사하면서 FDS code의 Version 6[7]에서 사용되는 벽 함수(wall function)의 정확성에 대하여 DNS 결과와 비교 고찰하였다.  $y^+$ 가 작은 경우는 DNS 결과에서 벗어났으며,  $y^+ \approx 50$  정도에서 가장 좋은 결과를 얻을 수 있었다.

본 연구에서는 철도차량 수직 벽면 화재에 대한 수치 해석을 수행하였다. 기존의 연구자들[10]은 수직벽 화재 시뮬레이션시 LES 기법을 활용하기 위하여 FDS code(Version 5)를 사용하였지만 벽 함수를 사용하지 않고 많은 격자를 벽면에 집중시키는 방법을 사용하여 많은 계산 시간을 필요로 하였다. 본 연구에서는 벽면 근처에서 많은 격자를 사용하는 대신 벽 함수(Wall Function 또는 Wall Law)를 사용하여 격자수를 대폭 줄이고, 계산 속도를 향상 시켰다. 본 계산 결과의 정확성을 비교하기 위하여 Tsuji and Nagano[12]의 수직벽 가열시 발생되는 난류 자연 대류에서의 실험 결과와 비교 분석하였다. 실험에서는 높이 4 m의 수직 동판(copper plate)을 60°C로 일정하게 가열하여 자연 대류를 발생시키고 난류 경계층에서의 속도 및 온도 분포를 측정하고, 이론식과 비교하였다. 본 수

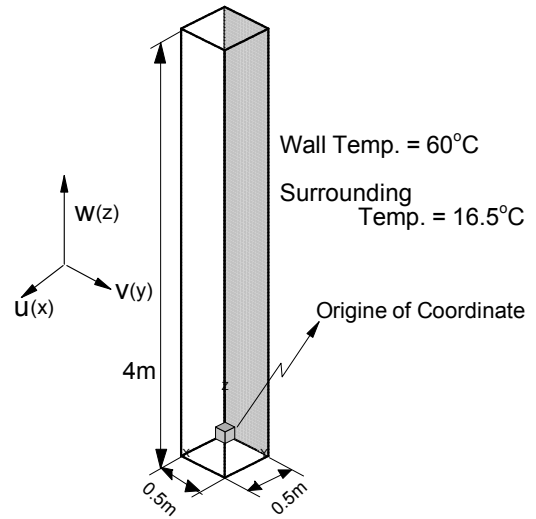


Fig. 1 Heated vertical plate(60°C) for natural convection and turbulent flow

치해석에서는 위의 실험과 동일하게 가열된 수직벽에서의 자연 대류에 의한 난류 유동을 벽 함수가 적용된 LES 기법(FDS code: Version 6)을 이용하여 해석하였다. 또한 Jang et al.[11]이 주장한 FDS에 적용된 벽 함수의  $y^+$  값에 대한 민감성을 조사하였다. 또한 벽 함수 대신 벽 근처에서 많은 격자를 적용하여 층류 저층(viscous sublayer)에서의 열유동을 계산한 결과[10]와 비교하는 것도 매우 흥미로운 일이다.

## 2. 수치해석적 연구

### 2.1 수직벽 화재 자연대류 유동 조건 및 수치해석 방법

철도차량 수직벽 화재 자연대류에 의한 난류유동 경계층 유동 해석을 위하여 Tsuji and Nagano[12]의 실험 조건을 활용하였다. 실험에서와 동일하게 높이 4m의 수직 동판(copper plate)을 60°C로 일정하게 가열하고 자연 대류에 의한 난류 경계층을 발생시키기 위하여 Fig. 1에서처럼 0.5 m(X)×0.5 m(Y)×4 m(Z) 크기의 해석 도메인 내부에서 자연 대류가 발생하도록 하였다. 벽 온도는 60°C(X = 0 m)로, 주위 온도는 16.5°C로 실험값과 동일하게 주어졌다. X = 0.5 m 및 Z = 0 & 4 m 경계면에서는 압력 경계조건(FDS-OPEN)이 아래와 같이 주어졌다.

$$H = \frac{\bar{p}}{\rho} + \frac{1}{2}(u_{\infty}^2 + v_{\infty}^2 + w_{\infty}^2) \quad (1)$$

여기서  $u_\infty$ ,  $v_\infty$ ,  $w_\infty$ 는 각 경계면에서의 속도이며,  $\tilde{p}$ 는 변동 정압을 나타내고,  $H$ 는 총 수두(total head) 이며 일정한 상수이다[7].  $Y = 0$  & 0.5 m 경계면에서 대칭 경계조건(FDS-MIRROR(Neumann B. C.))이 아래와 같이 주어졌다[7].

$$\partial u_\infty / \partial y = 0, v_\infty = 0, \partial w_\infty / \partial y = 0, \partial T_\infty / \partial y = 0 \quad (2)$$

여기서  $T_\infty$ 는 각 경계면에서의 온도이다. 수직 벽면( $X = 0.0$  m)에서는 벽 경계 조건(solid wall condition)을 적용하였다. 벽 경계조건은 벽 부착(no slip) 조건이 아닌 벽 함수(wall function)를 적용 하였으며, 아래 2.2절에서 상세히 기술하였다. 사용된 격자수는 다양한  $y^+$ (여기서는  $x^+$ )에 대한 해석 결과의 민감도를 조사하기 위하여  $7 \times 7 \times 128(x^+ \approx 96) \sim 18 \times 18 \times 128(x^+ \approx 35)$  까지 변화시키면서 난류 유동장에서 속도 분포 및 온도 분포를 계산하였다. 자연대류에서 발생하는 유동의  $Re(\rho w z / \mu)$  수는 약 30,000 ~ 40,000 사이에 분포하여 완전히 발달된 난류유동 임을 확인하였다. 동판의 방사율(emissivity)  $\epsilon = 0.6$ 으로, 공기의 프란틀 수(Prandtl number)  $Pr = 0.72$ 로 하였다.

