

大风区接触网扰流防舞器三维抑舞特性研究

赵珊鹏^{1†}, 刘源涛¹, 张鹏飞^{1,2}, 徐金阳¹, 田铭兴¹, 赵斌¹, 张文韬¹

(1. 兰州交通大学 自动化与电气工程学院, 甘肃 兰州 730070;

2. 中国铁路呼和浩特局集团有限公司呼和浩特机务段, 内蒙古 呼和浩特 010050)

摘要:为探明大风区扰流防舞器的抑舞机制,并优化其抑舞效果,建立了接触网正馈线空气动力学计算模型,基于 SST $k-\omega$ 湍流模型模拟,获取了正馈线位置处风速及风仰角变化规律.在不同风速下,分析了安装不同尺寸(0.55D、0.65D、0.7D、0.75D、0.85D)防舞器后正馈线的三维流场气动特性.通过 ANSYS 有限元软件建立了正馈线有限元模型,分析防舞器对正馈线舞动特性的抑制效果.结果表明:正馈线安装扰流防舞器后,气流通过防舞器螺旋状扰流段呈现明显的三维扰流特性,正馈线尾流的涡旋速度梯度减小,涡旋脱落受到抑制,降低了导线表面的压力差.防舞器尺寸为 0.55D 和 0.75D 时,气动阻力系数均值随风速的增大上升最为明显.在 15 m/s 风速下,防舞器尺寸为 0.75D 时,正馈线横向和垂向舞动位移分别较未安装时降低了 26.9% 和 30.2%,横向和垂向位移频谱分别减小约 27.9% 和 35.2%,张力幅值较未安装时减小了 10.31%.本研究可为大风区接触网正馈线及其他架空输电导线的防舞设计与工程实践提供理论依据.

关键词:接触网;舞动;抑制;扰流防舞器;三维流场;气动特性

中图分类号:TM922.3 **文献标志码:**A

Study on three-dimensional gallop suppression characteristics of catenary spoiler anti-galloping device in strong wind area

ZHAO Shanpeng^{1†}, LIU Yuantao¹, ZHANG Pengfei^{1,2}, XU Jinyang¹,

TIAN Mingxing¹, ZHAO Bin¹, ZHANG Wentao¹

(1. School of Automation and Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;

2. Hohhot Locomotive Depot, China Railway Hohhot Group Co., Ltd., Hohhot 010050, China)

Abstract: To investigate the gallop suppression mechanism of spoiler anti-galloping devices in strong wind area and optimize their effectiveness, an aerodynamic calculation model for the catenary positive feeder was established. Based on simulations using the SST $k-\omega$ turbulence model, the variations in wind speed and wind attack angle at the positive feeder location were obtained. The three-dimensional flow-field aerodynamic characteristics of the positive feeder equipped with spoilers of different sizes (0.55D, 0.65D, 0.7D, 0.75D, 0.85D) under different wind speeds

* 收稿日期:2025-06-03

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52467017,51867013), National Natural Science Foundation of China(52467017,51867013); 甘肃省自然科学基金资助项目(25JRRA174,25JRRA1075), Natural Science Foundation of Gansu Province(25JRRA174,25JRRA1075); 国铁集团系统性重大科技项目(P2024G001), Systematic Major Scientific and Technological Projects of China Railway(P2024G001)

作者简介:赵珊鹏(1983—),男,吉林敦化人,兰州交通大学教授,博士

† 通信联系人,E-mail:zsp@lzjtu.edu.cn

were analyzed. A finite element model of the positive feeder was developed using ANSYS finite element software to analyze the suppression effect of the spoiler on the galloping characteristics of the positive feeder. The results show that after installing the spoiler anti-galloping device on the positive feeder, the airflow passing through the helical spoiler section exhibits significant three-dimensional spoiler characteristics. The velocity gradient of vortices in the wake of the positive feeder decreases, vortex shedding is suppressed, and the pressure difference on the conductor surface is reduced. When the spoiler sizes are $0.55D$ and $0.75D$, the average aerodynamic drag coefficient increases most significantly with increasing wind speed. Under a wind speed of 15 m/s and with a spoiler size of $0.75D$, the lateral and vertical galloping displacements of the positive feeder are reduced by 26.9% and 30.2%, respectively, compared to the case without a spoiler. The lateral and vertical displacement spectra are reduced by approximately 27.9% and 35.2%, respectively, and the tension decreases by 10.31% compared to the case without a spoiler. This study can provide a theoretical basis for the anti-galloping design and engineering practice of catenary positive feeders and other overhead transmission conductors in strong wind areas.

Key words: catenary; galloping; suppression; spoiler anti-galloping device; three-dimensional flow field; aerodynamic characteristics

随着“八纵八横”高速铁路网战略的深入推进,大风区铁路运营里程已突破4 500 km,风致安全问题日益凸显.以兰新高铁百里风区为例,该区域最大瞬时风速达60 m/s,年大风日数超过180 d.此外,西成高铁秦巴峡谷区(年均八级以上大风天数达212 d),以及西部某高原铁路咽喉段(极端天气瞬时风速突破60 m/s)等特殊区段,构成了复杂风环境的铁路系统,给既有防风技术体系带来了严峻挑战^[1-3].为降低强横风作用下列车倾覆风险,以兰新高铁为例,铁路沿线设置了挡风墙结构.然而,防护措施虽改善了列车气动稳定性,但横风经挡风墙产生了显著的局部加速效应,导致挡风墙斜后方接触网正馈线在无覆冰状态下发生剧烈舞动.同时,还可能引发接触网导线间放电以及加速连接部件的疲劳损伤等安全隐患.

国内外学者针对架空导线舞动机理开展了深入研究,主流理论包括横向舞动^[4]、扭转舞动^[5-6]及惯性耦合^[7-8]三种覆冰舞动激发机理.刘亮等^[9]采用轴向周期位移激励的方法对无覆冰导线舞动开展研究,认为这类舞动主要依赖于导线自身结构参数的共振效应,并指出可通过避开常见外载荷的激励频率从而实现防舞;谢献忠等^[10]以湖南某220 kV三相输电线路为原型,通过非接触式激励系统进行试验研究,发现输电线路发生大幅舞动时,其振动频率

趋近于系统各阶固有频率.在防舞装置研究方面,楼文娟等^[11]利用流体力学软件数值模拟了基于二维模型的扰流防舞器、悬挂式阻尼片和固接式阻尼片的气动特性,研究表明扰流防舞器和悬挂式阻尼片可有效抑制导线舞动;张友鹏等^[12]针对大风区接触网正馈线舞动,设计了一种低风压正馈线,通过研究多种结构低风压正馈线的气动特性,发现其舞动幅值低于普通正馈线;肖晓晖等^[13]以湖北中山口大跨越输电线路为背景,采用有限元仿真计算多种压重防舞器的配置方案,结果表明采用防舞器节点分割法的配置方式可有效抑制舞动;易勇志^[14]基于二维数值模拟对加装扰流防舞器的覆冰导线进行分析,比较了不同覆冰厚度、防舞器尺寸、舞动幅度及频率对导线气动特性的影响.

综上所述,目前大风区接触网舞动及防治措施研究大多基于二维数值模拟.然而,提取有限个截面气动特性的二维模拟无法表征扰流防舞器复杂的流场特性.相比之下,三维模拟能够更全面地考虑流体在导线周围的多维度运动和相互作用.因此,本文以兰新高铁沿线极端环境为背景,建立正馈线三维扰流防舞器流场模型,分析关键结构参数(扰流防舞器直径)对接触网正馈线气动性能的影响.利用Davenport谱模拟随机风场特性,通过有限元仿真精确评估防舞器的抑舞效果.

