

# 架空线路绝缘子串动态风偏响应的敏感度特性

胡 鑫, 王璋奇, 田 瑞

(华北电力大学河北省电力机械装备健康维护与失效预防重点实验室, 河北 保定 071003)

**摘要:** 绝缘子串动态风偏响应敏感度可以展现风偏摆动幅值随设计参数的变化规律, 有利于设计人员的理解和使用。为探究绝缘子串动态风偏响应敏感度特性, 通过导线摆动固有频率不变原则提出能充分表征架空线路风偏运动的导线等效模型, 建立了绝缘子串和架空导线耦合风偏运动的两自由度动力学模型; 以幅频特性曲线与脉动风速谱各自峰值为切入点, 运用风偏响应均方值分析了绝缘子串风偏幅值对线路结构和风速的敏感度, 提出了动态风偏响应敏感风速的表达式。研究发现: 绝缘子串风偏响应均方值与线路垂平比呈正比例关系, 平均风速为敏感风速时绝缘子串风偏摆动最为剧烈, 架空线路设计时应合理地选择线路结构使绝缘子串风偏敏感风速避开当地的卓越风速, 从而降低线路发生风偏闪络的可能性。

**关键词:** 风偏计算模型; 架空线路; 幅频特性; 输出谱; 敏感度

**中图分类号:** TU312<sup>+</sup>.1; TM751 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2022)01-0131-09

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2022.01.014

## 引 言

随着电网建设扩大, 架空线路通过复杂地形与恶劣天气地区日益增多, 大风气象对电网系统正常运行的影响也愈加显著<sup>[1]</sup>。架空线路在大风载荷作用下发生动态风偏响应, 悬垂绝缘子串偏离垂直位置并产生摆动, 在此过程中, 当风偏角超过线路设计的允许风偏角时, 会引发风偏闪络事故, 严重危害着输电线路的正常运行。为此, 研究架空线路绝缘子串的风偏计算方法与响应特性, 从而合理地设计架空线路, 是架空线路风偏防治工作的首要内容。

目前, 绝缘子串风偏计算方法研究已趋于成熟, 国内外学者分别通过静力学<sup>[2-4]</sup>与动力学<sup>[5-7]</sup>分析方法, 从大风风场模拟<sup>[8-9]</sup>与架空线路模型<sup>[10-11]</sup>入手, 建立了有效的绝缘子串风偏角计算方法, 为架空线路防风偏设计提供了理论支持。

然而, 相对于风偏角计算方法的研究, 绝缘子串风偏响应特性研究还有待深入。文献[12]运用传统静力学分析方法研究了绝缘子串在平均风速作用下的风偏响应特性, 通过数学表达式直观地展现了风偏角均值与平均风速、导线质量的比例关系。闵绚等<sup>[13]</sup>通过建立架空线路有限元数值模型, 将不同的来流风速与线路结构参数逐一代入并进行计算, 研究了绝缘子串风偏角统计值的参变响应特性。上述

研究在一定程度上反映了绝缘子串风偏角与来流风速、架空线路结构等设计参数的变化关系, 有利于工程人员在架空线路防风偏设计时理解和使用, 但其研究对象多为风偏角均值与统计值, 没有考虑或展现设计参数对绝缘子串风偏摆动幅值的影响, 因此具有一定的局限性。

绝缘子串风偏角由风偏均值与摆动幅值共同确定, 动态风偏响应的敏感度特性可以展现摆动幅值与设计参数的变化关系, 影响风偏角幅值的变化规律。绝缘子串动态风偏响应敏感度越高, 风偏摆动就愈剧烈, 风偏角幅值就愈大。在架空线路设计中, 若忽略动态风偏响应敏感度特性对绝缘子串摆动幅值的影响, 则有可能低估最大风偏角的幅值, 从而增加风偏闪络事故发生的风险。为此, Haddadin 等<sup>[14]</sup>建立多跨架空线路塔线体系有限元模型, 通过频谱分析了架空线路系统在来流风速作用下的敏感度特性。然而, 该研究没有讨论风速敏感性与架空线路系统参数之间的联系, 无法确定架空线路结构参数改变后风速敏感程度是否保持不变。

为研究绝缘子串动态风偏响应敏感度特性, 揭示来流风速、架空线路结构等设计参数与绝缘子串风偏摆动之间的变化关系, 本文以远离耐张塔的悬垂绝缘子串为研究对象, 通过导线围绕风偏均值摆动的固有频率不变原则, 确定导线等效模型, 以此考虑导线摆动对绝缘子串风偏运动的影响, 从而建立

绝缘子串和架空导线耦合风偏运动的两自由度动力学模型,通过幅频特性曲线与脉动风速谱的变化规律,以其各自峰值为切入点,并以垂直档距与水平档距比值(即垂平比)的变化表示架空线路结构变化,研究了风偏摆动对架空线路结构变化和来流风速变化的敏感度。该研究深化了对架空线路动态风偏响应特性的理解,也为架空线路动态风偏的设计、运行维护以及有效防治提供了一条新途径。

## 1 绝缘子串和导线耦合风偏运动模型

### 1.1 绝缘子串和导线耦合风偏动力学模型描述

根据工程经验与研究可知,远离耐张塔的悬垂绝缘子串发生风偏响应时风偏幅值接近最大,这也是架空线路防风偏设计中的主要关注情况。因此,选取架空线路中一串远离耐张塔的悬垂绝缘子串为研究对象,以绝缘子串上端悬挂点为坐标原点建立坐标系, $z$ 为竖直方向,且向下为正; $x$ 为顺导线水平方向,方向指向大号塔侧为正; $y$ 为垂直导线水平方向,顺来流风方向为正。

结合现今工程上常用的复合悬垂绝缘子串芯棒特性,可以将绝缘子串看做一个质量均匀分布的刚性直杆,且在实际风偏运动中,悬垂绝缘子串顺导线方向( $x$ 方向)的位移相较其他方向位移是小量,可以忽略不计,即可以认为悬垂绝缘子串的风偏运动只发生在 $yz$ 平面内。

在来流风的作用下,架空线路在风偏均值附近发生摆动,风偏均值位置由重力分量与平均风载荷分量共同确定。为建立架空线路风偏摆动模型,提出能充分表征架空导线运动特性的刚体力学模型,进而对架空线路进行模型简化。

