第 50 卷 第 12 期：5327-5337　　高电压技术　　Vol.50, No.12: 5327-5337
2024 年 12 月 31 日　　High Voltage Engineering　　December 31, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20230963

脉动风作用下悬垂绝缘子串风偏计算模型及特性分析

闫　聪[1]，谢　强[1,2]，邹　峥[3]
（1. 同济大学土木工程学院，上海 200092；2. 工程结构服役性能演化与控制教育部重点实验室，上海 200092；3. 中国电力工程顾问集团华北电力设计院有限公司，北京 100120）

摘　要：为探究脉动风下悬垂绝缘子串的动态风偏及其特性，弥补对其研究多集中于静力公式计算和有限元分析的不足，并为实际工程设计和线路风偏防治提供理论参考。假定脉动风下导线的响应为小变形并忽略其振型和连续档的影响，通过分析无高差线路中绝缘子串和导线的受力状态，在静力公式基础上引入惯性力，并考虑气动阻尼效应，根据达朗贝尔原理建立悬垂绝缘子串的风偏动力方程，可用 4 阶龙格库塔法对其进行求解。通过算例分析发现，该理论模型能够有效计算绝缘子串的风偏时程，且风偏角度围绕其均值浮动的范围会随风速的增大而减小；同时，脉动风对目标绝缘子串风偏角的动力放大系数主要在 1.05~1.45 之间，该动力放大效应不可忽视并会随着风速的增大而减小。

关键词：悬垂绝缘子串；风偏；气动阻尼效应；动力方程；分布特征；动力放大效应

Calculation Model and Characteristic Analysis of Wind-induced Deflection of Suspension Insulator String Under Fluctuating Wind

YAN Cong[1], XIE Qiang[1,2], ZOU Zheng[3]
(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Performance Evolution and Control for Engineering Structures, Ministry of Education, Shanghai 200092, China; 3. North China Power Engineering Co., Ltd., China Power Engineering Consulting Group, Beijing 100120, China)

Abstract: This paper aims to explore the dynamic wind-induced deflection of suspension insulator string under fluctuating wind and its characteristics, to make up for the deficiency of its research mainly focuses on static formula calculation and finite element analysis, and to provide theoretical reference for design of practical projects and prevention of wind-induced deflection. The response of conductor under fluctuating wind is assumed to be small deformation and the effects of its vibration mode and continuous spans are ignored. By analyzing the force state of insulator string and conductors in the transmission line without height difference, inertial force is introduced on the basis of static formula, and the aerodynamic damping effect is considered. According to the d'Alembert's principle, a dynamic equation of wind-induced deflection of suspension insulator string is established and it can be solved by the fourth-order Runge-Kutta method. Through case analysis, it is found that this theoretical model can be adopted to effectively calculate the time history of insulator string's wind-induced deflection, and the range of wind-induced deflection angle floating around its mean value decreases when wind speed increases. Besides, the dynamic amplification factor of fluctuating wind on the target insulator string's wind-induced deflection angle is mainly between 1.05 and 1.45, so the dynamic amplification effect cannot be ignored and it will decrease with the increase of wind speed.

Key words: suspension insulator string; wind-induced deflection; aerodynamic damping effect; dynamic equation; distribution characteristics; dynamic amplification effect

0　引言

电力系统作为大型生命线系统的重要组成部分，呈现非线性、高维、时变、多层动态特征[1]，其安全问题一直备受重视。输电线路作为电力系统的重要组成部分，承担着电力交换、输送和分配的功能，其安全性不容忽视。由于输电塔结构具有高柔、透风的特点，输电线具有强几何非线性，故输电线路作为复杂的动力耦联体系在风致响应及破坏机理等研究方面仍存在许多难点[2]。且输电线路在强风作用下会发生风偏闪络、塔架破坏等事故[3]，

基金资助项目：国家自然科学基金 (52278523)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52278523).

甚至会造成输电中断，从而对国民经济和社会稳定产生影响。根据统计数据显示，输电线路由自然灾害所导致的破坏，80%以上都是由强风暴所引起[4]。

闪络跳闸是输电线路运行中的一种常见事故，有多种因素会影响线路中的元件，尤其是绝缘子的闪络特性[5-6]。而在该类事故中，有部分是由于导线在风的作用下发生摆偏，造成电气间隙不足而引起的闪络跳闸，即风偏跳闸。风偏跳闸主要包括导线对杆塔构件放电，导线、地线间放电和导线对周围物体放电。据不完全统计，在 2005—2011 年间，国家电网所辖 110(60) kV、220 kV、330 kV、500 kV 的线路发生风偏跳闸分别达 364、259、20、103 次[7]。2013 年，国家电网所辖 110~500 kV 线路风偏跳闸达 196 次[8]。2014 年，新疆地区共计 51 条 110 kV 及以上的输电线路发生 70 次风偏跳闸[9]。由此可见，风偏跳闸是电网系统能否安全运行所面临的重要问题。

在风偏跳闸的事故中，有一部分是由于悬垂绝缘子串在强风作用下发生摆动而造成的导线对塔身放电跳闸。针对该问题，在 GB 50545《110 kV~750 kV 架空输电线路设计规范》中将悬垂绝缘子串视为刚性直杆，用静力学方法计算其在平均风速作用下的风偏角。然而，由于实际风场的脉动特性，其会对绝缘子串和导线产生不可忽视的动态效应。因此，许多学者对绝缘子串在脉动风作用下的风偏特性进行了研究。郑佳艳和 Yan B 建立了输电线路的有限元模型，计算分析悬垂绝缘子串在动态风场作用下的风偏角，结果表明在脉动风场作用下，悬垂绝缘子串的风偏角大于输电线路设计规范方法确定的结果[10-11]。Zhou R X 等人在考虑不同地形、海拔等条件下，针对静力公式引入修正参数进行改进，并建立悬垂绝缘子串的有限元模型进行验证[12]。楼文娟等在考虑导线气动阻尼的基础上，提出输电线路动态风偏响应频域计算方法，发现悬垂绝缘子串的风偏脉动度在 5%左右，且最高脉动风偏响应可达平均响应的 10%以上[13]。此外，通过分析 500 kV 耐张段有限元模型的绝缘子串挂点风偏响应功率谱，从共振项和背景项分别研究脉动风速对导线风偏动力放大效应的影响机制，结果表明风偏动态响应的动力放大因子为 1.1~1.3[14]。李黎等建立了绝缘子串-导线耦合有限元模型，对脉动风作用下的绝缘子串的风偏进行动力时程分析，得到不同输电线路条件下的脉动放大系数在 1.1~1.2 之间[15]。张志劲等建立有限元模型探究了台风环境对悬垂绝缘子串动态风偏响应的影响，结果表明绝缘子串的风偏角围绕稳态值上下浮动，而线路条件对风偏角的波动程度影响较小，但风攻角对其影响较大，并引入了脉动放大系数对经验公式进行修正[16]。胡鑫等考虑绝缘子串中各个绝缘子的相对运动，将绝缘子串和导线分别简化为等效刚体，根据能量守恒原则建立多刚体力学模型进行绝缘子串的风偏求解[17-18]，并分析坡型风攻角下绝缘子串的动态风偏响应特性[19]。汪大海从绝缘子串风偏位移和端部对杆塔的支座反力响应角度出发，给出静力平均风偏状态的非线性解[20]。

目前关于悬垂绝缘子串在动力作用下的风偏研究多集中于有限元计算，而在理论部分多通过引入放大系数对静力公式进行修正或从频域进行求解，在时域方面目前仅有将导线简化为等效刚体的多刚体模型。为探究悬垂绝缘子串在脉动风下的动态风偏及其特性，并为实际工程设计和风偏闪络防治提供理论参考，本文以悬垂绝缘子串-输电导线体系为研究对象，在悬垂绝缘子串风偏静力方程的基础上，引入惯性力并考虑气动阻尼效应，根据达朗贝尔原理建立悬垂绝缘子串的风偏动力方程，并利用标准 4 阶龙格库塔法对其求解，得到脉动风场下悬垂绝缘子串的动态风偏时程。

