

文章编号:1671-6833(2024)06-0100-07

# 不同间距串列双球壳屋盖风荷载干扰效应大涡模拟

郑德乾<sup>1</sup>, 严威<sup>1</sup>, 李亮<sup>1</sup>, 赵令玉<sup>2</sup>, 马文勇<sup>3</sup>

(1. 河南工业大学 土木工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 中交物流规划设计研究院有限公司, 上海 200231; 3. 石家庄铁道大学 土木工程学院, 河北 石家庄 050043)

**摘要:**采用基于空间平均的大涡模拟方法,以串列双球壳屋盖为对象,研究了对不同中心间距下串列屋盖的风致干扰效应。首先,将球心距为 160 m 的双球壳屋盖大涡模拟结果与风洞试验进行对比,验证了数值模拟方法及参数的有效性;其次,对比分析球心间距分别为 160 m 和 190 m 时双球壳屋盖表面的风压分布特征,研究了不同中心间距对球壳屋盖表面平均和脉动风压分布的影响;最后,结合非定常绕流风场,研究了中心间距对串列双球壳屋盖风荷载的影响机理。结果表明:考虑的中心间距下,串列双球壳屋盖的平均和脉动风压系数的变化趋势类似;上游屋盖的遮挡效应减弱了下游屋盖迎风面的正压,但当间距比较小时,下游屋盖的阻塞作用会加剧上游屋盖的流动分离,使得顶部天窗的局部风吸力明显增加;随着间距的增大,上游屋盖背风面的分离涡由小尺度条带涡变化为大尺度弧形涡,使得屋盖顶部天窗、上游屋盖背风面和下游屋盖迎风面的风压脉动更为显著。

**关键词:**半圆球壳屋盖;风荷载;大涡模拟;风致干扰;流场机理

**中图分类号:**TU393.3;TU312.1

**文献标志码:**A

**doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2024.06.009

半圆球形屋盖是一种拱顶建筑,能够以最小表面封闭最大内部空间,因此在体育场馆、干煤棚等大跨建筑中获得了较广泛的应用。大跨屋盖结构质量轻、阻尼低的特点使得其是一种典型的风敏感结构,相关风毁事故时有发生。

关于单球壳屋盖结构的研究表明,由于结构表面曲率较大,雷诺数的改变会影响其表面的流动分离点而对风荷载产生影响<sup>[1]</sup>;风场类型、来流风向角、球壳高跨比和矢跨比等因素,也会对球壳屋盖的静动力响应特性、风压分布、体型系数等产生不同程度的影响<sup>[2-5]</sup>。在实际工程中,球壳屋盖结构多以 2 个及以上的群体结构形式出现,相邻屋盖间的相互干扰效应将会使得其表面的风荷载分布更趋复杂。对群体球壳屋盖结构而言,相邻建筑结构间的相互干扰效应会影响风对屋盖结构的整体作用<sup>[6]</sup>。研究人员通过改变群体球壳屋盖的排布方式、球心距以及来流风向角,分析了不同形式下球壳屋盖间的风场干扰效应对结构风荷载的影响<sup>[7-8]</sup>。以往的相关研究多采用风洞试验方法,针对球壳屋盖间的

风荷载干扰效应进行分析,在结合流场角度来分析其干扰机理方面仍有待深入。与风洞试验方法相比,CFD(computational fluid dynamics)数值模拟方法能够在预测风荷载的同时,获取流场信息来进行机理分析,在土木工程领域及大跨屋盖结构抗风研究中得到了较好的应用<sup>[1,9-11]</sup>,其中基于空间平均的 LES(large eddy simulation)大涡模拟方法能够更好地预测球壳屋盖表面的风荷载<sup>[1,10]</sup>。

准确快捷地合成 LES 入流脉动是进行紊流边界层风场内结构风荷载大涡模拟研究的首要条件,RFG(random flow generation)方法、涡合成法是目前较常用的方法<sup>[12]</sup>。RFG 方法可独立合成入流面网格点风速脉动,故能满足 LES 并行计算需求,但模拟风场湍流度和脉动风速谱的衰减现象较明显;通过修正目标谱、风速场时空相关性等手段,改进和发展了 DSRFG、NSRFG、INSRFG 等方法<sup>[13-14]</sup>。涡合成法通过在入流平面构造随机分布的漩涡来生成 LES 入流脉动,能够更快地发展为真实湍流<sup>[12,15]</sup>,同时具有合成便捷、适用并行计算等特点,与 RFG

收稿日期:2024-05-03;修订日期:2024-06-02

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52278511);河北省杰出青年基金资助项目(E2021210053)

作者简介:郑德乾(1981—),男,河南泌阳人,河南工业大学副教授,博士,主要从事结构风工程研究,E-mail:deqianzheng@haut.edu.cn。

引用本文:郑德乾,严威,李亮,等.不同间距串列双球壳屋盖风荷载干扰效应大涡模拟[J].郑州大学学报(工学版),2024,45(6):100-106,142.(ZHENG D Q, YAN W, LI L, et al. Large eddy simulation of wind load interference effects on tandem double hemispherical domes with different spacing[J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2024, 45(6): 100-106, 142.)