## 2.2 수직벽에서 유동 조건

Tsuji and Nagano[12]의 수직벽 가열 실험에서는 자연 대류가 시작되는  $Z = 0$  지점에서 층류 유동이 발생 되고 수직 상승하면서 천이 유동(transition flow)을 거쳐 난류로 발달된다. 대외류 모사(LES)를 이용하여 층류에서 난류로의 천이 유동을 해석하기 위해서는 층류 저층(viscous sublayer)에서 난류에너지(turbulence energy)의 상승 및 마찰계수(skin-friction coefficient)의 급격한 상승을 예측하는 것이 필요하므로, 벽 근처에 많은 수의 격자를 집중시켜야 되지만 FDS-LES에서는 LES 계산시 자동적으로 벽 함수(wall function / wall law)를 적용하고 있기 때문에 격자의 집중이 오히려 방해가 된다. (이것에 대한 고찰은 본 논문의 주제와 관련이 있다.) 따라서, FDS-LES를 활용하여 천이 유동을 해석할 수 없기 때문에, 전체 수직벽 유동을 난류 유동으로 가정하여 계산하였다.

벽면 근처에서의 유동을 해석하기 위하여 벽 부착(no slip) 조건을 사용할 경우 DNS 격자 조건에 비금가는 격자 해상도가 요구되기 때문에[13], FDS 코드에서는 LES 기법과 함께 벽 함수를 적용하고 있다. 벽 근처의 층류 저층 및 log-law 지역에서 Werner-Wengle 벽 함수[14]을 적용하여 유동 변수를 계산하였다. Werner-Wengle 벽 함수는 층류저층에서는 다른 벽 함수와 유사하지만 log-law 지역에서는 1/7승 법칙을 적용하여 층류저층과 선형 연계시킨 것이 특징이며, 관계식은 다음과 같다.

$$w^+ = \begin{cases} x^+ & \text{if } x^+ \leq 11.8 \\ 8.3(x^+)^{1/7} & \text{if } x^+ > 11.8 \end{cases} \quad (3)$$

여기서  $w^+ = w/w_\tau$ ,  $w_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho}$ ,  $x^+ = xw_\tau/\nu$  이며,  $w$ 는 수직벽에서 가장 가까운 격자 지점에서 탄젠트 방향의 속도,  $x$ 는 이 지점에서 가장 가까운 수직벽까지의 거리이다. 마찰속도 (friction velocity)  $w_\tau$ 는 벽으로부터 첫 번째 격자에서의 유속을 이용하여 전단 응력 (shear stress)  $\tau_w$ 를 계산하면 얻을 수 있다.

## 2.3 지배방정식

FDS 코드에서 사용된 LES 방정식은 Navier-Stokes 방정식을 필터링(filtering)하여 얻었으며[7] 연속방정식, 운동량 방정식, 에너지 방정식 및 이상기체의 상태방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{D\bar{U}_i}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \nu \left( \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) - \tau_{ij} \right\} + g_i \quad (5)$$

$$\frac{D\bar{p}h}{Dt} = \frac{\partial \bar{P}}{\partial t} + \dot{q}'' + \frac{\partial}{\partial x_i} \dot{q}'' + \epsilon \quad (6)$$

$$\bar{P} = \rho R \bar{T} \quad (7)$$

여기서  $\bar{U}_i$ 는 평균속도,  $\bar{P}$ 는 평균 압력,  $\rho$ 는 밀도,  $\nu$ 는 동점성 계수,  $g_i$ 는 중력 텐서,  $h$ 는 엔탈피,  $\dot{q}''$ 는 단위부피당 열 방출율(heat release rate),  $\dot{q}''$ 는 복사 및 전도 열유속(radiative and conductive heat fluxes),  $\epsilon$ 는 소산율(dissipation rate),  $\bar{T}$ 는 평균온도를 나타낸다.  $\tau_{ij}$ 는 sub-grid scale(SGS) stress으로써 다음과 같이 표현된다.

$$\tau_{ij} = \bar{U}_i \bar{U}_j - \bar{U}_i \bar{U}_j \quad (8)$$

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \tau_{kk} = -2\nu_t \bar{S}_{ij} \quad (9)$$

여기서  $\bar{S}_{ij}$ 는 strain-rate 텐서이며, 아래와 같다.

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) \quad (10)$$

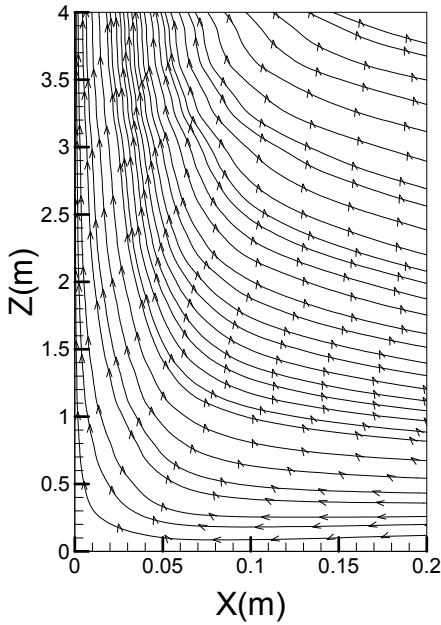


Fig. 2 Time-averaged streamline distribution along the vertical flat plate for grid 14×14×128

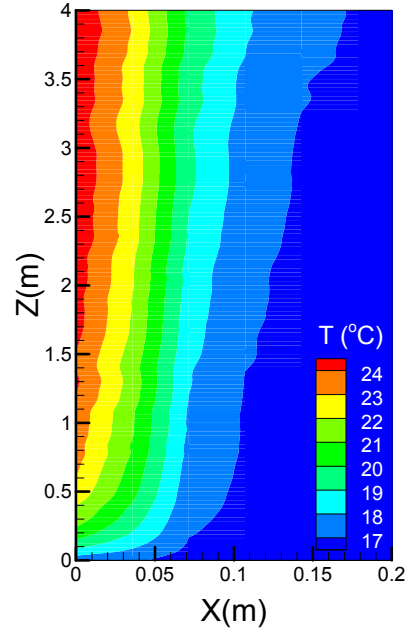


Fig. 3 Time-averaged temperature distribution along the vertical flat plate for grid 14×14×128

여기서  $U_i$ 는 평균 유속 속도성분,  $\delta_{ij}$ 는 크로네커 델타,  $\nu_t$ 는 난류점성계수이며 모델링 되어야 한다. FDS의 LES 기법에서는 Smagorinsky model[7]을 사용하고 있다.

