

文章编号: 1001-8360(2012)11-0016-06

## 高速列车受电弓非定常气动特性研究

郭迪龙, 姚拴宝, 刘晨辉, 杨国伟

(中国科学院力学研究所 高温气体动力学实验室, 北京 100190)

**摘 要:** 受电弓系统的受流特性对高速列车的安全运行至关重要, 受电弓的非定常气动特性严重影响受电弓系统的受流状态。本文采用脱体涡模拟(DES), 对高速列车受电弓的非定常气动特性进行深入研究。研究表明: 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。无横风条件下, 受电弓受到的升力为负升力, 列车运行速度为 350 km/h 时, 其升力的波动幅度达 110%, 速度增加, 其波动幅度增大, 频率增大, 受电弓的横向受力很小; 横风条件下, 受电弓的升力振动频率与无横风时有很大不同, 升力系数变化不大, 侧向力随横风速度的增大而增大。研究结果为高速受电弓的优化设计提供了依据。

**关键词:** 受电弓; 升力系数; 脱体涡模拟; 振动

**中图分类号:** U238 **文献标志码:** A **doi:**10.3969/j.issn.1001-8360.2012.11.003

## Unsteady Aerodynamic Characteristics of High-speed Pantograph

GUO Di-long, YAO Shuan-bao, LIU Chen-hui, YANG Guo-wei

(LHD of Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100190, China)

**Abstract:** The current collection performance of pantograph is critical to safe operation of high-speed trains. The unsteady aerodynamic characteristics of pantograph influence the status of current collection of the pantograph system severely. In this paper, unsteady aerodynamic characteristics of high-speed train pantograph were studied with detached eddy simulation (DES). The research results indicate as follows: The aerodynamic lift coefficient of pantograph was strongly affected by the strength and shedding frequency of the detached eddy; when without the cross wind, the lift of pantograph is negative, and when the train runs at the speed of 350 km/h, the fluctuating amplitude of the lift is 110%, and the fluctuating amplitude and frequency of pantograph increases with further speed raising and the side force applied on the pantograph remains very small; when with the cross wind, the vibration frequency of the pantograph lift differs from that in absence of the cross wind greatly whereas the lift coefficient changes little, and the side force applied on the pantograph increases as the cross wind speed increases. The results are helpful to optimized design of high-speed pantographs.

**Key words:** pantograph; lift coefficient; DES; vibration

高速列车通过受电弓-接触网系统获得动力, 接触网-受电弓的接触状态对于高速列车的受流有重要影响。列车运行时, 若弓网接触压力过小, 则接触电阻变大, 会引起发热、受电弓离线、电弧放电现象; 若接触压力过大, 则受电弓和接触网的磨损会变大。例如, 对受电弓和接触网进行特殊改造的法国 V150 试验列车以 574.8 km/h 的最高速度进行试验时, 弓网受流完全

处于非正常接触的拉弧状态<sup>[1]</sup>。然而在列车运行过程中, 由于受电弓部位的复杂外形受空气动力的作用导致受电弓后部强烈的气流激扰, 进而导致受电弓的振动, 在恶劣天气下(如强风)甚至会使受电弓摆动。目前国内对于受电弓的受力特性研究仅限于定常状态时的升、阻力<sup>[2-4]</sup>, 研究对象也主要是极简化的受电弓, 国外也鲜见这方面的研究<sup>[5]</sup>。实际上, 由于受电弓及其附近的绝缘子等对气流的扰动作用, 受电弓的受力有明显的非定常特性。而采用定常方法会把流动中的一些非定常特性过滤掉, 往往不能得出受电弓的振动频率等。因此, 为保证高速列车性能可靠, 必须研究受电

