

下击暴流下输电塔时变响应分析及等效静力风荷载分析方法探讨

刘怡辰¹, 钟永力^{1,2*}, 李 顺¹, 晏致涛^{1,2}

(1. 重庆科技大学 土木与水利工程学院, 重庆 401331;

2. 重庆科技大学 输变电工程防灾减灾重庆市重点实验室, 重庆 401331)

摘要: 下击暴流作为一种局部强对流天气,是导致输电塔发生破坏的主要原因之一。为研究输电塔在下击暴流作用下的相关参数对输电塔风振系数的影响和等效静力风荷载分布,首先建立输电塔有限元模型并进行动力特性分析;建立冲击射流风场模型获取平均风速时程,使用谐波合成法模拟脉动风速时程,叠加得到下击暴流总风速时程;采用频域方法分析结构阻尼比、峰值因子以及脉动风速谱类型等参数对输电塔风振系数的影响程度及规律。然后,介绍并利用三种不同等效静力风荷载计算方法分析输电塔在下击暴流作用下的等效静力风荷载分布,将按照频域方法与时域方法分别得到的位移响应进行对比分析,给出了适用于输电塔在下击暴流下的等效静力风荷载计算方法。最后讨论了不同风环境参数和塔高对输电塔等效静力风荷载分布与动力响应的影响。研究可为下击暴流下输电塔的抗风设计提供一定参考。

关键词: 下击暴流; 输电塔; 风振响应; 风振系数; 等效静力风荷载

中图分类号: TM75; TU312⁺.1

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)10-0091-13

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20240510002

Discussion of Time-Varying Response Analysis and Equivalent Static Wind Load Analysis Methods of Transmission Tower under Downburst

LIU Yichen¹, ZHONG Yongli^{1,2*}, LI Shun¹, YAN Zhitao^{1,2}

(1. School of Civil and Hydraulic Engineering, Chongqing University of Science and Technology, Chongqing 401331, China;

2. Chongqing Key Laboratory of Disaster Prevention and Reduction in Power Transmission Engineering,

Chongqing University of Science and Technology, Chongqing 401331, China)

*Corresponding author: zhongyongli@cqust.edu.cn

Abstract: Downburst, a kind of localized strong convective weather, is one of the main causes of damage to transmission towers. To study the influence of relevant parameters and equivalent static wind load distribution of transmission tower under downburst, this paper first establishes a finite element model of the transmission tower and analyzes its dynamic characteristics. Then, an impinging jet wind field model is established to obtain the average wind speed time history,

收稿日期: 2024-05-10

基金项目: 国家自然科学基金(52008070, 52178458), 重庆市教委科学技术研究项目(KJQN202501511), 重庆市自然科学基金(CSTB2024NSCQ-MSX1135)

作者简介:

刘怡辰(1999—),男,硕士研究生,主要从事结构风工程方面的研究。E-mail: 1453869550@qq.com。

通信作者:

钟永力(1989—),男,博士,副教授,主要从事高耸及大跨结构风工程、输电线路防灾减灾等方面的研究。

E-mail: zhongyongli@cqust.edu.cn。

and the harmonic synthesis method is used to simulate the pulsating wind speed time history, which is superimposed to get the total wind speed time history of the downburst. The frequency domain method is used to analyze the influence of structural damping ratio, peak factor, and pulsating wind speed spectrum type on the wind vibration coefficient of the transmission tower. Then, three different equivalent static wind load calculation methods are introduced and utilized to analyze the distribution of the equivalent static wind load of the transmission tower under downburst. The displacement response obtained by the frequency-domain method and the time-domain method are compared to clarify the equivalent static wind load calculation method applicable to the transmission tower under downburst. Finally, the effects of different wind environment parameters and tower heights on the distribution of equivalent static wind loads and dynamic response of transmission tower are discussed. The study provides a useful reference for the wind-resistant design of transmission tower under downburst.

Keywords: downburst; transmission tower; wind vibration response; wind vibration coefficient; equivalent static wind load

输电塔作为输电线路中的重要组成部分,由于具有自重轻、阻尼低和柔韧性高等特点,故其极易受到风荷载的影响。在过去的几十年里,下击暴流与龙卷风等高强度风在世界范围内使大量的输电塔发生故障^[1-2]。下击暴流作为一种强烈的下沉气流,到达地面后会产生一股直线型大风,这种大风持续时间较短,且最大风速通常发生在离地面较近的位置^[3],它不同于大气边界层风,这使得下击暴流风作用下的结构荷载分析变得困难。目前传统的输电塔抗风设计已经不能保证输电塔线体系的安全运行,因此需要对输电塔抗风设计进行优化^[4]。

目前针对输电塔风振响应和等效静力风荷载的研究大多在大气边界层风场中进行,然而这些研究并不完全适用于输电塔在下击暴流下的响应。LIN等^[5]研究了输电塔在下击暴流风场与大气边界层风场中的响应,试验结果表明,在下击暴流风场中,输电塔的最大瞬时响应显著高于大气边界层风。刘慕广等^[6]采用荷载响应相关法(LRC法)建立了基于输电塔试验模型的等效静力风荷载试验分析方法,并计算得到了与试验结果一致的结构响应。ALAWODE等^[7]通过风洞试验研究了输电塔在下击暴流风与大气边界层风下的风振响应,发现在下击暴流风下,输电塔的动力响应比在大气边界层风下输电塔的动力响应略高,并且可以观察到更高的动态放大因子。赵勇等^[8]对移动下击暴流下输电塔的时域和频域响应特征进行了研究,并提出了等效静力风荷载的建议公式。李正良等^[9]通过风洞试验与有限元分析方法对输电塔线体系风振系数进行了研究,结果表明横担与输电线对塔身风振系数存在明显影响。ZHONG等^[10]提出了输电塔在下击暴流下的频域计算方法,根据结构最大响应得到了等效静力风荷载,通过与时域分析结果比较验证了该方法的有效性。杨风利等^[11]采用频域分析法研究了不同参数对输电塔风振系数的影响规律,并根据时域和频域分析结果给出了输电塔风振系数计算方法和取值建议。汪大海等^[12]对下击暴流下输电塔响应的计算方法进行了研究,给出了输电塔在下击暴流下的频域分析方法,并通过有限元分析进行验证,为输电塔在下击暴流

下的响应分析提供了理论依据。

上述研究中,对不同参数如何影响输电塔在下击暴流下的风振响应缺少关注。此外,对于输电塔在下击暴流下的等效静力风荷载的研究也相对有限,目前还未给出适用于计算下击暴流下输电塔等效静力风荷载的方法。本文首先建立了输电塔有限元模型并进行动力特性分析,对下击暴流风荷载进行模拟得到输电塔各高度处的风速时程。采用频域分析法研究结构阻尼比、峰值因子以及脉动风速谱类型对输电塔风振系数的影响规律,利用正交分析法系统探究了各参数对输电塔风振系数的影响程度。通过三种等效静力风荷载计算方法分析了输电塔在下击暴流下的等效静力风荷载分布,给出适用于下击暴流下的等效静力风荷载计算方法,并讨论了不同脉动风荷载谱相干函数类型、风速谱类型、最大风速高度 Z_{\max} 和不同塔高等参数对输电塔等效静力风荷载的分布规律及动力响应影响。

1 输电塔动力特性分析

在进行频域分析之前,首先对输电塔动力特性进行分析。本文建立了某500 kV直流大跨越输电塔的有限元模型。输电塔主材和横担采用强度高、焊接性能好、韧性好的Q345钢,输电塔斜材和其他辅材采用可塑性强、成本较低的Q235钢,能够满足输电塔的各项性能要求。通过ANSYS软件进行建模,有限元模型如图1所示。输电塔具有较强的几何非线性,Beam188单元是一种具有弯曲和剪切特性的非线性有限元单元,可以考虑材料非线性、几何非线性等情况。因此,输电塔采用Beam188单元进行模拟。约束输电塔底部四个节点的所有自由度,由此建立输电塔有限元模型。

使用ANSYS模态分析功能,采用分块兰索斯法计算输电塔结构的模态,输电塔的前三阶模态和自振频率 f 如图2所示。从图2中可知,输电塔第1~2阶振型为在水平方向来回摆动,第3阶振型出现局部区域弯曲。该输电塔的低阶振型以平动为主,竖向位移忽略不计。对于一般格构式塔的分析,其振型参数参考HOLMES^[13]使

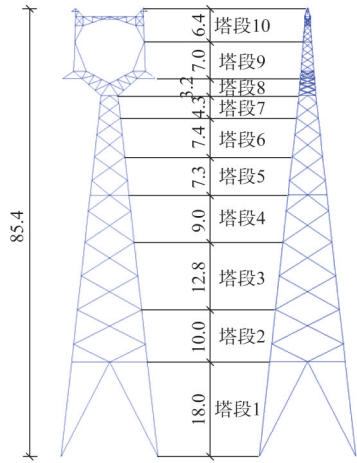


图1 输电塔有限元模型(单位:m)