1 悬垂绝缘子串风偏受力分析

1.1 悬垂绝缘子串风偏静力分析

悬垂绝缘子串的静力分析主要包括刚体静力学法和弦多边形法，其中前者计算方法简单，后者能更好地反应绝缘子串的形体变化，但 2 种方法计算结果的相对误差较小，均能准确计算绝缘子串的风偏角度[21]，且刚体静力学法也适用于长串绝缘子串及不同类型的绝缘子串[22]。其中，刚体静力学法将绝缘子串和输电导线假设为刚体，绝缘子串与横担和导线的连接视为铰接，将对体系作用的风压力视为静止状态的力，均匀且稳定作用在绝缘子串和导线上[23]，其受力情况如图 1 所示。

对图 1 中悬垂绝缘子串进行受力分析，根据力矩平衡原理，可得其风偏角的静力计算式[23]为：

$$\tan\varphi=\frac{(\frac{F_{\mathrm{j}}}{2}+F_{\mathrm{d}})\cos\theta}{\frac{G_{\mathrm{j}}}{2}+G_{\mathrm{f}}+G_{\mathrm{d}}-(\frac{F_{\mathrm{j}}}{2}+F_{\mathrm{d}})\sin\theta} \tag{1}$$

式中：φ 为悬垂绝缘子串的风偏角度，(°)；θ 为风

向与水平面夹角，(°)；G_j、G_f、G_d 分别为悬垂绝缘子串、防振锤和导线的重力，N；F_j、F_d 分别为悬垂绝缘子串和导线所受的风荷载，N。

1.2　悬垂绝缘子串风偏动力分析

在悬垂绝缘子串的动力分析中，仍将绝缘子串与导线假设为刚体，绝缘子串的上端与输电塔横担相连接，下端与前跨导线、后跨导线相连接。因连续档对悬垂绝缘子串风偏角的影响小于 5%[24]，同时为了简化悬垂绝缘子串的受力分析，故忽略连续档的影响并以无高差输电线路展开探究，如图 2 所示，并以图中虚线框内的绝缘子串-导线体系为研究对象，对其进行受力分析。

在图 2 中，O 轴为悬垂绝缘子串挂点的连线；L_1、L_2 分别为目标悬垂绝缘子串 I_i 的前跨档距和后跨档距；l_j 为悬垂绝缘子串的长度；f 为输电导线的弧垂；α 为导线的风偏角度；T_1、T_2 分别为前、后跨导线中点的水平向张力，平行于 O 轴。

与静力分析相同，假定导线在良态风作用下所受风压沿导线均匀分布[23]，则可忽略其振型的影响，即认为其在摆动过程中保持在同一平面内。此外，由于导线在脉动风作用下会在平衡位置往复运动，由此认为导线在此过程中的响应属于小变形[13]，因此假定导线在脉动风作用下的弧垂不变，即为导线保持受平均风荷载时所在平衡位置的弧垂 f。

1.2.1　惯性力矩

将悬垂绝缘子串视为质量均匀分布的刚性直杆，防振锤简化视为在绝缘子串端部的质点，则其对 O 轴的惯性力矩分别如式(2)、式(3)所示。本文公式中关于角度的求导均为角度对时间的求导。

$$J_j\ddot{\varphi}=\frac{1}{3}\frac{G_j}{g}l_j^2\ddot{\varphi} \tag{2}$$

$$J_f\ddot{\varphi}=\frac{G_f}{g}l_j^2\ddot{\varphi} \tag{3}$$

式中：J_j、J_f 分别为悬垂绝缘子串和防振锤的转动惯量，kg·m²；g 为重力加速度，m/s²；l_j 为悬垂绝缘子串长度，m；$\ddot{\varphi}$ 为绝缘子串风偏角加速度，rad/s²。

对于输电导线，取其中的一段微元作为分析对象，如图 3 所示。将该导线微元视为直线，则该导线微元对 O 轴的惯性力矩如式(4)所示。

$$J_{di}\ddot{\alpha}=\mathrm{d}m_i\cdot r_i^2\ddot{\alpha} \tag{4}$$

式中：J_{di} 为第 i 个导线微元的转动惯量，kg·m²；$\ddot{\alpha}$ 为导线风偏角加速度，rad/s²；$\mathrm{d}m_i$ 为第 i 个导线微元的质量，kg，可由式(5)求得。其中，ρ_l 为导线的线密度，kg/m；r_i 为第 i 个导线微元与 O 轴距离，m；若将导线形状视为抛物线，则图 3 中位于 x 位置处的导线微元所对应的 f_x，r 分别可由式(6)、(7)求得。

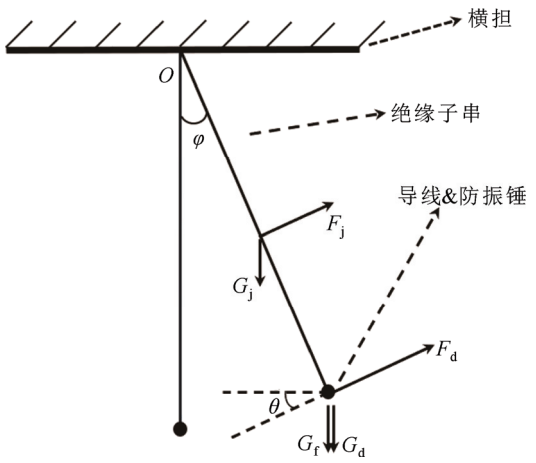


图 1　悬垂绝缘子串受力状态

Fig.1　Force state of suspension insulator string

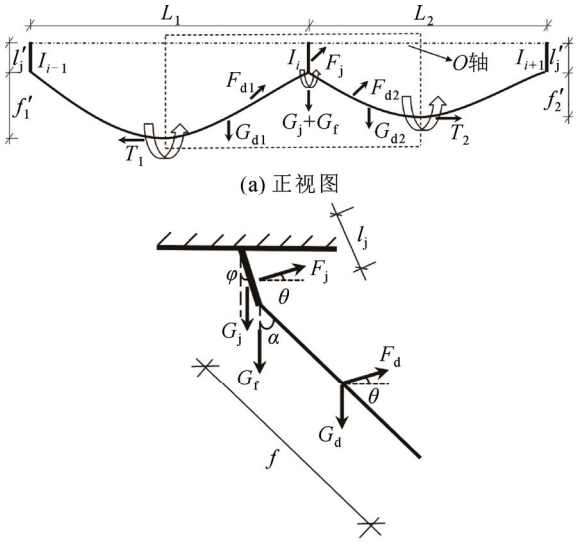


图 2　悬垂绝缘子串及输电导线空间受力状态

Fig.2　Force state of suspension insulator string and transmission conductor in space

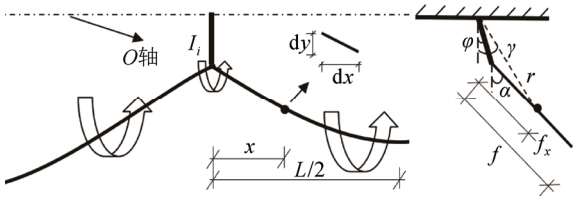


图 3　输电导线及其微元示意图

Fig.3　Schematic diagram of transmission conductor and its infinitesimal element

$$\mathrm{d}m=\rho_{\mathrm{l}}\sqrt{(\mathrm{d}x)^2+(\mathrm{d}y)^2} \tag{5}$$

$$f_x=f\left(1-(1-x/(L/2))^2\right) \tag{6}$$

$$r^2=(l_{\mathrm{j}}\cos\varphi+f_x\cos\alpha)^2+(l_{\mathrm{j}}\sin\varphi+f_x\sin\alpha)^2 \tag{7}$$

1.2.2 重力力矩

由图 2 中各部分的受力状态，可得绝缘子串、防振锤和导线对 O 轴的重力力矩，分别如式(8)、式(9)、式(10)所示。其中 γ 为导线微元与 O 轴垂线和竖直方向的角度，如图 3 所示，并可由式(11)计算。

$$G_{\mathrm{jl}}=\frac{1}{2}G_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}\sin\varphi \tag{8}$$

$$G_{\mathrm{fl}}=G_{\mathrm{f}}l_{\mathrm{j}}\sin\varphi \tag{9}$$

$$G_{\mathrm{d}r_i}=g\cdot\mathrm{d}m_i\cdot r_i\sin\gamma_i \tag{10}$$

$$\tan\gamma=(l_{\mathrm{j}}\sin\varphi+f_x\sin\alpha)/(l_{\mathrm{j}}\cos\varphi+f_x\cos\alpha) \tag{11}$$

