

流固耦合效应对开洞超高层建筑风荷载影响*

卢春玲, 陈旭东, 邱欢, 王强

(桂林理工大学广西绿色建材与建筑工业化重点实验室 桂林, 541004)

摘要 为研究流固耦合效应对开洞超高层建筑风荷载影响。以“珠江城”商务写字楼为研究对象,分别建立其全尺寸刚性、气弹数值模型,并采用分离涡模拟(detached eddy simulation,简称DES)方法进行数值模拟研究。首先,将数值模拟结果与风洞试验数据进行对比,以验证数值模拟准确性;其次,分别在2种典型风向角下,对比分析了刚性与气弹性建筑在流场、表面及开洞通道内侧壁风压系数、建筑总的风荷载及其功率谱上的差异。结果表明:考虑流固耦合效应后,建筑部分开洞通道内的气流流速有所减小,最大降幅程度可达10.8%;相较于刚性模型建筑,气弹模型建筑背风面附近流速更大,旋涡抽吸作用更强,建筑背风面下部平均风压系数绝对值增幅可达36.0%,脉动风压系数增幅则可达87.5%;流固耦合效应对顺风向、横风向建筑总的风荷载均值及根方差值起到放大作用,横风向总的风荷载根方差值最大增幅可达138.4%。

关键词 流固耦合效应;开洞超高层建筑;分离涡模拟;风荷载;风压系数

中图分类号 TU973;TH113.1

0 引言

随着超高层建筑形式、功能以及抗风措施的不断发展,开洞超高层建筑以其优美的建筑外形、风能应用潜力受到广泛关注与应用。例如,上海环球金融中心在顶部设置了巨大梯形开孔;“珠江城”商务写字楼在设备层设置了4个用于放置发电风机的孔洞。对这类新型超高层建筑风荷载开展深入研究,可为该类建筑的设计建造提供一定参考。

相关学者从多个角度对开洞超高层建筑开展了大量研究。Li等^[1]开展了刚性模型同步测压风洞试验,研究了开洞率、开洞高度、开洞方式及不同地区环境下矩形截面开洞高层建筑层风力系数差异。Dutton等^[2]通过刚性力平衡天平试验,研究了均匀来流下矩形截面建筑开洞前后模型横风向基底弯矩功率谱变化,发现3种开洞方式均能降低横风向基底弯矩谱峰。全涌等^[3]采用刚性模型开展测压风洞试验,并基于某近似矩形截面的开洞高层建筑工程实例,研究了3种开洞及不开洞情况下建筑表面风压系数差异。该研究表明,迎风面开洞时洞口附近平均风压系数有所下降,降幅在10%~20%。此外,文献[4-5]均对矩形截面气弹模型开展了风洞试验,研究了不同开洞方式对超高层建筑顶部风致响应影响。

上述研究主要关注刚性模型,且未考虑流固耦合效应等因素对开洞超高层建筑风荷载的影响。此外,超高层建筑柔度大、自振频率低、阻尼小,是典型的风敏感结构^[6-7],其流固耦合效应问题更加突出,这将进一步影响建筑表面风荷载大小及分布。

相较于风洞试验,数值模拟方法能够获得更为详尽的流场信息^[8],以便更好解释流场与建筑相互作用的内在机理。数值模拟方法中的分离涡模拟DES可较好模拟流动湍流特征,准确预测大气边界层流动下的表面压力^[9-10]。此外,有研究表明DES具有与大涡模拟(large eddy simulation,简称LES)相似的预测精度,且能够在一定程度上降低模拟成本^[11-12]。

本研究基于Ansys Workbench平台以及DES方法,以“珠江城”商务写字楼为研究对象,建立2种典型风向角(0°、180°)下的刚性模型与气弹模型。主要研究流固耦合效应对开洞超高层建筑周围流场、表面及开洞通道内侧壁风压系数、建筑顺风向和横风向总风荷载时程及其功率谱影响。

1 风洞试验

在中国空气动力研究与发展中心的风工程试验研究中心大气边界层风洞的低速风洞中,开展“珠

* 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:2023-12-03;修回日期:2024-04-24

江城”商务写字楼项目的风洞试验,试验段尺寸为 $12\text{ m}\times 16\text{ m}\times 25\text{ m}$ 。采用丙烯腈/丁二烯/苯乙烯共聚物(acrylonitrile-butadiene-styrene,简称ABS)板制作“珠江城”商务写字楼缩尺测压模型,模型缩尺比为 $1:150$,模型高度为 2.06 m 。对测压模型及其周围半径 450 m 范围内主要建(构)筑物开展以 22.5° 为增量、共 16 个风向角下的测压试验,图1为测压试验模型鸟瞰图。风荷载的参考坐标系及坐标系原点见图2,风向角为 0° 时是初始方位,当风向角 β 增大时,来流方向按顺时针旋转。“珠江城”商务写字楼模型风洞试验测压点分布如图3所示。

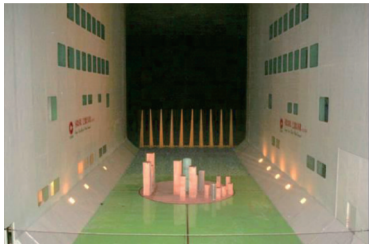


图1 测压试验模型鸟瞰图
Fig.1 Manometric test model

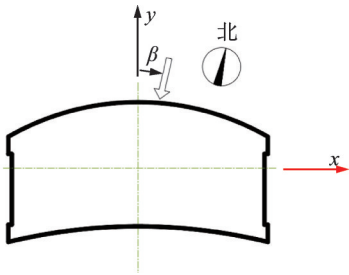


图2 测压试验参考坐标系
Fig.2 Load test reference frame system



图3 风洞试验测压点布置(单位:m)
Fig.3 Layout of measuring points for wind tunnel tests
(unit: mm)

