

下击暴流作用下超大型冷却塔倒塌机制与失效 准则研究

柯世堂, 李文杰, 韩光全, 杨 杰, 任贺贺

(南京航空航天大学土木与机场工程系, 江苏 南京 211106)

摘要: 为研究下击暴流特异风作用下超大型冷却塔响应特征与倒塌机制, 以中国西北地区某在建 228 m 世界最高冷却塔为对象, 采用分层壳单元法建立结构多尺度有限元模型, 基于 LES 方法获得超大型冷却塔在下击暴流作用下三种典型工况处的内外面脉动风压, 再结合增量动力分析法分析超大型冷却塔风致倒塌全过程变化规律, 提炼超大型冷却塔在下击暴流作用下的倒塌机制, 最后构建下击暴流风驱下超大型冷却塔倒塌失效准则。研究表明: 下击暴流下塔筒表面风压分布模式与良态风差异显著, 超大型冷却塔倒塌机制随下击暴流中心距离增大由内凹机制转换为外掀机制, 且当能量失效指标 $K \geq 2$ 时, 超大型冷却塔倒塌破坏。

关键词: 风致响应; 下击暴流; 超大型冷却塔; 倒塌机制; 失效准则

中图分类号: TU312⁺.1; TU312⁺.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2022)05-1037-11

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2022.05.001

引 言

大型冷却塔^[1]是火电厂、核电站特有的循环冷却水构筑物, 是世界上体量最大的钢筋混凝土旋转薄壳结构, 属于典型的风敏感结构。现行规范^[2-5]和文献^[6-8]明确给出了超大型冷却塔在良态风作用下的风荷载分布、干扰因子和风振系数等参数取值, 较好地指导了大型冷却塔结构抗风设计。但是, 近年来随着气候反复异常, 特异风愈加频繁发生, 尤其是台风、下击暴流等短时强风引起的电厂构筑物风毁倒塌时常发生^[9-11]。因此, 开展下击暴流作用下超大型冷却塔风压分布和倒塌破坏机理研究具有重要工程价值。

下击暴流^[12]是在雷暴天气中由云底气流猛烈冲击地面并扩散而引起的近地面短时局部强风, 具有风速大、尺度小、周期短的特点。下击暴流发生时, 骤然触地的下沉气流和辐散强风会对地表建筑产生严重破坏, 现有关于下击暴流的研究多采用数值模拟^[13-14]和风洞试验^[14]的方法, 聚焦于厂房屋盖^[15]、高层建筑^[16]、输电塔^[17-18]等建筑, 对结构表面风压分布和流场分布进行探讨并提出设计建议。关于超大型

冷却塔的风致倒塌研究成果较少, 且主要集中在良态风环境, 柯世堂等^[19-20]模拟了良态风下超大型冷却塔风致倒塌全过程, 并分析了风致倒塌形态和受力特点, 但未对其倒塌机制进一步挖掘; Yu 等^[21]对冷却塔的良态风风致倒塌行为进行了数值模拟, 并指出塔筒倒塌是由于材料强度不足造成。已有文献均未考虑超大型冷却塔在下击暴流特异风作用下的风致响应特征和倒塌机制。

鉴于此, 以中国西北地区目前在建某世界最高 228 m 超大型冷却塔为研究对象建立多尺度分层壳单元有限元模型, 基于大涡模拟方法 (LES) 获得下击暴流作用下超大型冷却塔在三种工况处的内外面脉动风压; 结合增量动力分析法 (IDA) 分析超大型冷却塔风致响应变化规律和连续性倒塌全过程; 提出超大型冷却塔在下击暴流作用下的倒塌机制; 最后结合能量变化规律构建下击暴流作用下冷却塔的倒塌失效准则。

1 工程简介与有限元模型

1.1 工程简介

该在建超大型冷却塔位于中国西北地区, 设计

收稿日期: 2021-04-02; **修订日期:** 2021-04-28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51878351, 51761165022); 江苏省自然科学基金杰出青年基金资助项目 (BK20211518, BK20210309); 江苏省研究生科研与实践创新计划项目 (KYCX21_0234); 中央高校基本科研业务费专项资金项目 (NS2021050, NE2020007)。

塔高已突破规范^[3]限定,图1给出超大型冷却塔主要结构尺寸。冷却塔主体结构由塔筒、支柱、环基、刚性环和加劲肋构成,塔筒底部进风口、喉部和顶部出风口标高分别为35.0、171.0和228.0 m;塔壁厚度呈指数变化,最小与最大壁厚分别为0.41 m和2.25 m;塔身沿环向均匀布置120条梯形加劲肋;60根钢筋混凝土X形支柱通过支墩与底部环形基础承台连接。

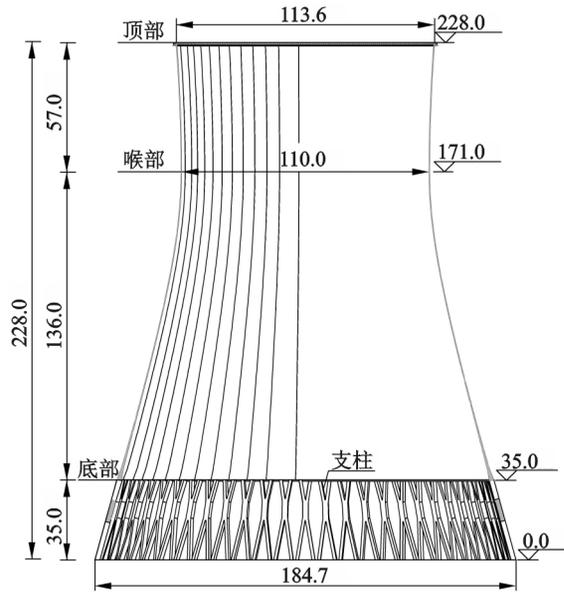


图1 超大型冷却塔主要结构尺寸(单位:m)

Fig.1 Main structure size of super-large cooling tower (Unit: m)

1.2 分层壳单元模型

常规壳单元一般通过基础方程简单模拟均匀各项同性的结构单元,难以精确反映塔筒单元内部复杂的受力情况。而分层壳单元是将一个壳单元按照需求分为若干层,对每层设置不同的本构模型、几何参数和物理参数等,模拟材料每层不同受力状态,从而精确反映冷却塔单元的复杂力学性能。将其分层壳单元设置为7层,其中第2和6层定义为钢筋材质,其它层定义为素混凝土材质。

结合工程简介建立超大型冷却塔分层壳单元模型,塔筒、刚性环和加劲肋采用Shell163壳单元进行模拟,塔筒沿子午向和环向分别划分为132和240个单元,刚性环、加劲肋与塔筒之间采用节点自由度耦合方式;采用Beam161梁单元模拟60对X形支柱,支柱上端与塔筒底部采用刚性耦合方式,X形支柱下端固支作为模型计算边界条件。超大型冷却塔分层壳单元模型如图2所示。

分层壳单元中混凝土层主要承受压力,其本构模型为:

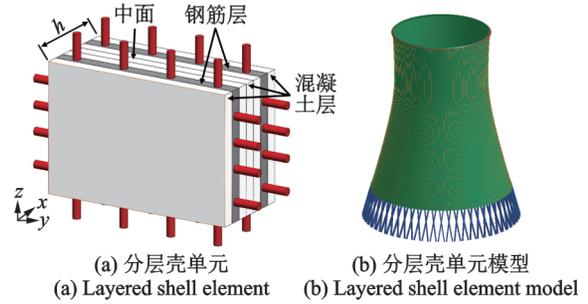


图2 分层壳单元模型示意图

Fig.2 Schematic of layered shell element model

$$\sigma_c = N_{c_{max}} \times \left[\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cl}} \right] \times \frac{3}{2 + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cl}} \right)^3} \quad (1)$$

式中 $N_{c_{max}}$ 为极限压应力; ϵ_c 为压应变; ϵ_{cl} 为极限压应力时对应的峰值压应变。当达到极限压应力 $N_{c_{max}}$ 后,轴向应力随应变的增加而减小,最终达到极限应变 ϵ_{cu} 。

钢筋层承受拉应力时,其双斜线本构模型数学表达式为:

$$\sigma_t = E\epsilon_t, \quad \epsilon_t \leq \epsilon_{ty} \quad (2)$$

$$\sigma_t = N_{ty} + (\epsilon_t - \epsilon_{ty})E', \quad \epsilon_{ty} \leq \epsilon_t \leq \epsilon_{tu} \quad (3)$$

式中 N_{ty} 为钢筋受拉屈服强度; ϵ_t 为单轴拉应变; ϵ_{ty} 为屈服拉应变; ϵ_{tu} 为极限拉应变; 强化模量 E' 为弹性模量 E 的1%。

1.3 动力特性分析

图3给出了分层壳单元模型和常规壳单元模型前100阶自振频率随振型阶数变化曲线,超大型冷却塔基频为0.581 Hz,两种建模方式下自振频率随阶数宏观上呈线性增长,频率集中均分布于0.58~2.86 Hz之间,倾覆振型出现在第17阶,频率为0.945 Hz。分层壳单元模型与常规壳单元模型固有

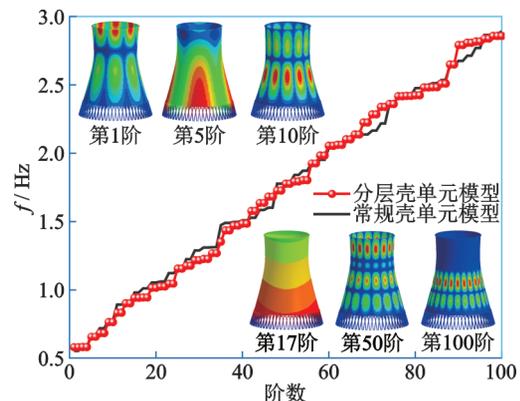


图3 超大型冷却塔前100阶自振频率和振型示意图

Fig.3 The first 100 order natural frequencies and vibration modes of super-large cooling towers

频率基本一致,第 70 阶和第 90 阶呈现微小差异,误差仅为 5% 和 4%。超大型冷却塔分层壳单元模型结构振型复杂且具有明显的三维特征,典型模态振型沿子午向和环向有较大差异,子午向和环向谐波数随着阶数均有增加。

2 下击暴流风场数值模拟

2.1 数值计算模型

结构抗风研究时流体一般被视为黏性不可压缩,瞬态的 N-S 方程通过空间滤波可得到 LES 的控制方程^[22]为:

$$\frac{\partial \bar{\mu}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial \bar{\mu}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\mu}_i \bar{\mu}_j)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{\mu}_i}{\partial x_j \partial x_j} + \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} \quad (5)$$

式中 $\bar{\mu}_i, \bar{\mu}_j$ 表示滤波后 3 个方向的速度, $i=1, 2, 3, j=1, 2, 3; x_i, x_j$ 为空间 3 个方向坐标分量; t 为时间; ρ 为空气密度; \bar{p} 为滤波后的压力; ν 为空气运动黏性系数; $\bar{\tau}_{ij}$ 为空间滤波后 N-S 方程出现的不封闭项,即亚格子应力 (Subgrid-scale stress):

$$\bar{\tau}_{ij} = \bar{\mu}_i \bar{\mu}_j - \bar{\mu}_i \bar{\mu}_j \quad (6)$$

根据 Smagorinsky 提出的基于涡旋黏度假设的亚格子模型,引入 Boussinesq 假设,则亚格子应力可表达为:

$$\bar{\tau}_{ij} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{kk} \delta_{ij} = 2\mu_t \bar{S}_{ij} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{\mu}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{\mu}_j}{\partial x_i} \right) \quad (7)$$

式中 $\bar{\tau}_{kk}$ 为亚格子应力的各向同性部分,包含在滤波后的压力项中; δ_{ij} 为 Kronecker delta 函数; \bar{S}_{ij} 为可解尺度应变率张量; μ_t 为亚格子湍流黏系数,一般采用 Smagorinsky 假设:

$$\mu_t = (C_s \Delta)^2 \sqrt{2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}} \quad (8)$$

式中 C_s 为 Smagorinsky 常数,本文取 0.1; Δ 为空间网格尺度, $\Delta = \sqrt[3]{\Delta_x \Delta_y \Delta_z}$, Δ_x, Δ_y 和 Δ_z 分别为 x, y 和 z 方向的网格尺寸; $\sqrt{2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}}$ 为应变率张量。此即为标准 Smagorinsky 亚格子模型。本文研究的高雷诺数超大型冷却塔结构对大涡模拟的精度要求较高,采用 Smagorinsky 亚格子模型开展高精度的数值模拟可达到较好的模拟效果^[23]。

2.2 参数设置

在超大型冷却塔内外面自塔筒底部至顶部沿子午线方向均匀布置 14 层风压系数监测点,每层沿环向均匀间隔 12° 布置一个监测点,塔筒内外表面每层各 30 个测点,共计 840 个监测点。

下击暴流冲击风采用冲击射流模型,射流直径 D_{jet} 取 600 m,射流高度取 $2D_{jet}$ 。为保证超大型冷却塔在下击暴流风荷载下周围流场可以有效发展,CFD 数值模拟计算域设置为流向 $10D_{jet}$ 、展向 $10D_{jet}$ 和子午向 $3D_{jet}$ 。计算域射流入口采用速度入口,四周及顶面采用压力出口边界条件,湍流强度为 1%,地面采用无滑移壁面。

采用混合网格离散形式将整个计算域划分为核心区 and 外围区,核心区超大型冷却塔模型周围采用四面体网格进行局部加密,外围区采用高质量六面体结构网格,网格数目及质量均满足计算要求。Choi 等^[24]在新加坡实测表明建筑物与下击暴流的距离是影响其表面风压的主控因素,基于下击暴流主要影响因素和超大型冷却塔结构特点选取三个典型工况:工况 1 冷却塔置于射流入口正下方,工况 2 和 3 冷却塔分别距射流中心径向距离 r 取 D_{jet} 和 $2D_{jet}$ 。工况设置与计算域网格划分如图 4 所示。