1.2.3 风荷载力矩

研究发现，结构在发生风致振动时，其与来流的相对运动效应会使动力系统的阻尼增大，该新增阻尼即为气动阻尼，并会随着平均风速的增大而增大[25-26]，在强风作用下甚至能达到结构阻尼比的 10 倍以上[27]。

对于悬垂绝缘子串，当考虑气动阻尼效应时，其所受风荷载对 O 轴的力矩为：

$$F_{\mathrm{jl}}=\frac{\rho_{\mathrm{a}}C_{\mathrm{j}}S_{\mathrm{j}}}{2}(v_{\mathrm{j}}\cos(\varphi-\theta)-\frac{l_{\mathrm{j}}\dot{\varphi}}{2})^2\cdot\frac{l_{\mathrm{j}}}{2} \tag{12}$$

式中：ρ_{a} 是空气密度，kg/m³；C_{j} 是绝缘子串的空气阻力系数；S_{j} 是绝缘子串的承风面积，m²；v_{j} 是绝缘子串处的实时风速，m/s；$\dot{\varphi}$ 为绝缘子串风偏角速度，rad/s。

对于输电导线，分析其微元受力，并考虑气动阻尼效应，则导线微元所受风荷载对 O 轴的力矩为：

$$F_{\mathrm{d}r_i}=\frac{\rho_{\mathrm{a}}C_{\mathrm{d}}S_{\mathrm{d}}}{2}(v_{\mathrm{d}i}\cos(\gamma_i-\theta)-r_i\dot{\alpha})^2\cdot r_i \tag{13}$$

式中：C_{d} 是导线的空气阻力系数；S_{d} 是导线微元的承风面积，m²；$v_{\mathrm{d}i}$ 是导线微元处的实时风速，m/s，因假定导线所受风压沿导线均匀分布，故取所有导线微元在同一时刻下所受风速的平均值；$\dot{\alpha}$ 为导线风偏角速度，rad/s。

1.2.4 悬垂绝缘子串风偏动力方程

根据图 2 中悬垂绝缘子串及与之相连的输电导线在空间中的受力状态，并考虑前后跨导线对绝缘子串的共同影响以及各部分的惯性力和气动阻尼效应，依据达朗贝尔原理可得，悬垂绝缘子串在脉动风作用下的动力方程如式(14)所示。

$$\begin{aligned}&J_{\mathrm{j}}\ddot{\varphi}+J_{\mathrm{f}}\ddot{\varphi}+\sum_i J_{\mathrm{d}_1 i}\ddot{\alpha}_1+\sum_k J_{\mathrm{d}_2 k}\ddot{\alpha}_2+G_{\mathrm{jl}}+G_{\mathrm{fl}}+\\&\sum_i G_{\mathrm{d}_1 r_i}+\sum_k G_{\mathrm{d}_2 r_k}=F_{\mathrm{jl}}+\sum_i F_{\mathrm{d}_1 r_i}+\sum_k F_{\mathrm{d}_2 r_k}\end{aligned} \tag{14}$$

式中：i 和 k 分别代表前跨导线和后跨导线。由式(14)可知悬垂绝缘子串的风偏状态与其前后跨导线的运动状态有关，故需分析导线在脉动风下的运动状态。

2 输电导线运动状态分析

取一跨输电导线作为研究对象，如图 4 所示。由于在脉动风的作用下，导线的挂点位置会不断变化，因此以导线挂点位置的连线作为 P 轴，并以 P 轴为定轴，建立局部坐标系，则导线所受外力对 P 轴的力矩为零。分析导线在该局部坐标系下的运动状态，其中 β 为局部坐标系下导线风偏所在平面与竖直方向的角度。

根据 1.2 节内容，导线对 P 轴的惯性力矩如式(15)所示，其中 $\ddot{\beta}$ 为局部坐标系下导线风偏角加速度，rad/s²，并将角加速度的系数记为 A_{L}，导线对 P 轴的重力力矩如式(16)所示，并记为 $G_{\mathrm{L}}\sin\beta$。

$$A_{\mathrm{L}}\ddot{\beta}=\sum_i(\mathrm{d}m_i\cdot f_{xi})\ddot{\beta} \tag{15}$$

$$G_{\mathrm{L}}\sin\beta=\sum_i(g\mathrm{d}m_i\cdot f_{xi})\sin\beta \tag{16}$$

关于导线所受风荷载对 P 轴的力矩，取导线微元进行分析并考虑气动阻尼效应，令 $\rho_{\mathrm{a}}C_{\mathrm{d}}S_{\mathrm{d}}/2=Z_{\mathrm{d}}$，则根据式(13)并将其展开，可得导线所受风荷载对 P 轴力矩如式(17)所示。

$$\begin{aligned}\sum_i F_{\mathrm{d}f_{xi}}=&Z_{\mathrm{d}}\sum_i((f_{xi}\dot{\beta})^2\cdot f_{xi})-\\&2Z_{\mathrm{d}}\sum_i((v_{\mathrm{d}}\cos(\gamma_i-\theta)\cdot f_{xi}\dot{\beta})\cdot f_{xi})+\\&Z_{\mathrm{d}}\sum_i((v_{\mathrm{d}}\cos(\gamma_i-\theta))^2\cdot f_{xi})\end{aligned} \tag{17}$$

式中：$\dot{\beta}$ 为局部坐标系下导线风偏角速度，rad/s；右侧第 1 项与导线风偏角速度的平方有关，将其记为 $F_{\mathrm{L1}}\dot{\beta}^2$；右侧第 2 项与导线风偏角速度有关，将其记为 $F_{\mathrm{L2}}\dot{\beta}$；右侧第 3 项仅与实际风速 v_{d} 有关，但该

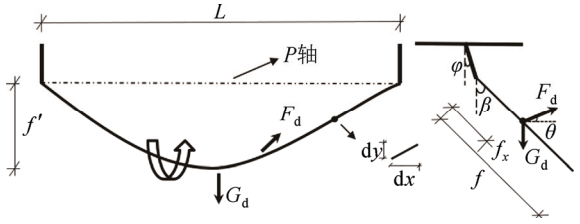


图 4 局部坐标系下输电导线受力状态

Fig.4 Force state of transmission conductor in local coordinate system

项仅考虑了实际风速在垂直于导线平面方向上的分量，故根据图 4 应考虑风荷载的实际方向，并将其分解至水平和竖直方向，则可由式(18)求得总力矩 F。

$$F=\sum_i w_{\mathrm{d}}\sqrt{(\mathrm{d}x)^2+(\mathrm{d}y)^2}\cdot f_{xi}\cos(\theta-\beta) \tag{18}$$

式中：w_{d} 为实时风压，N/m²。

将式(18)记为 $F_{\mathrm{L}}\cos(\theta-\beta)$，则在局部坐标系中，根据输电导线的受力状态和达朗贝尔原理，可得导线在脉动风作用下的运动状态如式(19)所示。

$$\begin{aligned}&A_{\mathrm{L}}\ddot{\beta}+G_{\mathrm{L}}\sin\beta=\\&\quad F_{\mathrm{L1}}\dot{\beta}^2-F_{\mathrm{L2}}\dot{\beta}+F_{\mathrm{L}}\cos(\theta-\beta)\end{aligned} \tag{19}$$

在脉动风的作用下，导线会围绕其平衡位置做往复运动。令 $\beta=\beta_0+\beta_1$，其中 β_0 为导线运动的平衡位置，为常数，可通过静力公式计算；β_1 为围绕该平衡位置做往复运动的角度。将 β 的表达式代入式(19)，则可得式(20)。

$$\begin{aligned}&A_{\mathrm{L}}\ddot{\beta}_1+\big(G_{\mathrm{L}}\cos\beta_0-F_{\mathrm{L}}\sin(\theta-\beta_0)\big)\sin\beta_1+\\&\quad\big(G_{\mathrm{L}}\sin\beta_0-F_{\mathrm{L}}\cos(\theta-\beta_0)\big)\cos\beta_1=\\&\quad F_{\mathrm{L1}}\dot{\beta}_1^2-F_{\mathrm{L2}}\dot{\beta}_1\end{aligned} \tag{20}$$

