升弓高度对列车受电弓气动性能的影响

秦登, 李田*, 张继业, 张卫华

西南交通大学牵引动力国家重点实验室, 成都 610031

* E-mail: litian2008@home.swjtu.edu.cn

收稿日期: 2019-05-16; 接受日期: 2019-09-10; 网络版发表日期: 2020-02-20

国家自然科学基金(批准号: 51605397)、四川省科技计划(编号: 2019YJ0227)和牵引动力国家重点实验室自主课题(编号: 2019TPL_T02)资助项目

摘要 为研究升弓高度对高速列车受电弓气动性能的影响, 建立受电弓空气动力学计算模型, 采用分离涡模拟方法(DES)研究受电弓不同运行状态下的气动特性. 数值仿真计算得到的受电弓气动阻力与风洞试验数据误差小于5%, 验证了数值仿真模型和方法的可靠性. 研究表明: 受电弓升弓高度和开闭口运行方式对受电弓周围流场结构影响较大, 受电弓气动性能有所差异. 当受电弓升弓高度不变和运行速度为400 km/h时, 开口运行受电弓气动阻力比闭口运行大2.0%~4.07%; 当受电弓开闭口运行方式不变时, 受电弓气动阻力与升弓高度呈近似线性关系, 在升弓高度0~1.4 m范围内, 受电弓气动阻力最大增加9.2%. 升弓高度对框架系统的气动特性影响较大, 对底座、绝缘子以及弓头的影响较小. 随着升弓高度的增加, 受电弓框架系统周围流场的脉动加剧, 气动阻力变大, 而弓头和滑板周围的流场变化较小. 滑板表面脉动升力具有明显的主频特性, 升弓高度对主频的影响较小, 闭口运行时频率分布较开口运行分散.

关键词 受电弓, 升弓高度, 气动性能, 分离涡模拟, 数值仿真

1 引言

受电弓作为高速列车主要部件之一, 其运行气动特性对列车的安全运行有着至关重要的影响^[1,2]. 随着列车运行速度的不断提高, 受电弓的空气动力学特性变得更加复杂, 如何保障高速弓网受流质量至关重要. 为适应不同线路的接触网高度, 受电弓的升弓工作高度一般在700~2400 mm范围内. 当受电弓以不同升弓高度运行时, 受电弓各部件的气动性能(气动力和气动

力矩)将转化成气动抬升力进而改变受电弓和接触网之间的接触压力, 影响弓网系统间的受流质量^[3~5]. 此外, 受电弓是列车气动阻力的主要来源, 也是最主要的气动噪声源之一^[6~8]. 因此, 高速受电弓气动特性的研究对高速列车气动减阻降噪以及改善弓网之间的受流质量具有重要意义.

国内外学者对弓网耦合动力学^[9~12]以及受电弓的气动噪声特性^[13~17]开展了大量的研究. 目前, 国内对受电弓的气动特性还未开展较为深入的研究. 郭迪龙

引用格式: 秦登, 李田, 张继业, 等. 升弓高度对列车受电弓气动性能的影响. 中国科学: 技术科学, 2020, 50: 335–345

Qin D, Li T, Zhang J Y, et al. Effects of train pantograph operating height on aerodynamic performance (in Chinese). Sci Sin Tech, 2020, 50: 335–345, doi: 10.1360/SST-2019-0183

等人^[18]研究了受电弓的非定常气动特性对弓网受流的影响, 结果表明, 受电弓脱体涡的强度、脱落频率对受电弓气动升力系数影响很大, 进而影响弓网之间的受流质量; 对比了有无横风时受电弓的升力振动频率以及气动力系数的变化情况. 刘星等人^[19]研究了受电弓平均稳态与非稳态气动力对高速列车弓网受流的影响, 结果表明两种气动力加载情形下受电弓的空气动力对弓网受流质量的影响差别不大. 以上研究说明, 受电弓气动特性对受电弓和接触网之间的受流有着重要的影响, 改善弓网性能要求对受电弓的运行气动性能进行一定的优化. 张亮等人^[20]采用分离涡模拟(detached eddy simulation, DES)方法对受电弓在列车不同位置时的气动特性进行模拟, 结果表明, 受电弓安装位置沿列车纵向向后, 受电弓气动阻力和升力的时域均值都呈减小的趋势. 牛纪强等人^[21]分析了不同结构形式的导流罩对受电弓非定常气动力及波动特性的影响, 研究结果表明不合适的导流罩结构会加剧受电弓气动力的波动, 提出翼板式导流罩对受电弓的气动波动特性有较好改善.

