

架空输电线路分裂导线扭转刚度计算新方法

谢增¹, 刘吉轩¹, 刘超群^{1,2}, 陈花玲¹

(1. 西安交通大学机械工程学院, 710049, 西安; 2. 中国电力科学研究院科研处, 100192, 北京)

摘要: 针对以往在架空输电线路分裂导线扭转刚度研究中存在计算误差较大的问题, 提出了一种计算分裂导线扭转刚度的新方法. 首先通过分析分裂导线扭转运动所引起的子导线长度变化, 推导了子导线在扭转时的实际张力计算公式; 然后针对一个档距的任意分裂导线进行力学分析, 除了考虑到以往研究中所涉及的一些影响因素之外, 还特别考虑了线路弧垂和线路两端高度差的影响, 最终导出了分裂导线扭转刚度的一般计算公式. 所推导的计算公式较清楚地描述了各种参数对扭转刚度的影响规律, 并且通过确定这些参数能够直接计算得到扭转刚度数值. 通过与实测值的比较表明, 对于不同的分裂数、档距长度等参数的分裂导线, 其扭转刚度计算结果均有较高的精度, 证明了该计算公式的有效性和适应性. 本研究为进一步分析和防治架空输电线路分裂导线舞动提供了新的手段.

关键词: 输电线路; 分裂导线; 扭转刚度; 舞动; 导线张力

中图分类号: TM751 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2012)02-0100-06

New Calculating Algorithm for Torsional Stiffness of Bundle Overhead Transmission Lines

XIE Zeng¹, LIU Jixuan¹, LIU Chaoqun^{1,2}, CHEN Hualing¹

(1. School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Technology Department, China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: Aiming at the existing analytic methods being lacking in reliable accuracy, a new algorithm for calculating torsional stiffness of bundle overhead transmission lines is presented. Taking the length variation of sub-conductors as a result of torsional deformation of bundle conductors, the actual sub-conductor tension is gained. Then the effects of the sag and a difference of level between the two anchoring points are considered, and a theoretical torsional stiffness formula is deduced in a general bundle conductor span. The parameters affecting the torsional stiffness are revealed by the formula, and the torsional stiffness of bundle conductors can be directly evaluated by means of these parameters. The effectiveness and adaptability for arbitrary span lengths and number of sub-conductors are verified by comparing with the actual measuring results.

Keywords: transmission lines; bundle conductors; torsional stiffness; galloping; conductor tension

输电线舞动是输电线路振动形式的一种, 最大特点是其振动的低频率(约为 0.1~3 Hz)和大振幅(约为导线直径的 5~300 倍). 线路舞动多发生在冬季, 对输电线路的危害极大, 造成的后果包括线间短

路、接地短路、电弧烧伤、断股、断线、倒塔、金具损害等^[1]. 统计数据表明, 分裂导线较之单导线更易发生舞动, 而随着输电电压向特高压、超高压方向发展, 架空输电线路更多地采用分裂导线, 因而分裂导线

舞动的问题引起了各国的关注。

研究表明,导线的扭转振动对舞动的产生起着重要的作用^[2],为了分析导线的扭转振动,扭转刚度是一个至关重要的参数.单导线的扭转刚度是导线自身的固有特性,容易通过测试得到,而分裂导线的扭转刚度与单导线的扭转刚度不同,是分裂导线绕分裂圆中心扭转时整体具有的刚度,除子导线扭转刚度外,还与分裂数、档距长短、间隔棒数目、分裂圆大小、张力等因素有关.分裂导线扭转刚度的复杂性及其测试的困难是目前对分裂导线舞动研究的主要障碍,现有的分裂导线扭转刚度的计算公式^[3-6]与实测值相比尚有较大的误差.针对以往研究的不足,本文提出了一种新的、更精确的理论公式来计算分裂导线的扭转刚度.该公式能够清楚地反映影响分裂导线扭转刚度的各种因素,便于研究各因素对扭转刚度的影响规律,也为进一步研究分裂导线的舞动奠定了理论基础。