在实际工程中,导线运行张力使架空导线成为张紧索,一档导线的风偏运动以导线所在平面的整体摆动为主,即在风偏摆动过程中,可以近似地认为一档导线各部分始终处于同一平面内。考虑到一般情况下架空线路中导线高差角很小,绝缘子串质量相较一档导线质量为微小量,则可以认为一档导线以通过绝缘子串上端挂点的水平轴为定轴进行绕轴摆动。此时导线类似于一个物理摆,其在风偏角均值 $\bar{\theta}$ 处绕轴摆动的微分方程为:

$$J\ddot{\theta}^* = \frac{mgL_i}{\cos\bar{\theta}}(l_{zi} + l)\theta^* \quad (1)$$

式中  $m$ 为架空导线单位长度质量, $L_i$ 为第 $i$ 档导线档距, $g$ 为重力加速度, $l$ 为绝缘子串长度, $l_{zi}$ 为第 $i$ 档导线质心与导线挂点间的垂向距离, $J$ 为导线对定轴的转动惯量, $\theta^*$ 为导线在风偏均值处摆动的脉动

风偏角。

已知第 $i$ 档架空导线的斜抛物线方程为:

$$z = \frac{mgx(L_i - x)}{2\sigma_0} \quad (2)$$

架空导线绕导线悬挂点所在轴线的转动惯量为(略去含有 $mg/\sigma_0$ 的3,4次幂的微量项):

$$J_1 = \int_0^{L_i} mz^2\sqrt{1+z'^2} dx = \frac{m^3g^2L_i^5}{120\sigma_0^2} \quad (3)$$

通过平行轴定理可知导线对定轴的转动惯量为:

$$J = J_1 - mL_i l_{zi}^2 + mL_i(l_{zi} + l)^2 \quad (4)$$

进而得到一档架空导线在风偏均值附近摆动的固有频率为:

$$p = \sqrt{\frac{g(l_{zi} + l)}{\left(\frac{m^2g^2L_i^4}{120\sigma_0^2} + 2ll_{zi} + l^2\right)\cos\bar{\theta}}} \quad (5)$$

式中  $\sigma_0$ 为导线运行张力。

在架空导线风偏摆动固有频率相等的基础上进行动力学等效,考虑到架空导线在风偏运动中的轴向伸长量远远小于档距,可以将一档导线的整体风偏摆动用导线等效刚性直杆的运动表示。导线等效刚杆质量均匀分布,与绝缘子串下端通过无质量的虚拟杆铰接相连,在大风作用下能充分表征架空导线风偏摆动的运动形态,是导线风偏摆动的合理简化与抽象,模型如图1所示。

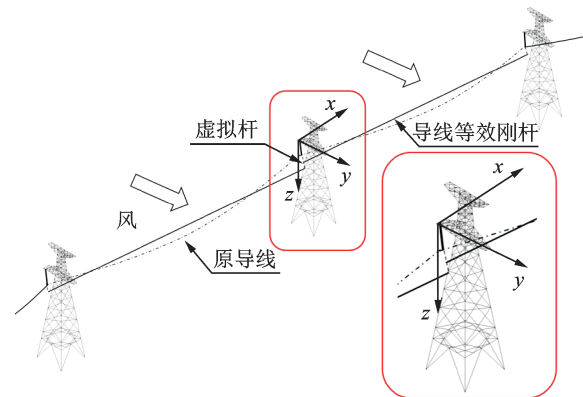


图1 架空线路风偏摆动模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of wind-induced deflection model of overhead lines

此时可根据式(5)算得第 $i$ 档导线等效刚杆与绝缘子串下端的距离 $l_{di}$ 为:

$$l_{di} = \frac{[m^2g^2L_i^4/(120\sigma_0^2)] + 2ll_{zi} + l^2}{l + l_{zi}} - l \quad (6)$$

为考虑两侧导线等效刚杆的风偏运动对目标绝缘子串的影响,可以将目标绝缘子串两侧的导线等效刚杆风偏摆动进一步简化成绝缘子串下方两侧导线等效作用位置处的风偏摆动(如图2所示)。选取

距离绝缘子串下端为  $(l_{d1} + l_{d2})/2$  的位置为两侧导线等效作用位置, 对该位置施加导线水平档距  $L_H$  所受的风载荷与垂直档距  $L_V$  的质量, 从而考虑导线摆动对绝缘子串风偏的影响, 可以满足工程设计所需要的精度。

架空线路中绝缘子串与等效导线的空间位置可由风偏角  $\theta_1$  与  $\theta_2$  表示。水平档距  $L_H$  与垂直档距  $L_V$  的表达式分别为:

$$L_H = (L_{i-1} + L_i) / 2 \quad (7)$$

$$L_V = L_H + \sigma_0 (\sin \beta_{i-1} - \sin \beta_i) / (mg) \quad (8)$$

式中  $\beta_i$  为第  $i$  档导线的高差角。

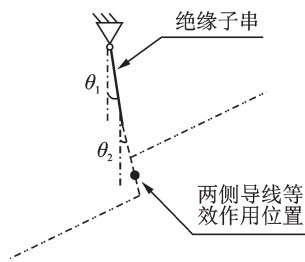


图2 两侧导线等效作用位置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of equivalent action position of two side conductors

## 1.2 架空线路与来流风的相对运动

架空线路与来流风的耦合作用会产生气动阻尼, 气动阻尼对架空线路风偏运动的影响远高于架空线路自身的结构阻尼, 通过来流风与架空线路的相对运动(如图3所示), 可以考虑气动阻尼对架空线路风偏运动的影响<sup>[15]</sup>。