以上研究均针对受电弓某一工作高度下的气动性能进行分析, 而实际上, 为适应不同线路的接触网高度, 受电弓的升弓工作高度会发生变化, 该变化引起的受电弓气动性能改变可能对受电弓的弓网接触力有非常大的影响. 因此, 本文主要针对某型号高速受电弓, 数值模拟不同工作高度运行时受电弓的气动特性, 研究升弓高度对受电弓时均和瞬态气动特性及周围流场的影响, 为高速受电弓设计提供气动力参考依据.

2 数学模型

任何物理现象均受到物理上三大守恒定律的支配, 流体流动也必须满足这些守恒定律, 即质量、动量和能量守恒. 用数学表达式描述这些守恒定律的方程分别称为连续性方程、动量方程和能量方程. 计算流体力学的基本控制方程如下:

$$\frac{\partial(\rho\Phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho\mathbf{V}\Phi) = \text{div}(\Gamma\text{grad}\Phi) + \mathbf{S}, \quad (1)$$

式中, t 为时间变量; ρ 为密度; Φ 为通用变量, 可以代表 u , v , w , T 等求解变量; $\mathbf{V}$ 为速度矢量; Γ 为广义扩散系数; $\mathbf{S}$ 为广义源项. 方程各项分别对应于瞬态项、对流项、扩散项和源项.

本文数值模拟受电弓的运行速度为400 km/h, 对应运行马赫数约为0.327, 因此受电弓周围的流场可以近似处理为三维可压缩黏性流场. 对受电弓周围的流场数值求解时, 选取合适的湍流模型至关重要. 受电弓具有外形复杂和非流线型的特点, 其组件大部分由杆件构成, 其尾涡流场为一个非常复杂的、包含了尺度大小不一的各种旋涡的涡流. 分离涡模拟模型充分结合了大涡模拟(LES)和雷诺时均模拟(RANS)的优点, 在近壁面采用RANS湍流模型模拟流场中的小尺度脉动, 其他区域采用LES方法模拟大尺度的脱体涡运动. 这种方法计算量适中且计算精度较高, 目前被广泛采用^[22-24]. 由于剪切应力运输(SST) $k-\omega$ 模型能够准确预测列车表面压力^[24], 本文选取基于SST $k-\omega$ 湍流模型的DES来数值模拟高速受电弓流动.

3 计算模型

3.1 几何模型、计算区域及边界条件

以某型号受电弓作为研究对象, 该受电弓为了减少构件数量把平衡杆和导杆分别置于上臂杆和下臂杆内且采用了单滑板结构形式. 受电弓主要分为弓头、框架系统、底架和绝缘子四大部分, 各组件的详细划分如图1所示. 为便于网格划分, 对受电弓表面进行了合理的简化, 针对比较重要的组件, 比如弓头部分尽可能保留了所有细节.

由于受电弓位于列车顶部, 高速列车的长大体积会对受电弓周围流场产生较大的影响, 因此, 受电弓绕流的数值模拟应将受电弓放置于列车顶部; 为减少计算网格数量, 列车顶部近似处理如图2所示. 受电弓外流场的计算域如图2所示, 计算区域长 $L=60$ m, 宽 $W=25$ m, 高 $H=10$ m, 入口和出口距受电弓几何中心均为30 m.

计算边界条件设置如下: 入口设置为速度入口, 出口设置为压力出口, 两个侧面和顶部设置为对称边界, 地面设置为滑移壁面, 滑移速度大小等于列车的运行速度, 方向与列车运行方向相反, 受电弓以及车体表面设置为无滑移固定壁面. 根据建立的坐标系定义受电弓的开口、闭口运行, 当来流方向为正 y 时, 受电弓为开口运行; 若来流方向为负 y 方向, 则受电弓的运行方式为闭口运行.

仿真计算中, 首先采用SST $k-\omega$ 湍流模型开展稳态

图 1 (网络版彩图)受电弓模型
Figure 1 (Color online) Pantograph model.

图 2 计算区域
Figure 2 Computational domain.