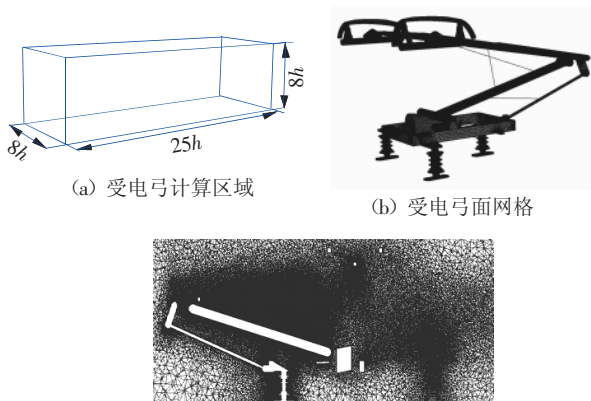
收稿日期: 2011-08-30; 修回日期: 2012-04-12  
基金项目: 国家科技支撑计划(2009BAG12A03);  
国家重点基础研究发展计划(973 计划)  
(2011CB711100)

作者简介: 郭迪龙(1974—), 男, 北京人, 助理研究员, 博士。  
E-mail: Jack9517@126.com

弓附近非定常流场的特征和受电弓的空气动力动态特性,为接触网、受电弓的设计提供依据。本文的主要工作一是采用真实的受电弓装置,研究不同速度条件下受电弓区域的尾流特性和受电弓的振荡特性,二是研究强风条件下受电弓区域的流场特性及其振荡特性。

## 1 计算模型及计算区域

计算所用模型为真实受电弓 1:1 大小的模型。为了较真实地模拟受电弓尾流流场,在受电弓的后部增加了绝缘子等装置。由于高速列车的运行速度在亚音速范围内,其控制方程为椭圆型方程,压力波的影响为整个流场区域。为了减少计算域规模对计算结果的影响,本文的计算区域为:以受电弓底座到顶部的高度  $h$  为特征长度,来流方向取  $10h$ ,出口方向取  $15h$ ,左右两侧为  $4h$ ,顶部取为  $8h$ ,模型的计算区域及面网格见图 1。网格设计时,靠近壁面处采用满足雷诺平均的纳维尔-斯托克斯方程(RANS)所要求的各向异性网格。无量纲壁面第一个网格高度  $Y^+$  值在 1 的量级左右。远离壁面尽量采用各向同性的非结构网格。根据经验及作者的计算资源,采用 1 000 万量级网格规模。网格计算采用中国科学院力学研究所高性能计算平台。每个工况采用 128 个 CPU 并行计算,计算时长约 300 h。对于受电弓,仅考虑受电弓滑板部分的受力。



(c) 受电弓对称面局部网格放大  
图 1 受电弓计算模型及网格

## 2 计算方法

受电弓尾流的流场为一非常复杂的涡流,包含各种不同尺度的漩涡。因此,要准确模拟受电弓尾部的流场,就必须准确捕捉受电弓尾部各种大小尺度的涡结构。大涡模拟能较好地捕捉大尺度的涡结构,提供更详细的流场瞬态信息,但对网格量,特别是近壁面网格量要求很高,且计算迭代步数也非常多。基于雷诺平均的湍流模型具有计算量小的优点,但由于其模式

化理论本身的缺点,很难找到一种合适的湍流模型来准确模拟分离流场,如高速列车的尾流流场,而对于瞬时的流场提供的细节则更少。

分离涡模拟(DES)基本思想是:在近壁面附近采用 RANS 方法,用湍流模型模拟其中的小尺度脉动运动;在远离物面的区域,采用 LES 方法模拟脱体涡运动。这样既可在附面层内发挥 RANS 方法计算量小的优势,又可在远离物面的区域对大尺度的脱体分离涡进行较好模拟。目前有 2 种 DES 方法较流行,一种基于 SA 湍流模型,另一种基于 SST 湍流模型。DES 对于计算网格构造较敏感,但国内外的研究表明,若网格构造合适,DES 对于空腔流动<sup>[6-8]</sup>、地面交通工具流场<sup>[9-11]</sup>、建筑物绕流<sup>[12]</sup>、飞行器自旋<sup>[13]</sup>等模型都可获得较好的计算结果。本文采用基于 SST 的 DES,控制方程为非定常 N-S 方程。在该方程中,对流项的离散采用 Roe 格式,加入了限制函数以提高插值的精度;黏性项采用二阶中心差分方法;对时间的离散采用带伪时间的 LU-SGS 方法。非定常计算时,时间步长取 0.1 ms,内迭代步次为 10,满足内迭代残差下降一个量级。方程的离散则采用有限体积法<sup>[14]</sup>。基于 SST 的 DES 方程为

