

湍流边界层中低矮建筑绕流大涡模拟

朱伟亮, 杨庆山

(北京交通大学 土木工程学院, 北京 100044)

摘要: 通过对平板湍流边界层进行大涡模拟, 采用拟周期边界条件维持湍流边界层厚度稳定, 提取速度和压力时程作为低矮建筑绕流模拟之脉动入流边界条件, 研究脉动入流下的低矮建筑绕流特性。研究表明: 入流边界特性对网格变化适应性良好, 其平均速度剖面、湍流强度、流速频谱特性基本符合空旷地貌风场特性; 脉动入流下, 建筑表面的平均风压系数、脉动风压系数的计算结果与风洞试验结果基本吻合。受雷诺数及湍流强度的影响, 流动分离区负压与试验值存在一定差别; 屋盖上分离区风压时程具有非高斯概率特性, 尤以气流分离较剧烈的屋盖迎风边缘及屋盖两侧风压的非高斯特性明显, 该特征与风洞试验基本一致; 受非高斯特性的影响, 建议峰值因子 g 取 4.5~5.5。

关键词: 低矮建筑; 结构抗风; 大涡模拟; 脉动入口; 风压系数

中图分类号: TU 312.1 TU 311.41 **文献标志码:** A

Large eddy simulation of flow around a low-rise building immersed in turbulent boundary layer

ZHU Weiliang YANG Qingshan

(School of Civil Engineering Beijing Jiaotong University Beijing 100044 China)

Abstract A turbulent boundary layer developed on the flat plate was simulated using large eddy simulation, and a quasi-periodic boundary condition was used to keep boundary layer thickness constant. Velocity and pressure history were extracted from the turbulent boundary layer and were set as the inflow condition for the flow simulation around a low-rise building. Flow and pressure characteristics under turbulent inflow were studied. The results show that the properties of turbulent inflow can be well preserved in non-uniform grid system. Velocity profile, turbulent intensity and spectrum properties of the inflow are similar with those of wind field on open area. Mean and fluctuating pressure coefficients on building surface are basically in agreement with wind tunnel test, except for the flow separation regions, which could be attributed to discrepancy of the turbulent intensity and Reynolds number between present simulation and wind tunnel test. The pressure on the roof shows non-Gaussian property, especially in flow separation region, such as windward edge and side edge. The non-Gaussian properties are in good agreement with wind tunnel test. Due to the pressure non-Gaussian properties, higher peak factors are recommended when predict gust pressure on the roof, the value of $g = 4.5-5.5$ are recommended.

Keywords low-rise building; wind resistant; large eddy simulation; turbulent inflow; wind pressure coefficient

基金项目: 国家自然科学基金重点项目 (50938008), 国家杰出青年基金项目 (50725826)。

作者简介: 朱伟亮 (1982—), 男, 北京人, 博士研究生。Email: snake-je@163.com

收稿日期: 2010年 3月

0 前言

工程结构一般处于大气湍流边界层内, 结构周围常伴随着分离、再附着、漩涡脱落等复杂流动现象。考虑到近地风及结构表面风压的时变特性, 大涡模拟 (large eddy simulation, LES) 成为采用计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD) 方法进行抗风研究时兼顾精度与计算效率的选择。目前大气边界层内建筑绕流的 LES 正处于起步阶段, 研究成果多来源于国外学者。EHOkda^[1]、Nozawa^[2]、Kataoka^[3]等分别对低矮、高层建筑绕流进行了初步的 LES 研究, 预测了平均风压系数、脉动风压系数, 评价了结构表面风压的频谱特性, 以及来流脉动特性对结构振动特性的影响等, 结果表明, LES 对风压分布、极值风压、结构气弹响应等预测效果明显优于以往的雷诺平均方法, 来流的湍流特性是重要影响因素之一, 研究指出, 良好的 LES 入口条件是准确预测的前提, 入口应满足风场平均剖面、湍流强度剖面以及频谱特性等要求, 而开发具有近地风场特性的入口条件也是目前国内建筑 LES 研究发展的瓶颈。

本文采用 LES 方法对建筑绕流进行模拟。首先对平板湍流边界层进行模拟, 验证其作为抗风模拟脉动入口的可行性; 其次, 将该脉动入口应用到低矮建筑绕流场的模拟中, 研究结构上平均风压、脉动风压及风压概率特性; 最后, 采用 CFD 对预测瞬时风压的阵风因子进行分析。

