

doi:10.3969/j.issn.1674-4764.2012.06.008

# 近壁区网格 $\Delta y$ 对 TTU 建筑风场湍流计算的影响

余志祥<sup>1</sup>, 闫雁军<sup>2</sup>

(1. 西南交通大学 土木工程学院, 成都, 610031; 2. 同济大学 土木工程学院, 上海, 200092)

**摘要:** 为了研究近壁区网格厚度  $\Delta y$  对建筑物风场绕流时湍流计算结果的影响, 提高  $k-\epsilon$  EARSM 湍流模型用于建筑物数值风洞模拟的准确性, 结合 TTU 试验建筑的实测数据, 以  $\Delta y$  为参数进行了数值风洞模拟。对  $k-\epsilon$  EARSM 的雷诺方程进行了解析, 并推导了  $\Delta y$  的简化计算公式。基于准稳态时步逼近技术, 计算了 ( $y=0.001, 0.005, 0.01, 0.05$  和  $0.1$  m 等 5 种工况下的时均流态, 对绕流特征、湍动能分布和中轴线脉动风压系数、平均风压系数进行了比较。研究表明, 过小的  $\Delta y$  会导致高湍动区渗透进入近壁区, 计算稳定性变差; 过大的  $\Delta y$  则会降低高湍动区计算结果的准确性。据此, 给出兼顾模拟精度与计算稳定性要求的  $\Delta y$  变化范围为  $0.01 \sim 0.05$  m; 并给出了  $\Delta y$  上限值的经验计算公式。

**关键词:** 计算风工程; 近壁区网格; 湍流计算;  $k-\epsilon$  EARSM; TTU 建筑

**中图分类号:** TU398.4; TU352.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-4764(2012)06-0046-06

## Influence on Turbulent Flow Calculation of Wind Flow Around TTU Building by Grid Size $\Delta y$ in Near-Wall Region

YU Zhixiang<sup>1</sup>, YAN Yanjun<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, P. R. China;

2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, P. R. China)

**Abstract:** In order to improve the accuracy of simulation in which  $k-\epsilon$  EARSM turbulent model was employed, the influence of grids thickness  $\Delta y$  on the turbulent variables in flow field around building was researched. Coupled with real data of Texas Tech University experimental building,  $\Delta y$  as the main parameter was studied in the numerical wind tunnel simulation. Equation of  $k-\epsilon$  EARSM and simplified equation of  $\Delta y$  were analyzed and deduced. Quasi-steady State Marching-on-in-time Approximation technology was employed to simulate the average flow in five working conditions, in which  $y$  is  $0.001$  m,  $0.005$  m,  $0.01$  m,  $0.05$  m, and  $0.1$  m, respectively. And based on the results, the comparison of characteristic of flow around building, turbulent kinetic energy coefficient, fluctuating pressure coefficient along axis and mean pressure coefficient was conducted. The results indicate that very small  $\Delta y$  will make fluid with high Reynolds number penetrate into near-wall zone, and the calculation stability worsens; on the other side, very large  $\Delta y$  will lower simulated accuracy of main variable results in the turbulent region near the cornice with high Reynolds number. Accordingly,  $\Delta y$  near the wall ranging from  $0.01 \sim 0.05$  m meets the requirements for accuracy and stability, then the experiential formula of  $\Delta y$  upper limit is given.

**Key words:** computational wind engineering; near-wall region grid; turbulent flow calculation;  $k-\epsilon$  EARSM; TTU building

收稿日期: 2012-03-20

基金项目: 自然科学基金面上项目(90815016); 青年科技创新项目(A0920502051208-61)