Fig. 1 Finite element model of transmission tower (unit: m)

用的基本假定方法得出一阶振型用指数率表示,如式(1)所示:

$$\varphi_1(z) = (z/h)^{\beta} \quad (1)$$

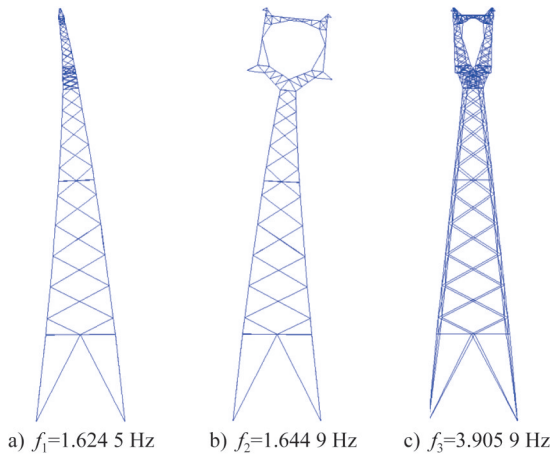


图2 输电塔前三阶模态和自振频率

Fig. 2 The first three vibration modes and natural frequencies of the transmission tower

塔宽随着高度线性变化:

$$w(z) = [w_b - (w_b - w_t)(z/h)] \quad (2)$$

式中: z 为节点高度; h 为塔高; β 为一阶振型; w_b 与 w_t 分别为塔底及塔顶的宽度。依据质量接近原则将输电塔沿高度方向分为10段,然后在ANSYS中通过编写命令流提取输电塔各分段高度、迎风面积和质量等参数,将得到的输电塔各分段具体计算参数列于表1中。

我国《架空输电线路杆塔结构设计技术规定》(DL/T 5154—2012)^[14]中规定当铁塔全高超过60 m时,风振系数应采用由下到上逐段增大的数值,且风振系数加权值不能低于1.6。为便于后续分析比较,按式(3)计算输

表1 输电塔计算参数

Table 1 The calculated parameters of the transmission tower

| 塔段编号 | 高度/m | 振型参数 | 迎风面积/m ² | 质量/kg |
|------|------|-------|---------------------|----------|
| 塔段1 | 18.0 | 0.079 | 13.06 | 7 184.71 |
| 塔段2 | 28.0 | 0.163 | 9.84 | 5 502.19 |
| 塔段3 | 40.8 | 0.301 | 10.93 | 5 022.30 |
| 塔段4 | 49.8 | 0.416 | 6.35 | 3 298.80 |
| 塔段5 | 57.1 | 0.519 | 4.54 | 1 780.20 |
| 塔段6 | 64.5 | 0.633 | 4.20 | 1 593.40 |
| 塔段7 | 68.8 | 0.703 | 2.75 | 1 222.40 |
| 塔段8 | 72.0 | 0.757 | 7.27 | 2 479.50 |
| 塔段9 | 79.0 | 0.881 | 12.12 | 2 752.74 |
| 塔段10 | 85.4 | 1.000 | 11.08 | 2 230.10 |

电塔整塔风振系数加权值 β_z 。

$$\beta_z = \sum_{k=1}^n (\beta_{zk} h_k) / h \quad (3)$$

式中: h_k 为输电塔各分段高度; β_{zk} 为输电塔每个分段的风振系数。

2 下击暴流风荷载模拟

2.1 平均风速模拟

HANGAN等^[15]研究发现,有两组与下击暴流实测数据极为吻合的初始条件,初始速度均为 $V_{jet} = 29$ m/s,当入口高度 H 取 $4D_{jet}$ 时, $D_{jet} = 600$ m;当入口高度 H 取 $2D_{jet}$ 时, $D_{jet} = 950$ m。本文的计算模型参数拟定为: $V_{jet} = 29$ m/s, $D = 600$ m。几何缩尺为1:2 000,速度缩尺和时间缩尺采用1:3和1:1 000^[16]。考虑到下击暴流在空间上具有对称性,为节约计算时间,采用二维轴对称冲击射流模型进行计算,计算域设置为 $10 \times 10D_{jet}$ 。下击暴流风场计算域如图3所示,相应的边界条件设置如表2所示。

利用ANSYS Fluent 21.0对冲击射流模型进行数值

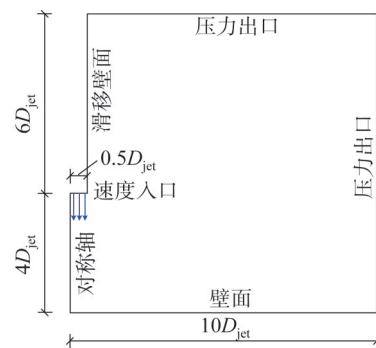


图3 计算域示意图

Fig. 3 Schematic diagram of computational domain

表2 边界条件设置

Table 2 Boundary condition setting

| 边界类型 | 边界条件 |
|------|--|
| 速度入口 | $V_{\text{jet}}=9.6 \text{ m/s}$, 湍流强度=1%, 水力半径= D_{jet} |
| 对称轴 | AXIS |
| 壁面 | 增强壁面处理 |
| 压力出口 | 回流湍流强度=1%, 水力半径= D_{jet} |
| 滑移壁面 | 零剪应力 |

模拟。选用雷诺平均方法(RANS)和雷诺应力模型(RSM)湍流模型进行求解,对控制方程的求解采用离散式求解器,对压力和速度场的耦合采用SIMPLEC算法求解,流体的空间离散采用二阶迎风格式,动量、湍动能、湍能耗速率和雷诺应力均采用QUICK格式进行离散化。

采用ICEM CFD模块进行结构化网格划分。考虑到射流下沉时壁面边界对其影响显著,故对计算域入口和底部网格进行加密处理。通常情况下,将距离壁面首层网格的距离定义为无量纲距离 y^+ ,并将其限定在小于1的范围,以保证网格布局的合理性, y^+ 定义为:

$$y^+ = \Delta_y \rho u_\tau / \mu \quad (4)$$

式中: u_τ 为壁面摩擦速度, $u_\tau = (\tau_w / \rho)^{1/2}$; τ_w 为壁面切应力; ρ 为空气密度; Δ_y 为首层网格至壁面的距离。通过对 Δ_y 进行验证后,确定计算域网格数量约为12万。

图4给出了模拟得到的 $r=D_{\text{jet}}$ 处不同竖向高度的下击暴流平均风速时程。从图4中可以看出,不同高度处风速整体均呈现快速上升趋势,形成第一个波峰,然后风速快速下降,再上升形成第二个波峰,之后逐渐平稳,符合下击暴流的风场特征。

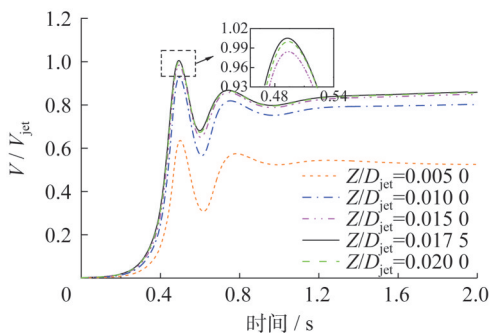


图4 下击暴流平均风速时程曲线

Fig. 4 Average wind speed time-history curves of downburst

2.2 脉动风速模拟

下击暴流风速可被视为由脉动风 $u(z, t)$ 和平均风 $\bar{U}(z, t)$ 两部分组成,且均为一个非平稳的随机过程。

CHEN等^[17]认为脉动风速的最大幅值约为该时平均风速的25%;而CHAY^[18]认为脉动风速的最大幅值是该时平均风速的8%~11%。故 $u(z, t)$ 可表示为^[17]:

$$u(z, t) = \alpha(z, t)k(z, t) \quad (5)$$

式中: $\alpha(z, t) = 0.08\bar{U}(z, t) \sim 0.11\bar{U}(z, t)$ 为随时间变化的幅值调制函数,本文取 $\alpha(z, t) = 0.1\bar{U}(z, t)$; $k(z, t)$ 为服从标准正态分布的高斯平稳随机过程,其自功率谱密度函数可以表示为:

$$S_{zz}(z, t, \omega) = |\alpha(z, t)|^2 \times \varphi(z, \omega) \quad (6)$$

式中: $\varphi(z, \omega)$ 为功率谱密度函数; ω 为频率参数。

空间两点处下击暴流脉动风速具有一定相关性,取两点的相关系数为 $\gamma(z_1, z_2, \omega)$,则作用在结构各点上的风速时程的功率谱密度函数为:

$$S(t, \omega) = A(t)\Phi(\omega)\bar{A}^T(t) \quad (7)$$

式中: $A(t) = [\alpha(z_1, t), \alpha(z_2, t), \dots, \alpha(z_n, t)]$; $\bar{A}^T(t)$ 为 $A(t)$ 的共轭转置矩阵; $\Phi(\omega)$ 为向量 $k(t) = [k(z_1, t), k(z_2, t), \dots, k(z_n, t)]^T$ 的功率谱密度函数矩阵。