$$\nu_t = (C_s \bar{\Delta})^2 |\bar{S}| \tag{11}$$

$$|\bar{S}| = (2S_{ij}S_{ij})^{1/2} \tag{12}$$

$$\bar{\Delta} = (\Delta x \Delta y \Delta z)^{1/3} \tag{13}$$

여기서  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta z$ 는 각 방향의 격자 크기이며, Smagorinsky 상수  $C_s = 0.2$ 가 적용되었다. ( $C_s = 0.1$ 을 적용하였을 경우는 본 연구에서는 결과에 큰 영향을 미치지 못하여 이곳에서는 기술하지 않았다)

직교좌표계(cartesian coordinate)와 균일 격자(uniform grid) 체계를 사용하였으며, LES의 비정상유동을 계산하기 위한 time step은 FDS 코드에서 자동으로 조절되어 CFL 수가 0.8 ~ 1 사이에 위치하도록 되어 있다. 본 논문의 결과는 계산된 속도 및 온도를 아래와 같이 시간 평균 처리하였다.

$$\bar{U}_i = \frac{\sum_{t=1}^n U_i}{n}, \quad \bar{T} = \frac{\sum_{t=1}^n T_i}{n} \tag{14}$$

여기서  $\bar{U}_i$  및  $\bar{T}$ 는 평균속도 및 온도,  $U_i$  및  $T_i$ 는 순간속도 및 온도이며, 시간은 10,000 ~ 20,000초 까지 총합하여 평균하였다.

### 3. 해석 결과 및 고찰

#### 3.1 수직벽 자연대류 난류 경계층 열유동 특성 분석

수직벽 화재 열유동 모사를 위하여 4 m 높이의 수직 동관을 60°C로 일정하게 가열하였을 때 발생하는 자연대류에 의한 난류 경계층 열유동을 FDS 코드의 벽 함수가 적용된 LES 기법을 이용하여 계산하였다. Jang et al.[11]이 주장한 FDS 벽 함수[14]의  $x^+$  값에 대한 민감도를 조사하기 위하여 7×7×128 ( $x^+ \approx 96$ )로부터 격자수를 점차적으로 증가시키면서 18×18×128( $x^+ \approx 35$ ) 까지 조사하였다.

Fig. 2는 수직 벽 근처에서의 시간 평균된 유선의 분포를 보이고 있다. 벽의 가열로 인하여 벽 근처에서 부력이 발생하고 주변의 공기가 벽 쪽으로 빨려들어가는 듯한 유동 현상을 보이고 있다. Z = 0인 (바닥)면에서 공기가 유입되기 보다는 벽으로부터 멀리 있는 곳으로부터 공기가 유입되고 있다. Fig. 3는 수직 벽 근처에서의 시간 평균된 온도의 분포를 보이고 있다. 벽 근처로 갈수록 공기의 온도가 뜨거워지는 것을 관찰

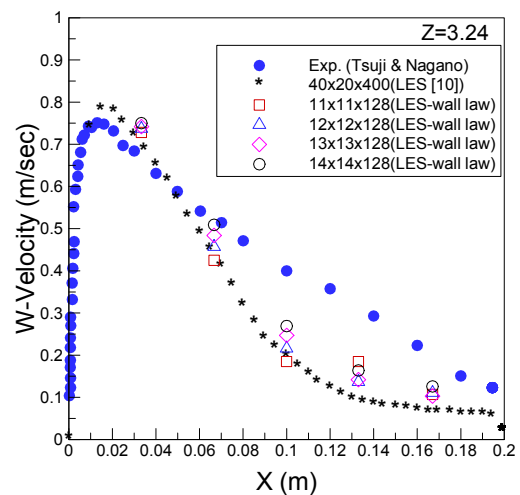
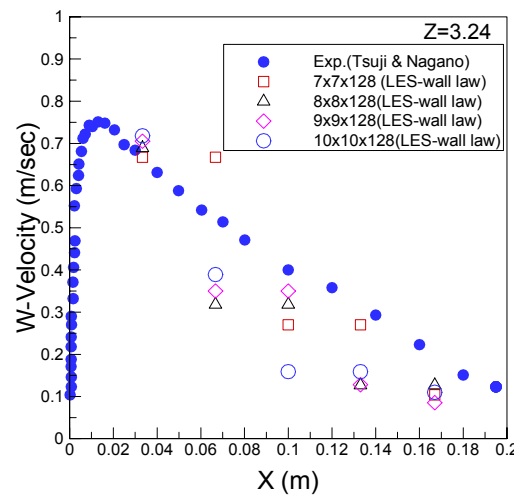
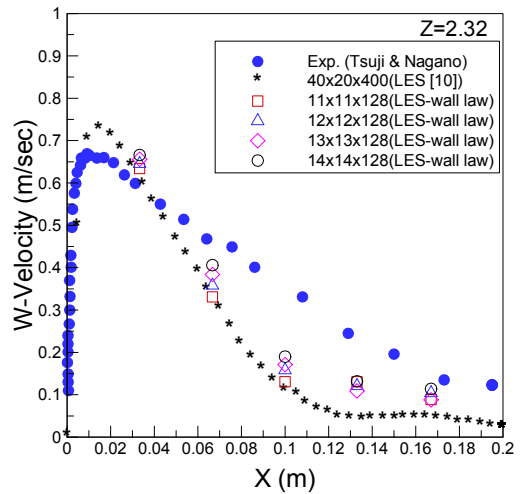
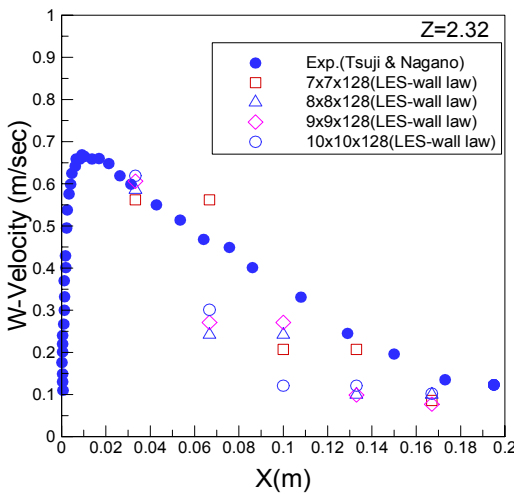
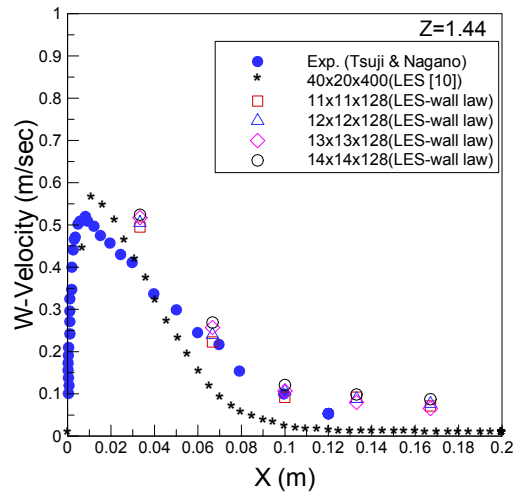
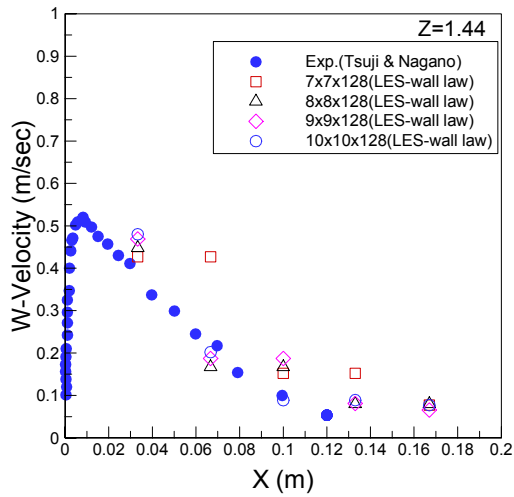