2 数值模拟

采用Ansys Fluent软件进行刚性模型非流固耦合数值模拟。对于考虑流固耦合效应的情况,通过Ansys Workbench平台开展气弹模型双向流固耦合数值模拟来实现,采用Fluid Flow(Fluent)模块计算平台中流体域,结构计算采用Transient Structural模块,最后通过System Coupling模块进行流体域与结构域的耦合计算。

2.1 数值模拟工况

本研究共开展5种工况下的数值模拟,为更好研究流固耦合效应对“珠江城”商务写字楼风荷载影响,不考虑周边建筑干扰影响。考虑周边建筑的工况0仅用于与风洞试验结果对比,以验证数值模拟准确性。具体工况设置见表1。

表1 工况设置
Tab.1 Scenario settings

工况	风向角/(°)	是否考虑流固耦合	是否考虑周边建筑
工况0	0	否	是
工况1	0	否	否
工况2	0	是	否
工况3	180	否	否
工况4	180	是	否

2.2 网格独立性验证及模拟结果验证

对 0° 风向角下“珠江城”商务写字楼及其周边建筑刚性模型(即工况0)设置3种网格划分方案。不同网格方案与结果见表2,给出了数值模拟所得结果与风洞试验对比。流场网格划分采用四面体网格,每种方案的目标建筑最小网格尺寸见表2。网格质量评价采用网格综合质量评价标准。表中 $C_{F_D,mean}$ 与 $C_{F_L,mean}$ 分别表示顺风向与横风向建筑整体平均剪力系数^[13]。由表2可知,精细网格及中等网格划分方案与风洞试验结果吻合较好,误差在5%以内,数值模拟结果具有较高的准确性。随着网格分辨率的提高,数值模拟结果精度有所提高,但计算域总网格数量会大幅增加。因此,综合计算成本与时间成本,后续数值模拟采用中等网格方案。

表 2 不同网格方案与结果
Tab.2 Grid schemes and results

网格方案	目标建筑网格最小尺寸/m	总网格数	网格质量	$C_{F_0,mean}$	误差/%	$C_{F_L,mean}$	误差/%
风洞试验	—	—	—	−0.462	—	−0.102	—
精细网格	0.3	4.365×10^7	0.32	−0.470	1.73	−0.098	3.92
中等网格	0.5	1.945×10^7	0.27	−0.454	1.73	−0.107	4.90
粗糙网格	1	1.308×10^7	0.24	−0.386	16.45	−0.126	23.52

2.3 计算域及网格划分

为保证流场湍流充分发展,单栋建筑非流固耦合与双向流固耦合数值模拟计算域尺寸均为 $1\,400\text{ m}\times 2\,800\text{ m}\times 1\,000\text{ m}$,考虑周边建筑情况计算域尺寸为 $2\,000\text{ m}\times 4\,000\text{ m}\times 1\,000\text{ m}$ 。计算域及边界条件见图 4。入口湍流沿 x 正方向流入,单体建筑于计算域中的阻塞率为 1.66% ,满足阻塞率要求。

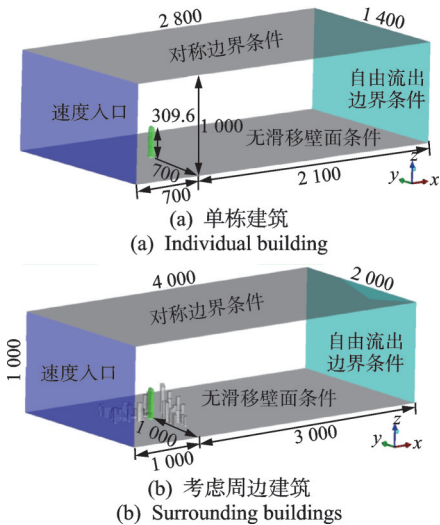


图 4 计算域及边界条件 (单位:m)

Fig.4 Computational domains and boundary conditions (unit: m)

流域网格分布见图 5。本研究流场全域采用四面体网格划分,最小网格尺寸为 0.5 m ,网格增长率为 1.2 ,最大网格尺寸为 50 m ,网格总数为 9.64×10^7 。第 1 层网格高度为 $1.2\times 10^{-3}\text{ m}$, y^+ 值约为 85 ,满足壁面函数要求,雷诺数约为 3.774×10^8 。在双向流固耦合数值模拟中,对用于结构计算的“珠江城”商务写字楼建筑模型进行网格划分。该模型建筑表面最小网格尺寸与流体域最小网格尺寸保持一致,均为 0.5 m ,网格增长率为 1.2 。写字楼均质气

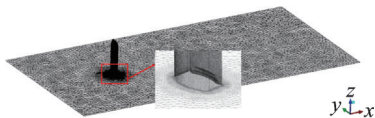


图 5 流域网格分布

Fig.5 Mesh distribution in fluid domain

弹模型采用 Solid186 单元,其材料密度设置为 355 kg/m^3 ,弹性模量为 $7.5\times 10^8\text{ Pa}$,泊松比为 0.3 ,临界阻尼比为 3.5% 。

2.4 边界条件

为保证数值模拟结果与风洞试验结果一致,设置所采用的计算域边界条件与风洞试验对应。来流入口采用速度入口条件,出口采用自由流出边界条件,计算域顶部及两侧设置为对称边界条件,模型表面及地面采用无滑移壁面条件,数值风洞风场入口通过基于离散合成随机流入口湍流生成方法的用户自定义函数(user define function,简称 UDF)文件与 Fluent 进行对接。

来流入口平均风速及湍流强度剖面根据《建筑结构荷载规范》^[14]确定,取 C 类地面粗糙度类型,平均风速剖面采用指数率形式,定义式为

$$\bar{U}(z)=\bar{U}_{10}\left(\frac{z}{10}\right)^{\alpha} \tag{1}$$

其中: $\bar{U}_{10}=28\text{ m/s}$,为 50 年重现期下 10 m 高度处的平均风速; $\bar{U}(z)$ 为高度 z 处平均风速; $\alpha=0.22$,为地面粗糙度指数。

