

# 不同来流下超高层建筑流固耦合风效应特性研究\*

卢春玲<sup>1,2,3</sup>, 巫敏<sup>1</sup>, 陈旭东<sup>1</sup>, 王强<sup>1,2,3</sup>

(1. 广西绿色建材与建筑工业化重点实验室 桂林, 541004) (2. 桂林理工大学土木工程学院 桂林, 541004)  
(3. 广西壮族自治区智慧结构材料工程研究中心 桂林, 541004)

**摘要** 为了研究在流固耦合效应下不同来流对超高层建筑风效应特性的影响,采用分离涡方法(detached eddy simulation,简称DES)对深圳平安金融大厦气弹模型进行全尺寸数值风洞模拟,利用湍流脉动生成(discretizing and synthesizing random flow field generation,简称DSRFG)方法模拟大气边界层湍流和均匀来流,得到模型的风压和风致响应结果,并与风洞试验和现场实测数据进行对比。研究表明:分离涡模拟得到的湍流来流下建筑风压与风洞试验和现场实测结果分布趋势一致;2种工况下建筑平均风压系数分布相似,湍流来流下迎风面脉动风压系数大于均匀来流;横风向加速度响应湍流来流大于均匀来流,均匀来流下加速度响应功率谱表现出三峰,位移响应功率谱表现出双峰,湍流来流下表现出单峰;在流场方面,均匀来流风速较湍流来流更加均匀,尾流涡旋更加扁平狭长,整体涡量较小。

**关键词** 流固耦合;超高层建筑;分离涡;现场实测;风致响应  
**中图分类号** TU973

## 引言

超高层建筑具有质量轻、柔度大、自振频率及阻尼较低等特性,相比于低矮建筑,其结构的风致响应也更加剧烈,属于风敏感性结构。超高层建筑表面常有玻璃幕墙等附属结构,而结构的风荷载和风致响应对来流湍流比较敏感,因此研究湍流对超高层建筑的风效应十分必要。Tieleman等<sup>[1]</sup>模拟了湍流强度在7%~19.3%的7个风场,并对某试验房屋进行了风洞试验,结果表明,屋顶峰值风压系数随着来流湍流强度增大而增大。全涌等<sup>[2-3]</sup>模拟了4种风场并对15个超高层建筑模型进行测力试验,拟合出超高层建筑的横风向气动力谱,又通过对长细比为6的气动弹性方形建筑模型进行试验,拟合出其气动阻尼的计算公式。王辉<sup>[4]</sup>研究了高层建筑群在4种地貌下建筑表面风压分布特性和风速场,发现地貌对建筑周围行人高度的风场和建筑表面风压系数影响较大。卢春玲等<sup>[5]</sup>等在3种不同流场下采用大涡模拟(large eddy simulation,简称LES)对深圳平安金融大厦风致响应进行分析,发现来流湍流强度与横风向等效风荷载呈正相关。

上述数值风洞研究均未考虑流固耦合效应,然而超高层建筑结构和风场间的耦合作用问题十分突

出,因此研究超高层建筑结构的风致荷载特性时应考虑结构与风场之间的耦合作用。文献[6-7]对台北101大楼进行了结构响应特性研究,发现考虑流固耦合效应后结构模型的横风向等效风荷载显著降低,顺风向等效风荷载无明显变化。Wijesooriya等<sup>[8-9]</sup>采用LES湍流模型对超高细长结构气弹模型的风致响应进行分析,将双向流固耦合和单向流固耦合效应下的结构响应结果与风洞试验进行比较,发现结构在流固耦合效应下的结果与试验结果相近。

以上研究采用雷诺平均方程(Reynolds averaged navier-stokes,简称RANS)和LES,但RANS模型模拟精度欠佳,LES模型对网格要求较高,在近壁面附近的处理需要耗费大量的计算成本,处理方式复杂,使其在工程领域的应用和发展受限。DES湍流模型在近壁区采用RANS,远离壁面区采用LES,对高雷诺数流动有较强的适应性,计算精度高,所需计算资源适中,结合了两者的优点。

深圳平安大厦建成后,在台风“Nida”、“Haima”和“Mangkhut”等<sup>[10-11]</sup>入境时进行了现场实测工作。笔者以深圳平安大厦为研究对象,建立其气弹性模型,在均匀来流和湍流来流条件下采用DES湍流模型对建筑模型的风压系数、等效静力风荷载以及风致响应进行分析,将模拟得到的风压系数、结构模态

\* 国家自然科学基金资助项目(52468041);广西科技基地与人才专项资助项目(桂科AD25069101)  
收稿日期:2023-01-30;修回日期:2023-05-25

与风洞试验以及台风“Mangkhut”下现场实测结果进行对比,验证模拟结果的准确性,分析了建筑在均匀来流和湍流来流下的风效应差别。

### 1 现场实测和风洞试验

深圳平安金融大厦高为 600 m,宽度沿其高度从底部的 63 m 逐渐减小到顶部的 42 m,在第 97 层、82 层、65 层、50 层和 35 层 5 个楼层安装了 48 个风压传感器。其中,在 82 层安装了 16 个风压传感器,测点布置如图 1 所示。图中:P 表示压力传感器;N、E、W 和 S 表示北、东、西、南方向;L、R 表示左和右。在建筑顶部安装了超声波风速计。在台风“山竹”<sup>[11]</sup>通过期间,结构健康监测系统同时连续记录建筑顶部

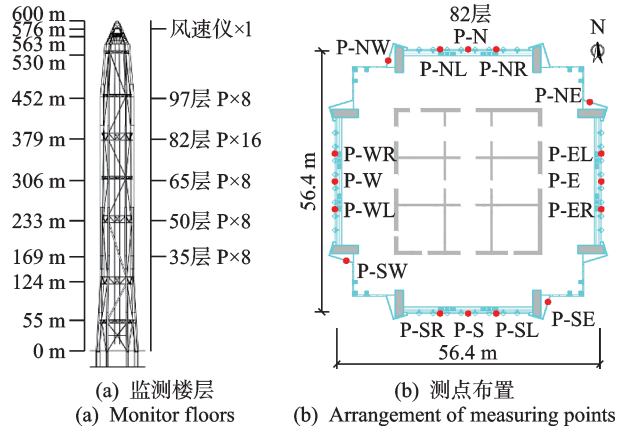


图 1 大厦 82 层测点布置图(H=379 m)  
Fig.1 Arrangement and locations of measurement devices at elevation view and 82F plan (H=379 m)

在某风洞实验室,对深圳平安大厦气弹模型进行了风洞试验,风洞试验模型和平面朝向图如图 2 所示。试验部分宽为 4.9 m、高为 3.0 m,采用 1:500 的几何比例制作深圳平安金融大厦外形的气弹模型以及半径 600 m 内的周边建筑模型,结构阻尼比设计为 4%。模型安装在风洞试验段的转盘上,通过转动模型来模拟不同的风向。风洞试验中以 10°为间隔,共测试了 36 个风向。风速仪设置在相当于足尺 760 m 的高度。试验中,在模型底部的应变片信号以及模型顶部的加速度传感器信号均连接到风洞的数字采集系统上,并按照 300 点/s 的速率对所有信号采样,得到同步的时间序列。信号记录长度相当于足尺情况下 2 h。气弹模型上设置了 2 个加速度传感器,设置高度相当于实际建筑物的 115 层(地面以上 538.0 m)。气弹模型上布置了应变片,以测定大楼两个正交方向的倾覆力矩和基底剪力。

