

DOI:10.11918/202209025

# 基于流固耦合的大风区接触网正馈线舞动机制分析

赵珊鹏<sup>1,2</sup>, 张海喜<sup>1,3</sup>, 张友鹏<sup>1</sup>, 王思华<sup>1</sup>, 朱子恒<sup>1</sup>, 张宸瑞<sup>4</sup>

(1. 兰州交通大学 自动化与电气工程学院, 兰州 730070; 2. 甘肃省轨道交通电气自动化工程实验室(兰州交通大学), 兰州 730070; 3. 中国能源建设集团甘肃省电力设计院有限公司, 兰州 730050;  
4. 国网新疆电力有限公司乌鲁木齐供电公司, 乌鲁木齐 830000)

**摘 要:** 为进一步明确挡风墙尾流影响下接触网正馈线的舞动机制, 以兰新高铁接触网正馈线为研究对象, 基于空气动力学理论, 建立了接触网正馈线风致振动响应的分析模型。采用流固耦合方法对不同固有频率比和自由度的二维接触网正馈线模型进行了时程分析。研究结果表明: 频率比和自由度对接触网正馈线的舞动幅值存在较大的影响。频率比越小, 接触网正馈线的振幅受风速影响越大, 接触网正馈线发生舞动时的风速范围更广。垂直单自由度系统中接触网正馈线的舞动幅值大于垂直-水平两自由度系统中接触网正馈线的舞动幅值, 表明接触网正馈线的水平振动对垂直振动存在一定限制作用。当接触网正馈线在挡风墙尾流影响下发生振动时, 正馈线的风攻角不断发生变化。迎风角较大时, 正馈线垂直方向气动力幅值增大, 更易引起正馈线垂直方向的大幅舞动, 并将接触网正馈线的舞动模式归属为无覆冰条件下的 Den Hartog 舞动。研究结果进一步明确了大风区段无覆冰条件下接触网正馈线的舞动机制, 为接触网正馈线舞动的防治提供一定的理论支撑。

**关键词:** 兰新高铁; 正馈线; 流固耦合; 舞动幅值; 数值分析

中图分类号: TM922.3

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2023)10-0130-11

## Analysis of catenary positive feeder galloping mechanism in strong wind section based on fluid-structure interaction

ZHAO Shanpeng<sup>1,2</sup>, ZHANG Haixi<sup>1,3</sup>, ZHANG Youpeng<sup>1</sup>, WANG Sihua<sup>1</sup>, ZHU Ziheng<sup>1</sup>, ZHANG Chenrui<sup>4</sup>

(1. School of Automatic & Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;

2. Rail Transit Electrical Automation Engineering Laboratory of Gansu Province (Lanzhou Jiaotong University), Lanzhou 730070, China;

3. China Energy Engineering Group Gansu Electric Power Design Institute Co. Ltd., Lanzhou 730050, China;

4. Urumqi Power Supply Company, State Grid Xinjiang Electric Power Company, Urumqi 830000, China)

**Abstract:** To better understand the mechanism of impact of windbreak wall wake on the galloping of catenary positive feeder, this study establishes an analysis model for wind-induced vibration response of positive feeder in light of the aerodynamic theory, focusing on the positive feeder of Lanzhou-Urumqi high speed railway. The fluid-structure interaction method is used to analyze the time history of two-dimensional models with different natural frequency ratios and degrees of freedom. The results show that both the degree of freedom and the frequency ratio significantly impact the galloping amplitude of the positive feeder. A lower frequency ratio amplifies the impact of wind speed on the amplitude of the positive feeder and extends the range of wind speeds triggering the galloping of the positive feeder. The galloping amplitude of the positive feeder in the vertical single-degree-of-freedom system is greater than that in the vertical-horizontal two-degree-of-freedom system, indicating that the horizontal vibration of the positive feeder has a certain limiting effect on the vertical vibration. When the positive feeder vibrates in the wake of windbreak wall, the windward angle of the positive feeder is constantly changing. A larger windward angle is more likely to induce substantial galloping of the positive feeder. The galloping mode of the positive feeder of the catenary in the strong wind section is determined as Den Hartog galloping without icing. The research results offer a deeper understanding of the galloping mechanism of the positive feeder under the condition without icing in the strong wind section, providing theoretical insights into mitigating and controlling the galloping of the positive feeder of the catenary.

**Keywords:** Lanzhou-Urumqi high speed railway; positive feeder; fluid-structure interaction; galloping amplitude; numerical analysis

收稿日期: 2022-09-07; 录用日期: 2023-02-14; 网络首发日期: 2023-04-28

网络首发地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.t.20230427.1112.002.html>

基金项目: 国家自然科学基金(51867013); 甘肃省自然科学基金(22JR5RA359); 兰州交通大学天佑创新团队计划(TY202010)

作者简介: 赵珊鹏(1983—), 男, 副教授, 硕士生导师; 张友鹏(1965—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 张友鹏, zhangyp@mail.lzjtu.cn

兰新高铁全长 1 776 km,途经新疆境内的 4 大风区,全年风期时间长,风力强劲,瞬时破坏性强<sup>[1-2]</sup>。为防止列车在运行过程中受大风影响脱轨,在铁路沿线修建了挡风墙以保证列车的行车安全<sup>[3-4]</sup>。挡风墙形式见图 1。挡风墙虽可以防止列车发生脱轨事故,但由于挡风墙对气流的干扰作用,会在挡风墙后方发生“风涌”现象<sup>[5]</sup>,使正馈线发生剧烈舞动。正馈线的舞动会造成线索和金具的磨损,易发生线间放电、掉线等事故,严重影响了铁路列车的安全运行。兰新高铁接触网正馈线是在无覆冰环境下发生的舞动,目前对于正馈线舞动机制的认识尚不深刻,导致正馈线舞动防治受到较大阻碍,因此有必要对大风区接触网正馈线的舞动机制进行深入研究。

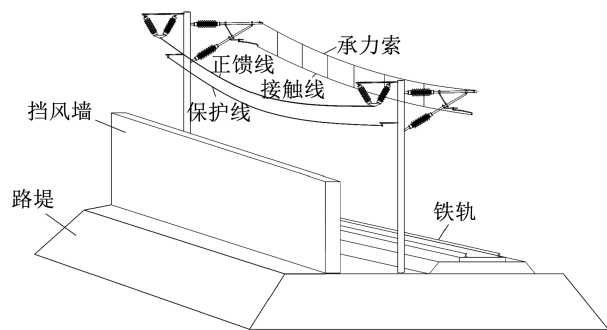


图 1 兰新高铁接触网示意

Fig. 1 Schematic of Lanzhou - Urumqi high-speed railway catenary structure

对于输电线路的舞动,国内外学者进行了大量研究。文献[6]根据准稳态空气动力学理论提出了覆冰导线发生单自由度垂直舞动的条件。文献[7]将垂直和扭转两自由度系统的不稳定性项分为单自由度和经典颤振类型。单自由度类型表示 Den Hartog 不稳定性或扭转颤振,而经典颤振类型表示每个自由度运动之间的气动耦合效应。文献[8]推导了垂直-水平两自由度耦合系统的舞动方程,并确定了决定运动的特征值。文献[9]对 Den Hartog 准则进行了修正,推导了风的准稳态气动阻尼系数的方程,分析了两自由度运动之间的气动耦合效应。文献[10]假设 3 个方向的固有频率相等,给出了垂直、水平和扭转三自由度系统舞动稳定性的解析解。文献[11]使用特征值摄动法推导了三自由度耦合运动的分析舞动稳定性准则。以上研究分析了不同自由度下覆冰导线的舞动,同时也说明了空气动力耦合对覆冰导线的舞动具有重要的影响。

