

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20210401003

下击暴流作用下单层球面网壳倒塌破坏研究

霍林生, 赵伟, 陈超豪

(大连理工大学, 辽宁 大连 116000)

摘要: 针对大跨空间结构在下击暴流作用下破坏规律尚不明确的问题, 本研究分析了下击暴流作用下K8型单层球面网壳结构的破坏模式与失效规律。基于确定性-随机性混合模型模拟了下击暴流风场, 其中平均风的模拟采用Wood竖向风剖面模型和Holmes经验模型, 脉动风的模拟则采用自回归模型。基于向量式有限元分析方法, 考虑结构的几何非线性、材料非线性及构件断裂准则, 对下击暴流作用下不同矢跨比的网壳结构进行弹塑性时程分析及连续倒塌过程模拟。通过研究矢跨比分别为1/3、1/5与1/7时, 结构节点位移幅值的变化及下击暴流平均风荷载与总风荷载对结构破坏模式的影响, 探究单层球面网壳结构在下击暴流作用下的失效规律。研究表明: 下击暴流作用下单层球面网壳结构的失效主要是由结构杆件屈曲所致, 且平均风的影响占主导地位, 决定着结构的破坏模式, 而脉动风则使得结构响应加剧, 破坏时间提前。此外, 随着结构矢跨比的增大, 结构的体型系数与受风面积随之变化, 进而影响结构的破坏模式, 使其由局部杆件渐进式屈曲失效的模式向结构整体瞬时失效的模式转变。研究成果可为大跨空间结构的抗下击暴流设计提供参考。

关键词: 下击暴流; 单层球面网壳; 向量式有限元; 连续倒塌

中图分类号: TU393.3 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2022)02-0354-08

Research on Progressive Collapse of Single-layer Spherical Reticulated Shells Subjected to Downbursts

HUO Linsheng, ZHAO Wei, CHEN Chaohao
(Dalian University of Technology, Dalian 116000, China)

Abstract: Aiming at the problem that the failure law of large-span spatial structures subjected to downbursts is not clear, the destruction mode and failure law of the K8 single-layer spherical reticulated shell structure under a downburst are analyzed. Based on the deterministic-stochastic hybrid model, the downburst wind field is simulated. The mean wind is simulated by the Wood vertical wind profile model and Holmes empirical model, while the fluctuating wind is generated according to the autoregressive model. Considering the geometrical nonlinearity, material nonlinearity and element failure criterion of the structure, the elastic-plastic time-history analysis and progressive collapse process simulation of reticulated shell structures with different rise-span ratios subjected to downbursts are carried out using the vector form intrinsic finite element method. The failure law of the single-layer spherical reticulated shell is explored by studying the variation of the maximum nodal displacement and the influence of the mean and total wind load of a downburst on the structural failure mode when the rise-span ratios

* 收稿日期: 2021-04-01; 修回日期: 2021-07-07

基金项目: 国家重点研发项目资助(2016YFC0701103)资助

作者简介: 霍林生(1975—), 男, 教授, 博士, 博导。主要从事工程结构振动与控制的研究。Email: lshuo@dlut.edu.cn

are 1/3, 1/5 and 1/7, respectively. The results show that the failure of the single-layer spherical reticulated shell structure under the action of a downburst is mainly caused by the buckling of structural elements. The influence of the mean wind plays a dominant role, determining the failure mode of the structure, while the fluctuating wind intensifies the structural response and makes the failure time advanced. In addition, with the increase of the rise-span ratio, the shape coefficient and wind area of the structure change, which will affect the structural failure mode, namely the structural failure mode changes from the gradual buckling failure mode of the local elements to the instantaneous failure mode of the whole structure. The research results of this study can provide references for the downburst-resistant design of large-span spatial structures.

Keywords:downburst; single-layer spherical reticulated shell; vector form intrinsic finite element; progressive collapse

引 言

大跨空间结构因其合理的受力方式、丰富的结构形式以及独特的艺术表现手法,被广泛应用于体育馆、航站楼等各类公众建筑中。风灾是一种发生频率高且持续时间长的自然灾害,而大跨空间结构又是风敏感型结构^[1,2],其风致破坏会导致生命、财产的巨大损失。作为强风灾害的一种特殊类型,下击暴流(也称雷暴冲击风)具有与常规大气边界层风明显不同的特点。下击暴流的风速时程是一个高度非平稳的随机过程,其平均风也随时间变化。而下击暴流因其独特的风场特性,对大跨、悬挑以及输电塔等结构有着极大的破坏性。如2009年美国达拉斯牛仔训练场馆^[3]、江苏镇江“5291江晋线”输电塔^[4]等皆因遭遇下击暴流袭击而倒塌破坏。