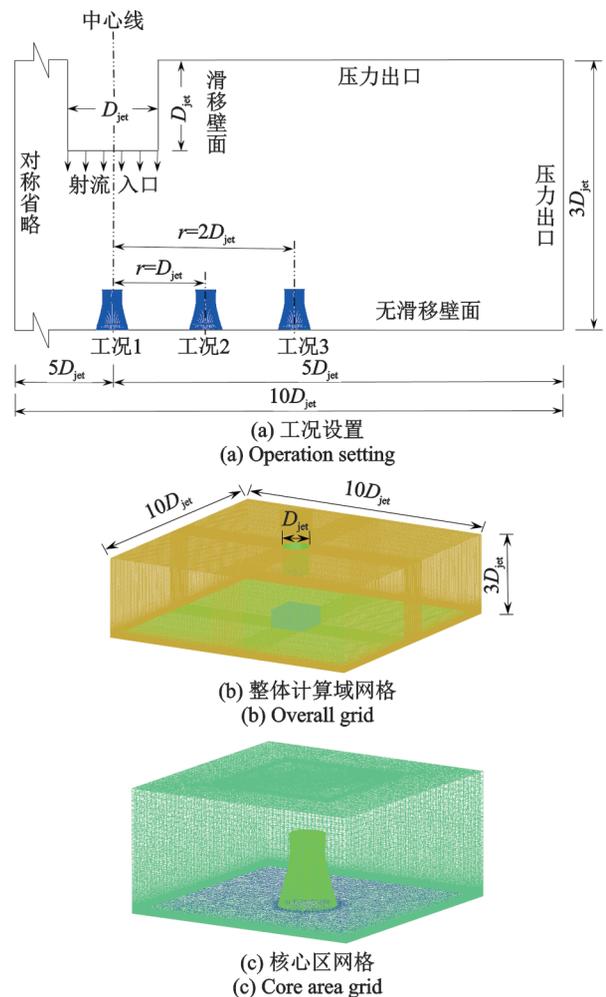


图 4 工况设置与网格划分示意图

Fig. 4 Schematic of operation setting and grid division

2.3 有效性验证

为确保下击暴流风场模拟的精确性和完整性,

其数值模拟时间步长取 0.03 s, 共计 3000 步, 总模拟时长为 90 s。图 5 和图 6 分别给出了径向位置 D_{jet} 处竖向风剖面 and 竖向高度 $0.2D_{jet}$ 处径向风剖面, 其中图 5 横坐标为径向风速 u 与最大径向风速 u_{max} 之比, 纵坐标为离地高度 z 与最大径向风速对应高度 z_{max} 之比; 图 6 横坐标为径向距离 r 与最大径向风速对应径向距离 r_{max} 之比。由图可知, 数值模拟得出的归一化风剖面与各经验模型^[25-28] 及实测数据^[26, 29] 吻合度较高, 证明本文采用冲击射流模型和大涡模拟方法可以有效模拟下击暴流的风场特性。

2.4 风场特性

特异风下击暴流风场特性与良态风分布规律不同, 图 7 给出了下击暴流以 29 m/s 初始射速冲击地面过程中纵剖面平均风速发展云图。初期阶段, 气流自射流入口垂直向下加速冲击; 下沉阶段, 下沉气流在拖拽力作用下形成涡旋; 冲击地面后触发边界层产生非定常分离, 产生沿地面的巨大环形涡, 风速随之增大; 扩散阶段, 环形涡沿地面向四周扩散, 此时达到最大风速; 消散阶段, 环形涡逐渐远离下击暴流中心点, 风速随之逐渐减小。

