

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20220607002

## 输电线路下击暴流强风荷载最不利工况研究\*

陈麒麟<sup>1</sup>, 汪大海<sup>1</sup>, 向越<sup>2</sup>, 孙启刚<sup>3</sup>, 杨庆山<sup>4</sup>, 黄国庆<sup>4</sup>, 杨军永<sup>5</sup>

(1. 武汉理工大学土木工程与建筑学院, 湖北 武汉 430070; 2. 中国电力工程顾问集团西南电力设计院有限公司, 四川 成都 610000; 3. 国网山东省电力公司经济技术研究院, 山东 济南 250000; 4. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400044; 5. 国网山东省电力公司莱芜供电公司, 山东 济南 271100)

**摘要:** 对流天气引起的下击暴流已经成为我国中东部地区输电线路风灾破坏的主要原因。下击暴流风场的特异性造成现有规范无法适用, 开展下击暴流输电线路设计风荷载的研究成为提高电网安全性亟待开展的课题。介绍了下击暴流的数学风场模型并用于计算输电线路风荷载, 采用非线性有限元方法对杆塔受到的导线风荷载开展了风场及线路结构参数分析, 着重考察了最大导线风荷载对应工况。研究结果表明: (1) 直线塔与耐张塔最大横向荷载值相同, 但后者最大纵向荷载值显著大于前者; (2) 直线塔的最大横向荷载和纵向荷载塔位分别出现于八跨输电线路的端部和次端部直线塔, 耐张塔则出现于四跨输电线路; (3) 最大导线风荷载与出流直径、中心相对位置、塔位及跨数密切相关, 均存在特定的最不利工况。通过对风荷载影响因素和分布规律的总结, 最终给出了三种代表性最不利导线风荷载工况的归一化风场参数, 为输电线路抗下击暴流导线风荷载的合理取值提供了数据支撑。

**关键词:** 下击暴流; 输电线路; 最不利工况; 参数分析

**中图分类号:** TM753    **文献标识码:** A    **文章编号:** 1672-2132(2024)01-0090-09

## Study on Critical Load Cases for Transmission Lines under Downburst

CHEN Qilin<sup>1</sup>, WANG Dahai<sup>1</sup>, XIANG Yue<sup>2</sup>, SUN Qigang<sup>3</sup>, YANG Qingshan<sup>4</sup>,  
HUANG Guoqing<sup>4</sup>, YANG Junyong<sup>5</sup>

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 2. Southwest Electric Power Design Institute CO., LTD. of China Power Engineering Consulting Group, Chengdu 610000, China; 3. Economic and Technology Research Institute of State Grid Shandong Electric Power Company, Ji'nan 250000, China; 4. College of Civil Engineering and Architecture, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 5. Laiwu Branch of State Grid Shandong Electric Power Co., Ltd., Ji'nan 271100, China)

**Abstract:** A mathematical wind field model for downburst is introduced and applied to calculate the distributions of wind loads on transmission lines. The wind field and structural parameters analysis for the downburst and multi-spanned transmission lines are performed to investigate the critical cases of the conductor wind load acting on the tower using the nonlinear finite element method. The result shows that: (1) the maximum lateral load value of the tangent tower is the same as that of the tension tower, however, the maximum longitudinal load value of the latter is significantly larger than that of the former; (2) The maximum lateral and longitudinal conductor wind loads of the tangent tower ap-

\* 收稿日期: 2022-06-07; 修回日期: 2022-07-21

基金项目: 国家自然科学基金项目(51878527, 51720105005, 51478373)资助

作者简介: 陈麒麟(1998—), 男, 硕士研究生。主要从事结构风工程研究。E-mail: 245125631@qq.com

pear at the end and sub-end of the eight-span transmission line, while the maximum longitudinal loads of the tension tower appears in the four-span transmission line; (3) The maximum conductor wind loads are affected by the downburst diameter, the relative position between the center of downburst and the target tower, as well as the number of spans. Therefore, there exist specific most unfavorable cases for both lateral and longitudinal conductor wind loads on tangent or tension towers. By summarizing the above parameter analysis, a set of normalized wind field parameters for three critical cases of most unfavorable transmission line wind loads are proposed, which will provide an important analytical basis for the reasonable determination of the design value of the conductor wind loads under downburst.

**Keywords:** downburst; transmission line; critical load case; parametric analysis

## 0 引言

架空输电网是保障国民经济发展和维持人民生活正常生活的生命线工程。输电系统暴露于空旷的自然环境中,包括下击暴流和龙卷风在内的强对流天气已经成为非台/飓风区域输电线路结构倒塌损毁事故的主要原因。统计结果<sup>[1]</sup>显示,美国、加拿大等国的输电线路事故中,约有80%是由下击暴流和龙卷风等极端天气导致的;我国中东部地区也常常出现因下击暴流导致的输电塔线倒塌事故<sup>[2-3]</sup>,因此,研究下击暴流作用下输电线路风振响应的规律及特征对输电线路的防灾减灾具有重要意义。

下击暴流<sup>[4]</sup>是雷暴天气引起的强下沉气流,在撞击地面后会在近地面区域产生极高的短时风速,而后进入持续较长时间的稳态过程。稳态过程风速较高且持续时间较长,更易造成输电线路的破坏。部分学者基于实测数据或数值模拟结果,建立了稳态下击暴流的平均风和脉动风理论模型。目前常用的平均风理论模型包括:OBV模型<sup>[5]</sup>,Wood模型<sup>[6]</sup>,Holmes模型<sup>[7]</sup>,Li模型<sup>[8]</sup>,Abd模型<sup>[9]</sup>等,其中,Li模型<sup>[8]</sup>总结了此前模型的经验公式,并考虑了边界层发展的非线性效应,其计算结果与数值风洞模拟和实测结果的吻合度均较为良好;Abd模型与Li模型高度相似,但Li模型的风剖面函数更易于编程。下击暴流的脉动风速是非平稳的随机过程,L.Chen等<sup>[10-11]</sup>认为下击暴流的径向脉动风速可表示为给定功率谱的稳态高斯过程和调幅函数的乘积,调幅函数由平均风速和湍流度确定。