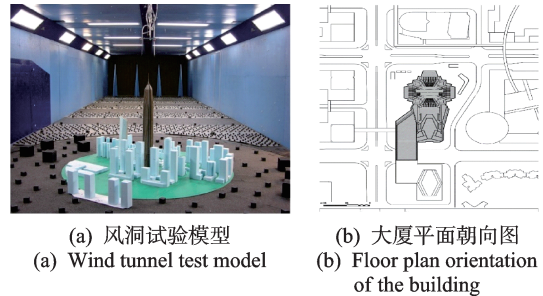


图 2 风洞试验模型和平面朝向图  
Fig.2 Wind tunnel experimental model and plan orientation diagram

### 2 数值模拟

本研究对均匀来流和湍流来流下的深圳平安金融大厦进行了考虑流固耦合的数值风洞模拟,基于 ANSYS Workbench 平台建立其气弹模型,临界阻尼比与风洞试验一致,通过 System Coupling 模块计算得到模型风荷载及风致响应。材料设置见表 1。

表 1 材料设置  
Tab.1 Material settings

参数类型	参数设置
单元类型	Solid 186
密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	321.0
弹性模量/Pa	3×10 <sup>9</sup>
泊松比	0.3
临界阻尼比	4%

#### 2.1 计算域与网格划分

对全尺寸的深圳平安大厦进行建模计算,建筑模型高为 600 m,底部尺寸为 63 m×63 m。单体建筑计算域尺寸为 1 200 m×2 400 m×1 200 m,周边建筑计算域尺寸为 3 000 m×2 000 m×1 500 m。流域尺寸如图 3 所示。其中,建筑模型距入口和出口的距离分别为 L 和 3L(L=600 m),来流沿 x 正方向流入。平安金融大厦单体模型在计算域中的阻塞

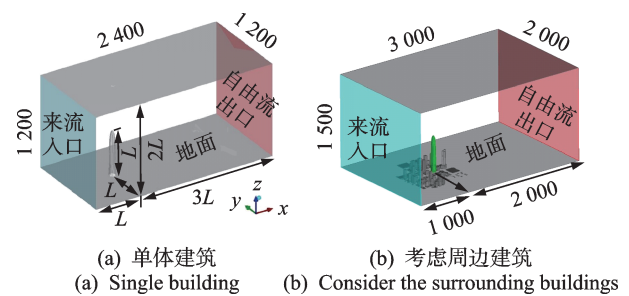


图 3 流域尺寸(单位:m)  
Fig.3 Computational domain size (unit: m)

率为2.63%,满足阻塞率要求。划分网格采用最小网格尺寸为1m的非结构化网格,网格增长率为1.1,最大网格尺寸为40m,总网格数量为 $463 \times 10^4$ 。网格划分如图4所示。第1层网格高度为 $1.19 \times 10^3$ mm,则 $y^+$ 为95左右。

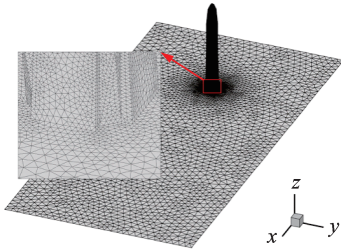


图4 网格划分

Fig.4 Computational mesh

### 2.2 边界条件

对于流体计算域,均匀来流与湍流来流条件下均采用分离涡模拟的数值模拟方法及相同的边界条件。计算域的入口处边界条件为速度入口,大气边界层平均风速剖面的模拟采用指数率形式<sup>[12]</sup>,即

$$V = V_0(z/z_0)^\alpha \quad (1)$$

其中: $V$ 、 $V_0$ 分别表示高度为 $z$ 处及标准参考高度的平均风速, $V_0$ 取50年重现期下10m高度处平均风速34.7m/s; $z$ 、 $z_0$ 分别为任意高度及标准参考高度,在C类地貌条件下 $z_0=10$ m; $\alpha$ 为地面粗糙度指数,在C类地貌条件下 $\alpha=0.22$ 。

对于湍流来流条件下的流场,湍流强度 $I_z$ <sup>[12]</sup>为

$$I_z(z) = I_{10}(z/10)^{-\alpha} \quad (2)$$

其中: $z$ 为任意高度; $I_z$ 为任意高度处湍流强度; $I_{10}$ 为10m高度名义湍流强度,C类地貌下取0.23。

本研究中分离涡模拟入口湍流生成采用DSRFG<sup>[13]</sup>方法。对于均匀来流下的流场,则将湍流强度 $I_z$ 设置为0,其他边界条件下设置见表2。在结构动力响应计算中,建筑模型在基础处的约束设置为3向固定约束。在Workbench有限元模型中,将建筑物除去底面的其他面设置为流固耦合面。

表2 边界条件设置

Tab.2 Setting of boundary condition

参数类型	模型参数
结构模型尺寸	63 m × 63 m × 588 m
入口边界条件	速度入口
出口边界条件	自由出流
流域侧面和顶面边界条件	对称
其他流场边界条件	壁面

### 2.3 湍流模型

分离涡模拟是对内部边界层网格采用RANS计算、对外围分离量较大的网格采用LES计算的一种数值模拟方法,该方法可以将网格尺寸相关的长度比例 $l$ 从RANS切换到LES,即

$$l = \min(d, C_{DES} \Delta_{DES}) \quad (3)$$

$$\Delta_{DES} = \max(\delta_x, \delta_y, \delta_z) \quad (4)$$

其中: $C_{DES}=0.65$ ; $\delta_x$ 、 $\delta_y$ 、 $\delta_z$ 为3个方向的网格比例; $d$ 为网格到壁面的距离。

当 $l=d$ 时,启用RANS计算;当 $l=C_{DES} \Delta_{DES}$ 时,转换为LES进行计算。

DES方法对RANS区域和LES区域的划分仅依赖于网格尺度,在某些情况下可能会出现以下问题:随着网格的加密,DES97的限制器会误判而将该单元用LES处理,LES计算可能会在边界层内被激活,但此时网格的密度并不足以提供LES计算湍流边界层所需要的网格密度,使得LES产生过小的湍流黏性,导致模型Reynolds应力的不匹配,产生模型应力损耗(modeled stress depletion,简称MSD),MSD的直接后果是导致网格诱导的分离,边界层内受到LES方法干扰使湍流黏性降低,在小分离流动中出现明显的非物理分离解。因此,Spalart等<sup>[14]</sup>提出了一种改进的方法,通过引入控制函数保证边界层内的RANS求解,延迟了RANS的作用范围。该方法使用混合函数来定义长度比例 $\bar{d}$ ,即

$$\bar{d} = d_w - f_d \max(0, d_w - C_{DES} \Delta) \quad (5)$$

其中: $d_w$ 为网格到壁面的距离; $f_d$ 为转换函数, $f_d = 1 - \tanh(8r_d^3)$ 。

湍流尺度与网格到壁面距离之比的计算式为

$$r_d = \frac{(\mu_t + \mu)}{\max[\sqrt{U_{ij}U_{ij}}, 10^{-10}]k^2d_w^2} \quad (6)$$

