

文章编号: 0258-1825(2012)04-0456-08

球壳型屋盖在冲击风作用下的 抗风设计参数及 CFD 分析

陈勇¹, 崔碧琪¹, 彭志伟¹, 余世策¹, 楼文娟¹, 孙炳楠^{1,2}

(1. 浙江大学 结构工程研究所, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学 宁波理工学院, 浙江 宁波 315100)

摘要:雷暴冲击风具有和大气边界层显著不同的风场特性。为与抗风设计习惯一致,提出了与大气边界层风场类似的冲击风水平风荷载下静力风荷载表达式,并给出了相应的风压高度变化系数和体型系数的计算方法。以球壳型大跨屋面为具体研究对象,采用 CFD 数值模拟方法,研究其在冲击风作用下随结构参数和冲击风参数改变的冲击风体型系数变化规律,并将结果与大气边界层风洞实验中的结果进行比较。最后还给出了球壳屋面位于冲击风正下方时,屋面体型系数及风压高度变化系数的取值。

关键词:雷暴冲击风;球壳型屋面;CFD;风压高度变化系数;体型系数

中图分类号:TU973.32 **文献标识码:**A

0 引言

球壳型屋面是大跨屋盖结构中应用较为广泛的典型屋面结构形式,表面风压分布受诸多因素影响。其受大气边界层风作用的研究较多,例如 Uematsu 研究了单层球壳风压分布特性^[1], Takeshi Hongo 对矢跨比从 0.0(平屋面)至 0.5(半球型屋面)的壳型屋面的风压特性进行了风洞试验研究^[2]。

关于球壳型屋面在雷暴冲击风(Thunderstorm downburst, 又称“下击暴流”)下的风压分布尚没有文献报道。Melbourne 早在 1972 年就提出应将雷暴冲击风纳入结构设计风荷载的考虑范围^[3],但直到最近,在世界第一高楼迪拜塔中才开始在实际工程中考虑雷暴冲击风的作用^[4]。雷暴冲击风是雷暴天气时产生的一股强下沉冲击气流且在近地面形成较大的风速,极具突发性和破坏性^[5]。较近的一次灾害报道为 2010 年 5 月 6 日凌晨在重庆垫江发生的大风灾害,沙坪镇瞬时风速达到 31.2m,该灾害造成重庆地区死亡 31 人,房屋损坏 51735 间,倒塌 6240 间,直接经济损失约 4.2 亿元^[6-7]。对于冲击风稳态风场, Selvam 等、Kim 等采用数值模拟方法得到了和实际观测结果较为一致的结果^[8-9], Letchford 等、Sengupta

等、徐挺等分别制作了缩尺冲击风模型装置,也得到了与数值模拟和实际观测相符合的结果^[10-12]。关于建筑物受冲击风的作用,主要有 Letchford 等、Sengupta 等采用模型试验方法和数值模拟研究冲击风对小跨度块体结构的作用^[13-14],潘峰等、王昕等分别采用数值模拟研究了冲击风作用下大跨度屋盖和输电塔的作用特征^[15-16],崔碧琪等对大跨度鞍形屋面进行了较为细致的数值模拟^[17]。

本文以球壳型大跨屋盖为研究对象,对其在冲击风水平风荷载作用下的抗风设计参数进行了研究。首先考虑一般建筑物,从理论上建立符合设计习惯的冲击风静力风荷载计算公式,给出了冲击风的风压高度变化系数,并推导了从冲击风风洞试验或数值模拟结果来获得建筑物体型系数的方法。然后,建立冲击风风场的数值风洞,以球壳型屋盖结构为研究对象,通过改变结构参数和冲击风参数,进行了冲击风下球壳型屋面风压的分析讨论,并将该结果与球壳型屋盖在大气边界层风洞中获得的试验结果进行比较。研究成果可为球壳型屋盖的抗冲击风设计提供依据。

1 冲击风下的水平风荷载参数

为符合抗风设计习惯,冲击风下的建筑所受到的

* 收稿日期:2011-04-06; 修订日期:2011-06-11

基金项目:国家自然科学基金(50708096); 国家科技支撑计划资助项目(2006BAJ01B07-04)

作者简介:陈勇(1974-),男,博士,副教授,从事风工程、振动控制、健康监测等方面的研究。E-mail: cecheny@zju.edu.cn

风荷载仍沿用荷载规范的计算公式^[18]，即

$$W^{db} = \beta^{db} \mu_s^{db} \mu_z^{db} W_0^{db} \quad (1)$$

式中：上标“db”代表冲击风； W^{db} 为冲击风下的风荷载； μ_s^{db} 、 μ_z^{db} 分别为冲击风下的体型系数、风压高度变化系数； W_0^{db} 为冲击风下基本风压，即采用标准冲击风流场(B类地貌，冲击风高度等于冲击风直径，射流垂直于地面)中的标准水平风速竖向风剖面，在高度 $Z_0=10\text{m}$ 处的风压。该标准水平风速竖向风剖面所处位置与冲击风中心之间距离 $r_0=1.0D_{jet}$ ， D_{jet} 为冲击风直径； β^{db} 为冲击风下的风振系数，本文暂不进行相关研究。