根据上述方法,在MATLAB软件中编写风场模拟程序,利用谐波合成法模拟标准正态分布风速时程 $k(z, t)$,由于输电塔属于高耸结构,因此采用Kaimal谱作为目标谱,该谱反映了高度对风谱的影响。

2.3 不同高度处下击暴流风速时程模拟

基于获取的平均风速时程,采用三个插值函数对其进行缩放和插值处理,从而模拟出输电塔各节点高度处的风速时程,其表达式如下^[19]:

$$\begin{cases} Z_f = Z_m \times \frac{D_{Jf}}{D_{Jm}} \\ r_f = r_m \times \frac{D_{Jf}}{D_{Jm}} \\ V_f = V_m \times \frac{V_{Jf}}{V_{Jm}} \end{cases} \quad (8)$$

式中: D_{Jm} 为模型尺度下的射流直径; r_m 和 Z_m 分别为模型尺度下的径向和垂直坐标; V_m 为模型尺度下的下击暴流速度; V_{Jm} 为模型尺度下的下击暴流射流速度; V_f 为全尺度下的下击暴流速度; r_f 和 Z_f 分别为全尺度下击暴流的径向和垂直坐标; D_{Jf} 和 V_{Jf} 为下击暴流全尺度参数; D_{Jf} 取值范围在500 m至1500 m之间;速度 $V_{Jf} = 70 \text{ m/s}$,代表下击暴流事件期间记录的典型极端风速^[20]。

将平均风速与脉动风速叠加即可得到不同高度处的下击暴流总风速时程。本文仅给出输电塔高度70 m处的下击暴流风速时程与功率谱对比,如图5所示。从图5a)中可以看出,当时间在100~200 s时,下击暴流风速出现峰值,峰值风速超过80 m/s。从图5b)中可以看出,模拟谱与目标谱(Kaimal谱)吻合很好,验证了风速时

程模拟的准确性。

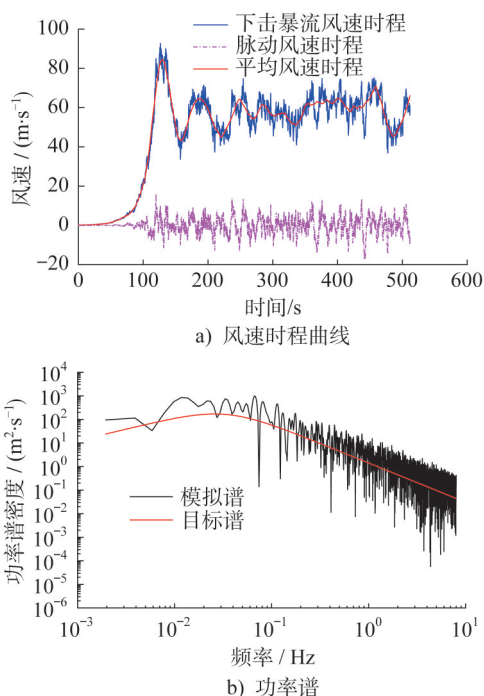


图5 70 m高度处下击暴流风速时程曲线与功率谱
Fig. 5 Wind speed time-history curves and power spectra of downburst at 70 m height

3 频域计算与参数影响分析

3.1 风振响应分析

采用频域分析方法在MATLAB软件中编写程序,得到输电塔在下击暴流下脉动位移时变均方差和时变平均位移。其中结构自身阻尼比取0.01,峰值因子 g 取2.5,风谱类型选用考虑高度的Kaimal谱,其计算结果如图6所示。

将每一个输电塔高度处对应的峰值脉动位移时变均方差和时变平均位移提取出来,结果如图7所示。从图7中可以看出,下击暴流下的输电塔响应具有非平稳特征,峰值脉动位移时变均方差和时变平均位移为下击暴流下的最不利工况,后续计算采用该工况进行。

3.2 单参数影响分析

3.2.1 结构阻尼比

结构阻尼对输电塔风振响应有着重要影响,我国《高耸结构设计标准》(GB 50135—2019)^[21]针对钢结构塔架阻尼比 ζ_1 取0.02,并在计算风振系数中给出0.01~0.05的脉动增大系数。美国ASCE规范^[22]针对H形构架和电杆阻尼比 ζ_1 取0.02,格构式铁塔阻尼比 ζ_1 取0.04。英国BS-8100规范^[23]中对格构式塔架的阻尼比取值在0.007~0.015之间。

不同的阻尼比对风振系数的计算结果显著影响。为

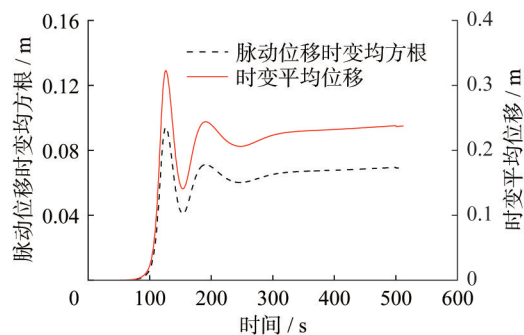


图6 输电塔顶端时变位移响应
Fig. 6 Time-varying displacement responses of transmission tower top

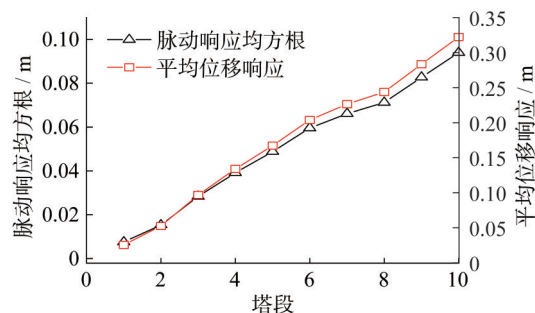


图7 输电塔各塔段峰值响应
Fig. 7 Peak responses of transmission tower segments

研究阻尼比对输电塔风振响应的影响,参考以往研究^[24-26],算例中阻尼比 ζ_1 分别取0.01、0.02、0.03和0.04,风速谱采用Kaimal谱,峰值因子 g 取2.5,输电塔各高度下的风振系数计算值如表3所示。从表3中可以看出,各塔段的风振系数随阻尼比的增加而逐渐减小,计算得到的整塔风振系数加权值分别为1.651、1.520、1.469和1.441。阻尼比 ζ_1 分别取0.02、0.03、0.04时,不同塔段风振系数计算值与阻尼比取0.01时的相对差值如图8所示。由图8可知,在输电塔顶部,阻尼比 ζ_1 取0.02、0.03、0.04时的风振系数 β_z 较阻尼比 ζ_1 取0.01时的风振系数 β_z 分别小8.31%、11.59%、13.41%。

3.2.2 峰值因子

峰值因子的具体取值取决于荷载类型、长度、频率和结构系统的特性,不同的峰值因子对输电塔风振系数有较大影响,目前各国规范对峰值因子的取值各有不同。美国ASCE规范^[22]中对峰值因子的常用取值为3.6,与我国《架空输电线路荷载规范》(DL/T 5551—2018)^[27]中取值2.5相比,两者差异较大。

算例中输电塔结构阻尼比 $\zeta_1=0.01$,风速谱为Kaimal谱,峰值因子 $g=2.0\sim 4.0$ (间隔0.1)。表4给出了5种不同峰值因子下的输电塔各段风振系数,可以看出各塔段的风振系数随峰值因子 g 的增大而逐渐增加。输电

表3 不同阻尼比下的输电塔分段风振系数

Table 3 Wind vibration coefficients of transmission tower under different damping ratios

| 塔段 | $\zeta_1=0.01$ | $\zeta_1=0.02$ | $\zeta_1=0.03$ | $\zeta_1=0.04$ |
|-------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| 10 | 1.708 | 1.566 | 1.510 | 1.479 |
| 9 | 1.710 | 1.568 | 1.511 | 1.481 |
| 8 | 1.777 | 1.621 | 1.560 | 1.526 |
| 7 | 1.742 | 1.593 | 1.534 | 1.502 |
| 6 | 1.881 | 1.704 | 1.634 | 1.596 |
| 5 | 1.781 | 1.625 | 1.563 | 1.529 |
| 4 | 1.860 | 1.687 | 1.619 | 1.582 |
| 3 | 1.592 | 1.473 | 1.427 | 1.401 |
| 2 | 1.584 | 1.467 | 1.421 | 1.395 |
| 1 | 1.391 | 1.312 | 1.281 | 1.264 |
| 整塔加权值 | 1.651 | 1.520 | 1.469 | 1.441 |