1 模型建立及计算设置

1.1 接触网正馈线模型

兰新高铁大风区段为保障行车安全,在线路迎风侧设置了挡风墙结构,如图1所示.该防护设施通过削弱直接风荷载,有效降低了列车在强风环境中的运行风险.然而,挡风墙的防风作用会伴随显著的“风涌”效应,当来流经过挡风墙时,气流产生明显分离现象,如图2所示.受挡风墙阻挡后,气流上行至分离区形成高速湍流,加剧接触网正馈线的舞动.

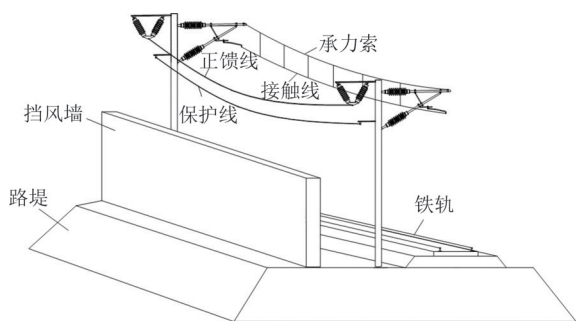


图1 大风区铁路线路及接触网结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of railway line and catenary structure in strong wind area

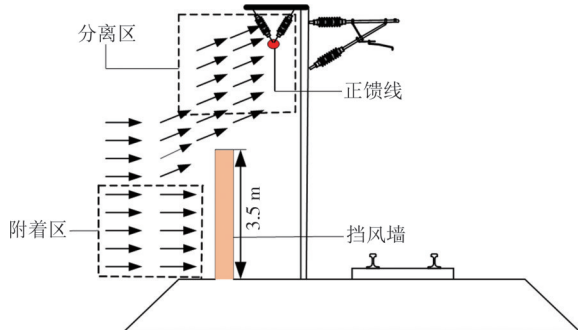


图2 挡风墙处气流分布示意图

Fig.2 Airflow distribution diagram at the windbreak

为了更精确地反映扰流防舞器的三维流场特性,首先构建了涵盖挡风墙的接触网系统完整截面模型,以此为基础对正馈线安装点的气流速率及风仰角进行了数值模拟分析;随后将所得参数代入安装扰流防舞器的三维模型中进行仿真计算.依据兰新高铁沿线设施结构的实际参数,整体接触网计算域模型如图3所示,其中挡风墙距离入口的距离为8 000 mm,正馈线距离入口的距离为9 450 mm.本文设置扰流防舞器总长4.3 m,由扰流段及两端的固定段构成.其中,扰流段长3.6 m,通过扰流绳在导线上螺旋缠绕2周形成,每段固定段长0.35 m.为提高计算效率,重点对扰流段进行分析,其计算模型见图4.安装扰流防舞器

的正馈线流体域 x 为1 000 mm, y 为300 mm,导线长度 z 为3 600 mm,正馈线距离速度入口为300 mm,距离上下边界均为150 mm,导线尾流区长为700 mm,正馈线直径 D 为23.76 mm.

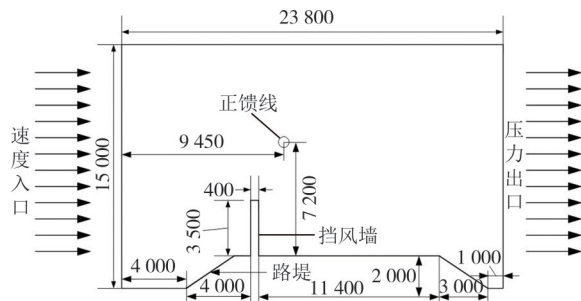


图3 整体接触网计算域模型(单位:mm)

Fig.3 Calculation domain model of overall catenary(unit:mm)

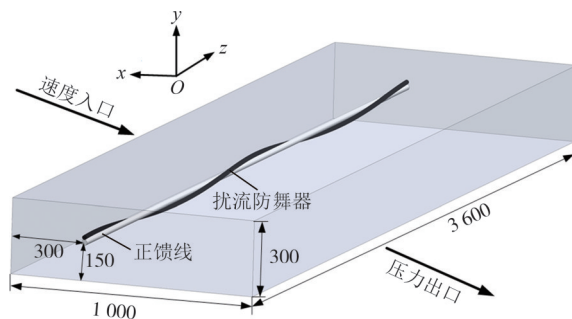


图4 扰流防舞器流场计算模型(单位:mm)

Fig.4 Calculation model of spoiler anti-galloping device flow field(unit:mm)

1.2 流场控制方程

接触网正馈线处风速变化快,空气黏性小,对于不可压缩黏性流体,其控制方程为:

连续方程:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

动量方程:

$$\begin{cases} \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} \end{cases} \quad (2)$$

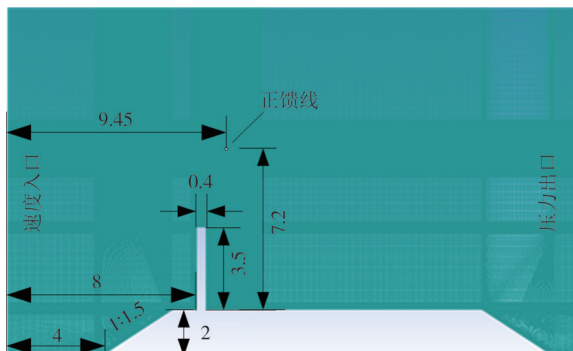
式中: ρ 为空气密度; p 为压力; μ 为空气黏度; u 和 v 分别为 x 方向和 y 方向的速度.

1.3 计算域与边界条件

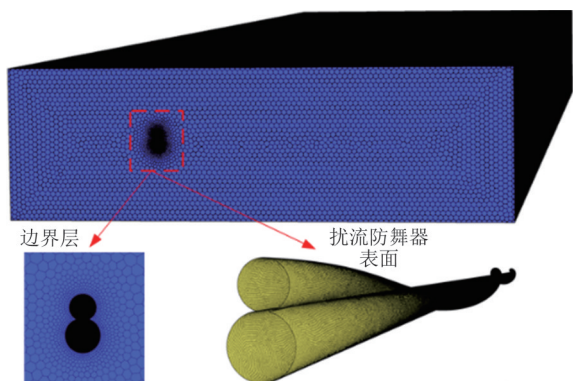
1.3.1 网格划分

对接触网-挡风墙模型进行网格划分,重点控制导线区域的网格质量,使边界层网格的无量纲值小于1($y^+ < 1$),壁面增长率取1.1,第一层网格高度为0.05 mm.接触网模型共生成74万个单元.对于防舞

器的三维模型,选用Fluent Meshing软件进行划分,壁面增长率取1.2,并设定边界层网格尺寸为1 mm,最终生成524万个计算单元,网格划分结果如图5所示。



(a)接触网整体计算域网格(单位:m)