其中: $\mu_t$ 为动力黏度; $\mu$ 为分子黏度; $U_{ij}$ 为速度梯度; $k$ 为卡曼谱常数。

转换函数 $f_d$ 在靠近壁面为0,湍流模型为RANS模型;在远离壁面为1,湍流模型转为LES模型。因此,可以使用转换函数 $f_d$ 来判别单元是否位于边界层内,提高了模拟的准确度和计算效率。分离涡模拟中,LES选择湍动能运输亚格子模型,该模型对不均匀湍流的复杂流场有着较好的模拟效果。RANS模型设定为Realizable  $k-\epsilon$ 两方程模型,对于RANS模型中的 $k$ 与 $\epsilon$ ,通过UDF编程进行定义。湍流动能 $k=1.5(v^2I^2)$ ,其中: $I$ 为湍流强度;湍流积分尺度 $l_x=100(z/30)^{0.5}$ ; $\epsilon$ 为湍流耗散率, $\epsilon=0.52k^{1.5}/l_x$ 。

### 2.4 参数求解

本次计算基于18核36线程CPU计算平台进行数值模拟计算。2种工况下流体区域参数设置一致,时间类型设置为瞬态。对风场的计算采用3D双精度、分离式求解器,空气模型选用不可压缩的常密度空气模型,基于压力求解器,求解算法采用SIM-  
PLEC算法,离散格式选用二阶迎风格式。耦合模块的时间类型设置为瞬态,时间步长为0.1 s,步数设为6 000步,每步最大迭代子步设置为15步,雷诺数约为 $1.6 \times 10^8$ 。在动态网格设置中,将建筑表面即流固耦合表面设置为系统耦合,采用局部单元方法,最小长度尺度与最大长度尺寸根据流域与网格的大小分别取为0.6 m与123 m,最大单元歪斜率为0.9,网格重构间隔采用默认的5步,库朗数约为3.7。边界节点的弹簧系数和松弛系数分别为0.5和0.2,2种工况的绝对残差收敛判定值设置为 $1 \times 10^{-4}$ 。

### 3 网格无关性和结果正确性验证

对粗、中、细3种不同网格方案进行不考虑流固耦合的数值风洞计算,其最小网格尺寸参数分别为2、1和0.5 m,最大网格尺寸均为40 m,网格增长率均为1.2。流域的3种网格方案如图5所示。将各方案得出的结果与现场实测数据进行对比,不同网格下网格质量和迎风面压力系数见表3。平安大厦 $z=379$  m测点位置如图6所示。各网格方案测点平均风压系数与现场实测结果对比如图7所示。

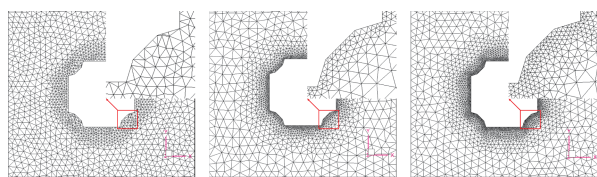


图5 流域的3种网格方案

Fig.5 Three different mesh patterns of flow field

表3 不同网格下网格质量和迎风面压力系数

Tab.3 Mesh quality and mean wind pressure coefficient on windward side of different mesh patterns

网格方案	网格总数	网格歪斜度	迎风面平均风压系数均值	相对误差/%
现场实测	—	—	0.460 0	—
粗网格	$220 \times 10^4$	0.65	0.506 0	10.27
中等网格	$470 \times 10^4$	0.45	0.502 6	9.51
细网格	$831 \times 10^4$	0.40	0.492 0	7.14

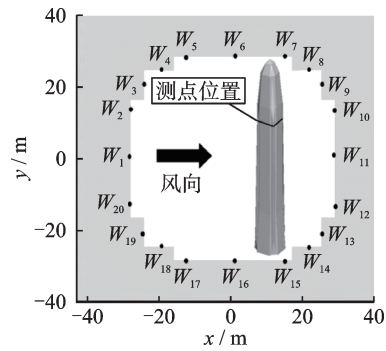


图6  $z=379$  m测点位置

Fig.6  $z=379$  m measurement points arrangement

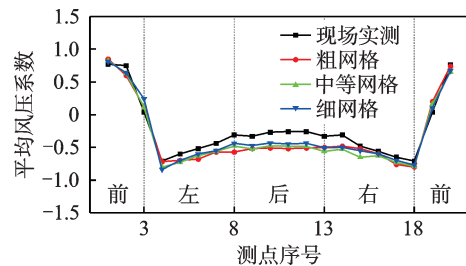


图7 各网格方案测点平均风压系数与现场实测结果对比

Fig.7 Mean wind pressure coefficients under different mesh patterns comparison with field measurement results

由表3可知,相比于粗网格模式,中等网格与细网格方案的网格质量较好,且粗网格方案的歪斜率比其他2种网格模式差,3种网格方案下迎风面平均风压系数与风洞试验结果相对误差较小。由图7可知,3种网格方案下各测点平均风压系数与风洞试验结果分布趋势相一致,满足网格独立性要求。本研究的计算流体动力学模拟中采用中等网格模式。

单体模型和考虑周边建筑模型的平均风压系数云图如图8所示。可以看出:在建筑迎风面1/3高度

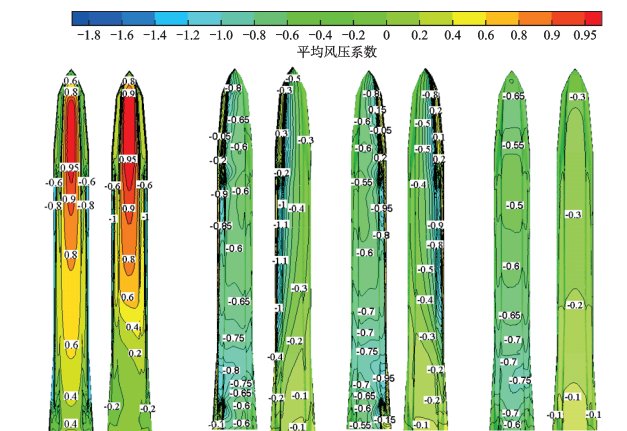


图8 单体模型和考虑周边建筑模型的平均风压系数云图

Fig.8 Cloud diagram of mean wind pressure coefficient for single rigid model and rigid model considering surrounding buildings

以上,两者风压分布相似,数值相近;在建筑 1/3 高度以下,两者风压分布产生差异,但数值相差不大。 $y=0$  剖面平均风速云图如图 9 所示。可以看出:在建筑 1/3 高度以上两者风速云图分布相似;在建筑 1/3 以下,由于前方建筑对来流的干扰,使建筑下方的风速分布产生差异,从而导致平均风压系数分布不同。本研究仅取现场实测 2/3 高度处的数据进行比较验证,且周边建筑对该高度处的影响较小,因此采用单体建筑进行流固耦合计算。

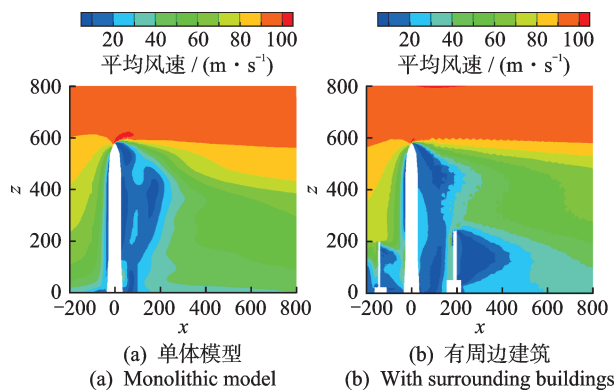


图 9  $y=0$  剖面平均风速云图

## 4 结果分析

### 4.1 流场分析

对深圳平安金融大厦进行流场分析,其周围流场瞬时风速云图如图 10 所示。 $z=379$  m 剖面平均风速云图和流线分布如图 11 所示。由图可知,2 种工况下来流在建筑周围都表现出钝体绕流,来流在建筑前缘两侧倒角分离,在建筑尾流区形成 2 个巨大的涡旋。均匀来流在到达建筑前具有较强的稳定性,风速分布均匀,而湍流来流较紊乱。接触到建筑后,均匀来流在建筑两侧周围形成风速较小的特征湍流,在尾流区形成狭长、扁平的涡旋,且涡旋离壁面较远。相比于均匀来流,湍流来流下建筑两侧特征湍流平均风速更高,尾流区涡旋较短且更靠近壁面。