方法同为 Ansys Fluent 软件平台的内置合成方法,Li 等<sup>[16]</sup>通过引入自保持边界条件<sup>[17-18]</sup>提高了 Fluent 内置涡合成法的风场模拟精度。

本文以球心间距分别为 160 m 和 190 m 的串列双球壳屋盖为研究对象,基于 Ansys Fluent 软件平台,采用基于自保持边界条件的涡方法<sup>[16-17]</sup>合成大涡模拟入流脉动,研究了不同间距下球壳屋盖表面平均风压以及脉动风压的分布特征,结合时均流场以及瞬态流场,对球壳结构风载特征受双球壳屋盖间风场干扰效应的影响机理进行分析。

### 1 大涡模拟方法及参数设置

某火电厂干燥棚由 2 个尺寸相同的球壳屋盖组成,球壳直径  $D=124\text{ m}$ 、高  $H=67\text{ m}$  (其中底部筒仓高度为  $18\text{ m}$ )、球冠半径  $R=66\text{ m}$ 、圆心角  $\beta=144^\circ$ 、两球壳的中心间距  $L=160\text{ m}$ ,尺寸如图 1(a) 所示;结构处于 A 类地貌,地面粗糙度指数  $\alpha=0.12$ 。

屋盖的刚性模型测压风洞试验在石家庄铁道大学风工程研究中心 STU-1 风洞实验室低速段进行,其中测压试验模型采用有机玻璃和 ABS 板制作,几何缩尺比为  $1:200$ ,模型表面采用喷砂处理以近似模拟其雷诺数效应,在测压模型的球冠表面布置 162 个测点用于压力同步测量,其中用于本文对比分析的球冠顶部径向测点位置如图 1(a) 所示,风洞试验采样频率  $312.5\text{ Hz}$ ,采样时间  $29\text{ s}$ 。试验中采用尖劈和粗糙元的被动方法模拟 A 类地貌  $1:200$  缩尺比风场。限于篇幅,本文仅给出用于对比分析的部分试验结果。

大涡模拟计算采用与试验相同的缩尺模型,考虑中心间距  $L$  为  $160\text{ m}$  和  $190\text{ m}$  工况,来流风向为沿串列双球壳方向;计算域大小  $xyz$  设置为  $(27D+L)\times 14.2D\times 7.5D$ ,如图 1(b) 所示,模型阻塞率满足不超过 5% 的要求。采用非均匀结构化网格离散计算域,对球壳屋盖和地面等壁面位置进行网格加密;中心间距  $160\text{ m}$  双球壳模型考虑 3 套网格以考察网

格分辨率影响,如表 1 所示。

表 1 计算工况及网格参数

Table 1 Model cases and mesh schemes					
工况	网格方案	最小网格尺寸/m	网格总数/ $10^6$	$y^+$	中心间距/m
L_160	Mesh_1	$5\times 10^{-5}$	7.75	$<5.0$	160
L_160	Mesh_2	$1\times 10^{-4}$	6.86	$<5.0$	160
L_160	Mesh_3	$5\times 10^{-4}$	5.50	$<5.0$	160
L_190	Mesh_1	$5\times 10^{-5}$	7.96	$<5.0$	190

基于 Ansys Fluent 平台,采用速度入口、压力出口,地面和模型表面为无滑移壁面,计算域两侧及顶部为对称边界条件,大涡模拟入流脉动的合成通过将大气边界层自保持边界条件引入至 Fluent 内置的涡方法来提高模拟精度<sup>[16]</sup>。改进的 RFG 系列方法<sup>[13-14]</sup>虽能提高大涡模拟风场精度,但需要预先合成入流脉动后读入 Fluent 或采用复杂的 UDF (user defined function) 编程施加,而涡合成法为 Fluent 内置方法,仅需对 RANS 自保持边界条件进行简单 UDF 编程即可提高风场模拟精度。此外,涡方法用于标定脉动风速场的参数又来自于作为 LES 大涡模拟初始流场的 RANS 定常计算,因此,本文所采用方法更为快捷且兼具一定精度。采用的自保持边界条件平均风剖面  $u(z)$ 、湍动能  $k(z)$  和耗散率  $\varepsilon(z)$  的表达式<sup>[17]</sup>分别为

$$u(z)=u_r\left(\frac{z}{z_r l_s}\right)^{\alpha}; \tag{1}$$

$$k(z)=\sqrt{D_1(z/l_s)^{\alpha}+D_2}; \tag{2}$$

$$\varepsilon(z)=\alpha C_{\mu}^{\frac{1}{2}}\frac{u}{z}\sqrt{D_1 z^{\alpha}+D_2}。 \tag{3}$$