相关文献表明，相当多地区的气象记录下的极端风速往往是雷暴冲击风下的风速^[19]，因此对于这些以雷暴冲击风为主的地区，认为规范给出的基本风压实际上是雷暴冲击风下的基本风压，即

$$W_0^{db} = W_0 \quad (2)$$

其中 W_0 为荷载规范规定的标准地貌下大气边界层风 $Z_0=10\text{m}$ 处的基本风压。

采用与大气边界层风洞试验中类似的无量纲风压系数来表示冲击风下结构受到的风压，即：

$$C_{pi}^{db} = \frac{P_i - P_{\infty}}{0.5\rho V_{jet}^2} \quad (3)$$

式中： C_{pi}^{db} 为冲击风作用下建筑物表面某测点 i 的风压系数； P_i 为测点 i 的风压值； P_{∞} 为参考点静压力值； ρ 为空气密度； V_{jet} 为冲击风射流面的风速。

1.1 风压高度变化系数

由文献[20]可知，三维稳态冲击风水平风速的经验模型为

$$\frac{V_R}{V_R^{HM}} = 1.4 \left(e^{\alpha_1 \frac{Z}{Z_{0.5V_R^{HM}}}} - e^{\alpha_2 \frac{Z}{Z_{0.5V_R^{HM}}}} \right) \quad (4)$$

式中： V_R 为流场中任一点的水平风速； V_R^{HM} 为流场中同一水平距离处的最大水平风速； α_1 、 α_2 是与地貌有关的参数，其取值见表 1，其中 B 类地貌的参数取值来源于文献[20]，而其他地貌下的参数取值仍然是采用文献[20]的相关数据拟合获得； Z 为流场中任一点的高度； $Z_{0.5V_R^{HM}}$ 为冲击风水平风速曲线上部递减段中的风速为最大风速一半时的高度，取

$$Z_{0.5V_R^{HM}} \approx \beta D_{jet} \quad (5)$$

其中 β 为比例系数，文献[20]取 β 为 0.2。

不同地貌及不同冲击风参数设置时最大水平风速值 V_M^{db} 及其出现的高度都有略微的区别，但都约出现在距冲击风中心 $1.0D_{jet}$ 处。考虑某一地貌及某组冲击风参数，冲击风流场中的最大水平风速为

$$V_M^{db} = \xi \eta V_{jet} \quad (6)$$

其中： ξ 为与射流高度、射流倾角等冲击风场参数相关的修正系数；而 η 为地貌相关的参数。标准冲击风流场下 $\xi=1$ ， $\eta=\eta_p=0.92$ 。

表 1 雷暴冲击风下的地貌参数取值

Table 1 Roughness parameters				
地貌类型	A 类	B 类	C 类	D 类
α_1	-1.06	-0.95	-0.86	-0.8
α_2	-12.6	-11.4	-9.5	-8.9

某冲击风流场中某个高度处的风压与标准冲击风流场中基本风压的关系可表示为

$$\frac{\mu_z^{db}}{\mu_z} = \frac{W^{db}}{W_0^{db}} \quad (7)$$

将式(6)代入式(4)，并考虑式(7)得

$$\frac{\mu_z^{db}(Z)}{\mu_z} = \left(\frac{\xi \eta}{\eta_0} \right)^2 \left(\frac{e^{\alpha_1 \frac{Z}{0.2 D_{jet}}} - e^{\alpha_2 \frac{Z}{0.2 D_{jet}}}}{e^{\frac{-47.5}{D_{jet}}} - e^{\frac{-570}{D_{jet}}}} \right)^2 \quad (8)$$

若仅改变标准风场中的地貌，则 $\xi=1$ ，A、C、D 类地貌下 η 分别取 0.93、0.91、0.90， η 随地貌变化较小。因此，为便于设计应用，将冲击风参数变化对建筑物风压影响反映在体型系数中，并定义雷暴冲击风下的风压高度变化系数取

$$\mu_z^{db}(Z) = \left(\frac{e^{\alpha_1 \frac{Z}{0.2 D_{jet}}} - e^{\alpha_2 \frac{Z}{0.2 D_{jet}}}}{e^{\frac{-47.5}{D_{jet}}} - e^{\frac{-570}{D_{jet}}}} \right)^2 \quad (9)$$

大气边界层风压高度变化系数为

$$\mu_z(Z) = 3.12 \left(\frac{10}{H_{T\alpha}} \right)^{2\alpha} \left(\frac{Z}{10} \right)^{3\alpha} \quad (10)$$