下击暴流风场十分复杂,除了对输电线路有显著影响的径向风速外,还存在竖向风速和移动风速。A. Y. Shehata等<sup>[12]</sup>比较了下击暴流风竖向分

量和径向分量对输电线路的响应的贡献,认为竖向分量的影响可以被忽略;M. Darwish等<sup>[13]</sup>比较了不同移动风速时输电线路破坏的临界总风速,发现不考虑移动风速时偏于保守。由此可见,在研究输电线路的最不利下击暴流工况时可以仅考虑径向风速,而忽略竖向风速和移动风速的影响。

输电线路是典型的大跨柔性结构。M. Darwish等<sup>[14]</sup>和H. Aboshosha等<sup>[15]</sup>采用动力有限元分析了多跨输电线路风振响应发现,由于气动阻尼较大,脉动响应以背景分量为主;A. Elawady等<sup>[16]</sup>通过气弹模型的风洞实验也发现输电线路共振分量最多占脉动响应的10%。由此可见,与平稳强风作用下输电线路的抖振响应相同,下击暴流引起的输电线路脉动响应以背景分量为主,共振分量可以被忽略。此外,不同于良态风,下击暴流风场尺度小,脉动风具有较强的空间相关性<sup>[17]</sup>。基于对以上两点的考虑,ASCE<sup>[18]</sup>在计算输电线路下击暴流风荷载时,以3s阵风风速作为设计风速取值,并忽略了脉动风效应。

出流直径和中心相对位置是影响输电线路下击暴流风场的两个主要参数。A. Y. Shehata等<sup>[19]</sup>比较了下击暴流作用下不同跨数塔线体系中间杆塔的响应,通过时程分析发现,六跨输电线路即具有一定代表性;在此基础上,A. Y. Shehata等<sup>[20]</sup>、M. Darwish等<sup>[21]</sup>分别以拉线塔、自支撑塔为对象,研究了不同下击暴流风场参数对输电塔构件内力的影响;A. El Damatty等<sup>[22]</sup>进一步基于多种塔型的塔线体系进行研究,总结出了三种近似的最不利工况。但是上述研究均只针对六跨线路中间杆塔的风荷载效应开展研究,忽视了不同跨数输电线路不同塔位风荷载的区别,且未对耐张塔进行考察。此外,A. El Damatty等<sup>[22]</sup>的研究表明不同塔型的最不利

工况较为离散,近似时一定程度上忽视了塔型、档距等因素的影响。

综合上述研究的成果及不足,本文以多跨输电线路为研究对象,基于下击暴流风场数学模型和准定常假设,给出了输电线路的风压分布;采用非线性静力有限元方法,分析整体耐张段的直线塔和耐张塔的导线风荷载,针对跨数和塔位、出流直径、中心相对位置等开展参数分析;对输电线路的下击暴流导线风荷载最大值及对应工况开展系统的探索,总结出了具有普适性的最不利工况规律。

## 1 绝缘子输电线体系结构参数与建模

本文参考《国网典设》<sup>[23]</sup>,以某典型500 kV输电线路为对象开展研究。该输电线路系统采用四分裂导线,输电线档距 $L=400$  m,垂跨比取为常规值 $1/30$ ,绝缘子长度 $l=4$  m,输电线悬挂点高度取为 $z_0=30$  m;采用500 kV常见输电线ACSR-720/50,其相关力学参数见表1。

表1 输电线材料及其他相关参数  
Table 1 Various parameters of conductor

直径 $d/m$	密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$	截面面积 $A_s/m^2$	弹性模量 $E/MPa$	初始应变 $\epsilon_0/10^{-4}$
0.036 2	3 093.81	0.003 1	63 700	5.949 7

本文在有限元软件ANSYS中进行多跨输电线-绝缘子体系的建模。通常情况下,输电线在强风作用下,同一位置处,各分裂导线所受风压可视为相同,分裂导线之间不会产生扭转作用。另外,分裂导线之间存在着一定的遮挡效应,会使得风压略有减小,偏于保守,在目前的多数研究及规范风荷载中,均忽略这种有利的因素。因此,为了简化计算,将四分裂导线按照单位长度质量、迎风面积、刚度等物理参数的等价原则合并成一根导线。对于垂跨比小于 $1/10$ 的输电线,其在自重作用下的初始位型可近似采用式(1)的抛物线模型进行确定,精度已能够满足工程需求。 $z(x)$ 表达式为:

$$z(x) = -4f(x/L - x^2/L^2) \quad (1)$$

式中, $x$ 为单个跨度输电线上点的横坐标; $L$ 为输电线档距; $f$ 为输电线弧垂,取值为 $L/30$ 。

采用LINK10单元模拟输电线,每隔 $dL=5$  m划分一个单元。已有经验表明,相对于输电线的档

距400 m而言,根据每个单元5 m计算出的风振响应已具备足够的计算精度。采用MPC184单元的刚性连杆属性模拟连接直线塔和输电线的I型绝缘。

图1(a)给出了多跨输电线-绝缘子体系的有限元模型,此处六跨仅作示意,四、八跨输电线路与其类似。该有限元模型中每跨输电线采用80个LINK10单元,共计480个LINK10单元,5个绝缘子采用MPC184连接单元。在输电线自重下,支座竖向反力为37.733 kN。将下击暴流三维风荷载施加于多跨输电线-绝缘子体系有限元模型,得出各绝缘子风偏纵向位移 $u_x$ 、横向位移 $u_y$ 、竖向位移 $u_z$ 和各支座纵向反力 $R_x$ 、横向反力 $R_y$ 、竖向反力 $R_z$ ,如图1(b)所示。