在有旋涡的流场区域,充满以自身轴为中心旋转的流体微团,形成以涡量表示的涡量场。涡量表示流动场内各点的旋度,涡量越大,表明流体微团旋转角速度越大,流场扰动剧烈,有利于流体传质的强化,对周围介质的卷吸能力越强。涡量在本研究中的含义是风速矢量的旋度。 $y=0$  和  $z=379$  m 剖面涡量分布图分别如图 12、13 所示。可以看出:均匀来流下建筑前方涡量较湍流来流下的涡量小,两者

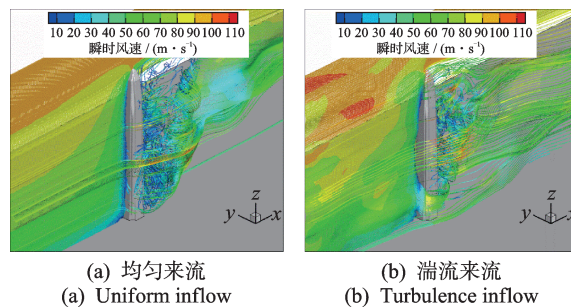


图 10 大厦周围流场瞬时风速云图

Fig.10 Instantaneous velocity contours around building

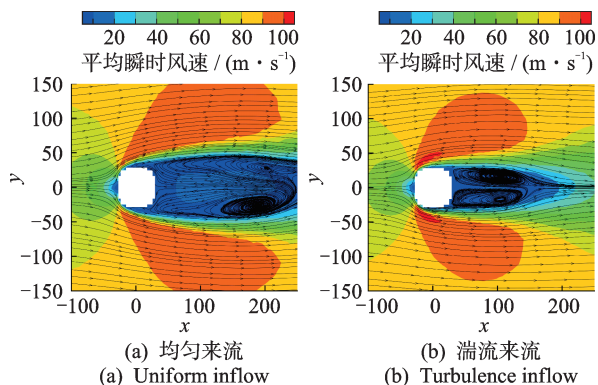


图 11  $z=379$  m 剖面平均风速云图和流线分布

Fig.11 Mean velocity contour and streamlines distribution in  $z=379$  m profile

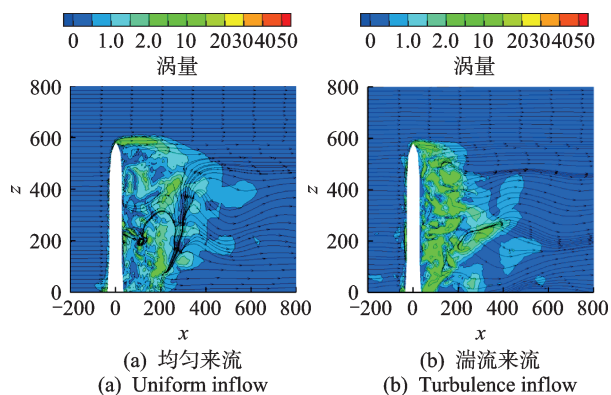


图 12  $y=0$  剖面涡量分布图

Fig.12 Vorticity and streamlines distribution in  $y=0$  profile

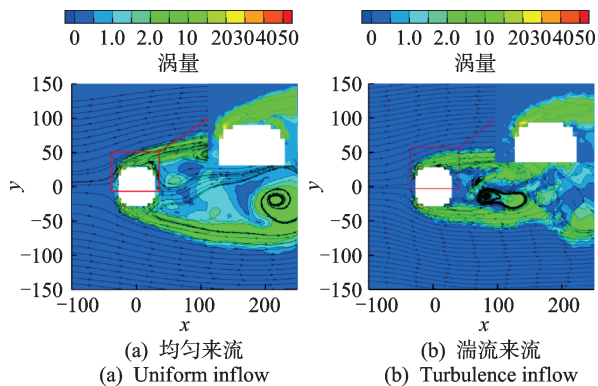


图 13  $z=379$  m 剖面涡量分布图

Fig.13 Vorticity and streamlines distribution in  $z=379$  m profile

的涡量值均在建筑两侧和尾流区较大;同一平面上涡量最大值出现在迎风面的倒角处;均匀来流下入流流线平直,风场总体涡量较小;湍流来流下入流有所波动,风场总体涡量较大,涡旋脱落现象明显。

### 4.2 风压系数

平均风压系数  $C_{\bar{P}_i}$  定义为

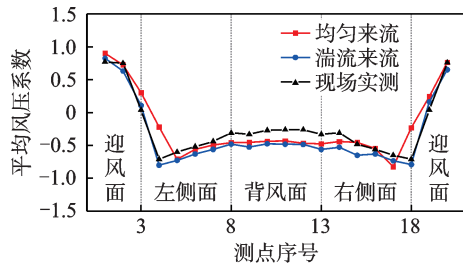
$$C_{\bar{P}_i} = 2(P_i - P_{ref}) / \rho u_{ref}^2 \quad (7)$$

脉动风压系数  $C_{P_i, rms}$  的计算公式为

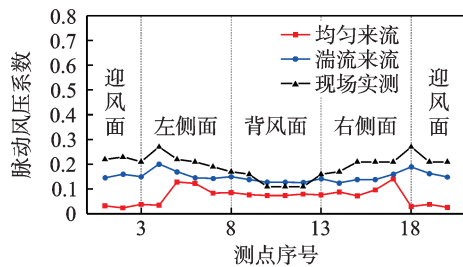
$$C_{P_i, rms} = \sqrt{\sum_{i=1}^N (C_{P_i} - C_{\bar{P}_i})^2 / N} \quad (8)$$

其中:  $P_i$  为第  $i$  测点处的风压值;  $P_{ref}$  为入口建筑高度处静压;  $u_{ref}$  为参考高度平均风速, 参考点为风场入口附近 600 m 高度处;  $\rho$  为空气质量密度;  $C_{P_i}$  为第  $i$  测点风压系数;  $N$  为该测点在时域内被测量次数。

均匀来流和湍流来流下  $z=379$  m 测点平均和脉动风压系数与实测值对比如图 14 所示。可以看出: 湍流来流下建筑的平均和脉动风压系数分布趋势与现场实测结果基本一致; 均匀来流下建筑迎风面和迎风面流动分离处的脉动风压系数小于实测值。