表4 不同峰值因子下的输电塔分段风振系数

Table 4 Wind vibration coefficients of transmission tower under different peak factors

| 塔段 | $g=2.0$ | $g=2.5$ | $g=3.0$ | $g=3.5$ | $g=4.0$ |
|-------|---------|---------|---------|---------|---------|
| 10 | 1.566 | 1.708 | 1.849 | 1.991 | 2.133 |
| 9 | 1.568 | 1.710 | 1.852 | 1.994 | 2.136 |
| 8 | 1.622 | 1.777 | 1.933 | 2.088 | 2.244 |
| 7 | 1.594 | 1.742 | 1.891 | 2.039 | 2.188 |
| 6 | 1.705 | 1.881 | 2.057 | 2.233 | 2.409 |
| 5 | 1.625 | 1.781 | 1.938 | 2.094 | 2.250 |
| 4 | 1.688 | 1.860 | 2.032 | 2.204 | 2.376 |
| 3 | 1.474 | 1.592 | 1.711 | 1.829 | 1.948 |
| 2 | 1.467 | 1.584 | 1.701 | 1.818 | 1.935 |
| 1 | 1.313 | 1.391 | 1.469 | 1.547 | 1.625 |
| 整塔加权值 | 1.521 | 1.651 | 1.781 | 1.911 | 2.042 |

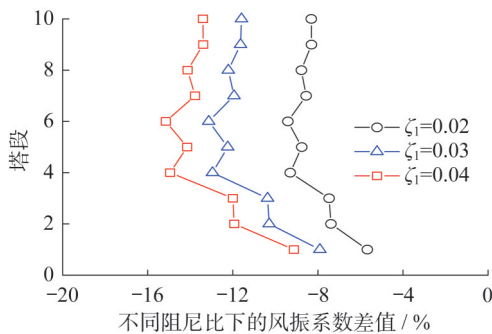


图8 不同阻尼比下的风振系数差值

Fig. 8 Wind vibration coefficient difference under different damping ratios

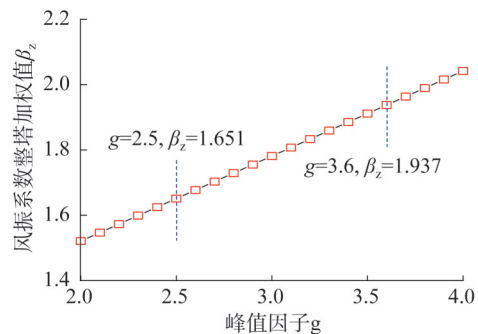


图9 β_z 随g的变化曲线

Fig. 9 Variation curve of wind vibration coefficient β_z with peak factor g

塔整塔风振系数加权值随峰值因子 g 在 2.0~4.0 区间取值的变化曲线如图9所示。从图9中可以看出,输电塔整塔风振系数加权值随峰值因子的增加而增大,按照美国 ASCE 规范^[22]取值 $g=3.6$ 时,整塔风振系数加权值为 1.937,按照我国规范取值 $g=2.5$ 时,整塔风振系数加权值为 1.651,两者相差 14.76%。

3.2.3 脉动风速谱类型

脉动风在时间和空间上都具有较强的随机性,脉动风可视作高斯平稳随机过程。国内外规范中对风荷载的计算采用了不同的脉动风速谱,具体如表5所示。

取输电塔结构阻尼比 $\zeta_1=0.01$,峰值因子 $g=2.5$,分别采用表5中四种风速谱进行分析,通过计算得到输电塔各塔段处的风振系数,结果如图10所示。从图10中可以看出,四类风速谱下的输电塔各塔段风振系数总体变化趋势基本一致。其中,Davenport谱对应的风振系数比

其他三类风速谱对应的风振系数大,采用Kaimal谱计算得到的风振系数最小。对于输电塔这类高耸结构,用Davenport谱计算得到的共振响应较大,导致总响应变大,从而得到的风振系数值较大,Kaimal谱则由于谱值在输电塔高度范围内始终较低,使其风振计算结果也较低。四种风速谱下输电塔的整塔风振系数加权值分别为 1.817、1.651、1.754 和 1.702。结果表明,采用Kaimal谱计算得到的风振系数加权值最小,而Davenport谱计算得到的值最大,两者数值相差 9.13%。此外,采用Karman谱得到的风振系数加权值与Davenport谱的结果最为接近,两者的差值仅为 3.46%。

3.3 正交分析

在单参数影响分析的基础上,以结构阻尼比、峰值因子、风速谱类型为影响因素,并以整塔风振系数加权值为考察指标,形成 $L_{25}(5 \times 4^2)$ 混合正交表进行分析,具体的

表5 不同形式的风速谱表达式

Table 5 Different forms of wind speed spectrum expressions

| 风速谱名称 | 风速谱形式 | 采用国家/地区 |
|------------|---|-----------|
| Davenport谱 | $\frac{nS_u(z, n)}{\sigma_u^2} = \frac{2}{3} \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}}$ | 中国 加拿大 |
| Kaimal谱 | $\frac{nS_u(z, n)}{\sigma_u^2} = \frac{100}{3} \frac{x}{(1+50x)^{5/3}}$ | 美国 欧洲 |
| Karman谱 | $\frac{nS_u(z, n)}{\sigma_u^2} = \frac{4x}{(1+70.8x^2)^{5/6}}$ | 日本 |
| Harris谱 | $\frac{nS_u(z, n)}{\sigma_u^2} = \frac{2}{3} \frac{x}{(2+x^2)^{5/6}}$ | 澳大利亚 |

注:上述风速谱中 n 为频率,单位为 Hz; $S_u(z, n)$ 为高度 z 处顺风向脉动风速功率谱; σ_u 为脉动风速标准差; Davenport 谱中 $x=1.200n/U(10)$; Kaimal 谱中 $x=nz/U(z)$; Karman 谱中 $x=n \cdot L_u^x/U(z)$, $L_u^x=100\sqrt{z/30}$; Harris 谱中 $x=1.800n/U(10)$, 其中, U 为顺风向平均风速, $U(10)$ 为距地面 10 m 高度处的顺风向平均风速, $U(z)$ 为任意高度 z 处的顺风向平均风速。

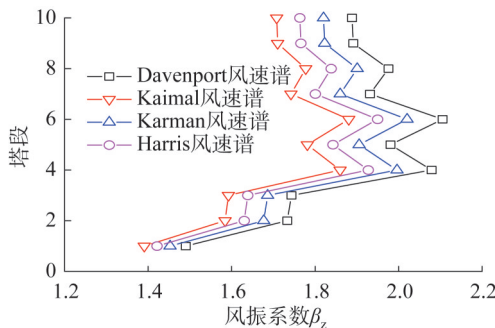


图10 四种典型风速谱下输电塔各段风振系数对比

Fig. 10 Comparison of wind vibration coefficients for four typical wind speed spectra

正交设计方案见表6,计算结果汇总见表7。

在表7中,通过极差分析法求得的极差值 R 可以看出,在考察的3个因素里,对输电塔整塔风振系数加权值的影响显著程度依次为:峰值因子 > 结构阻尼比 > 风速谱类型。结果表明:当取输电塔结构阻尼比 $\zeta_1=0.01$,峰值因子 $g=4.0$,并采用 Davenport 风速谱进行分析时,这些参数组合对输电塔风振系数的影响最为明显。

4 等效静力风荷载计算方法探讨

从上述分析中可以发现,下击暴流下输电塔的响应具有非平稳特征。基于上述频域计算方法,根据等效静力风荷载的定义,在利用阵风荷载因子法(GLF法)和惯性风荷载法(IWL法)计算时,其脉动响应均方根 σ_x 均采

表6 混合正交分析中各因素的水平取值

Table 6 Levels taken for various factors in mixed orthogonal analysis

| 水平 | 结构阻尼比 ζ_1 | 峰值因子 g | 风速谱 |
|----|-----------------|----------|------------|
| 1 | 0.01 | 2.0 | Davenport谱 |
| 2 | 0.02 | 2.5 | Kaimal谱 |
| 3 | 0.03 | 3.0 | Karman谱 |
| 4 | 0.04 | 3.5 | Harris谱 |
| 5 | — | 4.0 | — |