当 β_1 趋于 0 时，认为 $\sin\beta_1=\beta_1$，$\cos\beta_1=1$，考虑体系的结构阻尼，认为其与风偏角速度相关，由式(21)求得阻尼项系数 C_{L}，其中 ξ 为阻尼比。将式(21)代入式(20)，并将含 $\sin\beta_1$ 项的系数记为 GF_{Ls}，含 $\cos\beta_1$ 项的系数记为 GF_{Lc}，得式(22)。

$$C_{\mathrm{L}}=2\xi\sqrt{A_{\mathrm{L}}\big(G_{\mathrm{L}}\cos\beta_0-F_{\mathrm{L}}\sin(\theta-\beta_0)\big)} \tag{21}$$

$$\begin{aligned}&A_{\mathrm{L}}\ddot{\beta}_1-F_{\mathrm{L1}}\dot{\beta}_1^2+(C_{\mathrm{L}}+F_{\mathrm{L2}})\dot{\beta}_1+\\&\quad GF_{\mathrm{Ls}}\sin\beta_1+GF_{\mathrm{Lc}}\cos\beta_1=0\end{aligned} \tag{22}$$

由此可知，式(22)是关于 β_1 的 2 阶微分方程，利用标准 4 阶龙格库塔公式对其求解，可得局部坐标系中导线在脉动风作用下每个时刻的风偏角度、角速度、角加速度。

3　悬垂绝缘子串风偏动力方程的建立

在获取输电导线运动状态的基础上，根据式(14)可得到悬垂绝缘子串在脉动风作用下的风偏运动状态，但需对悬垂绝缘子串风偏动力模型的相关参数进行处理和简化，并对导线的运动状态做全局坐标系下的运动状态修正。

3.1　悬垂绝缘子串风偏状态参数

在对悬垂绝缘子串分析中，令 $\varphi=\varphi_0+\varphi_1$，其中 φ_0 为悬垂绝缘子串风偏运动的平衡位置，为常数，可通过静力公式计算；φ_1 是绝缘子串围绕平衡位置往复运动的角度。则绝缘子串和防振锤的总惯性力矩和重力力矩分别为如式(23)和式(24)所示。

$$J_{\mathrm{jf}}\ddot{\varphi}_1=\frac{1}{3}m_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}^2\ddot{\varphi}_1+m_{\mathrm{f}}l_{\mathrm{j}}^2\ddot{\varphi}_1 \tag{23}$$

$$G_{\mathrm{jfc}}\cos\varphi_1+G_{\mathrm{jfs}}\sin\varphi_1 \tag{24}$$

式中：$G_{\mathrm{jfc}}=(G_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}/2+G_{\mathrm{f}}l_{\mathrm{j}})\sin\varphi_0$；$G_{\mathrm{jfs}}=(G_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}/2+G_{\mathrm{f}}l_{\mathrm{j}})\cos\varphi_0$

考虑绝缘子串与来流的相对运动效应，即气动阻尼效应，则悬垂绝缘子串所受风荷载对 O 轴的力矩如式(25)所示。

$$F_{\mathrm{jf1}}\dot{\varphi}_1^2-F_{\mathrm{jf2}}\dot{\varphi}_1+F_{\mathrm{jfc}}\cos\varphi_1+F_{\mathrm{jfs}}\sin\varphi_1 \tag{25}$$

其中：

$$\begin{cases}F_{\mathrm{jf1}}\dot{\varphi}_1^2=\dfrac{\rho_{\mathrm{a}}C_{\mathrm{j}}S_{\mathrm{j}}}{2}\Big(\dfrac{l_{\mathrm{j}}}{2}\dot{\varphi}_1\Big)^2\cdot\dfrac{l_{\mathrm{j}}}{2}\\[2ex]F_{\mathrm{jf2}}\dot{\varphi}_1=\dfrac{\rho_{\mathrm{a}}C_{\mathrm{j}}S_{\mathrm{j}}}{2}(l_{\mathrm{j}}\dot{\varphi}_1\cdot v_{\mathrm{j}}\cos(\varphi-\theta))\cdot\dfrac{l_{\mathrm{j}}}{2}\\F_{\mathrm{jfc}}=F_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}\cos(\theta-\varphi_0)/2\\F_{\mathrm{jfs}}=F_{\mathrm{j}}l_{\mathrm{j}}\sin(\theta-\varphi_0)/2\end{cases} \tag{26}$$

3.2　输电导线的状态参数修正

因为式(22)是在局部坐标系下求解导线的运动状态，所以需对其进行全局坐标系下的运动状态修正，即考虑绝缘子串风偏角 φ 的动态变化对其运动状态参数的影响，其中导线状态修正所涉及的相关角度如图 5 所示。令 $\gamma=\varphi+\tau$，即 $\gamma=(\varphi_0+\tau)+\varphi_1$，并假定 τ 为定值，并将导线微元实际惯性力 $I_{\mathrm{d}i}$ 分解至与 r 所在直线相垂直的方向，则其夹角为 $\kappa=\beta-\gamma$，即 $\kappa=(\beta-\varphi_0-\tau)-\varphi_1$。

根据式(4)和图 5，导线在局部坐标系下对 O 轴的惯性力矩如式(27)所示，而导线因悬垂绝缘子串动态风偏的影响的惯性力矩如式(28)所示，即全局坐标系下导线惯性力矩修正项。

$$I_{\mathrm{lc}}\cos\varphi_1+I_{\mathrm{ls}}\sin\varphi_1 \tag{27}$$

$$J_1\ddot{\varphi}_1=\sum_i \mathrm{d}m_i\cdot r_i^2\ddot{\gamma}=\sum_i \mathrm{d}m_i\cdot r_i^2\ddot{\varphi}_1 \tag{28}$$

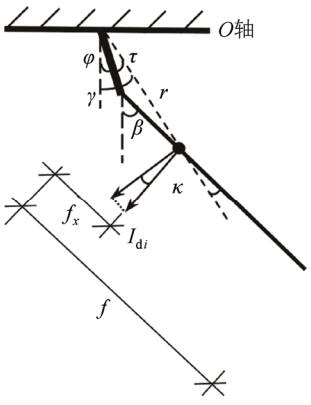


图 5　导线状态修正的相关角度

Fig.5　Relevant angle of conductor's status correction

其中：

$$\begin{cases} I_{\mathrm{lc}}=\sum_i(\mathrm{d}m_i\cdot r_i^2\ddot{\beta}\cos(\beta-\varphi_0-\tau_i)) \\ I_{\mathrm{ls}}=\sum_i(\mathrm{d}m_i\cdot r_i^2\ddot{\beta}\sin(\beta-\varphi_0-\tau_i)) \end{cases} \tag{29}$$

根据式(10)和图 5，输电导线的重力对 O 轴的力矩如式(30)所示。

$$G_{\mathrm{lc}}\cos\varphi_1+G_{\mathrm{ls}}\sin\varphi_1 \tag{30}$$

其中：

$$\begin{cases} G_{\mathrm{lc}}=\sum_i(g\mathrm{d}m_i\cdot r_i\sin(\varphi_0+\tau_i)) \\ G_{\mathrm{ls}}=\sum_i(g\mathrm{d}m_i\cdot r_i\cos(\varphi_0+\tau_i)) \end{cases} \tag{31}$$

当考虑风荷载的实际方向时，导线所受风荷载对 O 轴的力矩如式(32)所示。

$$F_{\mathrm{lc}}\cos\varphi_1+F_{\mathrm{ls}}\sin\varphi_1 \tag{32}$$

其中：

$$\begin{cases} F_{\mathrm{lc}}=\sum_i w_{\mathrm{d}}\mathrm{d}m_i\cdot r_i\cos(\theta-\varphi_0-\tau_i) \\ F_{\mathrm{ls}}=\sum_i w_{\mathrm{d}}\mathrm{d}m_i\cdot r_i\sin(\theta-\varphi_0-\tau_i) \end{cases} \tag{33}$$

当考虑气动阻尼效应的影响时，需对导线的状态参数进行全局坐标系下的修正，即考虑绝缘子串动态风偏对其的影响。根据式(17)，可得局部坐标系下气动阻尼的第 1 项和第 2 项，分别如式(34)、式(35)所示；当考虑悬垂绝缘子串动态风偏的影响，即在全局坐标系下对气动阻尼的修正，则对其第 1 项和第 2 项的修正项分别如式(36)、式(37)所示。

$$F_{\mathrm{l1}}=\sum_i(C_{\mathrm{d}}\rho_{\mathrm{a}}S_i(f_{xi}\dot{\beta}\cos\kappa)^2\cdot r_i)/2 \tag{34}$$

$$F_{\mathrm{l2}}=\sum_i(C_{\mathrm{d}}\rho_{\mathrm{a}}S_i(f_{xi}\dot{\beta}\cos\kappa\cdot v_{\mathrm{d}})\cdot r_i) \tag{35}$$

$$F_{\mathrm{l3}}\dot{\varphi}_1^2=\sum_i(C_{\mathrm{d}}\rho_{\mathrm{a}}S_i(r_i\dot{\varphi}_1)^2\cdot r_i)/2 \tag{36}$$

$$F_{\mathrm{l4}}\dot{\varphi}_1=\sum_i(C_{\mathrm{d}}\rho_{\mathrm{a}}S_i(r_i\dot{\varphi}_1\cdot v_{\mathrm{d}})\cdot r_i) \tag{37}$$