α 为地面粗糙度指数， $H_{T\alpha}$ 为梯度风高度。图 1 比较了两种风场下的风压高度变化系数值。

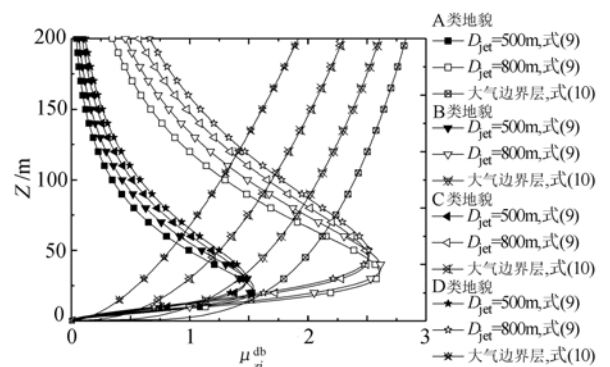


图 1 冲击风与大气边界层的风压高度变化系数比较
Fig. 1 Comparison of wind pressure height coefficient, downburst and atmospheric boundary layer

与大气边界层风比较，冲击风下风压高度变化系数在标准流场下 10m 高度处也为 1，但其剖面形状不同，并且冲击风下风压高度变化系数除和地貌有关外还和射流直径相关。由图 1 可知，冲击风下风压高度

变化系数在某高度处有极值。并且,当冲击风直径增大时,冲击风的风压高度变化系数 μ_z^{db} 也会随之增大。另外,当射流直径不变,地貌影响较小,这与大气边界层风相反。

1.2 体型系数

用下标‘i’代表测点 i 的值,某冲击风风场作用下的建筑物表面风压也可表述为

$$W_i^{db} = \overline{C_{pi}^{db}} W_r^{db} \quad (11)$$

式中, W_r^{db} 为该冲击风场下的参考点高度处参考风压, $\overline{C_{pi}^{db}}$ 为测点风压与该参考点风压之比。参考点可取 $Z_r = 0.05 D_{jet}$ (标准流场中,该高度处水平风速达到极值)高度处的点,则

$$W_r^{db} = \frac{1}{2} \rho (V_M^{db})^2 \cdot 1.4 (e^{0.25 a_1} - e^{0.25 a_2})^2 \quad (12)$$

由式(3)得到

$$W_i^{db} = \frac{1}{2} \rho V_{jet}^2 C_{pi}^{db} \quad (13)$$

由 $V_M^{db} = \xi \eta V_{jet}$ 并将式(12)代入式(11),联立式(13)得

$$\overline{C_{pi}^{db}} = (\xi \eta)^{-2} (1.4 (e^{0.25 a_1} - e^{0.25 a_2}))^{-2} C_{pi}^{db} \quad (14)$$

根据式(7)可知,参考风压又可表示为

$$W_r^{db} \overline{\mu_{sr}^{db}} W_0^{db} = \left(\frac{\xi \eta}{\eta_0}\right)^2 \mu_{sr}^{db} W_0^{db} \quad (15)$$

式中 μ_{sr}^{db} 为参考点在冲击风下的风压高度变化系数。将式(14)和式(15)代入式(11)得

$$W_i^{db} = \lambda^{-2} C_{pi}^{db} \mu_{sr}^{db} W_0^{db} \quad (16)$$

其中

$$\lambda = 1.4 \eta_0 (e^{0.25 a_1} - e^{0.25 a_2}) \quad (17)$$

不考虑风振系数,并取式(1)中的 β^{lb} 为 1.0,则将式(16)代入式(1),可得

$$\mu_{si}^{db} = \lambda^{-2} \mu_{sr}^{db} C_{pi}^{db} / \mu_{si}^{db} \quad (18)$$

需指出的是,对于 A、B、C、D 类地貌 $\lambda \approx \eta_0$ 。通过式(18)就可将冲击风作用下的结构表面风压转换成设计通常采用的局部体型系数。

2 冲击风水平风荷载下的球壳屋面

水平风速在距离冲击风中心位置 $r = 1.0 D_{jet}$ 处达到最大^[20-21], 本节计算中的屋面中心位置距离冲击风中心位置的 $r = 1.0 D_{jet}$, 如图 2 所示。其中 θ 为冲击风倾角。图 3 中定义了屋面跨度为 L , 屋盖侧墙高度为 h , 屋盖的矢高为 f 。

2.1 冲击风数值风洞参数

采用流体计算软件 FLUENT 6.0, 构建足尺的

冲击风数值风洞。冲击风射流直径 $D_{jet} = 500m$, 射流高度 $H_{jet} = 1.0 D_{jet}$, 置于断面为 $6000m \times 1000m$, 长为 $9000m$ 的计算域内(图 2)。依据荷载规范的有关原则^[18]及划分网格的方便,采用方块粗糙元。B 类地貌时粗糙元尺寸为 $6m \times 6m \times 6m$, 间距为 $18m$ 。流场近似轴对称,故仅对冲击风一侧主要流场区域添加粗糙元及细化网格(图 4), 共约 180 万四面体网格。