(b)扰流防舞器流场计算域

图5 流场计算网格

Fig.5 Flow field calculation grid

1.3.2 参数设置

在风场数值仿真中,SST $k-\omega$ 湍流模型可以准确模拟导线扰流特性^[15].流体域模型设置速度入口,压力出口,路基、挡风墙与扰流防舞器设为无滑移壁面,其他壁面设置为对称边界;计算中采用SIMPLEC算法,压力项选用二阶迎风格式.残差收敛标准设定为 1×10^{-5} 量级,流体密度为 1.225 kg/m^3 .针对瞬态计算,接触网模型采用时间步长 0.005 s 执行1 000步计算,防舞器模型则采用时间步长 $0.000 5 \text{ s}$ 进行4 000步迭代计算.基于文献[16]中兰新高铁沿线气象资料,该区域年均出现八级($17.2 \sim 20.4 \text{ m/s}$)以上风速频率较高,故本研究选取 $5 \sim 30 \text{ m/s}$ 风速区间进行分析。

2 正馈线气动荷载及风洞试验

2.1 正馈线气动荷载

在挡风墙的作用下,正馈线所受气动力如图6所示.由于正馈线舞动主要受到斜向上的风荷载,

不会受到扭矩作用的影响,因此只需考虑其气动升力和气动阻力,对应的无量纲参数分别为升力系数与阻力系数。

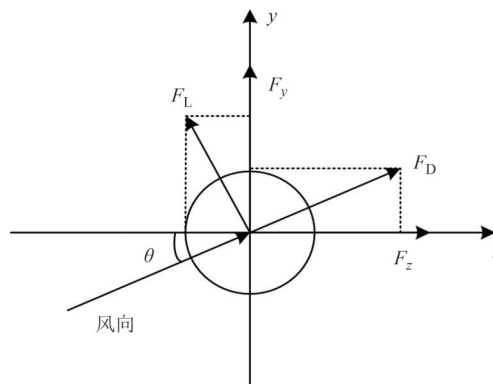


图6 气动力示意图

Fig.6 Aerodynamic load diagram

导线气动升力 F_L 和气动阻力 F_D 见式(3):

$$\begin{cases} F_L = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} U^2 D C_L \\ F_D = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} U^2 D C_D \end{cases} \quad (3)$$

式中: ρ_{air} 为空气密度; U 为来流风速; D 为正馈线直径; C_L 、 C_D 分别为升力系数、阻力系数。

导线在垂直于水平方向上的风荷载 F_y 、 F_z 分别为:

$$\begin{cases} F_y = F_L \cos \theta + F_D \sin \theta \\ F_z = F_D \cos \theta - F_L \sin \theta \end{cases} \quad (4)$$

式中: θ 为风仰角。

2.2 接触网正馈线所处流场分析

计算入口平均风速为 15 m/s 时接触网正馈线的流场分布特征,结果如图7所示.由图可知,正馈线所处位置恰好位于挡风墙尾流加速区.受墙体影响,导线位置处风速较来流风速产生较大增幅并且形成一定的上倾角.挡风墙改变了接触网正馈线区域的流场特性。

计算不同入口风速下正馈线处风速及风仰角变化,结果如图8所示.在挡风墙影响下,正馈线位置处风速可达入口风速的2.2倍;随着入口风速增大至 15 m/s 时,气流与水平面的夹角趋于稳定,维持在 30° 左右。

2.3 风洞试验验证

为验证数值模拟结果的可靠性,根据几何相似准则搭建了风洞试验系统,如图9所示.通过系统中的试验段可有效模拟挡风墙与接触网的相对位置关系,重点监测挡风墙尾流区内正馈线测点的风速。

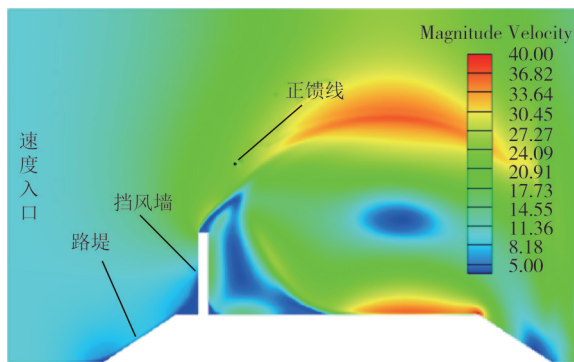
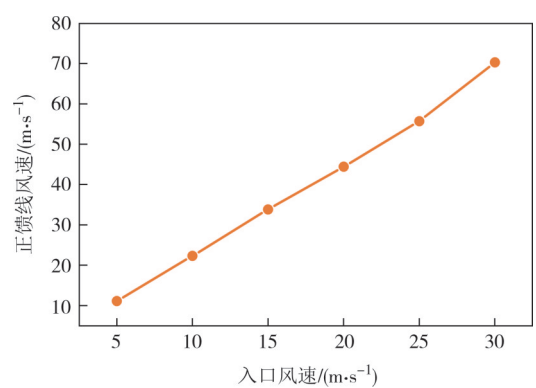
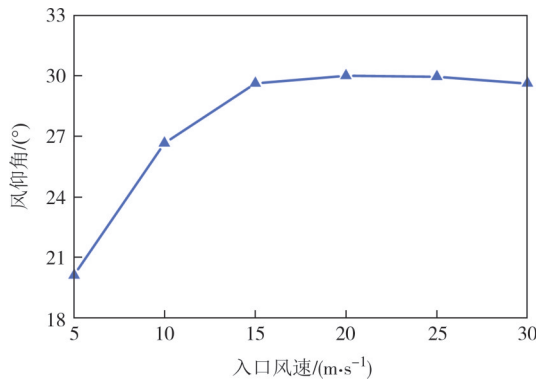


图7 整体计算域速度云图

Fig.7 Computational domain velocity cloud chart



(a)正馈线处风速



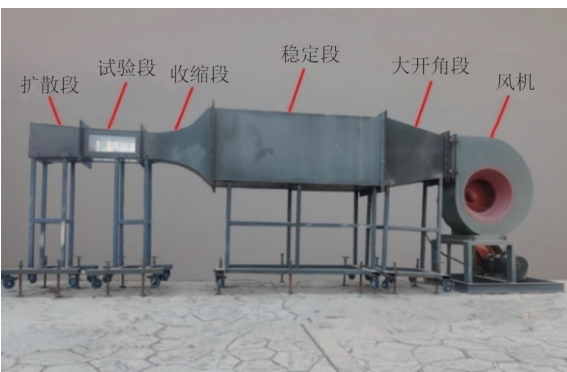
(b)正馈线处风仰角

图8 正馈线处风速及风仰角变化示意图

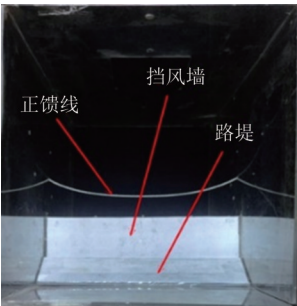
Fig.8 The schematic diagram of the wind speed and elevation angle at the positive feeder changing with the inlet wind speed

基于1:59的几何缩尺比建立风洞试验模型,参数如表1所示.通过对比数值模拟与试验测量的正馈线处风速数据,验证了计算模型的可靠性,结果对比如表2所示.

表2数据显示,风洞试验与数值模拟结果存在可接受的偏差范围,该偏差主要源于试验系统密封性限制.正馈线处风速试验结果与数值模拟结果均达到来流风速的2.2倍,进一步验证了本文数值模型在模拟挡风墙加速效应方面的准确性,为后续研究奠定基础.