流场的计算,然后将稳态流场作为非稳态流场计算的初始流场,采用分离涡模拟方法进行瞬态求解。瞬态时间步长为 5×10^{-5} ,对应最高分析频率为10 kHz。

3.2 网格划分及独立性检验

为减小网格对计算结果的影响,划分5套不同尺寸的网格分别进行数值计算,计算域以及边界条件与第3.1节描述一致。选用SST $k-\omega$ 湍流模型进行数值计算。为了满足湍流模型的计算要求且较为准确地模拟受电弓附近的附面层流动,网格划分保证了壁面无量纲量 $y^+ < 1$ 。不同尺寸网格信息及计算结果如表1所示。

由于受电弓外形在不同位置横截面面积差异特别大,选取特征面积较为困难,故采用时均气动力与速度压强($0.5\rho v^2$)之比作为分析对象。由表1可知,基于第3套网格计算得到的受电弓的时均阻力与速压之比较第4套网格大0.08%,较第5套网格大0.13%,虽然时均阻力随网格数量呈现先增加后减少的趋势,但是时均阻

力在第3套网格后加密网格尺度对受电弓气动阻力的变化非常小,因此,后续采用第3套网格尺寸进行数值计算。第3套网格的基础尺寸为0.140 m。为捕捉受电弓区域的流场,在其周围设置了4个加密区,如图3(a)所示。受电弓附近边界层网格第一层高度为0.006 mm,增长比率为1.1,共计16层,如图3(b)所示。受电弓滑板厚度为37 mm,在滑板高度方向约有17个网格,如图3(c)所示。计算网格单元数量共计5942万。

4 数值方法验证

为验证数值计算方法的正确性和可靠性,将数值计算结果与风洞试验数据进行对比验证。该试验在中国空气动力研究与发展中心的高速风洞中完成,图4为受电弓升弓风洞试验图。试验采用3台常温五分量天平,分布在受电弓底座支撑的3个受力点上,通过线性叠加3台天平y向测量值得到受电弓整体的气动

表 1 网格独立性检验对比表
Table 1 Grid independence test comparison table

网格	基础尺寸 (m)	网格数量 (万)	时均阻力 (N)	时均阻力与速压之比	相对误差 (%)
Mesh1	0.176	4029	2863.1	378.6	—
Mesh2	0.156	5025	2882.5	381.2	0.69
Mesh3	0.140	5942	2907.6	384.5	0.87
Mesh4	0.132	6536	2905.8	384.2	-0.08
Mesh5	0.128	7012	2903.5	384.0	-0.05

阻力.

表2为数值计算结果与风洞试验数据的对比结果. 在受电弓升弓高度为1.65 m时, 无论开口运行还是闭

图3 (网络版彩图)网格划分. (a) 受电弓周围网格; (b) 边界层; (c) 弓头表面网格

Figure 3 (Color online) Meshing. (a) The mesh around the pantograph; (b) boundary layer; (c) surface mesh of panhead.

图4 (网络版彩图)受电弓升弓试验

Figure 4 (Color online) Pantograph raising bow test.

表2 数值仿真实验验证

Table 2 Numerical simulation verification

工况	风洞试验结果 (N)	数值仿真结果 (N)	相对误差 (%)
升弓开口运行	3048.8	2907.5	-4.63
升弓闭口运行	2948.3	2819.3	-4.38

口运行, 数值模拟得到的受电弓整体气动阻力与风洞试验数据基本一致, 误差均在5%以内. 由于数值仿真计算时, 对受电弓表面构件进行了一定的简化处理, 略去了一些细小部件, 导致计算结果略小于试验值. 总体而言, 数值计算所得结果与风洞试验结果吻合较好, 表明该计算方法的可靠与准确.

5 计算结果

为了研究升弓高度对受电弓气动性能的影响, 数值仿真了降弓和5种不同升弓高度下的受电弓气动特性, 其中5种升弓高度分别为280, 560, 840, 1120和1400 mm. 计算结果将从时均压力分布、时均速度分布、瞬时流场结构以及气动力4个方面展开分析.

5.1 时均压力分布

图5给出了不同升弓高度、不同开闭口运行状态下受电弓中心截面 $x=0$ m时均压力分布特性(高度计算均以降弓作为基础高度). 当受电弓以不同的状态运行时, 迎风侧表面直接受到气流的冲击作用, 迎风侧表面受到很高的正压, 随着受电弓升弓高度的增加, 迎风侧有效面积在一定程度上有所增大, 导致受电弓迎风侧表面受到的高压区域有所变化. 气流绕过受电弓后, 在其后方形成较大的负压区, 受电弓气动阻力的主要来源即受电弓表面前后压差的作用力.