3.3 悬垂绝缘子串风偏动力方程的建立

根据上述分析，将式(23)—式(37)代入式(14)中，可得悬垂绝缘子串在脉动风作用下的风偏动力方程，如式(38)所示。

$$M_{\mathrm{J}}\ddot{\varphi}_1-F_{\mathrm{df1}}\dot{\varphi}_1^2+F_{\mathrm{df2}}\dot{\varphi}_1+K_1\sin\varphi_1+K_2\cos\varphi_1=F_{\mathrm{dfl}} \tag{38}$$

在式(38)中，由于需要考虑前跨导线和后跨导线的运动状态对悬垂绝缘子串的共同影响，所以式中相关参数如下，其中 1、2 分别表示前、后跨导线：

$$\begin{cases} M_{\mathrm{J}}=J_{\mathrm{jf}}+\sum_1^2 J_1 \\ F_{\mathrm{df1}}=F_{\mathrm{jf1}}+\sum_1^2 F_{\mathrm{l3}} \\ F_{\mathrm{df2}}=F_{\mathrm{jf2}}+\sum_1^2 F_{\mathrm{l4}} \end{cases} \tag{39}$$

$$\begin{cases} K_1=G_{\mathrm{jfs}}-F_{\mathrm{jfs}}+\sum_1^2 I_{\mathrm{ls}}+\sum_1^2 G_{\mathrm{ls}}-\sum_1^2 F_{\mathrm{ls}} \\ K_2=G_{\mathrm{jfc}}-F_{\mathrm{jfc}}+\sum_1^2 I_{\mathrm{lc}}+\sum_1^2 G_{\mathrm{lc}}-\sum_1^2 F_{\mathrm{lc}} \\ F_{\mathrm{dfl}}=\sum_1^2 F_{\mathrm{l1}}-\sum_1^2 F_{\mathrm{l2}} \end{cases} \tag{40}$$

考虑体系的结构阻尼，当 φ_1 趋于 0 时，认为 $\sin\varphi_1=\varphi_1$，$\cos\varphi_1=1$，并认为结构阻尼与绝缘子串风偏的角速度相关，令 $C_{\mathrm{J}}=2\xi\sqrt{M_{\mathrm{J}}K_1}$，则悬垂绝缘子串风偏的动力计算式如(41)所示。

$$\begin{aligned} &M_{\mathrm{J}}\ddot{\varphi}_1-F_{\mathrm{df1}}\dot{\varphi}_1^2+(F_{\mathrm{df2}}+C_{\mathrm{J}})\dot{\varphi}_1+ \\ &K_1\sin\varphi_1+K_2\cos\varphi_1=F_{\mathrm{dfl}} \end{aligned} \tag{41}$$

式(41)是关于 φ_1 的 2 阶微分方程，利用标准 4 阶龙格库塔公式对其求解，可得悬垂绝缘子串在脉动风作用下每个时刻的风偏角度、角速度和角加速度，即可对任意脉动风作用下悬垂绝缘子串的动态风偏时程进行求解。

根据上述内容，可知脉动风下悬垂绝缘子串动态风偏的分析和求解的流程，如图 6 所示。利用计算机编程技术，可以便捷地获取目标悬垂绝缘子串在随机动力风场下的动态风偏时程。

4 算例及风偏特性分析

4.1 输电线路及绝缘子串信息

选取某 110 kV 输电线路为研究对象，其中输电塔为 ZG3 型直线塔，呼高 36 m，根开 6.95 m，其前跨档距为 409 m，后跨档距为 329 m。该输线路采用 LGJ 300/40 型输电导线，相关参数如表 1 所示。悬垂绝缘子串采用 FXBW-110/100 型，其与金具相连的总长度为 1.8 m，总质量为 13.93 kg，防振锤采用 VSD-3525 型，其质量为 3.29 kg。此外，ZG3 型直线塔上、中、下相的悬垂绝缘子串分别位于 43.6 m、39.7 m 和 36 m 高度处。

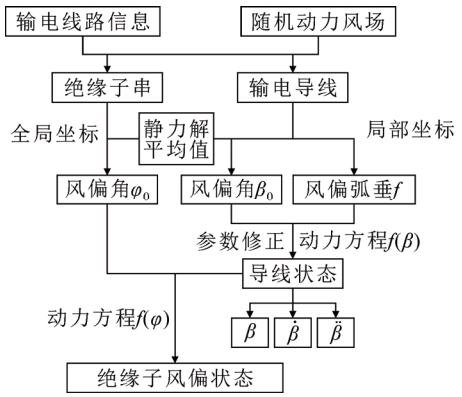


图 6 悬垂绝缘子串动态风偏分析流程图

Fig.6 Flow chart of analysis on dynamic wind-induced deflection of suspension insulator string

4.2　随机风场的模拟

为了反应脉动风速湍流度随高度的变化，本文采用修正 Davenport 谱模拟随机动力风场，修正公式如式(42)所示[14]。

$$S'(f)=C_{\mathrm{m}}\cdot S(f) \tag{42}$$

式中：$S'(f)$为考虑高度修正后的 Davenport 谱；$S(f)$为 Davenport 谱，其功率谱如式(43)所示；C_{m}为风谱修正系数[14]，可由式(44)求得。

$$S(f)=4k\overline{V}_{10}^{2}\frac{x^{2}}{n(1+x^{2})^{4/3}} \tag{43}$$

$$C_{\mathrm{m}}=\int_{0}^{\infty}S(f)\mathrm{d}f/(I_{\mathrm{z}}U_{\mathrm{z}})^{2} \tag{44}$$

式中：k为与地貌有关的常数；$\overline{V}_{10}$为 10 m 高度处的平均风速，m/s；$x=1\,200n/\overline{V}_{10}$；$n$为脉动风频率；$I_z$为规范中湍流剖面理论值，与高度相关；$U_z$为 z 高度处风速，m/s。

为考虑导线和绝缘子串不同位置之间脉动风速的空间相关性，空间相干函数采用 Davenport 经验算式，并利用线性滤波法生成脉动风速。其中，地面粗糙度选择 B 类地区，并以 10 m 高度处的风速作为基本风速，风场时长设为 10 min，通过绘制 10 m 高度处的脉动风速时程曲线，并通过与目标谱对比验证风速模拟的正确性，如图 7 所示。

根据目标输电线路的结构信息，输入输电塔、输电导线、地线和绝缘子串的空间坐标信息，获得相应位置处的风速时程，并根据上述悬垂绝缘子串风偏的动力方程，求解其在脉动风下的动态风偏。

4.3　悬垂绝缘子串风偏计算结果

对目标输电线路施加平均风速为20 m/s的动力风场，风攻角为 90°，风与水平面夹角 θ 为 0°，空气密度取 1.29 kg/m^3。利用风偏动力方程对 ZG3 型直线塔的绝缘子串的动态风偏进行求解，其中结构阻尼比 ξ 取 0.01[27]，由于该线路采用单导线，根据 GB 50545《110 kV~750 kV 架空输电线路设计规范》、ASCE 74-2009 与 IEC 60826 中关于架空线路设计的规定，此处导线和悬垂绝缘子串的阻力系数取 1.0，但对于其他形式的多分裂导线及有直接测量结果或试验结果的可按照相应结果取值[28-30]。据此，分别求得该直线塔上、中、下相悬垂绝缘子串在平均风速为 20 m/s 的随机动力风场下的风偏角时程，其中上相绝缘子串在 300 s 内的动态风偏时程曲线如图 8 所示。

由图 8 可知，悬垂绝缘子串在脉动风场的作用

表 1　LGJ 300/40 型输电导线相关参数

Table 1　Relevant parameters of LGJ 300/40 transmission conductor

导线属性	参数取值
单根导线密度/(kg·m^{-1})	1.133
导线外径/mm	23.94
单根面积/mm^2	338.99
弹性模量/MPa	73 000