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( (\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k}) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \beta \cdot k \omega \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j \omega) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( (\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) \gamma \frac{\omega}{k} \cdot P_k - \rho \beta_1 \omega^2 + \frac{2\rho(1-F_1)\sigma_{\omega 2}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (2)$$

式中: $t$  为时间; $\rho$  为密度; $k$  为湍动能; $x_j$  为方向坐标值, $j=1,2,3$ ,依次表示长、宽、高方向; $u_j$  为气流速度分量; $P_k$  为湍流生成项; $\sigma_\omega$ 、 $\sigma_{\omega 2}$ 、 $\sigma_k$ 、 $\beta$ 、 $\gamma$  均为经验常数; $\omega$  为湍流比耗散率; $F_1$  为为开关函数,表征涡到壁面的最小距离; $\mu_t$  为层流黏性系数; $\mu_t$  为湍黏性系数, $\mu_t = \min \left[ \frac{\rho k}{\omega}, \frac{a_1 \rho k}{\Omega F_2} \right]$ ,其中, $\Omega$  为涡量的绝对值, $a_1 = 0.31$ ,混合函数

$$F_2 = \tanh \left[ \max \left( 2 \frac{\sqrt{k}}{0.99 \omega y}, \frac{500 \mu}{\rho y^2 \omega} \right) \right]^2 \quad (3)$$

式中, $y$  表示第一层网格到物面的最小距离。

在近壁区, $F_1$  趋近于 1,模型近似于  $k-\omega$  模型;在边界层边缘附近时, $F_1$  趋近于 0,模型转化为  $k-\epsilon$  模型。若用  $\varphi_1$  表示原始  $k-\omega$  模型中的常数,用  $\varphi_2$  表示转化的  $k-\epsilon$  模型中的常数,则 SST 模型中的常数  $\varphi$  可为

$$\varphi = F_1 \varphi_1 + (1 - F_1) \varphi_2 \quad (4)$$

两个模型中的常数取值如下:

在  $k-\omega$  模型中:  $\sigma_{k1} = 0.85, \sigma_{\omega1} = 0.5, \beta_1 = 0.075,$   
 $\beta^* = 0.09, \gamma_1 = 0.5532。$

在转化的  $k-\epsilon$  模型中:  $\sigma_{k2} = 1.0, \sigma_{\omega2} = 0.856, \beta_1 =$   
 $0.0828, \beta^* = 0.09, \gamma_1 = 0.4404。$

$$F_1 = \tanh(g_1^4)$$

$$g_1 = \min[\max(g_{1a}, g_{1b}), g_{1c}]$$

$$g_{1a} = \sqrt{k}/(0.09\omega y)$$

$$g_{1b} = 500\mu_l/(\rho\omega y^2)$$

$$g_{1c} = 4\rho k\sigma_{\omega2}/(CD_{kw}y^2)$$

式中,  $CD_{kw}$  为两种湍流模型的交叉扩散项, 其式为

$$CD_{kw} = \max\left(\frac{2\sigma_{\omega2}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-20}\right)$$

基于 Menter SST 两方程湍流模型的 DES 方法, 保持式(2)不变, 而在式(1)的耗散项中引入湍流尺度参数  $l_{k-\omega}$ , 方程变为

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \mu_j \frac{\partial(\rho k)}{\partial x_j} =$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left( (\mu_t + \frac{\mu_l}{\sigma_k}) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \frac{\rho k^{1.5}}{l_{k-\omega}} \quad (5)$$

式中,  $l_{k-\omega} = \frac{k^{0.5}}{\beta_k \omega}$ 。

在 DES 方法中,  $l_{k-\omega}$  将由  $\min(l_{k-\omega}, C_{DES}\Delta)$  代替。其中:  $\Delta$  为三维网格单元各边  $\Delta x, \Delta y, \Delta z$  中最大的边长,  $\Delta = \max(\Delta x, \Delta y, \Delta z)$ ;  $C_{DES} = (1-F_1)C_{DES}^{\epsilon} + F_1C_{DES}^k$ , 而两常数项  $C_{DES}^k = 0.61, C_{DES}^{\epsilon} = 0.78$ 。