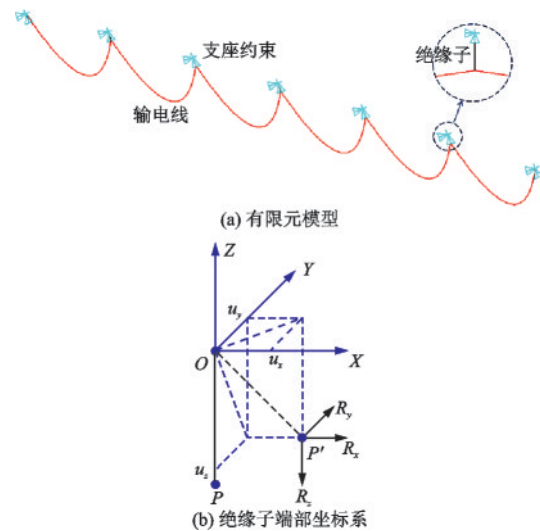


图1 多跨输电线-绝缘子体系

Fig.1 Multi-span transmission line-insulator system

## 2 下击暴流风场

### 2.1 风场模型

在总结了已有下击暴流风场数学模型的基础上,C. Li等<sup>[8]</sup>通过考虑边界层发展的非线性效应,补充了最大径向风速对应半径的竖向风剖面,提出了更为完善的三维空间风场模型,与实测数据和数值模拟吻合更好,故本文以该模型为基础开展输电线路风压分布研究。此外,A. Y. Shehata等<sup>[12]</sup>的研究表明下击暴流竖向风速相对于径向风速而言,对输电线路风效应的影响可被忽略。因此,依据Li模型<sup>[8]</sup>,风场中任意位置的径向风速 $V_s$ 可以表示为:

$$V_s(r, z) = u_{m,vs}(z) \cdot u_{rs}(r) \cdot V_0 \quad (2)$$

式中,  $z$  为风场中某点离地面的高度;  $r$  为风场中某点到下击暴流中心的径向距离;  $V_0$  为风场的最大 3 s 瞬时水平风速。由于风场模型是归一化的, 不失一般性, 本文根据实测数据<sup>[24]</sup>, 选定  $V_0 = 45 \text{ m/s}$ 。

需要说明的是, 已有研究表明, 下击暴流冲击过程中, 对输电线路的冲击作用时间短、时变瞬态平均风速大, 时变平均风作用为主, 采用 3 s 阵风风速作为设计风速, 可偏于安全地考虑脉动风速及其空间相关性的综合影响<sup>[22]</sup>。因此, 风振系数取值为 1, 这一理念也被 ASCE74 输电线路荷载规范所采用<sup>[18]</sup>。式(2)中  $u_{m,vs}(z)$  和  $u_{rs}(r)$  为最大径向风速的竖向和径向风剖面函数, 其表达式为:

$$u_{m,vs}(z) = \left( \frac{z}{z_{um}} \right)^\gamma \cdot e^{\gamma(1-z/z_{um})} \quad (3)$$

$$u_{rs}(r) = \begin{cases} r/r_m, & r < r_m \\ \exp\left(-[(r-r_m)/R_c]^\beta\right), & r \geq r_m \end{cases} \quad (4)$$

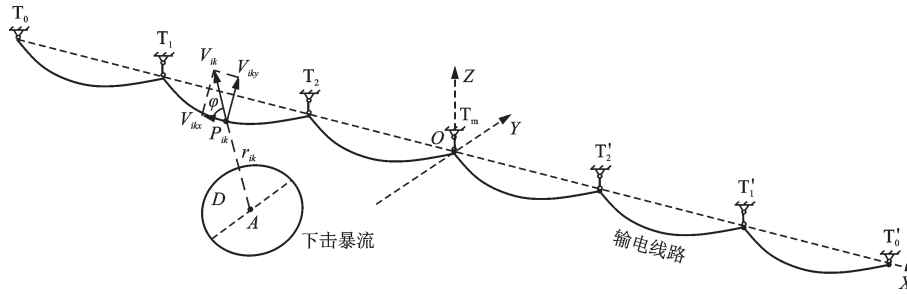


图2 多跨输电线路某节点  $P_{ik}$  处的风速矢量

Fig.2 Wind speed vector diagram at a node  $P_{ik}$  of multi-span transmission line

下击暴流出现在输电线路附近时, 假设下击暴流中心  $A$  的坐标值为  $(x_0, y_0)$ , 出流直径为  $D$ 。第  $i$  跨输电线路第  $k$  个节点编号为  $P_{ik}$ , 坐标值为  $(x_{ik}, 0, z_{ik})$ ,  $z_{ik}$  可由式(1)确定。节点  $P_{ik}$  与下击暴流中心  $A$  的距离  $r_{ik}$  的计算式为:

$$r_{ik} = \sqrt{(x_0 - x_{ik})^2 + y_0^2} \quad (6)$$

将  $r=r_{ik}$  和  $z=z_{ik}$  代入式(2), 即可得节点  $P_{ik}$  的下击暴流水平风速  $V_{ik}$ 。已有研究表明, 可忽略顺线条分量  $V_{ikx}$  对输电线路风振响应的影响<sup>[22, 25-26]</sup>, 只考虑垂直线条分量  $V_{iky}$ :

$$V_{iky} = V_{ik} \cdot \sin \varphi \quad (7)$$

式中,  $\varphi$  为  $V_{ik}$  与  $Y$  轴的夹角。

依据我国《架空输电线路荷载规范 DL/T 5512-2018》<sup>[27]</sup>, 基于准定常假定, 可得下击暴流风作用下

式中,  $\gamma=0.159$ ;  $z_{um}$  为最大径向风速出现高度,  $z_{um} = 0.039 \cdot 3D$  ( $D$  为下击暴流出流直径);  $R_c$  为特征半径,  $R_c = 0.599r_m$ ;  $r_m(z, D)$  为高度  $z$  处最大径向风速对应半径, 考虑了边界层的非线性发展, 由式(5)确定。

$$r_m(z, D) = \eta - \frac{z}{r_{mm}} \exp\left(\frac{1 - (z/r_{mm})^{2\chi}}{2\chi}\right) D \quad (5)$$