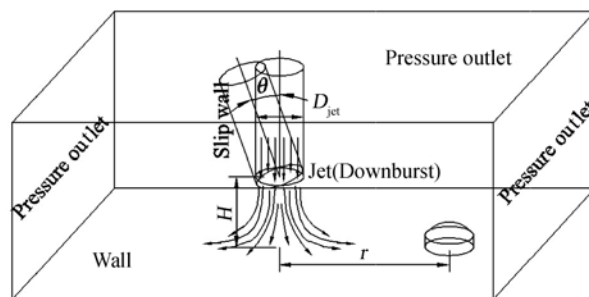


图 2 冲击风和球壳型屋面相对位置示意图
Fig. 2 Sketch of downburst and spherical roof

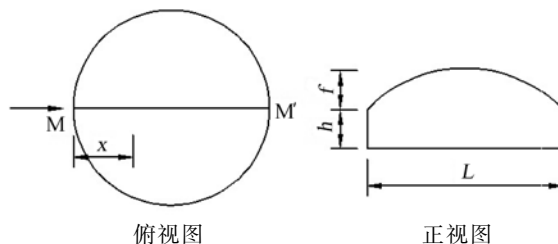


图 3 球壳屋面计算模型(箭头为来流方向)
Fig. 3 Computational model for spherical roof
(arrows herein denote the direction of flow)

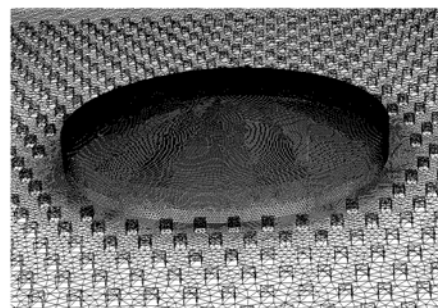


图 4 数值风洞中的建筑物及粗糙元
Fig. 4 Building and roughness elements
in numerical wind tunnel

数值风洞的边界条件如图 2 中所示。其中冲击风的速度进口 ($V_{jet} = 60m/s$) 的来流湍流特性通过直接给定湍流强度 I 和水力直径 D_H 的方式定义:

$$I = 0.16 \times (Re_{D_H})^{-1/8} \quad (19)$$

式中: Re_{D_H} 为按水力直径 D_H 所得的雷诺数 Re , 水力直径 $D_H = D_{jet} = 500m$ 。

文献[20]表明了通过选取这些参数获得的数值风洞与试验结果及实测结果比较符合。本文下面将采用该数值风洞,进行建筑物表面风压的分析计算。

2.2 结构参数的影响

图 5 选取了几种典型矢跨比的球壳屋面的冲击风下体型系数分布图。当矢跨比为零即平屋面时屋面上均为负压,随矢跨比的增大迎风面局部出现正压值,同时气流经过屋面最高点后于背风面出现再附

又形成局部正压。

矢跨比对屋面的冲击风体型系数具有较为显著的影响。图 6 为屋面中心线的体型系数变化曲线,可见屋面曲率较小时迎风面负压较大,屋面曲率较大时迎风面变为正压且数值较大。图中可发现当矢跨比为 1/10 时,体型系数相对均匀并较小。而屋盖的中部区域的体型系数大都为负值,且则随着矢跨比的增加,其绝对值显著增大。

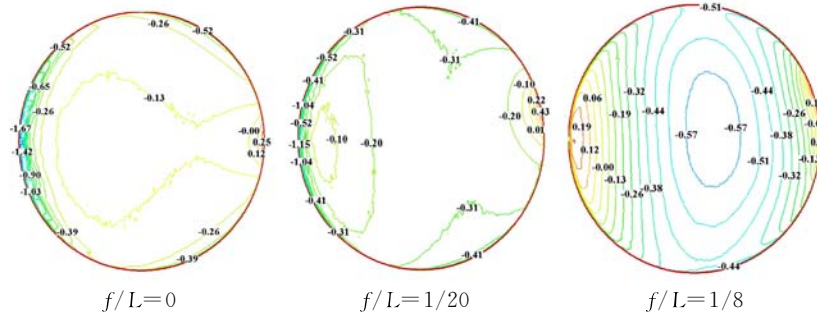


图 5 冲击风下屋面体型系数分布图

($L=200\text{m}$, $h=20\text{m}$, $D_{\text{jet}}=500\text{m}$, $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$)

Fig. 5 Distribution of shape coefficient in downburst flow

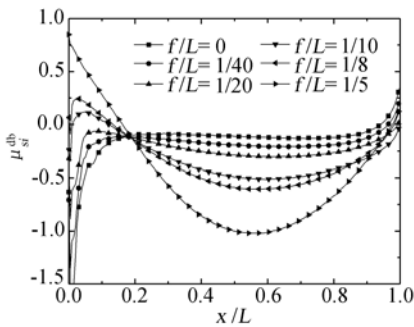


图 6 屋面中心线体型系数随矢跨比变化曲线
($L=200\text{m}$, $h=20\text{m}$, $D_{\text{jet}}=500\text{m}$,
 $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$)

Fig. 6 Distribution of shape coefficient along roof centerline varied with height-span ratio