目前,已有部分学者对下击暴流作用下结构的连续倒塌过程进行了研究,但均为输电塔方向^[4-6]。就下击暴流对大跨空间结构作用的研究则多围绕结构弹性阶段的动力特性和CFD数值模拟展开。潘峰等^[7]、柳国光^[8]、H.H.Li等^[9]通过CFD数值模拟或风洞试验研究了下击暴流作用下大跨屋盖结构的风压分布和气动特性,其研究多是围绕流场方向,将结构假设为刚体模型进行分析。L.J.Bai等^[10]基于构件屈曲的本构模型对下击暴流作用下带限力装置的钢屋盖结构进行了非线性动力分析,但仅取单榀平面桁架结构作为分析对象。周臻等^[11]则基于时域分析法,研究了下击暴流不同风参数对简支梁式屋盖结构振动响应的影响,研究中取单榀张弦桁架结构进行弹性时

程分析,却未曾考虑结构塑性阶段的动力特性。综上所述,现有研究工作均未涉及下击暴流致大跨空间结构破坏及后续倒塌过程。

本文以K8型单层球面网壳结构为例,首先模拟了下击暴流风场。考虑到结构的非线性和连续倒塌情况,对杆件采用屈曲软化的本构模型及相应的断裂准则,通过向量式有限元方法建立结构的非线性模型,分析了不同矢跨比的网壳结构节点位移幅值与连续倒塌情况,以期为大跨空间结构的抗下击暴流设计与加固提供参考依据。

1 大跨空间结构的倒塌分析方法

结构的连续倒塌是一个几何构型和承载力不断变化的过程,向量式有限元法^[12-14]将结构整体离散为带约束的质点群,通过求解质点的运动方程来解析结构的运动行为。该方法采用“虚拟运动”的方式,考虑结构前后构型的变化,能够准确地计算出不同空间状态、时间序列下结构的变形和内力,计算高效的同时,能够清晰地捕捉到结构失效时的破坏状态,对于结构的大变形、倒塌等复杂问题的求解具有明显的优势。

本文对网壳结构的连续倒塌过程进行模拟时,考虑了结构的几何非线性、材料非线性和单元断裂准则。空间桁架杆件的破坏多为屈曲失效,本文中杆件的应力-应变关系采用简化的屈曲软化模型^[15],如图1所示。假定杆单元发生断裂后直接断开,根据文献[16],采用如下杆单元断裂准则:

$$\epsilon \geq \epsilon_{cr} \quad (1)$$

式中, ϵ 和 ϵ_{cr} 分别为杆单元的轴向应变和轴向断裂极限应变,取 $\epsilon_{cr} = 0.003$ 。

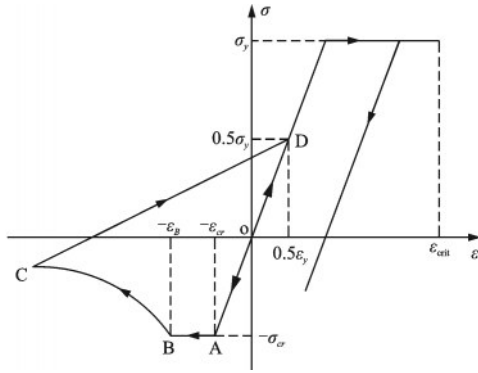


图1 材料非线性本构模型

Fig.1 Nonlinear constitutive model of the material

注: ϵ_y 为杆件受拉达到屈服应力 σ_y 时的应变; ϵ_B 为杆件开始发生非线性受压屈曲时的应变; ϵ_{crit} 为杆件受拉极限应变值

由于向量式有限元法无法模拟出杆件压弯屈曲的过程,且压应变达到 0.003 后杆件的刚度会迅速降低而丧失承载能力,因此本文假定杆件压应变满足断裂准则时直接断开。

2 单层球面网壳模型

本文选取的计算模型为 K8 型单层球面网壳,如图 2 所示。网壳结构跨度为 50 m,矢跨比考虑 1/3、1/5 和 1/7 三种情况。构件材料为 Q235 钢,结构环杆、肋杆为 $\Phi 140 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ 标准钢管,斜杆为 $\Phi 127 \text{ mm} \times 3.5 \text{ mm}$ 标准钢管,材料弹性模量为 $E = 2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$,密度为 $\rho = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$,屋面附加重力荷载代表值取 1.8 kN/m^2 。结构杆件连接方式均为铰接。