表7 混合正交分析结果

Table 7 Mixed orthogonal analysis results

| 序号 | 结构阻尼比 ζ_1 水平 | 峰值因子 g 水平 | 风速谱 水平 | 整塔加权值 β_z |
|----------------|-----------------------|----------------|-----------|-----------------|
| 1 | 1 | 1 | 1 | 1.654 |
| 2 | 1 | 1 | 4 | 1.564 |
| 3 | 1 | 2 | 2 | 1.651 |
| 4 | 1 | 2 | 4 | 1.702 |
| 5 | 1 | 3 | 1 | 1.975 |
| 6 | 1 | 3 | 2 | 1.781 |
| 7 | 1 | 4 | 1 | 2.133 |
| 8 | 1 | 4 | 3 | 2.049 |
| 9 | 1 | 5 | 1 | 2.295 |
| 10 | 1 | 5 | 3 | 2.197 |
| 11 | 2 | 1 | 3 | 1.480 |
| 12 | 2 | 2 | 1 | 1.640 |
| 13 | 2 | 3 | 4 | 1.674 |
| 14 | 2 | 4 | 2 | 1.728 |
| 15 | 2 | 5 | 1 | 2.016 |
| 16 | 3 | 1 | 1 | 1.458 |
| 17 | 3 | 2 | 3 | 1.535 |
| 18 | 3 | 3 | 1 | 1.681 |
| 19 | 3 | 4 | 4 | 1.708 |
| 20 | 3 | 5 | 2 | 1.749 |
| 21 | 4 | 1 | 2 | 1.359 |
| 22 | 4 | 2 | 1 | 1.531 |
| 23 | 4 | 3 | 3 | 1.598 |
| 24 | 4 | 4 | 1 | 1.738 |
| 25 | 4 | 5 | 4 | 1.760 |
| 均值 \bar{K}_1 | 1.900 | 1.503 | 1.812 | |
| 均值 \bar{K}_2 | 1.708 | 1.612 | 1.654 | |
| 均值 \bar{K}_3 | 1.626 | 1.742 | 1.772 | |
| 均值 \bar{K}_4 | 1.597 | 1.871 | 1.682 | |
| 均值 \bar{K}_5 | | 2.003 | | |
| 极差 R | 0.303 | 0.500 | 0.158 | |

用峰值 $\sigma_{x, \max}$ 进行计算。使用荷载响应相关法(LRC法)计算时,其背景等效荷载 F_B 和共振等效荷载 F_R 均采用最大等效荷载分布 $F_{B, \max}$ 和 $F_{R, \max}$ 进行计算。

阵风荷载因子法表达式如下:

$$\tilde{F}(z) = G_{x, \max} F_s(z) \quad (9)$$

$$G_{x, \max} = 1 + g \frac{\sigma_{x, \max}}{\bar{x}} \quad (10)$$

式中: $F_s(z)$ 为平均风荷载; \bar{x} 为平均位移响应; $G_{x, \max}$ 为峰值阵风荷载因子; $\sigma_{x, \max}$ 为峰值脉动响应根方差; g 为结构响应的峰值因子。

惯性风荷载法表达式如下:

$$\tilde{F}(z) = \beta_z \cdot F_s(z) \quad (11)$$

$$\beta_z = \frac{F_s(z) + F_{d, \max}(z)}{F_s(z)} = 1 + \frac{F_{d, \max}(z)}{F_s(z)} \quad (12)$$

$$F_s(z) = \mu_s \mu_z w_0 A(z) \quad (13)$$

$$F_{d, \max}(z) = M \phi_1 w_1^2 g \sigma_{q1, \max} \quad (14)$$

式中: $F_{d, \max}(z)$ 为顺风向一阶风振惯性力峰值; μ_s 为体型系数; μ_z 为风压高度系数; w_0 为基本风压; $A(z)$ 为挡风面积; $\sigma_{q1, \max}$ 为一阶位移响应峰值; ϕ_1 为一阶振型; M 为模态质量; w_1 为一阶模态的固有频率。

荷载响应相关法表达式如下:

$$\tilde{F}(z) = F_s(z) + \hat{F}(z) \quad (15)$$

$$\hat{F}(z) = W_B F_{B, \max}(z) + W_R F_{R, \max}(z) \quad (16)$$

$$F_{B, \max}(z) = g_B \rho(z) \sigma_{B, \max} \quad (17)$$

$$F_{R, \max}(z) = g_R M w_1^2 \phi_1 \sigma_{R, \max} \quad (18)$$

式中: W_B 和 W_R 分别为等效背景风荷载和等效共振风荷载的加权系数; g_B 和 g_R 分别为背景响应和共振响应的峰值因子; $\rho(z)$ 为荷载响应相关系数; $\sigma_{B, \max}$ 和 $\sigma_{R, \max}$ 分别为背景和共振响应峰值。

4.1 等效静力风荷载计算方法对比

图 11 给出了采用三种等效静力风荷载方法计算的输电塔在下击暴流下的等效静力风荷载对比。从图 11 中可以观察到,三种方法得到的等效静力风荷载总体趋势一致,其中 GLF 法和 IWL 法计算结果接近,顶点等效静力风荷载仅差 1.26%。采用 LRC 法计算的塔顶等效静力风荷载较 IWL 法与 GLF 法的计算结果分别大 12.5% 和 11.4%。在输电塔下部和顶部, GLF 法的计算结果大于 IWL 法的计算结果,但在输电塔中部, IWL 法的计算结果超过了 GLF 法的计算结果,这是由于 GLF 法和 IWL 法的放大因子随高度变化不一致导致。GLF 法的阵风荷载因子为一个固定值,而 IWL 法的风振系数为随高度不断变化的波动值,在输电塔中部, IWL 法的风振系数超越了 GLF 法的阵风荷载因子。

同时,在利用 LRC 法求得的各分量风荷载中,共振

等效风荷载和平均风荷载随高度变化较大,这是由于输电塔沿高度划分时,每段的质量和迎风面积并不均匀,下击暴流风速沿高度不断变化,导致风荷载沿高度分布不均匀。输电塔共振等效风荷载比背景等效风荷载大,因为输电塔结构振动频率与风场中涡旋运动的相互作用增强,这种共振响应会使得输电塔所受到的共振等效风荷载比背景等效风荷载更大。对于输电塔这种高耸结构,在设计时应充分考虑下击暴流共振风荷载的影响。

为了将三种等效静力风荷载方法计算的位移响应与时域分析结果进行比较,通过编写命令流提取输电塔各高度位移时程,得到的输电塔各高度位移时程曲线如图 12 所示。

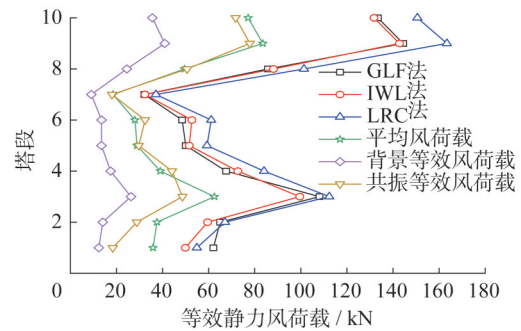


图 11 等效静力风荷载对比

Fig. 11 Comparison of equivalent static wind loads

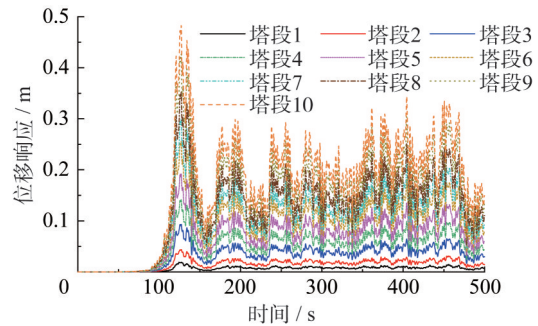


图 12 输电塔各高度节点时程位移

Fig. 12 Time-history displacement of different height nodes of the transmission tower

图 13 给出了三种等效静力风荷载方法与时域分析方法计算得到的输电塔各高度位移响应峰值。从图 13 中可以发现,时域方法与三种等效静力风荷载计算方法得到的位移响应均随着输电塔高度的增加而变大。三种等效静力风荷载方法计算的位移响应均大于时域位移响应,在输电塔顶部, GLF 法、IWL 法和 LRC 法分别比时域分析法的位移响应大 15.5%、14.1% 和 32.3%。由于输电塔响应发展到顶峰非常快,累积次数低,其峰值因子较大气边界层风下输电塔风振响应的峰值因子小^[28],这是

导致三种频域方法比时域方法计算结果大的主要原因,同时也表明三种等效静力风荷载计算方法对下击暴流下的输电塔响应分析具有可行性。GLF法位移响应在输电塔下部和顶部均大于IWL法位移响应,在输电塔中部小于IWL法位移响应。用LRC法计算的输电塔位移响应结果大于其余三种方法计算结果,这与文献[29]和文献[30]中采用LRC法得到的输电塔等效静力风荷载计算结果大于其余方法计算结果的结论是一致的。这表明LRC法在下击暴流中输电塔的设计中偏于保守,而GLF法和IWL法更能体现结构的真实响应,因此具有较好的工程适用性和经济性。