2.5 风压分布特性

图 8 给出了下击暴流特异风作用下超大型冷却塔风压系数时程曲线, 风压分布模式与良态风相

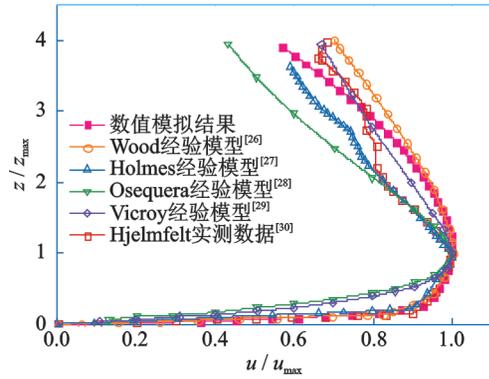


图 5 径向风速归一化竖向风剖面示意图
Fig. 5 The vertical profile of the radial velocity

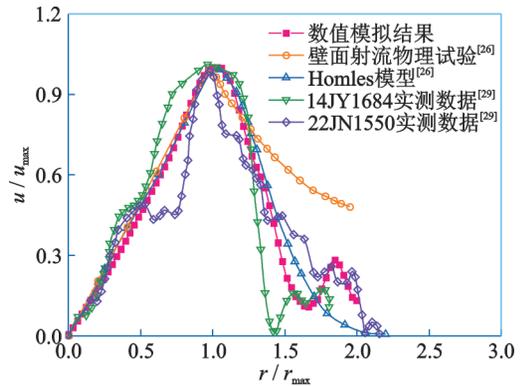


图 6 径向风速归一化径向风剖面示意图
Fig. 6 The radial profile of the radial velocity

比呈现明显差异。工况 1 超大型冷却塔位于下击暴流射流入口正下方, 内外表面风压系数集中分布

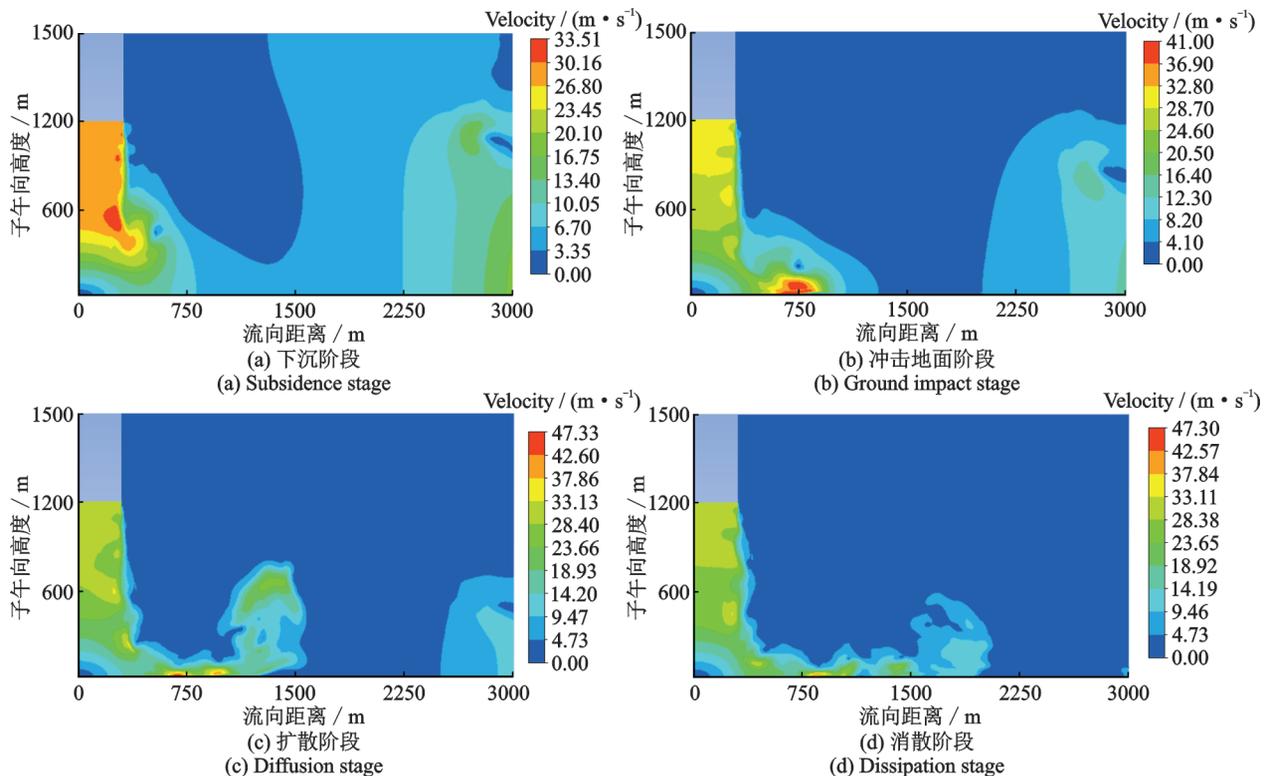


图 7 下击暴流发展过程风速云图

Fig. 7 Nephogram of wind speed of downburst development stages

于 0.6~1.0 之间,内表面风压系数与规范良态风下冷却塔内吸力呈现显著差异。其他工况超大型冷却塔受到扩散阶段气流冲击作用,塔筒内外表面迎

风区、侧风区和背风区的风压系数时程曲线出现显著浮动,内表面风压系数极值绝对值均小于外表面。

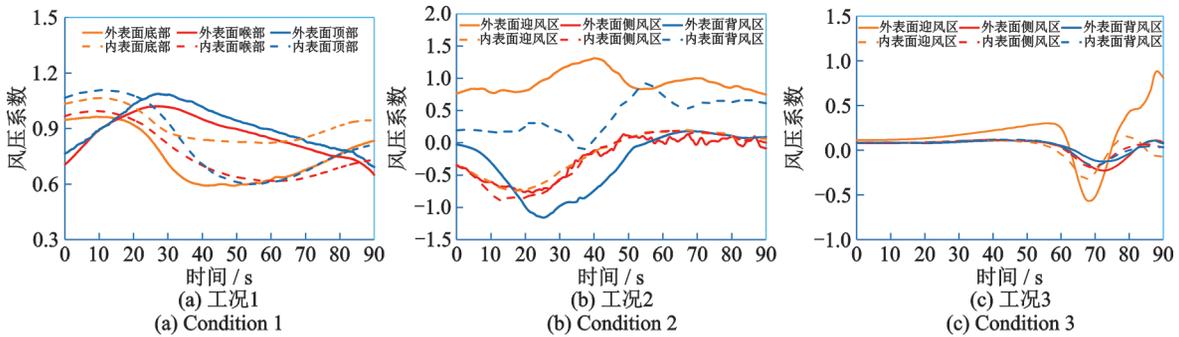


图 8 不同工况塔筒表面风压系数时程曲线

Fig. 8 Time history curves of wind pressure coefficient on the surface of tower at different conditions

3 风致响应分析

3.1 位移响应

图 9 给出了工况 1 超大型冷却塔喉部位移时程曲线,可知冷却塔在下击暴流不同垂向风冲击下喉

部总位移较小,且均以子午向位移为主,径向和环向位移在 30 m/s 风速下几乎可以忽略不计。随着风速增大,塔筒径向和环向位移在加载前期逐渐激荡发散并最终逐渐趋于稳定,塔筒在 90 m/s 风速下最大总位移为 5 cm,而环向位移增大至 -3 cm,但超大型冷却塔未发生倒塌。

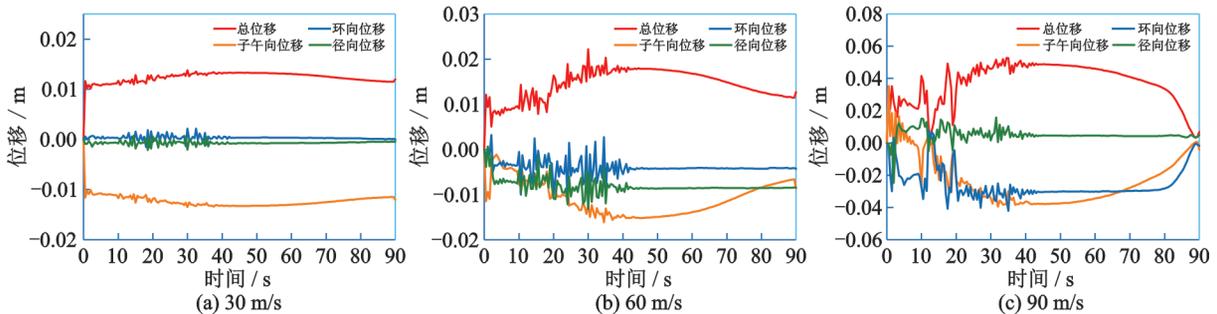


图 9 工况 1 喉部位移时程曲线

Fig. 9 The time history curves of throat displacement under condition 1

图 10 给出了不同工况 30 m/s 风荷载下冷却塔总位移分布云图。由图可知,工况 1 塔筒总位移沿环向分布均匀且远小于其他工况;工况 2 冷却塔受下击暴流冲击地面后形成的水平气流影响较大,筒

壁最薄的喉部区域总位移最大;随着冷却塔与下击暴流中心距离逐渐增大,部分气流上卷至塔顶,工况 3 冷却塔迎风面主要受上卷气流影响,最大总位移出现在塔筒迎风面上部区域。

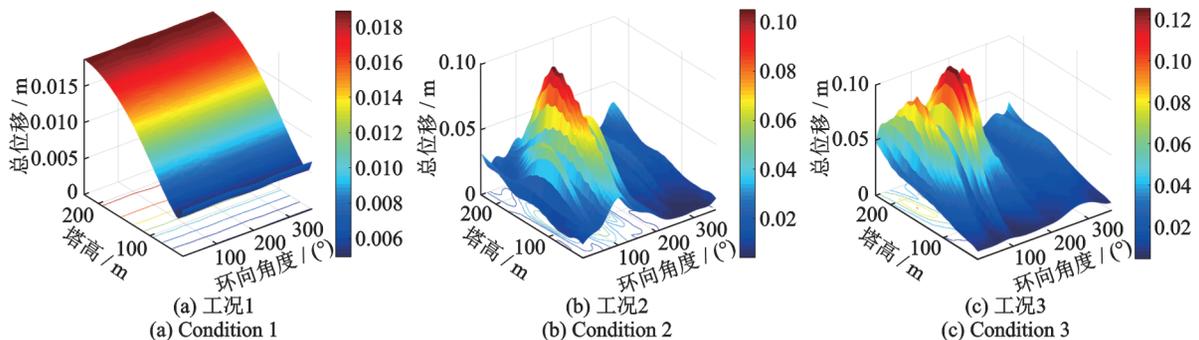


图 10 不同工况塔筒总位移分布云图

Fig. 10 Nephograms of result displacement of tower at different conditions

3.2 内力响应

图 11 给出了三种工况 30 m/s 风荷载下塔筒 von Mises 应力随高度和环向角度变化分布图。工况 1 超大型冷却塔沿环向分布均匀, 工况 2 和 3 塔筒表面 von Mises 应力均在 $0^\circ \sim 180^\circ$ 内迎风面范围出现