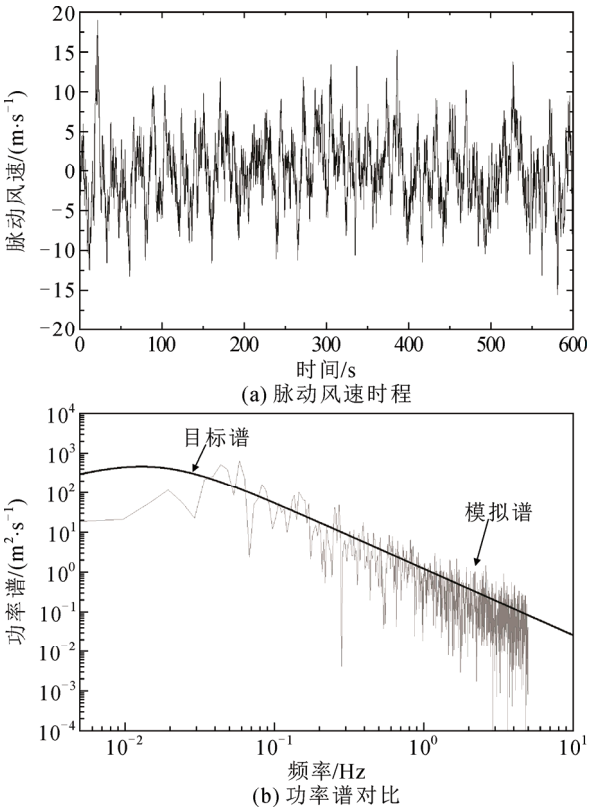


图 7　脉动风场模拟

Fig.7　Simulation of fluctuating wind field

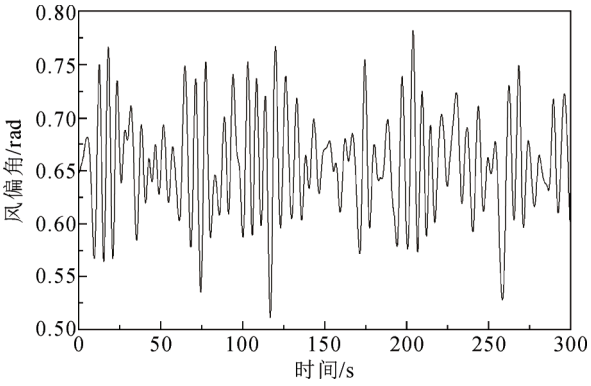


图 8　ZG3 输电塔上相悬垂绝缘子串风偏角时程

Fig.8　Time history of wind-induced deflection angle of ZG3 transmission tower's upper suspension insulator string

下，其风偏角度围绕均值做上下浮动。而在研究输电线路风偏闪络的问题上，不能以绝缘子串的平均风偏角度作为判断标准，而应关注其最大值，即最容易发生闪络的风偏状态。此外，通过对绝缘子串动态风偏时程的求解，还可以获取其风偏角的速度和加速度时程，为风偏跳闸的防治提供参考。

此外，建立该输电线路的有限元模型，如图 9 所示，对其施加风速为 20 m/s 的风荷载，得到目标绝缘子串的风偏角度，将有限元结果与静力方程求解结果、动力方程求解结果进行对比，如表 2 所示。

由表 2 可知，通过绝缘子串风偏静力方程和动力方程所求的风偏角度与有限元计算结果的误差均小于 5%。此外，动力方程所求结果较静力方程更为可靠，其与有限元结果的误差小于 3%。由此可见，动力方程对悬垂绝缘子串风偏角度的求解具有一定的准确性，并能弥补静力方程的不足。

4.4 悬垂绝缘子串的动态风偏特性分析

4.4.1 不同风速下绝缘子串风偏结果对比

对目标输电线路中的 ZG3 输电塔，利用绝缘子串风偏的动力方程计算其上相悬垂绝缘子串在平均风速分别为 10 m/s、15 m/s、20 m/s、25 m/s、30 m/s 的随机动力风场下的动态风偏，获得风偏角时程曲线如图 10 所示，其中风场时长为 10 min。

由图 10 可以发现，随着平均风速的增大，悬垂绝缘子串的风偏角振幅呈现减小的趋势，这是由于随着平均风速的增大，导线和悬垂绝缘子串与来流的相对运动效应增大，即体系的气动阻尼效应增大，从而使得悬垂绝缘子串风偏的浮动幅度减小。同时由此可知，输电线路在受风荷载时，输电导线和悬垂绝缘子串的气动阻尼相对于其结构阻尼占有主导地位。

4.4.2 悬垂绝缘子串动态风偏角度的概率分析

利用悬垂绝缘子串风偏动力方程，计算 ZG3 输电塔上相绝缘子串分别在 4 组随机动力风场下的风偏角度，其中随机动力风场的平均风速均为 20 m/s，风场时长均为 10 min。对计算结果进行统计分析和概率密度化处理，另对计算结果 1 进行正态分布拟合，如图 11 所示。

由图 11 可知，对于 ZG3 输电塔的上相绝缘子串，其在平均风速为 20 m/s 的随机动力风场下，其动态风偏角主要在 0.525~0.775 rad 区间内，且出现在 0.625~0.675 rad 区间内的概率最大。

此外，根据图 11 中计算结果曲线和正态分布

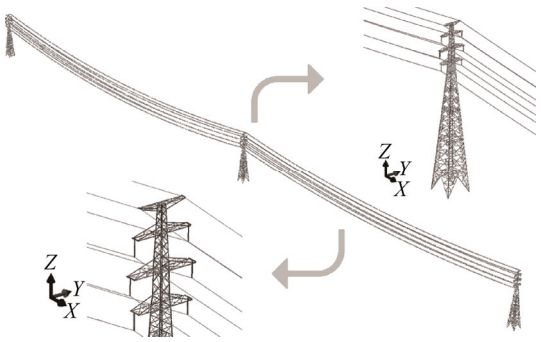


图 9 目标输电线路有限元模型

Fig.9 Finite element model of target transmission line

表 2 悬垂绝缘子串风偏计算结果对比

Table 2 Comparison of results of wind-induced deflection of suspension insulator string

绝缘子位置	风偏角度/(°)		误差/%	风偏角度动力平均值/(°)	误差/%
	有限元结果	静力平均值			
上相	38.02	37.24	2.05	37.73	0.76
中相	36.92	35.94	2.65	36.32	1.63
下相	35.74	34.50	3.47	34.73	2.83

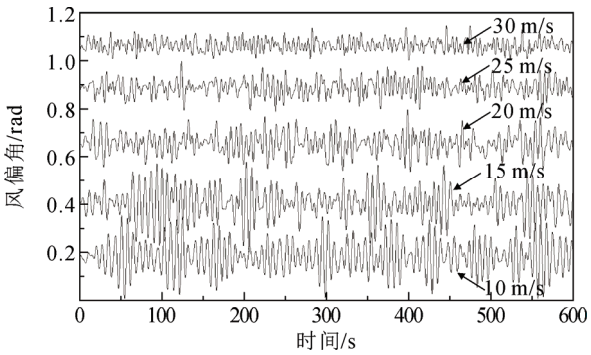


图 10 不同风速下悬垂绝缘子串的风偏角时程

Fig.10 Time history of wind-induced deflection angle of suspension insulator string under different wind speeds

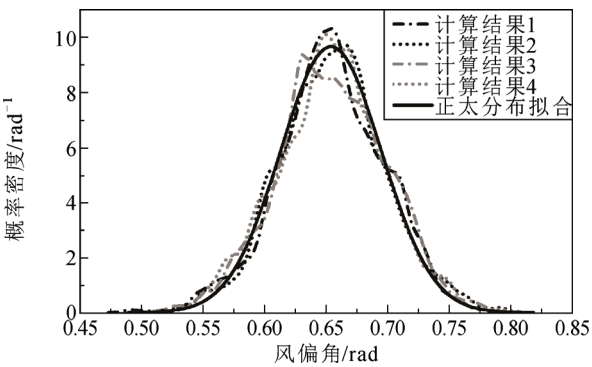


图 11 上相悬垂绝缘子串风偏角概率密度曲线

Fig.11 Probability density curve of wind-induced deflection angle of suspension insulator string