1 分裂导线扭转刚度的研究现状

1.1 Nigol 计算公式

Nigol 等人^[3]于 1977 年为推导分裂导线扭转刚度做了如下假设:①忽略导线质量,也即认为导线无垂弧;②各子导线上的初始水平张力相同,且扭转时保持初始值不变;③扭转时分裂导线各截面分裂圆相同且不变;④忽略间隔棒质量;⑤忽略导线弹性和弯曲刚度;⑥间隔棒等距分布;⑦忽略线路高度差.由此提出了一个计算分裂导线初始扭转刚度的计算公式

$$K_{\text{Nigol}} = \frac{nl s}{z(l-z)} + \frac{nl T_0 d^2}{4z(l-z)} \quad (1)$$

式中: K_{Nigol} 为扭矩作用处的分裂导线扭转刚度($\text{N} \cdot \text{m}/\text{rad}$); n 为子导线数; l 为档距(m); z 为扭矩作用的位置(扭矩作用点距后端杆塔的距离)(m); T_0 为导线初始水平张力(N); d 为分裂圆直径(m); s 为子导线单位长度扭转刚度($\text{N} \cdot \text{m}^2/\text{rad}$).

式(1)由两项组成:前一项是子导线自身扭转刚度对分裂导线整体扭转刚度的影响;后一项是导线扭转过程中,导线上张力产生的回复力矩对整体扭转刚度的影响。

通过一系列的测试表明,在小档距($<250 \text{ m}$)时,用式(1)计算的分裂导线扭转刚度具有一定的精度,但在计算大档距($>400 \text{ m}$)时,分裂导线的扭转刚度误差会超过 50%。

1.2 Wang 计算公式

Wang 等人^[4-6]考虑了分裂导线由于扭转所引起的张力变化,阐述了一种计算分裂导线扭转刚度的公式

$$K_{\text{Wang}} = K_{\text{Nigol}} +$$

$$\frac{4d^2}{3z(l-z)} [B_2 y_0^2 + B_1 z_0^2 - (B_3 + B_4) y_0 z_0] \quad (2)$$

式中: y_0 、 z_0 分别为垂向和横向的初始最大弧垂(m); B_i ($i=1, \dots, 4$)取决于塔线连接端的弹性、子导线数目、分裂圆形状以及导线弧垂。

式(2)中第一项即为式(1),第二项源于子导线在扭转过程中的张力变化,当忽略张力变化时 Wang 公式即为 Nigol 公式. Wang 理论的核心就在于认为子导线的张力变量与塔线连接端的设计有关.与式(1)相比,式(2)考虑了更多因素的影响,但该公式的缺点在于 B_i 的取值计算较为复杂,在工程使用时计算不太方便,为此 Wang 给出了在张力变化最大情况下的分裂导线扭转刚度计算公式,即扭转刚度的最大值

$$K_{\text{Wang,max}} = K_{\text{Nigol}} + \frac{4d^2 EA y_0^2}{3z(l-z)l} \quad (3)$$

式中: E 为导线的综合弹性模量(N/mm^2); A 为导线横截面积(mm^2).

1.3 其他

文献[1]中提到了采用柔索法计算分裂导线扭转刚度的方法,该方法的推导目前还存在争议,且存在计算不同分裂数的分裂导线的扭转刚度时误差相差很大的情况。

文献[6-7]运用有限元软件计算分裂导线的扭转刚度,能够较好地看出各参数对分裂导线扭转刚度的影响.但是,有限元方法只能作为补充,工程实际中仍需要理论公式来估算分裂导线的扭转刚度。

2 计算分裂导线扭转刚度的新方法

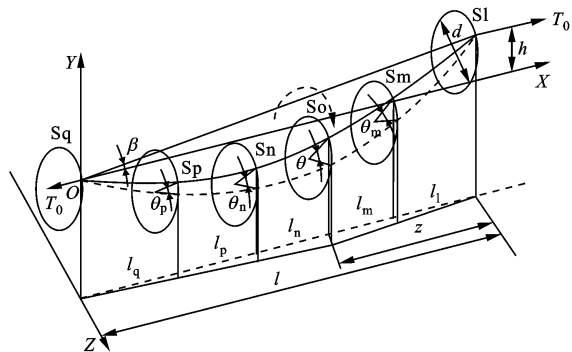
由于现有的研究尚有不足,现提出一种新的计算分裂导线扭转刚度的方法.该方法考虑了导线扭转中产生的张力变化,以及高度差、导线段弧垂等以往没有考虑的因素,能较好地估算不同分裂数的分裂导线的扭转刚度。