式中,  $\eta=2.01$ ;  $\chi=-0.0363$ ;  $r_{mm}$  为风场最大径向速度半径,  $r_{mm}=0.0078D$ 。

## 2.2 风压计算方法

如图2所示, 以六跨输电线路为例, 以中间耐张段的  $T_m$  为坐标原点, 输电线路方向为  $X$  轴, 垂直输电线路水平方向为  $Y$  轴, 竖向为  $Z$  轴, 建立输电线路的三维左手笛卡尔坐标系。中间为直线塔  $T_m$ , 左侧分别为直线塔  $T_1, T_2$ , 右侧分别为直线塔  $T'_1, T'_2$ , 均悬挂绝缘子; 端部为耐张塔  $T_0, T'_0$ 。

第  $i$  跨输电线路节点  $x$  所受的风压  $f_{Di}(x)$  计算式为:

$$f_{Di}(x) = \frac{1}{2} \rho_{air} \cdot V_{iky}^2 \cdot C_d(\alpha) \cdot d \cdot \cos \alpha \quad (8)$$

式中,  $\rho_{air}$  为空气密度, 取  $1.292 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $d$  为输电线的直径, 对于分裂导线, 可取外径之和;  $\alpha$  为风攻角, 本文不考虑竖向风速, 因此取  $\alpha=0$ ;  $C_d(\alpha)$  为不同风攻角下输电线的阻力系数, 有研究表明, 在瞬态时变风作用下, 建筑结构的阻力系数呈现出非稳态特征。但对于输电线这类对称的圆形截面的阻力系数尚未有文献给出取值, 各国规范仍延续采用平稳强风下的  $C_d(\alpha)$  统一取值为  $1.0$ <sup>[18, 26-28]</sup>。

## 2.3 风场参数

本文考虑的下击暴流风场参数包括: 出流直径  $D$ 、中心相对位置  $(x_0, y_0)$ , 为了保证计算的效率, 确

定工况的风场参数考虑范围如下:出流直径取值区间为  $D=200\sim 2\ 000\text{ m}$ <sup>[29]</sup>, 对应  $D/L=0.5\sim 5$ , 该范围包含了绝大部分实测数据;对于  $(x_0, y_0)$ , 采用点阵方式来近似连续取值, 点阵密度取为  $10\text{ m}$ , 试算表明, 已能够趋于收敛, 满足工程计算的精度要求。为充分考虑下击暴流尺度对整个耐张段的影响, 下

击暴流中心相对位置  $(x_0, y_0)$  的计算域如图 3 所示, 该区域可表示为:

$$\begin{cases} -(1.5n+2)L \leq x_0 \leq (1.5n+2)L \\ 0 \leq y_0 \leq 2D \end{cases} \quad (9)$$

式中,  $n$  为输电线路跨数;  $L$  为输电线档距;  $D$  为下击暴流出流直径。

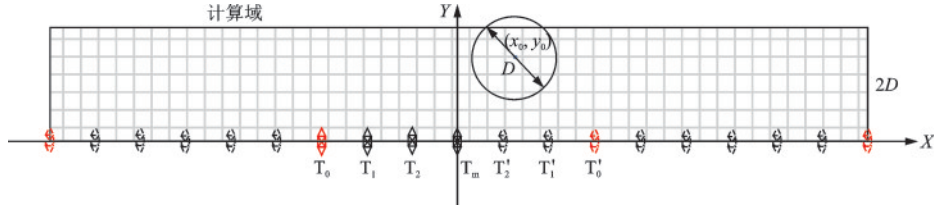


图3 下击暴流中心相对位置的计算域

Fig.3 Computational domain of relative location of the downburst center

### 3 最不利工况分析

输电线路的一段耐张段以四至八跨最为常见, 因此为比较下击暴流作用下不同跨数和塔位的导线风荷载大小, 本文选择了四、六、八三种跨数的输电线路进行研究。同时, 考虑到实际输电线路由多段耐张段组成, 耐张塔的导线风荷载由其两侧耐张段共同决定, 因此本文以输电线路中三段连续耐张段的中间段为研究对象。

采用非线性有限元对 2.3 节中确定的全部工况进行静力分析, 得到各工况下的支座反力, 其反作用力即为作用于杆塔的导线风荷载。不同于大尺度的边界层风, 下击暴流或龙卷风这类小尺度雷暴风在支座左右两跨输电线上作用的横向风压分布是显著不均匀的, 引起两侧输电线的纵向张力不平衡, 导致支撑杆塔受到沿线路方向的纵向荷载<sup>[30-31]</sup>。下文中将导线风荷载垂直线路分量简称为横向荷载, 纵向不平衡荷载简称为纵向荷载。由于在下击暴流强风荷载作用下, 水平向风荷载往往是造成线路倒塌破坏的主要原因, 因此, 本文选择了以下三种最大荷载工况进行研究:

(1) 最大横向荷载工况: 最大横向荷载记为  $R_{y\max, y}$ , 对应的纵向荷载记为  $R_{y\max, x}$ 。

(2) 最大纵向荷载工况: 最大纵向荷载记为  $R_{x\max, x}$ , 对应的横向荷载记为  $R_{x\max, y}$ 。

(3) 最大合力荷载工况: 最大合力荷载记为  $R_{\max}$ , 对应的横向荷载记为  $R_{\max, y}$ , 纵向荷载记

为  $R_{\max, x}$ 。

从设计风荷载角度, 本文定义归一化的导线风荷载折减系数  $\xi$ , 以表征特定工况下作用于杆塔上的导线风荷载大小:

$$\xi = R/R_0 \quad (10)$$

式中,  $R_0$  为基本风荷载, 定义如下:

$$R_0 = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} \cdot V_0^2 \cdot C_d \cdot d \cdot L \quad (11)$$