从图5可知, 受电弓以开口、闭口状态运行时, 弓头、铰链连接、底座以及绝缘子的迎风侧均受到很大的正压作用. 相比而言, 开口运行时底座大部分构件受到气流的直接冲击, 底座区域受到的滞止压力会更大. 不同高度受电弓背风侧的负压区域有较大的差异, 这些差异主要是由于受电弓以开口、闭口运行时, 上臂杆和下臂杆的受力以及对气流的导流特性不一样造成的, 受电弓各杆件对气流的干扰作用直接影响到受电弓周围的压力场分布. 负压区域主要集中在弓头、铰链连接、绝缘子的背风侧以及底座各部件间的空隙区域.

不同的升弓高度下受电弓表面静压力具有相似分布规律. 从图5可知, 升弓高度越高, 流场结构被破坏的程度越大, 流场的压力等值线分布越密集, 流场压力梯度更大, 从压力等值线的范围可得受电弓迎风侧受到的正压区域以及幅值变大, 背风侧负压区域以及幅值也

图 5 受电弓中心截面 $x=0$ m时均压力分布. (a), (d) 降弓; (b), (e) 升弓840 mm; (c), (f) 升弓1400 mm

Figure 5 Pressure distribution of the central section of the pantograph ($x=0$ m). (a), (d) Down-pantograph; (b), (e) operating height 840 mm; (c), (f) operating height 1400 mm.

变大, 所以受电弓升弓高度升高将导致气动阻力增大.

5.2 时均速度分布

图6给出了受电弓中心截面 $x=0$ m的时均速度分布情况. 从图中可以看出: 受电弓在开口、闭口运行状态下周围的速度分布存在较大的差异. 当受电弓以开口、闭口状态运行时, 上下臂杆对气流的导流作用不同进而导致了气动力的差异. 当受电弓开口运行时, 前方来流直接作用于下臂杆的迎风侧, 部分气流会附着下臂杆向上流动, 上臂杆则引导气流向下流动, 两

股气流在铰链连接处汇聚后一起向下游发展; 如图6所示, 受电弓开口运行, 大部分气流经过下臂杆抬升后向右上方流动与上臂杆引导的气流汇合.

当受电弓闭口运行时, 前方来流先作用在上臂杆和下臂杆之间的铰链连接, 周围流场有一定程度的破坏后, 气流再次冲击下臂杆的迎风侧, 受到阻扰后的气流沿着下臂杆向右下方流动, 大部分气流下沉至底座的复杂区域内, 造成比较复杂的流动现象; 另一方面, 上方来流被上臂杆引导朝着右上方流动, 进而影响弓头区域的流动. 闭口运行时受电弓底座与弓头后

图 6 受电弓中心截面 $x=0$ m时均速度分布. (a), (d) 降弓; (b), (e) 升弓840 mm; (c), (f) 升弓1400 mm

Figure 6 Velocity distribution of the central section of the pantograph ($x=0$ m). (a), (d) Down-pantograph; (b), (e) operating height is 840 mm; (c), (f) operating height is 1400 mm.

方速度场分布差异较大, 这是由于上下臂杆对气流的导流差异所引起的. 若升弓高度越高, 上下臂杆对气流的导流作用越强, 受电弓的尾流影响范围变大.

5.3 瞬时流动结构

以瞬时涡量等值面图来分析受电弓周围的流场特性. 图7给出了以涡度着色的基于 Q 准则的瞬时涡量等值面图. 从图中可以看出, 受电弓在高速运行时会对气流并在其尾部形成一系列的旋涡结构. 这些旋涡沿着受电弓表面的棱角边缘生成, 此时为泡沫状的小尺度旋涡, 在前方来流作用下这些小尺度旋涡逐渐向下游发展成蠕虫状的大尺度旋涡. 涡尺度较小且涡度较大的旋涡更接近于受电弓的表面, 小尺度涡向下游移动时, 尺度逐渐增大而涡度减小. 流场涡旋结构在空间上主要分为两层: 第一层来自弓头和上框架的尾流区; 第二层来自下框架和底架的尾流区域.

为揭示流场中涡旋结构的时间演变过程, 图8给出了不同瞬时的涡量等值面图. 由图可知, 弓头区域脱落的小尺度泡沫状旋涡逐渐向下游发展并与上臂杆表面脱落的小尺度涡汇聚, 形成较大尺度的旋涡. 然后, 这

些大尺度涡开始分解成小尺度涡, 并逐渐与下框架以及底架区域的尾涡汇聚成新的一系列大尺度涡. 从不同时刻的涡结构可以看出, 受电弓尾涡结构变化具有持续性和周期性.

