

环境风下高铁双弓-网系统动态受流特性研究*

陈小强¹, 张奎^{1,2}, 王英¹, 王心仪³

(1. 兰州交通大学自动化与电气工程学院 兰州, 730070)

(2. 中国中车株洲电力机车研究所有限公司 株洲, 412000)

(3. 西南交通大学电气工程学院 成都, 610031)

摘要 为了研究环境风对高速铁路双弓-网系统动态受流性能的影响,首先,以位于我国西部大风区的兰新高铁为研究对象,基于模态分析法建立双弓-网耦合系统模型;其次,运用空气动力学理论推导作用于接触网线索上的环境风载荷;然后,考虑横风向空气阻尼的影响,探究空气阻尼作用下双弓受流特性;最后,采用4阶自回归(auto regression,简称AR)模型建立接触网沿线脉动风场,着重分析风速和风攻角对双弓受流的影响。结果表明:横风向空气阻尼对双弓受流产生的影响较小;脉动风下风速越大则风向越趋于垂向,双弓受流性能更易恶化;后弓受流性能相较前弓对风速和风攻角的变化更加敏感。双弓-网系统风振响应分析可为优化风环境下弓网受流质量和接触网防风参数设计提供参考。

关键词 高速铁路;双弓-网系统;空气阻尼;脉动风;弓网受流

中图分类号 TM922

引言

随着高速电气化铁路的快速发展,弓网系统动力学研究作为车辆大系统动力学研究的主要分支之一,对高速列车稳定受流起着至关重要的作用。在我国西部大风区,弓网系统受环境风影响易出现接触力波动剧烈、拉弧频繁等问题^[1],造成动车组因电能供应不稳定而限速甚至停运,极大地影响了动车组的运行安全与效率。为保证动车组电能供应的连续性,双弓受流方式成为主流解决方案之一^[2]。

国内外针对双弓运行下的弓网动态行为开展了大量研究。周宁等^[3]基于有限单元法,建立了接触网和双受电弓集中质量模型,研究并比较了单弓和双弓作用下的弓网动力学特性。吴燕等^[4]对高速弓网系统动态相互作用进行了分析,并针对我国京津城际线弓网系统参数,对动车双弓运行时双弓之间的最佳距离进行了研究。关金发等^[5]建立了刚柔过渡弓网仿真模型,设计了满足双弓160 km/h运行速度的刚柔过渡系统方案,并考虑了接触网不平顺对刚柔过渡系统方案的影响。鲁小兵^[6]基于模态分析法,建立了考虑不平顺影响的弓网耦合系统模型,研究了接触线垂向不平顺对双弓-网系统动态特性的

影响。Lu等^[7]提出了一种基于先验信息的有限频率控制策略,通过对双受电弓的主动控制,有效降低了双弓-网系统中接触力的波动。Bucca等^[8]设计了一种提高双受电弓采集电流质量的解决方案,通过减小施加于前导受电弓上的平均力,有效降低了后导受电弓受到的接触线振荡强度。Ambrósio等^[9]基于多体动力学理论,分析了多弓状态下的弓网动态受流性能,并得出了影响双弓受流质量的双弓间距临界值。文献[10-12]讨论了双弓运行状态下,弓网动态行为与受电弓运行速度、接触网谐振频率以及受电弓间距之间的关系。Liu等^[13]提出了一种将前导受电弓作为不导电的辅助受电弓用于提升列车运行速度的设计方案,并通过优化前弓抬升力,进一步验证了该方案的可行性。

目前,有关高速铁路双弓-网系统动力学的研究主要集中在无外界扰动环境下的弓网动力响应分析及双弓之间的相互作用机理。笔者基于空气动力学理论推导了作用在接触网线索上的环境风载荷,将空气动力项添加至双弓-网耦合动力学方程中进行修正,揭示环境风表现出的空气动力特性对双弓-网系统动态受流性能的影响,为优化风环境下弓网系统受流质量和接触网防风参数设计提供参考和依据。

* 国家自然科学基金资助项目(51767013,51867012);中国铁路兰州局集团有限公司科研资助项目(LTKY2021-076)

收稿日期:2021-08-30;修回日期:2021-12-01

1 双弓-网耦合系统模型

1.1 受电弓模型

环境风下高速铁路双弓-网耦合系统如图 1 所示。对于受电弓动力仿真模型,采用广泛使用的三质量-刚度-阻尼集中质点模型^[7],受电弓三质量块模型如图 2 所示。图 2 中: $M_i, K_i, C_i (i=1, 2, 3)$ 分别为受电弓弓头、上框架和下框架的等效质量、刚度和阻尼; y_i 为各质量块的垂向位移; F_c, F_0 分别为弓网接触力和受电弓静态抬升力。受电弓型号选取我国高速铁路线路中常用的 DSA380 型,其参数见表 1。

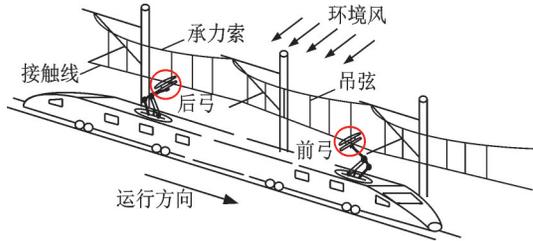


图 1 环境风下高速铁路双弓-网耦合系统
Fig.1 Double-pantograph-catenary coupling system of high-speed railway under environmental wind

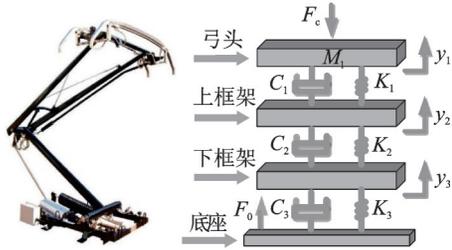


图 2 受电弓三质量块模型
Fig.2 Ternary mass block model of pantograph

表 1 DSA380 型受电弓归算参数

Tab.1 Equivalent parameters of model DSA380 pantograph

参数	归算质量/kg	归算阻尼/ (Ns·m ⁻¹)	归算刚度/ (N·m ⁻¹)
弓头	7.12	0	9 430
上框架	6.00	0	14 100
下框架	5.80	70	0.1

双受电弓的振动方程可表示为

$$M_p \ddot{y}_p + C_p \dot{y}_p + K_p y_p = F_p \quad (1)$$

其中: $M_p = \text{diag}(M_{pt}, M_{pl})$; $C_p = \text{diag}(C_{pt}, C_{pl})$; $K_p = \text{diag}(K_{pt}, K_{pl})$; $y_p = [y_{pt}, y_{pl}]$; $F_p = [F_{pt}, F_{pl}]$; 下标“pt”和“pl”分别表示后弓和前弓的参数。