式中,  $d$  为输电线外径, 对于分裂导线, 可取全部导线外径之和。

#### 3.1 最不利跨数和塔位

由于下击暴流风场的局部性, 不同跨数输电线路中不同塔位的最大导线风荷载不同, 存在最不利的跨数和塔位, 若各塔位均按照最不利工况进行设计, 将更为简便和保守。本小节主要考察跨数和塔位因素, 确定最不利工况对应的跨数和塔位。

表 2 给出了三种最大荷载工况下不同跨数和塔位的横向和纵向荷载, 并采用式 (10) 进行归一化。其中  $T_0$  为耐张塔,  $T_1$ 、 $T_2$ 、 $T_3$ 、 $T_m$  分别为与耐张塔相邻的第一、第二、第三及中间塔位的直线塔。为便于分析, 表 2 中将最不利工况折减系数加粗。

通过比较表 2 中直线塔和耐张塔的最大导线风荷载可以发现: 所有的直线塔和耐张塔的  $\xi_{y\max, y}$  均为 0.90, 这是因为输电线路的横向荷载由影响线决定<sup>[32]</sup>, 当线路的各跨档距相同时, 横向支座反力的影响线分布相同、最大横向荷载值也就相同。纵向荷载由杆塔两侧的纵向不平衡张力引起, 受输电线

表2 最大导线风荷载的折减系数

Table 2 Reduction factor of the maximum conductor wind load

最大荷载工况	跨数	四			六				八				
	塔位	T <sub>0</sub>	T <sub>1</sub>	T <sub>m</sub>	T <sub>0</sub>	T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	T <sub>m</sub>	T <sub>0</sub>	T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	T <sub>3</sub>	T <sub>m</sub>
横向荷载	$\xi_{y \max, x}$	0	0.12	0	0	0.15	0.08	0	0	<b>0.16</b>	0.10	0.04	0
	$\xi_{y \max, y}$	0.90											
纵向荷载	$\xi_{x \max, x}$	<b>1.08</b>	0.25	0.22	0.96	0.28	0.30	0.24	0.94	0.29	<b>0.31</b>	0.28	0.25
	$\xi_{x \max, y}$	<b>0.43</b>	0.65	0.58	0.44	0.66	0.62	0.59	0.46	0.66	<b>0.64</b>	0.61	0.60
合力荷载	$\xi_{\max}$	<b>1.20</b>	0.91	0.90	1.18	0.92	0.91	0.90	1.16	<b>0.92</b>	0.91	0.90	0.90
	$\xi_{\max, x}$	<b>1.04</b>	0.12	0	0.93	0.16	0.08	0	0.90	<b>0.16</b>	0.10	0.04	0
	$\xi_{\max, y}$	<b>0.57</b>	0.90	0.57	0.90	0.57	0.90	0.57	0.59	0.90	<b>0.90</b>	0.57	0.57

端部的约束影响,与输电线铰接的耐张塔约束效应远强于通过悬挂绝缘子连接的直线塔,故而耐张塔的 $\xi_{x \max, x}$ 和 $\xi_{\max, x}$ 分别达到了1.08和1.04,均远大于直线塔的0.31和0.16。可见,不同于边界层风,下击暴流强风作用下的直线塔与耐张塔的设计风荷载应该加以区别对待。

根据表2中直线塔各列可以发现:全部直线塔的 $\xi_{y \max, y}$ 均为0.90,但八跨输电线路T<sub>1</sub>的 $\xi_{y \max, x}$ 略大,为0.16,是横向荷载工况的最不利杆塔;八跨输电线路T<sub>2</sub>的 $\xi_{x \max, x}$ 为0.31,略大于其他直线塔,是纵向荷载工况的最不利杆塔;还可以发现:八跨输电线路T<sub>1</sub>的 $\xi_{\max}$ 最大,为0.92,是合力荷载工况的最不利杆塔,对应 $\xi_{\max, y}$ 和 $\xi_{\max, x}$ 分别为0.90和0.16,这与纵向荷载工况的 $\xi_{x \max, y}$ 和 $\xi_{x \max, x}$ 相同,可见直线塔的合力与横向荷载工况非常接近。

由表2中耐张塔各列可以发现:不同跨数下T<sub>0</sub>的 $\xi_{y \max, x}$ 均为0、 $\xi_{y \max, y}$ 均为0.90,均可作为横向荷载工况最不利杆塔;四跨输电线路T<sub>0</sub>的 $\xi_{x \max, x}$ 为1.08,略大于六跨和八跨输电线路T<sub>0</sub>,是纵向荷载工况的最不利杆塔;还可以发现:四跨输电线路T<sub>0</sub>的 $\xi_{\max}$ 最大,为1.20,是合力荷载工况的最不利杆塔,对应 $\xi_{\max, y}$ 和 $\xi_{\max, x}$ 分别为0.57和1.04,与纵向荷载工况的 $\xi_{x \max, y}$ 和 $\xi_{x \max, x}$ 接近,表明耐张塔的合力与纵向荷载工况接近。

综上所述,本文在考察直线塔的横向和纵向荷载工况时,分别以八跨输电线路T<sub>1</sub>、T<sub>2</sub>作为分析对象;考察耐张塔的横向和纵向荷载工况时,均以四跨输电线路T<sub>0</sub>作为分析对象。无论是直线塔还是耐张塔,其合力荷载工况往往与横向或者纵向荷载工况非常接近,因此,后文不再讨论合力荷载工况。