(a)风洞装置



(b)试验模型



(c)风速测量

图9 风洞试验系统

表1 风洞试验模型参数

Tab.1 Wind tunnel test size comparison

参数	实际/mm	试验模型/mm
挡风墙高度	3 500	59.1
正馈线悬挂点高度	7 200	155.56
正馈线距挡风墙距离	1 050	17.7
路堤高度	2 000	33.8

表2 正馈线处风速试验与仿真结果对比

Tab.2 Comparison of wind speed test and simulation results at the positive feeder

入口风速/(m·s⁻¹)	正馈线处风速/(m·s⁻¹)		误差/%
	试验结果	仿真结果	
5.26	11.43	11.75	2.723
7.55	16.51	16.84	1.960
10.14	21.78	22.65	3.841
16.75	35.37	36.68	3.571
20.40	42.85	44.36	3.404
27.40	57.12	58.93	3.071

3 安装扰流防舞器正馈线气动特性

3.1 正馈线安装扰流防舞器流场分析

为深入探究扰流防舞器对正馈线气动特性的影响,基于计算流体动力学(computational fluid dyna-

mics, CFD)数值模拟,对安装防舞器前后正馈线周围的流场进行对比分析.通过提取并分析流场中的涡旋结构、流线轨迹及压力分布,揭示安装防舞器前后正馈线流场的演化规律.

3.1.1 Q 准则

基于 Q 准则的涡旋识别方法是通过速度梯度张量的二次不变量来界定涡旋区域,其判定标准为涡量的量级大于剪切应变率量级的区域^[17].模拟15 m/s风速下安装防舞器前后正馈线的尾涡特征,结果如图10所示.通过设定 $Q=0.01$ 的等值面,并结合气流速度值进行渲染,得到正馈线附近的尾涡演化形态.该方法的数学表达式为:

$$Q = -\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (5)$$

式中: Q 为速度梯度张量第二不变量; x_i ($i=1,2,3$)为直角坐标分量; ∂u_i 为流体速度在 x_i 方向的分量; ∂u_j 为流体速度在 x_j 方向的分量.

由图10可知,安装扰流防舞器前,正馈线尾涡较为分散,流体在导线上下侧分离,存在多个大小不一的涡旋结构,形态较不规则.涡旋速度梯度变化较大,从蓝色(低速度)到红色(高速度)的渐变显示了不同区域的涡旋速度.安装扰流防舞器后,导线截面形状发生改变,气流通过其螺旋状扰流段呈现明显的三维扰流特性,气流沿着结构表面流动,正馈线尾流显示出更加集中和有序的涡旋分布,涡旋速度梯度减小,减少了极端涡旋的出现.由图中红色虚线区域可见,未安装防舞器的导线尾流垂直方向每排出现4个涡旋,而安装防舞器的导线尾流垂直方向每排仅出现1个涡旋.扰流防舞器可通过引导流体流动,有效减小涡旋的速度梯度,减少涡旋的随机性.导线尾流涡旋的数量显著减少,并限制了涡旋的扩散.

3.1.2 尾流迹线

为了更直观地对比安装扰流防舞器前后正馈线流场的变化,数值模拟了15 m/s风速下正馈线不同角度截面的尾流迹线,结果如图11、图12所示.扰流防舞器安装前,正馈线后方存在较大且对称的涡旋,这些涡旋由气流分离引起,在导线两侧具有相似的气动力学特性.扰流防舞器安装后,导线尾流场呈现多尺度涡旋相互作用特征.防舞器与导线组合体在不同角度截面处会产生尺寸各异的尾涡结构,并且

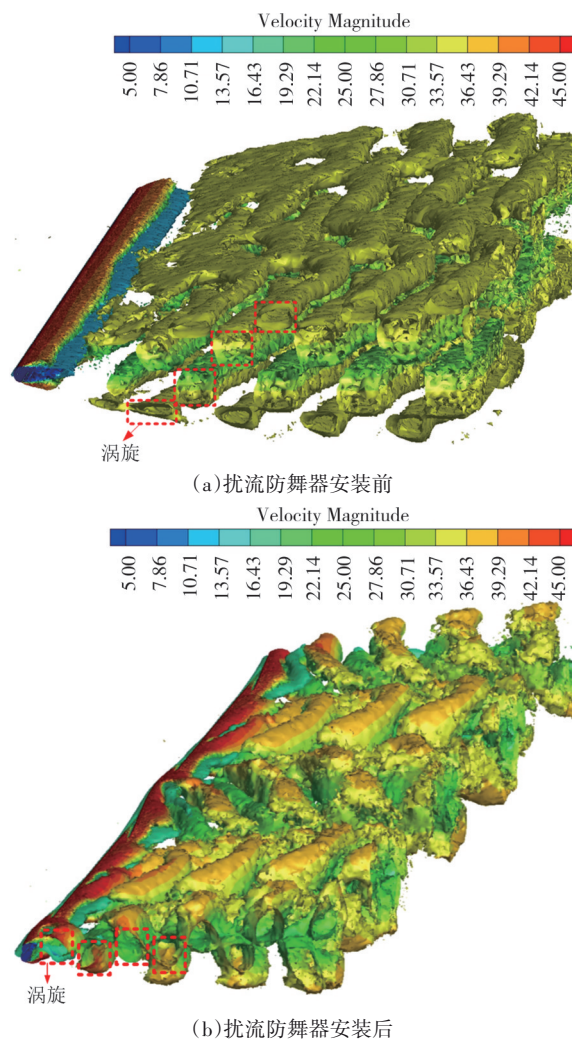


图10 扰流防舞器安装前后正馈线附近 Q 准则($Q=0.01$)涡量等值面图

Fig.10 The vorticity contour map of Q criterion ($Q=0.01$) near the positive feeder before and after installing the spoiler anti-galloping device

大尺度涡旋与小尺度涡旋在近壁区发生耦合作用,各截面涡旋诱发的局部气动力相互干扰,并相互抵消,破坏了起舞条件,从而达到抑制舞动效果.

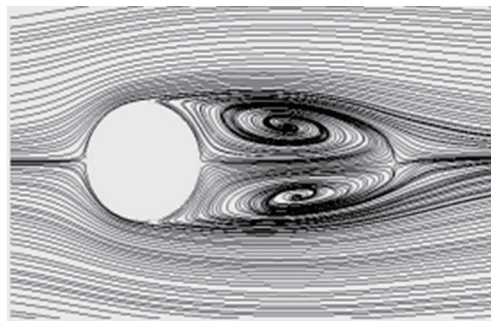


图11 未安装扰流防舞器正馈线迹线图

Fig.11 Trace diagram of positive feeder without spoiler anti-galloping device

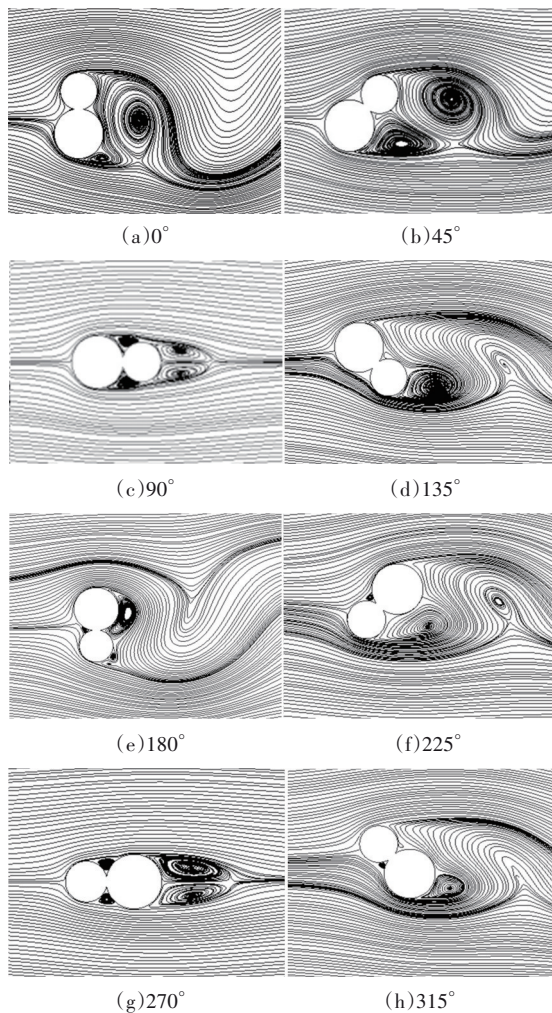


图12 正馈线安装扰流防舞器不同角度截面迹线图
Fig.12 Trace diagram of different angle sections of positive feeder with spoiler anti-galloping device