各子矩阵表达式分别为

$$M_{pt} = M_{pl} = \begin{bmatrix} M_1 & 0 & 0 \\ 0 & M_2 & 0 \\ 0 & 0 & M_3 \end{bmatrix};$$

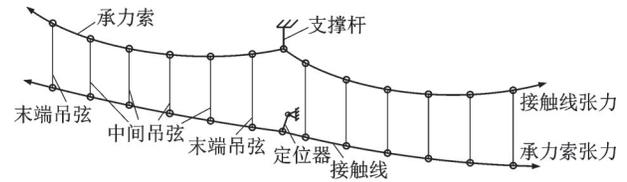
$$C_{pt} = C_{pl} = \begin{bmatrix} C_1 & -C_1 & 0 \\ -C_1 & C_1 + C_2 & -C_2 \\ 0 & -C_2 & C_2 + C_3 \end{bmatrix};$$

$$K_{pt} = K_{pl} = \begin{bmatrix} K_1 & -K_1 & 0 \\ -K_1 & K_1 + K_2 & -K_2 \\ 0 & -K_2 & K_2 + K_3 \end{bmatrix};$$

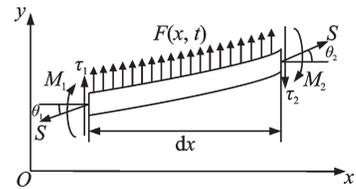
$$y_{pt} = \begin{bmatrix} y_{11} \\ y_{12} \\ y_{13} \end{bmatrix}; y_{pl} = \begin{bmatrix} y_{21} \\ y_{22} \\ y_{23} \end{bmatrix}; F_{pt} = \begin{bmatrix} -F_{cl} \\ 0 \\ F_0 \end{bmatrix}; F_{pl} = \begin{bmatrix} -F_{cl} \\ 0 \\ F_0 \end{bmatrix}.$$

1.2 接触网模型

高速铁路接触网模型如图 3 所示。接触网可看作以承力索和接触线为主体,附加了吊弦、定位器和支撑杆的复杂结构,如图 3(a)所示。我国兰新高高速铁路接触网结构参数如下:拉出值为 0.2 m,结构高度为 1.6 m;承力索的线密度为 1.068 kg/m,张力为 21 kN,抗拉刚度为 10⁶ N/m;接触线的线密度为 1.082 kg/m,张力为 27 kN,抗拉刚度为 10⁶ N/m;吊弦的线密度为 0.16 kg/m,抗拉刚度为 10⁶ N/m;吊弦间距为 5 m/9 m/9 m/9 m/9 m/5 m。



(a) 接触网几何结构
(a) Geometry structure of the catenary model



(b) 接触线/承力索微分段 dx 的受力分析
(b) Force analysis of a differential segment dx of contact/messenger wire

图 3 高速铁路接触网模型

Fig.3 High-speed railway catenary model

接触网线索由于其自身的柔性能性和受电弓作用下的刚性能性,在建立接触网数学模型时,一般将其等效为一根具有抗弯刚度、线密度且两端加有恒定张力的 Euler-Bernoulli 梁^[14]。为研究接触网线索的振动响应,从梁单元上任取一微分段 dx 进行受力分析,如图 3(b)所示。其中:S 为该微分段两端张

力; θ 为张力与水平面夹角; M 为截面弯矩; τ 为截面剪切应力; $F(x,t)$ 为该微分段单位长度所受外力。

对 $F(x,t)$ 进行受力分析,可得

$$\rho \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 y(x,t)}{\partial x^4} - S \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial x^2} + C \frac{\partial y(x,t)}{\partial t} = F(x,t) \quad (2)$$

其中: ρ 为微分段线密度; EI 为抗弯刚度; C 为系统自阻尼; $y(x,t)$ 为接触网线索产生的随时间 t 和横向位置 x 变化的垂向位移。

$F(x,t)$ 可用狄拉克函数 δ 进行表示,即

$$F(x,t) = F_g(x_g,t)\delta(x-x_g) + F_c(x_c,t)\delta(x-x_c) \quad (3)$$

其中: $F_g(x_g,t)$ 为悬挂装置施加于接触网线索上的集中载荷力; $F_c(x_c,t)$ 为弓网间的接触力(承力索上此项为0)。

根据偏微分方程理论,式(2)的解可设为

$$y(x,t) = \sum_{m=1}^{\infty} q_m(t) \sin \frac{m\pi x}{L} \quad (4)$$

将式(4)代入式(2),可得承力索和接触线的振动微分方程分别为

$$\begin{aligned} \lambda \frac{\rho_a L}{2} \left[\frac{d^2 q_{am}(t)}{dt^2} + \frac{C_a}{\rho_a} \frac{dq_{am}(t)}{dt} + \omega_{am}^2 q_{am}(t) \right] = \\ \sum_{\rho=1}^N F_{a1}(x_\rho, t) \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} + \sum_{q=1}^R F_{a2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} \quad (5) \\ \lambda \frac{\rho_b L}{2} \left[\frac{d^2 q_{bm}(t)}{dt^2} + \frac{C_b}{\rho_b} \frac{dq_{bm}(t)}{dt} + \omega_{bm}^2 q_{bm}(t) \right] = \\ \sum_{\rho=1}^N F_{b1}(x_\rho, t) \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} + \sum_{q=1}^R F_{b2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} + \\ F_{c1}(x_r, t) \sin \frac{n\pi x_r}{L} + F_{c2}(x_r + J_j, t) \sin \frac{n\pi(x_r + J_j)}{L} \quad (6) \end{aligned}$$

其中: q_{am} 和 q_{bm} 为由式(4)分解出的承力索和接触线对应的第 m 阶模态广义位移; L 为锚段长度; N 为吊弦个数; R 为支撑杆和定位器个数; F_{c1} 、 F_{c2} 分别为后、前弓网间接触压力; x_r 为后弓与接触线间的接触点位置; J_j 为双弓间距; ω_a 、 ω_b 分别为承力索和接触线的自振角频率; $\lambda = \begin{cases} 1 & (m=n) \\ 0 & (m \neq n) \end{cases}$; $F_{a1}(x,t)$ 、 $F_{a2}(x,t)$ 分别为吊弦和支撑杆施加于承力索上的集中作用力; $F_{b1}(x,t)$ 、 $F_{b2}(x,t)$ 分别为吊弦和定位器施加于接触线上的集中作用力。