### 3.2 最不利出流直径

根据3.1节最终所确定的最不利跨数和塔位,本节进一步考察出流直径 $D$ 对导线风荷载的影响。定义不同出流直径 $D$ 下击暴流作用下杆塔受到的最大横向荷载为横向荷载极值 $R_{y \text{peak}}(D)$ ;同理,最大纵向荷载为纵向荷载极值 $R_{x \text{peak}}(D)$ ;  $R_{y \text{peak}}(D)$ 和 $R_{x \text{peak}}(D)$ 采用式(10)归一化后,得到对应的折减系数为 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 和 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 。

图4给出了直线塔和耐张塔的 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 和 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 与 $D/L$ 的关系曲线,并对最不利工况进行了标记。由图4可以发现,直线塔和耐张塔的 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 和 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 均随 $D/L$ 的增加先迅速增大,然后缓慢降低。图4(a)显示,直线塔的 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 出现在 $D/L=2$ 附近, $D/L=1.5\sim 3.5$ 时, $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 都接近于 $\xi_{y \max, y}$ ;直线塔的 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 出现在 $D/L=2$ 附近, $D/L=1.5\sim 2.5$ 时, $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 与 $\xi_{x \max, x}$ 相差不大。由图4(b)也不难发现,耐张塔的 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 出现在 $D/L=2$ 附近, $D/L=1.5\sim 3.5$ 时, $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 接近于 $\xi_{y \max, y}$ ;耐张塔的 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 出现在 $D/L=3$ 附近, $D/L=1.5\sim 3.5$ 时, $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 与 $\xi_{x \max, x}$ 相差不大。

出现上述趋势的原因在于,当出流直径 $D$ 增大时,输电线路上的风压趋向于均布,使得 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 先变大;但另一方面, $D$ 增大时,式(3)中最大风速出现高度 $\xi_{\text{tm}}$ 也随 $D$ 增大而增高,输电线悬挂点高度处的风速反而减小,因此 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 在达到峰值后开始变小。与 $\xi_{y \text{peak}}(D)$ 不同, $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 是由下击暴流风压的不均分布引起的,在 $D$ 较小时, $D$ 的增大会使支座两侧导线的风压分布不均匀性增强, $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 变大;随着 $D$ 进一步增大,风压逐渐趋向于均布,使得 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 有所变小。由此必然存在一个 $D_{x \max}$ 使得 $\xi_{x \text{peak}}(D)$ 达到峰值 $\xi_{x \max, x}$ 。

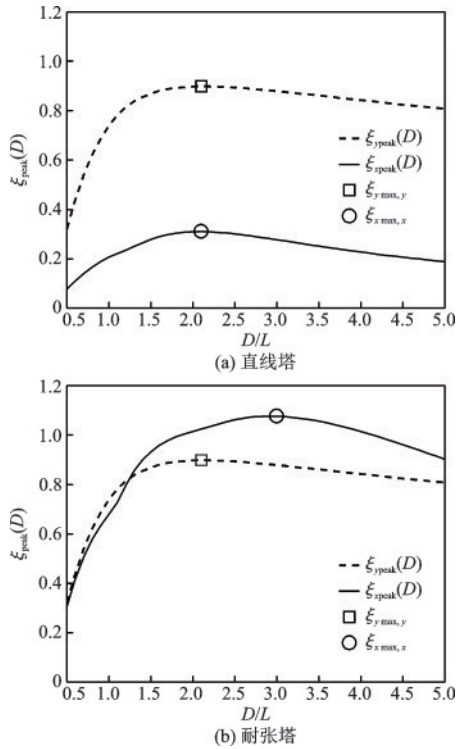


图4 荷载极值折减系数随出流直径变化曲线

Fig.4 Variation curve of load reduction factor with outlet diameter

综上所述,直线塔的横向荷载工况可以取  $D_{y\max}/L=2$ ,纵向荷载工况可以取  $D_{x\max}/L=2$ ;耐张塔的横向荷载工况可以取  $D_{y\max}/L=2$ ,纵向荷载工况可以取  $D_{x\max}/L=3$ 。

### 3.3 最不利中心相对位置

下击暴流风尺度较小,输电线路的风荷载效应与下击暴流中心相对于输电线路的位置密切相关。根据3.1节确定的最不利跨数和塔位以及3.2节确定的最不利出流直径,本节着重考察了下击暴流中心相对位置  $(x_0, y_0)$  与导线风荷载的关系。

图5给出了最不利出流直径  $D_{\max}$  时直线塔和耐张塔的荷载折减系数  $\xi_y$  及  $\xi_x$  随  $(x_0/L, y_0/r_{m0})$  变化图,  $r_{m0}$  为输电线悬挂点高度  $z_0$  处最大径向风速对应半径,即  $r_{m0}=r_m(z_0, D_{\max})$ ,并对最不利工况的位置坐标进行了标记。需要注意的是,3.1节中已明确最大荷载工况对应的塔位,因此图5中将坐标系的原点平移至该塔位处,坐标值即表示下击暴流中心相对该杆塔的位置。