作者简介: 余志祥(1976-), 男, 博士, 主要从事大跨度钢结构与结构风工程研究, (E-mail) yzxzrq@126.com。

20 世纪 90 年代中期至今,以 Murakami<sup>[1-8]</sup>、Selvam<sup>[9-11]</sup>、Holmes<sup>[12]</sup> 等为代表的风工程学者采用基于 RANS(Reynolds Averaged Navier-Stocks equation) 的时均湍流理论或者大涡模拟(Large eddy simulation) 对建筑的表面风压进行了数值模拟,这些研究或针对时均湍流模型改进,或针对 LES、RANS 两种湍流模拟方法有效性的比较,其中,基于 RANS 的湍流模拟仍然将是今后很长时间内的主流。影响建筑风场湍流模拟结果准确性的因素很多,首先便是 RANS 模型的时均假定,这个假定导致无法直接获得建筑物表面的风场脉动响应<sup>[13]</sup>,存在信息丢失现象。针对此,Paterson 等<sup>[12]</sup> 基于贝努力方程得到脉动风压系数的计算公式,Selvam<sup>[14]</sup> 也做了类似工作,这种半经验公式的优点是可以根据流场的时均压力、湍流动能结果近似推导出钝体表面的脉动压力,缺点是严重依赖于流场湍动计算结果的准确性。其它影响 RANS 模拟结果准确性的因素还有很多,如湍流模型雷诺应力项的数学描述、对流项积分格式、近壁区贴面层网格的  $\Delta y$  值等。与其它因素比较, $\Delta y$  值容易通过改进网格模型的设计加以确定,对工程应用有直接指导意义。文献<sup>[15]</sup> 给出了  $\Delta y$  值的理论公式,但由于其针对的湍流模型不同、流场分析对象不同等因素,在非流线体的建筑物绕流模拟中往往出现非线性计算收敛性差、网格过于密集、近壁区湍动能渗透等不利影响,因此,本文结合已有研究成果,推导了建筑物风场绕流模拟时近壁区的  $\Delta y$  值计算公式,基于具有标尺意义的 TTU(Texas Tech University experimental building) 建筑进行了数值风洞模拟,并和实测数据进行了比较,揭示了  $\Delta y$  值对湍流计算结果的影响,提高了  $k-\epsilon$  EARSIM (Explicit Algebraic Reynolds Stress Model) 湍流模型用于建筑数值风洞模拟的准确性。

## 1 分析方法与原理

### 1.1 EARSIM 模型

EARSIM 模型为经典代数应力模型的改进形式,非常适合解析各种二阶流、各向异性的弯曲流等流动现象,是对经典代数应力模型的发展。2000 年,Hellsten<sup>[16]</sup> 根据二维平均流的试验结果,并结合相关经验值,采用显式处理方法对经典代数应力模型的 6 阶雷诺应力方程组进行了简化,将 6 个雷诺应力降为 3 个;而且,改进后的雷诺方程还可以通过与  $k-\epsilon$ 、BSL 等湍流模型<sup>[17]</sup> 耦合,进一步转换为  $k-\epsilon$  EARSIM 或 BSL EARSIM,其雷诺应力方程如式(1)

所示:

$$\langle u'_i u'_j \rangle = k(a_{ij} + 2\delta_{ij}/3) \quad (1)$$

式(1)中, $\delta_{ij}$  为  $i=j$  时方程的守恒保证系数, $k$  为湍动能, $a_{ij}$  为各向异性张量,如式(2):

$$a_{ij} = \beta_1 S_{ij} + \beta_3 (\Omega_{ik} \Omega_{kj} - II \Omega_{ij} / 3) + \beta_4 (S_{ik} \Omega_{kj} - \Omega_{ik} S_{kj}) + \beta_5 (S_{ik} \Omega_{kl} \Omega_{lj} + \Omega_{ik} \Omega_{kl} \Omega_{lj}) + \beta_6 (\Omega_{ik} \Omega_{kl} \Omega_{lm} \Omega_{mj} - \Omega_{ik} \Omega_{kl} \Omega_{lm} \Omega_{mj}) \quad (2)$$

式(2)中, $S_{ij}$  是量纲的变形率, $\Omega_{ij}$  表示涡度张量,如式(3):

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \tau \left( \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} + \frac{\partial \langle u_j \rangle}{\partial x_i} \right) \quad (3a)$$

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \tau \left( \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} - \frac{\partial \langle u_j \rangle}{\partial x_i} \right) \quad (3b)$$

$$\tau = \max \left( \frac{1}{\beta^* \omega}; C_\tau \sqrt{\frac{\nu}{\beta^* k \omega}} \right) \quad (3c)$$