$$\begin{aligned} \sum_{\rho=1}^N F_{a1}(x_\rho, t) \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} = \\ - \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{\rho=1}^N \ddot{q}_{am}(t) M_D \sin \frac{m\pi x_\rho}{L} \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} - \\ \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{\rho=1}^N K_D (q_{am}(t) - q_{bm}(t)) \sin \frac{m\pi x_\rho}{L} \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} \quad (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sum_{q=1}^R F_{a2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} = \\ - \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{q=1}^R \ddot{q}_{am}(t) M_A \sin \frac{m\pi x_q}{L} \sin \frac{n\pi x_q}{L} - \\ \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{q=1}^R q_{am}(t) K_A \sin \frac{m\pi x_q}{L} \sin \frac{n\pi x_q}{L} \quad (8) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sum_{\rho=1}^N F_{b1}(x_\rho, t) \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} = \\ - \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{\rho=1}^N \ddot{q}_{bm}(t) M_D \sin \frac{m\pi x_\rho}{L} \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} + \\ \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{\rho=1}^N (q_{am}(t) - q_{bm}(t)) K_D \sin \frac{m\pi x_\rho}{L} \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} \quad (9) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sum_{q=1}^R F_{b2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} = \\ - \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{q=1}^R \ddot{q}_{bm}(t) M_B \sin \frac{m\pi x_q}{L} \sin \frac{n\pi x_q}{L} \quad (10) \end{aligned}$$

其中: M_D 、 K_D 分别为吊弦的质量和刚度; M_A 、 K_A 分别为支撑杆的质量和刚度; M_B 为定位器质量。

根据以上分析,通过引入集中质量矩阵 M_c 、阻尼矩阵 C_c 和整体刚度矩阵 K_c ,接触网线索振动方程可表示为

$$M_c \ddot{q}_c + C_c \dot{q}_c + K_c q_c = F_m \quad (11)$$

其中: \ddot{q}_c 、 \dot{q}_c 、 q_c 分别为整体广义加速度、速度及位移向量; F_m 为外界激励向量; M_c 、 C_c 、 K_c 均为 $2T$ 阶方阵, T 为模态总阶数。

M_c 由承力索/接触线的集中质量矩阵 M_{ca} 和 M_{cb} 组成, C_c 由承力索/接触线的系统阻尼矩阵 C_{ca} 和 C_{cb} 组成, K_c 由承力索/接触线的系统刚度矩阵 K_{ca} 和 K_{cb} 以及承力索与接触线之间的交互刚度矩阵 K_{ab} 和 K_{ba} 组成,整体方阵表达式为

$$M_c = \begin{bmatrix} M_{ca} & 0 \\ 0 & M_{cb} \end{bmatrix}; C_c = \begin{bmatrix} C_{ca} & 0 \\ 0 & C_{cb} \end{bmatrix}; K_c = \begin{bmatrix} K_{ca} & K_{ab} \\ K_{ba} & K_{cb} \end{bmatrix}$$

文献[15-16]指出,为保证高速弓网动态仿真的高精度,模态总阶数应取180以上,并基于弓网半实物半虚拟混合模拟系统平台给予了验证。因此,本研究取模态总阶数 T 为300,用于模拟更加精细、更符合实际工况的接触网模型。

1.3 弓网耦合模型及模型验证

受电弓与接触网间的动力耦合主要通过滑动接触实现。弓网间的接触力一般采用罚函数法处理,通过刚度为 K_s 的非线性弹簧来实现弓网动态耦合,弓网耦合计算模型如图 4 所示。此时,弓网接触力为

$$F_c(x, t) = \begin{cases} K_s(y_1 - y_c) & (y_1 \geq y_c) \\ 0 & (y_1 < y_c) \end{cases} \quad (12)$$

其中: y_1, y_c 分别为弓网接触点处受电弓弓头及接触线的垂向位移; K_s 为弓头与接触线耦合时的接触刚度。

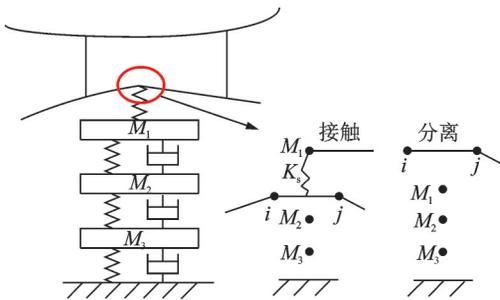


图 4 弓网耦合计算模型

Fig.4 Coupling model of pantograph-catenary system

当接触点处的接触线垂向位移小于弓头垂向位移时,弓网间为接触状态,受电弓可从接触线取流输送至机车;当接触线垂向位移大于弓头垂向位移时,弓网间为分离状态,将发生弓网离线现象。

联立式(1)、式(11)和式(12),即可得到双弓-网耦合系统动力学方程为

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = F \quad (13)$$

其中: M, C, K 分别为双弓-网耦合系统的质量、阻尼和刚度矩阵, $M = \text{diag}(M_c, M_p)$, $C = \text{diag}(C_c, C_p)$, $K = \text{diag}(K_c, K_p)$; u 为系统的垂直位移向量, $u = [q_c, y_p]$; F 为系统的外界激励向量, $F = [F_m, F_p]$ 。

采用弓网仿真验证标准 BS EN 50318—2018^[17] 来验证弓网系统模型的有效性。根据标准中接触网与受电弓(3 自由度)的建模参数,对本研究所建双弓-网系统模型进行仿真测试验证。参考接触网参数如下:拉出值为 0.2 m,结构高度为 1.2 m,跨长为 50 m,仿真跨数为 26 个;承力索的线密度为 1.08 kg/m,张力为 16 kN,弹性模量为 97 kN/mm²,横截面为 120 mm²,线夹质量为 165 g;接触线的线密度为 1.35 kg/m,张力为 22 kN,弹性模量为 100 kN/mm²,横截面为 150 mm²;吊弦的线密度为 0.117 kg/m,每跨有 9 根吊弦,其抗拉刚度分别为 197/223/247/264/269/264/247/223/197 N/m;吊弦间距均为 6.25 m。仿真测试结果见表 2。

表 2 仿真测试结果

Tab.2 Simulation test results

列车速度/ (km · h ⁻¹)	参数	前弓		后弓	
		标准范围	结果	标准范围	结果
275	平均值/N	141.5~146.5	143.7	141.5~146.5	145.4
	标准差/N	31.9~34.8	32.8	50.0~54.5	52.7
	(0~5 Hz)	26.4~28.9	27.6	41.2~45.4	43.1
	标准差/N ^b	16.2~22.4	16.8	25.2~34.7	28.3
	(5~20 Hz)	211.9~244.0	218.9	241~290	266.2
	标准差/N ^b	71~86	85.5	14~50	31.7
320	平均值/N	166.5~171.5	168.2	166.5~171.5	167.5
	标准差/N	49.5~62.9	51.5	30.2~43.8	43.6
	(0~5 Hz)	38.7~44.4	41.3	14.3~23.3	20.1
	标准差/N ^b	29.0~46.2	37.7	29.0~46.2	40.2
	(5~20 Hz)	295~343	296.4	252~317	283.4
	标准差/N ^b	55~82	56.6	51~86	64.0