兰新高铁接触网正馈线舞动是由挡风墙尾流引起的无覆冰舞动,不同于覆冰线路舞动<sup>[12]</sup>。因而对接触网正馈线的舞动机制尚不明确,有必要对大风

区接触网正馈线的舞动机理进行详细研究。文献[13]针对大风区段接触网正馈线的舞动问题,分析了正馈线受激励源干扰产生舞动的原因,提出了限制零部件间磨损的措施。文献[14]通过分析接触网附加导线处风场的特性,判定接触网附加导线发生的振动为尾流驰振。对于大风区接触网正馈线的舞动问题,大多数学者基于准静态假设模型进行了研究。由于正馈线发生舞动时,正馈线周围的流场分布相较于固定绕流时存在较大的差异,因而基于准静态假设模型不能真实反映正馈线的舞动响应。为使计算结果更接近于正馈线发生舞动时的真实状况,本文采用流固耦合方法对兰新高铁接触网正馈线的舞动响应进行了数值分析。当正馈线在流场中发生振动时,正馈线受风激励会产生不同性质的振动;来流速度较小时,正馈线振幅小,振动频率大,正馈线发生涡激振动,来流速度较大时,正馈线振幅较大,振动频率较小,正馈线发生驰振。正馈线的振动又会反作用于流场形成复杂的流固耦合振动。因而采用流固耦合方法对挡风墙尾流影响下的接触网正馈线舞动问题进行研究是必要的。

大多数情况下,正馈线各运动方向的固有频率并不完全相同。为明确接近但不相等的固有频率下正馈线的舞动行为,本文以二维挡风墙接触网正馈线模型为研究对象,对接触网正馈线的舞动响应进行了流固耦合计算。分析了正馈线在不同方向固有频率比下空气动力做功和一个振动周期内垂直和水平运动的能量平衡,给出了导线不同自由度运动之间的气动耦合效应引起的非线性振动特性的实质性描述。明确了挡风墙尾流影响下接触网正馈线的舞动机制,并将接触网正馈线的舞动模式归属为无覆冰条件下的 Den Hartog 舞动,扩充了经典 Den Hartog 舞动理论。研究结果进一步明确了大风区段无覆冰条件下正馈线的舞动机制,为接触网正馈线舞动的防治提供重要的理论支撑。

## 1 几何模型及数值方法

### 1.1 几何模型

兰新高铁沿线挡风墙设在迎风侧,距路肩面高度 3.5 m。在起风时,由于挡风墙的阻挡,位于挡风墙斜上方的正馈线(LBGLJ-300/25, 1.058 kg/m, 额定张力 15 kN)会随风速的增大发生舞动,对列车的安全运行造成一定影响。为进一步明确正馈线发生舞动的原因,依据兰新高铁沿线挡风墙的实际尺寸,建立了挡风墙接触网正馈线横断面模型见图 2。模型入口高度为 15 m,宽度为 23.8 m,正馈线距离入口的距离为 9.45 m。大风区接触网正馈线是无覆

冰状态下发生的舞动,无需考虑由覆冰引起的扭转振动,因此文中以光滑圆柱作为典型模型,分析了垂直、水平-垂直两种自由度下正馈线的舞动响应。

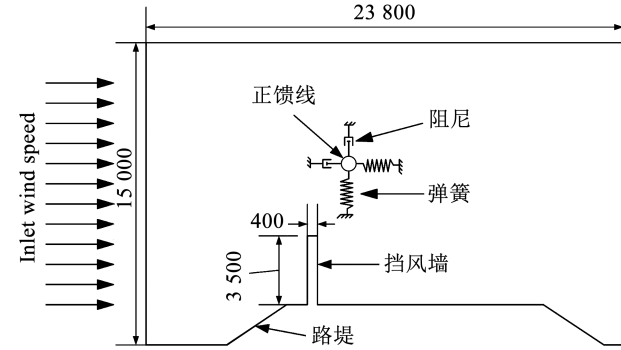


图 2 挡风墙接触网正馈线横断面模型 (mm)

Fig. 2 Cross-sectional model of catenary positive feeder in strong wind section (mm)

## 1.2 模型分析

根据牛顿第二定律,两自由度弹性支撑的导线运动控制方程可以写为<sup>[15]</sup>

$$\ddot{x} + 2\zeta_{x0}\omega_{x0}\dot{x} + \omega_{x0}^2x = F_x(t)/m \quad (1)$$

$$\ddot{y} + 2\zeta_{y0}\omega_{y0}\dot{y} + \omega_{y0}^2y = F_y(t)/m \quad (2)$$

式中: $x$ 、 $y$  为水平与垂直方向的位移; $m$  为正馈线单位长度的质量; $\omega_{x0} = \sqrt{k_{x0}/m}$ 、 $\omega_{y0} = \sqrt{k_{y0}/m}$  为正馈线每个方向的角频率,是固有频率 $f_{x0}$ 、 $f_{y0}$ 的 $2\pi$ 倍; $\zeta_{x0}$ 、 $\zeta_{y0}$ 为各方向的阻尼比, $\zeta_{x0} = c_{x0}/\sqrt{k_{x0}m}$ 、 $\zeta_{y0} = c_{y0}/\sqrt{k_{y0}m}$ , $c_{x0}$ 、 $c_{y0}$ 分别为水平与竖直方向的结构阻尼; $k_{x0}$ 、 $k_{y0}$ 分别为水平与垂直方向结构刚度。

通过求解雷诺平均纳维-斯托克斯方程组(unsteady Reynolds-averaged Navier-Stokes),获得绕流弹性支撑多钝体流场的数值解<sup>[16-17]</sup>。不可压缩流体的连续性方程和动量方程为

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \rho_f \overline{u_i}}{\partial t} + \frac{\partial \rho_f \overline{u_i u_j}}{\partial x_j} = -\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_i} + \mu \nabla^2 \overline{u_i} - \frac{\partial \rho_f \overline{u_i' u_j'}}{\partial x_j} \quad (4)$$

式(4)中,

$$-\rho_f \overline{u_i' u_j'} = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho_f k_t \delta_{ij} \quad (5)$$

式中: $\rho_f$ 为不可压缩流体密度; $u_i$ 为 $i$ 方向的瞬时风速分量, $u_i'$ 为 $i$ 方向的风速脉动量, $\overline{u_i}$ 为风速的时间平均值; $-\rho_f \overline{u_i' u_j'}$ 为雷诺应力张量; $t$ 、 $p$ 、 $\mu$ 分别为时间、压力、运动黏度; $\mu_t$ 为湍流黏度; $k_t$ 为湍动能;当 $i=j$ 时, $\delta_{ij}=1$ ,当 $i \neq j$ 时, $\delta_{ij}=0$ 。湍流模型选用 SST  $k-\omega$  湍流模型。通过计算流场,可以得到结构表面的压力分布,进而得到作用在结构上的升力 $F_L$ 和阻力 $F_D$ <sup>[18]</sup>。

$$F_D = \frac{1}{2} C_D \rho_f U^2 D \quad (6)$$

$$F_L = \frac{1}{2} C_L \rho_f U^2 D \quad (7)$$

式中: $C_D$ 、 $C_L$ 为导线单位长度上所受到阻力系数和升力系数; $D$ 为导线的直径; $\rho_f$ 为空气密度。

由 Den Hartog 舞动机理可知,当流体流过圆形结构表面时,结构表面只存在流场方向的气动阻力,不存在气动升力。而正馈线的舞动发生在无覆冰条件下,其截面形状为标准的圆形截面,因而正馈线表面只存在与流场方向相同的气动阻力。在挡风墙影响下流体流过挡风墙后,风向与水平方向会形成一定夹角,由此可知正馈线受到的气动阻力同样会与水平方向形成一定夹角。正馈线气动力示意图见图 3。对正馈线受到的气动阻力进行垂直与水平方向的分解,可以得到正馈线垂直方向与水平方向气动力,结合式(1)、(2)可以得到正馈线运动控制方程。