2.1 分裂导线扭转时的实际张力估算

Nigol 计算公式中假设导线的水平张力在扭转时保持初始张力不变,这使得用该公式计算的扭转刚度与实测值相比偏小. Wang 认为塔线连接端的影响使分裂导线在扭转时张力发生变化,但没有给

出张力变化的计算公式. 下面, 本文将从新的角度考虑扭转时张力变化的原因, 并给出一个估算公式.

图1表示的是分裂导线的其中一根子导线的扭转变形. 现假设两端间隔棒 S_q 、 S_l 固定, 间隔棒能握紧导线, 保证分裂导线整体扭转时子导线自身也能随之扭转, 各根子导线的初始水平张力 T_0 相同.



实线表示的是扭转前的线形; 虚线为扭转后的线形; h 为线路高度差; β 为高差角; S_q 、 S_p 、 S_n 、 S_o 、 S_m 、 S_l 为间隔棒符号; d 为分裂圆直径; l 为线路档距; l_q 、 l_p 、 l_n 、 l_m 、 l_l 为次档距长度; θ_p 、 θ_n 、 θ 、 θ_m 为间隔棒扭转角; M 为作用在间隔棒 S_o 处的外力矩; z 为外力矩作用点距末端距离; T_0 为导线初始水平张力.

图1 分裂导线扭转变形示意图

分裂导线扭转时, 不仅分裂导线整体有扭转振动, 由于间隔棒握持, 单根导线也有相应扭转. 导线一般为钢芯铝绞线, 它是由各层线股绕芯线扭绞而成, 故当导线扭转时, 导线轴向长度将会变化. 设变化量为 ΔL , 认为该变形为弹性变形, 则水平张力将由初始值 T_0 变为 T , T 与 T_0 有如下关系^[8-9]

$$T = T_0 + EA \frac{\Delta L}{L} \quad (4)$$

其中, 导线的综合弹性模量 $E(\text{N/mm}^2)$ 在扭转轻微时认为保持不变.

由于导线是由多层绞线缠绕, 且各层的扭绞方向相反, 故不论分裂导线的扭转方向如何, 导线张力都将发生变化.

根据斜抛物线方法^[10]可得到扭转前导线的线长为

$$L = \frac{l}{\cos\beta} + \frac{W^2 l^3 \cos\beta}{24 T_0^2} \quad (5)$$

式中: W 为导线单位长度重力 (N/m).

在扭转角较小时, 可忽略分裂导线整体扭转引起的线长变化, 只考虑因张力变化造成的线长变化, 得到新的线长

$$L' \approx \frac{l}{\cos\beta} + \frac{W^2 l^3 \cos\beta}{24 T^2} \quad (6)$$

$$\Delta L = L - L' \quad (7)$$

联立式(4)~式(7), 可得到

$$T = (W^2 l^2 EA \cos^2\beta + Wl \cos\beta (WlEA \cos\beta)^2 + 4EAT_0 (24T_0^2 + W^2 l^2 \cos^2\beta)^{1/2}) / (48T_0^2 + 2W^2 l^2 \cos^2\beta) \quad (8)$$

式(8)即为分裂导线初始扭转时刻子导线的实际水平张力, 在扭转角较小时, 可认为扭转时的导线水平张力 T 保持不变.

2.2 分裂导线扭转刚度公式的推导

假设: ①各子导线在扭转时水平张力均变为 T 且保持该值不变; ②忽略间隔棒质量且间隔棒均布; ③扭转时分裂导线各截面分裂圆相同且不变; ④忽略导线的弯曲刚度; ⑤认为线路具有高度差和弧垂. 不同分裂数的分裂导线的扭转刚度公式会有所不同, 现先分析四分裂导线的扭转刚度计算公式.