这样, 在靠近物面边界层上, 由于  $\omega$  值相当大, 而湍流动能  $k$  的值有限, 此时  $l_{k-\omega}$  远小于网格单元尺度, SST 湍流模型起作用, 采用的是雷诺平均算法; 远离物面时,  $\omega$  值减小, 当  $l_{k-\omega}$  增大到大于  $C_{DES}\Delta$  时, 改变后的模型充当大涡模拟的亚格子雷诺应力模型。

### 3 计算工况及边界条件

为了分析在不同列车运行速度、不同横风条件下高速列车受电弓滑板的振动特性, 本文选取了 4 种典型工况作为计算条件, 见表 1。计算时, 计算域取四周远场边界条件, 来流速度取列车速度与横风速度的合速度, 空气压力取 101 325 Pa; 受电弓底部采用无滑移壁面边界条件, 按远场边界条件对流场进行初始化。

表 1 计算工况

	列车速度/( $m \cdot s^{-1}$ )	横风速度/( $m \cdot s^{-1}$ )
工况一	97.22	0
工况二	138.89	0
工况三	97.22	5
工况四	97.22	15

## 4 计算结果及分析

### 4.1 不同速度受电弓滑板的振动特性

列车高速运行时, 受电弓后部涡流的脱落、破裂导致受电弓滑板产生脉动的升力、阻力。不同的列车运行速度和横风强度使涡流的强度和脱落、破裂的周期不同。Q 等值面能更好地体现涡的位置<sup>[15]</sup>:

$$Q = -\frac{1}{2} \frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} \frac{\partial \mu_j}{\partial x_i}$$

因此分别在工况一和工况二下取  $Q=5\ 000$ , 做出流场的瞬态 Q 等值面图, 见图 2、图 3。从图 2、图 3 中可见, DES 方法较好地模拟了流场中涡的细部结构, 列车高速运行时, 通过受电弓、车顶绝缘子的扰动, 气流在其后部形成一系列的涡, 这些涡受气流的冲击向列车后方流动。若无横风的干扰, 受电弓后部的涡流对称性较好, 但涡的强度在不同列车速度下有很大不同, 且不同尺度的涡的脱落、破裂的频率不同, 导致作用在受电弓滑板上气动力的脉动频率不同。在速度为 500 km/h 时, 受电弓对气流扰动后造成后部涡量分布与速度为 350 km/h 时的涡量分布有显著差别, 其强度明显大于较低速度时的涡强度。



图 2 工况一下的瞬态 Q 等值面图 ( $Q=5\ 000$ )

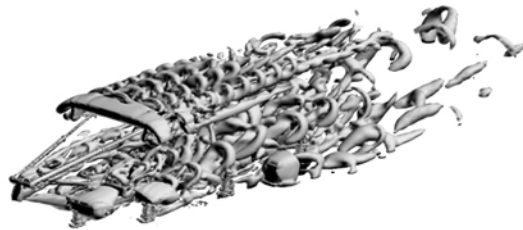


图 3 工况二下的瞬态 Q 等值面图 ( $Q=5\ 000$ )

图 4、图 5 为不同工况下受电弓对称面的涡量图。从图 4、图 5 可明显看出, 列车运行速度越高, 受电弓的尾流区越复杂, 非定常效应也越显著。在 350 km/h 时, 由受电弓和绝缘子引起的尾涡结构较小, 呈现出有规律的涡脱落现象, 这种有规律的涡脱落导致受电弓滑板的升力周期性的振荡。在 500 km/h 时, 受电弓和绝缘子引起的尾涡结构变得非常复杂, 在一些区域出现了涡街结构。这种更为复杂的尾涡脱落、破裂的过程导致受电弓滑板升力的振荡周期明显减小。图 6