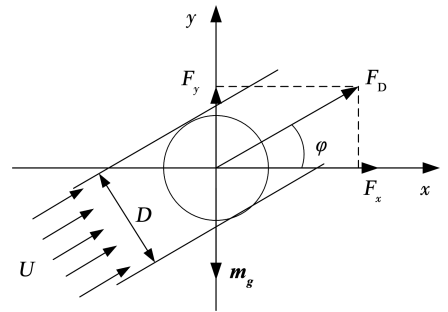


图 3 正馈线受力分析

Fig. 3 Force analysis of positive feeder

正馈线水平方向与垂直方向受到气动力为

$$F_x = F_D \cos \varphi \quad (8)$$

$$F_y = F_D \sin \varphi \quad (9)$$

两自由度弹性支撑的正馈线运动控制方程可以写为

$$\ddot{x} + 2\zeta_{x0}\omega_{x0}\dot{x} + \omega_{x0}^2x = \frac{1}{2m} C_D \rho_f U^2 D \cos \varphi \quad (10)$$

$$\ddot{y} + 2\zeta_{y0}\omega_{y0}\dot{y} + \omega_{y0}^2y = \frac{1}{2m} C_D \rho_f U^2 D \sin \varphi \quad (11)$$

导线的相对攻角 $\alpha_i$ 和相对风速 $U_r$ 见式(12)

$$\begin{cases} \alpha_i = \varphi + \theta_i \\ \theta_i = \tan^{-1} \left( \frac{\dot{y}}{U - \dot{x}} \right) \\ U_r = \sqrt{(\dot{y})^2 + (U - \dot{x})^2} \end{cases} \quad (12)$$

式中: $\varphi$ 为迎风角; $U$ 为水平方向来流速度; $\dot{x}$ 为导线水平方向运动速度; $\dot{y}$ 为导线垂直方向运动速度。



气动力从 0 时刻到  $t$  时刻所做的功如式 (13) 所示<sup>[19]</sup>:

$$E_T = \int_0^t (F_y \dot{y} - 2m\zeta_{y0}\omega_{y0}\dot{y}^2) dt \quad (13)$$

式中: 第一项对应于空气动力所做的功; 第二项对应于结构阻尼力做功。在某一时刻, 当功率  $F_y \dot{y} > 0$  时, 垂直方向的波动气动力  $F_y$  促进振荡; 当功率  $F_y \dot{y} < 0$  时,  $F_y$  抑制振荡。

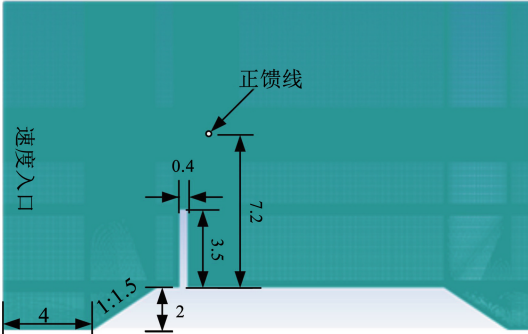
2 模型网格及参数设定

2.1 模型网格及边界条件

正馈线发生舞动时水平与垂直方向位移较大, 需不断更新正馈线运动壁面区域的计算网格。为减小因正馈线运动引起的网格畸变而产生的计算误差, 采用嵌套网格技术来实现流场中正馈线边界的运动。嵌套网格由两部分组成: 底层背景静态网格和组分动态网格。静态网格不随正馈线发生运动, 网格不会因拉伸或挤压而发生形变。背景网格和组分网格都使用结构化网格, 正馈线表面部分边界层网格的无量纲值小于  $1(y^+ < 1)$ <sup>[20]</sup>。流场的整体计算网格见图 4。边界条件设置如下: 流场入口设置为速度入口, 出口为压力出口, 上壁面为滑移壁面, 路基、挡风墙、正馈线表面边界为无滑移壁面。



(a) 组分网格



(b) 整体流体域网格

图 4 两自由度正馈线流场计算网格 (m)

Fig. 4 Computational fluid mesh of two-degree-of-freedom spring supported positive feeder(m)

2.2 参数设置

在本文中, 水平频率比  $f_x/f_y$  是变化的, 而垂直固有频率  $f_y$  保持恒定值, 对应于跨距为 50 m 实际正馈线的一阶固有频率, 正馈线的固有频率可采用

理论计算式 (14) 获得。正馈线张力大小可根据兰新高铁接触网正馈线的安装曲线获得, 见图 5。其中  $T_x$  为正馈线张力,  $l$  为跨距,  $F_x$  为弛度,  $t_x$  为温度。当正馈线弛度为 0.95 m 时, 可从安装曲线中查得正馈线张力为 3 200 N。正馈线阻尼比根据 EPRI 的输电线路参考手册中给定的阻尼比进行取值<sup>[21]</sup>, 水平和垂直方向均取 0.5%。正馈线单位长度质量为 1.058 kg/m, 正馈线弹性模量为 66 GPa, 正馈线外径为 23.76 mm, 正馈线垂直方向固有频率为 0.55 Hz, 分析时间步长为 0.05 s, 计算总时长随正馈线振动的平稳性而变化。

$$f_n = \frac{n}{2l} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (14)$$

式中:  $m$  为正馈线单位长度质量;  $T$  为正馈线张力;  $n$  为正馈线振动阶次;  $l$  为正馈线跨距。

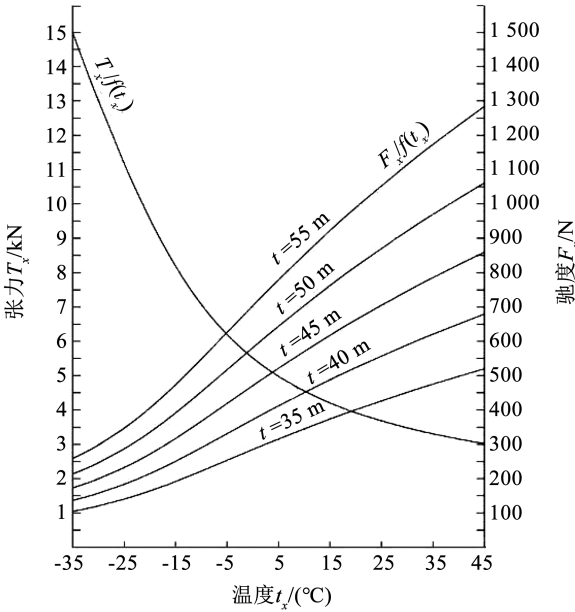


图 5 正馈线施工安装曲线

Fig. 5 Construction curves of positive feeder

利用 FLUENT 软件求解流场, 根据模型边界条件计算得到流场中正馈线表面的压力、速度等信息。提取得到作用在正馈线表面的气动力, 然后将气动力代入正馈线的运动方程, 通过求解正馈线的运动方程, 获得当前时间步长下正馈线运动的位移和速度<sup>[22-23]</sup>。同时根据正馈线的位移和瞬时速度更新流场网格, 然后进行下一时间步的迭代计算。

FLUENT 软件不能直接进行正馈线结构响应的求解, 若要实现流固耦合计算, 需要利用 FLUENT 软件的用户自定义函数 (UDF) 实现<sup>[24-26]</sup>。通过编写用户自定义程序, 采用 Runge-Kutta 法求解结构动力响应, 利用动网格技术实现计算域内网格动态更新, 实现正馈线的流固耦合求解。



3 风洞试验

风洞试验模型的设计考虑了整体模型与实际工程的几何相似性。文中风洞试验主要用于测量挡风墙后方正馈线位置处的风速变化。并且在进行风洞试验过程中观察到了正馈线的舞动现象,与实际工程中正馈线的舞动现象相符。风洞试验的几何相似比确定为 1:59,现场实际尺寸及缩尺风洞试验尺寸对比见表 1。仿真计算得到正馈线处风速,与风洞试验进行对比,验证计算结果的正确性。风洞试验模型见图 6,图 7 为风速测量仪,仿真计算结果与试验结果对比见表 2。