图9给出了不同升弓高度以及不同开闭口状态运行时受电弓中心截面 $x=0$ m的瞬时涡量云图. 受电弓尾流呈现杂乱无序, 并表现出非常复杂的涡脱落现象, 气流分离以及涡脱落使受电弓各部件表面受到周期性的脉动力作用, 弓头、上下框架、底架以及绝缘子后部的涡流强度较大. 若受电弓升弓高度越高, 受电弓周围流场受干扰程度越大, 尾流区的涡量也越大, 相应的尾流区负压增大, 进而导致受电弓气动阻力的增大. 在同一高度下, 开口运行时受到绝缘子对流场的干扰作用以及上下臂杆的导流作用导致尾流区的涡量较闭口运行大, 且尾迹影响范围较大, 因此, 受电弓开口运行时受到的气动阻力较闭口运行时大.

5.4 气动力分析

图10给出了不同升弓高度和开口、闭口运行状态下受电弓时均气动力的变化情况. 无论是以开口方式

图7 基于 Q 准则的瞬时涡量等值面图($t=0.35$ s). (a) $Q=10^4$; (b) $Q=5 \times 10^4$; (c) $Q=10^5$

Figure 7 Instantaneous iso-surface plot of Q -criteria, colored by vorticity ($t=0.35$ s) (a) $Q=10^4$; (b) $Q=5 \times 10^4$; (c) $Q=10^5$.

图8 不同瞬时的尾涡结构($Q=10^5$). (a) $t=0.16$ s; (b) $t=0.22$ s; (c) $t=0.3$ s

Figure 8 Time-based evolution process of vortex structures ($Q=10^5$). (a) $t=0.16$ s; (b) $t=0.22$ s; (c) $t=0.3$ s.

图 9 受电弓中心截面的瞬时涡量云图($t = 0.35$ s) (a), (d) 降弓; (b), (e) 升弓560 mm; (c), (f) 升弓1400 mm

Figure 9 Vorticity distribution of the central section of the pantograph ($t = 0.35$ s). (a), (d) Down-pantograph; (b), (e) operating height is 560 mm; (c), (f) operating height is 1400 mm.

图 10 受电弓时均气动特性. (a) 时均气动阻力; (b) 时均气动升力

Figure 10 Time-average aerodynamic characteristics of the pantograph. (a) Time-average aerodynamic drag; (b) time-average aerodynamic lift.

还是闭口方式运行, 随着受电弓升弓高度的增加, 受电弓时均气动阻力近似呈线性增加, 式(2)和(3)给出了受电弓开口、闭口运行时均气动阻力随升弓高度的拟合表达式.

$$F_o = 0.15640H + 2788.7416, \quad (2)$$

$$F_c = 0.15946H + 2698.1969, \quad (3)$$

式中, F_o 和 F_c 分别为受电弓开口、闭口运行时受到的时均气动阻力, 单位为N; H 为受电弓的升弓高度(H 为0代表降弓), 单位为mm. 拟合度 R^2 分别为0.98和0.93.

在升弓高度为0~1.4 m范围内, 受电弓开口运行最大升弓高度较降弓的时均气动阻力大8.09%, 闭口运行时大9.20%; 同一升弓高度下, 开口运行较闭口运行时均气动阻力大2.0%~4.07%.

由图10(b)可知, 受电弓降弓运行时弓头受到的气

动升力较升弓运行时大. 受电弓运行时, 随着升弓高度的增加, 弓头受到的时均气动升力先减小后趋于稳定; 受电弓以闭口方式运行时, 弓头受到的时均气动升力受升弓高度的影响更小, 从前面对流场的分析来看, 受电弓闭口运行时, 大部分气流受到下臂杆的导流作用向后下方朝底座背风侧区域流去, 因而对受电弓弓头的影响较开口运行时小.

图11给出了受电弓开口运行时时均气动阻力的分布情况. 图11(a)中的组件编号对应于图1中的各组件, 可以看出滑板#1、支座#10、底座#13以及绝缘子#14对受电弓气动阻力的贡献量较大. 上臂杆和下臂杆对整弓气动阻力的贡献量相对较小, 但对流场结构的影响较大. 为了进一步对比分析受电弓主要组件对阻力的贡献率受升弓高度的影响, 把受电弓分为弓头、框架、底架以及绝缘子4个部分. 图11(b)给出了4部分的

图 11 时均气动阻力分布特性. (a) 气动阻力占比; (b) 阻力占比随升弓高度变化

Figure 11 Time-average aerodynamic drag distribution characteristics. (a) The ratio of the aerodynamic drag; (b) the ratio of the aerodynamic drag varies with the operating height.