拟合曲线对比，发现在随机动力风场下绝缘子串动态风偏角度的分布特征近似符合正态分布规律，且不同随机动力风场下的计算结果比较贴近。这一方面证明本文模型的计算结果具有很好的一致性，另一方面说明可根据该分布规律快速得到悬垂绝缘子串在相应风工况下风偏角度的分布特征。因此在实际工程中，对于悬垂绝缘子串的动态风偏角度常采用概率统计的方法，利用其平均值和均方差来描述动态风偏角的统计特征，其表达式为：

$$\varphi_{\mu}=\varphi_0+\mu\sigma \tag{45}$$

式中：φ_{μ} 为具有一定保证概率的风偏角代表值；σ 为动态风偏角的均方差；μ 为保证系数，根据结构重要性而取值。针对大跨度结构抗风，μ 的建议取值为 2.0~2.5，对应保证概率为 97.73%~99.38%[31]。

为了考虑最危险的风偏情况，并为实际工程设计提供参考角度，本文中 μ 分别取 2.2 和 2.5[15-16]。分别计算 ZG3 输电塔上相悬垂绝缘子串在不同平均风速动力风场下的风偏状态，且对每种平均风速分别进行 3 个随机风场的模拟，得到各自的风偏角统计数据，并计算风偏角代表值与相应最大值的偏差，如表 3 所示。

由表 3 可知，在脉动风场作用下，目标绝缘子串风偏角的均方差在 1°~4°之间。当 μ 取 2.2 时，风偏角代表值与最大值的偏差在 10%以内；当 μ 取 2.5 时，风偏角代表值与最大值的偏差在 5%以内，更接近最危险的风偏状态。在实际工程运用中，可根据该概率统计方法为输电线路的风偏防治提供经验取值。

4.4.3　脉动风对绝缘子串风偏的动力放大效应

由于悬垂绝缘子串在脉动风的作用下，其风偏角度会围绕其均值做上下浮动，而对于风偏闪络问题需考虑最危险的情况，故对该动力放大效应进行分析。令 $\lambda_{\mu}=\varphi_{\mu}/\varphi_{d0}$，其中 λ_{μ} 为动力放大系数，φ_{d0} 为动力公式所得结果的平均值。根据表 3 中动态风偏的结果，分别计算每个随机风场下，脉动风对于悬垂绝缘子串风偏角度的动力放大系数，见表 3。

由表 3 可知，在 10 m/s 风速下，脉动风对目标悬垂绝缘子串风偏角的动力放大系数达 1.75 以上；而在 15~30 m/s 的较高风速下，其动力放大系数主要在 1.05~1.45 之间，因此在研究输电线路的风偏闪络问题上该动力放大效应不可忽视。

表 3　悬垂绝缘子串动态风偏角统计分析

Table 3　Statistics and analysis of dynamic wind-induced deflection angle of suspension insulator string

序号	平均风速 /(m·s^{-1})	静力结果平均值 φ_0/(°)	动力结果平均值 φ_{d0}/(°)	误差/%	动力结果最大值 φ_{max}/(°)	λ_{max}	均方差/(°)	$\varphi_{2.2}$/(°)	偏差/%	$\lambda_{2.2}$	$\varphi_{2.5}$/(°)	偏差/%	$\lambda_{2.5}$
1		10.71	10.42	−2.78	18.67	1.79	3.19	17.44	6.60	1.67	18.40	1.47	1.77
2	10	10.73	10.41	−3.07	20.16	1.94	3.72	18.59	7.77	1.79	19.71	2.23	1.89
3		10.73	10.46	−2.58	19.89	1.90	3.57	18.31	7.92	1.75	19.39	2.54	1.85
4		23.05	22.88	−0.74	31.92	1.40	3.02	29.52	7.51	1.29	30.43	4.67	1.33
5	15	23.05	22.89	−0.70	32.40	1.42	3.43	30.44	6.06	1.33	31.47	2.89	1.37
6		23.09	23.06	−0.13	33.01	1.43	3.45	30.65	7.15	1.33	31.69	4.01	1.37
7		37.10	37.56	1.22	45.68	1.22	2.46	42.97	5.93	1.14	43.71	4.31	1.16
8	20	37.25	37.69	1.17	44.71	1.19	2.45	43.08	3.65	1.14	43.82	2.00	1.16
9		37.12	37.57	1.20	44.96	1.20	2.52	43.11	4.11	1.15	43.87	2.42	1.17
10		49.58	50.59	2.00	56.01	1.11	1.68	54.29	3.08	1.07	54.79	2.18	1.08
11	25	49.79	50.83	2.05	57.16	1.12	1.87	54.94	3.88	1.08	55.51	2.90	1.09
12		49.77	50.77	1.97	56.67	1.12	1.74	54.60	3.66	1.08	55.12	2.74	1.09
13		59.49	60.93	2.36	65.67	1.08	1.38	63.97	2.59	1.05	64.38	1.96	1.06
14	30	59.62	61.05	2.34	65.05	1.07	1.32	63.95	1.68	1.05	64.35	1.08	1.05
15		59.52	60.94	2.33	64.47	1.06	1.25	63.69	1.21	1.05	64.07	0.63	1.05

此外，相较于多种风速的随机风场对绝缘子串风偏的动力放大效应，在平均风速相同的随机风场下，脉动风对其的动力放大效应的程度会维持在一个范围相对较小而稳定的区域，其中在 20 m/s 风速下，脉动风对目标绝缘子串风偏角的放大系数在 1.19~1.22 之间。而随着平均风速的提高，脉动风对绝缘子串风偏角度的动力放大效应逐渐降低，一方面是由于气动阻尼效应随平均风速的增大而增大，使得动态风偏角度的浮动范围减小；另一方面是由于悬垂绝缘子串风偏平衡位置的角度是随着风速的增大而增大的，从而使得脉动风引起的浮动风偏角度对其平衡位置的角度的占比降低。

5 结论

1）利用文中提出的悬垂绝缘子串的风偏动力方程，结合计算机编程技术，能够便捷有效地求解得到悬垂绝缘子串在随机动力风场下的动态风偏时程，包括风偏角度、风偏角速度和风偏角加速度，可为输电线路的风偏闪络及防治提供理论参考。

2）悬垂绝缘子串的动态风偏角度围绕其平均值上下浮动，且分布特征近似符合正态分布规律；同时，由于体系中占主导地位的气动阻尼会随平均风速的增大而增大，动态风偏角的浮动范围会随风速的增大而减小。

3）脉动风对悬垂绝缘子串的风偏具有不可忽视的动力放大效应。对于本文中的目标悬垂绝缘子串，该动力放大系数主要在 1.05~1.45 之间。同时，该动力放大效应会随风速的增大而降低，其原因是气动阻尼效应和悬垂绝缘子串风偏平衡位置的角度会随风速的增大而增大。

参考文献 References

[1] 张 行，王逸飞，何 迪，等. 电网防灾减灾现状分析及建议[J]. 电网技术，2016，40(9)：2838-2844.
ZHANG Hang, WANG Yifei, HE Di, et al. Overview of situation, problems and suggestions of disaster prevention and mitigation in power systems[J]. Power System Technology, 2016, 40(9): 2838-2844.

[2] XIE Q, CAI Y Z, XUE S T. Wind-induced vibration of UHV transmission tower line system: wind tunnel test on aero-elastic model[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 171: 219-229.

[3] XIE Q, ZHU R Y. Earth, wind, and ice[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2011, 9(2): 28-36.

[4] 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.

[5] 李大雨，张贵新，王天宇. 交流电压下绝缘子表面电荷对闪络电压影响的主导因素[J]. 高电压技术，2021，47(12)：4199-4206.
LI Dayu, ZHANG Guixin, WANG Tianyu. Dominant factors affecting flashover by the presence of surface charge under AC voltage[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(12): 4199-4206.

[6] 李 进，王禹淮，张黎明，等. 抛光方式对交流电压下盆式绝缘子表面电荷分布和沿面闪络特性的影响[J]. 高电压技术，2022，48(10)：4093-4101.
LI Jin, WANG Yuhuai, ZHANG Liming, et al. Influence of polishing treatments on surface charge distribution and flashover characteristics of basin spacer under AC voltage[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(10): 4093-4101.

[7] 卢 明. 输电线路运行典型故障分析[M]. 北京：中国电力出版社，2014.
LU Ming. Typical fault analysis of transmission line operation[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2014.