和图 7 为不同工况下受电弓滑板升力的时域图,显示无侧风时受电弓滑板升力在时域上的变化。

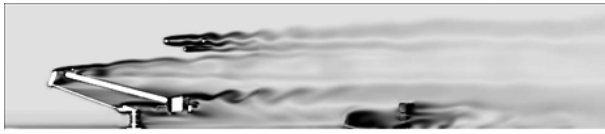


图 4 工况一下的瞬时对称面涡量图



图 5 工况二下的瞬时对称面涡量图

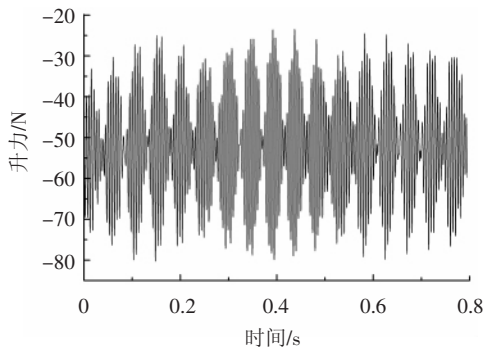


图 6 工况一下的受电弓滑板升力的时域图

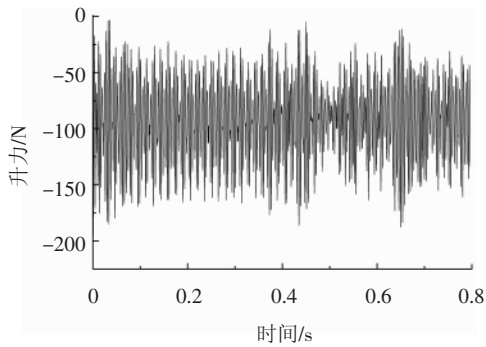


图 7 工况二下的受电弓滑板升力的时域图

表 2 和表 3 分别为不同速度下受电弓滑板受力的极值和平均值。表 2 和表 3 可见:本文所模拟的受电弓滑板的升力为负升力,随速度的提高而增大。考虑到列车运行速度的提高,若以来流对升力无量纲化,则其升力系数相近,即升力系数不受速度的影响,同样阻力系数也不受速度影响,而这对受电弓的强度设计具有重要意义。从侧向力来看,无论列车速度为 500 km/h 还是 350 km/h,无侧风时,受电弓滑板所受的侧向力几乎为 0,这从图 2 和图 3 极易理解。从受电弓滑板所受阻力来看,虽然涡的脱落、破裂会造成阻力的变化,但其影响有限。当列车运行速度为 350 km/h 时,阻力波动值约为 5.4%;在 500 km/h 时,波动值约为 13.4%。从受电弓滑板所受升力来看,在列车速度

为 350 km/h 时,升力波动约为 110%,在 500 km/h 时,波动约为 210%。这说明升力波动与涡的脱落、破裂有很大关系,要减小受电弓在纵向的振动,必须控制好受电弓后部的涡流,对受电弓进行优化设计。

表 2 工况一下受电弓滑板的受力情况 N

	最小值	最大值	时域内平均值
升力	-80	-23	-52
阻力	759	801	774
侧向力	-2	0	-1

表 3 工况二下受电弓滑板的受力情况 N

	最小值	最大值	时域内平均值
升力	-196	-3	-92
阻力	1 551	1 775	1 661
侧向力	-17	0	-9

图 8 和图 9 为以斯特劳哈尔数  $St$  为横坐标的不同工况下受电弓滑板升力的功率谱密度图。斯特劳哈尔数  $St = fH/U_{\infty}$ ,其中: $f$  为受电弓滑板升力的振动