Fig. 4 Comparison of mean velocity profiles along the vertical flat plate for grids : 7×7×128 ~ 10×10×128

Fig. 5 Comparison of mean velocity profiles along the vertical flat plate for grids : 11×11×128 ~ 14×14×128

할 수 있으며, 벽을 따라 온도 경계층이 성장하는 것이 잘 관찰되고 있다.

Fig. 4는  $7 \times 7 \times 128 (x^+ \approx 96)$ ,  $8 \times 8 \times 128 (x^+ \approx 84)$ ,  $9 \times 9 \times 128 (x^+ \approx 73)$ ,  $10 \times 10 \times 128 (x^+ \approx 66)$ 의 격자에 대한 난류 경계층에서 Z 방향의 W 속도 분포를 실험값[12]과 비교하였다.  $Z = 0.0$ 인 지점으로부터 자연대류에 의한 층류 경계층이 발달하기 시작하여 수직 벽을 따라 상승기류가 생성되고 난류유동으로 천이 된다. Fig. 4에서 보는 것처럼 수직 벽을 따라 상승할수록 유속이 증대되는 것을 볼 수 있다. 또한 벽 근처에서 최고 유속이 존재하고 벽으로부터 멀어질수록 유속이 감소하는 것을 볼 수 있다. 벽 함수가 적용된 LES 계산 결과는 전반적으로 전 지역에서 실험값으로부터 벗어나는 결과를 예측하고 있다. 이는 첫 번째 격자의  $x^+$  값이 큰 값으로 인식되어지고 있기 때문이며, 벽 근처에서 격자수가 부족하기 때문인 것으로 판단된다.

Fig. 5는  $11 \times 11 \times 128 (x^+ \approx 58)$ ,  $12 \times 12 \times 128 (x^+ \approx 54)$ ,  $13 \times 13 \times 128 (x^+ \approx 49)$ ,  $14 \times 14 \times 128 (x^+ \approx 45)$ 의 격자에 대한 난류 경계층에서 Z 방향의 W 속도 분포를 실험값과 비교하였다.  $x^+$  값을  $50 \pm \alpha$ 로 조정함에 따라 벽 근처에서의 난류 유동 계산 결과가 실험값에 가까워지는 것을 볼 수 있다. 이는 Jang et al.[11]의 주장과 일치하는 것으로 FDS 코드는  $x^+$  값이 50 근처에서 가장 좋은 결과를 산출하는 것을 확인 할 수 있다.

난류유동 초기( $Z = 1.44$ )에는 실험값에 거의 추종하나 부력에 의하여 수직 벽을 따라 난류가 발달하면서 실험값으로부터 벗어나는 것을 볼 수 있다. 이는 벽에서의 충분한 난류 발생 예측이 부족하기 때문인 것으로 판단되며, 또한 벽 근처 층류 유동에서 난류로의 천이 유동을 무시하고 전체 영역을 난류유동으로 가정하여 해석하였기 때문인 것으로 판단된다. 벽 근처에서 많은 격자( $40 \times 20 \times 400$ )를 사용하여 층류 저층(viscous sublayer)에서도 속도분포를 계산한 결과[10]와 비교해 보면, 벽 함수를 사용하여 계산한 LES 결과와 크게 다르지 않다는 것을 알 수 있다. 오히려  $Z = 1.44$  지역에서는 벽 함수를 사용한 LES 계산 결과가 실험값에 더욱 가까운 것을 볼 수 있다. 벽 근처에서 많은 격자를 사용한 LES 결과[10]가 현재 계산 결과 보다 향상되지 않은 이유는 벽 근처에 더욱 많은 격자를 집중 시키지 못한 까닭이다[13]. 따라서 벽 근처에 격자를 집중시키는 계산 방법은 너무 많은 계산 시간을 요하므로 벽 함수를 사용하는 LES 계산 방법이 현실적으로 적절한 방법이라고 판단된다.