式(2)~(3)中, $C_\tau = 6.0$ , $\beta^* = 0.09$ , $\beta_1 = -N(2N^2 - 7II_\Omega)/Q$ , $\beta_3 = -12IV/NQ$ ,

$$\beta_4 = -2(N^2 - 2II_\Omega)/Q, \beta_5 = -6N/Q, \beta_6 = -6/Q, Q = 5(N^2 - 2II_\Omega)(2N^2 - II_\Omega), II_s = S_{kl} S_{kl}, II_\Omega = \Omega_{kl} \Omega_{kl}, IV = S_{kl} \Omega_{lm} \Omega_{mk}.$$

根据二维平均流动,将  $N$  简化为三次方程,并且应用于三维流动(式 4):

$$N = \begin{cases} A_3/3 + (P_1 + \sqrt{P_2})^{1/3} + \text{sign} | P_1 - \sqrt{P_2} |^{1/3} \\ A'_3/3 + 2(P_1^2 - P_2)^{1/6} \cos \left( \frac{1}{2} (P_1 / \sqrt{P_1^2 - P_2}) \right) \end{cases} \quad (4)$$

$$\text{式(4)中, } P_1 = \left( \frac{A'^2_3}{27} + \frac{9}{20} II_s - \frac{2}{3} II_\Omega \right) A'_3,$$

$$P_2 = P_1^2 - \left( \frac{A'^2_3}{9} + \frac{9}{10} II_s + \frac{2}{3} II_\Omega \right)^3,$$

$$A'_3 = \frac{9}{5} + \frac{9}{4} C_{Diff} \max(1 + \beta_1^{(eq)} II_s; 0),$$

$$\beta_1^{(eq)} = -\frac{6}{5} \frac{N^{(eq)}}{(N^{(eq)})^2 - 2II_\Omega}, N^{(eq)} = \frac{81}{20},$$

$$C_{Diff} = 2.2, \text{ 涡粘度 } \mu_t = C_\mu k \tau, C_\mu = -( \beta_1 + II_\Omega \beta_6 ) / 2.$$

概括而言,相比于代数应力模型,EARSIM 的改进之处主要体现在 2 个方面:

1) 提高了代数应力模型进行数值模拟的计算稳定性。其原因在于将涡粘系数  $\mu_t$  同时引入了  $N-S$  方程的扩散项及雷诺应力方程的隐式项。

2) 由于为高  $Re$  数湍流模型,时间尺度  $\tau$  (式 3c) 可仅由湍动能  $k$  和耗散率  $\epsilon$  的比值确定。

总之,EARSIM 既保留了时均湍流方程模型的优点,又减少了非线性代数应力模型中雷诺应力的

解析量,降低了计算消耗,即同时兼顾了计算精度与计算代价,综合优势较为明显,在建筑计算风工程中的应用价值较高,值得深入研究。

## 1.2 计算方法

计算时,采用有限体积法对计算域进行有限离散,同时联立求解 N-S 方程(式(5))和连续方程(式(6));并引入  $k-\epsilon$  EARSIM 对雷诺应力进行时均处理,藉此解决方程求解时的不封闭问题。

$$\rho \frac{du_i}{dt} = pf_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \nu \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

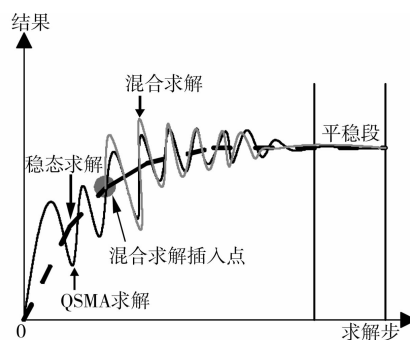
$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = \left( \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) = \nabla \cdot U = 0 \quad (6)$$