湍流强度定义式为

$$I(z)=I_{10}\left(\frac{z}{10}\right)^{-\alpha} \tag{2}$$

其中: $I(z)$ 为 z 高度处湍流强度; $I_{10}=0.23$,为 10 m 高度的名义湍流强度。

平均风速及湍流强度剖面见图 6,图中 z/z_H 、 $\bar{U}/\bar{U}_H$ 均为量纲一的量。由图可知,生成的平均风速及湍流剖面与风洞试验吻合较好。

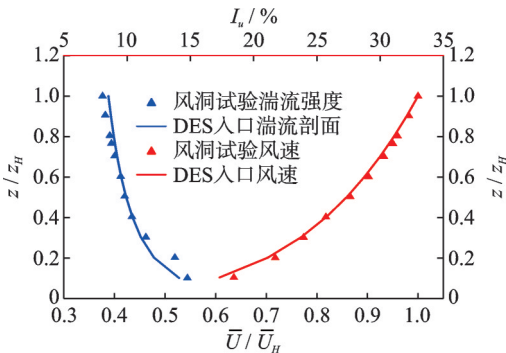


图 6 平均风速及湍流强度剖面

Fig.6 Mean wind speed profile and turbulence intensity profile

2.5 湍流模型

对于2种风向角下的非流固耦合和双向流固耦合数值模拟,湍流流场模拟均采用延迟分离涡模拟(delayed detached eddy simulation,简称DDES)模型。DES是一种介于Reynolds-averaged Navier-Stokes模拟和LES模拟的混合方法,通过判断与网格尺寸相关的长度比 $\tilde{d}$ 来实现2种湍流模拟间的切换。为解决DES模型应力损耗,及网格诱导分离。Spalart等^[15]所提出的延迟分离涡则对经典分离涡湍流模型中长度比 $\tilde{d}$ 进行了修改,即

$$\tilde{d} = d - f_d \max(0, d - C_{DES} \Delta) \quad (3)$$

$$\Delta = \max(\Delta x, \Delta y, \Delta z) \quad (4)$$

$$f_d = 1 - \tanh\left[(8r_d)^3\right] \quad (5)$$

$$r_d = \frac{v_\tau + \nu}{\sqrt{U_{i,j}U_{i,j}}k^2d^2} \quad (6)$$

其中: d 为网格到壁面的距离; $C_{DES}=0.65$; Δx 、 Δy 、 Δz 为3个方向网格比例; v_τ 为运动涡黏度; ν 为分子黏度; $U_{i,j}$ 为速度梯度; k 为Karman常数。

DDES中的Reynolds-averaged Navier-Stokes模型设置为Realizable $k-\epsilon$ 两方程模型,而LES模型中的亚格子模型采用湍动能运输亚格子模型。

2.6 参数设置

本研究数值模拟均在高性能工作站上进行计算,该工作站搭载18核36线程的Intel Xeon Gold 6140处理器。非流固耦合数值模拟计算时,数值模拟计算精度模式选择双精度,并选用基于压力求解的分离式求解器,时间模式选择瞬态,流域中流体材料选择常密度、不可压缩空气,流场求解采用压力耦合方程组半隐式方法(semi-implicit method for pressure linked equation,简称SIMPLEC),动量离散采用有界中心差分格式,空间离散采用二阶中心差分格式,时间离散采用二阶隐式格式。时间步长设置为0.1 s,时间步数为6 000,共600 s,取后400 s进行分析。将稳态的Realizable $k-\epsilon$ 模型计算结果进行瞬态化处理后作为计算的初始流场。

进行双向流固耦合数值模拟时,流域计算模块(Fluid Flow(Fluent))参数设置与非流固耦合数值模拟一致,仅需增加动网格设置,动网格更新方法选用弹簧光顺法和网格重构法。弹簧光顺法中弹簧弹性系数和边界节点松弛因子分别设置为0.5与0.2;网格重构法中最小和最大长度分别设置为0.5 m与45.6 m,网格最大歪斜率为0.9,网格重构间隔取5。耦合模块中求解模式设置为瞬态求解(Transient),

时间步长为0.1 s,每个时间步迭代次数为5次,总模拟时长为600 s。

2.7 模态分析

进行流固耦合数值模拟时,需保证“珠江城”商务写字楼数值模型的动力特性与实际建筑一致,以准确反映“珠江城”商务写字楼与来流间的相互耦合作用。采用Ansys Workbench平台中的Modal模块对模型进行模态拟合,得到的数值模型前5阶自振频率与风洞试验结果对比见表3。写字楼数值模型动力特性与风洞试验结果吻合,误差在5%以内,说明模拟具有较高的准确性。

表3 模型前5阶自振频率与风洞结果对比

Tab.3 Comparison of the first 5 self-resonant frequencies of the model

阶数	风洞试验/Hz	模型计算值/Hz	误差/%
x向一阶	0.131 3	0.135 4	3.12
y向一阶	0.180 4	0.188 6	4.50
扭转向一阶	0.258 3	0.270 7	4.80
x向二阶	0.564 5	0.544 1	3.60
y向二阶	0.566 0	0.570 0	0.71