式中:参考高度处风速  $u_r=7\text{ m/s}$ ;参考高度  $z_r$  为  $10\text{ m}$ ;模型几何缩尺比  $l_s=1/200$ ,与风洞试验保持一致;常数  $D_1$  和  $D_2$  由风洞试验拟合得出,分别为  $-5.32$  和  $14.57$ ;地面粗糙度指数  $\alpha=0.12$ ;湍流模型常数  $C_{\mu}=0.09$ 。

压力速度的耦合采用 SIMPLEC 算法,首先采用

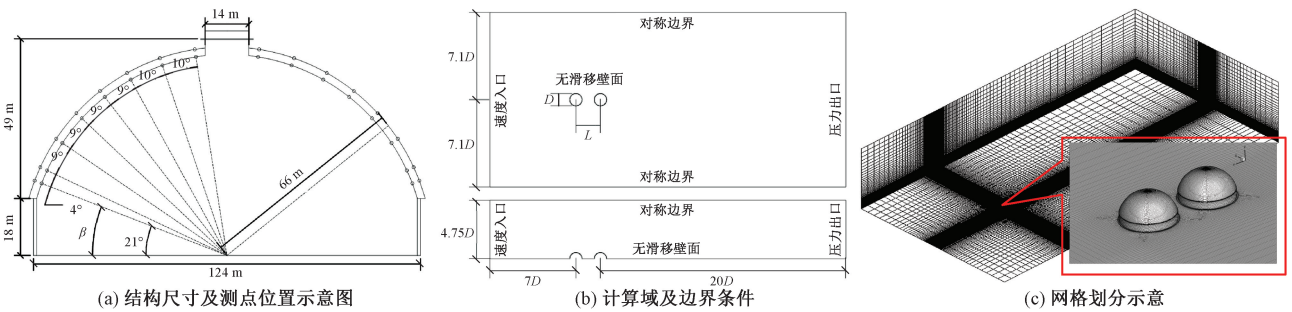


图 1 计算域、边界条件和网格划分示意图

Figure 1 Sketches of the computational domain, boundary conditions and meshing

Realizable  $k-\epsilon$  湍流模型进行定常绕流计算,动量方程的离散采用二阶迎风格式,收敛残差设定为 0.000 5。定常计算收敛后,转入非定常大涡模拟,采用动态亚格子模型,动量方程离散格式为 bounded central differencing;时间离散为二阶全隐格式,时间步长 0.005 s,满足 CFL(courant friedrichs Lewy)准则要求。大涡模拟计算 13 000 个时间步,其中后 10 000 个时间步结果用于统计分析。

2 结果与讨论

球壳屋盖表面风压系数  $C_p$  通过模型高度  $H$  处

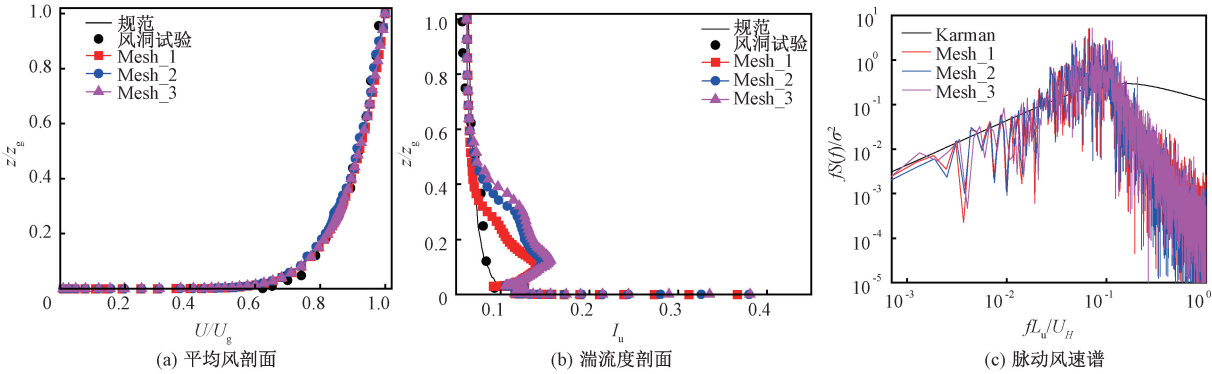


图 2 大涡模拟风场与目标风场对比

Figure 2 Comparison of the simulated incoming wind field by LES with the target one

流度剖面(图 2(b)),在  $z/z_g \geq 0.3$  高度范围内,大涡模拟所得湍流度剖面与规范、风洞试验基本一致;在  $z/z_g < 0.3$  高度范围内大涡模拟值略高于规范和试验值,这可能是由于近地面区域的流动大都为小尺度涡的复杂运动,对离散网格要求更高,随着近壁区网格加密,近壁面湍流度与风洞试验和规范的误差逐渐减小。由图 2(c)可知,大涡模拟脉动风速谱在低频域处与 Karman 谱变化趋势一致,但由于网格滤波效应,在高频处出现衰减,但能捕捉工程关心的惯性子区间。

2.2 大涡模拟风压系数分布验证

图 3 为不同分辨率网格情况下,中心间距 160 m 的双球壳模型(L\_160)沿流向子午线处,大涡模拟所得上游球壳屋盖模型的测点平均和脉动风压系数与风洞试验结果的对比。