表 1 风洞试验尺寸对比

Tab. 1 Wind tunnel test size comparison

| 参数         | 实际尺寸/mm | 实验模型尺寸/mm |
|------------|---------|-----------|
| 挡风墙高度      | 3 500   | 59.1      |
| 正馈线中点高度    | 7 200   | 106.7     |
| 正馈线距离挡风墙距离 | 1 050   | 17.7      |
| 路堤高度       | 2 000   | 33.8      |

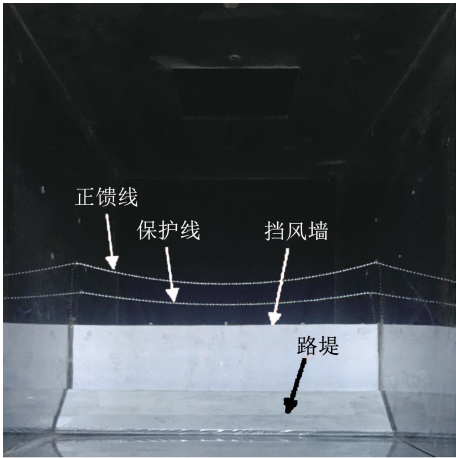


图 6 风洞试验模型

Fig. 6 Wind tunnel test model



图 7 风速测量仪

Fig. 7 Anemometer

表 2 实验结果对比

Tab. 2 Comparison of wind tunnel test and simulation results

| 风洞入口风速/( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) | 正馈线处风速/( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) |       | 误差/%   |
|-----------------------------------------|-----------------------------------------|-------|--------|
|                                         | 试验结果                                    | 仿真结果  |        |
| 5.26                                    | 9.89                                    | 9.91  | 0.202  |
| 10.14                                   | 18.29                                   | 18.70 | 2.192  |
| 16.75                                   | 31.71                                   | 30.05 | -5.524 |
| 20.40                                   | 38.50                                   | 37.00 | -4.054 |
| 27.40                                   | 52.94                                   | 49.45 | -7.058 |

由表 2 可知,试验结果与仿真计算结果存在一定误差,考虑到试验装置的气密性等问题,可以认为误差在允许范围内。从表 2 中可以发现,试验结果与仿真计算结果均近似为入口风速的两倍,表明本文所采用的流场模拟方法可以反映出实际工程中挡风墙对正馈线处气流的影响。因此,风洞试验在一定程度上说明了本文采用的模拟方法的正确性,为本文的流体仿真研究提供了可靠依据。

4 计算结果分析

4.1 频率比对正馈线舞动的影响

对于垂直-水平两自由度系统,导线的舞动取决于结构和空气动力参数,特别是结构的轴向和横向(垂直、水平)两个方向的相对固有频率。一般情况下,导线不同运动方向的固有频率不同。为进一步明确不同频率比对正馈线舞动的影响,文中比较了变频率比垂直-水平两自由度系统的时程分析结果,研究了系统的耦合特性及其机理。在本文中为使研究结果更具一般性,视正馈线所受气动力水平方向分量为气动阻力,垂直方向分量为气动升力。

图 8 给出了不同频率比下正馈线阻力系数平均值与升力系数均方根值随风速的变化情况。由图 8(a)可知,不同频率比下正馈线阻力系数平均值随风速的变化趋势略有差异。当  $f_x = 1.0f_y$ , 风速  $< 15 \text{ m/s}$  时,阻力系数均值变化趋势较为稳定,风速  $\geq 15 \text{ m/s}$  时,阻力系数均值略有减小;在其他频率比下,阻力系数均值均先增大到最大值后逐渐减小。可以发现,正馈线会受到流场作用而产生顺流向的推力,流场产生的推力越大正馈线受到流场的影响越大。从图 8(a)中不难看出,不同风速下频率比对正馈线的影响不同,当频率比  $f_x = 0.8f_y$  时,正馈线平均阻力系数的最大值  $> 5$ ,大于其他频率比下平均阻力系数的最大值。当风速  $U = 20 \text{ m/s}$  时,正馈线平均阻力系数值降幅较明显,这是由正馈线的运动速度造成的。根据相对运动原理,正馈线逆着流场方向运动时,相当于增大了流场的来流速度,即增大了

正馈线受到的阻力,顺着流场方向运动相当于减小了流场的流速,即减小了正馈线受到的阻力。同理,也可以解释升力减小的原因。由于水平方向频率比较小,模型中水平方向结构刚度相对较小,受来流速度影响导线的运动速度相对较大。结合阻力系数表达式(6)可知,阻力系数受流速的影响较大,因此相对流速越大,正馈线的阻力系数越小。由图 8(b)可知,不同风速下正馈线的升力系数均方根值变化曲线呈现先增大后减小的趋势。在风速  $8\text{ m/s} \leq U \leq 12\text{ m/s}$  的范围内升力系数均方根值达到最大值。不难发现,频率比对正馈线升力系数均方根值的影响较小,这主要是因为正馈线垂直固有频率未发生变化,同一风速下流场与正馈线之间的相互耦合作用不变,使得不同频率比下正馈线的升力系数均方根值更加接近。

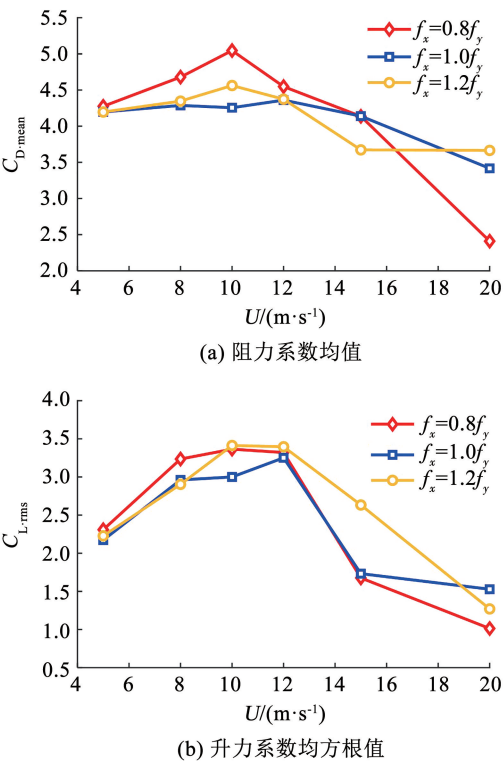


图 8 正馈线阻力系数平均值与升力系数均方根值随风速变化情况

Fig. 8 Variation of mean value of drag coefficient and RMS value of lift coefficient of positive feeder at different wind speeds

图 9 为风速  $U = 20\text{ m/s}$  时不同频率比下正馈线的位移时程图,选取频率比  $f_x/f_y = 0.8, 1.0, 1.2$  ( $f_y = 0.55\text{ Hz}$ ) 进行分析,正馈线的振动幅度均通过求解振动方程获得,以正馈线跨中点为初始位置进行时程分析。可以发现,不同频率比下正馈线的振动幅值不同。当风速  $U = 15\text{ m/s}$ ,垂直固有频率等于水平固有频率时,位移曲线的振幅随时间逐渐增大,  $t > 10\text{ s}$  时振幅逐渐趋于稳定;当频率比  $f_x = 0.8f_y$  与

$f_x = 1.2f_y$  时,位移曲线均先出现一个较大的振幅后逐渐减小再进行稳定的振动。当风速  $U = 20\text{ m/s}$ ,频率比  $f_x = 0.8f_y$  时,位移曲线随时间变化呈明显的波动特征,这是因为导线与流场互相耦合产生的共振不稳定现象;当水平固有频率大于垂直固有频率时,正馈线振幅曲线呈快速衰减振动,频率比越大,衰减越快,且正馈线舞动现象逐渐消失。不同风速下,水平固有频率小于垂直固有频率时,位移曲线幅值随风速增大进一步增大,使正馈线舞动发生在更大的风速范围内。当水平固有频率大于垂直固有频率时,随风速增大,正馈线舞动幅值明显减小。说明频率比对舞动发生的条件及其幅度存在一定影响。