上角标 b 表示用快速傅里叶变换滤波进行频域分析

由表 2 可知,本研究建立的弓网模型满足标准要求,可以用于弓网系统仿真的进一步分析。

2 空气阻尼对双弓受流的影响

兰新高速铁路设计最高时速为 250 km,实际运行时速为 200 km 左右,沿线经五大风区及部分高海拔地区,动车组受环境风影响严重。据监测资料显示,瞬时风速大于 20 m/s 的天数在五大风区内基本达到百天以上,但风速大于 30 m/s 的天数最多达 36 天^[18]。为使研究结合实际工况,笔者以兰新高铁为研究对象,设定最大平均风速为 30 m/s,对环境风影响下的双弓-网系统动力响应展开研究。

环境风作用在接触网上表现出的空气动力特性主要分为 2 种:①静风载荷引起的空气阻尼特性;②脉动风载荷引起的气动激励特性。本节针对前者对接触网线索振动的阻尼效应,分析空气阻尼对双弓-网系统动力性能的影响。

2.1 横风向空气阻尼推导

根据文献[19],静风来流方向趋于横风向,对接触网线索垂向振动的影响表现为阻尼性质,同时考虑接触线截面的特殊性和风致驰振的影响,推导出作用在接触线上的空气阻尼表达式为

$$C_r = \frac{1}{2} \rho_r U B \left(\frac{dC_L}{d\alpha} + C_D \right) \Big|_{\alpha=0} \quad (14)$$

其中: α 为初始风攻角; B 为接触线截面最大直径; ρ_r 为空气密度; $C_L(\alpha)$, $C_D(\alpha)$ 分别表示风攻角为 α 时的升力系数和阻力系数; U 为平均风速 U_a 的水平分量, $U = U_a \cos \alpha$ 。

2.2 考虑空气阻尼的双弓-网耦合动力学方程

将空气阻尼项添加至接触网动力学方程中进行修正, 可得到考虑空气阻尼的接触线/承力索运动微分方程为

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} - S \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2} + \\ C \frac{\partial y(x, t)}{\partial t} = F_g(x_g, t) \delta(x - x_g) + \\ F_c(x_c, t) \delta(x - x_c) - C_r \frac{\partial y(x, t)}{\partial t} \end{aligned} \quad (15)$$

与 1.2 节求解过程相同, 对式(15)进行求解可得到考虑空气阻尼影响的承力索和接触线振动微分方程分别为

$$\begin{aligned} \lambda \frac{\rho_a L}{2} \left[\frac{d^2 q_{am}(t)}{dt^2} + \frac{C_a + C_{r(a)}}{\rho_a} \frac{dq_{am}(t)}{dt} + \right. \\ \left. \omega_{am}^2 q_{am}(t) \right] = \sum_{p=1}^N F_{a1}(x_p, t) \sin \frac{n\pi x_p}{L} + \\ \sum_{q=1}^R F_{a2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} \quad (16) \\ \lambda \frac{\rho_b L}{2} \left[\frac{d^2 q_{bm}(t)}{dt^2} + \frac{C_b + C_{r(b)}}{\rho_b} \frac{dq_{bm}(t)}{dt} + \right. \\ \left. \omega_{bm}^2 q_{bm}(t) \right] = \sum_{p=1}^N F_{b1}(x_p, t) \sin \frac{n\pi x_p}{L} + \\ \sum_{q=1}^R F_{b2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} + F_{c1}(x_r, t) \sin \frac{n\pi x_r}{L} + \\ F_{c2}(x_r + J_j, t) \sin \frac{n\pi(x_r + J_j)}{L} \end{aligned} \quad (17)$$

由此可见, 空气阻尼对式(13)的影响主要在于改变了接触网系统阻尼矩阵 C_c 中的对角线元素, 即 C_c 中的承力索和接触线对应的对角线元素分别变为 $(C_a + C_{r(a)})L/2$ 和 $(C_b + C_{r(b)})L/2$ 。

利用 Newmark- β 隐式积分算法^[20]对考虑空气阻尼的双弓-网耦合动力学方程进行迭代求解, 得到不同空气阻尼下的每个时间步对应节点的位移和接触力, 分析空气阻尼对双弓-网系统动力性能的影响。仿真分析流程如图5所示。

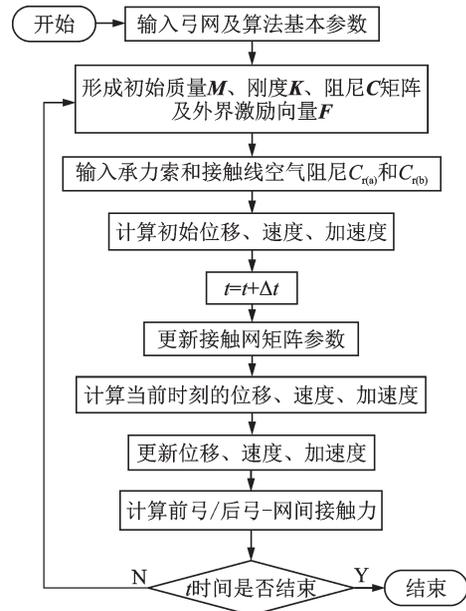


图5 仿真分析流程

Fig.5 Simulation analysis process

2.3 空气阻尼对双弓受流的影响

双弓间距对双弓-网系统动力性能的影响较大, 中国铁路总公司规定16节编组的动车组采用双弓取流, 两弓间无连接电缆时, 根据运营需要双弓间距在190~366 m之间^[6]。笔者重点研究环境风对双弓-网系统的影响, 因此取双弓间距为200 m进行弓网动力响应分析。

以兰新高速铁路为研究对象, 设定动车组运行速度为200 km/h, 仿真区段取14跨, 由于接触网模型的边界效应^[7], 取中间5跨, 即以5~9跨区段弓网接触力数据进行后续分析。文献[21-22]利用计算流体力学绕流仿真方法, 计算得到了不同风速下承力索和接触线的气动力系数(C_L , C_D)随风攻角的变化曲线, 并通过风洞试验验证了仿真的准确性, 本研究亦采用上述数据进行研究。

根据以上参数, 可通过仿真计算得出考虑不同风速引起的空气阻尼作用下的每个时间步对应节点的双弓接触力大小。不同风速引起的空气阻尼作用下的双弓接触力曲线如图6所示, 其统计特征值如表3所示。