Fig. 6는  $15 \times 15 \times 128 (x^+ \approx 42)$ ,  $16 \times 16 \times 128 (x^+ \approx 40)$ ,  $17 \times 17 \times 128 (x^+ \approx 38)$ ,  $18 \times 18 \times 128 (x^+ \approx 35)$ 의 격자에 대한 난류 경계층에서 Z 방향의 W 속도 분포를 실험값과 비교하였다. 첫 번째 격자에서 벽 근처 방향으로 더욱 이동시켰지만, 예측 결과가 향상되지 않고 있다. 이론적으로  $x^+ > 11.8$ 이면 Wemer-

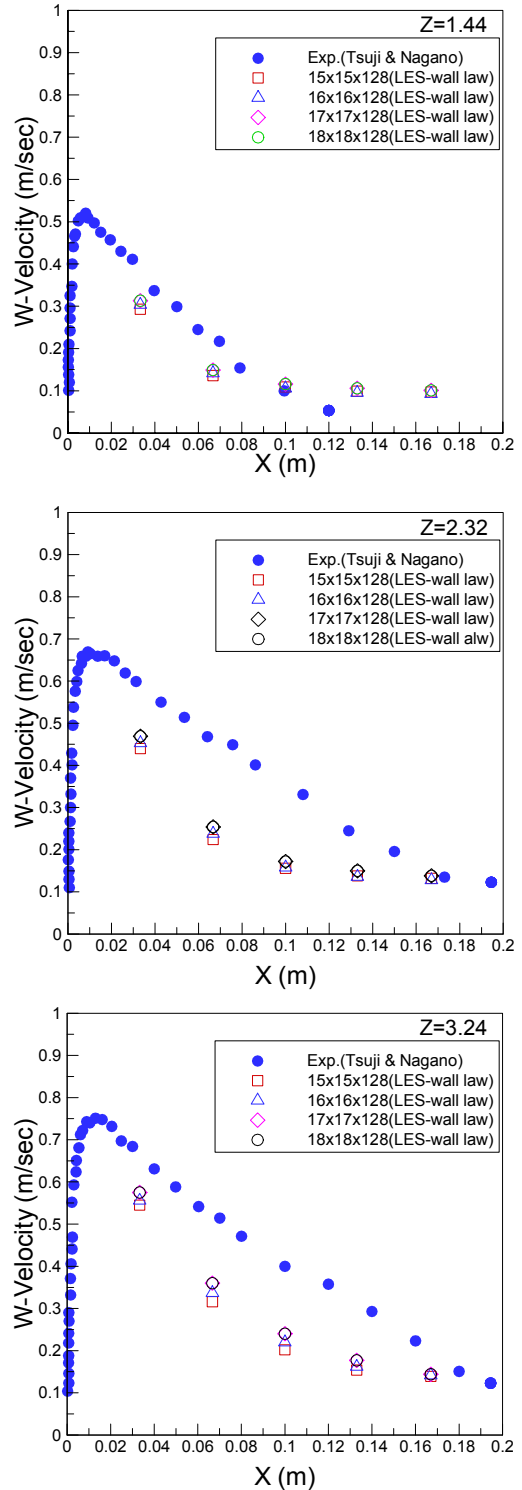


Fig. 6 Comparison of mean velocity profiles along the vertical flat plate for grids :  $15 \times 15 \times 128 \sim 18 \times 18 \times 128$

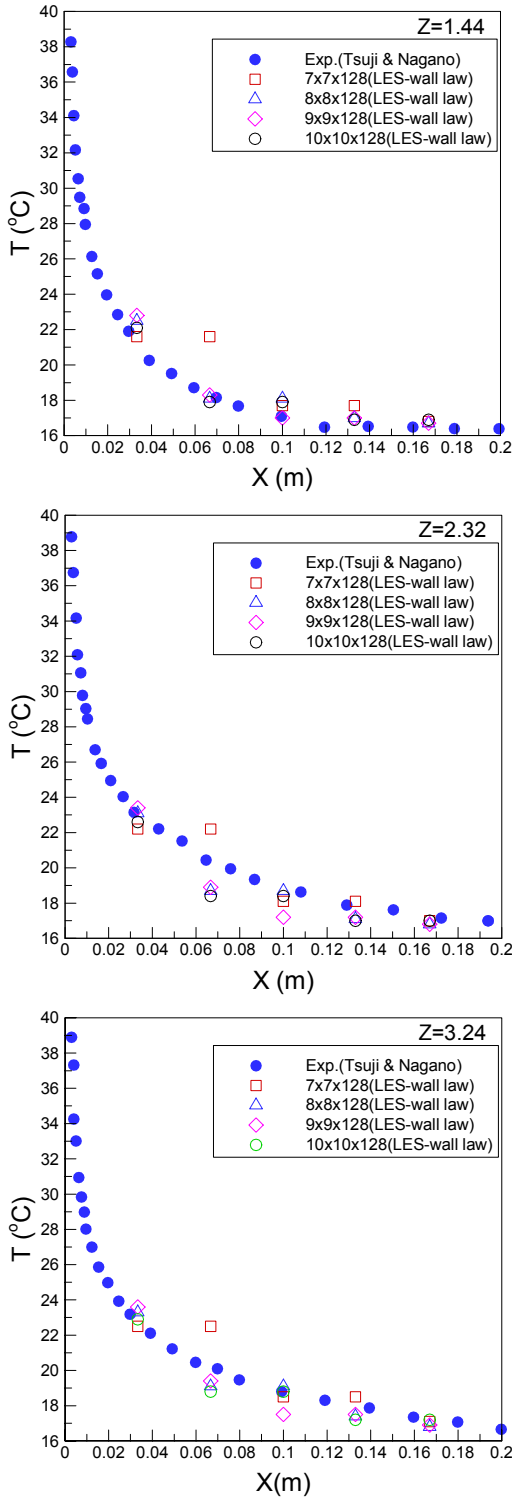


Fig. 7 Comparison of mean temperature profiles along the vertical flat plate for grids : 7×7×128 ~ 10×10×128