3 结果分析

3.1 流场分析

建筑 $y=-22$ m处 $x-z$ 平面、 $z=209.3$ m处 $x-y$ 平面的平均风速云图和流线图分别如图7、图8所

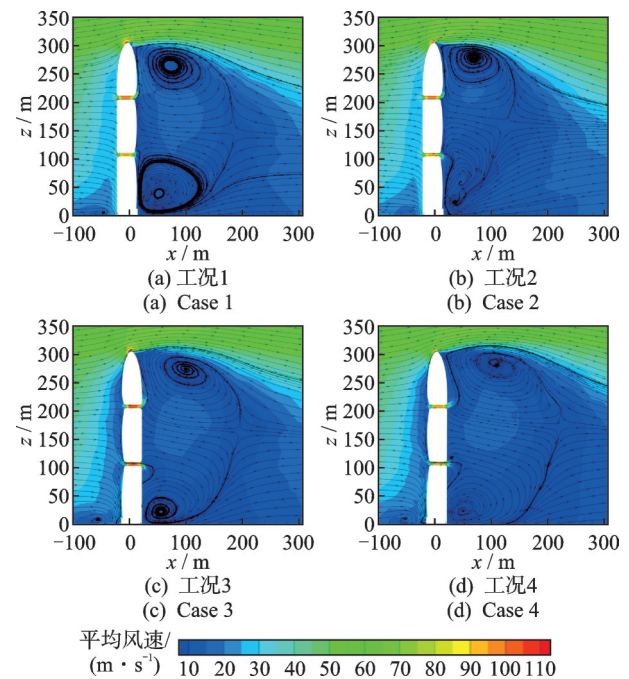


图7 建筑 $y=-22$ m处 $x-z$ 平面平均风速云图和流线图
Fig.7 Mean velocity contour and streamline at $y=-22$ m in the $x-z$ plane of the building

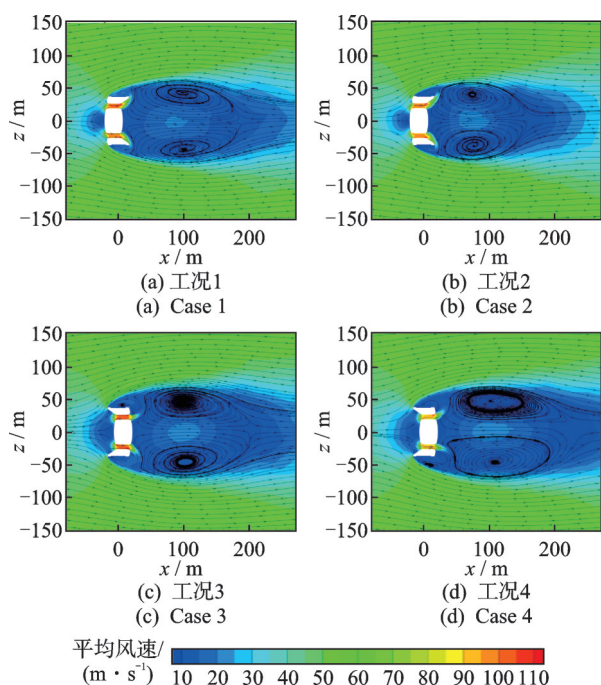


图8 建筑 $z=209.3$ m处 x - y 平面平均风速云图和流线图
Fig.8 Mean velocity contour and streamline at $z=209.3$ m in the x - y plane of the building

示。来流撞击建筑迎风面并在其迎风面约3/4高度处存在一驻点,驻点以上的气流沿迎风面向上绕过建筑顶部,并在建筑背风面上部形成回流旋涡区;驻点以下的气流则沿迎风向地面,并在建筑底部前方形成驻涡区,另一部分则从建筑两侧前缘绕流到建筑后部形成尾流区。由于存在孔洞,迎风面前方部分气流直接通过孔洞导入背风面。

对比图7、图8中工况1与工况2可以发现,考虑流固耦合效应前后建筑流场存在显著差异。一方

面,考虑流固耦合效应后的建筑尾流回流区尺寸明显减小;另一方面,流固耦合效应在一定程度上减小了上通道内风速,其降幅可达2.4%。这是由于流固耦合效应增强了背风面附近逆向气流与通道内气流对流,削弱了通道内气流流速,但上通道内风速依旧大于下通道内风速。对于前后外形差异较大的建筑,不同风向角下的流场结构存在一定差异。尽管 180° 风向角下流体绕流建筑特征与 0° 风向角相似,但考虑流固耦合效应的工况4下的建筑尾流回流区尺寸略大于工况3,且上、下通道内气流流速均比不考虑流固耦合效应时明显更小,上、下通道内风速降幅分别能达到10.8%、8.7%。此外,对比图7(a)与图7(c)可知,由于凹形迎风面的“兜风”效应^[16],凹面迎风下建筑通道内风速明显大于凸面迎风工况。

3.2 平均风压系数

取建筑顶部高度(即309.6 m)作为平均风压系数计算的参考高度,其平均风速 $\bar{U}_H$ 为59.57 m/s。各工况下建筑表面平均风压系数云图如图9所示。因建筑外形缘故, 0° 风向角下建筑迎风面顶部与两侧前缘区域及 180° 风向角下迎风面顶部区域均呈负压。对于背风面,其整体呈负压且绝对值大小由中部沿环向呈增大趋势,通道内加速气流在背风面洞口边缘发生流动分离,使背风面洞口附近负平均风压系数更大。在侧风面上,除工况2外,其余工况在侧风面下游洞口附近区域受后缘回流影响较大,平均风压系数绝对值较其他区域更大。