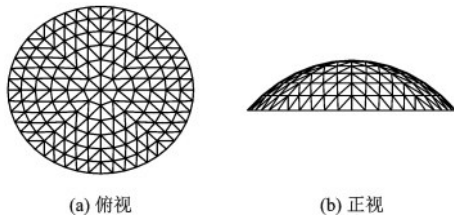


图2 网壳结构模型

Fig.2 Model of the reticulated shell structure

3 下击暴流模拟

采用 G.S. Wood 等^[17] 竖向风剖面模型和 J.D. Holmes 等^[18] 经验模型来模拟平均风,并通过在随机过程中加入时变调制函数得到脉动风,进而模拟出

下击暴流的风速时程。

与大气边界层近地风类似,下击暴流风速包含平均风速和脉动风速两部分。在任意 t 时刻, z 高度处的下击暴流总风速 $U(z, t)$ 可以表示为:

$$U(z, t) = \bar{U}(z, t) + u(z, t) \quad (2)$$

式中, $\bar{U}(z, t)$ 、 $u(z, t)$ 分别为下击暴流的平均风速和脉动风速。

3.1 平均风速模拟

平均风随时间变化,可以用竖向风剖面函数 $V(z)$ 与时间函数 $f(t)$ 的乘积来表示,即:

$$\bar{U}(z, t) = V(z) \times f(t) \quad (3)$$

其中, $V(z)$ 可用 G.S. Wood 等^[17] 竖向风剖面模型表示为:

$$V(z) = 1.55(z/\delta)^{1/6} [1 - \text{erf}(0.7z/\delta)] \times V_{\max} \quad (4)$$

式中, z 为距地面高度; δ 为高度参数; erf 为容错函数, $\text{erf}(x) = 2 \int_0^x e^{-t^2} dt / \sqrt{\pi}$; V_{\max} 为最大风速。

根据 J.D. Holmes 等^[18] 经验模型可知,下击暴流的风速呈对称柱状分布,同一高度上沿阵风中心径向的水平风速为:

$$V_r(r) = \begin{cases} V_{r, \max} \times (r/r_{\max}) & (0 \leq r \leq r_{\max}) \\ V_{r, \max} \times \exp\left\{-\left[\frac{(r-r_{\max})}{R_r}\right]^2\right\} & (r > r_{\max}) \end{cases} \quad (5)$$

式中, r 为空间点至下击暴流中心的距离; $V_{r, \max}$ 为下击暴流最大径向平均风速; r_{\max} 为取 $V_{r, \max}$ 的位置到下击暴流中心的径向距离; R_r 为径向辐射范围。

文献[19]中指出,下击暴流的平均风速 V_p 可表示为径向风速 V_r 与自身移动速度 V_i 的矢量和,如图 3 所示。假定初始时刻,下击暴流中心位于坐标原点 O ,运动方向为 X 轴正向,观测点

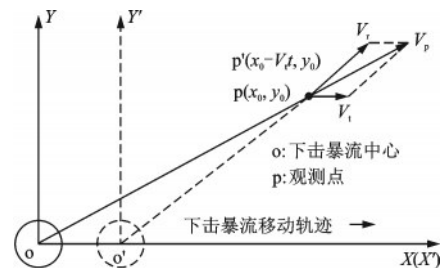


图3 径向风速与移动速度的矢量合成

Fig.3 Vector synthesis of radial velocity and moving velocity

坐标为 $P(x_0, y_0)$ 。则任意 t 时刻, 观测点的位置坐标为 $P'(x_0 - V_i t, y_0)$ 。本文取 $x_0=3\ 000\text{ m}$, $y_0=150\text{ m}$ 。

考虑到下击暴流的平均风速通常大于自身移动速度, 在忽略下击暴流中心移动引起的风速方向的变化后, 时间函数 $f(t)$ 可以表示为:

$$f(t) = \frac{|V_p(t)|}{\max |V_p(t)|} \quad (6)$$

得到竖向风剖面函数 $V(z)$ 与时间函数 $f(t)$ 后, 即可通过式(3)求出平均风速 $\bar{U}(z, t)$ 。

3.2 脉动风速模拟

M.T.Chay 等^[20]认为, 下击暴流的脉动风速是一个非平稳的随机过程, 其最大幅值为平均风速的 0.08~0.11 倍。据此, 可将脉动风速 $u(z, t)$ 表示为基于平均风速的时变调制函数 $a(z, t)$ 和给定功率谱密度的高斯随机过程 $k(z, t)$ 的乘积, 即:

$$u(z, t) = a(z, t) \times k(z, t) \quad (7)$$

式中, $a(z, t) = (0.08 \sim 0.11) \bar{U}(z, t)$; $k(z, t)$ 可通过线性滤波法得到^[19]。

$k(z, t)$ 的功率谱密度 $S(n)$ 采用 Davenport 谱, 即:

$$S(n) = 4kU_{10}^2 \cdot x^2 / \left[n(1+x^2)^{4/3} \right] \quad (8)$$

式中, n 为频率 (Hz); U_{10} 为 10 m 高度处的平均风速, 取下击暴流的移动速度; k 为地面阻力系数; $x = 1\ 200n/U_{10}$ 。

空间任意两点 i 和 j 处, 脉动风速的互功率谱 $S_{ij}(n)$ 为:

$$S_{ij}(n) = r_{ij}(n) \sqrt{S_{ii}(n) S_{jj}(n)} \quad (9)$$

式中, $r_{ij}(n)$ 为相干函数, 表征了脉动风速的空间相关性, 对于大跨空间结构通常直接采用如下与时间无关的三维空间相干函数^[21, 22]:

$$r_{ij}(n) = \exp\left(\frac{-2n \sqrt{C_x^2 \Delta x^2 + C_y^2 \Delta y^2 + C_z^2 \Delta z^2}}{\bar{U}_i + \bar{U}_j}\right) \quad (10)$$

式中, $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ 为空间两点的坐标差; C_x, C_y, C_z 为衰减系数, 分别取 6、16、10; \bar{U}_i, \bar{U}_j 分别为 i 和 j 点的平均风速。

3.3 风速时程模拟与荷载计算

基于前述理论, 本文模拟了网壳结构所有节点的下击暴流风速时程, 模拟时长为 600 s, 时间步长

取 0.1 s, 其他主要模拟参数见表 1^[22], 各参数的含义如前文所述。由于风速模拟时间较长, 且模拟工况较多, 因此脉动风速的模拟基于自回归 (Autoregressive, AR) 模型, 该模型计算效率更高, 且计算精度满足本研究的需要。

表 1 下击暴流模拟中的主要参数

Table 1 Main parameters in the downburst simulation

参数	$V_{\max}/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	δ/m	$V_{r,\max}/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	R_r/m	r_{\max}/m	$V_i/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
取值	80	400	47	700	1 000	10

为表述方便, 以结构顶点为例, 图 4 给出了下击暴流的模拟结果。可以看出, 模拟谱与目标谱一致性较好, 同时模拟相关函数与目标相关函数也较为吻合, 从而验证了模拟结果的准确性。

通过风速时程可以计算任意模拟点 i 处的风荷载时程, 计算方法如下:

$$F_i = \mu_i \omega_i A_i \quad (11)$$

式中, μ_i 为 i 点处的体型系数; ω_i 为 i 点处的风压值, $\omega_i = 0.5\rho U^2$, ρ 为空气质量密度; A_i 为 i 点处的风荷载计算面积。

4 单层球面网壳连续倒塌过程分析

本文对每种矢跨比的网壳结构均模拟了 10 组下击暴流荷载, 通过研究以上荷载作用下结构节点位移以及后续结构倒塌的过程, 探究下击暴流作用下网壳结构的破坏规律。

4.1 网壳结构弹塑性时程分析

周臻等^[11]指出, 下击暴流作用下, 屋盖结构的位移时程与荷载时程具有一致性。虽然脉动荷载的随机性会导致结构响应的不同, 但相同矢跨比下, 结构临近倒塌时最大的节点位移 (下称节点位移幅值) 应较为接近。

对结构进行弹塑性时程分析, 选取节点位移幅值作为分析参数, 结果见表 2。结果表明, 结构矢跨比确定时, 虽然下击暴流的脉动风荷载具有随机性, 但每种矢跨比下结构的节点位移幅值较为接近, 表明下击暴流作用下结构的失效模式具有相似性。此外, 由于荷载随机性较强, 结构出现最大位移的节点位置也相应具有随机性。其中, 1/3 矢跨