式中,  $\nabla$  为哈密顿算子,  $p$  为流场压力,  $u, v, w, u', v', w'$  分别为流场微元体在空间 X、Y、Z 3 个坐标上的时均速度和脉动速度,  $\rho$  为空气密度,  $\nu$  为空气的分子粘度。

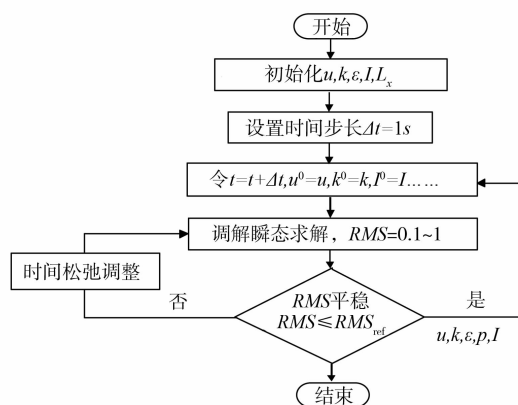
数值模拟时,建筑物表面近壁区引入壁面函数,采用解析方式求解近壁区的流场变量<sup>[2]</sup>,避免近壁区采用低雷诺数湍流模型容易导致的计算发散,同时,近壁区附面层采用层状 O-Grid,网格主法线和壁面垂直,对应单元具有 24 个积分点并保证附面层节点总数大于 10 个<sup>[17]</sup>。N-S 方程的对流项采用二阶高精度离散格式,求解采用文献[18]提出的 QS-MA 技术(准稳态时步逼近: Quasi-steady State Marching-on-in-time Approximation),该技术有 3 个优点:1)时步迭代容差要求放松,可设置为 0.1~1,几乎可完全避开收敛问题;2)在满足时间步进数值稳定性的前提下,  $\Delta t$  可放松至 1 s,这样,时间增量在数学意义上和通常的稳态算法的迭代步等同,不会增加计算消耗;3)由于采用了 CFX 的全隐式时间积分步进格式,非线性迭代过程无条件稳定。其原理及计算流程如图 1 所示,计算终止判别常根据:1)计算域的质量通量残差小于  $10^{-5}$ ,其余变量的残差小于  $10^{-4}$ ;2)风速、风压等监测点的震荡趋于平稳。

## 1.3 $\Delta y$ 值的确定

建筑物表面近壁区采用壁面函数时,近壁区外围的湍流核心区用高雷诺数湍流模型求解,并通过半经验插值公式联系近壁区流场变量,即近壁区变量以核心区为插值边界,而网格尺度则是影响其插值边界的直接因素。近壁区常用六面体或棱柱体结构化 O-Grid,这样便于插值,其网格尺度则直接影响工程关注的速压、湍动能等变量,并容易导致假扩散。因此,近壁区第 1 层网格厚度  $\Delta y$  成为保证求解精度的关键因素之一,这一量值可用无量纲量  $y^+$ <sup>[15]</sup>



(a)QSMA逼近求解示意



(b)QSMA逼近求解工作流程

图 1 QSMA 逼近求解技术

表示:

$$y^+ = \rho u_* \Delta y / \mu \quad (7)$$

式(7)中,  $\rho$  为流体密度,  $\mu$  为空气动力粘度系数。对数率边界层中,  $y^+ \approx 11.6 \sim 500$ <sup>[15]</sup>(也有一些文献认为  $y^+ \approx 60 \sim 300$ ),当采用壁面函数时,最底层网格的节点应位于这个区域之内,实际常在对数率的下限位置  $y_1^+ = 30$ (也有文献取  $y_1^+ \approx 11.6$  或  $y_1^+ \approx 60$ )设置最底层网格,若为六面体网格,则网格厚度  $h = 2\Delta y$ ,采用四面体网格时,  $h = 3\Delta y/2$ 。根据  $y^+$  可简要推导出  $\Delta y$  值,过程如下:

近壁区转换位置的雷诺数为:

$$Re_x = C \cdot Re_l = C \cdot \rho u_\infty L / \mu \quad (8)$$

壁面剪应力系数  $c_f$  为:

$$c_f = 0.025 Re_x^{-1/7} \quad (9)$$

壁面摩擦速度  $u_\tau$ :

$$u_\tau = (c_f/2)^{1/2} \cdot u_\infty \quad (10)$$

式(10)代入式(7)可得:

$$\Delta y = y^+ \cdot (2/c_f)^{1/2} \cdot \nu / u_\infty \quad (11)$$

式(9)代入式(10)可得:

$$\Delta y = y^+ \cdot \sqrt{80} \cdot Re_x^{1/14} \cdot \nu / u_\infty \quad (12)$$

式(7)代入式(12)中,令  $C^{1/14} \approx 1$ ,经简化可得:

$$\Delta y = 8.95 \cdot y^+ \cdot L \cdot Re_l^{-13/14} \quad (13)$$

上式中,  $L$  为特征长度,  $Re_x$  为近壁区转捩点的雷诺数,  $C$  为小于 1 的数,  $u_\infty$  为流速,  $\nu$  为运动粘度系数。需注意的是,式(13)中  $\Delta y$  过小时容易导致网格塌陷率过大,降低计算精度,甚至造成计算发散;在动网格问题中还可能因网格 Overlap 导致计算终止,因此,实际  $\Delta y$  可按  $y^+$  的上限取值。

2 算例研究

2.1 模型参数

多篇文献<sup>[11-13,18-19]</sup>报道了 TTU 场地模型的实测结果,该模型为一个盒式建筑,另配置了一个 50 m 高的气象塔,其测试结果常作为风工程研究的参考标尺。盒式双坡建筑的几何尺寸为 9.1 m×13.7 m×3.93~4 m(图 2),坡度约 1/60,可旋转改变实测风向角。据此建立数值模型研究  $y^+$  对湍动变量计算的影响,参数设置详表 1、2。

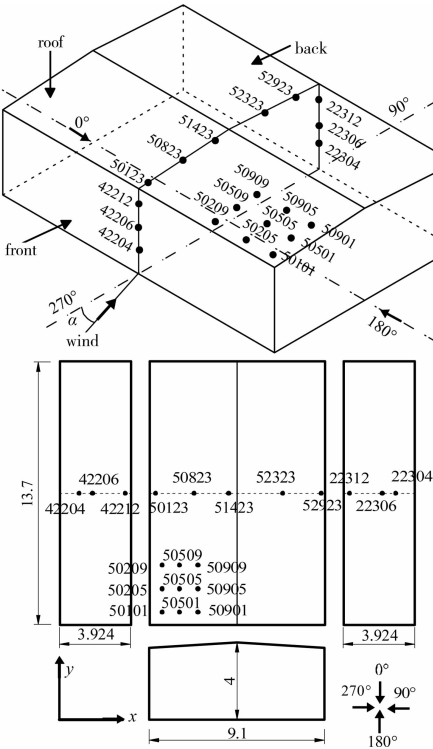


图 2 TTU 场地建筑模型

表 1 模型网格参数

网格控制	网格参数	网格模型示意
流向	270°	
计算域	84 m×32 m×150 m	
近壁区	(0.005~0.1 m)×10	
网格/节点	1 352 026/1 310 480	
质量指标	0.75	

表 2 模型边界参数

边界	边界描述
入流	速度函数剖面: $V(z) = V_\infty \ln(z/z_0)/\kappa$
侧壁	自由光滑壁面
出流	沿流向的压力梯度为 0
地面	粗糙壁面,粗糙度高度 0.01 m
钝体	无滑移粗糙壁面
输运参数	湍流动能: $k = 1.5[V(z), I]^2$ ; 湍流耗散率: $\epsilon = 0.164k^{3/2}/l$
	湍流粘度: $\mu_t = \rho C_\mu^{0.25} l(k^{0.5} + C_1)$ , $C_1$ 为一小数,保正 $\mu_t > 0$
特别说明	对流项采用 1 阶迎风;进行流线弯曲修正;定常流