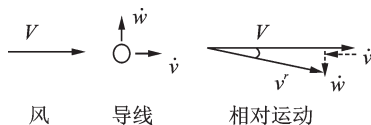


图3 来流风与导线的相对运动

Fig. 3 Relative motion of incoming wind and conductor

根据规范计算公式<sup>[16]</sup>, 通过风压不均匀系数考虑风场空间分布对导线的影响, 结合架空线路与来流风的相对运动, 绝缘子串质心处的集中风载荷与导线单位长度的风载荷分别为:

$$F_I = n_I A_I (v_I')^2 / 1.6 \quad (9)$$

$$F_d = 0.625 \alpha \mu_{sc} d \cdot (v')^2 \times 10^{-3} \quad (10)$$

式中  $v_I'$  与  $v'$  分别表示来流风与绝缘子串质心、导线的相对风速, 单位为 m/s;  $A_I$  为单片绝缘子的迎风面积, 单位为  $m^2$ ;  $n_I$  为绝缘子串中绝缘子的片数;  $\alpha$  为风压不均匀系数;  $\mu_{sc}$  为架空线体型系数;  $d$  为架空线外径, 单位为 mm。

将绝缘子串与导线受到的风载荷向  $y$  轴与  $z$  轴方向进行分解。由于通常情况下导线悬挂高度处的湍流度较小, 脉动风速相对于平均风速为小量, 绝缘子串风偏运动速度也远小于风速, 故可将脉动风速与绝缘子串风偏运动速度的高次项与乘积项略去不计, 可得绝缘子串与水平档距导线所受风载荷在  $y$  轴与  $z$  轴的分量为:

$$F_{Iy} = \phi (V_I^2 - 2\bar{V}_I \dot{v}_I) \quad (11)$$

$$F_{Iz} = -\phi \bar{V}_I \dot{w}_I \quad (12)$$

$$F_y = \phi L_H (V^2 - 2\bar{V} \dot{v}) \quad (13)$$

$$F_z = -\phi L_H \bar{V} \dot{w} \quad (14)$$

式中  $F_{Iy}, F_{Iz}$  为绝缘子串所受风载荷在  $y$  轴与  $z$  轴上的分量;  $V_I, \bar{V}_I$  分别为绝缘子串质心处常规来流风速与平均风速;  $\dot{v}_I, \dot{w}_I$  为质心的风偏运动速度;  $F_y, F_z$  为水平档距  $L_H$  内导线所受风载荷在  $y$  轴与  $z$  轴上的分量;  $V, \bar{V}$  分别为此段导线受到的常规来流风速与平均风速;  $\dot{v}, \dot{w}$  为  $yo-z$  平面内导线等效作用位置处的风偏运动速度;  $\phi$  与  $\psi$  为计算系数, 其分别为:

$$\phi = n_I A_I / 1.6, \quad \psi = 0.625 \alpha \mu_{sc} d \times 10^{-3}$$

## 1.3 绝缘子串和导线耦合风偏运动的动力学方程

已知作为研究对象的悬垂绝缘子串的长度为  $l_1$ , 导线等效作用位置与绝缘子串下端距离为  $l_2$ 。平均风速稳定后, 风偏角均值为常值, 脉动值为围绕在风偏角均值周围的小变形, 其由常规风荷载中的脉动项确定。运用分析力学方法, 选取绝缘子串脉动风偏角  $\theta_1^*$  与等效导线脉动风偏角  $\theta_2^*$  为系统广义坐标, 建立架空线路风偏均值附近摆动动力学方程。

架空线路风偏均值附近摆动的势能与动能分别为:

$$U = [(mL_V + \frac{M_I}{2})g \cos \bar{\theta}_1 + (\frac{\phi \bar{V}_I^2}{2} + \phi L_H \bar{V}^2) \sin \bar{\theta}_1] l_1 (1 - \cos \theta_1^*) + [mgL_V \cos \bar{\theta}_2 + \phi L_H \bar{V}^2 \sin \bar{\theta}_2] l_2 (1 - \cos \theta_2^*) \quad (15)$$

$$T = \frac{1}{2} mL_V [l_1^2 \dot{\theta}_1^{*2} + l_2^2 \dot{\theta}_2^{*2} + 2l_1 l_2 \dot{\theta}_1^* \dot{\theta}_2^* \cos(\bar{\theta}_1 - \bar{\theta}_2)] + \frac{1}{6} M_I l_1^2 \dot{\theta}_1^{*2} \quad (16)$$

式中  $M_I$  为绝缘子串质量,  $L_V$  为绝缘子串两侧导线的垂直档距,  $\bar{\theta}_1$  与  $\bar{\theta}_2$  分别为绝缘子串与等效导线的风偏角均值。

略去脉动风速、架空线路脉动风偏角与架空线路风偏运动速度之间的乘积项和高次项, 风载荷对绝缘子串与等效导线做的虚功分别为:

$$\delta W_I = \frac{1}{4} l_1 \delta \theta_1^* [4\phi \bar{V}_I v_1^* \cos \bar{\theta}_1 - \phi \bar{V}_I l \dot{\theta}_1^* (\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1)] \quad (17)$$

$$\delta W_C = \phi \bar{V}_{L_H} l_1 \delta \theta_1^* [2v^* \cos \bar{\theta}_1 - l_1 \dot{\theta}_1^* (\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1) - \Delta l_2 \dot{\theta}_2^*] + \phi \bar{V}_{L_H} l_2 \delta \theta_2^* [2v^* \cos \bar{\theta}_2 - l_2 \dot{\theta}_2^* (\cos^2 \bar{\theta}_2 + 1) - \Delta l_1 \dot{\theta}_1^*] \quad (18)$$

式中  $v_1^*$  与  $v^*$  分别表示绝缘子串与等效导线所受的脉动风速,  $\delta \theta_1^*$  与  $\delta \theta_2^*$  分别表示绝缘子串与等效导线风偏角的虚位移。  $\Delta$  为系数, 其表示式为  $\Delta = 2\cos \bar{\theta}_1 \cos \bar{\theta}_2 + \sin \bar{\theta}_1 \sin \bar{\theta}_2$ 。

可得架空线路在风偏角均值附近摆动的动力学方程为:

$$\mathbf{M}_\theta \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_1^* \\ \ddot{\theta}_2^* \end{bmatrix} + \mathbf{C}_\theta \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1^* \\ \dot{\theta}_2^* \end{bmatrix} + \mathbf{K}_\theta \begin{bmatrix} \theta_1^* \\ \theta_2^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\phi \bar{V}_I v_1^* + 2\phi L_H \bar{V} v^*) \cos \bar{\theta}_1 \\ 2\phi L_H \bar{V} v^* \cos \bar{\theta}_2 \end{bmatrix} \quad (19)$$