将图1所示线路看做是只标出一根子导线的四分裂导线. 分裂导线的扭转运动会受到子导线自身扭转刚度以及子导线张力分量引起的恢复力矩的阻碍, 为分析线路的受力情况, 先截取次档距 l_q 段进行分析.

如图2a所示为扭转后 l_q 段一根子导线(用 C 表示)的变形及受力情况, 图2b为间隔棒 S_p 上的受力图. 扭转后 C 导线在 S_p 处的位置由 C_1 移到了 C_2 , 导线所在平面由 X - Y 变到了 X_q - Y , 线形也发生了变化. 由于 T 与间隔棒 S_p 垂直, 在 S_p 上不产生力矩, 故子导线 C 的张力对 S_p 的作用力矩由分力 T_{vq} 和 T_{tq} 产生, 4 根子导线 C 、 G 、 H 、 I 在 S_p 上的张力分量如图2b所示. 各参数计算如下

$$\left. \begin{aligned} \eta_1 &= \varphi + \frac{\theta_p}{2}; \quad \eta_2 = \varphi - \frac{\theta_p}{2} \\ z_{1p} &= d \sin \frac{\theta_p}{2} \sin \left(\varphi + \frac{\theta_p}{2} \right) \\ y_{1p} &= d \sin \frac{\theta_p}{2} \cos \left(\varphi + \frac{\theta_p}{2} \right) \\ z_{2p} &= d \sin \frac{\theta_p}{2} \sin \left(\varphi - \frac{\theta_p}{2} \right) \\ y_{2p} &= d \sin \frac{\theta_p}{2} \cos \left(\varphi - \frac{\theta_p}{2} \right) \\ h_{pc} &= h_c + y_{2p}; \quad l'_q = (l_q^2 + z_{2p}^2)^{1/2} \\ \tan\beta_q &= \frac{h_{pc}}{l'_q}; \quad T'_q = \frac{T}{\cos\alpha} = T \frac{l'_q}{l_q} \end{aligned} \right\} \quad (9a)$$

由斜抛物线方法得扭转后子导线 C 的曲线方程

$$y = x_q \tan\beta_q - \frac{W x_q (l - x_q)}{2 T'_q \cos\beta_q} \quad (9b)$$

线上任意点斜率

$$k = \tan\beta_q - \frac{W(l'_q - 2x_q)}{2T'_q \cos\beta_q} \quad (9c)$$

$$T_{vq} = T'_q k \Big|_{x_q=l'_q} = T \frac{h_{pc}}{l_q} + \frac{W \overline{CC}_2}{2} \quad (9d)$$

$$T_{tq} = T \tan\alpha = T \frac{z_{2p}}{l_q} = \frac{Td \sin(\theta_p/2) \sin(\varphi - \theta_p/2)}{l_q} \quad (9e)$$

如图 2b 所示子导线 C 的张力分量 T_{vq} 、 T_{tq} 对间隔棒 Sp 作用的力矩(与外力矩 M 反向为正,反之为负)为

$$\begin{aligned} M_{pc1} &= T_{tq} \frac{d}{2} \sin(\varphi - \theta_p) - T_{vq} \frac{d}{2} \cos(\varphi - \theta_p) = \\ &= \frac{Td^2}{2l_q} \sin \frac{\theta_p}{2} \sin\left(\varphi - \frac{\theta_p}{2}\right) \sin(\varphi - \theta_p) - \\ &\quad \left(T \frac{h_{pc}}{l_q} + \frac{W \overline{CC}_2}{2}\right) \frac{d}{2} \cos(\varphi - \theta_p) \end{aligned} \quad (10)$$

子导线 C 自身扭转产生的力矩为

$$\begin{aligned} M_{pc2} &= \frac{\mathcal{J}_p}{L_q} = \\ &= \mathcal{J}_p \left(\frac{l'_q}{\cos\beta_q} + \frac{W^2 l'^3_q \cos\beta_q}{24 T'^2_q} \right)^{-1} \approx \frac{\mathcal{J}_p \cos\beta}{l_q} \end{aligned} \quad (11)$$