1 入流边界

脉动入口条件的生成一般分为两类: 第一类, 预先在入流驱动单元 (以下简称驱动单元) 进行风场 (湍流边界层) 的 LES 模拟, 生成并记录所模拟风场的速度、压力时程, 将其作为入口条件引入绕流模拟单元 (以下简称绕流单元), 如图 1 所示。基于该思想, Lund^[4]对平板脉动入流进行了模拟, 验证了流场在平板上的自保持性。Nozawa 等^[2]将 Lund 的方法发展到粗面边界层, 但并未对流场在绕流单元内的保持性进行探讨; 第二类即在绕流模拟单元的入口边界, 通过逆傅里叶变换结合零散度修正, 人工生成入口边界节点速度, 随空间和时间变化。Kondo^[5]基于蒙特卡洛模拟, 考虑风速谱及其空间相关性, 经零散度修正后生成离散点上的风速时程, 并利用其研究了各向同性湍流运动。该方法较第一类更为直接, 但生成的速度场难于满足纳维尔斯托克斯 (Navier-Stokes, NS) 方程, 入流面的风场统计特性有可能在计算域内衰减, Kondo 并未对该问题进行说

明。第一类方法的优势在于获得的流场时程满足驱动单元中离散后的 NS 方程及连续方程。然而一般情况下, 驱动单元与绕流单元的网格在展向划分并不匹配, 驱动单元的流场特性能否在绕流单元中良好保持需要数值计算的验证。

本文基于第一类方法生成脉动时程, 记录边界层内速度、压力时程, 将其作为绕流模拟之入流边界。为节省计算时间, 利用周期边界条件将平板湍流边界层计算域内某平面 (循环站, recycle station) 的数值解施加驱动单元入流边界。

需要指出的是, 流体在壁面摩擦力与流体粘性的作用下, 同一高度上的速度沿流向逐渐减小, 边界层厚度将沿流向增大。驱动单元中采用流向周期边界条件时, 直接将下游流速施加于入流边界, 将导致边界层厚度增大, 同一高度上的流速逐渐减小, 其自保持性无法得到满足。为维持边界层厚度稳定, 本文采用拟周期条件, 即只将循环站处速度的脉动量循环至入口处, 而将驱动单元入口边界时均速度保持恒定, 如图 1 所示。

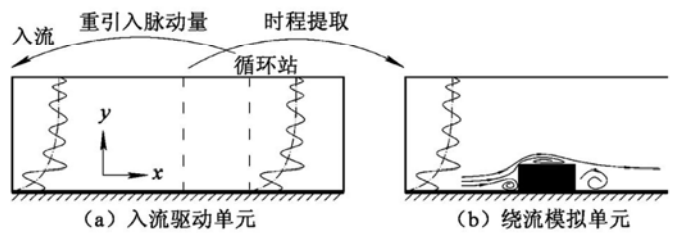


图 1 脉动输入方法

Fig 1 Fluctuating inflow method

定义 x, y, z 分别为流向、竖向、展向坐标方向, 则驱动单元中拟周期边界条件可分别表达为^[3]:

$$u_{in}(y, z, t) = \bar{u}_{in}(y, z) + \phi(\theta) \times \{u_{re}(y, z, t) - \bar{u}_{re}(y, z)\} \quad (1a)$$

$$v_{in}(y, z, t) = \phi(\theta) \times v_{re}(y, z, t) \quad (1b)$$

$$w_{in}(y, z, t) = \phi(\theta) \times w_{re}(y, z, t) \quad (1c)$$

式中: $u_{in}(y, z, t), v_{in}(y, z, t), w_{in}(y, z, t)$ 分别为入口流向、竖向、展向瞬时速度; 下标为“re”时表示循环站处速度; $\bar{u}_{in}(y, z)$ 为入口流向的平均速度, 权函数 $\phi(\theta)$ 为:

$$\phi(\theta) = \frac{1}{2} \left| 1 - \tanh \left| \frac{0.8(\theta - 0.8)}{0.8 - 0.6(\theta - 0.3)} \right| \right| / \tanh 0.8 \quad (2)$$

式中: $\theta = y/\delta$ δ 为边界层厚度。

2 数值方法

本文选取 LES 为计算湍流模型。在笛卡尔坐标系下, 空间网格滤波后的不可压缩流体无量纲连续

方程及 NS 方程分别为^[2]:

$$\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\tilde{u}_i \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial \tilde{p}}{\partial x_i} + \frac{1}{Re} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} \right] - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (4)$$

式中: $x_i, x_j (i, j = 1, 2, 3)$ 为笛卡尔坐标, 分别对应 x, y, z 坐标; $\tilde{u}_i, \tilde{u}_j (i, j = 1, 2, 3)$ 为空间网格滤波后速度, 分别对应 u, v, w ; \tilde{p} 为等效压力; Re 为雷诺数; $\tau_{ij} = u'_i u'_j - \tilde{u}_i \tilde{u}_j$ 为亚格子应力项, 引入标准 Smagorinsky 涡粘模型^[2]:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \tau_{kk} = -2\nu_t \tilde{S}_{ij} = -2(C_s \Delta)^2 |\tilde{S}| \tilde{S}_{ij} \quad (5)$$