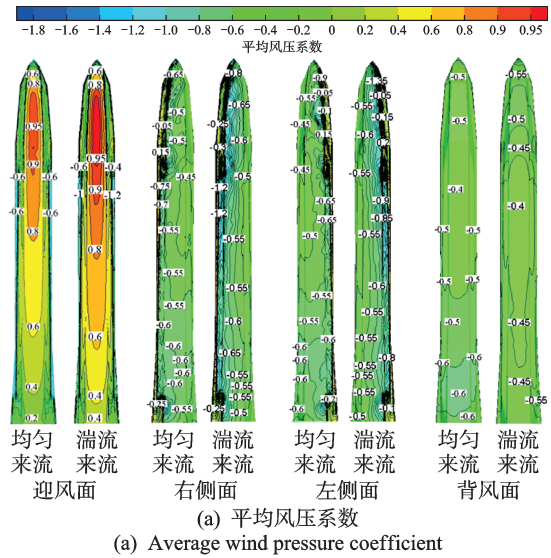
(a) Average wind pressure coefficient



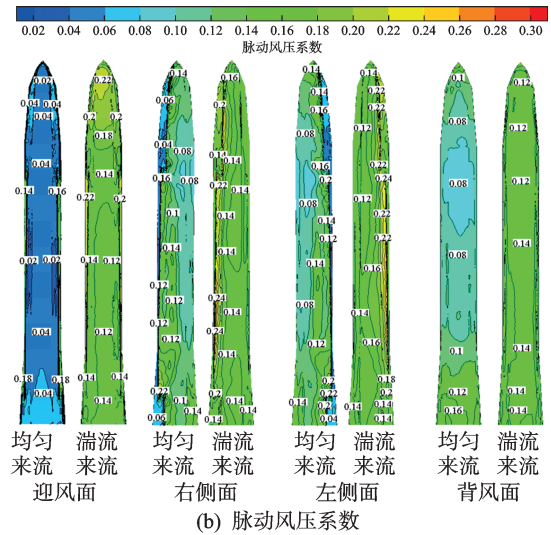
(b) Fluctuating wind pressure coefficient

图 14 379 m 高度测点平均和脉动风压系数与实测值对比  
Fig.14 Mean wind pressure coefficients and fluctuating wind pressure coefficients in  $z=379$  m with wind tunnel test and field measurements

建筑表面平均和脉动风压系数分布云图如图 15 所示。可以看出, 2 种来流下建筑表面的平均风压系数分布无明显差别, 整体呈现上大下小。由



(a) Average wind pressure coefficient



(b) Fluctuating wind pressure coefficient

图 15 建筑表面平均和脉动风压系数分布云图

Fig.15 Mean wind pressure coefficient cloud diagram and fluctuating wind pressure coefficients of building

于顶部外形为流线型, 因此最大值不在建筑顶部, 而在位于建筑大约 3/4 高度处。

均匀来流下建筑迎风面和流动分离处脉动风压系数小于湍流来流工况, 2 种来流下背风面和流动再附着区域脉动风压系数分布无明显差别。

### 4.3 振型分析

对深圳平安金融大厦 Workbench 有限元模型进行模态分析, 将前 5 阶振型自振频率计算值与实测值进行对比, 结果见表 4。可以看出, Workbench 模型模态计算值与实测值差距都在 10% 以内, 具有较高的精确度与可信度。

### 4.4 风荷载

剔除前 200 s 不稳定数据, 得到深圳平安金融大

表 4 前 5 阶振型自振频率计算值与实测值对比

Tab.4 Comparison of computed and measured natural frequencies for the first five mode shapes

项目	x向	y向	扭转向	x向	y向
	1阶	1阶	1阶	2阶	2阶
现场实测值/Hz	0.120	0.122	0.283	0.406	0.419
模型计算值/Hz	0.116	0.116	0.256	0.388	0.388
结果差别值/%	3.3	4.9	9.4	4.4	7.4

夏均匀来流与湍流来流下建筑模型风荷载时程,如图 16 所示。其中:均匀来流的顺风向、横风向总风荷载根方差分别为  $2.57 \times 10^6$  和  $3.14 \times 10^6$ ;湍流来流的顺风向、横风向总风荷载根方差分别为  $4.46 \times 10^5$  和  $1.02 \times 10^7$ 。可以看出,均匀来流风场下风荷载脉动较湍流来流风荷载脉动更小,2 种风场条件下的数值风洞模拟出了作用在建筑上的随机风荷载。

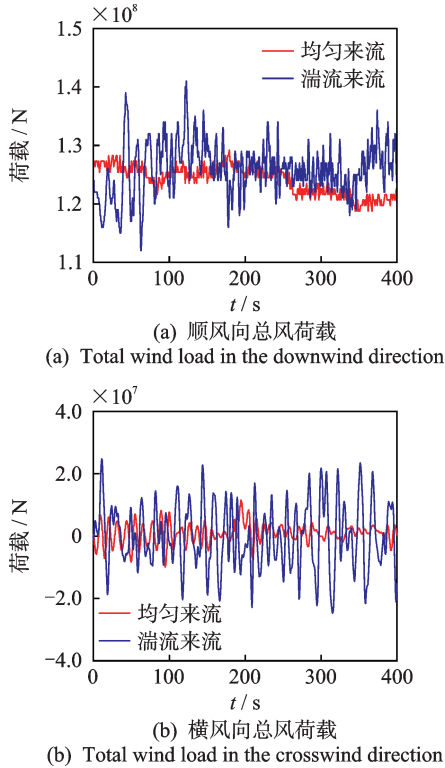


图 16 均匀来流与湍流来流下建筑模型风荷载时程  
Fig.16 Wind load time history of building models under uniform and turbulent flow

斯脱罗哈数 St 的定义为

$$St = D/T_s \bar{v} = n_s D/\bar{v} \quad (9)$$

其中:  $T_s$  为旋涡脱落周期;  $n_s$  为旋涡脱落频率;  $D$  为建筑物迎风面宽度;  $\bar{v}$  为来流的平均速度。

图 17 为均匀来流与湍流来流下建筑模型风荷载功率谱。由图 17(a)可以看出:顺风向风荷载功率谱没有明显主峰,能量分布与卡曼谱相吻合;均匀来流下风荷载功率谱在折减频率为 0.11、0.42 和

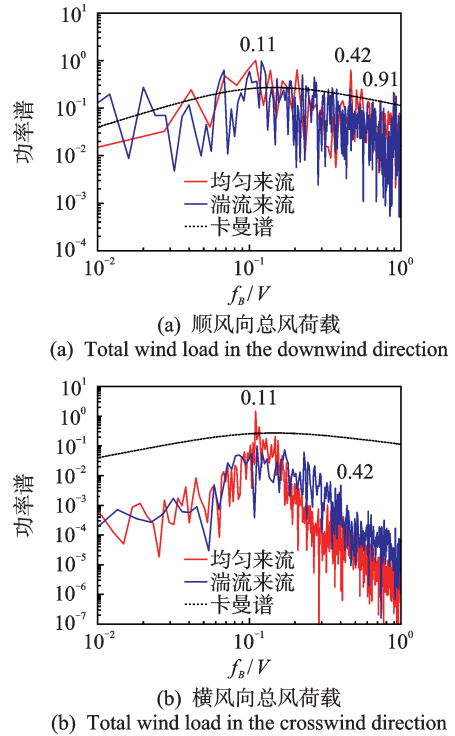


图 17 均匀来流与湍流来流下建筑模型风荷载功率谱  
Fig.17 Wind load power spectra of building models under uniform and turbulent flow

0.91 Hz 处出现较低谱峰,而湍流来流下仅在折减频率为 0.11 Hz 处出现谱峰,可见高湍流强度的来流使功率谱的能量向第 1 个谱峰集中。由图 17(b)可以看出,2 种来流下功率谱密度在折减频率为 0.11 Hz 附近出现谱峰,与方形柱体的斯脱罗哈数 0.12 相近,表明横风向的风荷载主要由卡门涡旋脱落产生。在湍流来流下,横风向风荷载功率谱主峰变低,低频范围的能量有所增加。随着湍流强度的提高,削弱了侧风面旋涡脱落,使弯矩脉动能量向高频转移,这与荷载谱结果相吻合。