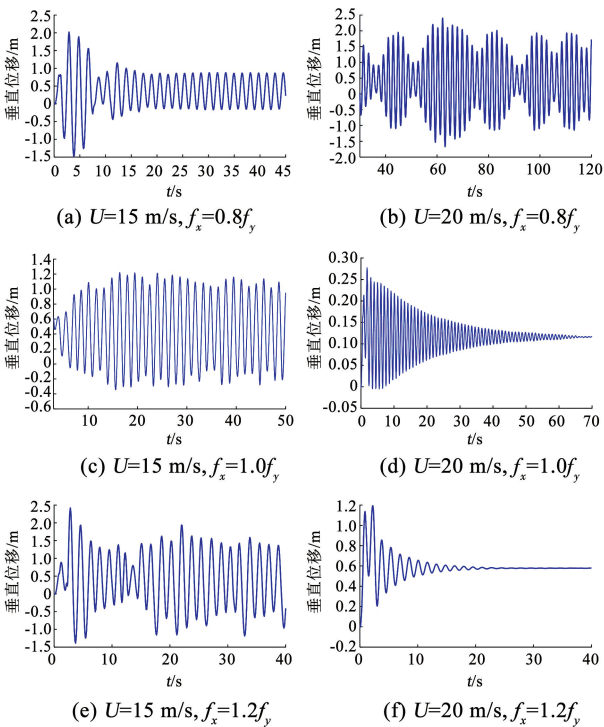


图 9 不同风速和频率比下正馈线位移时程

Fig. 9 Displacement time history of positive feeder at different wind speeds and frequency ratios

图 10 为正馈线升力系数、垂直位移、输入能量时程。正馈线气动升力与正馈线运动方向的变化会影响正馈线与流场的能量转换方式,进而影响正馈线的舞动响应。当正馈线的气动升力方向与正馈线运动方向相同时,正馈线会从流场中获得能量,同时若结构刚度较小,则结构受周围流体影响较大,正馈线周围就会产生波动气动力,激发较大的振幅。由图 10(a)可见,功率时程曲线与位移时程曲线呈同频同周期变化,当气动功率大于零时,气动力对正馈线做正功,正馈线舞动幅值不断增大;当气动功率过零点时正馈线舞动幅值达到最大值;当气动功率小于零时,气动力对正馈线做负功,正馈线舞动幅值不断减小。这与气动力做功公式(13)分析结果一致。

由图 10(b) 可见, 当风速  $U = 20 \text{ m/s}$ , 频率比  $f_x = 0.8f_y$  时, 正馈线周围气动升力呈周期性波动, 升力系数与位移之间存在较小相位差, 结构与流体发生了共振不稳定现象。随结构频率增大, 正馈线周围气动波动幅度逐渐减小, 正馈线位移曲线呈衰减式振荡。由此可见, 正馈线周围存在波动气动力, 是引起正馈线舞动的根本原因, 当正馈线周围不存在波动气动力时, 正馈线不发生舞动。这也解释了风速  $U = 20 \text{ m/s}$  时, 垂直固有频率小于水平固有频率时, 正馈线不发生舞动的原因。

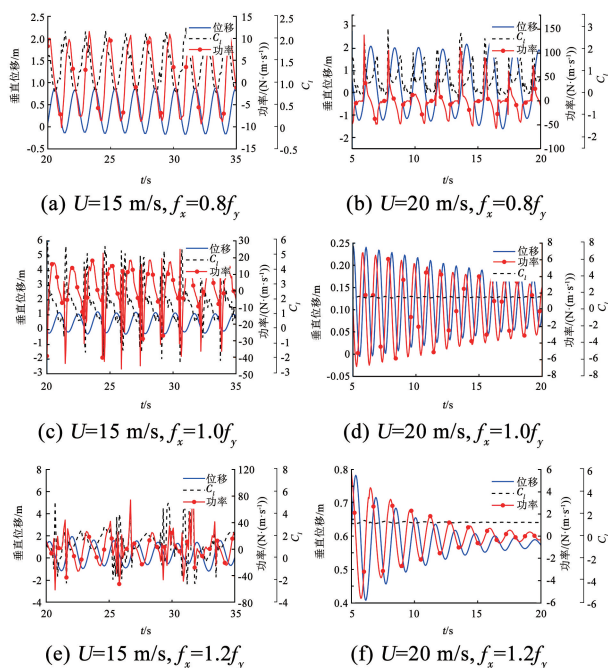


图 10 不同风速和频率比下正馈线升力系数、垂直位移、能量输入时程

Fig. 10 Time history of lift coefficient, vertical displacement, and energy input of positive feeder at different wind speeds and frequency ratios

图 11 比较了两自由度系统中不同水平频率比之间的垂直振幅。相比之下, 风速在  $10 \sim 20 \text{ m/s}$  的范围内, 垂直振幅受频率比的影响较大。在  $f_x/f_y = 1.0$  的情况下, 垂直振幅小于其他频率比下的振幅, 在风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时, 振幅达到最大值。当水平固有频率大于垂直固有频率时, 发生舞动时的风速范围与频率比  $f_x/f_y = 1.0$  时几乎相同, 舞动幅值较频率比  $f_x = 1.0f_y$  时的大。当水平固有频率小于垂直固有频率时, 舞动幅值随风速增大逐渐增大, 与其他频率比相比, 正馈线可以在更大的风速范围内发生大幅舞动。

#### 4.2 $f_x = f_y$ 时正馈线的舞动特性

风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时各变量的时程分析见图 12。图 12(a)、(b) 为正馈线垂直和水平位移时程。可以发现正馈线水平方向与垂直方向发生了振动偏

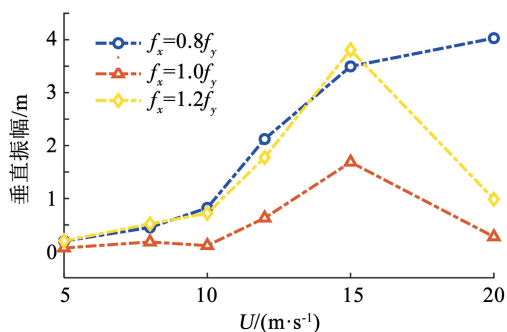
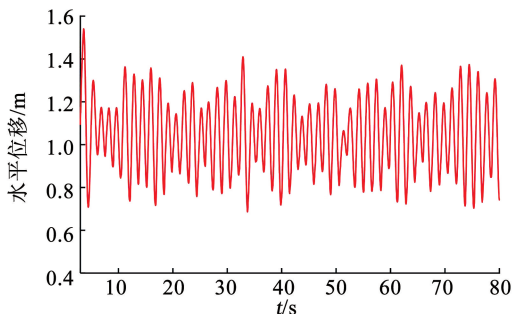
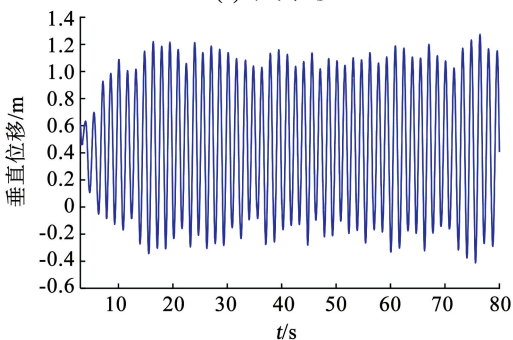


图 11 不同频率下最大垂直位移

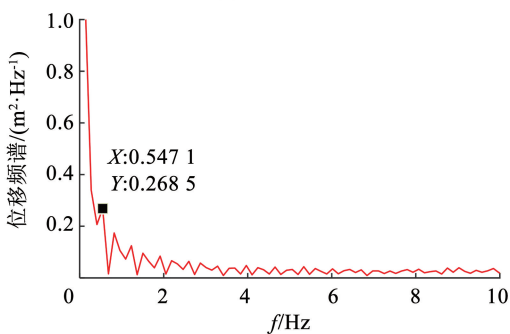
Fig. 11 Maximum vertical displacement at different frequencies