式中: δ_{ij} 为 Kronecker 符号; τ_{kk} 并入压力项; \tilde{S}_{ij} 为可解尺度应变率张量, $\tilde{S}_{ij} = (\partial \tilde{u}_i / \partial x_j + \partial \tilde{u}_j / \partial x_i) / 2$; $|\tilde{S}| = \sqrt{2\tilde{S}_{ij}\tilde{S}_{ij}}$ 为可解尺度应变率张量大小; ν_t 为湍动粘度; $C_s = 0.10$ 为模型常数; $\Delta = (\Delta x \Delta y \Delta z)^{1/3}$ 为网格滤波尺度。

NS 方程采用建立在交错网格上的标记网格法 (marker and cell MAC) 进行解耦^[2]。其中, 对于入流驱动单元, 对流项采用二阶中心差分离散, 对于绕流模拟, 对流项采用三阶迎风差分离散^[3]; 粘性项及湍动粘性项均采用二阶中心差分离散; 时间推进方面, 入流驱动单元中对流项、亚格子项采用二阶 Adams-Bashforth 格式, 粘性项采用二阶 Crank-Nicolson 半隐式格式, 绕流模拟单元采用一阶 Euler 推进。中间速度椭圆方程、压力 Poisson 方程采用超松弛迭代法 (SOR) 求解。

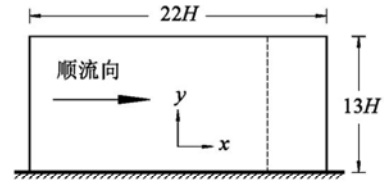
3 算例分析

3.1 算例基本参数及建模

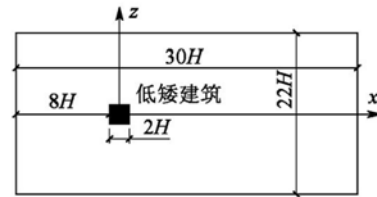
入流驱动单元对 $Re_\tau = u_\tau \delta / \nu \approx 1200$ (u_τ 为无量纲壁面摩擦速度, ν 为流体动力粘度, δ 为边界层厚度) 的平板湍流边界层进行模拟 (图 2a), 顺流向、竖向、展向尺度分别为 $22H, 13H, 22H$ (H 为建筑高度), 循环站 (图 2a 中虚线位置) 位于距入口 $16H$ 处。顺流向、竖向、展向网格数为 $64 \times 55 \times 75$ 其中顺流向及展向为均分网格, 竖向采用双曲正切网格, 第一层网格厚度 $\Delta_{z,1} \approx 2.0(y$ 为壁面法向坐标)。绕流单元对长宽高比为 $2H : 2H : H$ 的低矮建筑进行绕流模拟, 计算域顺流向、竖向、展向尺度分别为 $30H, 13H, 22H$, 如图 2b 所示。基于建筑高度来流速度 U_H 与建筑高度 H 的雷诺数 $Re = U_H H / \nu = 5900$ 建筑表面表层网格在流向、展向、法向的高度分别为 $H/40, 1.5H/40, H/40$ 。

驱动单元流向采用式 (1) 模拟周期边界, 展向采

用周期边界, 顶面采用滑移壁面, 出口采用完全发展流 $\partial u_i / \partial n = 0$ 。提取驱动单元某平面的速度及压力作为绕流单元的脉动入口条件, 建筑表面及地面采用无滑移壁面条件, 计算域侧壁采用周期条件, 顶面采用滑移壁面, 出口采用完全发展流。



(a) 入流驱动单元



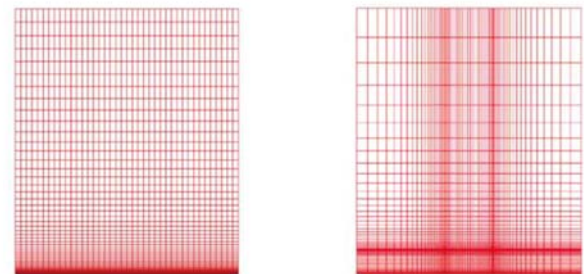
(b) 绕流模拟单元

图 2 模拟计算域

Fig 2 Computational region

3.2 入流边界及其有效性验证

驱动单元与绕流单元 (展向) 网格划分一般不匹配 (图 3), 驱动单元的物理量需以插值方式赋予绕流单元入流面, 而插值过程可能破坏物理量对流动方程的满足。因此进行绕流模拟之前, 尚需对插值后的脉动输入在绕流单元中的自保持性进行验证。作为验证性分析, 不对绕流单元建筑物设置边界条件 (称该计算域为验证单元), 计算域尺寸及网格划分方式均与实际绕流模拟相同, 验证脉动入流到达验证单元虚拟建筑处的流场特性。