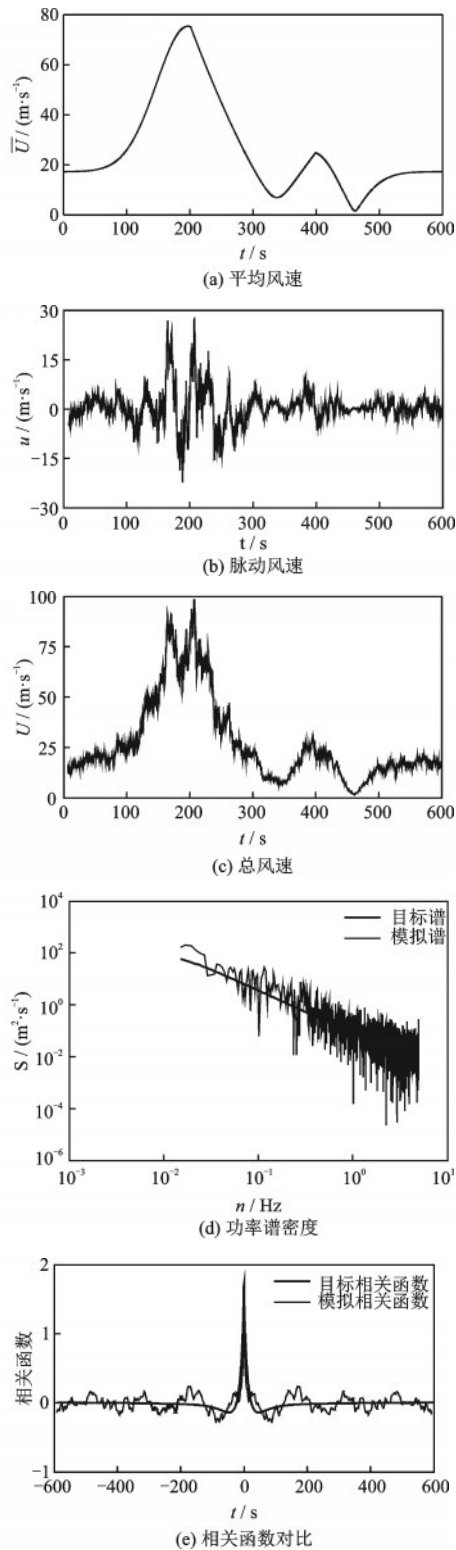


图4 下击暴流模拟

Fig.4 Simulation of the downburst

比时结构的最大节点位移一般出现在结构迎风面两侧底部第二圈处;1/5矢跨比时结构的最大节点位移一般出现在迎风面及两侧;1/7矢跨比时结构的最大节点位移一般出现在结构迎风面靠近网壳

表2 不同矢跨比时网壳结构节点位移幅值

Table 2 Maximum nodal displacements of reticulated shell structures with different rise-span ratios

单位:mm

荷载编号	1/3矢跨比	1/5矢跨比	1/7矢跨比
1	61.50	67.45	83.05
2	61.07	67.41	84.32
3	62.23	66.59	82.86
4	62.19	63.84	79.95
5	63.93	65.70	86.02
6	60.73	66.53	81.24
7	64.04	63.62	86.94
8	63.73	64.54	81.55
9	64.32	63.24	76.42
10	61.92	63.16	74.76

顶点处。

4.2 平均风荷载下结构倒塌过程

虽然下击暴流的平均风具有时变性,但在既定的风速模型下,结构所受的平均风荷载随之确定,即相同矢跨比下的10组下击暴流平均荷载是相同的。且相较脉动风荷载而言,平均风荷载变化较为缓慢,可视为静力荷载。

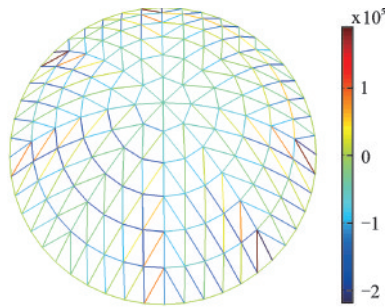
将下击暴流平均风荷载作用于网壳结构,结构失效发生倒塌,杆件的内力云图与结构的破坏状态如图5所示。

由图5可知,矢跨比为1/3和1/5时,结构由于整体荷载强度过大而失效,此时结构表现为强度破坏。当矢跨比为1/7时,结构受荷面积相对较小,结构更能抵抗下击暴流的作用。且由于局部杆件受压率先进入塑性,结构出现受压失稳区域,表现为失稳破坏的形式。