两个大小相同峰值区域, $180^\circ \sim 360^\circ$ 背风区范围内应力沿子午向分布较为均匀。随着冷却塔与下击暴流中心距离增大, 塔筒 von Mises 应力峰值区域逐渐增大, 且 von Mises 应力主要集中于塔筒中下部, 喉部和顶部 von Mises 应力较小。

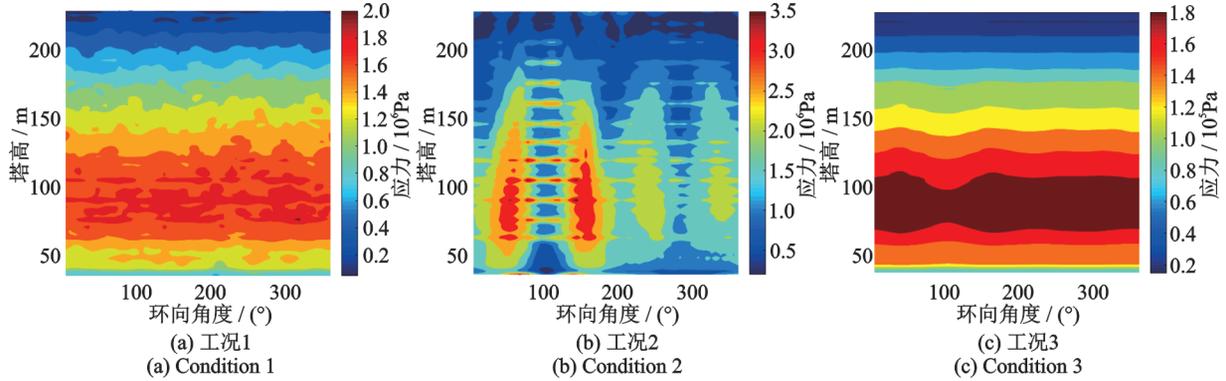


图 11 不同工况塔筒 von Mises 应力分布图

Fig. 11 Nephograms of von Mises stress at different conditions

4 风致倒塌全过程分析

4.1 连续性倒塌全过程

上述分析可知超大型冷却塔承受 90 m/s 下击暴流垂直向下的冲击荷载时未发生倒塌, 考虑到目

前实测的下击暴流最大风速为 $75 \text{ m/s}^{[30]}$, 因此认为下击暴流垂直冲击时不会发生倒塌破坏。其他工况超大型冷却塔位于下击暴流冲击地面后的气流扩散区域, 当塔筒达到临界倒塌风速时结构发生连续性倒塌, 冷却塔倒塌过程中塔筒的位移变化状况、裂隙发展路径、倒塌姿态等复杂行为如表 1 所示。分析发现:

表 1 下击暴流作用下超大型冷却塔连续性倒塌全过程(单位:m)

Tab. 1 Progressive collapse process of super-large cooling tower in downburst(Unit: m)

工况	冷却塔倒塌阶段				
	倒塌前期	单元破碎期	裂隙发展期	完全倒塌期	
工况 2	<p>Resultant Displacement 9.726e-01 8.753e-01 7.781e-01 6.808e-01 5.836e-01 4.863e-01 3.890e-01 2.918e-01 1.945e-01 9.726e-02 0.000e+00</p> <p>$t=10.0 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 2.798e+00 2.518e+00 2.238e+00 1.958e+00 1.679e+00 1.399e+00 1.119e+00 8.393e-01 5.595e-01 2.798e-01 0.000e+00</p> <p>$t=17.5 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 1.692e+01 1.523e+01 1.354e+01 1.185e+01 1.015e+01 8.461e+00 6.769e+00 5.077e+00 3.384e+00 1.692e+00 0.000e+00</p> <p>$t=19.0 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 6.360e+01 5.724e+01 5.088e+01 4.452e+01 3.816e+01 3.180e+01 2.544e+01 1.908e+01 1.272e+01 6.360e+00 0.000e+00</p> <p>$t=23.5 \text{ s}$</p>	
	工况 3	<p>Resultant Displacement 9.598e-02 8.638e-02 7.678e-02 6.719e-02 5.759e-02 4.799e-02 3.839e-02 2.879e-02 1.920e-02 9.598e-03 0.000e+00</p> <p>$t=65.0 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 4.525e-01 4.072e-01 3.620e-01 3.167e-01 2.715e-01 2.262e-01 1.810e-01 1.357e-01 9.049e-02 4.525e-02 0.000e+00</p> <p>$t=75.0 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 2.188e+01 1.969e+01 1.750e+01 1.531e+01 1.313e+01 1.094e+01 8.751e+00 6.563e+00 4.375e+00 2.188e+00 0.000e+00</p> <p>$t=68.5 \text{ s}$</p>	<p>Resultant Displacement 6.031e+01 5.428e+01 4.825e+01 4.222e+01 3.619e+01 3.015e+01 2.412e+01 1.809e+01 1.206e+01 6.031e+00 0.000e+00</p> <p>$t=82.5 \text{ s}$</p>

1) 工况 2 和 3 冷却塔的临界倒塌风速分别为 67 m/s 和 50 m/s,随着超大型冷却塔距离下击暴流中心距离增大,塔筒倒塌前期最大位移区域由中下部转移至喉部区域;两种工况冷却塔首个单元破碎位置分别位于标高为 58 m 和 88 m 的塔筒下部区域。

2) 塔筒裂隙沿子午向和环向纵横蔓延,筒壁迎风面破碎脱落导致其传力路径严重破坏,冷却塔随之发生连续性倒塌;工况 2 塔筒外侧局部压力达到单元极限承载力而引起结构由外向内整体失效,工况 3 塔筒首个单元破碎后,裂隙经迎风面喉部不断扩展,冷却塔塔筒单元由内部向外破碎脱落,特殊的受力条件使其在 50 m/s 脉动风荷载下发生连续性倒塌破坏。

4.2 倒塌机制

为探究下击暴流作用下超大型冷却塔风致倒塌机制,根据上述塔筒单元失效前后变形特性,将单元失效变形过程简化为如图 12 所示变形图。单元失效前变形状态,下击暴流脉动风荷载作用下内部环向和子午向钢筋承受拉力,随风荷载逐渐增大,当局部单元因子午向钢筋达到极限应变而失效破碎后,上部单元失去下部单元提供的承载力而产生向下弯曲变形。