由图6和表3可以看出, 在无风条件下, 后弓接触力的波动幅度较前弓更加剧烈, 根据双受电弓振动波的传播机理^[23], 这是因为受列车运行方向的影响, 前弓在接触线上滑动引起的振动波对后弓受流干扰较大, 而前弓受后弓振动波的干扰相对较小。随着风速的增大, 作用于接触网线索上的空气阻尼逐渐增大, 且在各风速下均为正阻尼, 与之对应的双弓接触力最大值与最小值之差(以下简称为最值差)

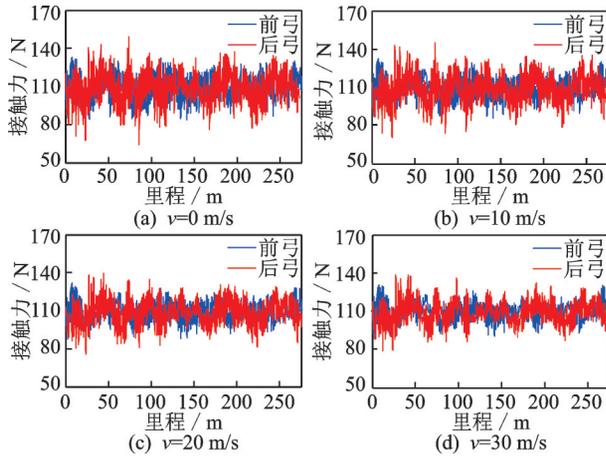


图6 不同风速引起的空气阻尼作用下的双弓接触力曲线
Fig.6 Contact force curve of double pantographs under the action of air damping caused by different wind speeds

表3 不同空气阻尼作用下的双弓接触力统计特征值

Tab.3 Statistical eigenvalues of contact force of double pantographs under different air damping N

风速/ (m·s ⁻¹)	C _{air(a)}	C _{air(b)}	位置	平均值	最大值	最小值	标准差
0	0	0	前弓	109.03	133.01	83.73	9.35
			后弓	108.62	149.12	64.32	12.33
10	0.094	0.099	前弓	109.04	132.70	85.36	8.41
			后弓	108.61	145.16	70.08	11.46
20	0.156	0.175	前弓	109.03	132.02	87.47	7.50
			后弓	108.59	139.72	75.34	9.96
30	0.219	0.242	前弓	109.03	130.78	88.06	6.97
			后弓	108.61	138.36	78.19	9.09

和标准差均逐渐减小,说明双弓滑动接触引起的接触线振动在空气阻尼影响下得到抑制,振动波对彼此的干扰强度下降,且风速越大,抑制效果越明显。此外,各风速下的空气阻尼均很小,当风速达到30 m/s时,作用于承力索和接触线上的空气阻尼分别仅有0.219和0.242,前弓与后弓接触力标准差相对无风情况的变化量分别小于3 N和4 N。因此,由静风载荷引起的横风向空气阻尼不会对双弓-网间的受流产生较大影响。

静风载荷不仅会引起接触网线索横风向空气阻尼,还会导致接触网的横向偏移,从而易引发接触网刮弓事故。笔者重点研究静风引起的空气阻尼对弓网垂向振动响应的影响。

3 脉动风下双弓-网系统受流特性分析

文献[24]规定,当交流系统时速不大于200 km时,接触力范围为0~300 N。接触力标准差的最大值不应超过0.3倍的平均接触力目标值。接触力标

准差越小,表明接触力的集中程度越高,弓网接触质量越好。脉动风载荷属于随机载荷,是风力中的动力部分,会使建筑结构产生强振动响应,称为抖振^[25]。本节将考虑脉动风载荷的气动激励特性,分析脉动风对双弓-网系统动力性能的影响。

3.1 脉动风气动力模型推导

文献[19]对接触网的脉动风气动力模型进行了推导,得到相对风轴坐标系下的气动阻力 F_{De} 和气动升力 F_{Le} 为

$$\begin{cases} F_{De} = \frac{1}{2} \rho_r B U_a^2 \left\{ C_D(\alpha) \frac{2u}{U_a} + \left[\dot{C}_D(\alpha) + C_L(\alpha) \right] \frac{w}{U_a} \right\} + \frac{1}{2} \rho_r B U_a^2 C_D(\alpha) \\ F_{Le} = \frac{1}{2} \rho_r B U_a^2 \left\{ C_L(\alpha) \frac{2u}{U_a} + \left[\dot{C}_L(\alpha) - C_D(\alpha) \right] \frac{w}{U_a} \right\} + \frac{1}{2} \rho_r B U_a^2 C_L(\alpha) \end{cases} \quad (18)$$

其中: β 为动态迎风角; u, w 分别为顺风向和竖风向脉动风速。

式(18)中两式的第1项为脉动风载荷,第2项为平均风载荷,将其变换到体轴坐标系,即可得到影响弓网间受流的垂向气动力 F_m 为

$$F_m = F_{De} \sin \alpha_0 + F_{Le} \cos \alpha_0 \quad (19)$$

3.2 考虑脉动风激励的双弓-网耦合动力学方程

与2.2节同理,可得到考虑脉动风激励的接触线或承力索运动偏微分方程为

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} - S \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2} + \\ C \frac{\partial y(x, t)}{\partial t} = F_g(x_g, t) \delta(x - x_g) + \\ F_c(x_c, t) \delta(x - x_c) + F_m \end{aligned} \quad (20)$$

考虑到脉动风具有时间和空间相关性,因此需要将脉动风气动力进行相应的简化,离散施加于接触网线索上。另外,由于脉动风的气动激励效应,需要将其作为外界激励进行后续分析,即通过改变外界激励向量 F_m 进而对脉动风下双弓-网系统动力性能进行研究。根据偏微分方程理论对式(20)进行求解,可得

$$\begin{aligned} \lambda \frac{\rho_a L}{2} \left[\frac{d^2 q_{am}(t)}{dt^2} + \frac{C_a}{\rho_a} \frac{dq_{am}(t)}{dt} + \omega_{am}^2 q_{am}(t) \right] = \\ \sum_{p=1}^N F_{a1}(x_p, t) \sin \frac{n\pi x_p}{L} + \sum_{q=1}^R F_{a2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} + \\ \sum_{s=1}^M F_{a3}(x_s, t) \sin \frac{n\pi x_s}{L} \end{aligned} \quad (21)$$

$$\lambda \frac{\rho_b L}{2} \left[\frac{d^2 q_{bm}(t)}{dt^2} + \frac{C_b}{\rho_b} \frac{dq_{bm}(t)}{dt} + \omega_{bm}^2 q_{bm}(t) \right] = \sum_{\rho=1}^N F_{b1}(x_\rho, t) \sin \frac{n\pi x_\rho}{L} + \sum_{q=1}^R F_{b2}(x_q, t) \sin \frac{n\pi x_q}{L} + F_{c1}(x_r, t) \sin \frac{n\pi x_r}{L} + F_{c2}(x_r + J_j, t) \sin \frac{n\pi(x_r + J_j)}{L} + \sum_{s=1}^M F_{b3}(x_s, t) \sin \frac{n\pi x_s}{L} \quad (22)$$