#### 4.5 等效静力风荷载

采用时域分析方法对深圳平安大厦等效静力风荷载进行计算,其公式为

$$\hat{F}(y_i) = \bar{F}(y_i) \pm gM(y_i)\sigma_a(y_i) \quad (10)$$

其中:  $\hat{F}(y_i)$  为建筑第  $i$  楼层等效静力风荷载;  $\bar{F}(y_i)$  为第  $i$  楼层的平均风荷载;  $g$  为峰值因子,取为 3.5;  $M(y_i)$  为第  $i$  楼层的质量;  $\sigma_a(y_i)$  为第  $i$  层的根方差加速度;  $gM(y_i)\sigma_a(y_i)$  为第  $i$  楼层的惯性风荷载。

50 年重现期风速条件下湍流来流、风洞试验的各工况等效静力风荷载见表 5,其中结构阻尼比为 4%。可以看出,湍流来流下等效静力风荷载与风洞试验结果接近,顺风向和横风向基底等效力和力矩

表 5 各工况等效静力风荷载

**Tab.5 Equivalent static wind load in each working condition**

工况	$M_x/(N \cdot m)$	$M_y/(N \cdot m)$	$F_x/N$	$F_y/N$
风洞试验	$2.23 \times 10^{10}$	$2.36 \times 10^{10}$	$6.58 \times 10^7$	$6.68 \times 10^7$
湍流来流	$2.51 \times 10^{10}$	$2.42 \times 10^{10}$	$7.83 \times 10^7$	$7.44 \times 10^7$

分别为  $10^7$  和  $10^{10}$  量级。顺风向等效风荷载主要由来流平均风速剖面控制,而横风向等效风荷载主要由建筑两侧特征湍流产生。

4.6 风致响应

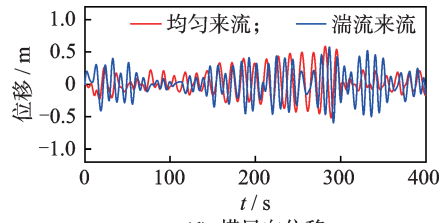
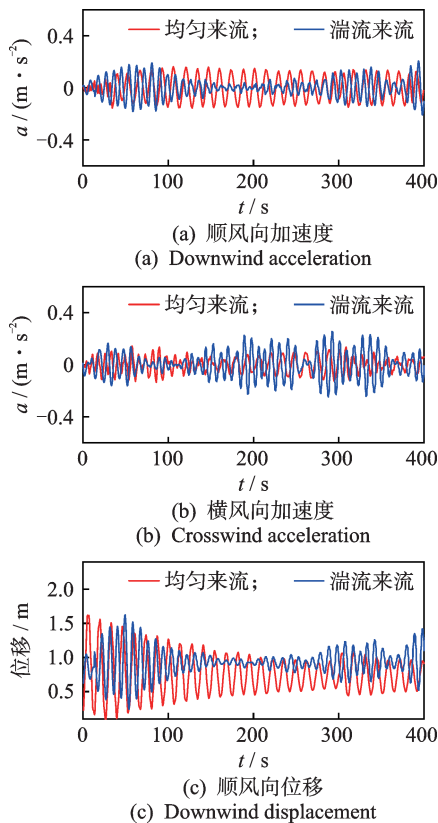
4.6.1 风致响应时程

结构峰值风致响应可以表示为

$$Y_{\max} = \bar{Y} + g\sigma_Y \quad (11)$$

其中:  $Y$  为某一结构响应(位移、加速度及内力等);  $\bar{Y}$  为均值;  $\sigma_Y$  为均方根值;  $g$  为峰值因子,荷载规范<sup>[12]</sup>规定  $g$  的取值为 2.5。

均匀来流与湍流来流建筑模型最高居住层风致响应如图 18 所示。2 种风场条件下建筑最高居住层响应值见表 6,建筑高度为 580 m。由表 6 和图 17 可以看出,两者顺风向加速度响应和横风向位移响应峰值、平均值和根方差相近,湍流来流下建筑顺风向位移和横风向加速度响应峰值、平均值和根方差均大于均匀来流的工况。



(d) 横风向位移  
(d) Crosswind displacement

图 18 均匀来流与湍流来流建筑模型最高居住层风致响应  
Fig.18 Time history curve of the acceleration and displacement of the highest residential floor of the building under uniform and turbulent flow

表 6 2 种风场条件下建筑最高居住层响应值

**Tab.6 Response values of the highest residential floor of the building under two flow field**

流场条件	项目	最高层加速度		最高层位移	
		x 向	y 向	x 向	y 向
均匀来流	峰值	0.238	0.193 0	1.620	0.636
	平均值	0.057	0.048 0	0.760	0.150
	根方差	0.043	0.032 1	0.287	0.129
湍流来流	峰值	0.236	0.327 0	1.730	0.701
	平均值	0.055	0.079 0	0.930	0.170
	根方差	0.046	0.060 3	0.376	0.130

顺风向上时,均匀来流下建筑最高居住层加速度的离差变化率比湍流来流下的小。建筑前方  $x = -40$  处的湍流强度剖面如图 19 所示。可以看出,由于湍流来流到达建筑表面之前不稳定,风速会产生较大变化,而均匀来流则更加平稳。均匀来流下建筑最高居住层位移响应变化幅值小于湍流来流工况。从顺风向风荷载时程可以看出,由于均匀来流下的风荷载根方差较小,而湍流来流下风荷载根方差较大,因此位移响应也随着时间产生较大变化。

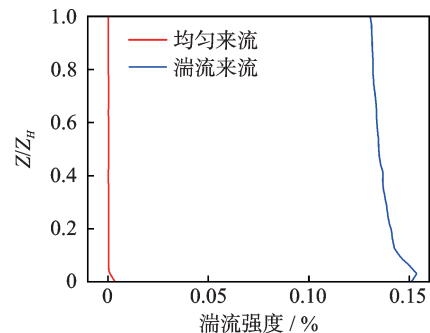


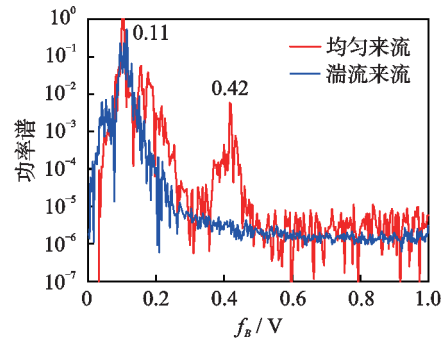
图 19 建筑前方  $x = -40$  处的湍流强度剖面  
Fig.19 Turbulence intensity profile at  $x = -40$  in front of the building

横风向上时,湍流来流下建筑最高居住层加速度根方差大于均匀来流。由于湍流来流在建筑侧面形成风速变化较快的特征湍流,其作用在建筑两侧

使结构产生横风向加速度,因此横风向加速度响应变化也较快。均匀来流在建筑模型两侧的流速较稳定,在横风向上的加速度响应幅值小于湍流来流工况。在横风向位移响应方面,2种工况下位移响应时程表现一致。