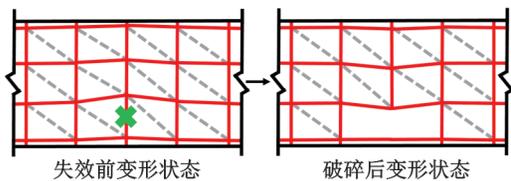


图 12 塔筒单元失效前后变形图

Fig. 12 The tower unit deforms before and after failure

根据塔筒失效单元失效前后变形过程,提炼了其单自由度简化分析模型如图 13 所示。采用非线性弹簧模拟上部单元对下部破碎单元的约束作用, G 为塔筒上部等效荷载。随着下击暴流脉动风荷载逐渐增大,单元内部钢筋受拉使其上部弹簧处于压缩状态,单元破碎后弹簧受拉进入破碎后变形阶段,上部单元在重力作用下迅速下移。

根据上述冷却塔单元失效简化分析模型,取向下的为正方向,塔筒单元在下击暴流风荷载作用下受拉使上部非线性弹簧产生位移 $-u_0$,此时弹簧积累弹性势能,单元破碎后上部单元位移为 u_{max} ,该单自由度动力响应能量平衡方程可定义为:

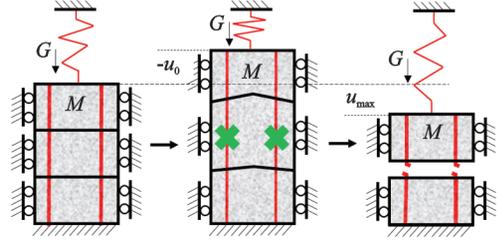


图 13 单元失效简化分析模型

Fig. 13 Simplified analysis model of unit failure

$$\int_{-u_0}^{u_{max}} Pdu = \int_{-u_0}^{u_{max}} G\ddot{u}du + \int_{-u_0}^{u_{max}} C\dot{u}du + \int_{-u_0}^{u_{max}} R_k(u)du + \int_{-u_0}^{u_{max}} R_{col}(u)du \quad (9)$$

或

$$W_E = E_K + E_C + E_A + E_{col} \quad (10)$$

式中 $R_k(u)$ 为非线性弹簧的内力; $R_{col}(u)$ 为失效单元的子午向应力; E_K 为上部单元的动能; E_C 为系统阻尼耗能; E_A 为非线性弹簧吸收的能量; E_{col} 为失效单元吸收的能量; W_E 为下击暴流脉动荷载对塔筒单元所做的总功。

由于上部单元自初始状态产生位移后最终达到稳定状态,故该过程中动能 $E_K \approx 0$;另加载过程中消耗的阻尼能量很小,可忽略阻尼耗能 E_C ,故上式可简化为:

$$\int_{-u_0}^{u_{max}} Pdu = \int_{-u_0}^{u_{max}} R_k(u)du + \int_{-u_0}^{u_{max}} R_{col}(u)du \quad (11)$$

或

$$E_A + E_{col} = W_E \quad (12)$$

由上式可知,下击暴流脉动荷载对单元所做的总功 W_E 最终转换为非线性弹簧吸收的能量 E_A 和失效单元吸收的能量 E_{col} 。由于单元失效瞬间弹簧吸收的能量为固定常数,且为消除筒壁厚度带来的影响,此处以失效单元吸收的能量密度变化趋势代表下击暴流脉动荷载对单元所做总功的变化趋势。

忽略塔筒单元之间的热传递,单元吸收的能量密度即为单元内能密度,图 14 给出了塔筒单元环段破碎前后沿子午向内能密度变化对比图。分析可知,工况 2 塔筒下部单元失效后,塔筒标高为 120 m 以下区域内能密度骤减,120 m 至塔顶间内能密度增大,内能密度上移将促进塔筒进一步发生连续性倒塌;工况 3 冷却塔在 50 m/s 时发生倒塌使其塔筒内能密度整体小于工况 2,单元环段失效前塔筒内能密度沿子午向接近于高斯分布,单元环段失效后内能密度整体大幅度增大,标高为 140 m 至塔顶区域内能密度增长率超过 300% 并持续增大,说明

下击暴流产生的环形涡冲击塔筒后沿筒壁上卷,且

在塔顶区域聚集较大的能量。

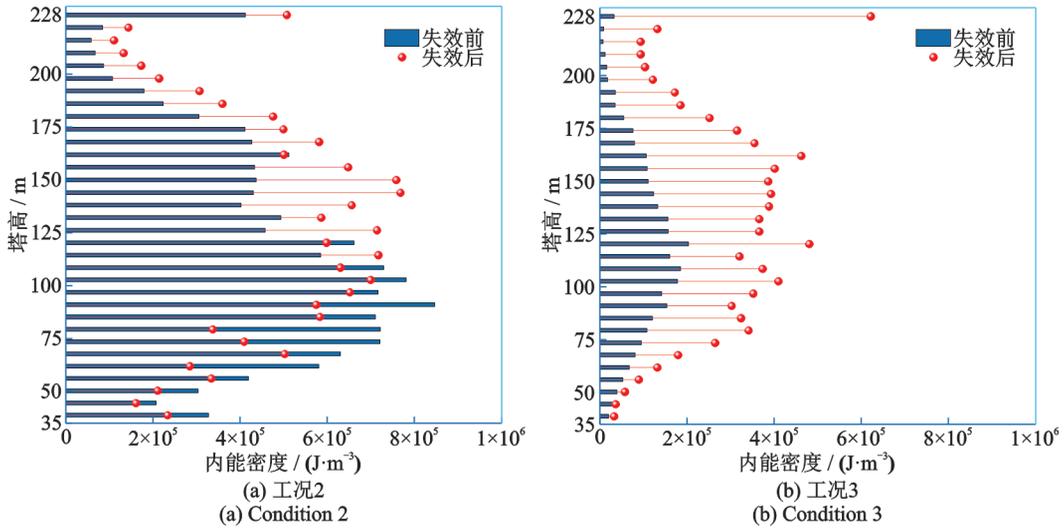


图 14 两种工况塔筒单元环段失效前后内能密度变化

Fig. 14 Internal energy density changes before and after failure of tower unit part at two conditions

基于上述能量分布变化趋势,表 2 给出了在下击暴流作用下工况 2 和 3 超大型冷却塔倒塌机制。工况 2 冷却塔位于下击暴流冲击地面后形成的水平脉动风区域,塔筒中下部直接承受风荷载,首个单元破碎引起塔筒内能上移,继而遵循内凹机制发生连续性倒塌。随着与下击暴流中心距离不断增大,工况 3 冷却塔处于环形涡上卷区域,环形涡沿筒壁逐渐上移形成负压聚集区,负压产生的外掀力使得塔筒上部由内向外脱落,部分气流通过底部 X 形支柱进入塔筒,筒内气流形成的环涡冲击塔筒使其内吸力减小,背风面单元在塔筒内气流冲击下外翻脱落,最终遵循外掀机制发生连续性倒塌。

表 2 两种工况超大型冷却塔倒塌机制示意图

Tab. 2 Schematic of failure mechanism of super-large cooling tower at two conditions