由图 3(a)可知,不同网格分辨率的球壳屋盖表面平均风压系数与风洞试验吻合相对较好,在球冠迎风面前端( $20^\circ \leq \beta \leq 40^\circ$ )的低纬度区产生了一定低估,这是由于该位置受地面影响较大,流动相对复杂且风压梯度变化较大;此外,大涡模拟中为便于结构化网格划分对模型进行了局部简化,未考虑图 1(a)球冠的底部悬挑,也将造成该局部区域风压预

的来流平均风速  $U_H$  无量纲化处理,平均和脉动风压系数分别用均值  $C_{p,mean}$  和根方差  $C_{p,rms}$  表示。

2.1 大涡模拟风场验证

为验证本文研究方法的有效性,图 2 给出了大涡模拟所得屋盖前方 3.5D 处风场模拟结果与试验风场和规范建议值<sup>[18]</sup>的对比,以及球壳屋盖模型顶部高度  $H$  处的脉动风速谱与 Karman 谱的比较。其中  $z_g$  为球壳模型高度,为便于分析,以  $z_g$  对测点高度进行无量纲化处理。

大涡模拟所得不同网格的平均风剖面(图 2(a))与规范及试验风场均能够较好吻合。对于湍

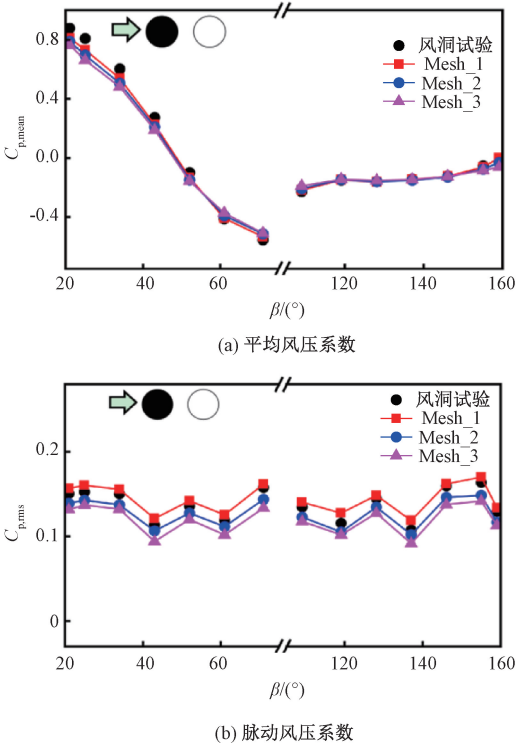


图 3 L\_160 模型上游球壳风压系数模拟值与试验结果比较  
Figure 3 Comparison of wind pressure coefficient of the L\_160 model in the upstream between LES and wind tunnel test



测值与试验结果的偏差。大涡模拟所得脉动风压系数(图 3(b))与风洞试验结果也具有较好的一致性,其中 Mesh\_1 和 Mesh\_2 网格与风洞试验的误差分别为 11%和 13.2%,而 Mesh\_3 网格的误差可达 18.1%,说明加密近壁网格可一定程度上提高脉动风压系数的模拟精度,后续计算均采用 Mesh\_1 网格。

由上述对比可知,本文大涡模拟方法及参数能够较好地重现紊流边界层风场,以及预测屋盖结构表面的系数分布,从而说明了本文方法的有效性。

2.3 串联双球壳屋盖风压系数对比分析

为研究中心间距对双球壳屋盖结构表面风荷载的影响,本节将不同中心间距下双球屋盖沿流向子午线风压系数、表面风压系数等值线云图进行比较。图 4 为大涡模拟所得双球壳屋盖子午线上风压系数的对比。

由图 4 可知,对于上游屋盖来说,不同中心间距下,上游屋盖迎、背风面的平均风压系数均呈现自球冠底部至屋盖顶部逐渐减小的趋势,在  $\beta$  为  $40^{\circ} \sim 50^{\circ}$  时迎风面平均风压系数开始由正值变为负值。平均风压系数的最大正值均出现在迎风面纬度较低区域( $\beta=20^{\circ}$ ,值均为 0.79),最大负值(风吸力)则均出现在球冠与天窗连接处的上游附近,其中 L\_160 和 L\_190 工况分别为 -0.51 和 -0.44,这是由于来流直接吹向迎风面低纬度区,大部分动能转化

为势能而产生较大的正压;在屋盖顶部,天窗的存在使得该处的流动分离点固定,而流动分离会产生较大的负压。中心间距的变化对上游屋盖背风面的平均风压系数影响相对更明显,较大的中心间距一定程度上增加了风吸力(负压绝对值较大),这主要是由于随着间距的增大,下游屋盖的阻塞作用减弱所致。