(a) 驱动单元

(b) 绕流单元

图 3 展向网格

Fig 3 Spanwise grid stretch

图 4 为驱动单元与验证单元 (虚拟建筑物处) 中顺流向平均速度的半对数分布, 平均速度剖面在验证单元中得到很好保持, 除粘性底层外, 基本符合对数率^[2] $U(y) / U_H = (u_\tau / \kappa) \cdot \ln[(y/H) \cdot u_\tau / \nu] + 5.0$

其中 κ 为常数。数值模拟结果在 $3H$ 高度内与指数率^[8] $U(y)/U_H = (y/H)^{0.16}$ 吻合良好, 故该风剖面可为 B 类地区 (空旷地区, 粗糙度指数 0.16) 结构抗风所引用。

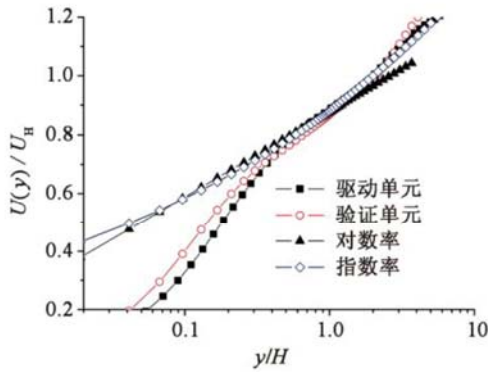


图 4 顺流向平均速度剖面
Fig 4 Streamwise mean velocity profile

图 5 给出了流向、竖向、展向 (I_u, I_v, I_w) 的湍流强度。排除雷诺数效应, 流向湍流强度与 DeGraaff 的试验结果吻合良好^[6], 而展向湍流强度低于流向湍流强度, 竖向湍流强度最低。建筑高度附近 ($0.5H \sim 1.5H$) 顺流向的湍流强度 $I_u = 0.07 \sim 0.15$ 湍流强度较低, 这也与风荷载规范规定的空旷地貌 (B 类) 的湍流特征相吻合^[7]。在验证单元中, 展向及竖向湍流强度在“虚拟”建筑物处均有所减小, 分析原因有如下 3 点: ①入流面物理量的线性插值造成入流速度零散度特性下降; ②驱动单元中非均匀网格引入数值误差; ③验证单元 Euler 显示算法与驱动单元 Crank-Nicolson 半隐式算法间的差别。总之, 湍流剖面保持基本良好, 可为工程计算所接受。

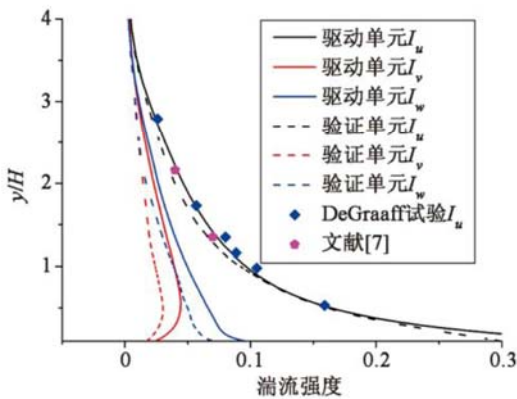


图 5 湍流度剖面
Fig 5 Profile of turbulent intensity

图 6 给出了驱动单元与验证单元中建筑高度 H 处顺流向速度功率谱 (来流积分尺度 L_u 约为 10 倍建筑高度)。若将风谱分为低频段 ($\tilde{n} = 0 \sim 0.2$) 与惯性子区段 ($\tilde{n} > 0.2 - 5/3$ 对数单减段) 以及普遍平衡段^[8], 则本文算例对低频段及部分惯性子区段捕捉良好, 而惯性子区段亦是工程应用较为关心的高频风谱区段, 本文算例较好地满足这一要求。当无

量纲频率约高于 10 时, 计算频谱急降。风谱的高频段代表小涡的能量贡献, 而 LES 求解的频率组分直接依赖于网格解析度。因此, 本文算例与 von Karman 谱在高频段的差异除湍流模型的影响外, 也与网格解析度关系密切。另一方面, 脉动入流频谱在验证单元中保持良好。