同理可求出其他 3 根子导线在 Sp 作用的力矩,最后得到 l_q 段导线对 Sp 的合力矩

$$\begin{aligned} M_p &= n \frac{s\theta_p \cos\beta}{l_q} + \frac{n}{2} \frac{Td^2}{2l_q} \sin \frac{\theta_p}{2} \cdot \\ &\quad \left[\sin\left(\varphi - \frac{\theta_p}{2}\right) \sin(\varphi - \theta_p) + \right. \\ &\quad \left. \sin\left(\varphi + \frac{\theta_p}{2}\right) \sin(\varphi + \theta_p) \right] + \\ &\quad \left[\frac{T(h_{pI} - h_{pC})}{l_q} + \frac{W(\overline{II}_2 - \overline{CC}_2)}{2} \right] \frac{d}{2} \cos(\varphi - \theta_p) + \\ &\quad \left[\frac{T(h_{pG} - h_{pH})}{l_q} + \frac{W(\overline{GG}_2 - \overline{HH}_2)}{2} \right] \frac{d}{2} \cos(\varphi - \theta_p), \end{aligned} \quad (12)$$

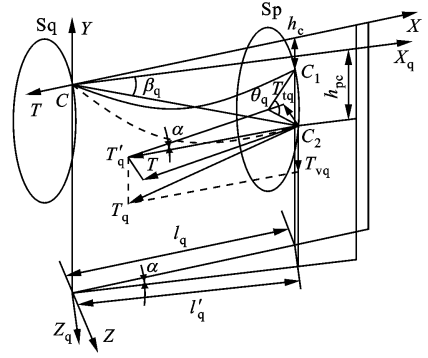
式中: h_{pI} 、 h_{pG} 、 h_{pH} 分别为子导线 I、G、H 扭转后的两端高度差; $\overline{II}_2$ 、 $\overline{GG}_2$ 、 $\overline{HH}_2$ 为子导线 I、G、H 扭转后的两端点连线长度。

当扭转角较小时,式(12)可简化为

$$M_p = n \frac{s\theta_p \cos\beta}{l_q} + n \frac{Td^2}{2l_q} \sin \frac{\theta_p}{2} \sin^2 \varphi, \quad n = 4 \quad (13)$$

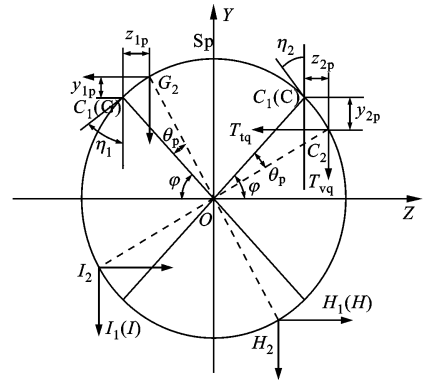
同样对次档距 l_p 段作受力分析,可以得到 l_p 段导线对间隔棒 Sp 作用的合力矩

$$M'_p = -n \frac{Td^2}{2l_p} \sin \frac{\theta_n - \theta_p}{2} \sin^2 \varphi, \quad n = 4 \quad (14)$$



h_c 为 l_q 段初始高度差; l'_q 、 h_{pc} 、 β_q 分别为子导线 C 扭转后新线形的档距、高度差及高度差角; T_q 为子导线 C 在 C_2 点处的轴向张力; Y 向力 T_{vq} 和 X_q 向力 T'_q 为 T_q 在 X_q - Y 平面上的分力, T'_q 又分解为 X 向力 T (即扭转时的实际水平张力)和 Z 向力 T_{tq} ,故 T_q 分解为 T_{vq} 、 T_{tq} 和 T

(a) l_q 段导线的变形及受力示意图



φ 为间隔棒的初始角位置; θ_p 为间隔棒 Sp 的扭转角; η_1 、 η_2 为导线的偏斜角; y_{1p} 、 y_{2p} 为导线在 Sp 上的竖向位移; z_{1p} 、 z_{2p} 为导线在 Sp 上的横向位移

(b) 间隔棒 Sp 处受力图(Sp 左侧)