对于下游球壳屋盖来说,表面平均风压系数的变化规律与上游屋盖类似,只是风压系数值明显低于上游屋盖,2 个间距情况下迎风面的正压也存在一定差异,其中 L\_160 和 L\_190 工况的最大正压分别为 0.19 和 0.15,约为上游屋盖最大正压的 0.24 倍,此外,下游屋盖迎风面在  $\beta=30^{\circ} \sim 40^{\circ}$  时平均风压系数即开始由正值变为负值,这是上游屋盖的遮挡效应所致。下游屋盖最大负风压系数的位置则变为模型顶部的球冠与天窗连接处的下游位置附近,其中 L\_160 和 L\_190 工况分别为 -0.29 和 -0.31;背风面平均风压系数与上游屋盖比较类似。

由图 4(c)、4(d)可知,不同间距下屋盖表面的脉动风压系数分布特征基本一致,数值均在 0.10~0.19 变化,只是上游屋盖的风压脉动存在更明显的起伏,而下游屋盖则随测点位置的变化呈现出较一致的减弱现象。当中心间距较大(L\_190 工况)时,上、下游屋盖表面的脉动风压系数值均相对较大,这是由于较大间距时两屋盖间的干

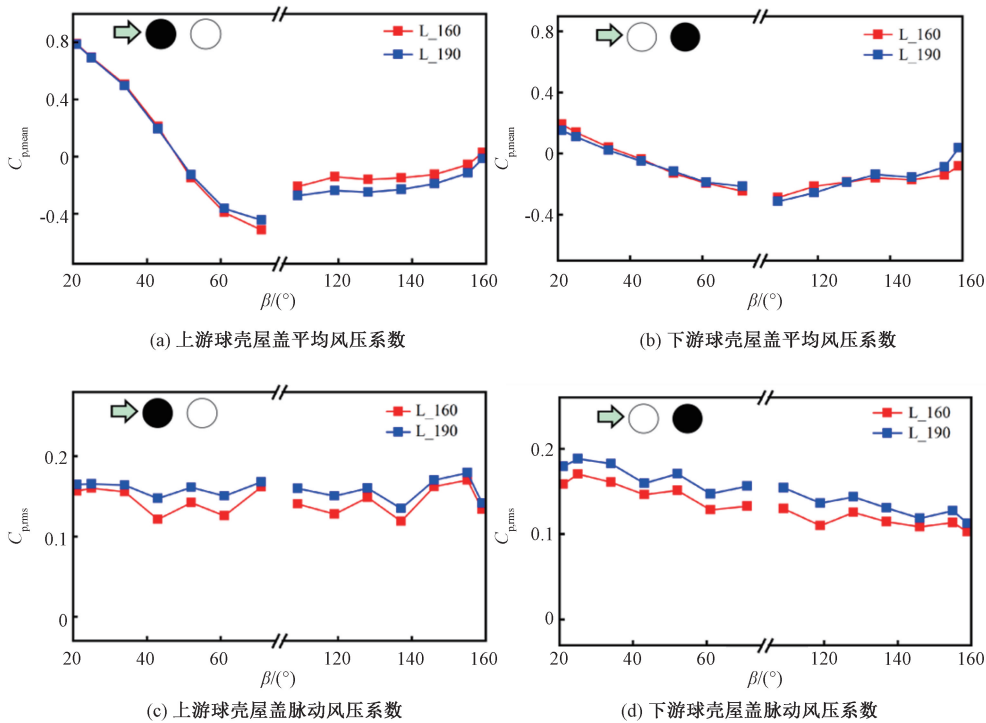


图 4 不同中心间距球壳屋盖流向子午线风压系数对比

Figure 4 Comparison of wind pressure coefficients along the meridian line at different center spacing



扰效应较弱,屋盖表面的分离现象也更为显著。

图 5 为不同中心间距串列双球壳屋盖风压系数云图。如图 5 所示,对于双球壳结构表面的总体平均风压系数分布情况来看,在 2 个间距情况下,屋盖迎风面前方均为正压(风压力),而在模型顶部、背风面及侧面由于出现流动分离,呈现出负压(风吸力);风压梯度较大的位置主要是在上游屋盖迎风面的低纬度区、下游屋盖迎风面两侧低纬度局部区域存在正压梯度;上、下游屋盖侧面和顶部天窗区域因流动分离而产生负压梯度,其中顶部天窗区域最

为显著。在球壳迎风面,除了底部出现极大风压值(上游屋盖,数值为 0.80)外,其他区域平均风压均呈现减小趋势。在球壳背风面,负压绝对值均随离地高度的增加而逐渐增大,在顶部会出现风吸力极大值,特别是在球壳结构的天窗处,受到天窗洞口的影响流动分离现象明显而出现较大负压。在顶部及球冠与天窗连接处,L\_160 模型上游屋盖顶部的负压系数极值为 -1.4,约为 L\_190 模型的 1.75 倍;而 L\_190 模型下游屋盖顶部的负压系数极值为 -1.0,约为 L\_160 模型的 1.25 倍。