对比图9中各工况可知:①考虑流固耦合效应后, 0° 风向角迎风面最大平均风压系数有所减小,但

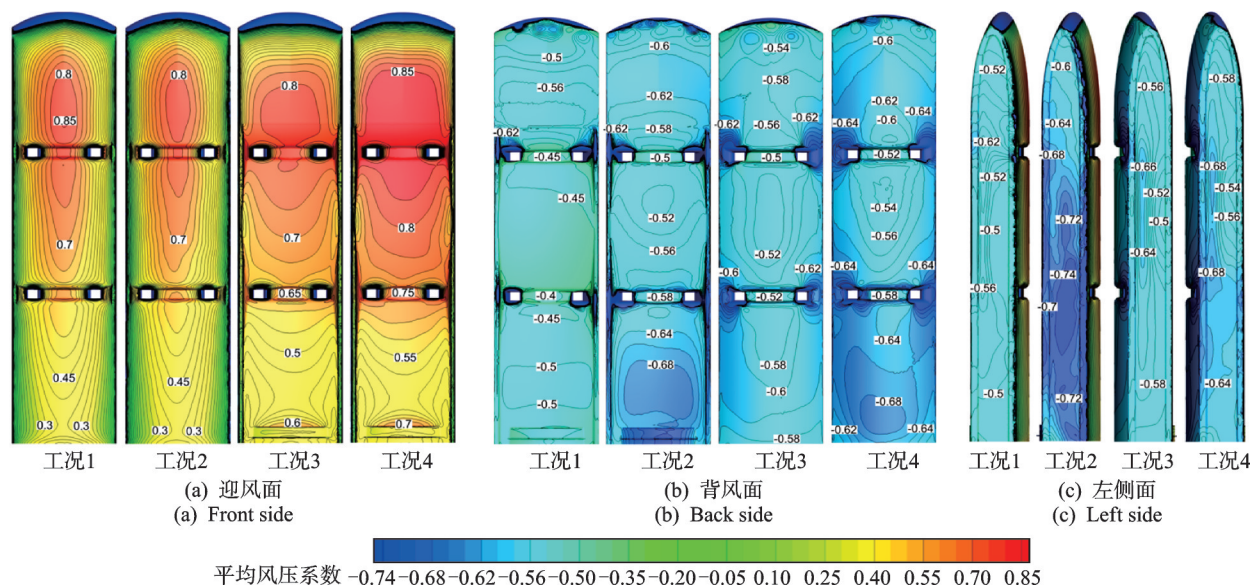


图9 各工况下建筑表面平均风压系数云图
Fig.9 Mean pressure coefficient contour of building under different working conditions

减小幅度最大仅为 5.9%。180°风向角下则表现为增大趋势,最大增幅为 6.3%,最大平均风压系数区域明显扩大。不同迎风外形下,流固耦合效应作用存在一定差异。②流固耦合效应对 2 种风向角下建筑背风面平均风压系数绝对值起到放大作用,对 0°风向角建筑背风面下部增幅可达 36.0%,对 180°风向角情况增幅可达 13.0%。这是由于流固耦合效应在一定程度上增大了建筑背风面附近的逆向风速,使尾流旋涡抽吸作用增强,导致背风面风压系数绝对值增大。③对于侧风面,流固耦合效应对侧风面平均风压系数整体同样起到增大作用,180°风向角增幅最为明显,局部最大增幅能达到 44.0%。

各工况下建筑 107.9、209.3 m 高层平均风压系数如图 10 所示。由图可知,与不考虑流固耦合效应的情况相比,工况 2 的上通道及工况 4 的上、下通道中间段的左右两内侧壁平均风压系数绝对值均较小,最大降幅分别为 5.4%、20.1% 及 12.7%。这可能是由流固耦合效应引起通道内风速降低所致。此外,工况 1 与工况 2 中上通道左右两内侧壁平均风压系数绝对值均比下通道大,而工况 3 与工况 4 则出现下通道大于上通道的情况。这可能与建筑迎风外形有关,当凹面迎风、上部来流在撞击建筑迎风面时,可能存在一部分气流顺着建筑喇叭型迎风面向下汇入下部通道,增大通道流速进而提高平均风压系数绝对值。

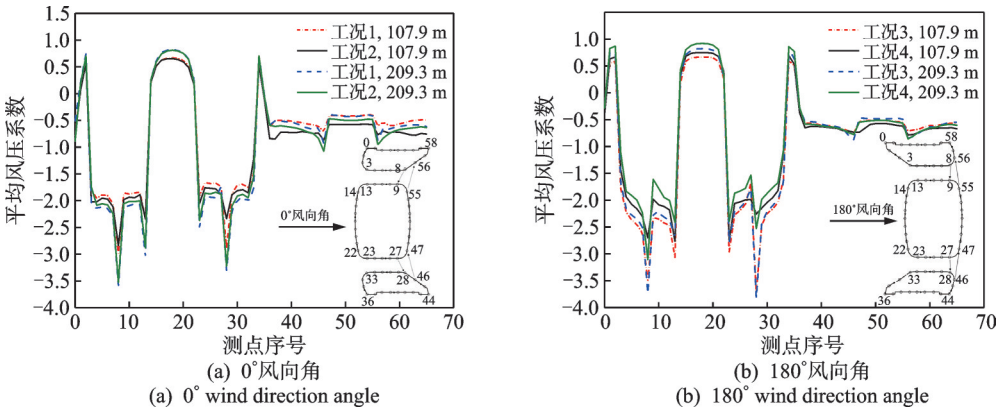


图 10 各工况下建筑 107.9、209.3 m 高层平均风压系数

Fig.10 Mean pressure coefficient of high-rise buildings of 107.9 m and 209.3 m under different working conditions

3.3 脉动风压系数

取建筑顶部高度(即 309.6 m)作为脉动风压系数计算的参考高度,其平均风速 $\bar{U}_H$ 为 59.57 m/s。各工

况下建筑表面脉动风压系数云图如图 11 所示。对比各工况可知:①考虑流固耦合效应后,2 种风向角下建筑迎风面脉动风压系数的变化趋势与其平均风压系数变化相似。②流固耦合效应对 2 种风向角下建