3.1.3 压力分布

压力分布直接影响气流的稳定性和能效,通过计算得到 15 m/s 风速下扰流防舞器安装前后正馈线的压力分布,结果如图 13、图 14 所示.由图 13 可知,未安装扰流防舞器的导线迎风面所受压力为正值,而导线后方形成大量的负压区,分布集中,与迎风面存在较大的压力梯度,易使导线气动失稳.由图 14 可知,安装防舞器的正馈线背风面负压区大量减少,分布更为分散,与迎风面压力差减小,有助于减少结构振动和疲劳损伤的风险.

3.2 不同直径扰流防舞器下正馈线气动特性分析

在 15 m/s 风速下,计算安装不同直径尺寸扰流防舞器(0.55D、0.65D、0.7D、0.75D、0.85D)正馈线的气动系数时程,结果如图 15 所示.由图 15(a)可知,安装防舞器后,升力系数在 0 附近均呈正负交替变化,且低于防舞器安装前正馈线的波动幅度.由

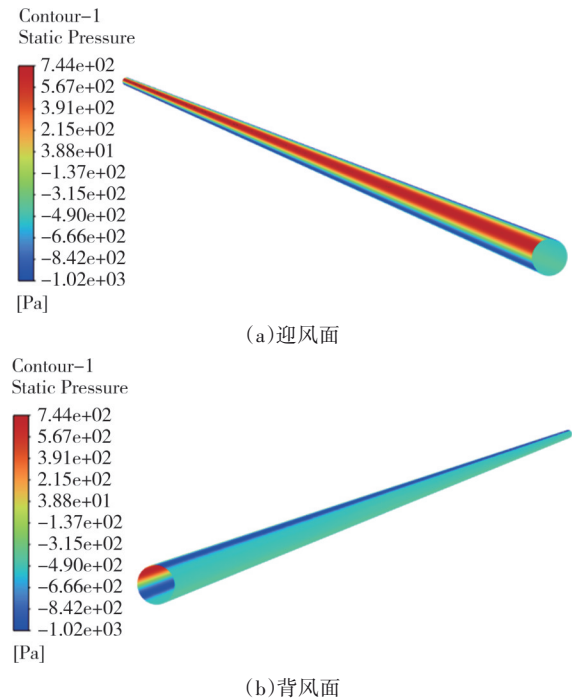


图 13 正馈线未安装扰流防舞器的压力分布

Fig.13 Pressure distribution of positive feeder without spoiler anti-galloping device

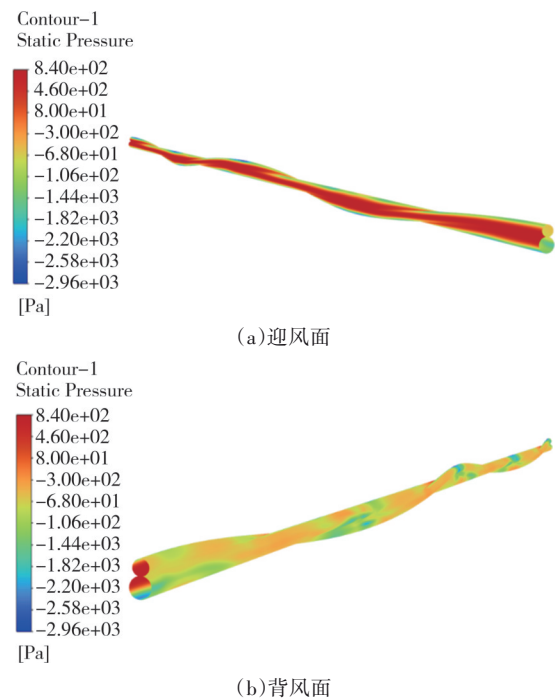


图 14 正馈线安装扰流防舞器的压力分布

Fig.14 Pressure distribution of spoiler anti-galloping device installed on positive feeder

图 15(b)可知,当正馈线安装扰流防舞器后,其阻力系数均比未安装时大,其中防舞器尺寸为 0.55D 和 0.75D 时变化最为显著.

在不同风速下,计算不同直径防舞器的升力、阻

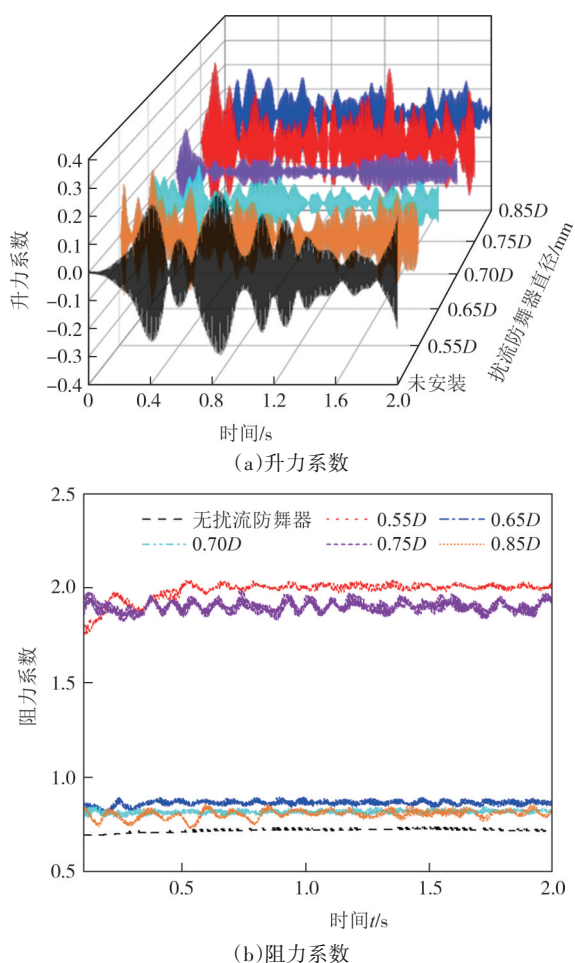


图 15 正馈线在裸导线及安装不同尺寸扰流防舞器的气动系数时程图

Fig.15 Time history diagram of positive feeder lift and drag coefficient under different mass flow rates

力系数平均值变化趋势,结果如图 16 所示.由图 16 (a)可知,在防舞器直径为 $0.75D$ 时正馈线升力系数出现最小值.由图 16(b)可知,安装防舞器后,正馈线阻力系数的平均值均增大;并且防舞器直径为 $0.55D$ 和 $0.75D$ 时,阻力系数随着风速的增大而增大,且上升最为显著.根据 Den.Hartog 舞动机理的判定条件 $\partial C_L / \partial \theta + C_D < 0$ 可知:阻力系数越小,舞动的可能性越大;反之,阻力系数越大,舞动的可能性则越小.