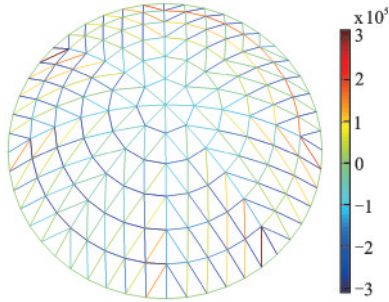
4.3 总风荷载下结构倒塌过程

总风荷载作用下不同矢跨比时结构的失效模式存在一定的差异。通过对比相同矢跨比时,单层球面网壳分别在平均风荷载与总风荷载作用下的杆件内力云图,可以发现两种情况下结构的整体受力情况较为接近。

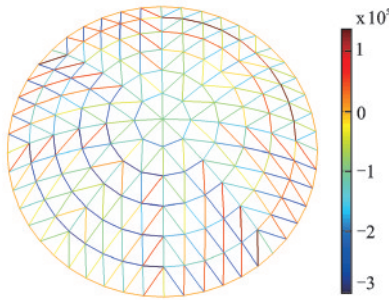
矢跨比为1/3时,结构的失效模式与平均风荷载作用时相一致,如图6所示。在 $t=130.8$ s时,结构底部部分径杆与斜杆的应变值达到断裂极限应变,从而发生断裂,如图6(b)所示。随着下击暴流



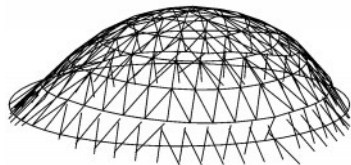
(a) 1/3矢跨比杆件内力云图
($t=132.0$ s)



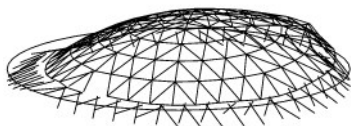
(b) 1/5矢跨比杆件内力云图
($t=162.0$ s)



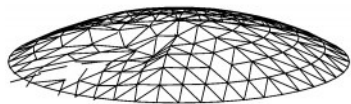
(c) 1/7矢跨比杆件内力云图
($t=133.8$ s)



(d) 1/3矢跨比($t=133.8$ s)



(e) 1/5矢跨比($t=163.6$ s)

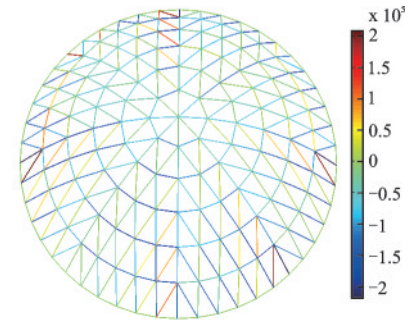


(f) 1/7矢跨比($t=155.1$ s)

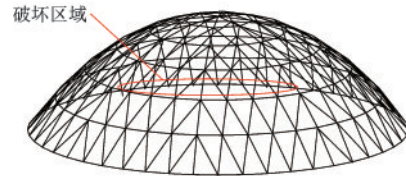
图5 平均风荷载作用下网壳结构的破坏

Fig.5 Failure of the reticulated shell structure under the mean wind load

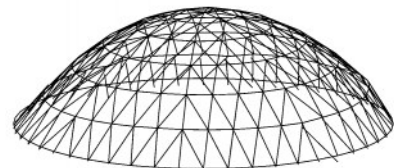
风速的增大,结构破坏开始加剧,破坏区域由底层开始向顶部扩散,如图6(c)所示。当一定数量的杆件失效后,结构整体失效(如图6(d)所示),整个过程体现为典型的强度破坏。



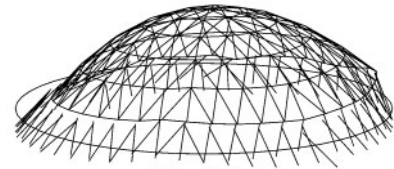
(a) $t=130.6$ s时杆件内力云图



(b) $t=130.8$ s



(c) $t=131.1$ s



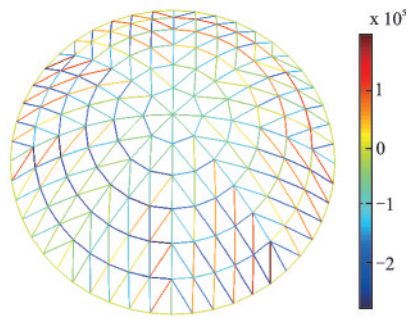
(d) $t=131.7$ s

图6 1/3矢跨比结构破坏过程

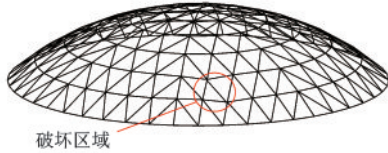
Fig.6 Failure process of the structure with the rise-span ratio of 1/3