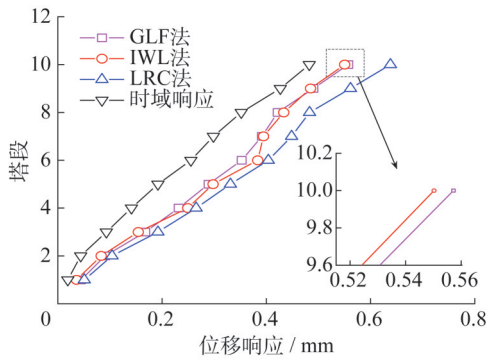


图13 位移响应对比

Fig. 13 Comparison of displacement responses

4.2 参数影响分析

4.2.1 脉动风荷载谱相干函数的类型

空间两点位置的脉动风速互谱可表示为:

$$S_c(r, n) = \sqrt{S(p_1, n) \cdot S(p_2, n)} \cdot \text{Coh}(r, n) \quad (19)$$

式中: r 为 p_1 和 p_2 两点间的距离; $\text{Coh}(r, n)$ 为相干函数

(平方根),空间两点的相干函数经验公式可表示为:

$$\text{Coh}(r, n) = e^{-f} \quad (20)$$

$$f = \frac{2n \cdot [C_z^2(z_1 - z_2)^2 + C_y^2(y_1 - y_2)^2]^{0.5}}{U(z_1) + U(z_2)} \quad (21)$$

式中: y_1, y_2 和 z_1, z_2 分别为第一点和第二点的横向坐标与竖向坐标; $U(z_1)$ 和 $U(z_2)$ 为第一点和第二点的平均风速; C_y, C_z 为横向和竖向相关的指数衰减系数, Simiu & Scanlan 建议对 Davenport 给出的相干函数的衰减系数可取为 $C_y=16$ 和 $C_z=10$, 但该相干函数与频率相关, 较为复杂。Shiotani 给出一种与频率无关的竖向和横向向经验相干函数, 表示为:

$$\text{Coh}(r_z, n) = \exp\left(-\frac{|z_1 - z_2|}{60}\right) \quad (22)$$

$$\text{Coh}(r_y, n) = \exp\left(-\frac{|y_1 - y_2|}{50}\right) \quad (23)$$

为探究不同类型的脉动风荷载谱相干函数对等效静力风荷载计算结果的影响, 相干函数类型分别取 Simiu & Scanlan 给出的相干函数经验表达式以及 Shiotani 给出的竖向和横向向经验相干函数, 不同相干函数下等效静力风荷载及响应如图 14 所示。从图 14 中可以看出两种相干函数的计算结果差异显著。在两者差异最大的位置, Shiotani 相干函数计算的等效静力风荷载较 Simiu & Scanlan 相干函数计算结果大 30.4%, Shiotani 相干函数计算的位移响应、弯矩响应和剪力响应较 Simiu & Scanlan 相干函数计算结果分别大 31.1%, 30.8% 和 30.1%。由于 Shiotani 相干函数忽略了频率项, 导致高频部分的计算结果偏大, 这与文献[31]中得出 Shiotani 相干函数计算结果偏大的结论一致。

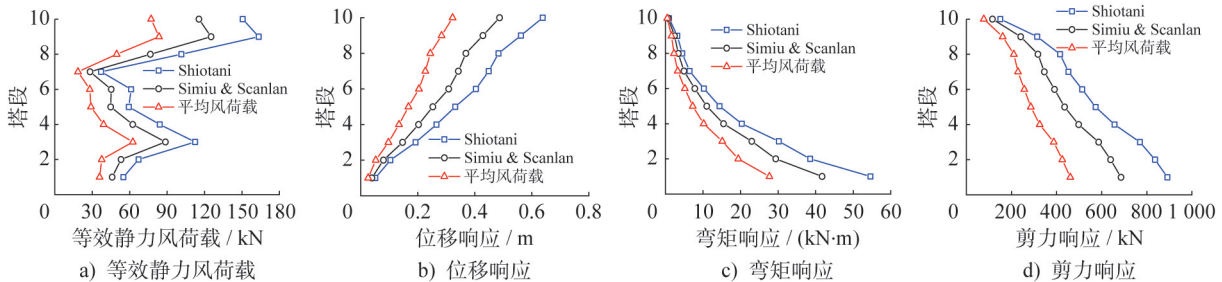


图14 不同相干函数下的输电塔等效静力风荷载及响应

Fig. 14 Equivalent static wind load and responses of transmission tower with different coherence functions

4.2.2 脉动风速谱类型

为探究采用不同风速谱下计算所得的结构响应的差异, 下击暴流下的脉动风速谱分别采用第 3.2.3 节给出的四种不同的风速谱进行等效静力风荷载计算, 计算结果如图 15 所示。由图 15 可知, 不同脉动风速谱对于输电塔

等效静力风荷载和风致响应的计算结果影响显著。由于我国规范采用的 Davenport 谱没有考虑高度对紊流的影响, 计算结果较 Kaimal 谱、Kaiman 谱和 Harris 谱偏保守, 而考虑了紊流随高度减少的 Kaimal 谱计算结果可以体现结构的真实受力情况。同时, 文献[32]和文献[33]的

研究结果也表明了Davenport谱计算结果较Kaimal谱计 算结果偏大,与本小节结论一致。

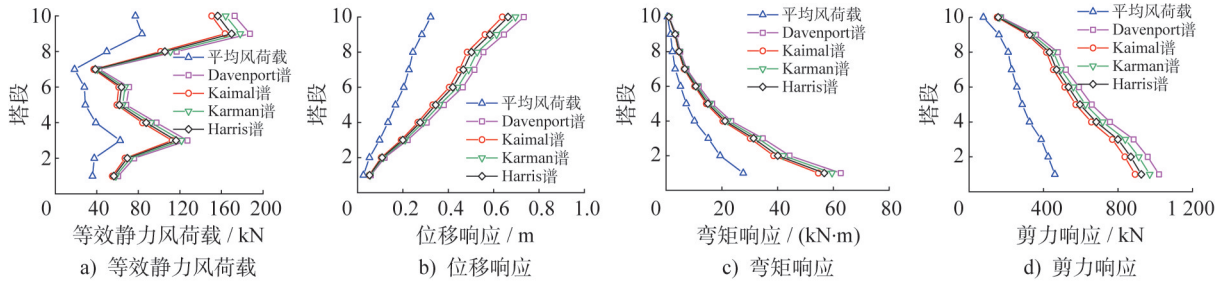


图15 不同风速谱下的输电塔等效静力风荷载及响应

Fig. 15 Equivalent static wind load and responses of transmission tower with different wind speed spectra

4.2.3 下击暴流最大风速高度 Z_{max}

在自然条件下,下击暴流风速会受到气象和地形地貌等因素影响,其最大风速发生高度(Z_{max})会产生变化。为了确保输电塔等结构的安全,需要考虑不同的 Z_{max} 来评估输电塔等结构在下击暴流风下的响应,并了解下击暴流下输电塔等效静力风荷载的分布特征。通过在冲击

射流风场模型中建立不同竖向高度的监测点获得下击暴流最大风速高度 Z_{max} 分别为10 m、30 m、50 m、70 m、90 m和110 m高度下的平均风速时程,利用谐波合成法获得脉动风速时程,然后叠加得到不同 Z_{max} 下击暴流总风速时程带入计算分析,得到不同 Z_{max} 下等效静力风荷载及响应计算结果,如图16所示。

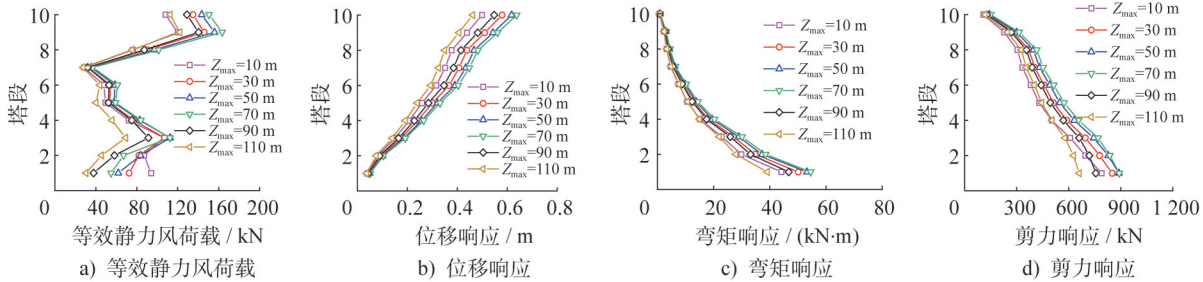


图16 不同 Z_{max} 下的输电塔等效静力风荷载及响应

Fig. 16 Equivalent static wind load and responses of transmission tower with different Z_{max}