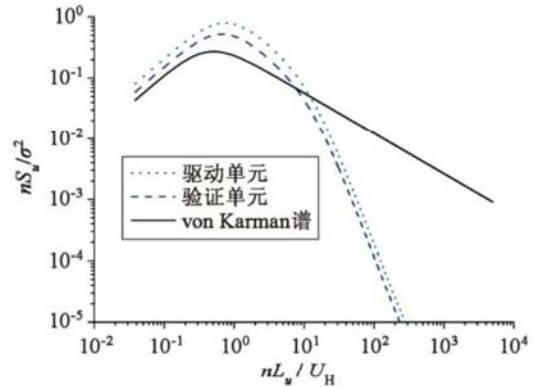


图 6 顺流向速度功率谱

Fig 6 Streamwise wind velocity power spectrum

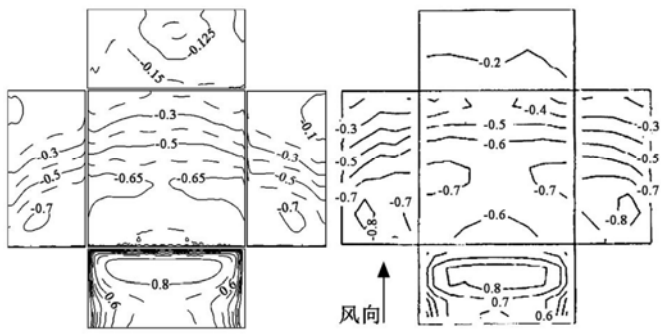
3.3 风压系数

为研究来流脉动特性对模型表面风压的影响, 分别计算了均匀入流 (将脉动入流平均值施加于入口边界) 及脉动入流下的算例。

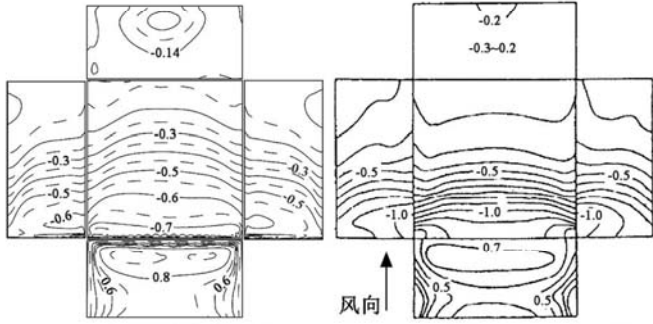
3.3.1 平均风压系数

图 7 分别给出了均匀来流及脉动来流下平均风压系数分布等值线, 并与日本建筑协会 (Architectural Institute of Japan, AIJ) 完成的风洞试验^[9] 对比分析。统计无量纲时长为 28。均匀来流下, 数值结果与 AIJ 风洞试验结果 (图 7b) 吻合良好, 分离区 (屋盖、侧面、背面) 负压略比风洞试验值小, 这是由于本文算例雷诺数较 AIJ 风洞试验雷诺数低, 在该报告中^[9], 风洞雷诺数并未明确给出, 雷诺数的影响有待进一步分析。脉动来流下, 屋盖、侧面、背面负压值比 AIJ 风洞试验结果 (图 7d) 小, 与风荷载规范^[7] 之规定值 -1.3 也有一定差距, 原因在于数值算例与风洞试验的条件有较大出入。图 7d 中的 AIJ 风洞试验来流为 $1/4$ 指数率剪切流, 湍流强度 0.23 而本文脉动来流为 $1/6$ 指数率剪切流, 湍流强度为 0.10 加之本文计算雷诺数较低, 因此出现负压区系数的差距。而与 Baines^[10] 对立方体建筑的风洞试验值比较, 由于来流条件、雷诺数及建筑体型与本文算例相似, 二者在负压区的结果较接近。

分析可知, 在均匀来流与脉动来流下, 迎风面、背风面风压系数差别不大。受脉动来流影响, 屋盖及侧面的高负压区向迎风边缘靠近。较均匀来流而言, 湍流边界层内积分尺度的缩减使气流在迎风边缘处的分离涡整体向前移动, 并明显缩小, 如图 8 所示。因此, 侧面及屋盖的高负压区向前移动。