矢跨比为1/5时,结构的破坏过程如图7所示。由于脉动风荷载的影响,结构出现了与平均风荷载作用下不一样的破坏形式。在 $t=152.6$ s时,结构局部杆件发生屈曲。同时,由于网壳结构自身具有较强的几何非线性,局部区域进一步扩大,如图7(c)所示。随着时间的推移,当风荷载值达到一定强度时,结构因整体承载能力不足而完全失效,表现为结构整体瞬时失效的破坏形式。

图8为1/7矢跨比时,结构的连续倒塌过程。结构受压区域的杆件达到屈曲临界值时,杆件发生



(a) $t=152.0$ s时杆件内力云图

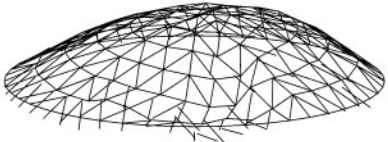


破坏区域

(a) $t=152.6$ s



(c) $t=153.0$ s



(d) $t=153.6$ s

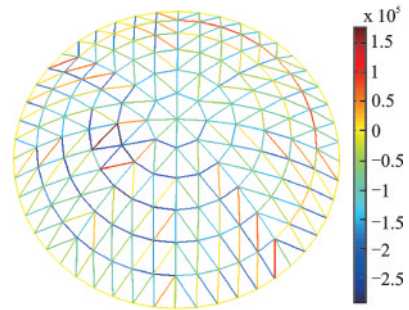
图7 1/5矢跨比结构破坏过程

Fig.7 Failure process of the structure with the rise-span ratio of 1/5

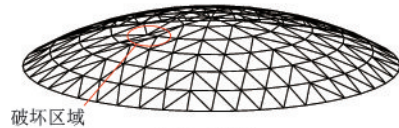
断裂,如图8(b)所示,结构发生动力失稳。且随着时间的推移,失稳区域随之扩大,直至结构完全倒塌。

将三种矢跨比下结构的失效模式进行对比可以发现,结构抗下击暴流的性能并不遵循抗震研究中得出的“矢跨比越大,承载力越强”的特征^[23]。首先,结构最初破坏的主要原因是部分杆件发生屈曲。其次,时间上,1/5矢跨比时结构出现破坏的时间点要晚于矢跨比为1/3与1/7时。这是由于矢跨比不同,结构的受荷面积与体型系数也会有明显差异,这些差异影响着结构的失效模式。此外,随着结构矢跨比的增大,结构的失效由1/7矢跨比时局部失稳区域逐渐扩大的形式,向1/3矢跨比时整体瞬间失效坍塌的形式转变,其破坏现象趋于剧烈,破坏时间越来越短。

结合上述分析,并将图5(a)、(b)、(c)与图6(d)、图7(d)、图8(c)进行对比可以发现,平均风荷

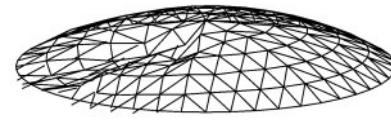


(a) $t=140.5$ s时杆件内力云图

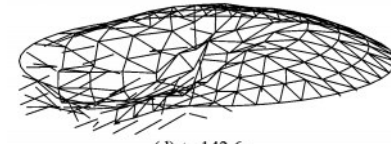


破坏区域

(b) $t=141.0$ s



(c) $t=141.8$ s



(d) $t=142.6$ s

图8 1/7矢跨比结构破坏过程

Fig.8 Failure process of the structure with the rise-span ratio of 1/7

载作用下结构破坏的时间点均晚于总风荷载作用时,而最终破坏形式则相对一致。由此可见,下击暴流导致网壳结构失效的主要原因是由于平均风荷载过大,而脉动风荷载则提供了动力放大的效果,致使结构倒塌的时间提前。

5 结 论

本研究基于下击暴流风场模型和向量式有限元法,考虑结构的几何非线性、材料非线性和构件断裂准则,以及荷载随机性,通过多次数值模拟计算,综合分析了不同矢跨比的凯威特型单层球面网壳在下击暴流作用下的破坏规律,所得结论如下:

(1)下击暴流作用下,结构破坏最初由杆件的屈曲引起,并且由于网壳结构自身较强的几何非线性,破坏一旦开始,整个结构将会快速失效。

(2)下击暴流致网壳结构破坏的主要原因是结构所受平均风荷载过大,同时,脉动风荷载的动力

效应使得结构的响应加剧,进而加速结构的倒塌。

(3)不同矢跨比时,网壳结构的失效模式有所区别。随着矢跨比的增大,网壳结构的失效模式从局部的渐进式破坏向结构整体因承载能力不足而失效的模式发展,并且破坏现象越发剧烈。