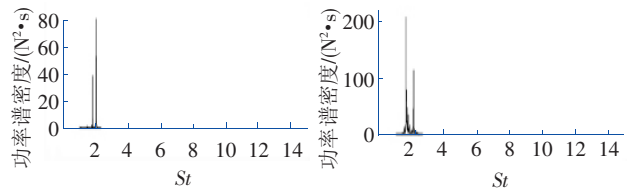


图 8 工况一下受电弓滑板升力的功率谱密度 图 9 工况二下受电弓滑板升力的功率谱密度

频率, $H$  为特征长度, $U_{\infty}$  为来流速度。从图 8、图 9 可见:在两种工况下,受电弓滑板的振动频均有明显的峰值,说明涡的脱落、破裂有明显的主频,即受电弓滑板所受的脉动力的能量集中在几个主要频率。列车速度为 350 km/h 时,受电弓滑板升力的振动主频发生在  $St \approx 2.1$ ,这与受电弓尾流区的流动分离和尾涡脱落的主要频率相对应。列车速度为 500 km/h 时,受电弓滑板升力的振动主频出现在  $St = 1.6$  附近,与列车速度为 350 km/h 的功率谱密度相比,500 km/h 时升力振动频率的模态明显增加。本文计算工况的雷诺数处于高超临界区附近, $St$  对雷诺数的变化较为敏感,各计算工况的雷诺数不一致,使得受电弓尾流的强度、脱落和破裂的频率不同,引起受电弓受力频率的变化。

#### 4.2 横风条件下受电弓滑板的振动特性

高速列车在横风条件下运行时,与无侧风条件相比,受电弓后部形成的尾流场会发生明显变化。图 10 和图 11 分别为  $Q = 5\ 000$  时工况三和工况四下的  $Q$  等值面图。图 10 和图 11 与图 2 相比,在横风作用下,受电弓尾流场更加复杂,呈现出明显的非对称性,导致



受电弓滑板的升力、阻力和侧向力的振动周期变化较大。不同横风速度,受电弓尾流场也明显不同,横风速度为 5 m/s 时,尾涡拖得很长,非对称性不强,尾涡结构细小混乱;而在横风速度为 15 m/s 时,尾流的非对称性明显增强,在尾流场后部的涡结构由于强气流的干扰而加速破裂,导致其涡强度比 5 m/s 横风时的小。



图 10 工况三下的瞬态  $Q$  等值面图 ( $Q=5000$ )



图 11 工况四下的瞬态  $Q$  等值面图 ( $Q=5000$ )

表 4 和表 5 分别表示不同横风速度时受电弓滑板受力的极值和平均值,可以看出:受电弓滑板的升力以负升力为主,振幅较大,在不同横风速度下,升力值差别较大;侧向力主要由受电弓流场非对称性造成的压差引起,而流场的非对称性由横风导致,横风速度越大,流场的非对称性越强,受电弓滑板的侧向力越大。从阻力来看,混乱的小涡结构会使受电弓滑板的压差阻力有一定程度的增大。按平均值计算,工况三比工况四下的阻力增加了约 15.2%。但不同速度横风下受电弓滑板阻力的波动不大,横风速度为 5 m/s 时,其阻力波动约为 10.9%;横风速度为 15 m/s 时,其波动约为 12.8%。从升力来看,按平均值计算,横风速度为 5 m/s 时比 15 m/s 时升力的绝对值减小了约 19.4%,但横风速度为 5 m/s 时升力波动更大,约为 454%,横风速度为 5 m/s 时升力波动约为 187%。从侧向力来看,按平均值计算,横风速度为 5 m/s 时比 15 m/s 时的侧向力减小了约 67%,在 5 m/s 时,侧向力波动约为 135%,在 15 m/s 时,其波动约为 11.7%。可见尾涡脱落、破裂对受电弓滑板的气动特性影响很大,而强侧风并不一定导致受电弓滑板气动性能的恶化。应从减小尾涡强度,限制尾流区的发展入手,对受电弓结构进行相应的优化设计,改善受电弓气动特性,从而改善受电弓的受流性能。

表 4 工况三下受电弓滑板的受力情况 N

	最小值	最大值	时域内平均值
升力	-158	69	-50
阻力	898	996	949
侧向力	10	52	31

表 5 工况四下受电弓滑板的受力情况 N

	最小值	最大值	时域内平均值
升力	-120	-4	-62
阻力	781	881	824
侧向力	88	99	94

从图 12、图 13 可见,不同横风条件下,受电弓尾涡的脱落、破裂对受电弓滑板升力有很大影响,横风速度为 5 m/s 时受电弓滑板升力的振动频率明显大于 15 m/s 时的频率,但其振动幅值要比 15 m/s 时稳定。