4 扰流防舞器抑舞效果分析

4.1 正馈线舞动特性分析

接触网系统中,正馈线以 50 m 间距的悬索形式架设,在 0.95 m 自重弛度条件下具有明显的几何非线性特征.导线初始张力根据兰新高铁接触网正馈线安装曲线图获得,如图 17 所示.

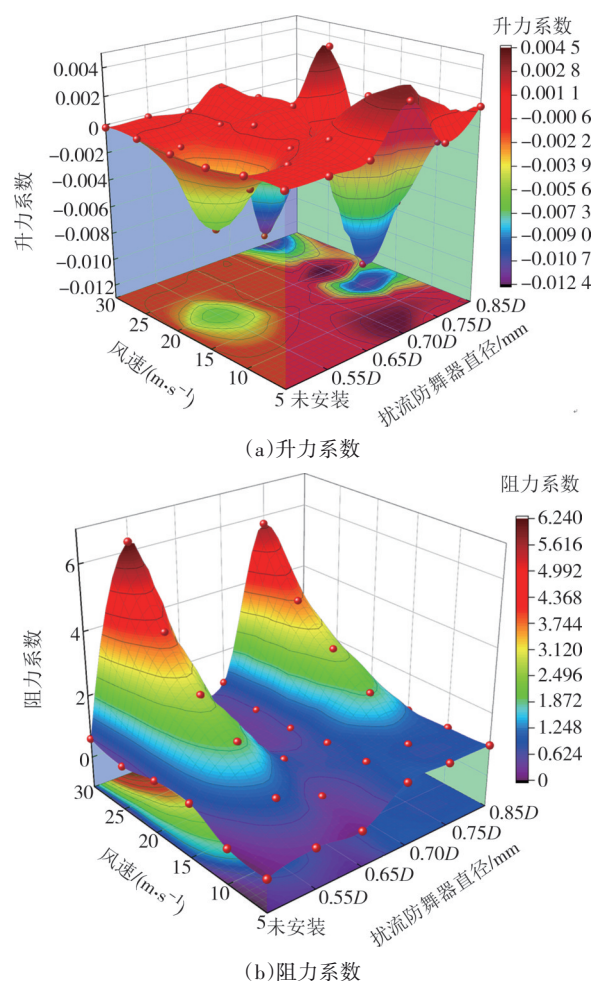


图 16 安装不同尺寸的扰流防舞器升力、阻力系数平均值
Fig.16 Installation of different sizes of spoiler anti-galloping device average lift and drag coefficient

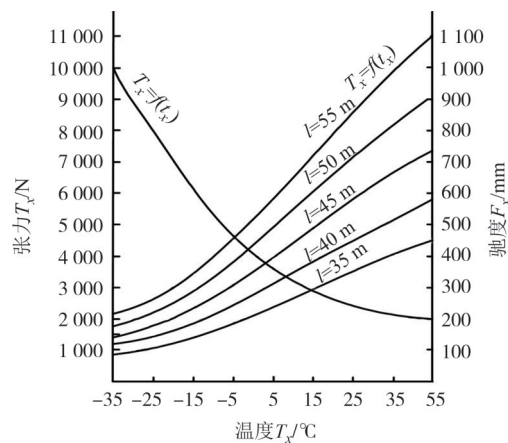


图 17 正馈线施工安装曲线图

Fig.17 Positive feeder construction installation curve diagram

由图 17 可知,正馈线弛度为 0.95 m 时,导线张力为 3.381 kN .鉴于实际工况中导线仅承受拉力和重力荷载,基于 LINK10 单元建立正馈线有限元模型,采用 50 等份划分,边界设为固定端,正馈线参数设

置如表3所示. 为确保舞动仿真精度, 本研究基于找形分析方法, 利用 ANSYS APDL 软件编写命令流进

行正馈线找形计算, 建立了导线的初始平衡态模型, 结果如图18所示.

表3 正馈线参数

Tab.3 Parameters of positive feeder

导线参数	直径/mm	额定张力/kN	截面积/mm ²	质量/kg	弹性模量/GPa	密度/(kg·m ⁻³)
正馈线 LBGLJ-300/25	23.76	15	333.31	1 058	66.0	3 076.12



图18 正馈线有限元模型

Fig.18 Positive feeder finite element model

4.2 导线运动方程

导线舞动基本方程为:

$$M \frac{d^2 q}{dt^2} + \frac{Cdq}{dt} + Kq(t) = F(t) \tag{6}$$

式中: M 、 C 、 K 分别为结构单元质量、阻尼和刚度矩阵; q 为单位导线位移; t 为时间; $F(t)$ 为单元载荷向量.

导线采用 Rayleigh 阻尼模型, 将阻尼分为两部分^[18], 即:

$$C = \alpha M + \beta K \tag{7}$$

式中: α 、 β 分别为质量和刚度阻尼系数, 计算式见式(8)、式(9).

$$\alpha = \frac{2w_i w_j (\varepsilon_i w_j - \varepsilon_j w_i)}{w_j^2 - w_i^2} \tag{8}$$

$$\beta = \frac{2(\varepsilon_i w_j - \varepsilon_j w_i)}{w_j^2 - w_i^2} \tag{9}$$

式中: w_i 、 w_j 分别为第 i 和第 j 阶固有频率; ε_i 、 ε_j 分别为第 i 和第 j 阶振型的阻尼比. 正馈线设置为黏性阻尼比, 取 0.4%^[19].

4.3 脉动风时程模拟

正馈线舞动响应模拟中, 风荷载耦合了平均风与脉动风. 平均风用于表征持续性风荷载效应, 而脉动风则模拟了自然风的随机特性. 本文基于谐波叠加法^[20], 模拟正馈线处的风速时程变化曲线. 修正公式为:

$$\bar{U}(h) = K \bar{v}_{10} \left(\frac{h}{10} \right)^\gamma \tag{10}$$

式中: $\bar{U}(h)$ 为正馈线处平均风速; $\bar{v}_{10}$ 为 10 m 高处平均风速; K 为风速修正系数; h 为正馈线高度; γ 为风速剖面指数.

相关抗风规范中采用 Davenport 谱, 其数学表达式为:

$$S_\varepsilon(n) = \bar{v}_{10}^2 \frac{4kx^2}{n(1+x^2)^{4/3}} \tag{11}$$

式中: $S_\varepsilon(n)$ 为风速功率谱密度; k 为粗糙度系数; n 为脉动风的频率; x 为频率变量, $x = 1\,200n/\bar{v}_{10}$.

根据现场调研, 风速剖面指数 $\gamma = 0.15$, 粗糙度系数 k 取 0.005. 模拟总时长为 800 s. 15 m/s 风速下正馈线处的风速时程如图 19 所示, 在 30~35 m/s 上下波动, 约为入口风速的 2.2 倍. 风速功率谱与目标谱的对比如图 20 所示, 两者几近贴合, 验证了该方法的准确性.