式中  $\mathbf{M}_\theta =$

$$\begin{bmatrix} (mL_V + \frac{1}{3} M_I) l_1 & mL_V l_2 \cos(\bar{\theta}_1 - \bar{\theta}_2) \\ mL_V l_1 \cos(\bar{\theta}_1 - \bar{\theta}_2) & mL_V l_2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C}_\theta =$$

$$\begin{bmatrix} (\frac{1}{4} \phi \bar{V}_I + \phi L_H \bar{V}) l_1 (\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1) & \Delta \phi L_H \bar{V} l_2 \\ \Delta \phi L_H \bar{V} l_1 & \phi L_H \bar{V} l_2 (\cos^2 \bar{\theta}_2 + 1) \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{K}_\theta = \begin{bmatrix} (mL_V + \frac{M_I}{2}) g \cos \bar{\theta}_1 + & 0 \\ (\frac{1}{2} \bar{F}_I + \bar{F}) \sin \bar{\theta}_1 & \\ 0 & mgL_V \cos \bar{\theta}_2 + \bar{F} \sin \bar{\theta}_2 \end{bmatrix},$$

$$\bar{F}_I = \phi \bar{V}_I^2, \bar{F} = \phi L_H \bar{V}^2.$$

由式(19)可见, 架空线路风偏均值附近摆动系统是一个线性常参数随机系统, 摆动恢复力由重力分量与平均风荷载分量共同组成。

## 2 绝缘子串风偏响应敏感性分析

### 2.1 风偏摆动输出谱与均方值

采用随高度变化的 Kaimal 风速谱作为脉动风输入谱, 研究绝缘子串风偏摆动的幅频特性与输出谱。根据工程实际可知有  $\phi \bar{V}_I/4 \ll \phi L_H \bar{V}$ ,  $M_I/3 \ll mL_V$ , 将 Kaimal 脉动风速谱记为  $S_K^*(\omega)$ , 通过自相关函数计算脉动风扰动力的自功率谱, 根据随机激励响应关系理论, 可算得绝缘子串风偏摆动的幅频特性与输出谱分别为:

$$|H_1(\omega)| = \frac{2\phi L_H \bar{V} \cos^2 \bar{\theta}_1}{mgL_V \sqrt{[1 - (\omega/p_H)^2]^2 + (2\zeta_H \omega/p_H)^2}} \quad (20)$$

$$S_{\theta_1}(\omega) = \frac{4(\phi L_H \bar{V})^2 \cos^4 \bar{\theta}_1}{(mgL_V)^2 \{ [1 - (\omega/p_H)^2]^2 + (2\zeta_H \omega/p_H)^2 \}} \cdot S_K^*(\omega) \quad (21)$$

$$\text{式中 } p_H = \sqrt{g/(l_1 + l_2) \cos \bar{\theta}_1}, \zeta_H = \phi L_H \bar{V} (l_1 + l_2) (\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1) / 2mL_V \sqrt{\frac{g(l_1 + l_2)}{\cos \bar{\theta}_1}}.$$

将幅频特性曲线  $|H_1(\omega)|$ 、Kaimal 脉动风速谱  $S_K^*(\omega)$ 、风偏摆动输出谱  $S_{\theta_1}(\omega)$  进行归一化处理并比较, 示意图如图 4 所示。

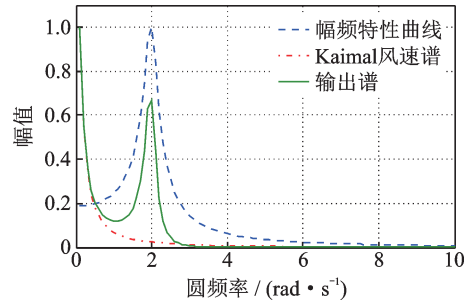


图 4 三种曲线归一化比较示意图

Fig. 4 Schematic diagram of three kinds of curve normalization comparison

由式(21)与图 4 可知, 当输入谱频率  $\omega$  与频率  $p_H$  相同时, 会产生共振, 幅频特性曲线  $|H_1(\omega)|$  幅值达到最大。绝缘子串风偏摆动的响应输出功率谱共出现两个峰值: 一个由脉动风荷载确定; 一个由架空线路风偏摆动系统幅频特性确定。

绝缘子串在风偏角均值附近摆动的敏感程度可以用输出响应谱的均方值  $\phi_\theta^2$  表示。有:

$$\phi_\theta^2 = \int_{-\infty}^{\infty} |H_1(\omega)|^2 S_K^*(\omega) d\omega \quad (22)$$

均方值越大, 动态风偏响应敏感度就越高, 摆动就越剧烈, 致使发生风偏闪络事故的可能性增大。由式(22)可知, 输出谱均方值的大小取决于两个方面的因素:  $|H_1(\omega)|^2$  与  $S_K^*(\omega)$ , 为明确架空线路结构(垂平比  $L_V/L_H$ )与平均风速  $\bar{V}$  对风偏响应敏感度的影响, 下面分别对  $|H_1(\omega)|^2$  与  $S_K^*(\omega)$  做进一步的讨论。

### 2.2 幅频特性曲线与 Kaimal 风速谱变化规律

由式(21)与图 4 可知, 系统幅频特性曲线在共振时幅值最大, 对输出谱影响显著, 所以研究共振时的风偏摆动幅频特性具有重要意义。

共振时有  $\omega/\rho_H=1$ , 考虑到  $\zeta_H$  是  $\bar{\theta}_1$  的函数, 将式(20)进一步整理为:

$$|H_1(\rho_H)|^2 = \frac{4 \cos^3 \bar{\theta}_1}{g(l_1 + l_2)(\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1)^2} \quad (23)$$

将  $|H_1(\rho_H)|^2$  对风偏角均值  $\bar{\theta}_1$  求偏导, 有:

$$\frac{\partial |H_1(\rho_H)|^2}{\partial \bar{\theta}_1} = \frac{4 \cos^2 \bar{\theta}_1 \sin \bar{\theta}_1}{g(l_1 + l_2)} \cdot \frac{\cos^2 \bar{\theta}_1 - 3}{(\cos^2 \bar{\theta}_1 + 1)^3} < 0 \quad (24)$$