由图16可知,在 $Z_{max}=10$ m时,由于下击暴流最大风速出现在输电塔底部,输电塔底部风荷载达到极值。随着 Z_{max} 的变高,输电塔底部等效静力风荷载逐渐变小,而输电塔顶部风荷载在 $Z_{max}=10\sim 70$ m范围内逐渐变大;在 $Z_{max}=70\sim 110$ m范围内时,输电塔顶部风荷载逐渐变小。位移和弯矩响应与输电塔顶部风荷载分布规律一致,均在 $Z_{max}=10\sim 70$ m时响应逐渐变大,在 $Z_{max}=70\sim 110$ m时响应逐渐变小;剪力响应的总体分布与位移和弯矩响应一致,在 $Z_{max}=10$ m时,输电塔底部剪力响应大于 $Z_{max}=90$ m和 $Z_{max}=110$ m时的数值,随着输电塔高度的增加,不同 Z_{max} 下的结构剪力响应差距减小。

当 Z_{max} 取值越小时,下击暴流风速达到最大值的速率越快,风速达到最大值后,其衰减速率也越显著。 $Z_{max}=70$ m时,下击暴流风荷载对输电塔整体的作用最大,而当 $Z_{max}=90\sim 110$ m时,下击暴流最大速度峰值位置已经超过塔顶高度,对输电塔整体的作用逐渐变小。

4.2.4 不同输电塔高度

在实际工程中,为适应地形输电塔常常具有不同高度,因此本小节通过改变输电塔高度进行分析,不同高度的输电塔如图17所示。采用高度 H 分别为85.4 m、72.4 m和56.4 m的输电塔进行等效静力风荷载分析。通过模态分析计算得到三种输电塔的一阶振型频率分别为1.624 5 Hz、1.805 9 Hz、2.145 4 Hz。可以看出随着塔高降低,振型频率不断变大。对于输电塔这类高耸结构而言,一阶振型在结构设计中起主导作用,这会对等效静力风荷载的计算产生一定影响。

不同塔高下等效静力风荷载及动力响应如图18所示。从图18a)中可以看出, $H=85.4$ m输电塔塔段3的等效静力风荷载与其它两种塔相比出现了显著增加,这是由于塔段3的迎风面积较大导致的。第4.2.3节中的分析表明,当下击暴流最大风速高度 $Z_{max}=70$ m时,下击暴流风荷载对 $H=85.4$ m高的输电塔整体作用最大。对于高度 H 为72.4 m的输电塔,下击暴流最大风速高度位于塔

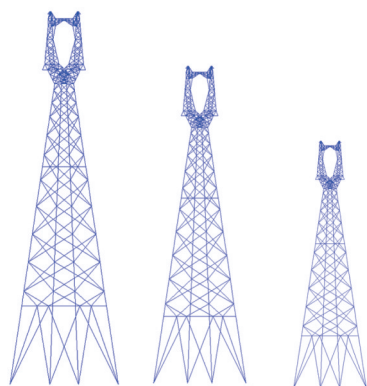


图17 不同高度的输电塔示意图

Fig. 17 Transmission towers of different heights

顶附近,而对于56.4 m高的输电塔,最大风速高度已经超

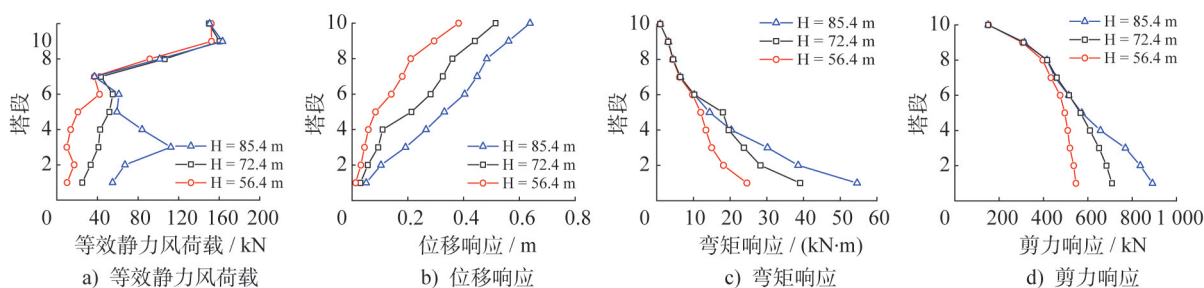


图18 不同塔高下的输电塔等效静力风荷载及响应

Fig. 18 Equivalent static wind load and responses of transmission tower with different tower heights

5 结论

本文基于输电塔有限元模型,在频域和时域内对输电塔进行风振响应分析及相关参数分析,并采用三种不同等效静力风荷载计算方法分析了输电塔等效静力风荷载分布及动力响应。主要结论如下:

(1) 对结构阻尼比、峰值因子和风谱类型等参数的分析结果表明,在输电塔顶部,阻尼比 ζ_1 取0.02、0.03、0.04时的风振系数 β_z 较阻尼比 ζ_1 取0.01时的风振系数 β_z 分别小8.31%、11.59%、13.41%。按ASCE规范取 $g=3.6$,比按照《架空输电线路荷载规范》(DL/T 5551—2018)取 $g=2.5$ 求得的整塔风振系数加权值 β_z 高14.76%。四类风速谱下的输电塔各分段风振系数总体变化趋势大致相同,其中我国规范采用的Davenport谱对应的风振系数值相对较大。正交分析结果表明,影响整塔风振系数加权值的主要因素依次为峰值因子、结构阻尼比以及风速谱类型。

(2) 采用三种等效静力风荷载计算方法求得的位移响应都包络时域位移响应的峰值,表明三种等效静力风荷载方法对下击暴流下的输电塔响应计算具有可行性。GLF法求得的位移响应在输电塔下部和顶部均大于IWL法求得的位移响应,在输电塔中部小于IWL法

过塔顶。在这两种情况下,下击暴流风荷载对输电塔整体作用较小。在中上部分,不同塔高的等效静力风荷载的变化趋势和数值基本一致。在图18b)中,输电塔各个高度节点处的峰值位移随着塔高的增加而逐渐变大,因此输电塔塔高的不同对位移的影响是显著的。在输电塔下部,弯矩和剪力响应与塔高呈现正相关,即塔高越高,相应的弯矩和剪力响应也越大。观察到中部区域,高度 H 为72.4 m的输电塔弯矩略大于高度 H 为85.4 m塔的弯矩,这可能是由于下击暴流最大风速高度 Z_{\max} 出现在70 m附近,影响了这一区域的响应;而在输电塔顶部,不同高度的输电塔在弯矩和剪力响应上的趋势和数值大致相同,表现出一致性。

求得的位移响应。用LRC法计算的输电塔位移响应结果均大于其余三种方法计算的位移响应结果,表明LRC法在下击暴流下的输电塔设计中偏保守,而GLF法和IWL法更能体现结构的真实响应,具有一定的工程适用性。

(3) 在等效静力风荷载与各类响应计算中,采用Simiu & Scanlan相干函数得到的计算结果均低于采用Shiotani相干函数计算的结果。Davenport谱的计算结果较其余三种风速谱偏保守,而Kaimal谱的计算结果能真实反映结构的受力情况。对于下击暴流风荷载,当 $Z_{\max}=70$ m时,对输电塔整体影响最显著;随着 Z_{\max} 超过70 m,其对输电塔整体作用逐渐减弱。由于高度 H 为85.4 m的输电塔塔段3迎风面积较大,且 Z_{\max} 作用在输电塔上,下击暴流风荷载对输电塔的影响尤为显著,导致等效静力风荷载明显增加;在输电塔中上部分,等效静力风荷载的变化趋势和数值基本保持一致,随着塔高的增加,输电塔各高度节点处的峰值位移逐渐增大。

参考文献:

- [1] LI C Q. A stochastic model of severe thunderstorms for transmission line design[J]. Probabilistic Engineering Mechanics,