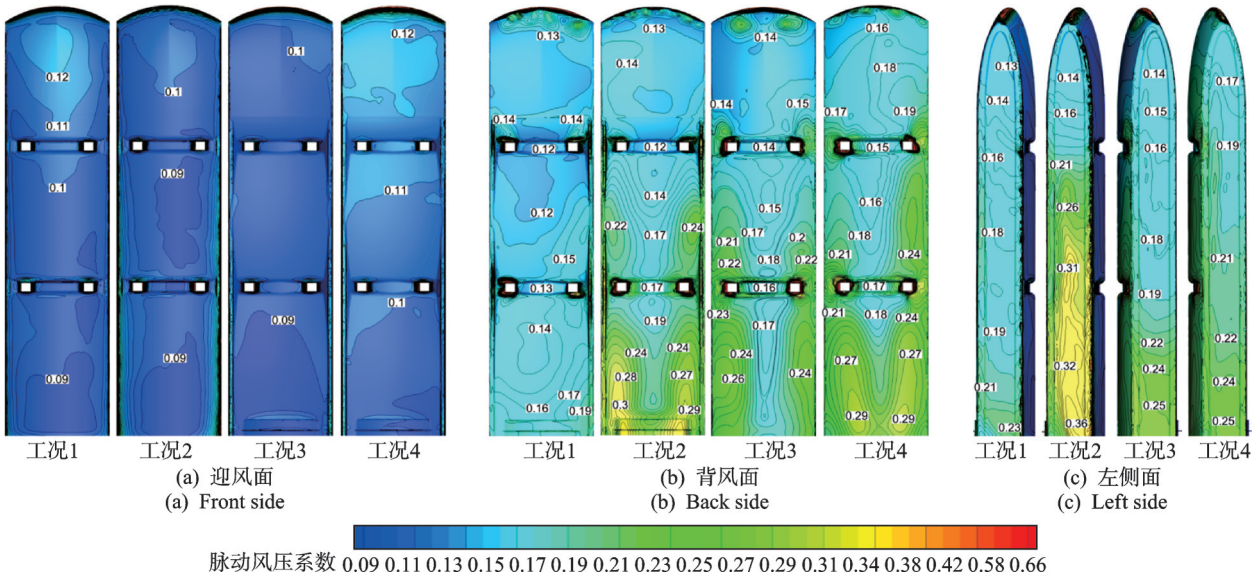


图 11 各工况下建筑表面脉动风压系数云图

Fig.11 Fluctuating pressure coefficient contour of building under different working conditions

筑背风面起放大作用,对于 0° 风向角建筑下部局部区域增幅可达87.5%,而 180° 下则可达20.8%。③除工况4建筑侧面底部略小于工况3外,流固耦合效应对侧面整体起放大作用,其中 0° 下更为明显,增幅可达72.2%。各工况下建筑107.9、209.3 m处层脉动风压系数如图12所示。观察图12(a)中3~13、23~33区段上的数据可知,尽管考虑流固耦合效应后的建筑上部、下部通道内风速及平均风压系数均有不同程度的增大或减小,但其脉动风压系数均呈增大趋势。其中, 0° 工况上、下通道增幅可达27.2%、52.1%, 180° 工况则分别可达25.1%、52.0%。由此可知, 0° 风向角工况增幅程度较 180° 工况大。

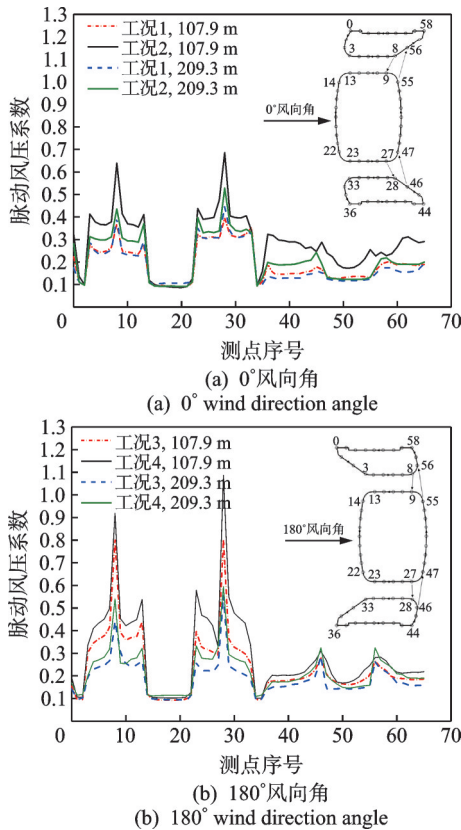


图12 各工况下建筑107.9、209.3 m处层脉动风压系数
Fig.12 Fluctuating pressure coefficient of building at 107.9 m and 209.3 m under different working conditions

3.4 风荷载时程及功率谱分析

建筑总风荷载时程曲线如图13所示。图中4种工况下顺风向风荷载显著大于横风向风荷载,因而顺风向风荷载对所研究建筑起到控制作用。由图13(a)可知, 180° 风向角下建筑顺风向总的风荷载要显著大于 0° 风向角工况。这可能是由于凹形迎风面的“兜风”效应进一步增加了建筑风阻作用。此外,图13(a)中工况1至工况4顺风向总风荷载均值分别为42.428、48.833、51.754、54.016 MN,流固耦合

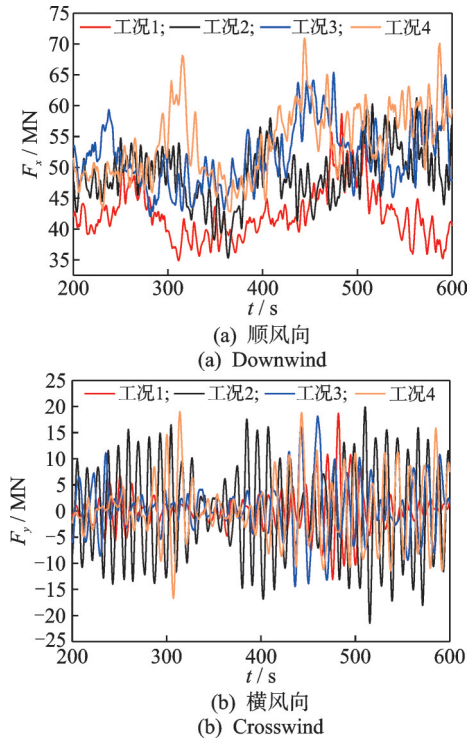


图13 建筑总风荷载时程曲线

Fig.13 Time history curve of the total wind load of the building

效应对于 0° 、 180° 风向角下建筑顺风向总的的风荷载起增大作用,且增幅分别为15.1%、4.4%。建筑外形除会显著改变超高层建筑风荷载外,还会影响流固耦合效应在建筑上的作用程度。