(4)矢跨比的变化直接影响结构的受荷面积与体型系数,同时,结构的抗下击暴流性能及失效模式也随之变化。相较于1/3与1/7矢跨比,矢跨比为1/5时,结构出现破坏的时间最晚,其所能承受的下击暴流荷载值相对更大,结构更趋于安全。

参考文献:

[1] 操礼林,褚兰哲,石启印,等.典型体育场屋盖风荷载特性的风洞试验研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2012, 32(3): 339-345.
Cao L L, Chu L Z, Shi Q Y, et al. Wind pressure distribution characteristics on a typical stadium roof [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2012, 32(3): 339-345. (in Chinese)

[2] 李庆祥,冯若强.组合网壳屋盖结构风振响应分析及等效静风荷载[J]. 防灾减灾工程学报, 2011, 31(4): 377-383.
Li Q X, Feng R Q. Wind-induced vibration response and equivalent static wind load of compounding lattice shell [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2012, 31(4): 377-383. (in Chinese)

[3] Trautner C, Ojdrovic R, Schafer B W, et al. An investigation of the collapse of the dallas cowboys practice facility [C] // Sixth Congress on Forensic Engineering. San Francisco: American Society of Civil Engineers, 2012: 1268-1277.

[4] 王唯.基于有限质点法的下击暴流作用下输电塔-线体系倒塌模拟[D]. 武汉:华中科技大学, 2018.
Wang W. Collapse simulation of transmission tower-line system under downburst based on finite particle method [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2018. (in Chinese)

[5] Wang L, Qu W L, Li Y F, et al. Transmission tower collapse analysis with wind load based on LS-DYNA [J]. Advanced Materials Research, 2014, 838-841: 370-374.

[6] 王锦文.强风作用下输电塔结构塑性疲劳破坏机理研究[D]. 武汉:武汉理工大学, 2008.
Wang J W. Research on plastic fatigue damage mechanism of transmission tower under strong wind excitations [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology,

2008. (in Chinese)

[7] 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.
Pan F, Sun B N, Lou W J, et al. Random wind-induced dynamic response of long-span roof to thunderstorm downbursts in the time domain [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2008, 26(1): 119-125. (in Chinese)

[8] 柳国光.运动雷暴冲击风对大跨及高层结构的作用研究[D]. 杭州:浙江大学, 2012.
Liu G G. Effect of moving thunderstorm downburst on long-span and high-rise structures [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2012. (in Chinese)

[9] Li H H, Ou J P. Pressure distributions on prism-shaped buildings in experimentally simulated downburst [J]. Science China (Technological Sciences), 2014, 57(10): 2070-2081.

[10] Bai L J, Zhang Y F. Nonlinear dynamic behavior of steel framed roof structure with self-centering members under extreme transient wind load [J]. Engineering Structures, 2013, 49: 819-830.

[11] 周臻,丁惠敏,孔祥羽.雷暴风激励下简支梁式屋盖结构的风振响应参数化分析[J]. 振动与冲击, 2017, 36(17): 179-186, 210.
Zhou Z, Ding H M, Kong X Y. Parametric analysis for a simply supported beam roof structure's wind-induced vibration response under downburst [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(17): 179-186, 210. (in Chinese)

[12] Ting E C, Shih C, Wang Y K. Fundamentals of a vector form intrinsic finite element: part I. basic procedure and a plane frame element [J]. Journal of Mechanics, 2004, 20(2): 113-122.

[13] Ting E C, Shih C, Wang Y K. Fundamentals of a vector form intrinsic finite element: part II. plane solid elements [J]. Journal of Mechanics, 2004, 20(2): 123-132.

[14] Shih C, Wang Y K, Ting E C. Fundamentals of a vector form intrinsic finite element: part III. convected material frame and examples [J]. Journal of Mechanics, 2004, 20(2): 133-143.

[15] Hill C D, Blandford G E, Wang S T. Post-buckling analysis of steel space trusses [J]. Journal of Structural Engineering, 1989, 115(4): 900-919.

[16] 喻莹,罗尧治.基于有限质点法的结构倒塌破坏研究 II:关键问题与数值算例[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(11): 27-35.

(本文责编:苏泽云)

(下转第 382 页)