由图5不难发现,各图中均存在明显的峰值,远离峰值位置则迅速衰减,表明导线风荷载对中心相对位置  $(x_0, y_0)$  非常敏感,且存在明显的峰值。图5

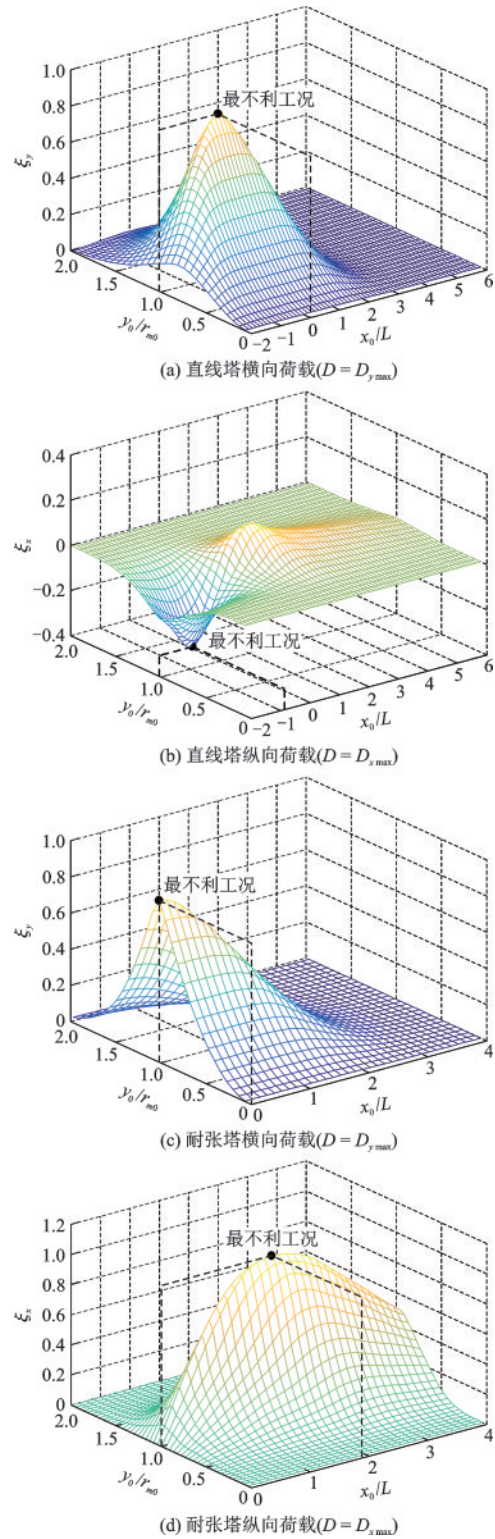


图5 折减系数随中心相对线路位置变化

Fig.5 Variation diagram of reduction factor with relative location of the downburst center

(a)显示,直线塔的  $\xi_y$  有且仅有一个峰值,  $\xi_y$  最不利相对位置为  $(x_0/L, y_0/r_m) = (0, 1)$ ; 由图5(b)可以发现:直线塔的  $\xi_x$  存在两个峰值,其中负峰值相对较

大,考虑到杆塔结构沿垂直线路方向对称,因此, $\xi_x$ 最不利相对位置 $(x_0/L, y_0/r_m) = (-1, 1)$ 作为最不利相对位置;由图5(c)可以发现,耐张塔的 $\xi_y$ 有且仅有一个峰值, $\xi_y$ 最不利相对位置为 $(x_0/L, y_0/r_m) = (0, 1)$ ;图5(d)表明,耐张塔的 $\xi_x$ 有且仅有一个峰值, $\xi_x$ 的最不利相对位置为 $(x_0/L, y_0/r_m) = (-1.8, 1)$ 。

从上述分析中不难发现,无论是 $\xi_y$ 还是 $\xi_x$ ,其峰值均出现在下击暴流中心 $y_0=r_m$ ,造成这一现象的原因在于:如式(4)所示,径向风剖面函数 $u_{rs}(r)$ 为分段函数,在 $r=r_m$ 处取到最大值1,径向风速在 $r_m$ 两侧迅速下降,再加之风压与风速成平方关系,故而 $\xi_y$ 和 $\xi_x$ 在 $y_0/r_m=1$ 处峰值就更为明显,在该平面形成类似山脊的形状,导线风荷载明显高于两侧。

## 4 结 论

以多跨输电线-绝缘子体系为研究对象,基于Li数学模型和准定常假设,参考规范给出了输电线路的下击暴流风压分布;采用非线性有限元静力分析,考虑了跨数和塔位的影响,着重考察了导线风荷载随下击暴流出流直径和中心相对线路位置的变化;最终确定了最不利下击暴流工况的风场参数。研究结果表明:

(1)下击暴流风作用下,直线塔和耐张塔的最不利导线风荷载具有显著区别,两种塔受到的最大横向荷载相近,但最大纵向荷载相差较大。

(2)直线塔和耐张塔的荷载极值折减系数在较大出流直径范围内均接近最大值,表明导线风荷载随出流直径的变化不大。

(3)直线塔和耐张塔的荷载折减系数与中心相对位置关系图中存在明显峰值,远离峰值处迅速趋向于0,表明下击暴流中心与输电线路的相对位置对导线风荷载影响显著。

(4)各最不利工况对应的跨数塔位及风场参数分别为:

(a) 直线塔的横向荷载工况:八跨输电线路 $T_1$ ,  
 $D/L=2, (x_0/L, y_0/r_m) = (0, 1)$ ;

(b) 直线塔的纵向荷载工况:八跨输电线路 $T_2$ ,  
 $D/L=2, (x_0/L, y_0/r_m) = (-1, 1)$ ;

(c) 耐张塔的横向荷载工况:四跨输电线路 $T_0$ ,  
 $D/L=2, (x_0/L, y_0/r_m) = (0, 1)$ ;