分析风荷载根方差值能够更好呈现其脉动程度,图13(a)中4种工况下的建筑顺风向总的的风荷载根方差分别为4.162、4.499、4.940、5.801 MN。考虑流固耦合效应后建筑顺风向总的的风荷载根方差均有所增大, 0° 、 180° 风向角下增幅分别为8.1%、17.4%。

从图13(b)中能够看出,流固耦合效应对建筑横风向总风荷载风压脉动同样起到增大作用。其中,工况1、工况2根方差分别为3.654、8.710 MN,增幅为138.4%;工况3、工况4根方差分别为5.102、5.977 MN,增幅为17.2%。 0° 风向角下气弹模型总风荷载脉动程度更大,结构与流场间的相互作用更加强烈,通道内气流掺混程度表现得更大。其原因可从图14中所示的顺风向与横风向建筑总风荷载功率谱得到解释:考虑流固耦合效应后,横风向风荷载功率谱峰值增大,谱峰对应的折减频率移向高频,表明流固耦合效应增强了建筑两侧的旋涡脱落,提高了周期旋涡脱落强度。因此,建筑侧面附近风速和流向快速变化,增大建筑侧面风压不均匀性以及建筑侧面脉动风压,导致横风向总的的风荷载根方差呈增大现象。 0° 风向角侧面风压显著增大,使得其横风向总风荷载增幅也更加显著。这会使得建筑侧面附近风速和流向快速变化,增大侧面风面风

压不均匀性及脉动风压,导致横风向总风荷载根方差增大。 0° 风向角下侧风面风压显著增大,使得该风向角的横风向总风荷载增幅更为显著。

图 14 为建筑顺风向及横风向归一化总的风荷载功率谱曲线,通过功率谱可进一步反映脉动风荷

载在频域内的分布特性。图中横坐标 $fB/\bar{U}_H$ 为折算频率(量纲一的量),其中: f 为频率; B 为建筑迎风宽度; $\bar{U}_H$ 为参考高度处平均风速。纵坐标中: σ_{F_x} 、 σ_{F_y} 分别为顺风向、横风向的总风荷载根方差; S_{F_x} 、 S_{F_y} 分别为顺风向、横风向的总风荷载功率谱密度; $fS_{F_x}/\sigma_{F_x}^2$ 、 $fS_{F_y}/\sigma_{F_y}^2$ 为量纲一的量。

由图 14 可知,各工况下顺风向的总风荷载功率谱与来流 Von Karman 脉动风速谱曲线基本一致,表明建筑顺风向总风荷载主要来源于顺风向紊流激励。而考虑流固耦合效应后,功率谱低频及高频段能量略有增大,进一步分析建筑层风荷载功率谱可得到更为详细的信息。4 种工况下的横风向总风荷载功率谱存在明显的谱峰,且呈单峰分布,这与 Liang 等^[17]给出的深宽比位于 $1/4\sim 3$ 区间的矩形截面建筑功率谱分布相似。谱峰对应的折减频率表征旋涡脱落的卓越频率即为 Strouhal 数,各工况下谱峰对应的频率约为 0.1。考虑流固耦合效应后的建筑横风向功率谱谱峰值有所增大,频带变窄且对应的折减频率向高频移动。同时,低频及高频能量有所减小,表明流固耦合效应会使得由涡脱主导的横风向激励更大,并可能进一步增大建筑横风向响应幅值。

3.5 建筑位移振动

基于“珠江城”商务写字楼气弹模型,计算得到的最高居住层(高度 289.9 m) 0° 和 180° 风向角下最大顺风向位移响应分别为 1.319、1.575 m;横风向位移响应分别为 0.109、0.087 m。建筑顺风向最大位移显著大于横风向位移,位移响应以顺风向振动为主。 180° 风向角下的建筑顺风向位移大于 0° 风向角,这是由于 180° 下迎风面为凹面,其所承受的总风荷载更大。而对于横风向, 0° 风向角下最高居住层处最大位移较 180° 更大。这是由于 0° 风向角下建筑横风向旋涡脱落更强,这一现象可通过图 14 中建筑横风向总风荷载功率谱得到充分体现。

4 结 论

1) 对“珠江城”商务写字楼刚性、气弹模型开展数值模拟研究,在 2 种典型风向角下,对比分析了流固耦合效应对开洞超高层建筑周围流场、表面风压及开洞通道内侧壁风压系数、建筑总风荷载及其功率谱的影响。

2) 对于建筑流场结构,考虑流固耦合效应影响后, 0° 风向角下的建筑背风面尾流回流区尺寸显著减小, 180° 风向角下则略微增大; 0° 风向角下建筑上通道以及 180° 风向角的上、下通道内气流流速均有不同程度减小。其中, 180° 下的现象更为明显,降幅可达 10.8%,考虑建筑流固耦合效应有利于准确评估通道风能利用能力。