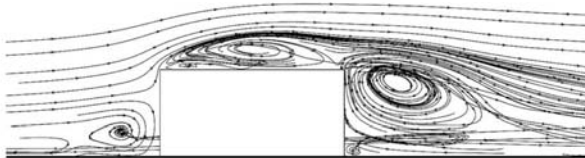
(a) 均匀入流数值结果 (b) 均匀入流AJJ试验结果



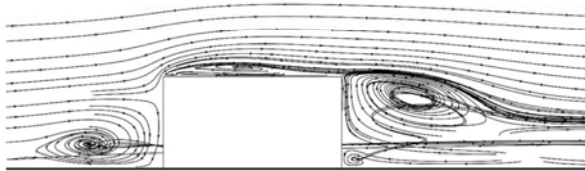
(c) 脉动入流数值结果 (d) 脉动入流AJJ试验结果

图 7 平均风压系数

Fig 7 Mean wind pressure coefficient



(a) 均匀入流



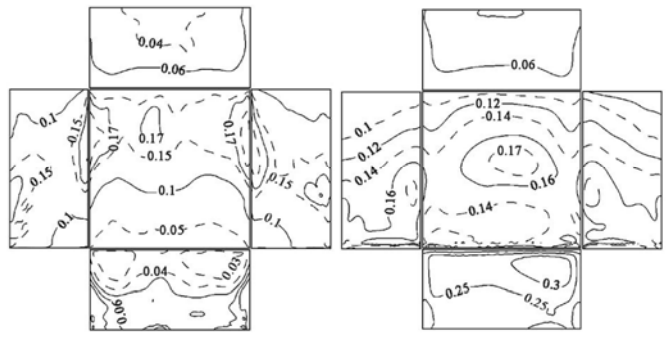
(b) 脉动入流

图 8 对称面上的时间平均流线图

Fig 8 Time averaged stream lines in symmetric plane

3.3.2 脉动风压系数

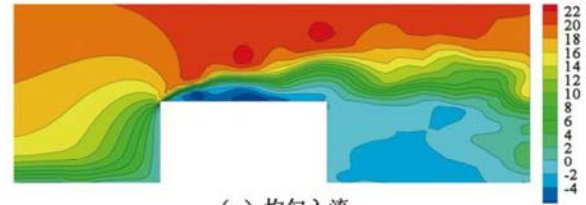
图 9 分别给出了均匀入流及脉动入流下模型表面脉动风压系数。均匀入流下, 迎风面脉动风压系数较低, 表明该表面气流稳定, 流场形式无改变, 风压基本无波动; 而脉动入流下, 迎风面脉动风压系数明显增大, 反映了来流的脉动特性。两种入流下分离区(屋盖及侧面)表面脉动系数均较大, 二者在量值上无明显差别, 但脉动入流下, 分离区脉动风压系数值较大的区域明显较均匀入流向迎风边缘移动。湍流边界层中, 气流由迎风边缘分离后再附着到结构表面的长度明显缩减(图 8), 距屋盖迎风边沿的距离由均匀来流时的 $2.0H$ 下降到脉动来流时的 $1.4H$ 。脉动来流使屋盖迎风边缘气流有瞬时的加速, 气流分离更快, 因此能产生更大的极值负压(图 10)。



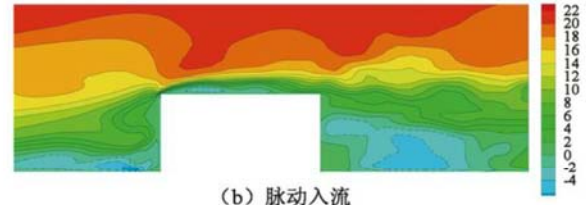
(a) 均匀入流数值结果 (b) 脉动入流数值结果

图 9 脉动风压系数

Fig 9 Fluctuating pressure coefficient



(a) 均匀入流



(b) 脉动入流

图 10 对称面上流向瞬时速度云图

Fig 10 Transient streamwise velocity contour on symmetric plane

3.4 风压概率特性

研究表明^[11], 来流时程概率密度符合高斯分布, 但受气流分离、漩涡脱落、再附着的影响, 钝体结构气流分离区风压时程并非符合高斯分布特性。图 11 给出了模型屋盖测点布置, 图 12 为屋盖测点 A ~ F 的概率密度特性, 从图中可以看出, 接近迎风边缘(测点 A、B)及屋盖中部侧边缘(测点 C)风压时程非高斯特性明显, 且与试验结果基本一致^[11](选取的东京工艺大学 TPU 风洞试验模型体形与本文模型相同, 提取的试验测点位置亦与测点 A 相同), 可参见测点 A 风压系数 C_p 时程曲线(图 13), 而屋盖中心部(测点 D)及屋盖上的尾流区(测点 E、F)风压则呈现高斯分布特性。而从概率密度分布的幅宽也可