图 2 l_q 段导线受力分析

则得到间隔棒 Sp 的力矩平衡方程

$$\begin{aligned} M_p + M'_p &= 0 \\ n \frac{s\theta_p \cos\beta}{l_q} + n \frac{Td^2}{2l_q} \sin \frac{\theta_p}{2} \sin^2 \varphi &= \\ n \frac{Td^2}{2l_p} \sin \frac{\theta_n - \theta_p}{2} \sin^2 \varphi & \end{aligned} \quad (15)$$

类似地可得到间隔棒 Sn 、 Sm 的力矩平衡方程

$$\begin{aligned} n \frac{s(\theta_n - \theta_p) \cos\beta}{l_p} + n \frac{Td^2}{2l_p} \sin \frac{\theta_n - \theta_p}{2} \sin^2 \varphi &= \\ n \frac{Td^2}{2l_n} \sin \frac{\theta - \theta_n}{2} \sin^2 \varphi & \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} n \frac{s\theta_m \cos\beta}{l_l} + n \frac{Td^2}{2l_l} \sin \frac{\theta_m}{2} \sin^2 \varphi &= \\ n \frac{Td^2}{2l_m} \sin \frac{\theta - \theta_m}{2} \sin^2 \varphi & \end{aligned} \quad (17)$$

对间隔棒 So, 其力矩平衡方程为

$$M = \frac{ns(\theta - \theta_n)\cos\beta}{l_n} + \frac{ns(\theta - \theta_m)\cos\beta}{l_m} + \frac{nTd^2}{2l_m} \sin \frac{\theta - \theta_m}{2} \sin^2 \varphi + \frac{nTd^2}{2l_n} \sin \frac{\theta - \theta_n}{2} \sin^2 \varphi, \quad n = 4 \quad (18)$$

又认为次档距长度相等, 记 k 为次档距数, 有

$$l_q = l_p = l_n = l_m = l_l = l/k \quad (19)$$

将式(15)~式(17)、式(19)代入式(18), 得到

$$M = \frac{2nsk\theta}{l} \cos\beta + \frac{nTd^2k\sin^2\varphi}{2l} \left(\sin \frac{\theta_m}{2} + \sin \frac{\theta_p}{2} \right), \quad n = 4 \quad (20)$$

其中 $\theta_m \approx \frac{l\theta}{kz}$, $\theta_p \approx \frac{l\theta}{k(l-z)}$, 则式(20)可写为

$$M = \frac{2nsk\theta}{l} \cos\beta + \frac{nTd^2k\sin^2\varphi}{2l} \left(\sin \frac{l\theta}{2kz} + \sin \frac{l\theta}{2k(l-z)} \right), \quad n = 4 \quad (21)$$

则得到四分裂导线在扭矩作用处的初始扭转刚度为

$$K = \frac{dM}{d\theta} \Big|_{\theta=0} = \frac{2nsk}{l} \cos\beta + \frac{nTd^2l\sin^2\varphi}{4z(l-z)}, \quad n = 4 \quad (22)$$

式中: T 由式(7)算得. 式(22)可推广到任意次档距数的四分裂线路上.

同理, 对二、三分裂导线进行分析后, 得到计算分裂导线扭转刚度的一般公式

$$K = \frac{2nsk}{l} \cos\beta + \frac{nTd^2l}{4z(l-z)} U \quad (23)$$

式中: T 由式(8)算得; U 为权重项, 对四分裂导线 $U = \sin^2\varphi$, 对二分裂导线 $U = 1$, 对三分裂导线 $U = 0.5 + \sin^2\varphi$, φ 为三分裂间隔棒的初始角位置(取锐角).

六分裂导线和八分裂导线分别按照正六边形和正八边形排列, 从受力角度出发可将六分裂导线等效为一个四分裂导线和一个二分裂导线, 将八分裂导线等效为两个四分裂导线, 按之前的推导, 其扭转刚度通过叠加利用式(23)求出.