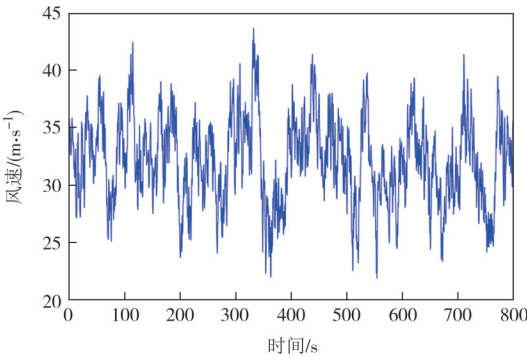


图19 正馈线监测点的风速时程

Fig.19 Wind speed time history curve at the suspension point of positive feeder

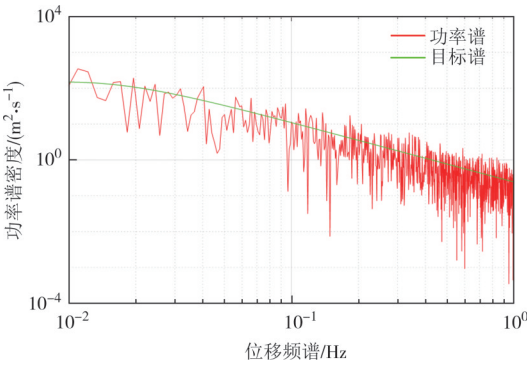


图20 正馈线风速功率谱与目标谱对比

Fig.20 Comparison between measured wind speed power spectrum and target spectrum for positive feeder

4.4 扰流防舞器安装后正馈线舞动响应以及张力分析

通过有限元数值模拟方法, 分析加装扰流防舞器的正馈线舞动特性. 以导线跨中为研究对象, 通过 ARRAY 模块获取脉动风荷载时变曲线. 基于式(4)将气动力进行分解, 采用线性插值算法将风荷载转

化为节点荷载,并分别施加于索单元模型的横向与垂向自由度.数值求解选用 Newmark 隐式时间积分格式,设置计算步长为 0.2 s,每步最多迭代 25 次,总计算时长为 400 s.

根据前文得到扰流防舞器的优势直径为 $0.75D$,因此以 15 m/s 风速为例,计算安装该尺寸扰流防舞器后正馈线的跨中横向、垂向位移和张力变化,如图 21 所示.由图 21(a)(b)可知,安装防舞器后正馈线的横向、垂向位移振幅均较未安装时减小.其中,未安装防舞器的正馈线横向与垂向位移振幅分别为 0.52 m 和 0.96 m,安装防舞器的正馈线横向与垂向位移振幅分别为 0.38 m 和 0.67 m,相较于未安装防舞器振幅分别减少了 26.9% 和 30.2%,有效降低了接触网正馈线舞动振幅.由图 21(c)可知,安装防舞器的正馈线张力幅值较未安装时减小.其中,未安装防舞器正馈线张力幅值可达 9 082.22 N,安装防舞器后张力幅值为 8 145.98 N,相较于未安装防舞器的正馈线减小了 10.31%.因此,安装扰流防舞器对正馈线舞动起到明显抑制作用,并且可以减少因舞动产生的张力波动,有效延长导线的使用寿命,从而提高接触网系统的稳定性.

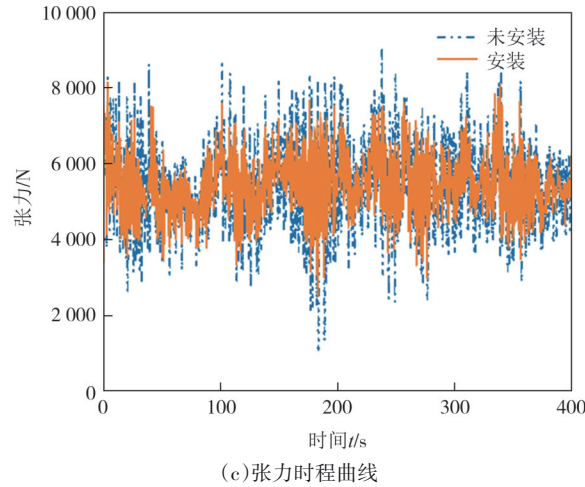
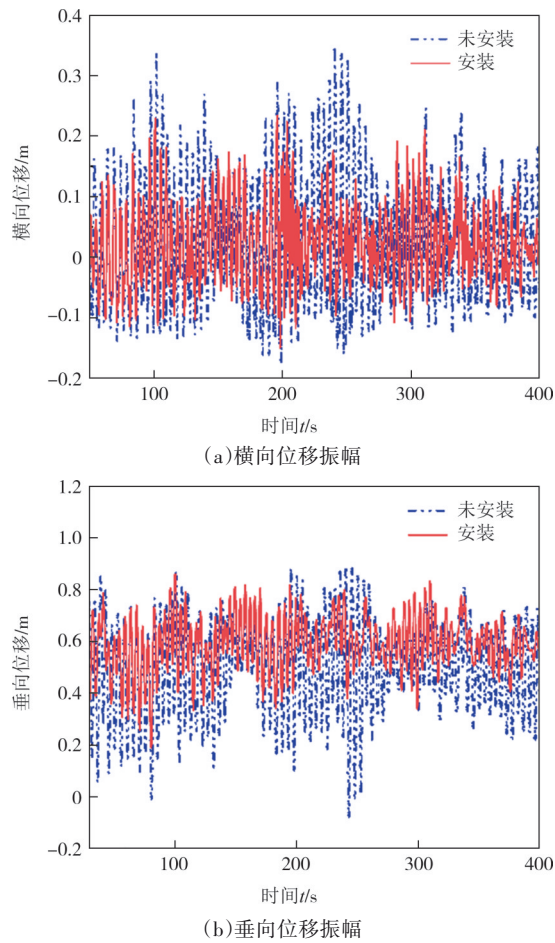


图 21 正馈线跨中舞动位移及张力时程曲线
Fig.21 Positive feeder mid-span galloping displacement and tension time history curve

5 频域结果分析

为了进一步研究扰流防舞器的抑舞特性,通过快速傅里叶变换(FFT)计算风速为 15 m/s、防舞器尺寸为 $0.75D$ 时,正馈线跨中舞动位移频谱,结果如图 22 所示.

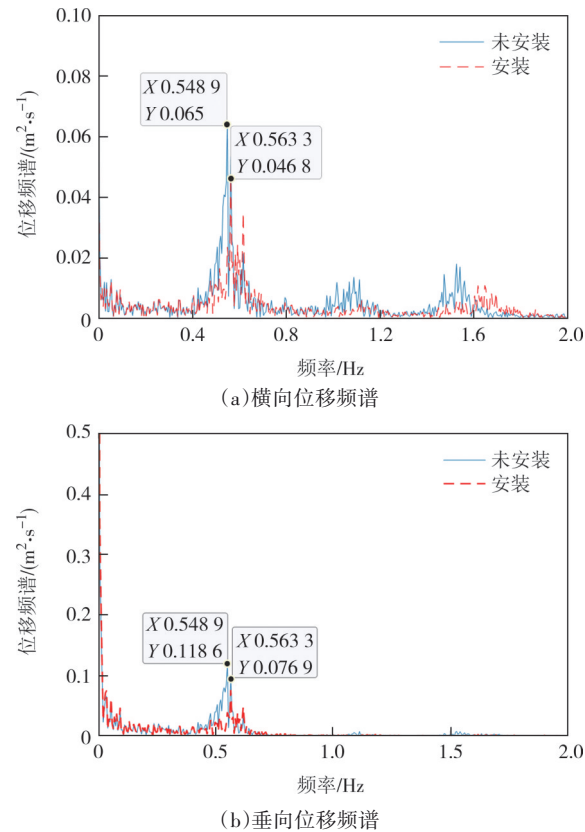


图 22 正馈线跨中舞动位移频谱
Fig.22 Positive feeder mid-span galloping displacement response frequency spectrum

结果表明,安装防舞器前,正馈线的横向与垂向振动主频率均约为 0.55 Hz,与正馈线固有频率一致;而安装防舞器后,防舞器通过改变导线表面气动特性,使两个振动方向的主频均偏离原有固有频率,从而影响了系统的振动特性.其中,安装防舞器后,导线横向和垂向的位移频谱分别降至 0.046 8 和 0.076 9 m^2/s ,较未安装时的 0.064 9 和 0.118 6 m^2/s 分别降低了 27.9% 和 35.2%.