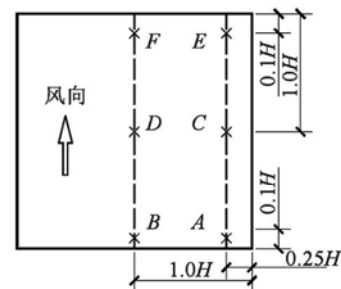


图 11 测点布置

Fig 11 Layout of measurement points

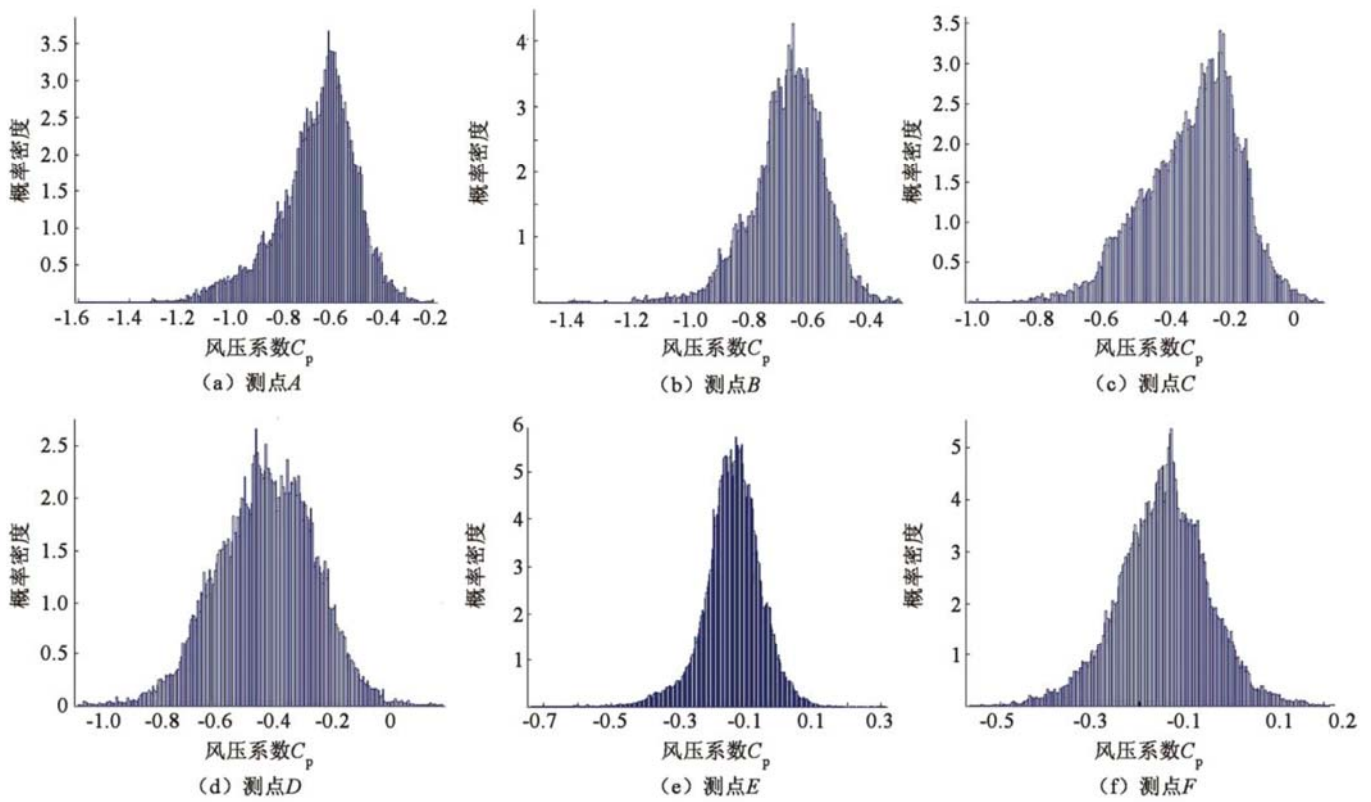
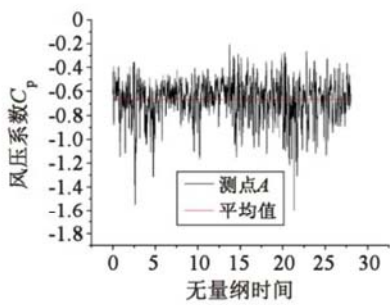
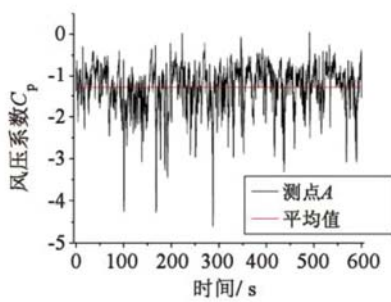


图 12 风压系数概率密度(脉动入流)

Fig 12 Probability density of wind pressure coefficient(turbulent inflow)



(a)测点A



(b)TPU 风洞试验

图 13 风压系数时程

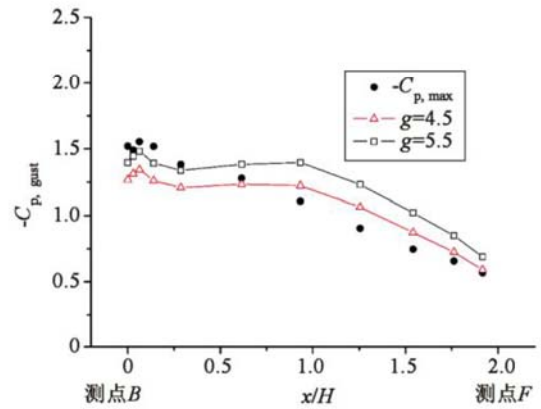
Fig 13 Time series of wind pressure coefficient

判知测点 C D 处脉动风压系数(标准差)较大。

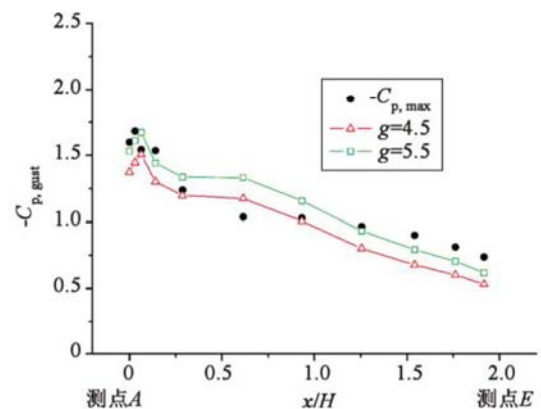
3.5 阵风因子

由于屋盖局部风压系数时程呈现典型的非高斯特性,因此峰值因子的取值应高于传统高斯过程 2.5 (保证率 99.38%) 的取值。图 14 给出了模型屋盖 AE 连线和 BF 连线(图 11)上采用峰值因子预测阵风风压系数的情况,即 $-C_{p, gust} = -(|\bar{C}_p| + g\sigma_{C_p})$, 其