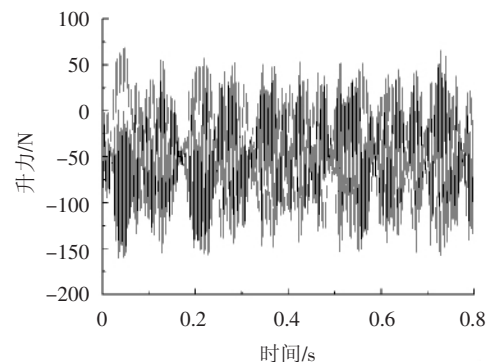


图 12 工况三下受电弓滑板升力的时域图

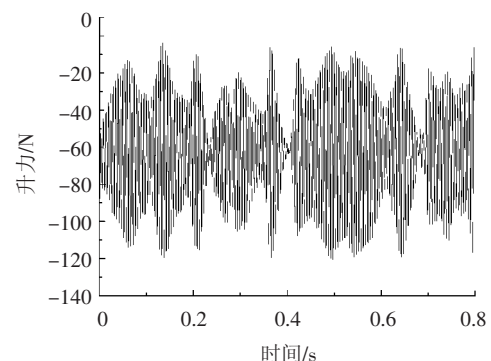


图 13 工况四下受电弓滑板升力的时域图

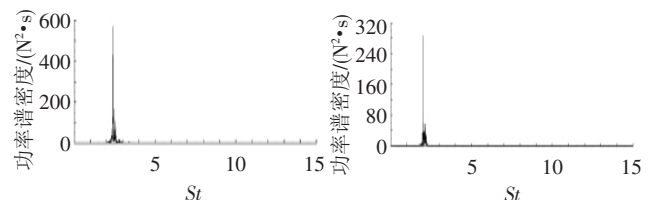


图 14 工况三下受电弓滑板升力的功率谱密度 图 15 工况四下受电弓滑板升力的功率谱密度

图 14 和图 15 为不同横风条件下受电弓滑板升力的功率谱密度图。可以看出:横风速度为 5 m/s 时,受电弓滑板升力的振动主频出现在  $St \approx 2.3$ ,这与受电弓尾流区在横风干扰下的流动分离和尾涡脱落的频率相对应。横风速度为 15 m/s 时,受电弓滑板升力的振动主频出现在  $St=2$  附近。与横风速度为 15 m/s 时的功率谱密度相比,横风速度为 5 m/s 时升力振动频

率的模态明显增多,这也说明横风速度为 5 m/s 时受电弓尾流场涡脱落和破裂的过程更为复杂。

## 5 结论

(1) 在无侧风情况下,受电弓侧向力几乎为 0。列车运行速度为 350 km/h 时,受电弓升力的波动幅度为 110%,阻力波动幅度为 5.4%;运行速度为 500 km/h 时,升力波动幅度为 210%,阻力波动幅度为 13.4%。随着速度的增加,受电弓滑板升力振动周期明显减小,振动频率明显增大;阻力振动幅度变化不大,阻力显著增加,升力系数和阻力系数变化不大。

(2) 在有侧风情况下,由于尾流场的非对称性,受电弓滑板侧向力明显增大,且横风速度越大,侧向力越大。受电弓滑板升力和阻力波动也明显增大,导致受电弓受流不稳定。列车速度为 350 km/h 的情况下,横风速度为 5 m/s 时,受电弓滑板升力的波动幅度为 454%,阻力波动幅度为 10.9%,侧向力波动幅度为 135%;横风速度为 15 m/s 时,升力的波动幅度为 187%,阻力的波动幅度为 12.8%,侧向力波动幅度为 11.7%。

(3) 受电弓尾流场有明显的非正常特性,尾涡结构非常复杂,且运行速度越大,尾涡脱落、破裂的频率越高。此外,横风速度的增大不一定导致受电弓气动性能的恶化。对本文研究的受电弓系统,横风速度为 5 m/s 时的受电弓尾流场明显比 15 m/s 时的尾流场更复杂,导致受电弓的气动特性在 5 m/s 时更恶劣。