气动阻力占比随升弓高度变化的规律, 弓头、底架和绝缘子的气动阻力占比随升弓高度增加略有减小, 框架系统的气动阻力占比逐渐增大. 主要原因是升弓高度增加导致框架系统直接受到气流冲击的有效面积增加, 且上下臂杆对气流的导流作用更强而导致气动阻力的增大. 同时对比了受电弓闭口运行时各组件对总阻力的贡献情况以及占比随升弓高度的变化情况, 结果与受电弓开口运行时的规律一致, 从各组件气动阻力分析, 开口运行时底架受到气流直接冲击的有效区域较大, 开口运行时底架气动阻力占比较闭口运行时大. 升弓高度主要改变了框架系统对流场的干扰行为, 其后方紊流更加剧烈, 弓头受此区域的影响较小, 其气动变化相对较小. 由于导流特性和迎风侧有效面积的不同, 开闭口运行状态和升弓高度对框架系统的气动特性影响相对较大.

由于滑板与接触线直接接触, 为了考虑弓网间的受流性能单独分析滑板的气动特性. 由图10(b)可得, 受电弓升弓运行时, 来流方向以及升弓高度对弓头的

时均气动升力影响较小. 滑板升力波动对弓网受流质量起决定性作用, 因此, 下面分析不同运行方式下受电弓滑板升力的振动特性. 图12给出了典型工况下, 受电弓不同升弓高度以及不同开闭口运行时滑板所受气动升力的时程曲线图. 由于气流分离以及尾涡脱落等非定常气流作用, 滑板受到的升力振荡剧烈. 受电弓尾涡周期性的脱落将导致滑板受到周期性的脉动升力, 滑板所受脉动升力会呈现出明显的主频. 受电弓以同一方向不同升弓高度运行时, 滑板受到的时均脉动升力变化不大; 相反以不同开闭口方式运行时, 滑板受到的时均气动升力变化较大.

受电弓滑板气动升力的功率谱密度如图13所示. 受电弓以不同升弓高度和不同开闭口状态运行时, 滑板升力的功率谱密度峰值集中范围不一样, 说明受电弓所受脉动升力的能量主要集中在某些主要频率下, 与尾流场内旋涡脱落的频率有关. 受电弓开口升弓运行时, 滑板气动升力主频为310 Hz左右, 开口降弓运行时滑板主频为340 Hz; 闭口运行时, 滑板气动升力主频

图 12 受电弓滑板升力时程曲线. (a) 开口运行; (b) 闭口运行

Figure 12 Time history of lift on pantograph slider. (a) Knuckle-downstream direction; (b) knuckle-upstream direction.

图 13 受电弓滑板升力的功率谱密度. (a) 开口运行; (b) 闭口运行

Figure 13 Power spectral density of lift on pantograph slider. (a) Knuckle-downstream direction; (b) knuckle-upstream direction.

主要集中在346 Hz左右, 且频率分布较开口运行时分散, 主要原因是绝缘子对不同方向来流的扰动不同.

6 结论

本文通过与风洞试验数据对比验证了计算方法的正确性和合理性, 进一步对比分析了受电弓在不同开闭口方式运行以及不同工作高度下运行时的气动特性, 主要结论如下.

(1) 受电弓开口、闭口运行方式对其周围流场结构影响较大. 高速运行时, 受电弓迎风侧受到较高的滞止压力, 背风侧受到较大的负压力, 受电弓前后表面的压差阻力是受电弓气动阻力的主要来源. 开口、闭口运行方式决定了来流方向以及流场受各组件的扰动不同, 受电弓开口运行时受到的气动阻力较闭口运行时大2.0%~4.07%.

(2) 升弓高度直接决定流场受到扰动的程度, 受电弓以开口、闭口方式运行时, 上下臂杆对气流的引导作用不同, 升弓高度的增加会放大导流效果, 进而导

致受电弓以不同升弓高度运行时体现出不一样的气动特性. 在研究范围内, 受电弓开口运行时, 气动阻力最大增加8.09%, 闭口运行时最大增加9.20%. 升弓高度的变化主要影响上下臂杆的气动特性以及整弓的气动阻力特性, 而弓头和滑板的气动性能受到的影响相对较小.