中: $C_{p, gust}$ 为预测的阵风系数; \bar{C}_p 为风压系数均值; σ_{C_p} 为风压系数均方差; g 为峰值因子,图 14 中 $C_{p, max}$ 为测点时程速度最大值。



(a)BF 连线



(b)AE 连线

图 14 阵风风压系数预测

Fig 14 Prediction of gust pressure coefficient

在BF连线上,当峰值因子 $g = 4.5$ 时,可以预测屋顶气流分离后尾流区 ($x/H > 0.6$ x 为连线上点距屋盖迎风边缘的距离)的极值风压,但对迎风边缘极值风压预测不足: $g = 5.5$ 时对迎风边缘极值风压系数预测方较为准确,说明迎风边缘风压非高斯特性明显,偏态较大。在AE连线上,当峰值因子 $g = 5.5$ 时,对屋盖阵风风压系数预测较为准确,而 $g = 4.5$ 时,对屋顶阵风风压系数预测偏低,尤其当 $x/H > 1.2$ 说明CE连线附近非高斯特性也较为明显,而统计时间较短对该区域 σ_{c_r} 预测偏低也是潜在原因。

4 结论与展望

基于LES模型对湍流边界层内低矮建筑绕流进行模拟,得到如下结论:

(1)采用顺流向拟周期边界条件模拟了平板湍流边界层,可为B类(空旷)地貌数值抗风研究采用。

(2)将湍流边界层内速度风压时程引入验证单元,验证了入流边界对网格变化的良好适应性。

(3)将脉动入流引入建筑绕流模拟,得到了与试验较为接近的平均风压系数、脉动风压系数;屋盖迎风边缘及侧风边缘中部的非高斯特性明显,其他部位基本符合高斯分布特性。采用阵风因子预测了结构表面瞬时风压,建议阵风因子取 $4.5 \sim 5.5$ 。

几点展望:

(1)流速时程频谱在高频段衰减,与 von Karman 谱尚存在差异,有必要对数值算法及网格相关性进行研究。

(2)将本文方法与粗糙面湍流边界层相结合,模拟高湍流度及高雷诺数风场及其结构绕流场。

参 考 文 献

- [1] EHOka Y M, Ragab S A, Hajj M R. Large-eddy simulation of flow over a surface-mounted prism using high-order finite-difference scheme [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 2008, 96(6-7): 900-912
- [2] Nozawa K, Tamura T. Large eddy simulation of the flow around a low-rise building immersed in a rough-wall turbulent boundary layer [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 2002, 90 (10): 1151-1162
- [3] Kataoka H. Numerical simulations of a wind-induced vibrating square cylinder within turbulent boundary layer [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 2008, 96(10-11): 1985-1997.
- [4] Lund T S, Wu X, Squires K D. Generation of turbulent inflow data for spatially-developing boundary layer simulations [J]. Journal of Computational Physics 1998, 140(2): 233-258
- [5] Kondo K, Murakami S, Mochida A. Generation of velocity fluctuations for inflow boundary condition of LES [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 1997, 67-68: 51-64
- [6] DeGraaff D B, Eaton J K. Reynolds-number scaling of the flat-plate turbulent boundary layer [J]. Journal of Fluid Mechanics 2000, 422: 319-346
- [7] 李波, 杨庆山, 黄韬颖. 中、美、澳荷载规范关于脉动风特征的规定 [J]. 建筑科学与工程学报, 2008, 25(3): 22-26 (LI Bq, YANG Qingshan, HUANG Taoying. Prescript of wind turbulence characteristics in Chinese, American and Australian load code [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering 2008, 25 (3): 22-26 (in Chinese))
- [8] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: An introduction to wind engineering [M]. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1996
- [9] Tamura T, Nozawa K, Kondo K. AIJ guide for numerical prediction of wind loads on buildings [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 2008, 96(10-11): 1974-1984
- [10] Baines W D. Effects of velocity distribution on wind loads and flow patterns on buildings [C]. // Proceeding of International Conference on Wind Effects on Buildings and Structures. Teddington, U K: National Physical Laboratory, 1963
- [11] Tokyo Polytechnic University Aerodynamic Database [EB/OL]. [2010-7-31]. <http://wind.arch.tkoug.ac.jp/system/eng/contents/code/tpu>