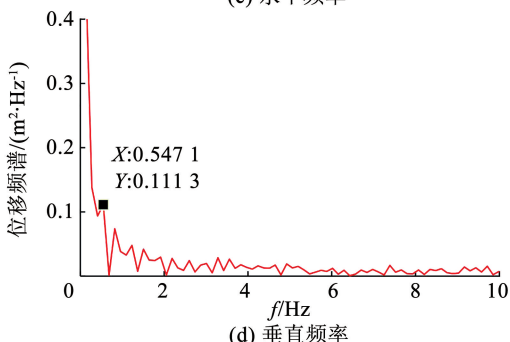
(a) 水平位移



(b) 垂直位移



(c) 水平频率



(d) 垂直频率

图 12 风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时各变量的时程分析

Fig. 12 Time history analysis of each variable at wind speed  $U = 15 \text{ m/s}$



移,水平方向正馈线在距初始位置 1 m 处发生振动,垂直方向在距初始位置 0.5 m 处发生振动。正馈线垂直振幅大于水平振幅,最大水平位移达到 1.6 m,最大垂直位移为 1.2 m。对正馈线水平与垂直位移数据进行快速傅里叶变换 (FFT) 得到正馈线的舞动频率。可以发现,正馈线水平与垂直振动主频均为 0.55 Hz,与正馈线固有频率一致。结合图 10(c) 正馈线气动升力、垂直位移及能量输入的时程曲线,可以发现在一个周期内气动升力及能量输入随时间呈周期性变化,气动升力与垂直位移存在一定相位差。当流体对正馈线做正功时,振幅逐渐增大至峰值;当流体对正馈线做负功时,正馈线振幅则逐渐减小。风速  $U = 15\text{ m/s}$  时,相较于振幅较小的水平位移,流体对垂直方向做功更多。

表 3 为不同风速下正馈线的垂直振幅、水平振幅、振动频率。可以发现,不同风速下垂直方向与水平方向振幅均呈现先增大后减小的变化趋势。风速  $U = 15\text{ m/s}$  时垂直振幅达到最大值,最大振幅为 1.68 m。风速  $U = 12\text{ m/s}$  时水平振幅最大,最大振幅为 0.97 m。此外,由表 3 可知,除少数情况外,正馈线垂直、水平方向的振动频率与固有频率几乎相同。当风速达到 12 m/s 时,正馈线在挡风墙影响下开始发生大幅舞动,此时正馈线垂直振幅大于水平振幅,以垂直振动为主。这主要是因为随风速增大,挡风墙后方风向与正馈线之间夹角增大,使流场对正馈线作用的垂直分量增大。由图 8(b) 可以发现,此时正馈线的气动升力最大,从而使正馈线在风速  $U = 12\text{ m/s}$  时开始发生大幅舞动。

表 3 不同风速下正馈线的舞动幅值、频率  
Tab. 3 Galloping amplitude and frequency of positive feeder at different wind speeds

| 速度大小/( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) | 舞动幅值/m |      | 舞动频率/Hz |      |
|---------------------------------------|--------|------|---------|------|
|                                       | 垂直     | 水平   | 垂直      | 水平   |
| 8                                     | 0.17   | 0.22 | 0.54    | 0.55 |
| 10                                    | 0.10   | 0.15 | 0.55    | 0.55 |
| 12                                    | 1.40   | 0.97 | 0.55    | 0.55 |
| 15                                    | 1.68   | 0.82 | 0.55    | 0.55 |
| 20                                    | 0.27   | 0.58 | 0.53    | 0.55 |

4.3 不同自由度下正馈线的舞动特性

正馈线在舞动过程中会同时产生垂直和水平两个方向的振动,因此两个方向的振动形态可能存在一定程度的耦合作用。为进一步明确这种耦合效果对正馈线舞动的影响,以频率比  $f_x = f_y$  为例分析了不同自由度下正馈线的舞动响应。图 13 给出了风速  $U = 15\text{ m/s}$  时单自由度系统正馈线垂向位移时程。可以发现正馈线单自由度系统的振幅大于两自由度系统的振幅。说明正馈线水平方向与垂直方向

发生了耦合振动,即水平方向振动对垂直方向振动存在一定限制作用。

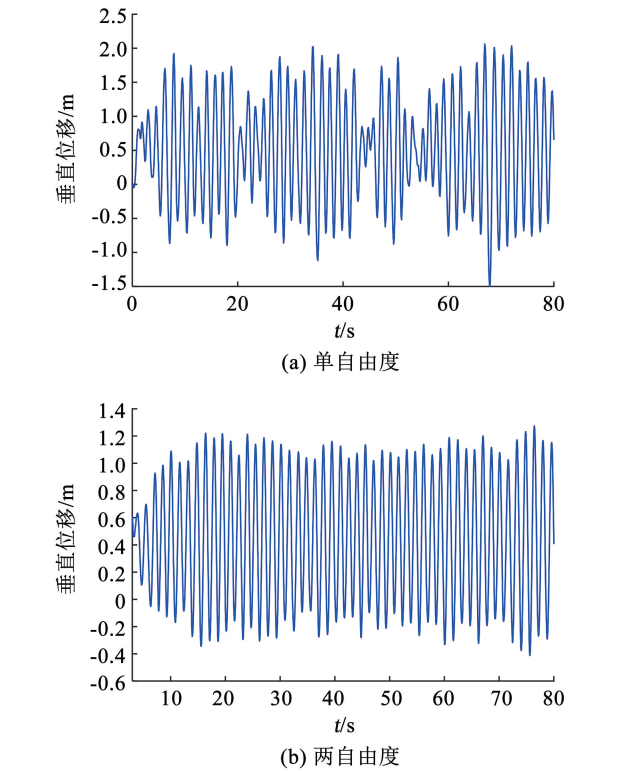


图 13 风速  $U = 15\text{ m/s}$  时不同自由度系统正馈线垂直位移时程  
Fig. 13 Time history of vertical displacement of positive feeder in systems with different degrees of freedom at wind speed  $U = 15\text{ m/s}$

图 14 为不同自由度下正馈线振幅与风速之间的关系曲线。对比两曲线可以看出,两线整体的趋势基本保持一致,但单自由度系统中正馈线振幅大于两自由度系统。当风速  $U = 15\text{ m/s}$  时,两曲线振幅达到最大值,垂直单自由度系统与垂直 - 水平两自由度系统最大振幅分别为 3.56 m 和 1.68 m。随风速增大,正馈线垂直与水平方向振幅之间的差距逐渐变小。说明正馈线水平方向的振动对垂直方向的振动存在一定影响。为进一步说明正馈线水平运动对垂直方向振幅的影响,对垂直 - 水平两自由度与单自由度系统各变量进行了比较,见图 15。

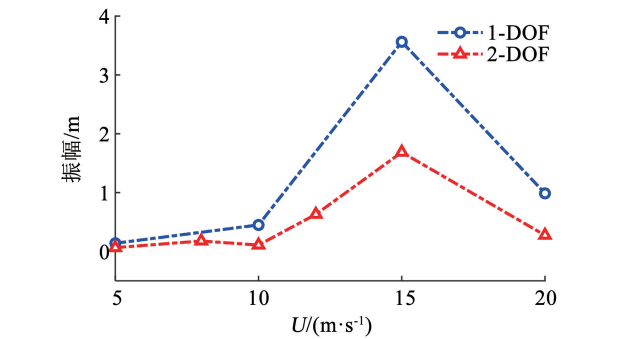


图 14 单自由度与两自由度系统正馈线垂直位移  
Fig. 14 Vertical displacement of positive feeder in single-degree-of-freedom and two-degree-of-freedom systems