(3) 受电弓具有非常明显的非定常气动特性, 不同开闭口运行方式以及升弓高度都会使受电弓尾流区的旋涡结构发生改变进而影响受电弓的气动特性. 受电弓滑板表面脉动力具有明显的主频特性, 开口升弓运行时, 主频为310 Hz, 开口降弓运行时, 主频为346 Hz; 受电弓闭口运行时, 主频约为340 Hz且频率分布较开口运行时分散.

(4) 受电弓运行时受到的升力、阻力以及力矩均会转化成弓头的气动抬升力进而影响弓网受流质量, 为适应不同线路的接触网高度, 受电弓的升弓工作高度发生变化时, 受电弓的气动性能将会改变, 考虑受电弓不同运行状态下的气动特性差异对实现受电弓气动抬升力的主动控制有着一定的指导意义.

参考文献

- Xiong J, Li T, Zhang J Y. Shape optimization of high-speed trains under multi running conditions (in Chinese). *Sci Sin Tech*, 2016, 46: 313–322 [熊骏, 李田, 张继业. 不同运行环境下高速列车外形气动优化. *中国科学: 技术科学*, 2016, 46: 313–322]
- Yang Z. Aerodynamics based study of pantograph high-speed current collection (in Chinese). *Electric Rail*, 2009, 20: 17–20 [杨帆. 基于空气动力学的受电弓高速受流研究. *电气化铁道*, 2009, 20: 17–20]
- Zhang J, Liu Z G, Lu X B, et al. Study on aerodynamics development of high-speed pantograph and catenary (in Chinese). *J China Rail Soc*, 2015, 31: 7–15 [张静, 刘志刚, 鲁小兵, 等. 高速弓网空气动力学研究进展. *铁道学报*, 2015, 31: 7–15]
- Bocciolone M, Resta F, Rocchi D, et al. Pantograph aerodynamic effects on the pantograph-catenary interaction. *Vehicle Syst Dyn*, 2006, 44: 560–570
- Pombo J, Ambrósio J, Pereira M, et al. Influence of the aerodynamic forces on the pantograph-catenary system for high-speed trains. *Vehicle Syst*