[8] 胡 毅，刘 凯，吴 田，等. 输电线路运行安全影响因素分析及防治措施[J]. 高电压技术，2014，40(11)：3491-3499.
HU Yi, LIU Kai, WU Tian, et al. Analysis of influential factors on operation safety of transmission line and countermeasures[J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(11): 3491-3499.

[9] 杨肖辉，张 东，李晓光，等. 750 kV 输电线路风偏跳闸原因分析及改造措施研究[J]. 电气工程学报，2017，12(1)：40-46.
YANG Xiaohui, ZHANG Dong, LI Xiaoguang, et al. Analysis and reform measures of 750 kV transmission line wind biased tripped[J]. Journal of Electrical Engineering, 2017, 12(1): 40-46.

[10] 郑佳艳，严 波，刘小会，等. 悬垂绝缘子串动态风偏响应的数值模拟[J]. 重庆大学学报(自然科学版)，2006，29(12)：100-103，115.
ZHENG Jiayan, YAN Bo, LIU Xiaohui, et al. Numerical simulation of dynamic response of suspension insulator string[J]. Journal of Chongqing University (Natural Science Edition), 2006, 29(12): 100-103, 115.

[11] YAN B, LIN X S, LUO W, et al. Numerical study on dynamic swing of suspension insulator string in overhead transmission line under wind load[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(1): 248-259.

[12] ZHOU R X, GAO W S, ZHAO D B. Improved calculation model for swing angle of suspension insulator string[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2017, 11(14): 3644-3653.

[13] 楼文娟，罗 罡，杨晓辉，等. 输电线路动态风偏响应特性及频域计算方法[J]. 高电压技术，2017，43(5)：1493-1499.
LOU Wenjuan, LUO Gang, YANG Xiaohui, et al. Response characteristics and frequency-domain calculation method of dynamic wind-induced deflection of transmission lines[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(5): 1493-1499.

[14] 楼文娟，杨 悦，卢 明，等. 连续多跨输电线路动态风偏特征及计算模型[J]. 电力建设，2015，36(2)：1-8.
LOU Wenjuan, YANG Yue, LU Ming, et al. Conductor swinging dynamic characteristic and calculation model of continuous multi-span transmission line[J]. Electric Power Construction, 2015, 36(2): 1-8.

[15] 李 黎，肖林海，罗先国，等. 特高压绝缘子串的风偏计算方法[J]. 高电压技术，2013，39(12)：2924-2932.
LI Li, XIAO Linhai, LUO Xianguo, et al. Windage yaw calculation method of UHV insulator strings[J]. High Voltage Engineering, 2013, 39(12): 2924-2932.

[16] 张志劲，姬雅晴，许 军，等. 沿海台风环境复合绝缘子风偏特性及修正[J]. 电网技术，2023，47(7)：2977-2984.
ZHANG Zhijin, JI Yaqing, XU Jun, et al. Wind deflection characteristics and correction of composite insulator in coastal typhoon environment[J]. Power System Technology, 2023, 47(7): 2977-2984.

[17] 胡 鑫，王璋奇，田 瑞. 架空线路绝缘子串动态风偏响应的敏感

度特性[J]. 振动工程学报，2022，35(1)：131-139.
HU Xin, WANG Zhangqi, TIAN Rui. Sensitivity characteristics of dynamic wind-induced deflection response of insulator string on overhead lines[J]. Journal of Vibration Engineering, 2022, 35(1): 131-139.

[18] 胡　鑫，王璋奇，田　瑞. 架空线路风偏计算的多刚体动力学模型及其分析[J]. 振动工程学报，2023，36(3)：737-747.
HU Xin, WANG Zhangqi, TIAN Rui. Multi-rigid-body dynamic model and analysis for wind-induced deflection calculation of overhead lines[J]. Journal of Vibration Engineering, 2023, 36(3): 737-747.

[19] 胡　鑫，王璋奇，田　瑞. 坡型风攻角下绝缘子串动态风偏响应特性[J]. 高电压技术，2022，48(1)：289-297.
HU Xin, WANG Zhangqi, TIAN Rui. Dynamic wind-induced deflection response characteristics of insulator string under slope wind attack angle[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 289-297.

[20] 汪大海，王　涛，汪　伟，等. 输电线-绝缘子体系三维抖振响应的时/频域理论方法研究[J]. 振动工程学报，2022，35(5)：1109-1117.
WANG Dahai, WANG Tao, WANG Wei, et al. Frequency and time domain analytical methods for wind-induced buffeting response of overhead conductor[J]. Journal of Vibration Engineering, 2022, 35(5): 1109- 1117.

[21] 郑佳艳. 动态风作用下悬垂绝缘子串风偏计算研究[D]. 重庆：重庆大学，2006：11-15.
ZHENG Jiayan. Study on computation methods of windage of suspension insulator strings under dynamic wind loads[D]. Chongqing, China: Chongqing University, 2006: 11-15.

[22] 闵　绚，文志科，吴向东，等. 特高压长串绝缘子对风偏计算的影响研究[J]. 中国电力，2014，47(1)：28-34.
MIN Xuan, WEN Zhike, WU Xiangdong, et al. Research on the windage yaw calculation of UHV long insulator string[J]. Electric Power, 2014, 47(1): 28-34.

[23] 中国南方电网超高压输电公司组. 输电线路状态监测与配置[M]. 北京：中国电力出版社，2019.
China Southern Power Grid Ultra High Voltage Transmission Company Group. Status monitoring and configuration of transmission lines[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2019.

[24] 罗先国. 特高压绝缘子串风偏研究[D]. 武汉：华中科技大学，2012：32-35.
LUO Xianguo. Study on windage of insulator strings in UHV[D]. Wuhan, China: Huazhong University of Science and Technology, 2012: 32-35.

[25] LOREDO S A. The behaviour of transmission lines under high winds[D]. Ontario, Canada: The University of Western Ontario, 1996.

[26] 楼文娟，杨　悦，吕中宾，等. 考虑气动阻尼效应的输电线路风偏动态分析方法[J]. 振动与冲击，2015，34(6)：24-29.
LOU Wenjuan, YANG Yue, LYU Zhongbin, et al. Windage yaw dynamic analysis methods for transmission lines considering aerodynamic damping effect[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(6): 24-29.

[27] 王述良，梁枢果，邹良浩，等. 输电导线气动阻尼效应的风洞试验研究[J]. 振动与冲击，2016，35(20)：30-36，53.
WANG Shuliang, LIANG Shuguo, ZOU Lianghao, et al. Aerodynamic damping effects of a transmission conductor by wind tunnel tests[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(20): 30-36, 53.

[28] 谢　强，孙启刚，管　政. 多分裂导线整体阻力系数风洞试验研究[J]. 电网技术，2013，37(4)：1106-1112.
XIE Qiang, SUN Qigang, GUAN Zheng. Wind tunnel test on global drag coefficients of multi-bundled conductors[J]. Power System Technology, 2013, 37(4): 1106-1112.

[29] 谢　强，管　政. 八分裂导线阻力系数屏蔽效应风洞试验[J]. 中国电机工程学报，2013，33(19)：149-156.
XIE Qiang, GUAN Zheng. Wind tunnel test on shielding effects on drag coefficient of 8-bundled conductors[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(19): 149-156.

[30] 沈国辉，包玉南，钱　程，等. 角度风作用下多分裂导线的干扰效应和阻力系数[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2020，47(11)：9-16.
SHEN Guohui, BAO Yunan, QIAN Cheng, et al. Interference effect and drag coefficients of multi-bundled conductors under skewed azimuths[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2020, 47(11): 9-16.

[31] 张相庭. 结构风压和风振计算[M]. 上海：同济大学出版社，1985.
ZHANG Xiangting. Structural wind pressure and wind vibration calculation[M]. Shanghai, China: Tongji University Press, 1985.



闫　聪
1995—，男，博士生
主要从事输电线路抗风研究
E-mail: 1910329@tongji.edu.cn

YAN Cong
Ph.D. candidate



谢　强(通信作者)
1971—，男，博士，教授，博导，IEEE 693 标准委员会委员，IEEE1527 标准委员会委员，ASCE 学会 TCLEE(生命线工程抗震联合会)委员
主要从事电网基础设施防灾减灾研究
E-mail: qxie@tongji.edu.cn

XIE Qiang
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2023-09-10　修回日期　2024-01-20　　编辑　何秋萍