

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 海淀区 100190)

摘要: 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了研究。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, 本文所研究的受电弓受到的升力为负升力, 列车运行速度为 350km/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, 侧向力随着横风速度的增大而增大。

关键词: 受电弓; 升力系数; 脱体涡模拟; 振动

中图分类号: U238 **文献标识码:** A **文章编号:**

引言

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, 保证接触网与受电弓的合适接触是高速列车的重要问题, 法国 V150 试验列车进行高速试验时, 对受电弓和接触网进行了特殊改造, 当最高试验时速达到 574.8 公里时, 弓网受流完全处于非正常接触的拉弧状态^[1]。列车运行时, 需要受电弓和接触网有良好的接触压力特性, 接触压力值过小, 受电弓追随接触线的性能变坏, 接触电阻变大, 引起电热、离线、拉弧。接触压力过大, 受电弓和接触网的磨损会变大。然而列车运行过程中由于受空气动力的作用, 特别是受电弓附近的局部复杂外形, 将导致受电弓后部强烈的气流激扰, 气流的强烈激扰又导致受电弓的振动, 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也仅限于定常状态时所受的升、阻力^[2-4], 研究对象也主要是非常简化的受电弓, 国外也

鲜见这方面的研究^[5]。而实际上由于受电弓、绝缘子等对气流的扰动作用, 受电弓的受力具有明显的非定常特性。因此, 为了保证高速列车性能可靠, 必须研究受电弓附近的非定常流场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。本文的工作主要有两点: 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、受电弓的振荡特性, 二是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

计算中所用模型为 1:1 的真实受电弓模型, 为了能够较真实模拟受电弓尾涡流场, 在受电弓的后部还增加了绝缘子等装置。由于高速列车的运行速度为亚音速范围内, 其控制方程为椭圆型方程, 压力波的影响为整个流场区域, 需要减少由于计算域的有限对计算结果的影响, 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, 来流方向取为 $10h$, 出口方向取为 $15h$, 左右两侧为 $4h$, 顶

部取为 $8h$ ，图 1 为文中所用到的计算区域和计算模型的面网格。整个计算区域的体网格约为 1000 万。计算时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 小时。在本文中，对受电弓的受力统计仅为受电弓滑板部分。

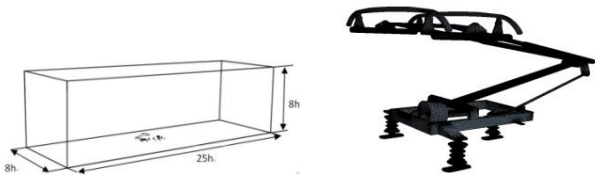


图 1 受电弓计算区域及受电弓面网格

Fig.1 The pantograph calculated area and surface mesh

2 计算方法

受电弓尾涡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。大涡模拟能够较好地捕捉大尺度的涡结构，提供更详细的流场瞬态信息，但对网格量要求高、特别是近壁面附近网格要求很高，而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，如高速列车的尾涡流场，而对于瞬时的流场提供的细节则更少。

DES(Detached-eddy simulation)最初是为了解决流场中存在大分离问题而创立的一种方法，是一种 LES 与 RANS 的折中，其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。这样既可以在附面层内发挥 RANS 方法计算量小的优势，又可以在远离物面的区域对大尺度的脱体分离涡进行较好的模拟。目前，比较流行的 DES 方法包括两种：一是基于 SA 湍流模型的 DES 方法，二是基于 SST 湍流模型的 DES 方法。DES 对于计算网格构造比较敏感。但国内外的研究表明：通过构造合适的网格，DES 对于空腔流动^[6-8]、地面交通工具流场^[9-11]、建筑物绕流^[12]、飞行器自旋^[13]等都获得比较好的计算结果。本文中采用基于 SST 的 DES。控制方程为非定常 N-S 方程，对流项的离散采用 Roe 格式，加入了限制函数提高插值的精度，粘性项采用二阶中心差分，时间离散采用带伪时间的 LU-SGS 方法。非定常计算时，时间步长取为 1×10^{-4} ，内迭代步为 10 步，满足内迭代残差下降一个量级。方程的离散采用有限体积法，具体地可参看文献[14]。基于 SST 的 DES 方程为：

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k}) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \beta' k \omega \quad (1)$$

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

F_1 在近壁区趋近于 1，模型近似于 $k-\omega$ 模型；远离壁面时 F_1 趋近于 0，模型转化为 $k-\varepsilon$ 模型，这样将两种模型取长补短。用 ϕ_1 表示原始 $k-\omega$ 模型中的常数，用 ϕ_2 表示转化的 $k-\varepsilon$ 模型中的常数，则 SST 模型中的常数 ϕ 可表示为：

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2 \quad (3)$$

两个模型中的常数分别为：

$k-\omega$ 模型：

$$\sigma_{k1} = 0.85, \quad \sigma_{\omega 1} = 0.5, \quad \beta_1 = 0.075, \quad \beta^* = 0.09, \quad \gamma_1 = 0.5532$$