工况示意与倒塌机制	冷却塔倒塌阶段		
	倒塌前期	单元破碎期	完全倒塌期

4.3 能量失效准则

图 15 给出了工况 2 和 3 塔筒单元环段内能时程曲线。自加载初始塔筒单元环段内能随下击暴流风

驱时间逐渐积累,当破碎单元环段内能超过峰值拐点时,环段内能将溃散骤降,单元环段随之失效破碎,部分底部单元环段在下击暴流作用下内能逐渐积累并趋于平缓,不再随风驱时间增长。

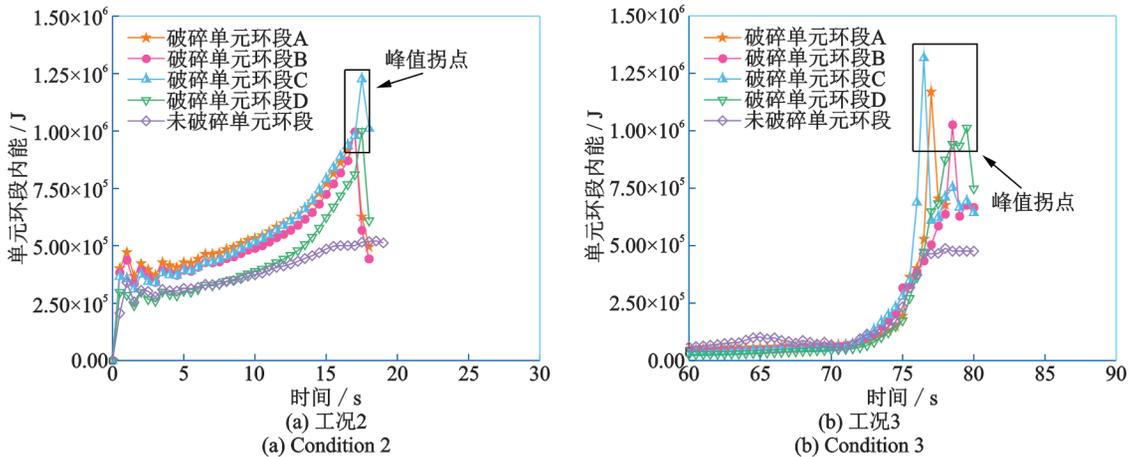


图 15 两种工况塔筒单元内能时程曲线

Fig. 15 The time history curves of part internal energy of tower unit at two conditions

基于上述塔筒单元环段失效前后内能时程曲线,结合结构损伤指数相关失效准则(DM Based Rule),提出下击暴流作用下超大型冷却塔的能量失效准则,定义能量失效指标 K 为某单元环段能量 ΣE_{col} 与底部未破碎单元环段吸收的内能 $\Sigma E_{\text{col,b}}$ 之比,当能量失效指标 K 超过容许内能比 $[K]$ 时,单元环段将失效破碎,表达式为:

$$K \geq [K] \quad (13)$$

$$[K] = \frac{\Sigma E_{\text{col}}}{\Sigma E_{\text{col,b}}} \quad (14)$$

式中 ΣE_{col} 为冷却塔某单元环段累积吸收的内能; $\Sigma E_{\text{col,b}}$ 为塔筒底部未破碎单元环段吸收的内能。

表3给出了工况2和3破碎单元环段峰值拐点内能 ΣE_{col} 、相同时刻下底部未破碎单元环段内能 $\Sigma E_{\text{col,b}}$ 和容许能量比 $[K]$,归纳后取单元环段峰值内能 ΣE_{col} 为 $1.0 \times 10^6 \text{ J}$,底部未破碎单元环段内能 $\Sigma E_{\text{col,b}}$ 为 $5.0 \times 10^5 \text{ J}$,则容许能量比 $[K]=2$,下击暴流风驱下超大型冷却塔的能量失效准则为:

$$K \geq [K] = 2 \quad (15)$$

综上,下击暴流作用下超大型冷却塔的能量失效准则表明:当能量失效指标 $K \geq 2$ 时,塔筒单元环段将失效破坏,塔筒随之发生连续性倒塌。

表3 两种工况环段容许能量比 $[K]$

Tab. 3 Allowable energy ratio $[K]$ of two conditions

编号	工况2			工况3		
	$\Sigma E_{\text{col}}/\text{J}$	$\Sigma E_{\text{col,b}}/\text{J}$	$[K]$	$\Sigma E_{\text{col}}/\text{J}$	$\Sigma E_{\text{col,b}}/\text{J}$	$[K]$
A	9.89×10^5	5.01×10^5	1.97	1.17×10^6	4.65×10^5	2.52
B	9.96×10^5	5.01×10^5	1.99	1.03×10^6	4.76×10^5	2.16
C	1.22×10^6	5.15×10^5	2.37	1.31×10^6	4.64×10^5	2.82
D	1.00×10^6	5.15×10^5	1.94	1.01×10^6	4.76×10^5	2.12

5 结 论

1) 下击暴流作用下超大型冷却塔外表面风压分布与良态风相比差异显著,塔筒在下击暴流垂直作用下内外表面风压系数沿环向分布均匀,随着冷却塔与下击暴流中心距离增大,塔筒内外表面不同位置的风压系数浮动显著。

2) 下击暴流垂直作用下冷却塔总位移沿环向分布均匀;随着冷却塔与下击暴流中心距离增大,塔筒最大总位移位置由中下部逐渐移动至上部;冷却塔最大 von Mises 应力与下击暴流中心距离无关,均集中分布在塔筒中下部区域。

3) 超大型冷却塔承受下击暴流垂直冲击时不

易发生倒塌破坏,当下击暴流作用于冷却塔一侧时,两种工况冷却塔首个单元破碎位置位于塔筒下部标高 50~90 m 区域。

4) 基于塔筒单元环段失效前后内能密度变化规律及两种倒塌形态,提出下击暴流作用下超大型冷却塔两种倒塌机制:内凹机制和外掀机制;下击暴流作用下超大型冷却塔的能量失效准则表明,当能量失效指标 $K \geq 2$ 时,冷却塔将倒塌破坏。

综上所述,下击暴流作用下超大型冷却塔倒塌路径始发于塔筒下部,倒塌机制随下击暴流中心距离增大由内凹机制转换为外掀机制。其与良态风作用下差异显著,研究结论可为超大型冷却塔抗特异风设计提供参考依据。

参考文献:

- [1] 柯世堂,侯宪安.大型冷却塔抗风设计原理与工程应用[M].北京:科学出版社,2017.
Ke Shitang, Hou Xianan. Design Principle and Engineering Application of Wind Resistance for Large Cooling Tower [M]. Beijing: Science Press, 2017.
- [2] 火力发电厂水工设计规范:DL/T5545—2018[S].北京:中国计划出版社,2018.
Code for hydraulic design of fossil power plant: DL/T5545—2018 [S]. Beijing: China Planning Press, 2018.
- [3] 工业循环水冷却设计规范:GB/T 50102—2014[S].北京:中国计划出版社,2014.
Code for design of cooling for industrial recirculating water: GB 50102—2014 [S]. Beijing: China Planning Press, 2014.
- [4] 建筑结构荷载规范:GB 50009—2012[S].北京:中国建筑工业出版社,2012.
Load code for the design of building structures: GB 50009—2012 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2012.
- [5] Structural design of cooling tower: VGB-R 610 E[S]. Essen: Techno-scientific Press, 2010.
- [6] Ke S, Wang H, Ge Y. Comparison of stationary and non-stationary wind-induced responses of a super-large cooling tower based on field measurements [J]. Thin-Walled Structures, 2019, 137:331-346.
- [7] 赵林,葛耀君,曹丰产.双曲薄壳冷却塔气弹模型的等效梁格方法和实验研究[J].振动工程学报,2008,21(1):31-37.
Zhao Lin, Ge Yaojun, Cao Fengchan. Equivalent beam-net design theory of aero-elastic model about hyperbolic thin-shell cooling towers and its experimental investiga-

- tion[J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2008, 21(1): 31-37.
- [8] Ke S, Yu W, Ge Y. A study on the working mechanism of internal pressure of super-large cooling towers based on two-way coupling between wind and rain[J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2019, 70(4): 479-497.
- [9] Ibrahim A M, El Damatty A A, El Ansary A M. Finite element modelling of pre-stressed concrete poles under downbursts and tornadoes[J]. *Engineering Structures*, 2017, 153:370-382.
- [10] Wang L, Qu W L, Li Y F, et al. Dynamic analysis of power transmission tower collapse with wind load[J]. *Advanced Materials Research*, 2013, 838-841:494-497.
- [11] Wang F Y, Xu Y L, Qu W L. Multi-scale failure analysis of transmission towers under downburst loading[J]. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 2018, 18(2):1850029.
- [12] Fujita T T, Caracena F. An analysis of three weather-related aircraft accidents[J]. *Bulletin of the American Meteorological Society*, 1977, 58(11):1164-1181.
- [13] 李宏海, 欧进萍. 下击暴流作用下建筑物表面风压分布模拟[J]. *工程力学*, 2011, 28(z2):147-151.
Li Honghai, Ou Jinping. Numerical simulation of the wind-induced pressure distribution on building surface in downburst[J]. *Engineering Mechanics*, 2011, 28(z2): 147-151.
- [14] 吉柏锋, 瞿伟廉. 下击暴流作用下高层建筑物表面风压分布特性[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 2012, 40(9):89-94.
Ji Baifeng, Qu Weilian. Mean wind pressure distribution characteristics on tall building under downburst[J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2012, 40(9):89-94.
- [15] Zhang Y, Sarkar P, Hu H. An experimental study of flow fields and wind loads on gable-roof building models in microburst-like wind [J]. *Experiments in Fluids*, 2013, 54(5):1511.
- [16] Zhang Y, Sarkar P, Hu H. An experimental study on wind loads acting on a high-rise building model induced by microburst-like winds [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2014, 50:547-564.
- [17] Darwish M, Damatty A E. Critical parameters and configurations affecting the analysis and design of guyed transmission towers under downburst loading[J]. *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, 2017, 22(1): 04016017.
- [18] Mara G T, Hong P H, Lee S C, et al. Capacity of a transmission tower under downburst wind loading [J]. *Wind and Structures*, 2016, 22: 65-87.
- [19] 王飞天, 柯世堂, 王晓海, 等. 强风作用下超大型冷却塔结构失效准则与强健性分析[J]. *振动工程学报*, 2021, 34(4):739-747.
Wang Feitian, Ke Shitang, Wang Xiaohai, et al. Structural failure criterion and robustness analysis of super-large cooling towers subjected to strong winds[J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2021, 34(4):739-747.
- [20] 吴鸿鑫, 柯世堂, 王飞天, 等. 超大型冷却塔风致倒塌全过程数值仿真与受力性能分析[J]. *工程力学*, 2020, 37(5):199-207.
Wu Hongxin, Ke Shitang, Wang Feitian, et al. Numerical simulation and force performance analysis of wind-induced collapse of super large cooling towers[J]. *Engineering Mechanics*, 2020, 37(5):199-207.
- [21] Yu Q Q, Gu X L, Li Y, et al. Collapse mechanism of reinforced concrete super-large cooling towers subjected to strong winds [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2017, 31(6):04017101.
- [22] Michioka T, Sada K. Large-eddy simulation for visible plume from a mechanical draft cooling tower[C]. *Japan Society of Fluid Mechanics*, 2016.
- [23] Ke Shitang, Liang Jun, Zhao Lin, et al. Influence of ventilation rate on the aerodynamic interference between two extra-large indirect dry cooling towers by CFD[J]. *Wind and Structures*, 2015, 20(3): 449-468.
- [24] Choi E C C. Field measurement and experimental study of wind speed profile during thunderstorms[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2004, 92(3-4):275-290.
- [25] Wood G S, Kwok K C, Motteram N A, et al. Physical and numerical modelling of thunderstorm downbursts [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2001, 89(6): 535-552.
- [26] Holmes J D, Oliver S E. An empirical model of a downburst[J]. *Engineering Structures*, 2000, 22(9): 1167-1172.
- [27] Oseguera R M, Bowles R L. A simple analytic 3-dimensional downburst model based on boundary layer stagnation flow [R]. Hampton, Virginia: Langley Research Center, National Aeronautics and Space Administration, 1988.
- [28] Vicroy D D. Assessment of microburst models for downdraft estimation [J]. *Journal of Aircraft*, 1992, 29: 1043-1048.
- [29] Hjelmfelt M R. Structure and life cycle of microburst outflows observed in Colorado[J]. *Journal of Applied*

Meteorology, 1988, 27(8): 900-927.

[R]. SMRP Research Paper 210, University of Chicago Press, Chicago, 1985.

[30] Fujita T T. The downburst: microburst and macroburst

Failure mechanism and invalidation principle of a super-large cooling tower under downburst

KE Shi-tang, LI Wen-jie, HAN Guang-quan, YANG Jie, REN He-he

(Department of Civil and Airport Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China)

Abstract: In order to study the response characteristics and failure mechanism of a super-large cooling tower under downburst specific wind, the highest cooling tower, i.e., 228 m high, of the world in construction in Northwest China is taken as the object. The multi-scale finite element model of the structure is established by using the layered shell element method. The internal and external fluctuating wind pressures of super-large cooling tower under three typical conditions of downburst are obtained based on the LES. The whole process of wind-induced collapse of super-large cooling tower is analyzed. Combined with IDA, the failure mechanism of the super-large cooling tower under downburst is refined. The collapse invalidation principle of the super-large cooling tower driven by downburst is established. The results show that the wind pressure distribution on the surface of the tower under downburst is significantly different from that under normal wind. The failure mechanism of the super-large cooling tower changes from concave mechanism to outward mechanism with the increase of downburst center distance. When the energy failure index $K \geq 2$, the super-large cooling tower collapses.

Key words: wind-induced response; downburst; super-large cooling tower; failure mechanism; invalidation principle

作者简介: 柯世堂(1982—),男,博士,教授。E-mail:keshitang@163.com。

通讯作者: 李文杰(1995—),男,博士研究生。E-mail:liwenjienuaa@163.com。