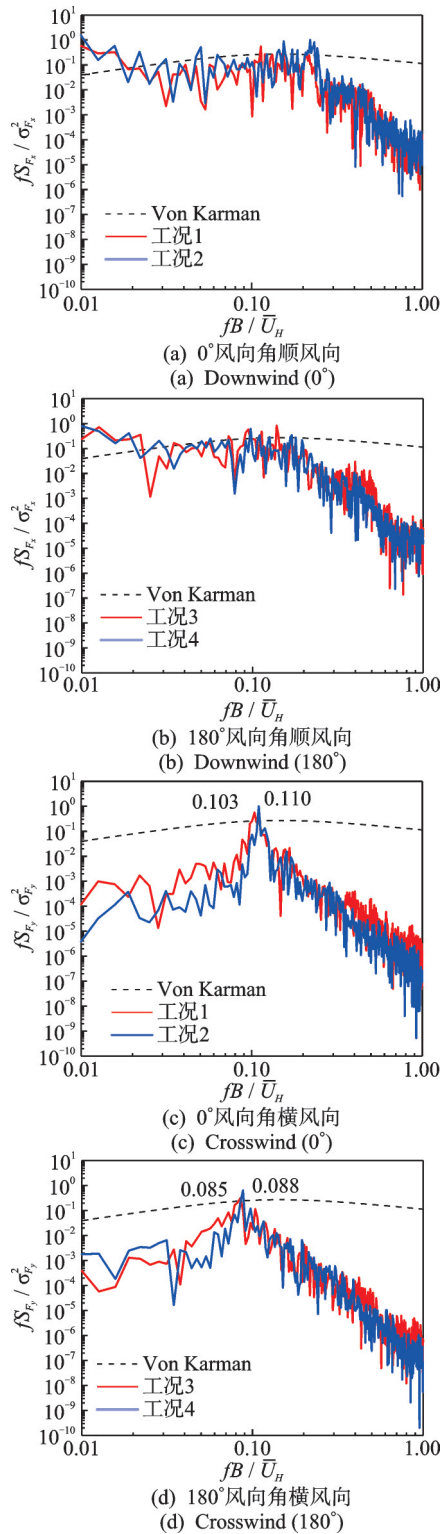


图 14 顺风向与横风向建筑总风荷载功率谱
Fig.14 Total wind load power spectrum of building in the downwind and crosswind directions

3) 相较于刚性模型, 0° 风向角下的气弹模型迎风面平均、脉动风压系数均有所减小, 180° 风向角下则呈增大趋势; 除 180° 风向角气弹模型侧风面底部脉动风压系数略小外, 0° 风向角气弹模型背风面、侧风面以及 180° 背风面的平均、脉动风压系数均有不同程度增大; 受建筑振动影响, 气弹模型上下通道内左右两侧壁脉动风压系数均较刚性模型更大。

4) 流固耦合效应对建筑顺风向及横风向总风荷载均值和根方差起到放大作用。其中对 0° 风向角下建筑顺风向总风荷载均值以及横风向根方差值增幅分别可达 15.1%、138.4%, 对 180° 顺风向根方差增幅可达 17.4%。

5) 考虑流固耦合效应后, 建筑顺风向总风荷载功率谱能量在低频及高频处均略有增大, 同时建筑横风向总风荷载功率谱谱峰增大, 带宽变窄, 谱峰对应的折减频率向高频转移, 这会在一定程度上增大建筑横风向响应幅值。

参 考 文 献

- [1] LI Y G, ZHANG M Y, LI Y, et al. Experimental study on wind load characteristics of high-rise buildings with opening[J]. Structural Design of Tall and Special Buildings, 2020, 29(9): e1734.
- [2] DUTTON R, ISYUMOV N. Reduction of tall building motion by aerodynamic treatments[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1990, 36(Part 2): 739-747.
- [3] 全涌, 严志威, 温川阳, 等. 开洞矩形截面超高层建筑局部风压风洞试验研究[J]. 建筑结构, 2011, 41(4): 113-116.
QUAN Yong, YAN Zhiwei, WEN Chuanyang, et al. Wind tunnel test study on local wind pressure of rectangular super high-rise building with openings[J]. Building Structure, 2011, 41(4): 113-116.(in Chinese)
- [4] OKADA H. The effects of open passage on reducing wind response of tall building[C]//Proceedings of the Joint Meeting of US-Japan Panel on Wind and Seismic Effects. Tsukuba, Japan: Public Works Research Institute, Ministry of Construction. 1997: S0735A.
- [5] 王磊, 梁枢果, 王泽康, 等. 超高层建筑横风向风振局部气动外形优化[J]. 浙江大学学报(工学版), 2016, 50(7): 1239-1246, 1265.
WANG Lei, LIANG Shuguo, WANG Zekang, et al. Effect of aerodynamic optimization to across-wind response of super tall buildings[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2016, 50(7): 1239-1246, 1265.(in Chinese)
- [6] 黄本才, 汪丛军. 结构抗风分析原理及应用[M]. 2版. 上海: 同济大学出版社, 2001: 14-15.
- [7] IRWIN P A. Wind engineering challenges of the new generation of super-tall buildings[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2009, 97(7/8): 328-334.
- [8] THORDAL M S, BENNETSEN J C, KOSS H H H. Review for practical application of CFD for the determination of wind load on high-rise buildings[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 186: 155-168.
- [9] ZHANG Y, KHURRAM R, HABASHI W. Multiscale finite element method applied to detached-eddy simulation for computational wind engineering[J]. Wind and Structures, 2013, 17(1): 1-19.
- [10] 卢春玲, 巫敏, 陈旭东, 等. 不同来流下超高层建筑流固耦合风效应特性研究[J]. 振动、测试与诊断, 2025, 45(5): 991-1000.
LU Chunling, WU Min, Chen Xudon, et al. Simultaneous full-field strain and temperature testing on welded structures of engines[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2025, 45(5): 991-1000. (in Chinese)
- [11] YAN B W, LI Q S. Detached-eddy and large-eddy simulations of wind effects on a high-rise structure[J]. Computers & Fluids, 2017, 150: 74-83.
- [12] LIU J, NIU J L. CFD simulation of the wind environment around an isolated high-rise building: an evaluation of SRANS, LES and DES models[J]. Building and Environment, 2016, 96: 91-106.
- [13] LI Q S, CHEN F B, LI Y G, et al. Implementing wind turbines in a tall building for power generation: a study of wind loads and wind speed amplifications[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 116: 70-82.
- [14] 中华人民共和国建设部, 国家质量监督检验检疫总局. 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [15] 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.
- [16] 李秋胜, 李永贵, 陈伏彬, 等. 超高层建筑的荷载及风能发电应用研究[J]. 土木工程学报, 2011, 44(7): 29-36.
LI Qiusheng, LI Yonggui, CHEN Fubin, et al. Wind load on a super tall building and feasibility study of wind power generation[J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(7): 29-36.(in Chinese)
- [17] LIANG S G, LIU S C, LI Q S, et al. Mathematical model of acrosswind dynamic loads on rectangular tall buildings[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(12): 1757-1770.



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, Vol.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