其中： $F_{a3}(x_s, t)$ 、 $F_{b3}(x_s, t)$ 分别为作用在承力索和接触线上第s个风点处的脉动风气动力，都被均匀离散成M个脉动风点施加于接触网线索上。

第s个风点处的脉动风气动力可表示为

$$\begin{cases} F_{a3}(x_s, t) = F_{ma} L_s \\ F_{b3}(x_s, t) = F_{mb} L_s \end{cases} \quad (23)$$

其中： F_{ma} 、 F_{mb} 分别为作用于承力索和接触线单位长度上的垂向脉动风气动力大小； L_s 为离散单元长度。

利用Newmark- β 算法对考虑脉动风激励的双弓-网耦合动力学方程进行求解，探究风速和风攻角对双弓-网系统动力性能的影响。

3.3 基于AR模型的接触网沿线脉动风场模拟

在求解动力学方程之前，需要先求得式(18)中顺风向脉动风速 u 和竖风向脉动风速 w 。文献[26]指出，4阶AR模型能够很好地模拟适用于铁路接触网结构的脉动风场，本研究采用这种方法对接触网沿线脉动风场进行模拟。

以兰新高铁接触网参数为例，建立14跨接触网沿线脉动风场。为减小脉动风载荷离散化处理所产生的误差，风点之间的间隔不宜过大。因此，沿接触网线索布置方向，每隔10m取1个风点，共76个脉动风点，接触网脉动风场模拟点如图7所示。

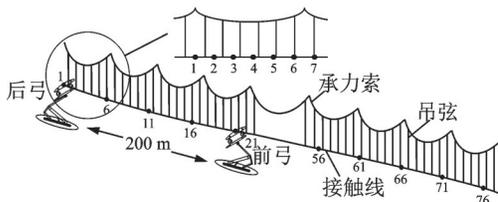


图7 接触网脉动风场模拟点

Fig.7 simulation points of pulsating wind field of catenary

采用Davenport谱^[27]和Panofsky谱^[28]分别模拟顺风向和竖风向脉动风时程，模拟风速谱的计算参数如表4所示。

根据上述风速时程计算方法和参数，在Matlab中编写计算程序，图8所示为20 m/s平均风速下脉动风点1处的顺风向和竖风向脉动风速时程与功率

表4 模拟风速谱的计算参数

Tab.4 Calculated parameters of simulated wind speed spectrum

参数	数值	参数	数值
地面粗糙度系数	0.003	时间步长/s	0.1
模拟点高度/m	5.3	计算时间/s	100
AR模型阶数	4	模拟点数	76

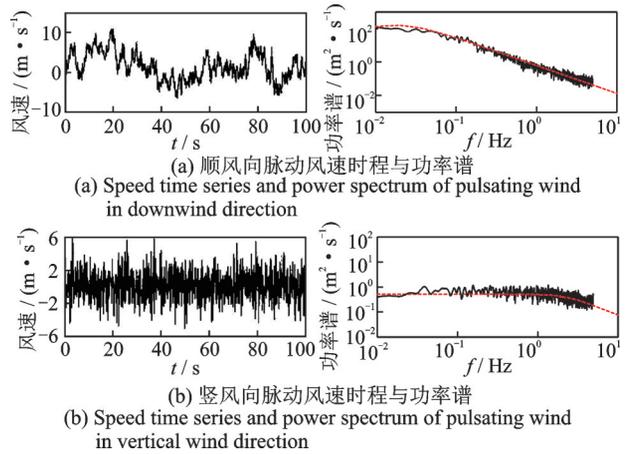


图8 脉动风点1处的脉动风速时程与功率谱

Fig.8 Speed time series and power spectrum of pulsating wind at point 1

谱。可以看出，模拟谱与目标谱重合度很高，因此AR模型能够很好地模拟脉动风速时程。

3.4 风速对双弓受流的影响

图9为风攻角保持40°不变时，不同平均风速下的双弓接触力曲线，表5为其统计特征值。

由图9和表5可以看出，在脉动风激励下，双弓接触力的波动幅度均随风速的提高而逐渐增大，且

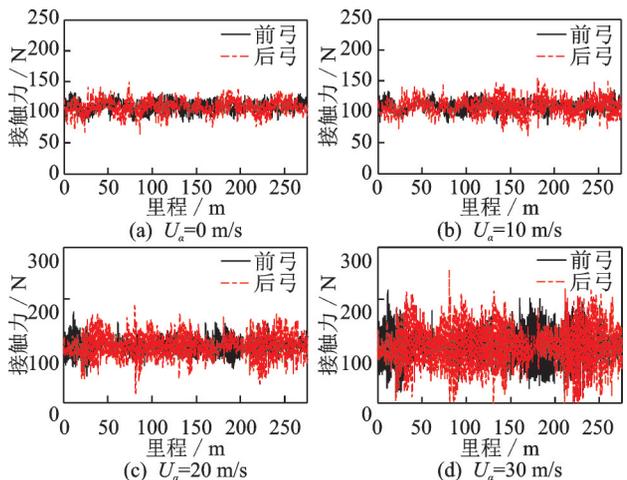


图9 风攻角为40°时不同平均风速下的双弓接触力曲线

Fig.9 Contact force curve of double pantographs at different wind speeds grades when the wind attack angle is 40°

表5 不同风速下的双弓接触力统计特征值

Tab.5 Statistical eigenvalues of contact force of double pantographs at different wind speeds

风速/ (m·s ⁻¹)	位置	平均值	最大值	最小值	标准差
0	前弓	109.03	133.01	83.73	9.35
	后弓	108.62	149.12	64.32	12.33
10	前弓	109.03	134.94	78.96	9.86
	后弓	108.61	153.75	61.18	13.98
20	前弓	109.03	174.80	50.82	16.58
	后弓	108.64	187.78	17.00	24.45
30	前弓	109.04	217.74	1.46	34.44
	后弓	108.68	256.34	0.00	45.69

后弓接触力波动较前弓增幅更加明显。当风速为10 m/s时,前弓与后弓接触力标准差相对无风情况的变化量分别小于1 N和2 N,此时脉动风载荷对双弓受流的影响并不明显。当风速为20 m/s时,双弓接触力最值差和标准差均明显增大,体现了接触力波动的增强,此时脉动风激励对双弓受流的影响已较为显著。此外,虽然双弓接触力统计值均符合安全标准,但其长期的大幅波动将导致接触线疲劳可靠性下降,进而缩短接触线的使用寿命。当风速达到30 m/s时,前弓与后弓接触力标准差相对无风情况分别增大25.09 N和33.36 N,其最值差分别增大167 N和171.54 N,此时双弓接触力均出现大幅波动,且后弓在多个位置发生离线,不符合安全标准,易造成弓网电弧和接触线烧伤,对高铁的安全运营造成威胁。因此,在大风环境下,需采取列车降速、设置沿线挡风墙等措施以降低弓网事故发生的概率。