由图 6 可以看出冲击风对壳型屋面迎风面的影响更为明显。将该屋面根据水平跨度等分为 20 个条带区域,用 $x/L=m/20$ 来表示从迎风的屋面边缘数起的第 m 个条带。并将各条带的平均体型系数定义为区域平均体型系数,记作 $\bar{\mu}_s$ 。屋面上靠近冲击风中心的前四个条带基本可以表征迎风面,因此图 7 给出了它们的 $\bar{\mu}_s$ 随矢跨比变化的曲线。图中可以发现: $\bar{\mu}_s$ 与矢跨比关系基本为线性, x 越小斜率越大即越靠近屋面边缘的条带受矢跨比影响越显著;另外,当矢跨比在 1/10 左右时,迎风面各个条带区域的平均体型系数均较小,这表明这个矢跨比的结构受风特性相对较优。

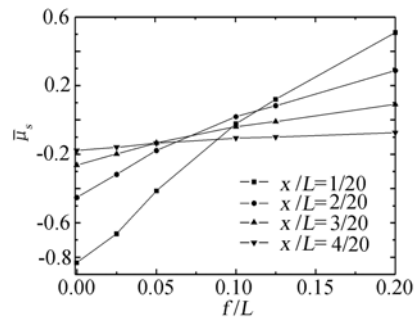


图 7 区域平均体型系数随矢跨比变化曲线
($L=200\text{m}$, $h=20\text{m}$, $D_{\text{jet}}=500\text{m}$,
 $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$)

Fig. 7 Regional averaged shape coefficient

由图 8 可见,高跨比对屋盖迎风面局部影响较大,而对其他部分的影响较小。高跨比对屋面表面风压的影响主要集中在前 1/5 跨度长的区域,随建筑高度的增加气流分离点逐渐向迎风面边缘移动,迎风面风压由正压变为负压,且负压随之增大。

图 9 为保持屋盖高度 $h=20\text{m}$ 和矢跨比 $f/L=1/10$ 不变,屋面中心线的体型系数曲线随跨度变化的情况。由图可见各跨度下的变化趋势大致相同,迎风面受跨度影响较大,背风面的体型系数随跨度的变化影响较小。小型屋盖的体量变化对其冲击风下体型系数影响较为明显,但 $L=150\text{m}$ 和 $L=200\text{m}$ 时的体型系数变化较为一致,说明跨度增大至一定值后,

跨度对壳型屋面风压分布的影响较小。

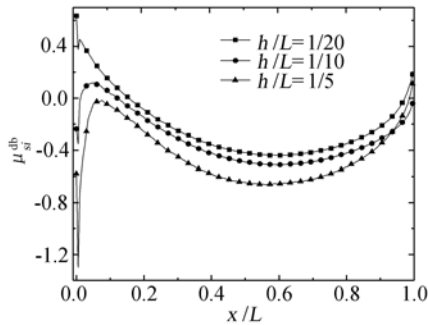


图8 屋面中心线体型系数随高跨比变化曲线
($L=200\text{m}$, $f/L=1/10$, $D_{\text{jet}}=500\text{m}$,
 $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$)

Fig. 8 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with rise-span ratios

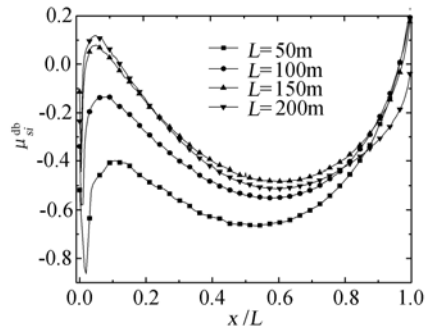


图9 屋面中心线体型系数随跨度变化曲线
($f/L=1/10$, $h=20\text{m}$, $D_{\text{jet}}=500\text{m}$,
 $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$)

Fig. 9 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with roof spans

2.3 冲击风参数对壳型屋面风压的影响

图10~图14分别为屋面结构参数保持 $L=200\text{m}$ 、 $h=f=20\text{m}$ 不变,壳型屋面中心线随射流速度、射流直径、地貌、射流高度和射流角度变化的体型系数曲线。

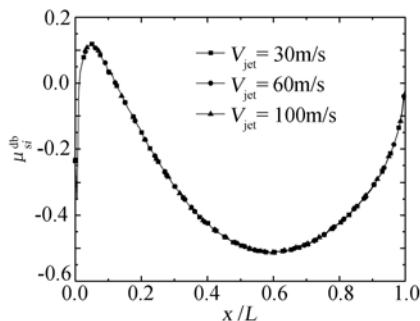


图10 屋面中心线体型系数随射流速度变化曲线
($D_{\text{jet}}=500\text{m}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$, B类地貌, $\theta=0^\circ$)

Fig. 10 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with jet velocities

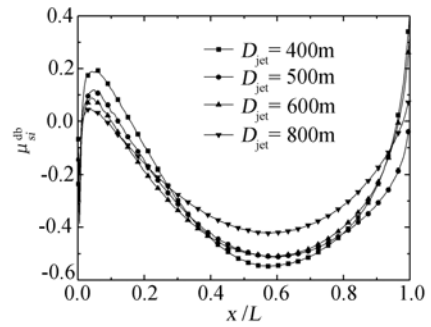


图11 屋面中心线体型系数随射流直径变化曲线
($V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$, B类地貌, $\theta=0^\circ$)