转化的 $k-\varepsilon$ 模型:

$$\sigma_{\omega_2} = 1.0, \sigma_{\omega_2} = 0.856, \beta_1 = 0.0828, \beta^* = 0.09, \gamma_1 = 0.4404$$

涡粘性系数定义为:

$$\mu_t = \min \left[\frac{\rho k}{\omega}, \frac{a_1 \rho k}{\Omega F_2} \right] \quad (4)$$

开关函数 F_1 定义为到壁面最小距离的函数:

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4)$$

$$\arg_1 = \min [\max(\arg_{1a}, \arg_{1b}), \arg_{1c}]$$

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

$$\arg_{1b} = 500 \mu_t / (\bar{\rho} \omega y^2)$$

$$\arg_{1c} = 4 \bar{\rho} k \sigma_{\omega_2} / (C D_{k\omega} y^2)$$

$$C D_{k\omega} = \max \left(\frac{2 \bar{\rho} \sigma_{\omega_2}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-20} \right)$$

式中 y 表示到物面的最小距离。

基于 Menter SST 两方程湍流模型的 DES 方法, 其思想是保持 Menter SST 模型中的 ω 方程(2)保持不变, 而在 k 方程(1)的耗散项中引入湍流尺度参数 $l_{k-\omega}$, 模型方程变为(5):

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

$$\text{其中, } l_{k-\omega} = \frac{k^{0.5}}{\beta_k \omega}$$

在 DES 方法中, $l_{k-\omega}$ 将由 $\min(l_{k-\omega}, C_{DES} \Delta)$ 代替, 其中 $\Delta = \max(\Delta x, \Delta y, \Delta z)$, 为网格单元的最大边长。常数 $C_{DES} = (1 - F_1) C_{DES}^{k-\varepsilon} + F_1 C_{DES}^{k-\omega}$, $C_{DES}^{k-\varepsilon}$ 和 $C_{DES}^{k-\omega}$ 分别为 0.61 和 0.78。

这样, 在靠近物面的边界层上, 由于 ω 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, 采用的是雷诺平均的算法, 而远离物面时, ω 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

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, 本文计算了表 1 中的四种典型工况。

表 1 本文计算工况

Table 1 Calculation condition		
	列车速度 (m/s)	横风速度 (m/s)
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的升力、阻力脉动。不同的列车运行速度、横风强度将会使涡流的强度和脱落、破裂的周期不同。图 2、图 3 分别为工况一和工况二 $Q=5000$ 时的等值面图, 之所以选择 Q 等值面是由于 Q 等值面能更好地追踪涡的位置^[15], Q 的定义为: $Q = -1/2 \partial u_i / \partial x_j \partial u_j / \partial x_i$ 。从图中可以看出: DES 方法能够较好的模拟出流场中涡的细部结构, 列车高速运行时, 通过受电弓、绝缘子的扰动, 气流在其后部形成一系列的涡, 这些涡受气流的冲洗向列车后方流动, 在没有横风的作用下, 受电弓后部的涡流对称性比较好, 但显然不同列车速度, 其涡的强度有很大不同, 而且, 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 500km/h 时, 受电弓对气

流扰动后造成后部涡量分布与速度为 350km/h 时的涡量有明显的差别，其强度要明显大于较低速度时的涡强度。

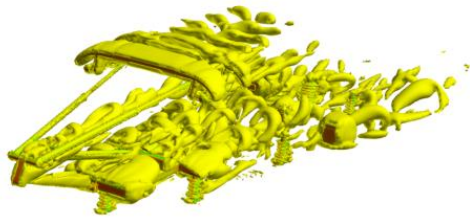


图 2 工况一瞬态 Q 等值面图 (Q=5000)

Fig.2 Transient Q isosurface graph of case 1(Q=5000)

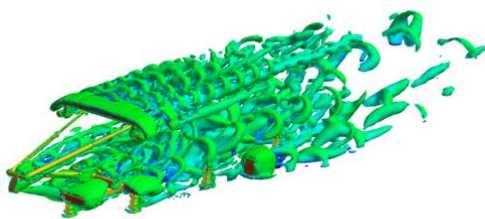


图 3 工况二瞬态 Q 等值面图 (Q=5000)

Fig.3 Transient Q isosurface graph of case 1(Q=5000)

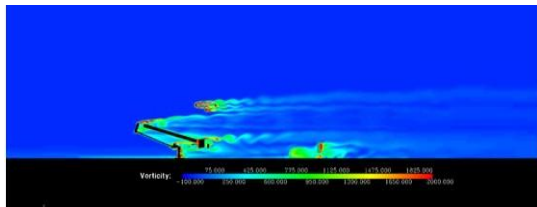


图 4 工况一瞬时对称面涡量图

Fig.4 Instantaneous vortices on a symmetry plane of case 1

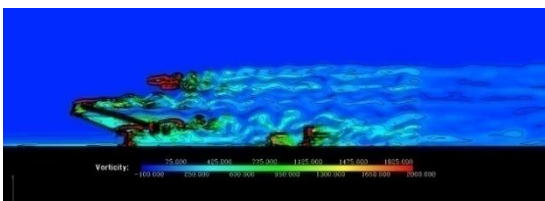


图 5 工况二瞬时对称面涡量图

Fig.5 Instantaneous vortices on a symmetry plane of case 2

图 4、图 5 为对称面上的涡量图，图 6 和图 7 显示了无侧风时受电弓滑板升力在时域上的变化，从图中可以明显看出，速度越大，受电弓的尾流区越复杂，非定常效应也越显著。在 350km/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 500km/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。