3.5 风攻角对双弓受流的影响

风攻角是决定作用于接触网线索上的垂向脉动风气动力大小的主要因素之一,为研究风攻角对双弓受流的影响,首先需要分析施加于接触线上的气动力 F_{mb} 随攻角的演变规律。由于各个风点处的瞬时风速均具有很强的随机性,因此以第1点为例展开研究。设定平均风速为20 m/s,攻角间隔为10°,作用于第1点处的气动力在 $t \in (0, 100\text{ s}]$ 内,其绝对值最大值、平均值和标准差随攻角的演变规律如图10所示。其中,气动力绝对值最大值和平均值体现了脉动风激励的整体强度,标准差体现了脉动风的离散程度。脉动风整体强度越强,离散程度越大,对弓网受流越不利。

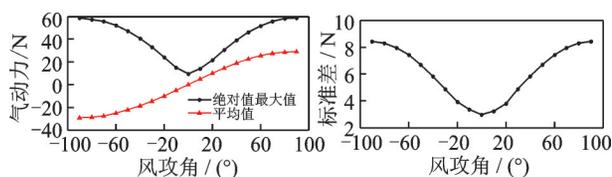


图10 第1点气动力绝对值最大值、平均值和标准差随攻角的演变规律

Fig.10 Evolution law of aerodynamic absolute value maximum, mean and standard deviation of point 1 with wind attack angle

由图10可以看出,气动力绝对值最大值和标准差以0°攻角为轴基本呈对称分布,且来流风攻角 $|\alpha_0| \in [0^\circ, 20^\circ]$ 时,两者的大小和变化幅度相对较小,平均值在0附近,此时来流风趋近于水平向,主要影响接触网线索的横向振动,对垂向上的弓网受流影响较小。为验证该结论并更加完整地揭示风攻角对双弓受流的影响规律,图11给出了风速为20 m/s时不同风攻角下的双弓接触力曲线,表6为其统计特征值。

由图11和表6可以看出,双弓接触力的波动随着来流风攻角的增大而逐渐加剧,且后弓接触力波动增强的幅度较前弓更加明显。当风攻角为0°时,施加于接触网线索上的气动力大小是由幅值相对较小的垂向脉动风速 w 决定,因此与无风情况相比,双弓接触力最值差和标准差增幅均较小,此时脉动风载荷对双弓受流的影响较小。当风攻角为20°时,前弓与后弓接触力标准差相对0°攻角的变化量分别小于1 N和2 N,此时双弓-网间的受流受脉动风载荷的影响同样较小。当风攻角为40°和60°时,由于气动力的增大导致双弓接触力波动明显增强,且60°攻角对应的前弓与后弓接触力标准差相对0°攻角分

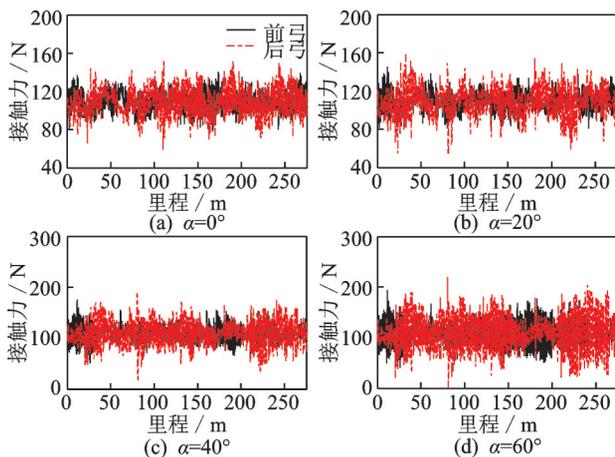


图11 风速为20 m/s时不同风攻角下的双弓接触力曲线
Fig.11 Contact force curve of double pantographs under different wind attack angles when the wind speed is 20 m/s

表6 不同风攻角下的双弓接触力统计特征值

Tab.6 Statistical eigenvalues of contact force of double pantographs under different wind attack angles

风攻角/(°)	位置	平均值	最大值	最小值	标准差
0	前弓	109.03	140.08	78.52	10.59
	后弓	108.60	152.98	59.06	14.08
20	前弓	109.03	145.08	76.13	11.00
	后弓	108.61	158.25	53.40	15.40
40	前弓	109.03	174.80	50.82	16.58
	后弓	108.64	187.78	16.70	24.45
60	前弓	109.04	193.56	21.35	24.42
	后弓	108.65	219.31	0.00	34.82

别增大 13.83 N 和 20.74 N, 其最值差分别增大 110.65 N 和 125.39 N。同时, 后弓接触力标准差大于 0.3 倍的平均接触力, 并出现了 0 值, 不符合安全标准, 此时后弓受流质量不佳, 易引发弓网事故。因此, 来流风越趋近于水平方向, 双弓接触力波动幅度越小, 弓网受流状态越稳定。

4 结 论

1) 静风载荷引起的横风向空气阻尼在各风速下均很小, 对应的双弓接触力波动幅度变化不大, 不会对双弓-网间的受流产生较大影响。

2) 脉动风下风速越大, 双弓接触力受脉动风载荷影响越显著, 其受流性能更易恶化。来流风越接近于水平方向, 双弓接触力波动幅度越小, 其受流状态更趋于稳定。

3) 后弓由于受到前弓滑动引起的振动波以及风载荷引起的线索抖振共同作用, 其受流性能相较前弓对风速和风攻角的变化更加敏感。

参 考 文 献

[1] 王争鸣. 兰新高铁穿越大风区线路选线及防风措施设计[J]. 铁道工程学报, 2015, 32(1): 1-6, 60.
WANG Zhengming. Design of route selection and wind-proof measures for strong wind-hit section of second double line of Lanzhou-Urumqi railway[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2015, 32(1): 1-6, 60. (in Chinese)

[2] XU Z, SONG Y, LIU Z G. Effective measures to improve current collection quality for double pantographs and catenary based on wave propagation analysis[J]. IEEE Transactions on Vehicular Technology, 2020,

69(6): 6299-6309.