2.2 结果分析

根据前述研究,可以算出 TTU 场地建筑的近壁区  $\Delta y \approx 0.001 \sim 0.04$  m。首先分割出附面层 O-Grid 并在近壁区边界设置对数率壁面函数,计算了  $\Delta y$  分别为 0.001、0.005、0.01、0.05、0.1 m 时的 5 种工况,并进一步对比了迎风侧檐边位置的湍流动能系数 (TKEc: turbulent kinetic energy coefficient) 和流线特征<sup>[2]</sup>。研究表明,  $\Delta y$  的取值大小对数值模拟影响很大,特别表现为:随着  $\Delta y$  减小,数值计算的稳定性变差,收敛时间加大,湍动能耗散项常处于高位震荡,以  $\Delta y = 0.001$  m 为例,和其它工况的输运参数相同时,大约经历 100 步计算之后,残差便开始急剧震荡,且震荡幅值远大于 2.2 中给出的正常值,最后计算发散,结果明显不合理,文中也不再单独具体给出。究其原因,可能是由于  $\Delta y$  过小,高端动区渗透进入近壁区,导致近壁区一直处于湍动能生成与耗散的交换状态,无法平稳,致使计算发散。研究还发现,  $\Delta y$  取值不同时,建筑附近的湍动能分布与流线特征差异较为显著,如  $\Delta y = 0.005$  m 时,屋盖的近尾流区湍动能强度较高(图 3a),其分布位置与文献[2-5]的结果差异较大,准确性相对较低。随着  $\Delta y$  值增大,如  $\Delta y = 0.01 \sim 0.1$  m 时,高端动能分布区域也由近尾流区扩散至檐口上方(图 3(b)、(c)、(d)),TKEc 幅值变化不大,其中,  $\Delta y = 0.05$ 、0.1 m 时,高端动能分布区趋于稳定,且和文献[4]的结果相似。究其原因,  $\Delta y$  加大增强了近壁区剪切作用,核心区的能量耗散减弱,高 TKEc 分布区增大,但是,  $\Delta y$  过大会夸大近壁区剪切效应并使屋面前缘流动分离不足,从而低估屋面负压。从流线来看(图 4)模型迎风侧山墙角部的锥形涡随着  $\Delta y$  变小益加明显,但屋顶的气流剥离过强,与 Murakami 的研究结果<sup>[2-5]</sup>明显不符。综上所述,为兼顾湍动能模拟精度与计算稳定性,建议可取 0.01 m 近似作为