由式(24)可知, 幅频特性平方曲线  $|H_1(\rho_H)|^2$  与风偏角均值  $\bar{\theta}_1$  呈反比关系。当平均风速不变时, 架空线路垂平比  $L_V/L_H$  越大, 则幅频特性平方曲线  $|H_1(\rho_H)|^2$  越大; 当线路垂平比不变时, 平均风速  $\bar{V}$  越大, 幅频特性平方曲线  $|H_1(\rho_H)|^2$  越小, 即幅频特性平方曲线  $|H_1(\rho_H)|^2$  与架空线路垂平比  $L_V/L_H$  呈正比, 与平均风速  $\bar{V}$  呈反比。

平均风速  $\bar{V}$  的变化会引起脉动风谱幅值的改变, 架空线路垂平比  $L_V/L_H$  的变化对脉动风的影响可忽略不计, 已知 Kaimal 风速谱<sup>[17]</sup>有:

$$S_K^*(\omega) = \frac{200 f_* V_*^2}{\omega(1 + 50 f_*^2)^{5/3}} \quad (25)$$

式中  $f_* = \omega z / [2\pi \bar{V}(z)]$  为无量纲 Monin 坐标;  $V_*$  为摩阻速度;  $V_* = k \cdot \bar{V}(10) / \ln(10/z_0)$ ,  $\bar{V}(10)$  表示离地面 10 m 高度处的平均风速;  $z_0$  为地面粗糙长度;  $\omega$  为自然风圆频率;  $z$  为离地面的高度;  $k=0.4$  为 Kaimal 常数。

将  $S_K^*(\omega)$  对平均风速  $\bar{V}$  求偏导, 有:

$$\frac{\partial S_K^*(\omega)}{\partial \bar{V}} = \Lambda \frac{(1 + \frac{25\omega z}{\pi \bar{V}})^{5/3} + \frac{125\omega z}{3\bar{V}\pi} (1 + \frac{25\omega z}{\pi \bar{V}})^{2/3}}{(1 + \frac{25\omega z}{\pi \bar{V}})^{10/3}} > 0 \quad (26)$$

式中  $\Lambda = 100zk^2 / \{ \pi [(\frac{z}{10})^a \ln(\frac{10}{z_0})]^2 \}$ ,  $a$  为地形粗糙度系数。

由式(26)可见, 脉动风速谱  $S_K^*(\omega)$  是平均风速  $\bar{V}$  的单调增函数, 即  $S_K^*(\omega)$  与  $\bar{V}$  呈正比。

### 2.3 风偏响应敏感度特性分析

由于风偏摆动幅频特性平方曲线  $|H_1(\rho_H)|^2$  与架空线路垂平比  $L_V/L_H$  呈正比, 与平均风速  $\bar{V}$  呈反比; 脉动风速谱  $S_K^*(\omega)$  与平均风速  $\bar{V}$  呈正比。则根

据式(24)可知, 架空线路绝缘子串风偏响应均方值与  $L_V/L_H$  呈正比; 而对于平均风速  $\bar{V}$ , 风偏摆动输出谱的均方值将会在某个风速处出现最大值, 即绝缘子串在此时敏感度最高, 摆动最为剧烈。

当架空线路结构确定, 风偏角均值  $\bar{\theta}_1$  仅与平均风速  $\bar{V}$  相关。风偏摆动输出谱  $S_{\theta_1}(\omega)$  与脉动风圆频率  $\omega$ 、绝缘子串风偏角均值  $\bar{\theta}_1$  三者之间关系示意图如图 5 所示。

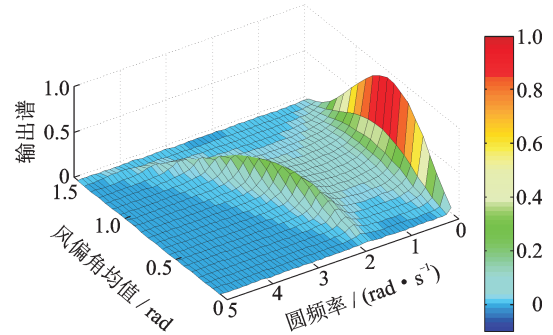


图5 风偏摆动输出谱三维关系示意图

Fig. 5 The 3-D relationship schematic diagram of wind-induced swing output spectrum

从图 5 中可以看到, 由脉动风产生的峰值主要集中在圆频率接近 0 处; 由共振产生的峰值发生在  $\omega = \rho_H$  处。由于频率  $\rho_H$  与风偏角均值  $\bar{\theta}_1$  成正比, 致使产生共振的脉动风频率  $\omega$  也随之增加, 故风偏摆动共振峰值在图 5 中就显示出了类似于弯月的形状。

由于  $|H_1(\omega)|^2$  幅值的峰值出现在  $\omega = \rho_H$  处,  $S_K^*(\omega)$  的峰值主要集中在  $\omega \rightarrow 0$  处, 故式(22)可以近似的写为:

$$\phi_\theta^2 = \{ |H_1(\omega)|^2 \cdot S_K^*(\omega) \Big|_{\omega = \rho_H} \} + \{ |H_1(\omega)|^2 \cdot S_K^*(\omega) \Big|_{\omega \rightarrow 0} \} \quad (27)$$

将  $\phi_\theta^2$  对  $\bar{\theta}_1$  求偏导, 并令其为 0, 可算得  $\phi_\theta^2$  出现最大值时的风偏角均值  $\bar{\theta}_\phi$  为:

$$\bar{\theta}_\phi = 0.659 + \{ (9.221\Omega - 0.737) / [(59.543\Omega + 29.996) + \frac{\phi L_H}{m L_V} (l_1 + l_2)(488.976\Omega + 382.032)(1 + \frac{\Omega}{0.782})^{5/3}] \} \quad (28)$$

$$\text{式中 } \Omega = \frac{25z}{\pi} \sqrt{\frac{\phi L_H}{m L_V (l_1 + l_2)}}.$$