(d) 耐张塔的纵向荷载工况:四跨输电线路 $T_0$ ,  
 $D/L=3, (x_0/L, y_0/r_m) = (1.8, 1)$ 。

## 参 考 文 献:

- [1] Dempsey D, White H. Winds wreak havoc on lines[J]. Transmission and Distribution World, 1996, 48(6): 32-37.
- [2] 刘亚新,贾雷亮. 山西220 kV赵七线倒塔事故分析[J]. 电力设备, 2005, 6(8): 59-61.  
Liu Y X, Jia L L. Analysis of tower collapse accident of 220 kV Zhaoqi line in Shanxi Province [J]. Electrical Equipment, 2005, 6(8): 59-61. (in Chinese)
- [3] 谢强,张勇,李杰. 华东电网500 kV任上5237线飊线风致倒塔事故调查分析[J]. 电网技术, 2006, 30(10): 59-63, 89.  
Xie Q, Zhang Y, Li J. Investigation on tower collapses of 500 kV Renshang 5237 transmission [J]. Power System Technology, 2006, 30(10): 59-63, 89. (in Chinese)
- [4] Fujita T T. Manual of downburst identification for project NIMROD [R]. Chicago: University of Chicago, 1978.
- [5] Oseguera R M, Bowles R L. A simple analytic 3-dimensional downburst based on boundary layer stagnation flow [R]. Hampton: NASA Technical Memorandum, 1988.
- [6] Wood G S, Kwok K C S, 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.
- [7] Holmes J D. Physical modelling of thunderstorm downdrafts by wind tunnel jet [C] // Proceedings of the Second AWES Workshop. Melbourne: Monash University, 1992.
- [8] Li C, Li Q S, Xiao Y Q, et al. A revised empirical model and CFD simulations for 3D axisymmetric steady-state flows of downbursts and impinging jets [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 102: 48-60.
- [9] Abd-Elaal E S, Mills J E, Ma X. An analytical model for simulating steady state flows of downburst [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 115: 53-64.
- [10] Chen L, Letchford C W. A deterministic-stochastic hybrid model of downburst and its impact on a cantilevered structure [J]. Engineering Structures, 2004, 26(5): 619-629.
- [11] Chen L, Letchford C W. Multi-scale correlation analy-

- ses of two lateral profiles of full-scale downburst wind speeds[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2006, 94(9): 675-696.
- [12] Shehata A Y, El Damatty A. Behaviour of guyed transmission line structures under downburst wind loading [J]. *Wind and Structures*, 2007, 10(3): 249-268.
- [13] Darwish M, El Damatty A. Critical parameters and configurations affecting the analysis and design of guyed transmission towers under downburst loading [J]. *Practice Periodical on Structural Design & Construction*, 2017, 22(1): 4016017.1-4016017.12.
- [14] Darwish M, El Damatty A, Hangan H. Dynamic characteristics of transmission line conductors and behavior under turbulent downburst loading [J]. *Wind and Structures*, 2010, 13(4): 327-346.
- [15] Aboshosha H, El Damatty A. Dynamic response of transmission line conductors under downburst and synoptic winds [J]. *Wind and Structures*, 2015, 21(2): 241-272.
- [16] Elawady A, Aboshosha H, El Damatty A, et al. Aeroelastic testing of multi-spanned transmission line subjected to downbursts [J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2017, 169: 194-216.
- [17] Holmes J, Hangan H, Schroeder J, et al. A forensic study of the Lubbock-Reese downdraft of 2002 [J]. *Wind and Structures*, 2008, 11(2): 137-152.
- [18] ASCE MOP 74-2020. Guidelines for Electrical Transmission Line Structural Loading (Fourth Edition) [S]. New York: American Society of Civil Engineers, 2020.
- [19] Shehata A. Y, El Damatty A, Savory E. Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading [J]. *Finite Elements in Analysis & Design*, 2006, 42(1): 71-89.
- [20] Shehata A Y, Nassef A O, El Damatty A. A coupled finite element-optimization technique to determine critical microburst parameters for transmission towers [J]. *Finite Elements in Analysis & Design*, 2008, 45(1): 1-12.
- [21] Darwish M, El Damatty A. Behavior of self-supported transmission line towers under stationary downburst loading [J]. *Wind and Structures*, 2011, 14(5): 481-498.
- [22] El Damatty A, Elawady A. Critical load cases for lattice transmission line structures subjected to downbursts: Economic implications for design of transmission lines [J]. *Engineering Structures*, 2018, 159: 213-226.
- [23] 刘振亚. 国家电网公司输变电工程典型设计: 500kV 输电线路分册 [M]. 北京: 中国电力出版社, 2005.
- Liu Z Y. Typical design of power transmission and transformation project of State Grid Corporation of China [M]. Beijing: China Electric Power Press, 2005. (in Chinese)
- [24] Oliver S E, Holmes J D, Moriarty W W. The characteristics of severe thunderstorm winds in Australia in relation to transmission line failures [R]. Maryland: Bureau of Meteorology, 1997.
- [25] 楼文娟, 王嘉伟, 吕中宾, 等. 运动雷暴冲击风作用下输电线路风偏的计算方法 [J]. *中国电机工程学报*, 2015, 35(17): 4539-4547.
- Lou W J, Wang J W, Lyu Z B, et al. Calculation method of wind-induced oscillation of transmission line under moving downburst [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2015, 35(17): 4539-4547. (in Chinese)
- [26] ANSI/IEEE C2-2017, National Electrical Safety Code [S]. New York: American National Standards Institute/ Institute of Electrical and Electronics Engineers, 2017.
- [27] 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.
- [28] AS/NZS 7000: 2016. Overhead line design [S]. Sydney/Wellington: Australian/New Zealand Standard, 2016.
- [29] Hjelemfelt M R. Structure and life circle of microburst outflows observed in Colorado [J]. *Journal of Applied Meteorology*, 1988, 27(8): 900-927.
- [30] Hangan H, Kim J D, Xu Z. The simulation of downburst and its challenges [C] // Tennessee: Structures Congress, 2004: 1-8.
- [31] Elawady A, El Damatty A. Longitudinal force on transmission towers due to non-symmetric downburst conductor loads [J]. *Engineering Structures*, 2016, 127: 206-226.
- [32] Wang D H, Chen X Z, Li J. Prediction of wind-induced buffeting response of overhead conductor: Comparison of linear and nonlinear analysis approaches [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2017 (167): 23-40.

(本文编辑: 池营营)