- [3] 周宁, 张卫华. 双弓作用下弓网动力学性能[J]. 西南交通大学学报, 2009, 44(4): 552-557.
ZHOU Ning, ZHANG Weihua. Dynamic performances of pantograph-catenary system with double pantographs [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2009, 44(4): 552-557. (in Chinese)
- [4] 吴燕, 吴俊勇, 郑积浩, 等. 高速受电弓-接触网动态受流性能及双弓距离的研究[J]. 铁道学报, 2010, 32(4): 38-43.
WU Yan, WU Junyong, ZHENG Jihao, et al. Study on current-collection of high-speed pantograph-catenary system and distance between two pantographs[J]. Journal of the China Railway Society, 2010, 32(4): 38-43. (in Chinese)
- [5] 关金发, 田志军, 吴积钦. 基于弓网动力仿真的 160 km/h 刚柔过渡系统方案研究[J]. 铁道学报, 2018, 40(9): 48-56.
GUAN Jinfa, TIAN Zhijun, WU Jiqin. Research of 160 km/h transition structure proposal between overhead conductor rail and contact line based on dynamic simulation[J]. Journal of the China Railway Society, 2018, 40(9): 48-56. (in Chinese)
- [6] 鲁小兵. 高速铁路接触线垂向不平顺影响下的双弓-网动态特性研究[J]. 电气化铁道, 2019, 30(6): 39-45.
LU Xiaobing. Research on the dynamic characteristics of double-pantograph-catenary under the influence of the vertical irregularity of contact wire in high-speed railway [J]. Electric Railway, 2019, 30(6): 39-45. (in Chinese)
- [7] LU X, LIU Z, ZHANG J, et al. Prior-information-based finite-frequency H_{∞} control for active double pantograph in high-speed railway[J]. IEEE Transactions on Vehicular Technology, 2017, 66(10): 8723-8733.
- [8] BUCCA G, CARNEVALE M, COLLINA A, et al. Adoption of different pantographs' preloads to improve multiple collection and speed up existing lines[J]. Vehicle System Dynamics, 2012, 50(supp1): 403-418.
- [9] AMBRÓSIO J, POMBO J, PEREIRA M, et al. A computational procedure for the dynamic analysis of the catenary-pantograph interaction in high-speed train[J]. Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, 50(3): 681-699.
- [10] 王英, 曹丽, 陈小强, 等. 考虑双弓间距的双弓网 Habedank 电弧数学模型研究[J]. 高压电器, 2021, 57(11): 18-26.
WANG Ying, CAO Li, CHEN Xiaoqiang, et al. Research on Habedank arc mathematics model of double pantograph-catenary considering double pantographs interval[J]. High Voltage Apparatus, 2021, 57(11): 18-26. (in Chinese)

- [11] MANABE K, FUJII Y. Overhead systems resonance with multi-pantograph and counter measures[J]. Quarterly Reports of RTRI, 1989 (30): 182-187.
- [12] BOBILLOT A, MASSAT J P, MENTEL J P. Design of pantograph-catenary systems by simulation [C]//The 9th World Congress on Railway Research. New Delhi, India: International Union of Railways, 2011: 1-13.
- [13] LIU Z D, JÖNSSON P A, STICHEL S, et al. On the implementation of an auxiliary pantograph for speed increase on existing lines[J]. Vehicle System Dynamics, 2016, 54(8): 1077-1097.
- [14] CHEN X Q, XI Z, WANG Y, et al. Improved study on the fluctuation velocity of high-speed railway catenary considering the influence of accessory parts[J]. IEEE Access, 2020, 8: 138710-138718.
- [15] LIU Z G, SONG Y, HAN Y, et al. Advances of research on high-speed railway catenary [J]. Journal of Modern Transportation, 2018, 26(1): 1-23.
- [16] 梅桂明. 受电弓-接触网系统动力学研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2010.
- [17] European Committee for Electrotechnical Standardization. BS EN50318—2002 Railway applications-current collection systems-validation of simulation of the dynamic interaction between pantograph and overhead contact line [S]. British: BSI, 2018.
- [18] 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, 73.
HUANG Shuanglin. Research on the wind break standard of Lanzhou-Urumqi high-speed railway[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2019, 36(6): 14-17, 73.(in Chinese)
- [19] 陈小强, 张玺, 王英, 等. 环境风对高速铁路接触线波动速度的影响[J]. 交通运输工程学报, 2020, 20(5): 93-104.
CHEN Xiaoqiang, ZHANG Xi, WANG Ying, et al. Influence of environmental wind on fluctuation velocity of contact wire of high-speed railway[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2020, 20(5): 93-104.(in Chinese)
- [20] WANG Y, LIU Z G, MU X Q, et al. An extended Habedank' S equation-based EMTP model of pantograph arcing considering pantograph-catenary interactions and train speeds[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(3): 1186-1194.
- [21] 宋洋, 刘志刚, 汪宏睿. 高速铁路覆冰接触线气动系数研究与风振响应分析[J]. 铁道学报, 2014, 36(9): 20-27.
SONG Yang, LIU Zhigang, WANG Hongrui. Study on aerodynamic parameters and wind vibration responses of iced contact wires of high-speed railways[J]. Journal of the China Railway Society, 2014, 36(9): 20-27. (in Chinese)
- [22] SONG Y, LIU Z G, OUYANG H J, et al. Sliding mode control with PD sliding surface for high-speed railway pantograph-catenary contact force under strong stochastic wind field[J]. Shock and Vibration, 2017, 2017: 4895321.
- [23] ZHANG W H, ZHOU N, LI R P, et al. Pantograph and catenary system with double pantographs for high-speed trains at 350 km/h or higher[J]. Journal of Modern Transportation, 2011, 19(1): 7-11.
- [24] 中华人民共和国铁道部. TB/T 3271—2011 轨道交通受流系统受电弓与接触网相互作用准则[S]. 北京: 中国铁道出版社, 2011.
- [25] 邱惠清, 吴志军. 集装箱起重机的脉动风场仿真及响应分析[J]. 振动、测试与诊断, 2013, 33(1): 44-48.
QIU Huiqing, WU Zhijun. Simulation of fluctuating velocity field and response analysis of container crane[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2013, 33(1): 44-48. (in Chinese)
- [26] 李瑞平, 周宁, 张卫华, 等. 基于AR模型的接触网脉动风场与风振响应[J]. 交通运输工程学报, 2013, 13(4): 56-62.
LI Ruiping, ZHOU Ning, ZHANG Weihua, et al. Fluctuating wind field and wind-induced vibration response of catenary based on AR model[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2013, 13(4): 56-62.(in Chinese)
- [27] DAVENPORT A G. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1961, 87(372): 194-211.
- [28] PANOFSKY H A, MCCORMICK R A. The spectrum of vertical velocity near the surface[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1960, 86(370): 495-503.



第一作者简介:陈小强,男,1966年7月生,博士、教授。主要研究方向为高速铁路弓网空气动力学。曾发表《环境风对高速铁路接触线波动速度的影响》(《交通运输工程学报》2020年第20卷第5期)等论文。

E-mail: xqchen@mail.lzjtu.cn