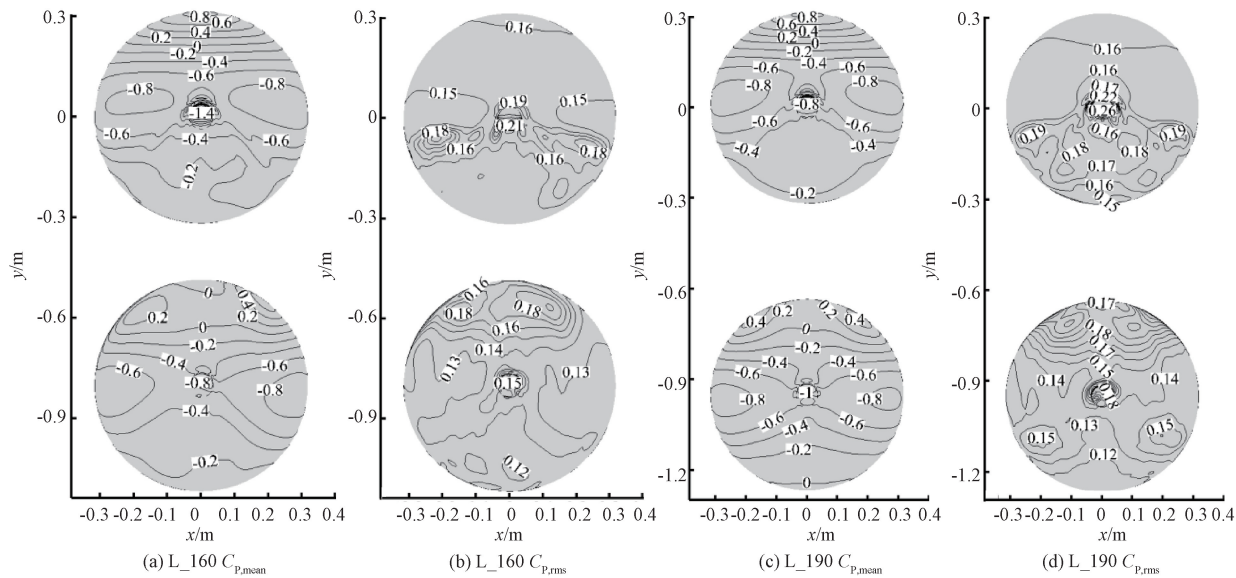


图 5 不同中心间距串列双球壳屋盖风压系数云图

Figure 5 Contours of wind pressure coefficient for the tandem double hemispherical domes with different center spacing

从图 5 的屋盖表面的脉动风压系数等值线云图可以看出,L\_160 工况的脉动风压系数变化范围是 0.12~0.21,而 L\_190 工况则是 0.12~0.26,脉动风压系数极大值均出现在上游屋盖的顶部天窗区域;L\_190 工况脉动风压系数总体上高于 L\_160 工况。在屋盖顶部天窗、上游屋盖两侧偏下游区域、下游屋盖迎风面等位置,脉动风压系数变化梯度相对较大,说明这些位置均存在复杂流动引起的丰富涡结构;与 L\_190 工况相比,L\_160 工况上游屋盖背风面、下游屋盖迎风面的风压脉动均相对较弱,这是由于间距的减小显著影响了上游屋盖的尾流所致。

2.4 串列双球壳屋盖流场对比分析

本节从屋盖周围的时均流场和瞬态涡结构角度,分析上述风荷载作用机理。图 6 为不同中心间距双球壳模型沿流向中心纵剖面的时均流线图,图 7 为屋盖结构周围的瞬态涡结构。由图 6、7 可知,不同间距双球屋盖周围的流场趋势大体一致,但在局部稍有差别。

在上游球壳的迎风面前方区域,气流受到屋盖的阻挡出现回流而形成驻涡,导致该区域存在较大的正压,并在驻点位置(球冠与底部筒仓交界处)产生正压最大值;而对于下游屋盖来说,受上游屋盖的遮挡,其迎风面正压明显低于上游屋盖,但遮挡作用随着间距的增大而有所减弱,使得 L\_190 工况下游屋盖风压系数有所增加。

球壳顶部天窗对沿球冠向上爬升的气流产生了一定的阻挡作用,使得上、下游屋盖天窗前方均形成了小尺度驻涡而在天窗立面产生正压;在球壳屋盖顶部,流动分离均发生在天窗的迎风前缘,并在其上部形成分离泡而产生较大负压,此外,天窗后部的尾涡在屋盖交界部位回流引起的二次涡,上述复杂流动现象使得天窗部位形成了较明显的风压梯度。与 L\_190 工况相比,L\_160 工况的间距较小,上、下游屋盖对来流共同产生的阻挡作用相对显著,使得沿上游屋盖天窗处的分离气流速度较高、作用于下游屋盖的气流则较低,导致 L\_160 工况的上游屋盖天