### 参考文献:

- [1] 钱立新. 574.8 km/h 世界高速列车速度新记录的启示[J]. 铁道技术监督, 2007, 35(5):1-3.  
QIAN Li-Xin. Contents Special Report Inspiration from 574.8 km/h the New Speed Record of High-speed Trains in the World[J]. Railway Quality Control, 2007, 35(5):1-3.
- [2] 杨桢. 基于空气动力学的受电弓高速受流研究[J]. 电气化铁道, 2009, 20(3):17-20.  
YANG Zhen. Aerodynamics Based Study of Pantograph High-speed Current Collection[J]. Electric Railway, 2009, 20(3):17-20.
- [3] 宋洪磊, 吴俊勇, 吴燕, 等. 空气动力作用对高速受电弓受流特性影响研究[J]. 电气化铁道, 2010, 21(1):28-32.  
SONG Hong-Lei, WU Jun-Yong, WU Yan, et al. Influence of Aerodynamic to High-speed Pantograph Current Collection Characteristics[J]. Electric Railway, 2010, 21(1):28-32.
- [4] 蔡国华. 高速列车受电弓低速风洞试验技术[J]. 铁道工程学报, 2006, 23(7):67-70.  
CAI Guo-Hua. The Experimental Technique of Pantograph of Super Express Train in Low Speed Wind Tunnel[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2006, 23(7):67-70.
- [5] Sung-II Seo, Yong-Hyun Cho. A Study on the Measurement of Contact Force of Pantograph on High Speed Train [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2006, 20(10): 1548-1556.
- [6] Mitsuru IKEDA, Kazushige YOSHIDA. A Flow Control Technique Utilizing Air Blowing to Modify the Aerodynamic Characteristics of Pantograph for High-speed Train [J]. Journal of Mechanical Systems for Transportation and Logistics, 2008, 1, (3):264-271.
- [7] LANGTRY R, SPALART P. Detached-eddy Simulation of a Nose Landing-gear Cavity[C]//IUTAM Symposium on Unsteady Separated Flows and Their Control, IUTAM, 2009:357-366.
- [8] MENDONCA F, ALLEN R, de Charentenay J, et al. Towards Understanding LES and DES for Industria Aeroacoustic Predictions[EB/OL]. [2011-8-29]. [http://cms1.gre.ac.uk/school\\_seminars/seminars0304s1\\_mendonca\\_download/lesacoustics.pdf](http://cms1.gre.ac.uk/school_seminars/seminars0304s1_mendonca_download/lesacoustics.pdf).
- [9] MADDOX S, SQUIRES K, WURTZLER K, et al. Detached-eddy Simulation of the Ground Transportation system[EB/OL]. [2011-8-29]. <http://www.springerlink.com/index/q325873187709v57.pdf>.
- [10] KAPADIA S, ROY S, WURTZLER K. Detached-eddy Simulation over a Reference Ahmed Car Model[Z]. Reston, USA: AIAA, 2003.
- [11] SREENIVAS K, PANKAJAKSHAN R, NICHOLS D, et al. Aerodynamic Simulation of Heavy Trucks with Rotating Wheels[Z]. Reston, USA: AIAA, 2006.
- [12] WILSON R, HAUPT S, PELTIER L, et al. Detached Eddy Simulation of a Surface Mounted Cube High Reynolds Number[C]//Proceedings of ASME 2006 2nd Joint U. S.-European Fluids Engineering Summer Meeting. New York: ASME Institute, 2006:1213-1222.
- [13] FORSYTHE J, STRANG W, SQUIRES K. Six Degree of Freedom Computation of the F-15E Entering a Spin [Z]. Reston, USA: AIAA, 2006.
- [14] 阎超. 计算流体力学方法及应用[M]. 北京:北京航空航天大学出版社, 2006.
- [15] JEONG J, HUSSAIN F. On the Identification of Vortex [J]. Journal of Fluid Mechanics, 1995, 285(2):69-94.

(责任编辑 武晓明)