近壁区底层网格  $\Delta y$  的下限值,并兼顾式(13)计算得到的上限值。

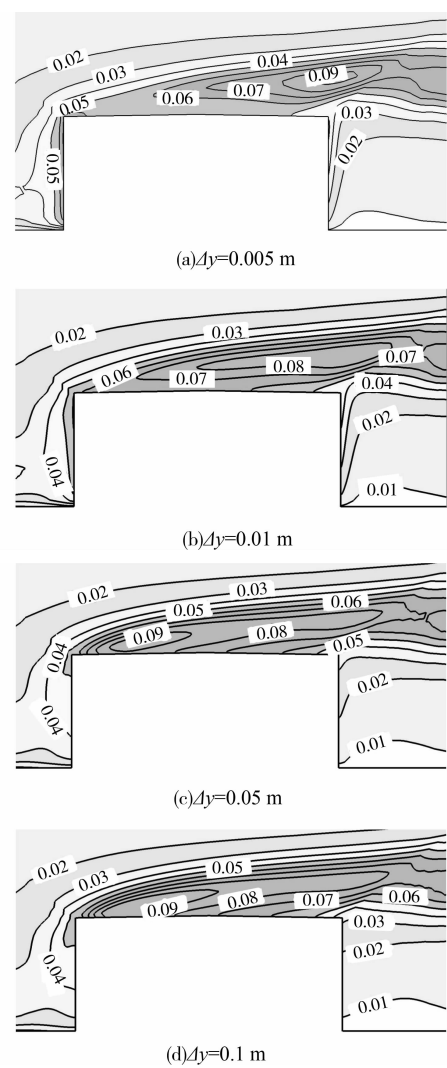


图 3 流场中轴剖面 TKEc 分布

进一步结合 TTU 场地模型的实测脉动风压系数( $C_{prms}$ )、平均风压系数( $C_{pa}$ )进行了研究。为方便计,取模型沿流向的中轴剖断线位置的  $C_{prms}$  及  $C_{pa}$  模拟值与实测值进行比较(图 5)。据图(5a)易知,随  $\Delta y$  值加大,檐口附近的  $C_{prms}$  与实测值偏离程度逐增大,但均低于 Holmes 公式计算值,其中,以  $\Delta y = 0.005\text{ m}$ 、 $0.01\text{ m}$  与实测值较接近,而  $\Delta y = 0.05\text{ m}$ 、 $0.1\text{ m}$  时,模拟值则与 Holmes 公式计算值更为接近。根据 Holmes 和 Selvam 公式<sup>[12,14]</sup>易知, $C_{prms}$  与湍动能成非线性递增关系,因此两者变化趋势相似。据图(5b)易知,随着  $\Delta y$  值变化,檐口上方的  $C_{pa}$  值离散性较大,其中以  $\Delta y = 0.05\text{ m}$ 、 $0.1\text{ m}$  时,檐口角隅高端动区模拟值和实测值最为接近,而  $\Delta y = 0.01\text{ m}$ 、 $0.005\text{ m}$  时偏离略大,这一方面说明了  $k-\epsilon$  EARSIM 对抑制建筑檐口位置常见的湍动能驻值过高的问题具有

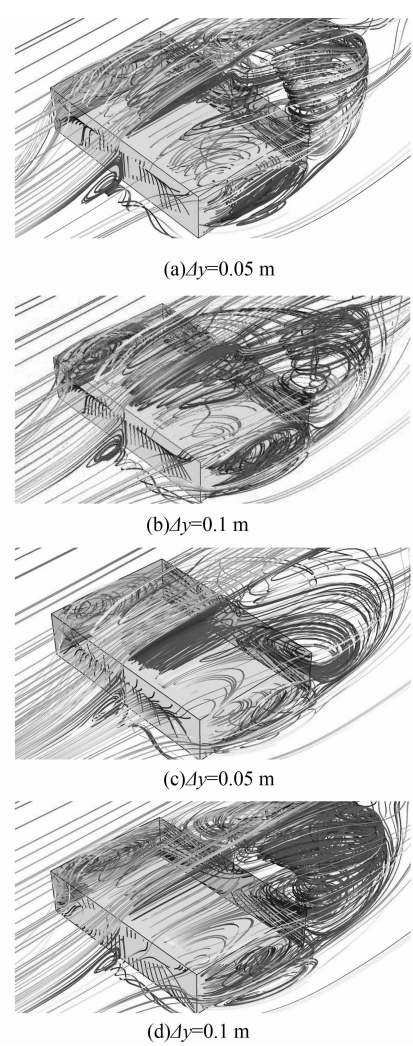


图 4 典型流线特征

明显改善作用,也表明  $\Delta y$  值过小会导致高估檐口气流剥离位置的湍动作用,反而降低了  $C_{pa}$  的模拟精度。综合比较来看, $\Delta y = 0.01\text{ m} \sim 0.05\text{ m}$  一定程度能兼顾  $C_{prms}$  及  $C_{pa}$  的模拟精度。

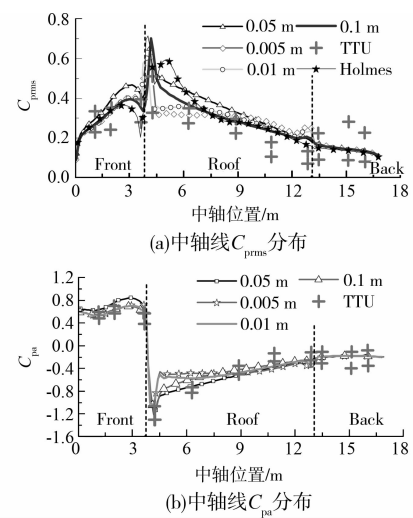


图 5 不同  $\Delta y$  的  $C_{prms}$  和  $C_{pa}$  分布

### 3 结 论

1)过小的 $\Delta y$ 会导致计算稳定性变差,还可能引发高湍动区渗透进入近壁区,产生错误的湍动变量计算结果,直接影响脉动风压系数和平均风压系数的计算值。因此,类似TTU模型的低矮建筑体,其近壁区 $\Delta y$ 可取值0.01~0.05 m,能兼顾模拟精度与计算稳定性要求。