6 结论

在大风环境下,扰流防舞器通过改变正馈线的流场结构、气动特性直至其舞动行为,展现出显著的抑舞效果.主要结论如下:

1) 安装扰流防舞器后,气流通过其螺旋状扰流段呈现明显的三维扰流特性,正馈线尾流的涡旋速度梯度减小,涡旋脱落受到抑制.防舞器与导线组合体在不同截面处产生尺度各异的涡旋,涡旋诱发的局部气动力相互干扰,并相互抵消.防舞器还使导线表面压力分布更趋均匀,显著降低了背风面与迎风面的压力差.

2) 安装扰流防舞器后,正馈线的阻力系数较未安装时明显增大,升力系数在 0 值附近正负交替变化,波动幅度显著降低.随着风速增大,直径为 0.55D 和 0.75D 的防舞器所对应的阻力系数上升最为明显,其中 0.75D 的防舞器所对应的升力系数达到最小值,因此,0.75D 为防舞器的优势直径.

3) 在 15 m/s 风速下,安装直径为 0.75D 的防舞器后,正馈线的横向与垂向振幅相较于未安装时分别降低了 26.9% 和 30.2%,张力幅值较未安装时减小了 10.31%.同时,防舞器使得导线的自振频率提高,有效避开了其固有频率,横向和垂向位移的频谱幅值分别下降约 27.9% 和 35.2%.

参考文献

[1] 黄双林. 兰新高铁防风标准研究[J]. 铁道工程学报, 2019, 36(6):14-17.
HUANG S L. Research on the wind break standard of Lanzhou-Urumqi High-Speed railway[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2019, 36(6):14-17. (in Chinese)

[2] 钱征宇, 陈源. 兰新高铁戈壁大风区防风技术与展望[J]. 铁路技术创新, 2025(3): 102-107.
QIAN Z Y, CHEN Y. Research and prospect on windproof technology in Gobi gale area of Lanzhou-Urumqi HSR [J]. Railway Technical Innovation, 2025(3): 102-107. (in Chinese)

[3] CAO B L, WU G N, LIU K, et al. A state-of-the-art review on insulation condition assessment for vehicle cable terminal in EMUs [J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2025, 11(1): 2580-2594.

[4] DEN HARTOG J P. Transmission line vibration due to sleet[J]. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, 1932, 51(4): 1074-1076.

[5] NIGOL O, BUCHAN P G. Conductor galloping part I—den hartog mechanism [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1981, PAS-100(2):699-707.

[6] NIGOL O, BUCHAN P G. Conductor galloping part II—torsional mechanism [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1981, PAS-100(2):708-720.

[7] YU P, POPPLEWELL N, SHAH A H. Instability trends of inertially coupled galloping Part I: initiation [J]. Journal of Sound and Vibration, 1995, 183(4): 663-67.

[8] YU P, POPPLEWELL N, SHAH A H. Instability trends of inertially coupled galloping Part II: periodic vibrations [J]. Journal of Sound and Vibration, 1995, 183(4): 679-691.

[9] 刘亮, 郝震, 崔赟, 等. 架空线路无覆冰导线舞动的参数共振机理[J]. 振动工程学报, 2018, 31(2):308-313.
LIU L, HAO Z, CUI Y, et al. Parametric resonance mechanism of conductor galloping without icing on overhead line [J]. Journal of Vibration Engineering, 2018, 31(2): 308-313. (in Chinese)

[10] 谢献忠, 张淳淇, 林文欣, 等. 输电线路共振舞动机理试验研究[J]. 工程力学, 2023, 40(10): 71-80.
XIE X Z, ZHANG C Q, LIN W X, et al. Experimental study on resonance galloping mechanism of transmission line [J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(10): 71-80. (in Chinese)

[11] 楼文娟, 孙珍茂, 吕翼. 扰流防舞器与气动力阻尼片的防舞效果[J]. 电网技术, 2010, 34(2):200-204.
LOU W J, SUN Z M, LÜ Y. Anti-galloping effects of air flow spoiler and aerodynamic damping board [J]. Power System Technology, 2010, 34(2):200-204. (in Chinese)

[12] 张友鹏, 张永丰, 赵珊珊, 等. 大风区接触网低风压正馈线设计及防舞有效性分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2022, 19(12): 3494-3504.
ZHANG Y P, ZHANG Y F, ZHAO S P, et al. Design and analysis on anti-galloping effectiveness of low wind pressure AF wire of overhead catenary system in gale zone [J]. Journal of

- Railway Science and Engineering, 2022, 19(12): 3494–3504. (in Chinese)
- [13] 肖晓晖, 郭应龙, 吴晶. 压重防舞器配置方案有效性的仿真计算[J]. 电力建设, 1998, 19(6): 25–28.
- XIAO X H, GUO Y L, WU J. Simulation calculation of the effectiveness of the configuration scheme of the weight anti-dance device[J]. Electric Power Construction, 1998, 19(6): 25–28. (in Chinese)
- [14] 易勇志. 安装防舞器的覆冰导线的气动力特性研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2019.
- YI Y Z. Aerodynamic analysis of iced conductors with anti-galloping devices [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2019. (in Chinese)
- [15] 雷娟棉, 谭朝明. 基于Transition SST模型的高雷诺数圆柱绕流数值研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2017, 43(2): 207–217.
- LEI J M, TAN Z M. Numerical simulation for flow around circular cylinder at high Reynolds number based on Transition SST model[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(2): 207–217. (in Chinese)
- [16] 孟祥连, 李鲲, 谢胜波, 等. 兰新高铁大风区风况特征及防风工程设计分区[J]. 中国沙漠, 2018, 38(5): 972–977.
- MENG X L, LI K, XIE S B, et al. Strong wind environmental characteristics and countermeasures according to engineering divisions along Lanzhou–Urumqi High-speed railway [J]. Journal of Desert Research, 2018, 38(5): 972–977. (in Chinese)
- [17] KUMAR V, MONDAL S, DATTA A, et al. Experimental and numerical investigation of a novel heatsink using Q criterion analysis [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2026, 219: 110243.
- [18] 向玲, 任永辉, 卢明, 等. 特高压输电线路防舞装置的应用仿真[J]. 高电压技术, 2016, 42(12): 3830–3836.
- XIANG L, REN Y H, LU M, et al. Simulation of anti-galloping device's application in UHV transmission line [J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(12): 3830–3836. (in Chinese)
- [19] 李宏男, 白海峰. 输电塔线体系的风(雨)致振动响应与稳定性研究[J]. 土木工程学报, 2008, 41(11): 31–38.
- LI H N, BAI H F. Dynamic behavior and stability of transmission tower–line system under wind (rain) forces [J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41(11): 31–38. (in Chinese)
- [20] 程江洲, 谢卓然, 李欣, 等. 海洋大气环境下输电塔线体系强风响应模拟分析[J]. 装备环境工程, 2025, 22(2): 52–61.
- CHENG J Z, XIE Z R, LI X, et al. Simulation and analysis of strong wind response of transmission tower line system under marine atmospheric environment [J]. Equipment Environmental Engineering, 2025, 22(2): 52–61. (in Chinese)