- [Dyn](#), 2009, 47: 1327–1347
- 6 Zhang J, Sun B C, Guo T, et al. Research on aerodynamic noise radiated from whole body surface of high-speed train and its distribution (in Chinese). *J China Rail Soc*, 2015, 37: 10–17 [张军, 孙帮成, 郭涛, 等. 高速列车整车气动噪声及分布规律研究. *铁道学报*, 2015, 37: 10–17]
 - 7 Kitagawa T, Nagakura K. Aerodynamic noise generated by shinkansen cars. *J Sound Vib*, 2000, 231: 913–924
 - 8 Zhu C, Hemida H, Flynn D, et al. Numerical simulation of the slipstream and aeroacoustic field around a high-speed train. *P I Mech Eng F-J Rail Rapid Transit*, 2017, 231: 740–756
 - 9 Zhou N, Zhang W H. Dynamical performance simulation of the pantograph-catenary coupled system based on direct integration method (in Chinese). *China Rail Sci*, 2008, 29: 71–76 [周宁, 张卫华. 基于直接积分法的弓网耦合系统动态性能仿真分析. *中国铁道科学*, 2008, 29: 71–76]
 - 10 Collina A, Bruni S. Numerical simulation of pantograph-overhead equipment interaction. *Vehicle Syst Dyn*, 2002, 38: 261–291
 - 11 Wu T X, Brennan M J. Dynamic stiffness of a railway overhead wire system and its effect on pantograph-catenary system dynamics. *J Sound Vib*, 1999, 219: 483–502
 - 12 Zhang W, Mei G, Wu X, et al. Hybrid simulation of dynamics for the pantograph-catenary system. *Vehicle Syst Dyn*, 2002, 38: 393–414
 - 13 Yu H H, Li J C, Zhang H Q. On aerodynamic noises radiated by the pantograph system of high-speed trains. *Acta Mech Sin*, 2013, 29: 399–410
 - 14 Yoshiki K, Yusuke W, Fumio M, et al. Numerical simulation of aerodynamic noise from high-speed pantographs using Lattice Boltzmann Method. In: *The International Symposium on Speed-up, Safety and Service Technology for Railway and Maglev Systems*. Seoul, 2012
 - 15 Zhang Y D, Zhang J Y, Li T, et al. Investigation of the aeroacoustic behavior and aerodynamic noise of a high-speed train pantograph. *Sci China Tech Sci*, 2017, 60: 561–575
 - 16 Kim H, Hu Z W, Thompson D J. Unsteady aerodynamics of high speed train pantograph cavity flow control for noise reduction. In: *22nd AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference*. Lyon: ASCE, 2016. 1–10
 - 17 Zhang Y D, Han L, Li M, et al. Reduction of aerodynamic noise of high-speed train pantograph (in Chinese). *J Mech Eng*, 2017, 53: 94–101 [张亚东, 韩璐, 李明, 等. 高速列车受电弓气动噪声降噪. *机械工程学报*, 2017, 53: 94–101]
 - 18 Guo D L, Yao S B, Liu C H, et al. Unsteady aerodynamic characteristics of high-speed pantograph (in Chinese). *J China Rail Soc*, 2012, 33: 16–21 [郭迪龙, 姚拴宝, 刘晨辉, 等. 高速列车受电弓非定常气动特性研究. *铁道学报*, 2012, 33: 16–21]
 - 19 Liu X, Deng J, Zheng Y, et al. Impact of aerodynamics of pantograph of a high-speed train on pantograph-catenary current collection (in Chinese). *J Zhejiang Univ (Eng Sci)*, 2013, 47: 558–564 [刘星, 邓见, 郑耀, 等. 高速列车受电弓空气动力学对弓网受流的影响. *浙江大学学报(工学版)*, 2013, 47: 558–564]
 - 20 Zhang L, Zhang J Y, Li T, et al. Research on unsteady aerodynamic characteristics of pantographs in different positions of high-speed trains (in Chinese). *J Mech Eng*, 2017, 53: 147–155 [张亮, 张继业, 李田, 等. 高速列车不同位置受电弓非定常气动特性研究. *机械工程学报*, 2017, 53: 147–155]
 - 21 Niu J Q, Zhou D, Liang X F, et al. Influence of diversion device on unsteady aerodynamic performance of pantograph (in Chinese). *J Zhejiang Univ (Eng Sci)*, 2017, 54: 752–760 [牛纪强, 周丹, 梁习锋, 等. 导流装置对受电弓非定常气动特性的影响. *浙江大学学报(工学版)*, 2017, 54: 752–760]
 - 22 Li T, Hemida H, Zhang J, et al. Comparisons of shear stress transport and detached eddy simulations of the flow around trains. *J Fluids Eng*, 2018, 140: 111108
 - 23 Li T, Zhang J, Rashidi M M, et al. On the Reynolds-averaged Navier-Stokes modelling of the flow around a simplified train in crosswinds. *JAFM*, 2019, 12: 551–563
 - 24 Spalart P R. Detached-eddy simulation. *Ann Rev Fluid Mech*, 2009, 41: 181–202

Effects of train pantograph operating height on aerodynamic performance

QIN Deng, LI Tian, ZHANG JiYe & ZHANG WeiHua

State Key Laboratory of Traction Power, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China

To study the effects of operating height on the aerodynamic performance of a high-speed train pantograph, an aerodynamic model of the pantograph was developed. The aerodynamic characteristics of a high-speed train pantograph under different operating conditions were studied using the detached eddy simulation. The results show the aerodynamic drag of the pantograph to be less than 5% compared with that of the wind tunnel test data, verifying the numerical simulation model and method. The results show that the pantograph height, and knuckle-upstream and downstream orientations have a major influence on the flow field structure around the pantograph, and affect its aerodynamic performance. When the height of the pantograph is fixed and the running speed is 400 km/h, there is an increase of 2%–4.07% of aerodynamic drag in the knuckle-downstream position compared with the knuckle-upstream position. When the pantograph is operated in a knuckle-downstream or upstream orientation, the aerodynamic drag experienced by the pantograph is approximately linear with the operating height. At an operating height in the range from 0 to 1.4 m, the pantograph's aerodynamic drag increases by 9.2%. The pantograph height has a significant effect on the aerodynamic characteristics of the frame system, but has less effect on the base, the insulator, and the panhead. As the height of the pantograph increases, the pulsation of the flow field around the pantograph frame system is aggravated, the aerodynamic drag becomes larger, and the flow field around the panhead and the slider changes slightly. The pulsating lift of the slider surface has obvious main frequency characteristics, and the height of the panhead increases with little effect on the main frequency. The frequency distribution in the knuckle-upstream position is more dispersed than when operating in the knuckle-downstream position.

pantograph, operating height, aerodynamic performance, detached eddy simulation, numerical simulation

doi: [10.1360/SST-2019-0183](https://doi.org/10.1360/SST-2019-0183)