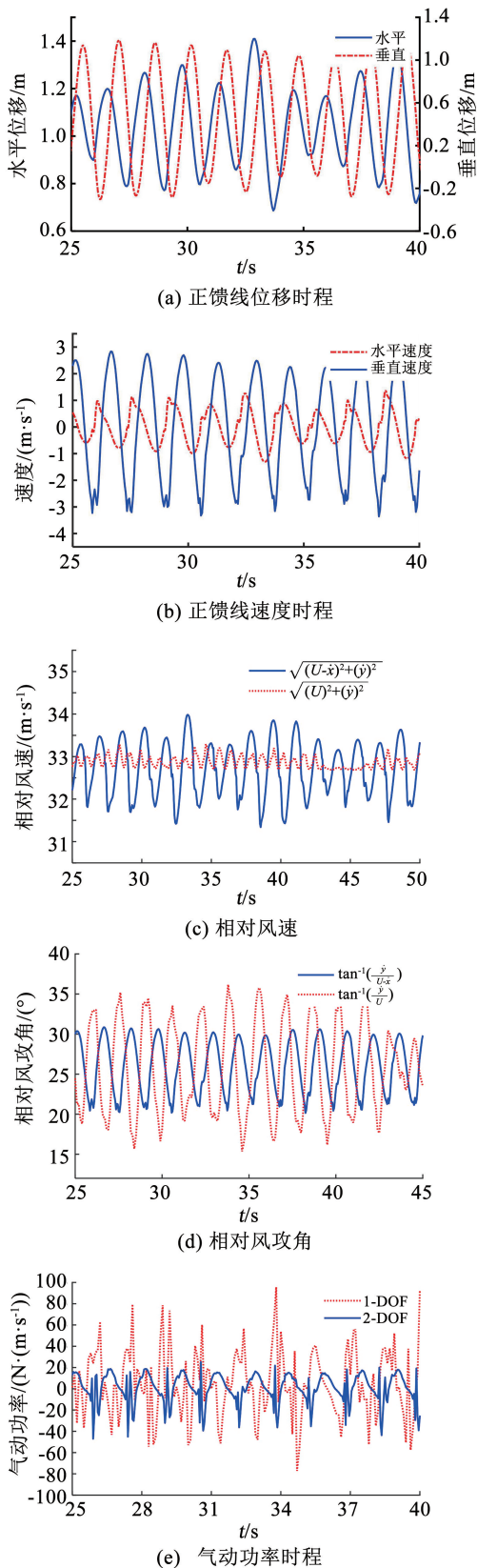


图 15  $U = 15 \text{ m/s}$  时各变量时间序列的比较

Fig. 15 Comparison of time series of variables at wind speed  $U = 15 \text{ m/s}$

图 15 为垂直 - 水平两自由度系统各变量在风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时的时程 ( $f_x/f_y = 1.0$ )。为了说明水平运动对正馈线垂直振幅的影响,对相对风速、相对

风攻角和气动功率  $F$ , 做的功与水平速度  $\dot{x} = 0$  时的各变量进行了比较。图 15(a)、(b) 为正馈线垂直与水平位移时程和速度时程。可以发现,垂直与水平方向位移存在一定相位差,正馈线的振形呈椭圆形,与实际现场中观察到的正馈线振形相似。由速度时程可发现,正馈线速度大于零时,位移增加,反之,正馈线位移减小。图 15(c)、(d) 为相对风速与相对风攻角时程,可见相对风速随正馈线水平速度的波动进行波动,水平速度减小时,相对风速增大,反之,相对风速减小。由于水平位移与垂直位移存在相位差,相对风攻角与相对风速不存在明显的关联性。由图 15(d) 可发现,相对风攻角在正馈线水平速度影响下呈单一的周期性变化。当正馈线水平速度为零时的相对攻角最值较水平速度不为零时大,即正馈线距离挡风墙越近,受风攻角影响越大,反之则越小。图 15(e) 为单自由度系统与垂直 - 水平两自由度系统垂直方向气动力做功对比图。由图 15 可见,垂直单自由度系统大于垂直 - 水平两自由度系统气动力做的功。即来流速度相同时,垂直单自由度系统振幅更大。说明正馈线距挡风墙越近气动力做功越多,振幅更大。因此,正馈线在运动过程中,正馈线距离挡风墙较近时,受相对风速、气动功率、相对风攻角的影响较大,正馈线向远离挡风墙方向运动。当正馈线距挡风墙较远时,正馈线受相对风速、气动功率、相对风攻角影响较小,正馈线向靠近风墙方向运动。在流场与正馈线之间不断进行上述过程,从而使正馈线发生大幅舞动。

#### 4.4 正馈线尾流特性

为更直观分析正馈线迎风角度随正馈线运动的变化,图 16 给出了风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时挡风墙后方正馈线的涡量云图 (5.4 ~ 9 s)。由图 16 可知,正馈线受风攻角的影响较为明显。当  $t = 5.4 \text{ s}$  时,正馈线风攻角较小,此时正馈线垂直方向风速分量较小,正馈线顺流场方向运动。随正馈线的运动,正馈线受结构力的作用增大,在结构力和气动力共同作用下,正馈线在流场中做类椭圆运动。由图 16 可发现,正馈线在运动过程中不同时刻的风攻角度存在较大的差异,说明正馈线在运动过程中受迎风角的影响较大。由于兰新高铁大风区段受地理环境条件的影响相对湿度较低,正馈线不易覆冰,可见覆冰并非为导线发生舞动的必要条件。

大风区段接触网正馈线发生舞动路段,受挡风墙影响风向与正馈线易形成  $20^\circ \sim 30^\circ$  夹角,易使正馈线垂直方向气动力幅值增加。当正馈线垂直方向气动力大于正馈线重力和结构的阻尼作用时,正馈线就会发生气动失稳,进而引起正馈线的舞动。可

以发现这一结论与 Den Hartog 垂直激发理论“当作用在导线表面升力的垂直分量大于阻力引起的阻尼作用时就会发生气动失稳, 从而引起导线舞动”符合, 故可以认定大风区段接触网正馈线的舞动为无覆冰条件下的 Den Hartog 舞动。

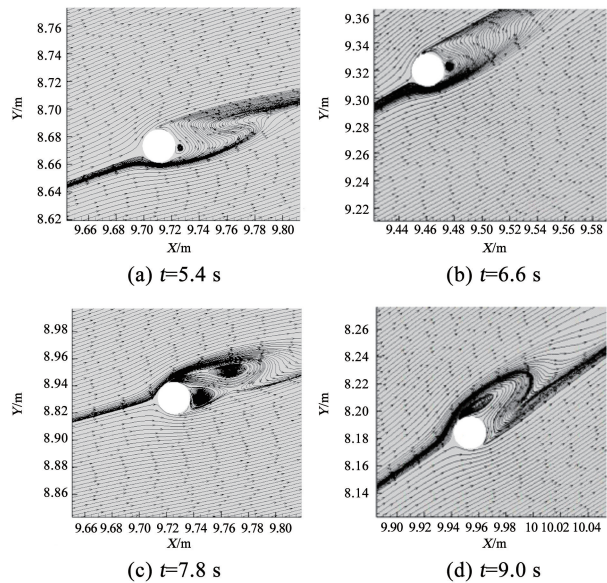


图 16 风速  $U = 15 \text{ m/s}$  时不同时刻、位置正馈线涡量  
Fig. 16 Vorticity diagram of positive feeder at different time and position at wind speed  $U = 15 \text{ m/s}$

5 结 论

1) 频率比对舞动发生的条件及其振幅存在一定影响。频率比  $f_x = 0.8f_y$  时, 风速对正馈线的振动响应具有显著的影响, 风速越大, 正馈线的振幅越大, 相比于其它频率比, 频率比  $f_x = 0.8f_y$  时, 正馈线的振动发生在更大的风速范围内。