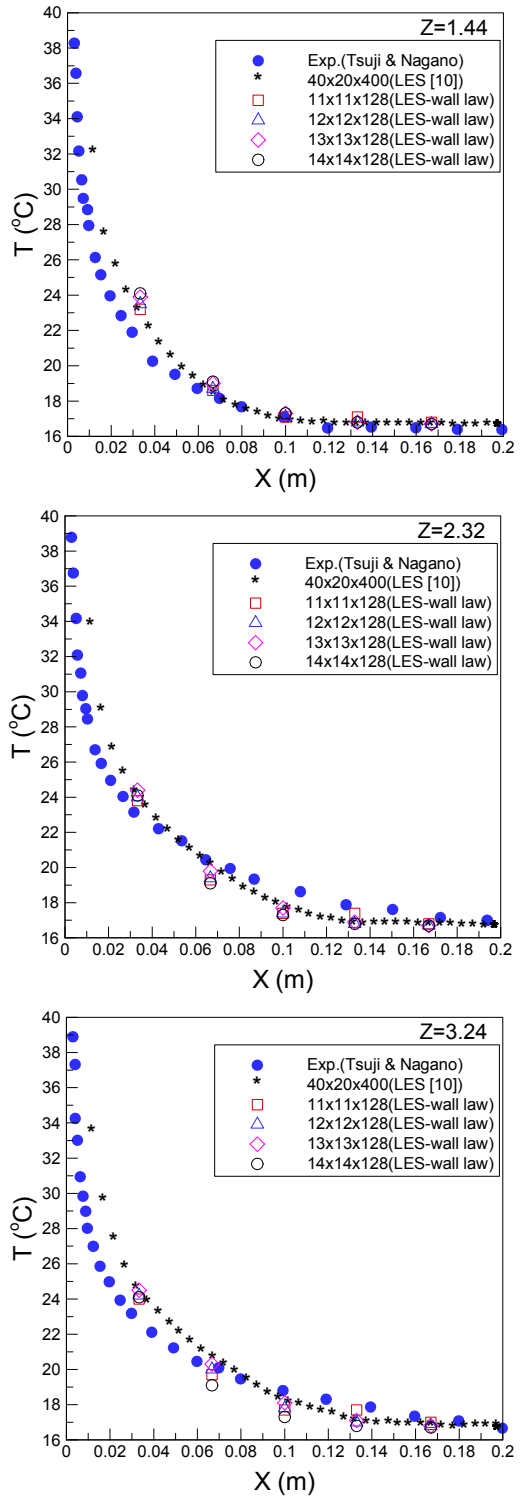


Fig. 8 Comparison of mean temperature profiles along the vertical flat plate for grids : 11×11×128 ~ 14×14×128

Wengle의 벽 함수 필요 조건[13,14]을 만족 시키지만, FDS 코드의 LES 계산에서는 좋은 결과를 얻을 수가 없었다. 이는 Jang et al.[11]의 결과와 유사하다. 따라서 FDS 코드를 이용하여 LES를 계산하는 경우 첫 번째 격자의  $x^+$  값의 선정에 주의하여야 한다.

Fig. 7은  $7 \times 7 \times 128 \sim 10 \times 10 \times 128$ 의 격자에 대한 자연 대류 난류 경계층에서 온도 분포를 실험값[12]과 비교하였다. 일반적으로 온도 경계층은 속도 경계층에 영향을 많이 받기 때문에 Fig. 4의 속도 결과와 마찬가지로 온도분포가 실험값으로부터 많이 벗어나는 결과를 보이고 있다. 적절하지 못한  $x^+$  선정 및 격자수의 부족으로 난류 유동 경계층과 연동이 되어 있는 열 경계층(thermal boundary layer) 해석에 실패한 것으로 판단된다.

Fig. 8은  $11 \times 11 \times 128 \sim 14 \times 14 \times 128$ 의 격자에 대한 자연 대류 난류 경계층에서 온도 분포를 실험값 및 벽 근처에서 많은 격자를 사용한 LES 계산 결과[10]와 비교하였다. 벽 함수를 사용한 결과는 적절한  $x^+(50 \pm \alpha)$ 의 선정으로 인하여 실험 결과에 매우 접근하고 있으며, 벽 함수를 사용하지 않은 계산 결과( $40 \times 20 \times 400 = 320,000$ )[10]와도 유사한 분포를 보이고 있다. 사용된 격자수가 13배나 적은 벽 함수 적용 LES 계산 결과가 실험값과 유사한 결과를 보이고 있다는 사실은 벽 함수의 유용성을 충분히 증명하고 있다고 판단된다. 다만 주의 깊은  $x^+$ 의 선정이 필요하다. 이는 LES 해석의 경우만 해당되는 것이 아니라 RANS 계산 시에도 동일하게 적용되고 있다.

Fig. 9은  $15 \times 15 \times 128 \sim 18 \times 18 \times 128$ 의 격자에 대한 자연 대류 난류 경계층에서 온도 분포를 보이고 있다. Fig. 8의 결과와 비교하여 실험값으로부터 많이 벗어나는 것을 볼 수 있다. 벽 근처에 격자수를 증대시켰기 때문에 이론적으로는 더 좋은 결과를 발생시켜야 되지만  $x^+$  값이 50 근처에서 많이 벗어날 경우 정확한 예측이 어렵게 되는 독특한 현상이 FDS 코드에서 발생하는 것을 다시 한 번 확인 할 수 있으며, 화재 현상을 연구하는 연구자들이 주의하여야 하는 부분이다.

일반적으로 벽 근처에 격자를 집중하는 것이 더욱 향상된 결과를 도출하지만 본 연구에서는  $x^+ = 50 \pm \alpha$  범위에서 좋은 결과를 얻을 수 있었던 원인에 대하여 분석하기 위해서는 FDS 소스 코드에 대한 상세한 분석이 필요하며, 이에 대한 추가적인 연구가 필요하다. 본 논문에서는 FDS 코드 활용시 일반 사용자들이 좀 더 정확하고, 주의하여야 하는 점을 밝히는데 주안점을 두었다.