3 算例验证

3.1 与 Nigol 测量数据的比较

文献[3]给出了 Nigol 等人对二分裂导线和四分裂导线扭转刚度的测试结果. 其中 Nigol 等人在不同档距、不同导线类型、不同次档距数目、不同初始水平张力以及不同间隔棒尺寸条件下, 对二分裂

裂导线的扭转刚度进行了测试, 共得到了 40 个测试结果, 具体结果及参数见文献[3]. 由于文献未提及塔线连接处的相应数据, 故式(2)无法计算. 这里分别用式(1)、Wang 给出的分裂导线扭转刚度最大值式(3)以及本文的式(23), 利用文献[3]中的参数计算二分裂导线的扭转刚度. 式(3)中的线路初始最大弧垂 y_0 可根据文献[10]提供的公式进行计算

$$y_0 = \frac{Wl^2}{8T_0\cos\beta} \quad (24)$$

图 3 显示了式(1)、式(3)、式(23)的计算结果与测试结果的比较情况, 其相关系数分别为 0.949、0.071、0.979 4, 可以看出本文提出的公式(23)精度最高. 从图 3 可以发现: 式(1)在小档距(244 m)情况下的计算结果与实测值较为接近, 而在大档距(488 m)下的计算结果与实测值相差极大; Wang 所推导的计算分裂导线扭转刚度最大值的式(3)与式(1)情况相反; 只有本文的式(23)在各种条件下均能与测量值较好地吻合.

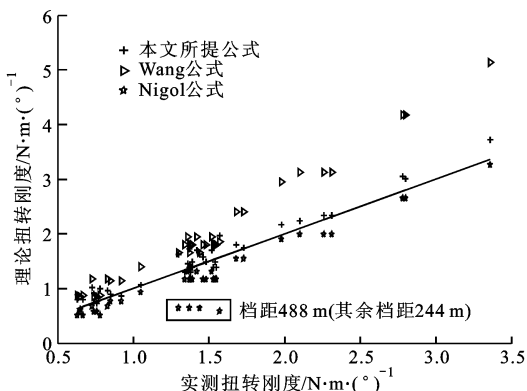


图3 二分裂导线扭转刚度的理论结果与测试结果的比较

文献[3]对四分裂导线扭转刚度测试的参数为: 单导线直径 30.5 mm; 导线单位长度重力 $W = 1.906 \times 9.8$ N/m; 单导线扭转刚度 $s = 292$ N·m²/rad; 查阅文献[10], 取导线综合弹性模量 $E = 69\,000$ N/mm²; 分裂数 $n = 4$; 子导线间距离为 0.457 m, 则分裂圆直径 $d = 0.646$ m; 对四分裂间隔棒, $\varphi = 45^\circ$; 线路档距 $l = 225.2$ m; 测试时外力矩施加位置 $z = l/2$.

分别采用式(1)、式(3)、式(23), 计算不同次档距数以及不同初始水平张力下的四分裂导线扭转刚度, 计算结果和测试结果如表 1 所示. 由表 1 可以看到, 本文方法计算结果十分接近实测值, 其误差远小于 Nigol 公式和 Wang 公式的计算结果.

3.2 与中山口测量数据的比较

文献[1]给出了中山口大跨越跨越档中点的扭转刚度测试值,参见文献[1]可得到线路和导线的参数:采用三分裂导线,分裂数 $n=3$;档距 $l=1\,055\text{ m}$;次档距数目 $k=18$;线路初始水平张力 $T_0=92\,612\text{ N}$;间隔棒为等腰三角形,分裂圆直径 $d=0.92\text{ m}$, $\varphi=30^\circ$,具体如图 4 所示;单导线扭转刚度 $s=400\text{ N}\cdot\text{m}^2/\text{rad}$;导线外径 32.76 mm ;导线单位长度重力 $W=2.755\times9.8\text{ N/m}$;导线综合弹性模量 $E=100\,940\text{ N/mm}^2$;测试时外力矩施加位置 $z=l/2$.

由于缺乏塔线连接的相关参数,式(2)无法计

算,因此还是采用 Wang 的扭转刚度最大值计算式(3)、式(1)和本文提出的式(23)计算,结果与实测结果如表 2 所示.由表 2 可看出,用本文提出的公式计算的扭转刚度误差最小,在大档距下,Nigol 公式的误差很大,而 Wang 的扭转刚度计算式(3)却有较高的计算精度.