2) 在固有频率  $f_x = f_y$  条件下, 风速  $U = 12 \text{ m/s}$  时, 正馈线开始发生大幅舞动, 此时正馈线垂直振幅大于水平振幅, 以垂直方向振动为主。随风速增大, 正馈线振幅呈先增大后减小的变化趋势, 当风速为  $15 \text{ m/s}$  时, 舞动振幅达到最大值。

3) 不同自由度系统下正馈线舞动振幅不同。垂直单自由度系统大于垂直 - 水平两自由度系统的垂直振幅, 说明多自由度系统下, 正馈线的水平振动对垂直振动存在一定限制作用。

4) 大风区接触网正馈线的舞动为无覆冰条件下的 Den Hartog 舞动。受挡风墙的影响, 流场与正馈线之间容易形成夹角, 使正馈线垂直方向气动力振幅增大, 从而引起正馈线的大幅舞动, 符合 Den Hartog 垂直激发机理, 故将大风区段接触网正馈线的舞动模式归属为无覆冰条件下的 Den Hartog 舞动。

参考文献

[1] 肖建华, 姚正毅, 屈建军, 等. 兰新铁路百里风区极端风况特征及形成机制[J]. 中国铁道科学, 2016, 37(3): 130  
XIAO Jianhua, YAO Zhengyi, QU Jianjun, et al. Characteristics and formation mechanism of extreme wind conditions in the 100 mile wind area of Lanzhou Xinjiang railway[J]. China Railway Science, 2016, 37(3): 130

[2] 王效有. 兰新高铁工程技术措施优化设计[J]. 铁道建筑技术, 2016(6): 73  
WANG Xiaoyou. Optimization design on engineering technical measures for Lanzhou-Xinjiang high-speed railway[J]. Railway Construction Technology, 2016(6): 73

[3] 辛国伟, 黄宁, 张洁. 大风区铁路沿线挡风墙积沙机理及优化措施的风洞实验研究[J]. 力学学报, 2020, 52(3): 635  
XIN Guowei, HUANG Ning, ZHANG Jie. Wind-tunnel experiment on sand deposition mechanism and optimal measures of wind-break wall along railway in strong wind area[J]. Acta Mechanica Sinica, 2020, 52(3): 635

[4] 潘新民, 马秀清, 徐洁. 兰新高铁挡风墙防风效果分析评估[J]. 干旱气象, 2019, 37(3): 496  
PAN Xinmin, MA Xiuqing, XU Jie. Analysis and evaluation of wind protection effect of wind retaining wall of Lanxin high speed railway[J]. Drought Meteorology, 2019, 37(3): 496

[5] 李长波. 兰新高铁接触网附加线防舞动技术研究[J]. 铁道建筑技术, 2017(2): 98  
LI Changbo. Research on anti-galloping technology of catenary additional line in Lanzhou-Xinjiang high-speed railway[J]. Railway Construction Technology, 2017(2): 98

[6] DEN HARTOG J P. Transmission line vibration due to sleet[J]. AIEE Transactions, 1932, 51(4): 1074

[7] NAKAMURA Y. Galloping of bundled power line conductors[J]. Journal of Sound and Vibration, 1980, 73(3): 363

[8] JONES K. Coupled vertical and horizontal galloping[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1992, 118(1): 92

[9] NIKITAS N, MACDONALD J H G. Misconceptions and generalizations of the Den Hartog galloping criterion[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2014, 140(4): 04013005

[10] HE Mingzhe, MACDONALD J H G. An analytical solution for the galloping stability of a 3 degree-of-freedom system based on quasi-steady theory[J]. Journal of Fluids and Structures, 2016, 60: 23

[11] LOU W, WU D, XU H, et al. Galloping stability criterion for 3-DOF coupled motion of an ice-accreted conductor[J]. Journal of Structural Engineering, 2020, 146(5): 04020071

[12] 赵珊鹏, 葛威, 王思华, 等. 兰新高铁大风区段接触网附加导线新型三角防舞器有效性分析[J]. 高电压技术, 2022, 48(12): 4852

[13] 王玉环. 兰新高铁大风区接触网正馈线悬挂结构适应性分析[J]. 铁道标准设计, 2018, 62(3): 124  
WANG Yuhuan. Adaptability analysis of suspended structure of overhead contact line in wind areas along Lanzhou-Urumqi high speed railway[J]. Railway Standard Design, 2018, 62(3): 124

[14] 韩佳栋. 大风区高速铁路接触网附加导线舞动机理及防护措施研究[J]. 铁道标准设计, 2015, 59(12): 125  
HAN Jiadong. Research on galloping mechanism and protective measures of overhead contact system additional conductors of high



speed railway in gale area[J]. Railway Standard Design, 2015, 59(12): 125

[15] 韦昱呈. 横流作用下圆柱结构的流固耦合响应研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2021

WEI Yucheng. Fluid-structure coupling responses of cylindrical structures subjected to cross flow[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2021

[16] 梁瑜, 陈俊, 杨蕴华, 等. 输电导线流致振动响应及受力分析[J]. 电工技术, 2022(11): 63

LIANG Yu, CHEN Jun, YANG Yunhua, et al. Fluid-induced vibration response and force analysis of high-voltage transmission lines[J]. Electric Engineering, 2022(11): 63

[17] 王贵春, 曹宗恒. 基于重叠网格法的斜拉索涡激振动分析[J]. 郑州大学学报(理学版), 2021, 53(3): 119

WANG Guichun, CAO Zongheng. Analysis on vortex induced vibration of stay cable based on overset mesh[J]. Journal of Zhengzhou University (Natural Science Edition), 2021, 53(3): 119

[18] 寻凯, 尹洪, 刘海英. 不同绞向组合覆冰分裂导线稳定性及其舞动特性[J]. 高电压技术, 2021, 47(7): 2506

XUN Kai, YIN Hong, LIU Haiying. Stability and galloping characteristic of iced bundled conductor with the combination in various directions of lay[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(7): 2506

[19] MATSUMIYA H, YAGI T, MACDONALD J H G. Effects of aerodynamic coupling and non-linear behaviour on galloping of ice-accreted conductors[J]. Journal of Fluids and Structures, 2021, 106: 103366

[20] 陈东阳, 肖清, 顾超杰, 等. 柱体结构涡激振动数值计算[J]. 振动与冲击, 2020, 39(19): 7

CHEN Dongyang, XIAO Qing, GU Chaojie, et al. Numerical calculation of vortex-induced vibration of a cylinder structure[J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(19): 7

[21] LILIE J L. State of the art of conductor galloping. A complementary document to “Transmission line reference book-wind-induced conductor motion Chapter 4: Conductor galloping” based on EPRI research project 792[R]. [S.l.]: CIGRE, 2005

[22] 陈东阳. 海洋柔性结构流固耦合动力学研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2018

CHEN Dongyang. Fluid-structure interaction study of marine flexible structures[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2018

[23] 吕中宾, 陈文礼, 潘宇, 等. 输电导线风致舞动的数值模拟研究[J]. 自然灾害学报, 2017, 26(4): 1

LÜ Zhongbin, CHEN Wenli, PAN Yu, et al. Numerical simulation on galloping of an iced conductor[J]. Journal of Natural Disasters, 2017, 26(4): 1

[24] 晏致涛, 王灵芝, 刘军, 等. 表面粗糙度对导线风荷载及涡激振动的影响[J]. 振动与冲击, 2018, 37(7): 146

YAN Zhitao, WANG Lingzhi, LIU Jun, et al. Effects of surface roughness of conductors on their wind loads and vortex-induced vibration[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(7): 146

[25] 曲宝旭. 基于 CFD 重叠网格方法的输电导线流固耦合研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2019

QU Baoxu. Study on fluid-structure interaction of transmission line based on CFD overset grid method[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2019

[26] 宋群群. 输电线的流固耦合振动数值分析[D]. 重庆: 重庆大学, 2014

SONG Qunqun. Numerical simulation of fluid-structure interaction of transmission line[D]. Chongqing: Chongqing University, 2014

(编辑 苗秀芝)