수직 벽 자연 대류의 열전달 현상 연구에서 무차원 수

$$Gr_z = g\beta z^3 (T_w - T_\infty) / \nu^2 \quad (15)$$

$$(g\beta/\nu^2 = 82.5 \times 10^6 / (K \cdot m^3))$$

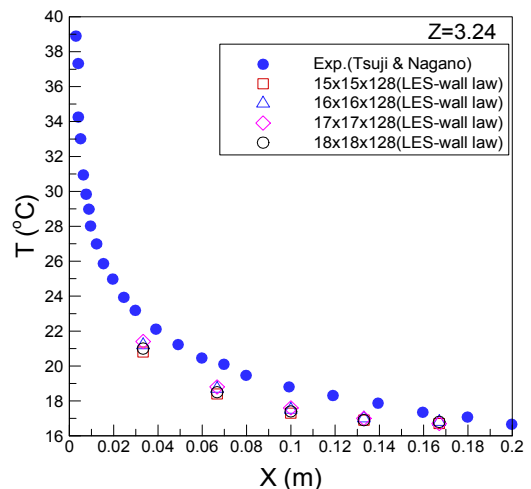
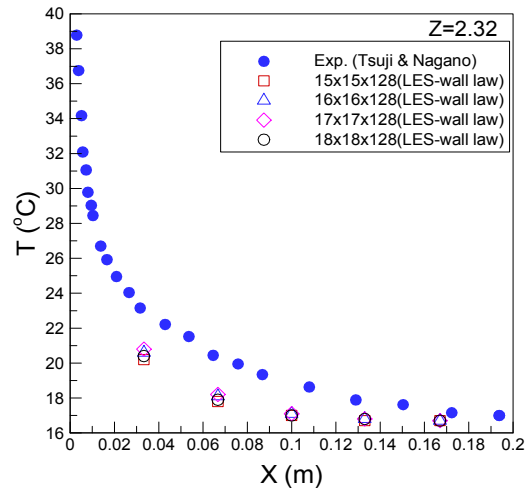
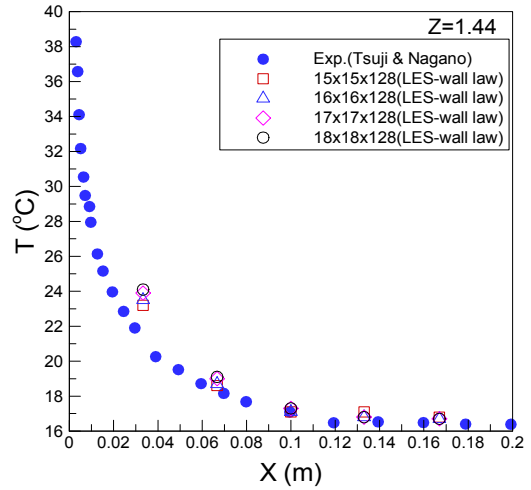


Fig. 9 Comparison of mean temperature profiles along the vertical flat plate for grids :  $15 \times 15 \times 128 \sim 18 \times 18 \times 128$



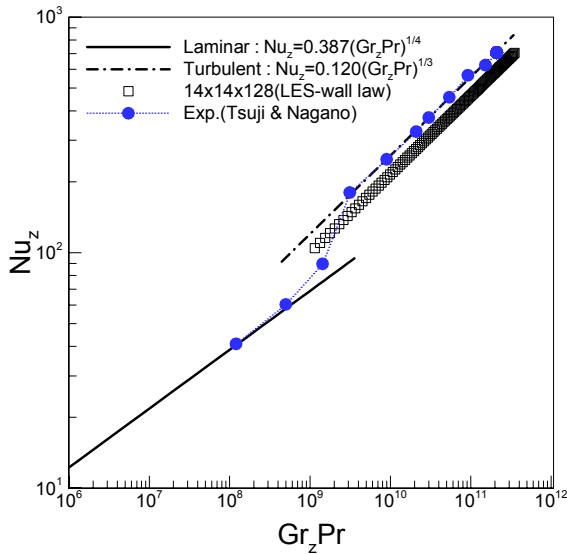


Fig. 10 Time averaged heat transfer rates due to natural convection along the vertical flat plate

는 층류 유동과 난류 유동의 영역을 판단하는 중요한 파라미터이다.(여기서,  $Gr_z$ 는 Grashof 수,  $\beta$ 는 체적열팽창계수,  $T_w$ ,  $T_\infty$ 는 각각 벽과 주변 온도이다.) 일반적으로 공기 유동에서는  $10^9 < Gr_z < 10^{10}$  범위에서 층류에서 난류로의 천이 유동이 발생한다[15]. 열전달 무차원수(Nusselt 수)는

$$Nu_z = \frac{h_z z}{k} \quad (16)$$

와 같이 정의되며,  $h_z$ 는 열전달 계수 (heat transfer coefficient),  $k$ 는 수직벽 주변의 공기의 열전도도 (thermal conductivity)이다.  $h_z$ 는 FDS 코드에서 자동적으로 계산되어진 값을 사용하였으며,  $k$ 는  $28.51 \times 10^{-3} W/(m \cdot K)$ 를 사용하였다. 무차원수  $Nu_z$ 와  $Gr_z Pr$ 의 관계를 살펴보면 부력의 증가에 따라 층류에서 난류로 천이되고, 이에 따라 열전달 계수도 증가되는 현상을 잘 관찰할 수 있다.  $Gr_z Pr$ 의 계산시 프란틀 수  $Pr$ 는 0.72로 고정시키고,  $Gr_z$ 의 변화를 계산하였다. 이론식  $Nu_z = 0.387(Gr_z Pr)^{1/4}$ [15]는 층류 지역에서 일치하며, 이론식  $Nu_z = 0.120(Gr_z Pr)^{1/3}$ [15]는 난류 지역에서 일치한다. Fig. 10은 수직 벽에서의 시간 평균 열전달률( $Nu_z$ )을 나타내고 있으며, 벽 함수를 이용한 LES 계산 결과(14×14×128)를 이론식 및 실험 값[12]과 비교하였다. 층류에서보다 난류 유동에서 공기중으로 열전달률이 높은 것을 볼 수 있다. 이는

난류 지역에서 열경계층(thermal boundary layer)의 두께가 층류 지역 보다 얇아지기 때문이다. LES 계산 결과는 전 지역을 난류 영역으로 가정하여 해석하였기 때문에 난류지역에서의 결과만 나타내었으며, 이론식 및 실험값과 차이가 있다. 이는 천이 유동을 고려하지 않은 점과 벽 근처에서 격자수의 부족에 기인한 것으로 판단된다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 철도차량 수직 벽면 화재로 인한 자연대류 열유동 현상을 수치 해석적으로 연구하였다. 벽면 근처에 많은 격자를 집중시키는 대신 벽 함수를 사용한 대류 기법(LES)을 이용하여 계산하였다. 사용된 격자수의  $x^+$ 에 대한 민감도를 조사하기 위하여  $7 \times 7 \times 128(x^+ \approx 96) \sim 18 \times 18 \times 128(x^+ \approx 35)$  까지 변화시키면서 자연대류 난류 유동장에서 속도 분포 및 온도 분포를 계산하였다. 수직 벽 가열시 발생하는 자연 대류에서의 난류유동 실험 결과[12]와 비교 분석하였다.