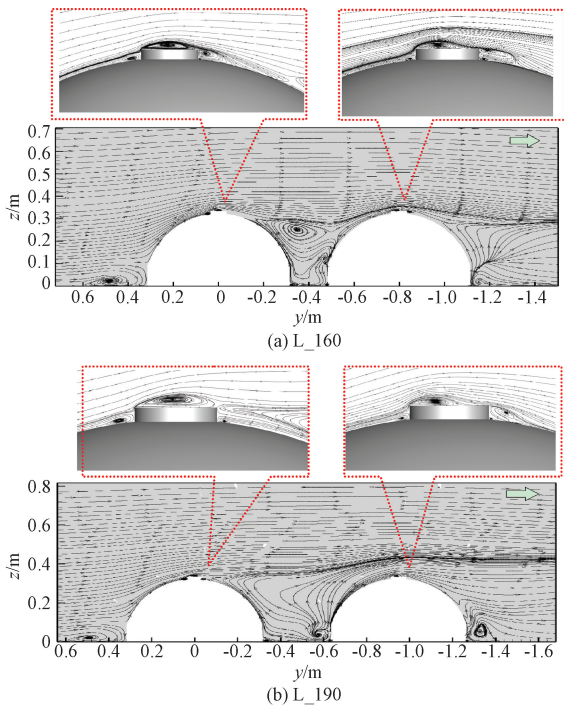


图 6 串列双球壳屋盖沿流向中心纵剖面时均流线图比较

Figure 6 Comparison of the time-averaged streamline along the central longitudinal section of tandem double hemispherical domes with different center spacing

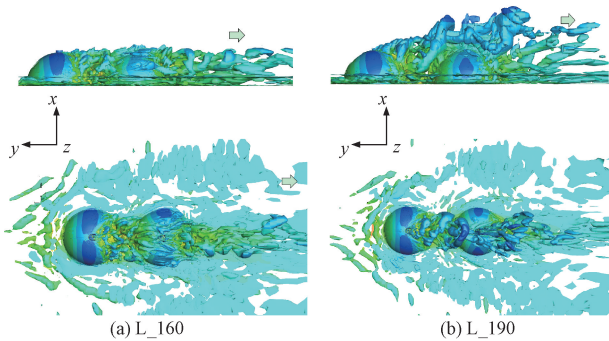


图 7 双球壳屋盖周围瞬时涡结构比较

Figure 7 Comparison of the instantaneous vortex structure around the tandem double hemispherical domes

窗顶部风吸力较大,而下游屋盖天窗顶部的风吸力则低于 L<sub>190</sub> 工况。

不同间距情况下,双球壳屋盖结构周围均存在丰富的涡结构,比如上游位置的边界层涡、屋盖前方的马蹄涡等,并且下游屋盖尾流区也均形成了明显的涡道;间距的变化主要是影响了两球壳间的涡结构。当两球壳距离相对较近(L<sub>160</sub>)时,上游屋盖背风面的分离涡多为小尺度条带涡,携带能量相对较低;而当间距较大(L<sub>190</sub>)时,在上游屋盖背风面上上部形成了大尺度的弧形分离涡,携带更多能量并作用于下游屋盖,因此使得 L<sub>190</sub> 工况的上游屋盖天窗和背风面、下游屋盖迎风面和天窗等区域的

风压脉动更为显著。

3 结论

- (1) 本文采用的大涡模拟方法及参数能够较有效地重现大气紊流边界层风场,较好地预测双球壳屋盖结构表面的平均、脉动风压分布。
- (2) 上游屋盖会产生一定的遮挡效应,使得下游屋盖迎风面正压平均值减弱为上游屋盖的 0.24 倍,中心间距增大时遮挡作用有所减弱。下游屋盖产生的阻塞作用加剧了上游屋盖的流动分离,当间距比较小时,上游屋盖顶部天窗的局部风吸力可达到下游屋盖的 1.75 倍,更易引起局部风毁破坏。
- (3) 中心间距的变化能够显著影响两球壳屋盖间的流场涡结构。随着间距的增大,上游屋盖背风面的分离涡由携带能量相对较低的小尺度条带涡,变化为携带更多能量的大尺度弧形涡,使得上游屋盖天窗和背风面、下游屋盖迎风面和天窗等区域的风压脉动更为显著。

本文采用基于自保持边界条件的涡合成方法虽能较有效模拟双球壳屋盖的非定常绕流风场,但由于入流面施加的涡尺度相对比较单一,大涡模拟风场与目标风场仍有一定差距,进一步地可尝试采用目标风场雷诺应力对合成的脉动风速场进行尺度变换修正,同时通过将二维涡方法扩展至三维的方式,发展基于多尺度涡结构的涡合成法来进一步提高涡合成方法的模拟精度。

参考文献:

[1] 郑德乾,郑启明,顾明. 平滑流场内半球球形大跨屋盖非定常绕流大涡模拟[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(增刊 1): 19-24.

ZHENG D Q, ZHENG Q M, GU M. Large eddy simulation of unsteady flow around semi-spherical long-span roof in smooth flow field[J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(S1): 19-24.

[2] 王旭,黄鹏,顾明. 半球形屋面结构风荷载特性试验研究[J]. 中国工程机械学报, 2009, 7(3): 351-355, 378.