2)针对更为广泛的建筑物绕流计算时,近壁区网格厚度的 $\Delta y$ 值视建筑物特征尺度变化,建议可采用式(13)计算,这样可以兼顾计算结果的准确性、计算稳定性以及合理控制计算规模。

3)由于 $\Delta y$ 值仅受特征尺度 $L$ 、雷诺数和 $y^+$ 等变量取值影响,因此虽然本文对近壁区网格 $\Delta y$ 值的研究基于 $k-\epsilon$  EARS模型,但研究结果同样可以用于其它时均湍流模型的建筑数值风洞模拟。

#### 参考文献:

- [1] Murakami S. Current status and future trends in computational wind engineering [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1997, 67-68: 3-34.
- [2] 村上周三. CFD与建筑环境设计[M]. 1版. 朱清宇译. 北京:中国建筑工业出版社,2007.
- [3] Murakami S, Mochida A, Hibi K. Comparison of various turbulence models applied to a bluff body [C]//First International Symposium on Computational Wind Engineering, Tokyo, Japan, 1992.
- [4] Murakami S, Mochida A, Hibi K. Three-dimensional numerical simulation of air flow around a cubic model by means of large eddy simulation [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1987, 25: 291-305.
- [5] Murakami S. Overview of turbulence models applied in CWE-1997 [C]//2nd European & African Conference on Wind Engineering, Genova, Italy, 1997.
- [6] Murakami S, Mochida A. Past, present and future of CWE the view from 1999 [C]//Rotterdam, Balkema, 1999, 91-104.
- [7] Tsuchiya M, Murakami S, Mochida A, et al. Development of a new  $k-\epsilon$  model for flow and pressure fields around bluff body [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1997, 67-68: 169-182.
- [8] Kondo K, Murakami S, Mochida A. Generation of velocity fluctuations for inflow boundary condition of LES [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1997, 67-68: 51-64.
- [9] Selvam R P, Tarini M J, Larsen A. Computer modelling of flow around bridges using LES and FEM [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1998, 77-78: 643-651.
- [10] Selvam R P. Finite element modelling of flow around a circular cylinder using LES [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1997, 67-68: 129-139.
- [11] Selvam R P. Computation of pressures on Texas Tech University building using large eddy simulation [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1997, 67-68: 647-657.
- [12] Paterson D A, Holmes J D. Computational of wind flow around the Texas Tech Buildings [C]//Proc Workshop on Industrial Fluid.
- [13] 张兆顺, 崔桂香, 许春晓. 湍流大涡数值模拟的理论和应用[M]. 北京:清华大学出版社, 2008.
- [14] Selvam R P. Computation of pressure on the Texas Tech Building [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1992, 41-44: 1619.
- [15] 王福军. 计算流体动力学分析—CFD软件原理与应用[M]. 1版. 北京:清华大学出版社, 2004.
- [16] Hellsten A, Laine S. Explicit algebraic Reynolds-stress modelling in decelerating and separating flows [J]. AIAA 2000-2313.
- [17] ANSYS Inc. ANSYS CFX-Solver Theory Guide, ANSYS Inc, 2009.
- [18] 余志祥. 高速铁路大型客站建筑风荷载与流固耦合作用研究[D]. 成都:西南交通大学, 2011: 38-46.
- [19] Levitan M L, Mehta K C, Vann W P. Field measurements of pressure on the Texas Tech Building [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1991, 38: 227-234.
- [20] Levitan M L, Mehta K C. Texas Tech field experiments for wind loads part 1: Building and pressure measuring system [J]. Journal Wind Engineering Industrial Aerodynamics, 1992, 43: 1565-1576.

(编辑 胡 玲)