- 2000, 15(4):359-364. DOI: 10.1016/S0266-8920(99)00037-5.
- [2] ABD-ELAAL E S, MILLS J E, MA X. A review of transmission line systems under downburst wind loads [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2018, 179:503-513. DOI: 10.1016/j.jweia.2018.07.004.
- [3] HJELMFELT M R. Structure and life cycle of microburst outflows observed in Colorado [J]. *Journal of Applied Meteorology*, 1988, 27(8):900-927. DOI: 10.1175/1520-0450(1988)027<0900:SALCOM>2.0.CO;2.
- [4] 李正良, 韩枫, 张春涛, 等. 山地风场中特高压输电塔线体系动力可靠度研究 [J]. *振动与冲击*, 2012, 31(20):1-6, 31. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2012.20.029.
- LI Zhengliang, HAN Feng, ZHANG Chuntao, et al. Dynamic reliability of a UHV transmission tower-line coupled system in hilly terrain wind field [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2012, 31(20):1-6, 31. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2012.20.029. (in Chinese)
- [5] LIN W E, SAVORY E, MCINTYRE R P, et al. The response of an overhead electrical power transmission line to two types of wind forcing [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2012, 100(1):58-69. DOI: 10.1016/j.jweia.2011.10.005.
- [6] 刘慕广, 王树彬, 谢壮宇, 等. 基于位移测量的输电塔等效静风荷载研究 [J]. *工程力学*, 2017, 34(4):160-166.
- LIU Muguang, WANG Shubin, XIE Zhuangning, et al. Equivalent static wind load of transmission tower based on displacement measurement [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(4):160-166. (in Chinese)
- [7] ALAWODE K J, AZZI Z, ELAWADY A, et al. Dynamic properties of an aeroelastic transmission tower subjected to synoptic and downburst-like outflows [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2023, 242:105557. DOI: 10.1016/j.jweia.2023.105557.
- [8] 赵勇, 孙启刚, 宋卓彦, 等. 移动下击暴流作用下输电塔的风振响应及荷载评估方法 [J]. *振动与冲击*, 2021, 40(12):179-188, 195. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2021.12.022.
- ZHAO Yong, SUN Qigang, SONG Zhuoyan, et al. A dynamic responses and evaluation method of the downburst wind loads effect on a transmission tower [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(12):179-188, 195. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2021.12.022. (in Chinese)
- [9] 李正良, 罗熙越, 蔡青青. 考虑塔-线耦合作用的输电塔体系风振系数研究 [J]. *建筑钢结构进展*, 2021, 23(3):119-128. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.03.013.
- LI Zhengliang, LUO Xiyue, CAI Qingqing. A study on the wind vibration coefficient of transmission tower system considering tower-line coupling effect [J]. *Progress in Steel Building Structures*, 2021, 23(3):119-128. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.03.013. (in Chinese)
- [10] ZHONG Y L, LI S, JIN W C, et al. Frequency domain analysis of alongwind response and study of wind loads for transmission tower subjected to downbursts [J]. *Buildings*, 2022, 12(2):148. DOI: 10.3390/buildings12020148.
- [11] 杨风利, 陈兵, 许志勇, 等. 500 kV 长江大跨越输电塔风振系数研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2022, 42(7):2542-2556. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.210839.
- YANG Fengli, CHEN Bing, XU Zhiyong, et al. Study on wind-induced vibration coefficients of the transmission tower in 500kV long span line crossing the Yangtze River [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2022, 42(7):2542-2556. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.210839. (in Chinese)
- [12] 汪大海, 王国强, 王昕, 等. 下击暴流风冲击作用下输电塔非平稳动力响应的频域方法 [J]. *工程力学*, 2024, 41(8):152-163. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0580.
- WANG Dahai, WANG Guoqiang, WANG Xin, et al. Frequency domain method for dynamic responses of transmission tower under downburst [J]. *Engineering Mechanics*, 2024, 41(8):152-163. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0580. (in Chinese)
- [13] HOLMES J D. Along-wind response of lattice towers: Part I-derivation of expressions for gust response factors [J]. *Engineering Structures*, 1994, 16(4):287-292. DOI: 10.1016/0141-0296(94)90069-8.
- [14] 国家能源局. 架空输电线路杆塔结构设计技术规定: DL/T 5154—2012 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
- National Energy Administration. Technical Code for the Design of Tower and Pole Structures of Overhead Transmission Line: DL/T 5154—2012 [S]. Beijing: China Planning Press, 2012. (in Chinese)
- [15] HANGAN H, ROBERTS D, XU Z, et al. Downburst simulations, experimental and numerical challenges [C]// *Proceedings of the 11th International Conference on Wind Engineering*. Lubbock: [s.n.], 2003.
- [16] MASON M, LETCHFORD C W, WOOD G. Physical simulation of thunderstorm downbursts for wind engineering applications [C]// *International Conference on Storms*. Melbourne: [s.n.], 2004.
- [17] CHEN L Z, LETCHFORD C W. A deterministic-stochastic hybrid model of downbursts and its impact on a cantilevered structure [J]. *Engineering Structures*, 2004, 26(5):619-629. DOI: 10.1016/j.engstruct.2003.12.009.
- [18] CHAY M T. Physical modelling of thunderstorm downbursts for wind engineering applications [D]. Lubbock: Texas Tech University, 2001.
- [19] SHEHATA A Y, EL DAMATTY A A, SAVORY E. Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2005, 42(1):71-89. DOI: 10.1016/j.finel.2005.05.005.
- [20] SAVORY E, PARKE G A R, ZEINODDINI M, et al. Modelling of tornado and microburst-induced wind loading and failure of a lattice transmission tower [J]. *Engineering Structures*, 2001, 23(4):365-375. DOI: 10.1016/S0141-0296

- (00)00045-6.
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部,国家市场监督管理总局. 高耸结构设计标准:GB 50135—2019[S].北京:中国计划出版社,2019.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, State Administration for Market Regulation. Standard for Design of High-rising Structures:GB 50135—2019 [S]. Beijing: China Planning Press, 2019. (in Chinese)
- [22] MARA T G, BEHNCKE R H. Updating ASCE manual No. 74: Guidelines for electrical transmission line structural loading[C]//Electrical Transmission and Substation Structures 2015. Branson, Missouri: American Society of Civil Engineers, 2015.
- [23] The British Standards Institution. Multi-part Document BS 8100-Lattice Towers and Masts [S]. London: The British Standards Institution, 1986.
- [24] 王飞,韩军科,王灿灿,等. 输电铁塔结构强风仿真分析研究[J]. 建筑结构, 2018, 48(13): 39-44. DOI: 10.19701/j.jzjg.2018.13.008.
- WANG Fei, HAN Junke, WANG Cancan, et al. Strong wind simulation of transmission tower structures [J]. Building Structure, 2018, 48(13): 39-44. DOI: 10.19701/j.jzjg.2018.13.008. (in Chinese)
- [25] 段成荫,张尔乐,韩金林,等. 阻尼比对输电塔风荷载的影响[J]. 山东电力技术, 2018, 45(3): 34-38.
- DUAN Chengyin, ZHANG Erle, HAN Jinlin, et al. Influence of damping ratio on wind load of transmission tower [J]. Shandong Electric Power, 2018, 45(3): 34-38. (in Chinese)
- [26] 杨风利,张宏杰,杨靖波,等. 脉动风激励下格构式输电塔动力特征识别[J]. 振动与冲击, 2017, 36(21): 144-149. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.21.022.
- YANG Fengli, ZHANG Hongjie, YANG Jingbo, et al. Identification of the dynamic properties of a transmission line lattice tower under ambient excitations [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(21): 144-149. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.21.022. (in Chinese)
- [27] 国家能源局. 架空输电线路荷载规范:DL/T 5551—2018[S]. 北京:中国计划出版社,2018.
- National Energy Administration. Load Code for the Design of Overhead Transmission Lines:DL/T 5551—2018[S]. Beijing: China Planning Press, 2018. (in Chinese)
- [28] DAVENPORT A G. Gust loading factors[J]. Journal of the Structural Division, 1967, 93(3): 11-34. DOI: 10.1061/jsdeag.0001692.
- [29] 郭勇. 大跨越输电塔线体系的风振响应及振动控制研究[D]. 杭州:浙江大学,2006.
- GUO Yong. Studies on wind-induced dynamic response and vibration control of long span transmission line system [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2006. (in Chinese)
- [30] 胡鹏瑞. 长横担输电塔的等效静力风荷载及抗风承载力研究[D]. 杭州:浙江大学,2023.
- HU Pengrui. Research on equivalent static wind load and wind-resistant bearing capacity of long crossarm transmission towers [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2023. (in Chinese)
- [31] 张建胜,武岳,沈世钊. 不同脉动风相干函数对高层建筑风振响应的影响[J]. 振动工程学报, 2009, 22(2): 117-122. DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2009.02.015.
- ZHANG Jiansheng, WU Yue, SHEN Shizhao. Wind-induced response of high-rise buildings analyzed by different coherence functions of gust [J]. Journal of Vibration Engineering, 2009, 22(2): 117-122. DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2009.02.015. (in Chinese)
- [32] 蒋友宝,刘志,贺广零,等. 考虑脉动风场的3 MW 风机钢塔筒基础底板脱离失效概率[J]. 工程力学, 2021, 38(5): 199-208. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.07.0426.
- JIANG Youbao, LIU Zhi, HE Guangling, et al. Failure probability of foundation slab void for 3 MW wind turbine steel tower considering turbulent wind field [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(5): 199-208. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.07.0426. (in Chinese)
- [33] 蒋新华,范存新. 高耸钢筋混凝土烟囱风致易损性研究[J]. 广州建筑, 2022, 50(3): 8-15.
- JIANG Xinhua, FAN Cunxin. Study on wind-induced vulnerability of high-rise reinforced concrete chimney [J]. Guangzhou Architecture, 2022, 50(3): 8-15. (in Chinese)