从式(28)中可以看到, 当架空线路结构不发生变化, 平均风载荷使绝缘子串风偏角达到  $\bar{\theta}_\phi$  时, 风偏响应敏感度最高。平均风速与风偏角均值的关系为:

$$\bar{V}_\psi = \sqrt{\frac{mgL_V \tan \bar{\theta}_\psi}{\psi L_H}} \quad (29)$$

则当平均风速达到  $\bar{V}_\psi$  时,绝缘子串风偏摆动最为剧烈,故称  $\bar{V}_\psi$  为绝缘子串动态风偏响应的敏感风速。此时架空线路绝缘子串风偏响应敏感度最高,风偏摆动最为剧烈,计算结果可以满足工程精度需求。

### 3 工程算例分析与敏感风速应用

#### 3.1 工程算例与风速模拟

以某段 220 kV“六塔五线”架空线路为研究对象,此段架空线路两端铁塔为耐张塔,中间有四基直线塔,档距分别为 250, 200, 230, 210, 300 m, 导线悬挂点距地面高度分别为 24, 28, 30, 27, 30, 25 m, 示意图如图 6 所示。导线受到垂直于导线初始平面方向的横向气流的作用,标准高度 10 m 处的基准风速为 25 m/s。悬垂绝缘子串型号为 14 片 FXBW4-220/160-5, 长度为 2.97 m, 质量为 15.56 kg, 导线型号为 2×JL/G1A-630/45-45/7, 单位质量为 2.079 kg/m, 初始运行张力为 38000 N, 多分裂导线的屏蔽作用暂不考虑。

选取工程算例中 3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>塔绝缘子串为分析对象,地形粗糙度系数取 0.15,可通过风剖面公式算得架空线路风偏摆动模型中 3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>塔绝缘子串对应高度处平均风速分别为 28.96, 28.91 m/s;通过式(29)可算得 3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>塔绝缘子串风偏响应敏感度最大时对应的平均风速分别为 31.92, 25.55 m/s。

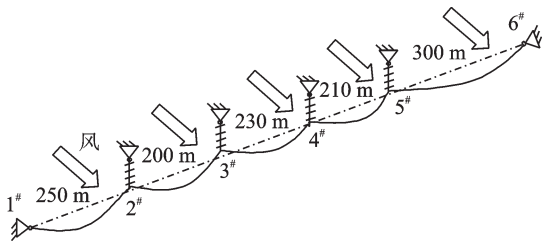


图 6 “六塔五线”架空线路示意图

Fig. 6 Schematic diagram of "six towers and five lines" overhead lines

通过随高度变化的 Kaimal 风速谱,采用 AR 模型分别得出 10 min 内 4 种不同平均风速的脉动风速时程,并与 Kaimal 风速谱(目标谱)进行比较,验证脉动风速模拟的正确性。以 3<sup>#</sup>塔导线等效作用位置处的敏感风速为例,绘制模拟风速时程曲线及其对应的风速谱,如图 7 所示。

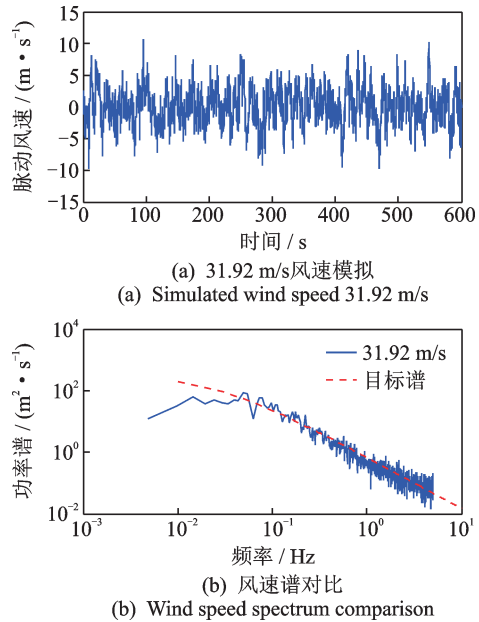


图 7 脉动风速模拟

Fig. 7 Simulation of fluctuating wind speed

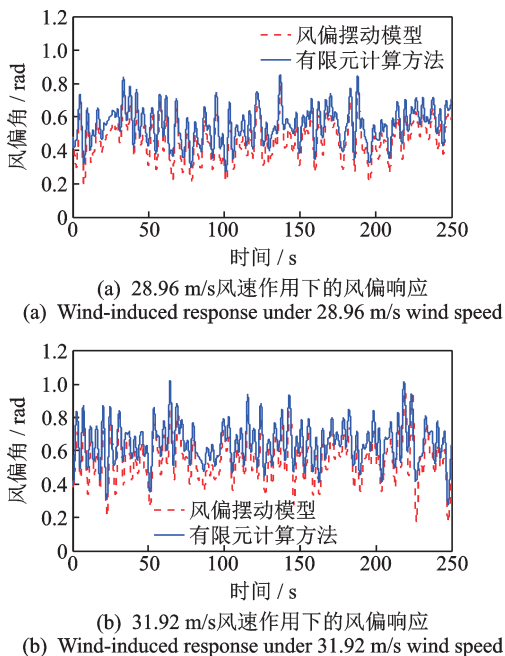
#### 3.2 算例计算与结果对比分析

为验证架空线路风偏摆动模型与绝缘子串风偏摆动敏感风速分析的正确性,运用有限元计算方法分析 3.1 节工程算例中 3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>悬垂绝缘子串的风偏响应,绝缘子串与导线采用杆单元模拟,每档导线被划分为 60 个单元,在架空线路风偏均值静态平衡位置施加脉动风载荷,风压不均匀系数取 0.8,分别计算对应高度处风速与最敏感风速作用下 3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>塔绝缘子串风偏响应,再将计算结果与架空线路风偏摆动模型计算结果进行比较汇总。3<sup>#</sup>和 4<sup>#</sup>塔绝缘子串风偏摆动统计结果如表 1 所示;以 3<sup>#</sup>塔绝缘子串为例,风速稳定后风偏摆动时程曲线分别如图 8(a), (b) 所示。

表 1 不同风速下绝缘子串风偏结果对比

Tab. 1 Comparison of wind-induced deflection results of insulator strings under different wind speeds