4.6.2 风致响应功率谱

均匀与湍流来流下建筑最高居住层风致响应功率谱如图20所示。可以看出,2种来流条件下建筑响应功率谱曲线出现第1个尖峰对应的频率大致相同,且该频率与建筑结构一阶自振频率相近,与理论结果吻合。均匀来流下建筑加速度响应功率谱表现出三峰,位移响应功率谱都表现出双峰。这是因为对于位移响应,第1阶振型起控制作用,高阶振型及振型间耦合对其的贡献很小,可以忽略不计,只需考虑基阶振型的响应就可以达到工程要求;对于加速度响应,第1阶振型已不再起控制作用,因此高阶振



(d) 横风向位移  
(d) Crosswind displacement

图20 均匀与湍流来流下建筑最高居住层风致响应功率谱  
Fig.20 Wind response power spectrum of the highest residential floor of the building under uniform and turbulent flows

型不能忽略不计,计算加速度响应时应该考虑高阶振型的影响。湍流来流下只表现出单峰,且各峰值频率对应建筑各阶自振频率。

顺风向上时,均匀来流下风荷载功率谱出现三峰,且各谱峰对应频率与风致响应功率谱谱峰频率接近,均匀来流脉动频率与结构自振频率接近,使来流与结构产生共振,因此在结构前3阶自振频率附近能量较大。湍流来流下风荷载功率谱仅有一个主峰,因此顺风向风致响应功率谱表现为单峰。湍流强度提高,削弱了侧面风旋涡脱落,使弯矩脉动能量向高频转移,这与荷载谱和响应谱结果相吻合。不同湍流强度下建筑的气动阻尼比也不同,对结构顺风向响应会产生一定的影响。

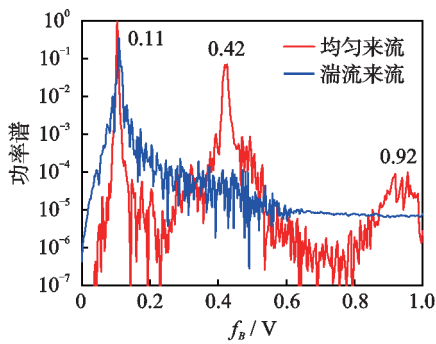
横风向上时,旋涡脱落频率与建筑结构自振频率相近,产生涡激共振,加速度响应和位移响应以结构一阶模态为主。当来流的湍流强度增大,低频区域的结构响应功率谱能量增大。

5 结 论

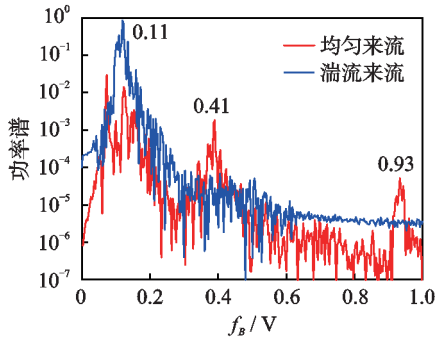
1) 对比前5阶自振频率和等效静力风荷载可知,本研究模拟具有较高的准确度,湍流来流工况下的结果与现场实测和风洞试验结果相吻合。

2) 来流在建筑迎风面倒角处分离,在尾流区形成大旋涡。均匀来流到达建筑前风速更加均匀,两侧形成的特征湍流风速较湍流来流低,尾流平均涡旋更加扁平、狭长,总体上涡量较小。湍流来流下建筑两侧特征湍流风速较高,背面涡旋脱落明显。

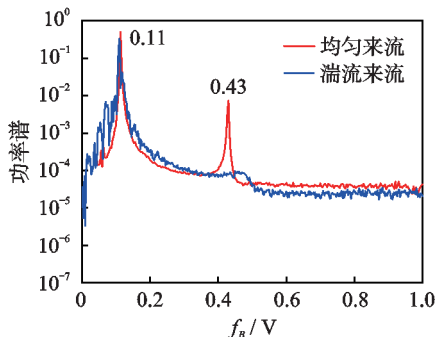
3) 湍流来流下的风压系数与现场实测结果分布趋势基本一致,2种工况下建筑的平均风压系数分布大致相同。相较于湍流来流,均匀来流下迎风面和流动分离处脉动风压系数较小,其他区域分布



(a) 顺风向加速度  
(a) Downwind acceleration



(b) 横风向加速度  
(b) Crosswind acceleration



(c) 顺风向位移  
(c) Downwind displacement

基本相同。

4) 顺风向风荷载功率谱没有明显主峰,能量分布与卡曼谱相吻合。在湍流来流下,横风向风荷载功率谱主峰变低,低频范围的能量有所增加。

5) 2种工况下顺风向加速度响应和横风向位移响应峰值、平均值和根方差相近。湍流来流下建筑顺风向位移和横风向加速度响应峰值、平均值和根方差均大于均匀来流的工况。均匀来流下建筑加速度响应功率谱表现出三峰,位移响应功率谱表现出双峰,而湍流来流下只表现出单峰。

### 参 考 文 献

- [1] TIELEMAN H W, GE Z, HAJJ M R, et al. Pressures on a surface-mounted rectangular prism under varying incident turbulence[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2003, 91(9): 1095-1115.
- [2] 全涌, 顾明. 超高层建筑横风向气动力谱[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2002, 30(5): 627-632.  
QUAN Yong, GU Ming. Power spectra of across-wind loads on super high-rise buildings[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2002, 30(5): 627-632.(in Chinese)
- [3] 全涌, 顾明. 方形断面高层建筑的气动阻尼研究[J]. *工程力学*, 2004, 21(1): 26-30, 47.  
QUAN Yong, GU Ming. Wind tunnel test study of aerodynamic damping of super highrise buildings[J]. *Engineering Mechanics*, 2004, 21(1): 26-30, 47.(in Chinese)
- [4] 王辉. 地貌对高层建筑(群)风效应影响数值分析[J]. *建筑结构*, 2011, 41(10): 143-145.  
WANG Hui. Numerical analysis of terrain influence on wind effects around tall buildings[J]. *Building Structure*, 2011, 41(10): 143-145.(in Chinese)
- [5] 卢春玲, 李秋胜, 黄生洪, 等. 深圳平安国际金融大厦风致响应大涡模拟分析[J]. *建筑结构学报*, 2012, 33(11): 1-11.  
LU Chunling, LI Qiusheng, HUANG Shenghong, et al. Large eddy simulation of wind induced response on the Shenzhen Pingan IFC Building[J]. *Journal of Building Structures*, 2012, 33(11): 1-11.(in Chinese)
- [6] 卢春玲, 刘宇杰, 陈锦焜, 等. 基于分离涡方法的台北101大厦流固耦合风致响应分析[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(3): 95-102.  
LU Chunling, LIU Yujie, CHEN Jinkun, et al. Wind-induced response analysis for fluid-structure interaction of Taipei 101 Building based on DES[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(3): 95-102.(in Chinese)
- [7] 卢春玲, 李中洋, 李秋胜. 基于大涡模拟的台北101大

楼风致响应分析[J]. *振动与冲击*, 2019, 38(15): 172-181.