WANG X, HUANG P, GU M. Experimental investigation on wind load characteristics of hemispherical dome[J]. Chinese Journal of Construction Machinery, 2009, 7(3): 351-355, 378.

[3] 翟晶,刘庆宽,马文勇. 球面壳体结构风荷载特性试验研究[J]. 工程力学, 2013, 30(增刊 1): 15-18.

ZHAI J, LIU Q K, MA W Y. Experimental study on wind load characteristics of spherical shell structure[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(S1): 15-18.

- [4] JIA H Y, DANG H X, MA Q Y, et al. Airflow patterns around obstacles with large-span shallow shell roof: wind tunnel measurements and direct simulation[J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2019, 2019: 9619282.
- [5] 刘飞霞. 大跨度球壳屋盖结构风荷载特性研究[D]. 石家庄: 石家庄铁道大学, 2018.  
LIU F X. Research on wind load characteristics of large-span spherical shell roof structure[D]. Shijiazhuang: Shijiazhuang Tiedao University, 2018.
- [6] 沙蔚博, 郑德乾, 张晓斌, 等. 群体球壳屋盖风荷载干扰效应风洞试验研究[J]. *天津大学学报(自然科学与工程技术版)*, 2020, 53(3): 324-330.  
SHA W B, ZHENG D Q, ZHANG X B, et al. Wind tunnel test research on wind load disturbance effect of group spherical shell roofs[J]. *Journal of Tianjin University (Natural Science and Engineering)*, 2020, 53(3): 324-330.
- [7] 刘庆宽, 卢照亮, 郑云飞, 等. 大跨球壳结构风压分布规律和风致干扰效应试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2016, 37(10): 140-146.  
LIU Q K, LU Z L, ZHENG Y F, et al. Experimental study on wind pressure distribution and wind-induced interference effects on long-span spherical structure[J]. *Journal of Building Structures*, 2016, 37(10): 140-146.
- [8] 王鉴可, 郑延丰, 罗尧治. 不同排布下球壳结构群体风致干扰效应风洞试验研究[J]. *空间结构*, 2022, 28(1): 3-12.  
WANG J K, ZHENG Y F, LUO Y Z. Wind tunnel test study on wind-induced interference effect of spherical shell structures in different arrangements[J]. *Spatial Structures*, 2022, 28(1): 3-12.
- [9] 赵桂峰, 魏丹洋, 张猛. 光圆与非光圆绞突覆冰输电导线气动力特性分析[J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2022, 43(6): 57-63, 82.  
ZHAO G F, WEI D Y, ZHANG M. Aerodynamic characteristics analysis of smooth circular and non smooth circular ice-coated conductors[J]. *Journal of Zhengzhou University (Engineering Science)*, 2022, 43(6): 57-63, 82.
- [10] TAVAKOL M M, ABOUALI O, YAGHOUBI M. Large eddy simulation of turbulent flow around a wall mounted hemisphere[J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2015, 39(13): 3596-3618.
- [11] 郑德乾, 刘帅永, 顾明, 等. 大跨镂空网格屋盖风荷载数值模拟研究[J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2021, 42(3): 93-98.  
ZHENG D Q, LIU S Y, GU M, et al. Numerical investigation of wind load on long span hollow grid roof[J]. *Journal of Zhengzhou University (Engineering Science)*, 2021, 42(3): 93-98.
- [12] 周桐, 杨庆山, 闫渤文, 等. 大气边界层大涡模拟入口湍流生成方法综述[J]. *工程力学*, 2020, 37(5): 15-25.  
ZHOU T, YANG Q S, YAN B W, et al. Review of inflow turbulence generation methods with large eddy simulation for atmospheric boundary layer[J]. *Engineering Mechanics*, 2020, 37(5): 15-25.
- [13] 杨易, 季长慧, 张之远, 等. 一种改进的大涡模拟入口湍流生成方法研究[J]. *工程力学*, 2021, 38(12): 17-24.  
YANG Y, JI C H, ZHANG Z Y, et al. Research on an improved inflow turbulence generation approach for large eddy simulation[J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(12): 17-24.
- [14] BERVIDA M, PATRUNO L, STANIČ S, et al. Synthetic generation of the atmospheric boundary layer for wind loading assessment using spectral methods[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, 196: 104040.
- [15] MATHEY F, COKLJAT D, BERTOGLIO J P, et al. Assessment of the vortex method for large eddy simulation inlet conditions[J]. *Progress in Computational Fluid Dynamics, an International Journal*, 2006, 6(1/2/3): 58.
- [16] LI L, ZHENG D Q, CHEN G X, et al. Large eddy simulation of flow over a three-dimensional hill with different slope angles[J]. *Frontiers of Earth Science*, 2023, 18: 1-12.
- [17] YANG Y, XIE Z N, GU M. Consistent inflow boundary conditions for modelling the neutral equilibrium atmospheric boundary layer for the SST  $k-\omega$  model[J]. *Wind and Structures*, 2017, 24(5): 465-480.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.  
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Load code for the design of building structures: GB 50009—2012[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.

(下转第 142 页)