사용된 격자수가  $7 \times 7 \times 128 \sim 10 \times 10 \times 128$ 인 경우는 첫 번째 격자의  $x^+$ 가 66 ~ 96 범위에 존재하며, 계산 결과 벽면을 따라 전 지역에서 유속 및 온도 분포가 실험값으로 부터 벗어나는 결과를 예측하였다. 첫 번째 격자의  $x^+$  값이 사용된 코드에서 큰 값으로 인식되어지고 있는 것으로 판단되며, 벽 근처에서 격자수가 부족하기 때문인 것으로 판단된다.

사용된 격자수가  $11 \times 11 \times 128 \sim 14 \times 14 \times 128$ 인 경우는 첫 번째 격자의  $x^+$ 가 45 ~ 58 범위에 존재하며, 해석 결과의 유속 및 온도 분포가 실험값에 근접하는 결과를 나타내었다. 벽 근처에서 13배나 많은 격자( $40 \times 20 \times 400$ )를 사용하여 층류 저층에서도 열유동을 계산한 결과[10]도 벽 함수를 사용하여 계산한 LES 결과와 유사한 분포를 보였다. 따라서 LES 계산시 벽 근처에 격자를 집중시키는 계산 방법은 너무 많은 계산 시간 및 비용을 요하므로 벽 함수를 사용하는 LES 계산 방법이 현실적으로 적절한 방법이라고 판단된다.

격자수를 더욱 증가시킨  $15 \times 15 \times 128 \sim 18 \times 18 \times 128$ 인 경우는 첫 번째 격자의  $x^+$ 가 35 ~ 42 범위에 존재하며, 이론적으로는 벽 함수 적용을 위한 필요조건을 충분히 만족시키지만 FDS 코드에서는 좋은 결과를 얻을 수가 없었다.

열전달률( $Nu_z$ )의 계산에 있어서는 벽 함수 적용 LES 계산 결과가 이론식 및 실험값과 차이가 있는 것으로 조사되었다. 이는  $Z = 0$  지점에서 층류 유동이 발생 되고 벽면을 따라 수직 상승하면서  $10^9 < Gr_z < 10^{10}$  범위에서 천이 유동을 거쳐 난류 유동으로 발달되지만, 본 연구에서는 전체 영역을 난류 유동으로 가정하여 계산한 점과 층류저층을 해석하지

않은 이유 때문인 것으로 판단된다.

FDS 코드를 이용하여 벽 함수를 적용한 LES 계산 방법이 벽 근처에서 많은 격자를 사용하여 층류 저층에서도 속도 및 온도분포를 계산하는 LES 계산 방법 보다 적은 비용 및 신속한 계산 결과로 인하여 유용한 것으로 판단된다. 다만 첫 번째 격자의  $x^+$ (또는  $y^+$ ) 선정에 있어서 주의 깊은 결정이 필요하다. 본 연구에서는  $x^+ \approx 50 \pm \alpha$  범위에서 실험값에 가장 근접한 결과를 얻을 수 있었다.

## 후 기

본 연구는 한국철도기술연구원 PK1606C10 과제의 지원에 의하여 수행된 결과이며 이에 감사드립니다.

## References

- [1] 2014, "Technical Specifications for Urban Railway Vehicles," KRTS-VE-Part51-2014(R1)
- [2] 2005, Hong, W.-H., "2.18 Lesson and Record for Disastrous Accident of Daegu-Subway Fire," 119 Magazine.
- [3] 2015, Kim, J.-H., "The study for validity and basic-plan of train, disaster measures, aerodynamic characteristics for GTX," KRRRI-STUDY 2015-G-08-01(Korea Railroad Research Institute).
- [4] 1994, Fletcher, D.-F., Kent, J.-H. and Apte, V.-B., "Numerical Simulations of Smoke Movement from a Pool Fire in a Ventilated Tunnel," *Fire Safety Journal*, Vol.23, pp.305-325.
- [5] 2011, Wang, B., "Comparative Research on Fluent and FDS's Numerical Simulation of Smoke Spread in Subway Platform Fire," *Procedia Engineering*, Vol.26, pp.1065-1075.
- [6] 2010, Huang, Y.-D. and Gao, W., "A Numerical Study of The Train-Induced Unsteady Airflow in a Subway Tunnel with Natural Ventilation Ducts Using The Dynamic Layering Method," *Journal of Hydrodynamics*, Vol.22, No.2, pp.164-172.
- [7] 2013, McGrattan, K., McDermontt, R., Weinschnk, C. and Overholt, K. "Fire Dynamics Simulator(Version 6) User's Guide," NIST.
- [8] 2004, Gao, P.-Z., Liu, S.-L., Chow, W.-K. and Fong, N.-K., "Large Eddy Simulation for Studying Tunnel Smoke Ventilation," *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol.19, pp.577-586.
- [9] 2009, Jang, Y.-J., Lee, C.-H., Kim, H.-B. and Jung, W.-S., "The Examination of Accuracy of Fire-Driven Flow Simulation in Tunnel Equipped with Ventilation," *Journal of Computational Fluids Engineering*, Vol.14 No.3, pp.109-116.
- [10] 2008, Park, W.-C. and Trouve, A., "Numerical Simulation of Vertical Wall Fires," *Journal of Korean Institute Fire Science & Engineering*, Vol.22, No.3, pp.181-187.
- [11] 2015, Jang, Y.-J., Ryu, J.-M., Ko, H.-S., Park, S.-H. and Koo, D.-H., "Turbulent Flow Characteristics of Channel Flow Using Large Eddy Simulation with Wall-Function(FDS Code)," *Journal of Computational Fluids Engineering*, Vol.20 No.3, pp.94-103.
- [12] 1988, Tsuji, T. and Nagano, Y., "Characteristic of a turbulent natural convection boundary layer along a vertical flat plate," *International Journal of Heat Mass Transfer*, Vol.31 No.8, pp.1723-1734.
- [13] 2003, Temmerman, L., Leschziner, M.A., Mellon, C.P. and Frohlich, J., "Investigation of wall-function approximation and subgrid-scale models in large eddy simulation of separated flow in a channel with streamwise periodic constrictions," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol.24, pp.157-180.
- [14] 1991, Werner, H. and Wengle, H., "Large-eddy simulation of turbulent flow over and around a cube in a plate channel," *8th Symposium on Turbulent Shear Flows*, pp.155-168.
- [15] 1993, Kays, W.M. and Crawford, M.E., "Convective Heat and Mass Transfer, Third edition," *McGraw Hill*.