	平均风速/ (m·s <sup>-1</sup> )	均值/rad			标准差/rad			最大值/rad		
		有限元	风偏模型	差异率/%	有限元	风偏模型	差异率/%	有限元	风偏模型	差异率/%
3 <sup>#</sup> 绝缘子串	28.96	0.522	0.519	-0.57	0.109	0.113	3.53	0.851	0.824	-3.17
	31.92	0.608	0.605	-0.30	0.125	0.131	4.58	1.059	1.021	-3.59
4 <sup>#</sup> 绝缘子串	28.91	0.657	0.653	-0.61	0.102	0.106	3.77	1.076	1.047	-2.78
	25.55	0.556	0.552	-0.72	0.111	0.116	4.31	0.990	0.961	-2.92

图8 3<sup>#</sup>绝缘子串风偏摆动时程曲线Fig. 8 Time history curve of 3<sup>#</sup> insulator string wind-induced deflection

由图8和表1可见,架空线路风偏摆动模型和有限元计算方法得到的绝缘子串风偏响应均值、标准差与最大值接近,风偏位移时程曲线吻合度较好,满足工程应用要求,由此证明了架空线路风偏摆动模型的正确性。

为进一步验证敏感风速的合理性,分别计算3<sup>#</sup>和4<sup>#</sup>塔绝缘子串在不同风速作用下的风偏响应标准差,并将计算结果绘制于图9。

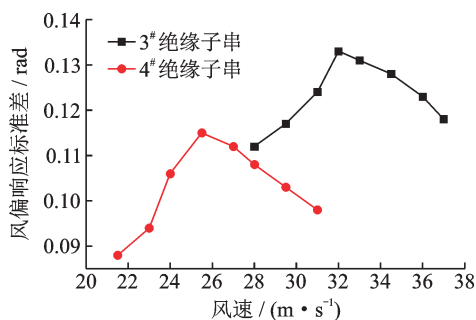


图9 不同风速下风偏响应标准差比较

Fig. 9 Comparison of standard deviation of wind-induced deflection response under different wind speeds

由图9可见,3<sup>#</sup>和4<sup>#</sup>塔绝缘子串在敏感风速下标准差最大,证明了绝缘子串动态风偏响应敏感风速分析结论的正确性。

### 3.3 敏感风速在线路设计中的应用

在架空线路防风偏设计中,设计人员通常使用

风偏均值乘以放大系数来确定绝缘子串的设计允许风偏角,然而,放大系数的选取<sup>[18-19]</sup>并没有考虑动态风偏响应敏感度特性对绝缘子串摆动幅值的影响,忽略了敏感风速的存在。由式(29)可知,风偏响应敏感风速取值与架空线路垂平比相关,因此,若架空线路因结构选择不善而使当地卓越风速成为敏感风速时,绝缘子串实际风偏角会大于设计允许风偏角,进而大大增加了发生风偏闪络事故的可能性。

因此,在工程设计中,合理的线路结构选择是非常必要的。为方便设计人员使用,结合式(29)与风剖面公式,可以得到架空线路设计中不同结构对应的10 m高处敏感风速值,如下式所示:

$$\bar{V}_{\psi}(10) = \sqrt{\frac{mgL_v \tan \bar{\theta}_{\psi}}{\psi L_H}} / \left( \frac{H - l_1 - l_2}{10} \right)^a \quad (30)$$

式中  $H$  为目标绝缘子串所在铁塔的呼高,  $a$  为地形粗糙度系数。再对照当地卓越风速,选择合适线路结构进行设计,避免因绝缘子串在敏感风速作用下风偏摆动剧烈而引发的风偏闪络事故。

## 4 结论

绝缘子串动态风偏响应特性直观展现参数变化对风偏角的影响,便于设计人员的理解和使用,为此,本文研究了绝缘子串动态风偏响应对来流风速和架空线路结构的敏感度特性,主要研究结论如下:

1) 通过导线围绕风偏均值摆动的固有频率不变原则提出能充分表征架空线路风偏运动的导线等效模型,考虑来流风与导线的相对运动,建立了绝缘子串和架空导线耦合风偏运动的两自由度动力学模型,通过计算工程算例并与有限元方法比较,验证了风偏摆动模型的正确性。

2) 绝缘子串风偏摆动输出功率谱共出现两个峰值:一个由脉动风载荷确定;另一个由架空线路风偏摆动系统幅频特性确定。风偏摆动共振频率与风偏角均值成正比,架空线路绝缘子串风偏响应均方值与表示线路结构的垂平比呈正比。