Fig. 11 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with jet diameters

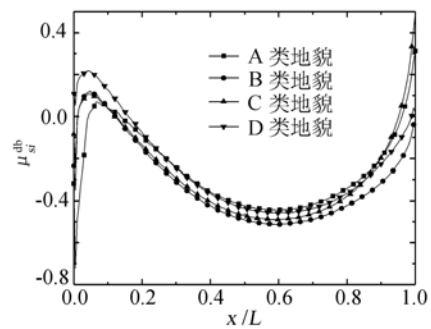


图12 屋面中心线体型系数随地貌变化曲线
($D_{\text{jet}}=500\text{m}$, $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $H=1D_{\text{jet}}$, $r=1D_{\text{jet}}$, $\theta=0^\circ$)

Fig. 12 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with surface roughness

从这些图可以发现,射流速度、冲击风直径以及地貌对高度较低的大跨结构影响较小。如图10,可见当射流速度在 $30\text{m/s} \sim 100\text{m/s}$ 范围变动时,体型系数曲线几乎一致。图11中看出当冲击风直径在一定范围内($400\text{m} \sim 600\text{m}$)变动时,体型系数曲线的变化也都较小; 800m 直径冲击风下的曲线则略有不同,表现在屋面中部的负风压相对减少。由图12可见各地貌下除迎风面局部有区别外,各体型系数曲线整体上重合度较高。

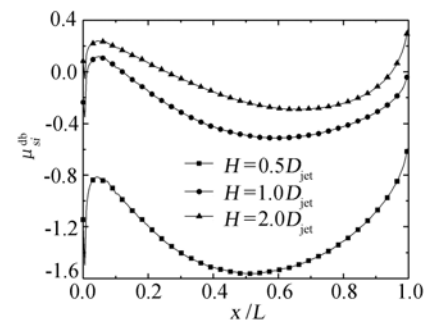


图13 屋面中心线体型系数随射流高度变化曲线
($D_{\text{jet}}=500\text{m}$, $V_{\text{jet}}=60\text{m/s}$, $r=1D_{\text{jet}}$, B类地貌, $\theta=0^\circ$)

Fig. 13 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with jet heights

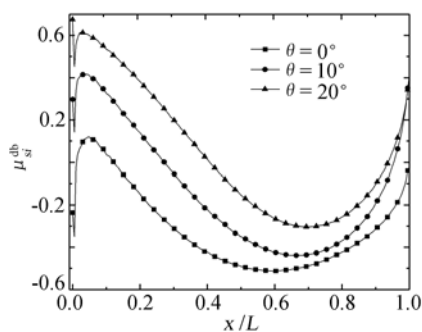


图 14 屋面中心线体型系数随射流角度变化曲线
($D_{jet}=500\text{m}$, $V_{jet}=60\text{m/s}$, $H=1D_{jet}$, $r=1D_{jet}$, B 类地貌)

Fig. 14 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with jet angles

射流高度及射流倾角对屋面风压的影响则较大。有文献认为冲击风的射流高度 H 和射流直径 D 的比值区间约为 $H=0.75\sim 7.5D_{jet}$ ^[22], 但通常情况下认为射流高度大于射流直径, 从图 13 可见, 整个屋面的升力随射流高度的增加而显著减少, 因而负体型系数的绝对值也显著减小。而当射流高度超过 $1.0D_{jet}$ 后, 其影响程度相对变小。由图 14 可以看出, 冲击风倾角的影响也较大。冲击风倾角的正值方向如图 2 所示, 随着角度的增大, 整个屋面受到的升力也显著减少。

2.4 与大气边界层风场的比较

Takeshi Hongo 对壳型屋面在大气边界层风场中的风压特性做过一系列的风洞试验^[2]。现保持屋面高跨比不变, 将两种不同风场下的屋面体型系数进行比较, 如图 15。总体来说球壳型屋面在冲击风水平风荷载及大气边界层风场作用下表面风压的变化趋势比较一致。矢跨等于零时, 迎风面边缘风压在冲击风作用下要比大气边界层风场作用下剧烈的多, 在 0.1 跨内负压从 -1.54 骤减为 -0.2 。 $f/L=1/10$ 时两者相差不大, 但当矢跨比增大至 $1/5$ 时, 冲击风作用下的屋面受力更为不利, 其迎风面正压达到 0.85 而屋面中心最大负压达到 -1.02 , 风压比大气边界层风场下相应值大了 85% 和 89% , 可见选择合适的矢跨比对抗冲击风水平荷载来说相当重要。不过这里只挑选了几个典型的矢跨比做比较, 关于球壳型屋面在两种风场下的屋面风压分布的区别还需要更细致的研究。

3 冲击风正下方的竖向风荷载参数

在雷暴冲击风风场中, 相关研究表明在雷暴冲击风中心区域的竖向风速很大^[22], 如果大跨结构恰好位于冲击风正下方, 必然会受到很大的竖向风荷载。在建筑物抗风设计中往往采用水平风速作为基本风