LU Chunling, LI Zhongyang, LI Qiusheng. Wind induced responses of Taipei 101 Tower based on large eddy simulation[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(15): 172-181.(in Chinese)

- [8] WIJESOORIYA K, MOHOTTI D, AMIN A, et al. Wind loads on a super-tall slender structure: a validation of an uncoupled fluid-structure interaction (FSI) analysis[J]. *Journal of Building Engineering*, 2021, 35: 102028.
- [9] WIJESOORIYA K, MOHOTTI D, AMIN A, et al. Comparison between an uncoupled one-way and two-way fluid structure interaction simulation on a super-tall slender structure[J]. *Engineering Structures*, 2021, 229: 111636.
- [10] HE Y H, HAN X L, LI Q S, et al. Monitoring of wind effects on 600 m high ping-an finance center during typhoon Haima[J]. *Engineering Structures*, 2018, 167: 308-326.
- [11] HAN X L, LI Q S, LI X, et al. Multipoint synchronous monitoring of cladding pressures on a 600-m-high skyscraper during super typhoon mangkhut 2018 [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2021, 147(7): 04021080.
- [12] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. GB 50009—2012 建筑结构荷载规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [13] HUANG S H, LI Q S, WU R J, et al. A general inflow turbulence generator for large eddy simulation [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1998(10/11): 600-617.
- [14] SPALART P R, DECK S, SHUR M L, et al. A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities[J]. *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, 2006, 20(3): 181-195.



**第一作者简介:**卢春玲,女,1978年3月生,博士、教授。主要研究方向为结构振动、抗震分析。曾发表《Experimental study on seismic performance of square RC columns strengthened with multi-layer prestressed CFRP fabric》(《Journal of Building Engineering》2022, No.45)等论文。

E-mail:277342007@qq.com

**通信作者简介:**王强,男,1979年7月生,博士、副教授。主要研究方向为装配式结构。

E-mail:632544958@qq.com

for grounding conductors, which are difficult to simply detect and evaluate for traditional methods. Firstly, according to the electrochemical corrosion model of metals, the grounding conductor parametric corrosion model is established by importing the change of grounding conductor radius as corrosion parameter. Secondly, the corrosion model between an electromechanical impedance resonance frequency and corrosion parameter is established with the analysis of system electromechanical impedance and conductor mechanical admittance. Then, the resonance frequency and corrosion parameter signal of grounding conductors are obtained via finite element simulation method, while the coefficient of the corrosion model is obtained by the least square method. The results show that the electromechanical impedance detected by asymmetrical sensor layout can reflect variations of the corrosion parameter more clearly than that by symmetrical sensor layout. Linear model by finite element simulation and the least square method can predict the corrosion parameter. Moreover, the high consistency between the datum predicted by the linear model and the experimental datum, indicates the linear model is very accurate and can be used to detect the conductor corrosion in field applications.

**Keywords** grounding conductor; parametric corrosion model; electromechanical impedance; finite element simulation

## Study on the Characteristics of Fluid-Structure Interaction Wind Effects in Super High-Rise Buildings Subject to Various Inflow Conditions

LU Chunling<sup>1,2,3</sup>, WU Min<sup>1</sup>, CHEN Xudong<sup>1</sup>, WANG Qiang<sup>1,2,3</sup>

(1. Guangxi Key Laboratory of Green Building Materials and Construction Industrialization Guilin, 541004, China)

(2. College of Civil Engineering, Guilin University of Technology Guilin, 541004, China)

(3. Guangxi Engineering Research Center of Intelligent Structural Material Guilin, 541004, China)

**Abstract** To study the wind effect characteristics of super high-rise buildings in different incoming flows under the fluid-structure interaction effect, a full-scale numerical wind tunnel simulation of Pingan Financial Building in Shenzhen is carried out using the detached eddy simulation (DES), established the aeroelastic model. A new turbulent fluctuating flow field generation method named the discretizing and synthesizing random flow generator (DSRFG) is used to simulate the turbulent flows of the atmospheric boundary layer and the uniform flows. The wind pressure and wind-induced response results of the model are obtained. The calculated results are compared with the corresponding data from wind tunnel tests and field measurements to verify the accuracy of the numerical simulation. The analysis shows that the wind pressure of the building under turbulent incoming flow obtained from the DES is consistent with the distribution trend of wind tunnel test and field measurement results. The distribution of the mean wind pressure coefficient of the building under both conditions is similar, and the fluctuating wind pressure coefficient on the windward side under turbulent incoming flow is larger than that under uniform incoming flow. In addition, the cross-wind acceleration response is larger under turbulent incoming flow than that under uniform incoming flow, and the acceleration response power spectrum shows three peaks and the displacement response power spectrum shows two peaks under uniform incoming flow, while the turbulent incoming flow only shows a single peak. The acceleration response power spectrum shows three peaks and displacement response power spectrum shows double peaks under uniform incoming flow with only single peak under turbulent incoming flow. In the flow field, the wind velocity is more uniform in the uniform incoming flow than in the turbulent incoming flow, the wake vortex is flatter and narrower, and the overall vorticity magnitude is smaller.

**Keywords** fluid-structure interaction; super high-rise building; detached eddy simulation; field measurement; wind-induced response

## Wheelset Bearing Fault Detection Based on Multi-resolution Siamese Network

DENG Feiyue<sup>1</sup>, BI Yan<sup>1</sup>, LIU Yongqiang<sup>1</sup>, SONG Chunxue<sup>2</sup>, HAO Rujiang<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Shijiazhuang Tiedao University Shijiazhuang, 050043, China)

(2. CRRC Shijiazhuang Co., Ltd. Shijiazhuang, 050043, China)

**Abstract** In order to improve the fault detection performance of wheelset bearings under small sample image conditions, a machine vision inspection method based on a novel multi-resolution siamese neural network (MrSNN) is proposed for surface defect detection of wheelset bearings. First, the siamese neural network (SNN) is used as the basic model framework. A multi-resolution convolution fusion block (MrCFB) containing convolution kernels of different sizes and dilation factors is constructed to comprehensively extract the detailed features and contour features from images. Then, a dual attention mechanism combining channel and spatial information is adopted to recalibrate the multi-resolution feature weights, further enhancing the image feature extraction capability of the model. Finally, the algorithm is validated through the detection and analysis of four types of wheelset bearings images: normal, scratched, pitted and spalled. Experimental results show that the recognition rate for the three types of faulty images reaches 100%, the recognition rate for normal images is 95%, and the overall recognition accuracy is 98.75%. The recognition accuracy is superior to that of traditional SNN and YOLO-V5 models.

**Keywords** rolling bearing; fault diagnosis; neural network; image detection; multi-resolution feature

## Simultaneous Full-Field Strain and Temperature Testing on Welded Structures of Engines

YAN Song<sup>1,2</sup>, ZHANG Zhiwei<sup>1,2</sup>

(1. National Key Laboratory of Aerospace Liquid Propulsion Xi'an, 710100, China)

(2. Xi'an Aerospace Propulsion Institute Xi'an, 710100, China)

**Abstract** To investigate the fatigue strength of welded structures under high cyclic loads, a synchronized coupled testing method combining digital image correlation (DIC) and infrared thermography (IR) is employed to simultaneously acquire full-field strain and temperature data on the structural surface, explaining the evolution of structural damage. First, tensile testing is performed on 45# steel specimens, and the patterns of variations in surface temperature and strain during the tensile process are obtained. The temperature characteristics at various stages of the damage process agree well with the material load-time curve, reflecting the different stages of damage in 45# steel. Finally, ultra-low cycle fatigue testing is conducted on GH4061 welded structure used in engines, capturing the entire process of crack initiation, propagation, and fracture under cyclic loading, with synchronized full-field strain and temperature testing and analysis performed. The experimental results demonstrate the feasibility and effectiveness of this method in monitoring fatigue damage in welded structures.

**Keywords** welded structures; superalloys; infrared thermography; digital image correlation (DIC); crack