3) 提出了动态风偏响应敏感风速的表达式,平均风速为敏感风速时绝缘子串风偏响应均方值取的最大,此时绝缘子串风偏摆动剧烈,增加了发生风偏闪络事故的可能性。

4) 在架空线路工程设计中,可以通过计算不同线路结构对应的10 m高处敏感风速值,对照当地卓越风速,选择合适的线路结构,避免因绝缘子串在敏

感风速作用下摆动剧烈而引发的风偏闪络事故。

#### 参考文献:

- [1] 王璋奇, 陈海波, 周邢银. 垭口型微地形对架空线路风载荷影响的分析[J]. 华北电力大学学报, 2008, 35(4): 23-26.  
Wang Zhangqi, Chen Haibo, Zhou Xingyin. Effects of Yakou micro-relief on the wind loading formulation for transmission line design [J]. Journal of North China Electric Power University, 2008, 35(4): 23-26.
- [2] 李孟春, 张艳玲, 杨北革, 等. 悬垂绝缘子串风偏最小间隙距离计算分析[J]. 电测与仪表, 2012, 49(3): 7-10.  
Li Mengchun, Zhang Yanling, Yang Beige, et al. Calculation and analysis of suspension insulator strings windage minimum air clearance[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2012, 49(3): 7-10
- [3] CLAPP A L. Calculation of horizontal displacement of conductors under wind loading toward buildings and other supporting structures[C]. 1993 Rural Electric Power Conference. Papers Presented at the 37th Annual Conference, 1993: A1/1-A110.
- [4] Lu Yongling, Liu Hao, Hu Chengbo, et al. A three-dimensional real-time model for calculating minimum air clearance on wind deviation of overhead transmission line[C]. 2nd International Conference on Power and Renewable Energy. Chengdu, China, 2017: 276-280.
- [5] 刘小会, 严波, 林雪松, 等. 500 kV超高压输电线路风偏数值模拟研究[J]. 工程力学, 2009, 26(1): 244-249.  
LIU Xiaohui, YAN Bo, LIN Xuesong, et al. Numerical simulation of windage yaw of 500 kV UHV transmission lines [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(1): 244-249.
- [6] Aboshosha H, Elawady A, El Ansary A, et al. Review on dynamic and quasi-static buffeting response of transmission lines under synoptic and non-synoptic winds[J]. Engineering Structures, 2016, 112: 23-46.
- [7] Wang Dahai, Chen Xinzong, Li Jie. Prediction of wind-induced buffeting response of overhead conductor: comparison of linear and nonlinear analysis approaches [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 167, 23-40.
- [8] 朱宽军, 徐鸿. 考虑风速时空分布特性的高压输电塔—线体系风致响应分析研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(8): 2348-2356.  
Zhu Kuanjun, Xu Hong. Analysis on wind-induced responses of high voltage tower-line system considering the spatial-temporal distribution characteristics of wind speed [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(8): 2348-2356.
- [9] Costa Ivo C, Venturini Lucas F, da Rosa Mauro A. Wind speed severity scale model applied to overhead line reliability simulation [J]. Electric Power Systems Research, 2019, (171): 240-250.
- [10] 刘小会, 张路飞, 陈世民, 等. 连续档导线动刚度计算及模型简化[J]. 振动工程学报, 2016, 29(4): 720-729.  
Liu Xiaohui, Zhang Lufei, Chen Shimin, et al. The calculation for dynamic stiffness and simplified model of continuous span conductors[J]. Journal of Vibration Engineering, 2016, 29(4): 720-729.
- [11] Hu X, Wang Z, Tian R. Calculation of the dynamic wind-induced deflection response of overhead lines: establishment and analysis of the multi-rigid-body model [J]. IEEE Access, 2020(8): 180883-180895.
- [12] 章润陆, 陈玉书. 超高压输电线路风偏角的计算方法及风速取值的探讨[J]. 高电压技术, 1979(1): 27-32.  
Zhang Runlu, Chen Yushu. Discussion on calculation method of wind-induced deflection angle and value of wind speed for UHV transmission line [J]. High Voltage Engineering, 1979(1): 27-32.
- [13] 闵绚, 王志科, 曾云飞, 等. 脉动风作用下特高压绝缘子串的风偏特性[J]. 中国电力, 2016, 49(3): 65-71.  
Min Xuan, Wen Zhike, Zeng Yunfei, et al. Characteristics of windage yaw in UHV insulator strings under fluctuating wind [J]. Electric Power, 2016, 49(3): 65-71.
- [14] Haddadin S, Aboshosha H, El Ansary A M, et al. Sensitivity of wind induced dynamic response of a transmission line to variations in wind speed[C]. CSCE Annual Conference, London, UK, 2016.
- [15] 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, Lü 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.
- [16] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2003: 103-327.  
ZHANG Diansheng. Design Manual of High Voltage Transmission Lines for Electric Engineering [M]. 2nd ed. Beijing: China Electric Power Press, 2003: 103-327.
- [17] Kaimal J C, Wyngaard J C, Izumi Y, et al. Spectral



- characteristics of surface-layer turbulence [J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1972, 98 (417): 563-589.
- [18] 严波, 林雪松, 罗伟, 等. 绝缘子串风偏角风荷载调整系数的研究[J]. 工程力学, 2010, 27(1): 221-227.  
Yan Bo, Lin Xuesong, Luo Wei, et al. Research on dynamic wind load factors for windage yaw angle of suspension insulator strings [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(1): 221-227.
- [19] 王声学, 吴广宁, 范建斌, 等. 500 kV 输电线路悬垂绝缘子串风偏闪络的研究[J]. 电网技术, 2008, 32(9): 65-69.  
Wang Shengxue, Wu Guangning, Fan Jianbin, et al. Study on flashover of suspension insulator string caused by windage yaw in 500 kV transmission lines[J]. Power System Technology, 2008, 32(9): 65-69.

## Sensitivity characteristics of dynamic wind-induced deflection response of insulator string on overhead lines

HU Xin, WANG Zhang-qi, TIAN Rui

(Hebei Key Laboratory of Electric Machinery Health Maintenance & Failure Prevention, North China Electric Power University, Baoding 071003, China)

**Abstract:** The sensitivity of the dynamic wind-induced deflection responses of the insulator string can show the relationship between the deflection amplitude and design parameters, which is conducive to the understanding and use of designer. In order to explore the sensitivity characteristics of the dynamic wind-induced deflection response of insulator strings, the equivalent model of conductor that can fully characterize the wind-induced deflection of overhead lines is proposed by the principle of constant natural frequency, a two-degree-of-freedom dynamic model for the coupled wind-induced deflection of the insulator string and the overhead conductor is established. Based on the amplitude-frequency characteristic curve and the fluctuating wind speed spectrum, the mean square value of wind-induced deflection response is used to analyze the sensitivity of the wind-induced deflection of insulator string to the overhead lines structure and wind speed, and an expression for the sensitive wind speed of the dynamic wind-induced deflection response is proposed. The result shows that the mean square value of the wind-induced deflection of the insulator string is proportional to the vertical horizontal ratio of the overhead lines. When the average wind speed is the sensitive wind speed, the amplitude of the wind-induced swing of the insulator string reaches the maximum value. In the design of overhead lines, the lines structure should be reasonably selected so that the sensitive wind speed of the insulator string to avoid the local maximum wind speed, thereby reducing the possibility of wind-induced deflection flashover on the lines.

**Key words:** calculation model of wind-induced deflection; overhead lines; amplitude-frequency characteristic; output spectrum; sensitivity

**作者简介:** 胡 鑫(1987—),男,博士研究生。电话:(0312)7525434;E-mail:hill\_ddhx@foxmail.com。

**通讯作者:** 王璋奇(1964—),男,教授。电话:(0312)7525453;E-mail:wangzq2093@163.com。