压, 可据此建立球壳屋盖位于冲击风正下方时的风荷载参数计算方法。

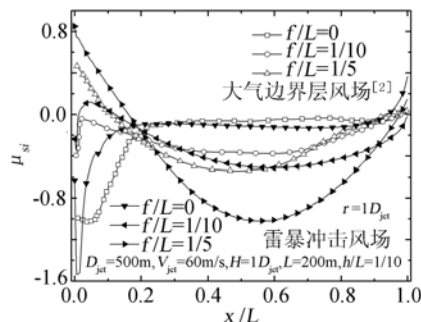


图 15 大气边界层风洞试验和雷暴冲击风数值模拟中壳型屋面中心线体型系数比较

Fig. 15 Comparison of shape coefficient along roof centerline (boundary layer wind tunnel and thunderstorm downburst numerical simulation)

参照式(18)的表达方式, 考虑到此时球壳屋面风压主要由冲击风的下击气流(竖向风速)引起, 而该气流在离地具有一定高度后, 其气流速度变化相对较小, 因此考虑到设计应用的方便, 取此时风压高度变化系数 $\mu_{z1}^{db}=1$, 因此有

$$\mu_{s1}^{db} = \lambda^{-2} \mu_{z1}^{db} C_{pi}^{db} \quad (20)$$

则式(20)的体型系数实际上包含了高度对风压改变的影响, 并不是纯粹意义上的体型系数。图 16 为球壳型屋面位于冲击风正下方即 $r=0$ 时屋面中心线体型系数的变化曲线, 由图可见当球壳屋面位于冲击风正下方时, 整个屋面都受到了很大的正压作用。而屋面中央由于气流的直射作用风压要比屋面边缘处大, 而且不同矢跨比时值都较接近。除屋面中心外, 屋面风压随矢跨比的增大逐渐减小, 并具有一定的越靠近边缘则增幅越大的特征。由图可观察到, 当 f/L 较小时(例如图 16 中的 $f/L=0, 1/20, 1/10$), 屋面风压

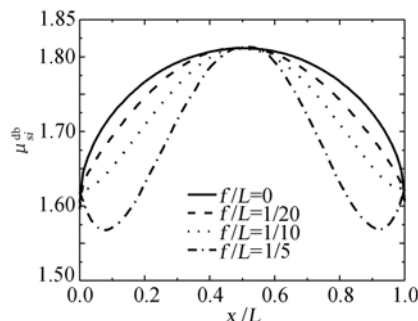


图 16 屋面中心线体型系数随矢跨比变化曲线
($L=200\text{m}$, $h=20\text{m}$, $D_{jet}=500\text{m}$, $V_{jet}=60\text{m/s}$, $H=1D_{jet}$, $r=0D_{jet}$)

Fig. 16 Distribution of shape coefficients along roof centerline varied with height-span ratios

随着和屋面中心距离的增大而减小;而当 f/L 从 $1/10$ 变化到 $1/5$ 后,屋面边缘处的风压变化则具有一定的波动性。

4 结 论

针对一般建筑物,在研究了冲击风水平风荷载作用下结构静力风荷载的计算公式及相关的风压高度变化系数、体型系数的计算方法后,将球壳型屋盖放置在冲击风风场中水平风速最大的位置,参数敏感性分析表明:1) 结构参数中起主要作用的是屋盖的矢跨比;2) 屋盖高度对风压分布的影响主要在于迎风面的局部屋面;3) 小型屋盖的体量影响较为明显,而随着体量增加,其对冲击风下体型系数的影响减小;4) 冲击风风场参数中的射流速度、冲击风直径、地貌对冲击风下体型系数的影响较小;5) 冲击风的射流高度及射流角度对冲击风下体型系数的影响较为明显;6) 与大气边界层风洞实验结果相比,当矢跨比较大时,冲击风作用下的壳型屋面受力明显更为不利。

然后针对球壳屋盖位于冲击风正下方的工况,根据风场特点,将冲击风风压高度变化系数取为 1.0 ,给出了冲击风风场下,体型系数与风压系数的关系。对屋盖风压研究表明,整个屋面都受到了较大的正风压,且风压分布具有中心高两边低的特征。

参 考 文 献:

- [1] UEMATSU Y, MOTEKI T, HONGO T. Model of wind pressure field on circular flat roofs and its application to load estimation[A]. Canada: 5th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications[C], 2004: 449-452.
- [2] HONGO T. Experimental study of wind forces on spherical roofs[D]. Tohoku University, 1995.
- [3] MELBOURNE W H. Modelling of structures to measure wind effects[A]. Sydney: Proceedings Structural models Conference[C], University of Sydney, 1972.
- [4] IRWIN P. 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.
- [5] HOLMES J D. Modeling of extreme thunderstorm winds for wind loading of structures and risk assessment[A]. Denmark: Wind Engineering into 21st Century, Proceedings of 10th International Conference on Wind Engineering[C], 1999: 1409-1415.
- [6] 重庆市气象局. 气候中心完成“垫江·梁平”大风事件的历史地位评估[EB/OL]. <http://www.cqmb.gov.cn/ecms/gongzuodongtai/dongtaixinxi/2010-05-06/2572.html>.
- [7] 腾讯大渝网. 重庆多个区县遭遇暴雨大风袭击[EB/OL]. <http://cq.qq.com/zt/2010/qxwyfb/index.htm>.
- [8] SELVAM R P, HOLMES J D. Numerical simulation of thunderstorm downdrafts[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1992, 41(44): 2817-2825.
- [9] KIM J, HANGAN H. Numerical simulation of impinging jets with application to downbursts[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2007, 95(4): 279-298.
- [10] LETCHFORD C W, ILLIDGE G. Turbulence and topographic effects in simulated thunderstorm downdrafts by wind tunnel tests[A]. Denmark: Wind Engineering into the 21st Century, Proceedings of 10th International Conference on Wind Engineering[C], 1999.
- [11] SENGUPTA A, SARKAR P P. Computational and experimental simulation of static and transient loads on buildings in microburst winds[A]. Cairns, Australia: Proceedings of Twelfth International Conference on Wind Engineering[C], 2007.
- [12] 徐挺, 陈勇, 彭志伟, 等. 雷暴冲击风风洞设计及流场测试[J]. *实验力学*, 2009, 24(6): 1-8.
- [13] LETCHFORD C W, CHAY M T. Pressure distributions on a cube in a simulated thunderstorm downburst, Part B: moving downburst observations[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2002, 90: 733-753.
- [14] SENGUPTA A, SARKAR P P. Physical and numerical simulation of microburst-like wind: a study of flow characteristics and surface pressures on a cube[A]. Kolkata, India: Proceedings of Third Indian National Conference on Wind Engineering[C], 2007.
- [15] 潘峰, 孙炳楠, 楼文娟, 等. 冲击风作用下大跨屋盖多模态随机风致响应研究[J]. *空气动力学学报*, 2008, 26(1): 119-125.
- [16] 王昕, 楼文娟, 徐伟. 雷暴冲击风对输电塔的作用特征[J]. *华中科技大学学报(城市科学版)*, 2008, 25(4): 10-14.
- [17] 崔碧琪, 陈勇, 徐挺, 等. 雷暴冲击风对鞍形屋盖作用的数值模拟[A]. 长沙: 2009 全国工业空气动力学学术会议, 工业空气动力学研究进展[C], 2009: 166-172.
- [18] 中华人民共和国建设部. 建筑结构荷载规范(GB50009-2001)[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.

- [19] LETCHFORD C W, MANS C, CHAY M T. Thunderstorms-their importance in wind engineering (a case for the next generation wind tunnel)[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2002, 90: 1415-1433.
- [20] 彭志伟. 雷暴冲击风风场及对低平屋盖作用的数值模拟[D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
- [21] CHAY M T, ALBERMANI F, WILSON R. Numerical and analytical simulation of downburst wind loads[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2006, 28: 240-254.
- [22] SENGUPTA A, SARKAR P P. Experimental measurement and numerical simulation of an impinging jet with application to thunderstorm microburst winds[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2008, 96: 345-365.

Wind-resistant design parameters and CFD analysis of spherical roof subjected to thunderstorm downbursts

CHEN Yong¹, CUI Bi-qi¹, PENG Zhi-wei¹, YU Shi-ce¹, LOU Wen-juan¹, SUN Bing-nan^{1,2}

(1. Institute of Structure Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;

2. Ningbo College of Technology, Zhejiang University, Ningbo 315100, China)

Abstract: The wind characteristics of thunderstorm downburst are significantly different from atmospheric boundary layer. In order to be consistent with the habit of wind-resistant design, the expression of horizontal static wind load similar to boundary layer winds were proposed, and the corresponding calculation both wind pressure height coefficient and shape coefficient were concluded. Furthermore the shape coefficients of spherical roof subjected to thunderstorm downburst had been investigated via CFD simulation, by varying the parameters of structure and downburst, besides, the CFD results were compared with the results of boundary layer wind tunnel. Finally, the values of wind pressure height coefficient and shape coefficient were presented when spherical roof was located beneath the downburst.

Key words: thunderstorm downburst; spherical roof; CFD; wind pressure height coefficient; shape coefficient

.....

(上接第 430 页)

Abstract: Through introducing a transformation for the density related velocity component $\omega_r = -\frac{1}{\rho h_1 h_2} \int_0^z h_1 h_2 \frac{\partial \rho}{\partial t} dz$ on the direction normal to wall, the continuous equation of three dimensional unsteady compressible flow in physical space $(u_a, v_a, \omega_a = u, v, \omega + \omega_r)$ with no-slip wall condition can be transformed to an equation for the steady flow in the transformed velocity space (u, v, ω) with no-slip wall. Then, using the same analysing method and corresponding result of the steady flow separation, the criteria for the compressible unsteady flow can be obtained after considering the contribution of ω_r . It is found that there is a case that flow separates on wall and reattaches off wall in both two dimensional and three dimensional flow. The analysing results have been proved by numerical simulation.

Key words: compressible unsteady flow; wall separation; separation surface; criteria of flow separation.