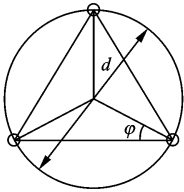


图 4 三分裂间隔棒示意图

表 1 四分裂导线扭转刚度计算结果与测试结果的比较

测试号	间隔棒位置	T_0/kN	扭转刚度理论值/ $\text{N}\cdot\text{m}\cdot(^{\circ})^{-1}$			扭转刚度测试值/ $\text{N}\cdot\text{m}\cdot(^{\circ})^{-1}$	误差/%		
			Nigol 公式	Wang 公式 (最大值)	本文 公式		Nigol 公式	Wang 公式 (最大值)	本文 公式
1	1/2	28.10	4.00	7.048	4.69	4.73	15.42	49.01	0.90
2	1/2	28.40	4.04	7.023	4.63	4.63	12.75	51.68	0.05
3	1/2	28.40	4.04	7.023	4.63	4.52	10.63	55.38	2.38
4	1/4,1/2,3/4	28.10	4.00	7.048	5.05	4.76	15.95	48.07	6.08
5	1/4,1/2,3/4	28.10	4.00	7.048	5.05	5.09	21.40	38.47	0.80
6	1/4,1/2,3/4	29.25	4.15	6.962	4.83	5.08	18.30	37.05	4.91

表 2 中山口大跨越三分裂导线扭转刚度计算结果与测试结果的比较

扭转刚度理论值/ $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{rad}^{-1}$			扭转刚度测试值/ $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{rad}^{-1}$	误差/%		
Nigol 公式	Wang 公式(最大值)	本文公式		Nigol 公式	Wang 公式(最大值)	本文公式
229.28	771.77	786.31	859.70	73.33	10.23	8.54

4 结 论

本文通过分析分裂导线扭转时的导线水平张力变化,并对线路的受力情况进行了详细推导,得到了计算分裂导线扭转刚度的全新公式,通过不同分裂数的分裂导线的实测结果验证,表明该公式具有很高的精度.与之前的计算方法相比,本文提出的计算公式具有以下几个优点:①精度高,计算准确,适应面广,通过算例可看到新公式计算得到的结果与实测值的误差最小,且在不同的测试条件下均能保持较高精度;②公式中参数涵盖全面,更好、更全面地体现了影响分裂导线扭转刚度的因素;③公式简单,能直接代入参数计算.本文提出的计算分裂导线扭

转刚度的新公式为进一步分析分裂导线的舞动奠定了理论基础.

参考文献:

[1] 郭应龙,李国兴,尤传永. 输电线路舞动[M]. 北京:中国电力出版社,2002:141-144.
[2] NIGOL O, BUCHAN P G. Conductor galloping: part II Torsional mechanism[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,1981,100(2):708-720.
[3] NIGOL O, CLARKE G J, HAVARD D G. Torsional stability of bundle conductors[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1977, 96(5):1666-1674.
[4] WANG Jianwei, LILIEN J. Overhead electrical trans-

- mission line galloping: a full multi-span 3-DOF model, some applications and design recommendations [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, 13(3): 909-916.
- [5] WANG Jianwei, LILIE J. A new theory for torsional stiffness of multi-span bundle overhead transmission lines [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, 13(4):1405-1411.
- [6] KEUTGEN R, LILIE J, YUKINO T. Transmission line torsional stiffness; confrontation of field-tests line and finite element simulations[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1999, 14(2):567-575.
- [7] 朱宽军, 刘彬. 架空输电线路分裂导线扭转刚度的计算[J]. 电网技术, 2010, 34(3):210-214.
ZHU Kuanjun, LIU Bin. Calculation of torsional stiffness of bundle conductors in overhead transmission lines[J]. Power System Technology, 2010, 34(3): 210-214.
- [8] 王少华, 蒋兴良, 孙才新. 覆冰导线舞动特性及引起的导线动态张力[J]. 电工技术学报, 2010, 25(1): 159-166.
WANG Shaohua, JIANG Xingliang, SUN Caixin. Characteristics of icing conductor galloping and induced dynamic tensile force of the conductor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(1): 159-166.
- [9] 张新占. 材料力学[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2006:22-23.
- [10] 邵天晓. 架空送电线路的电线力学计算[M]. 北京: 中国电力出版社, 2003:81-88.
- (编辑 杜秀杰)