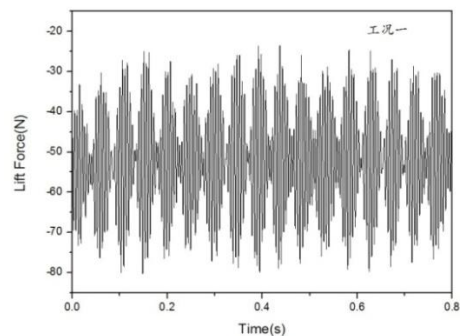


图 6 工况一受电弓滑板升力的时域图

Fig.6 The lift time-domain graph of pantograph skateboard of case 1

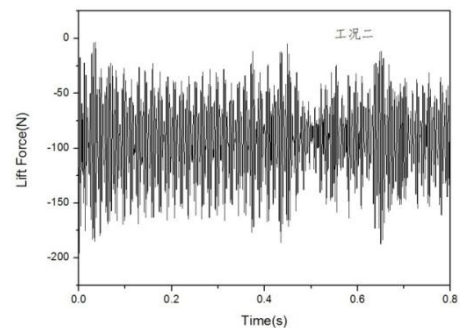


图 7 工况二受电弓滑板升力的时域图

Fig.7 The lift time-domain graph of pantograph skateboard of case 2

表 2 和表 3 分别表示不同速度时受电弓滑板受力的极值和平均值，可以看到：本文所模拟的受电弓滑板的升力为负升力，随着速度的增大，受电弓滑板所受的负升力增加，考虑到列车运行速度的增加，如果都以来流对升力无量纲化，则其升力系数是相近的，也就是说升力系数不受速度的影响，同

样阻力系数也不受速度影响，而这对于受电弓的强度设计具有重要意义。从侧向力来看，无论在 500km/h 还是 350km/h，无侧风时，受电弓滑板所受的侧向力几乎为 0，而这从图 2 和图 3 的 Q 等值面可以得到很好的解释。从阻力来看，虽然涡的脱落、破裂会造成阻力的变化，但其造成的影响有限。在 350km/h 时，其阻力波动值约为 5.4%；在 500km/h 时，波动值约为 13.4%。从升力来看，在 350km/h 时，升力波动约为 110%，在 500km/h 时，波动约为 210%。这与涡的脱落、破裂有很大关系，也就是说要减小受电弓在纵向的振动，必须要控制好受电弓后部的涡流，对受电弓进行优化设计。

表 2 工况一受电弓滑板所受的力

Table 2 Force of pantograph skateboard of case 1

	最小值	平均值	最大值
升力 (N)	-80	-52	-23
阻力 (N)	759	774	801
侧向力 (N)	-2	-1	0

表 3 工况二受电弓滑板所受的力

Table 3 Force of pantograph skateboard of case 2

	最小值	平均值	最大值
升力 (N)	-196	-92	-3
阻力 (N)	1551	1661	1775
侧向力 (N)	-17	-9	0

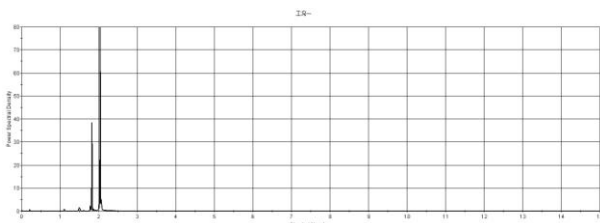


图 8 工况一受电弓滑板升力的功率谱密度

Fig.8 The power spectral density map of pantograph skateboard of case 1

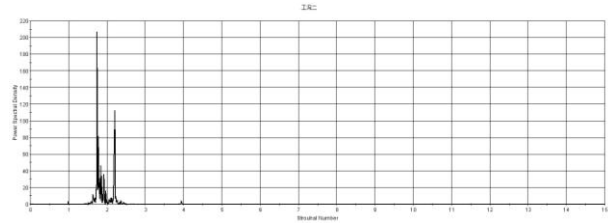


图 9 工况二受电弓滑板升力的功率谱密度

Fig.9 The power spectral density map of pantograph skateboard of case 2

图 8 和图 9 是以斯特劳哈尔数 ($St = fH / U_{\infty}$ ，其中 f 为受电弓滑板升力的振动频率， H 为特征长度) 为横坐标的受电弓滑板升力的功率谱密度图。可以看出：在两个速度下，受电弓滑板的振动频率有明显的峰值，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的频率下。在 350km/h 时，受电弓滑板升力的振动主频在 $St \approx 2.1$ ，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。在 500km/h 时，受电弓滑板升力的振动主频出现在 $St = 1.6$ 附近，与 350km/h 的功率谱密度相比，500km/h 时升力振动频率的模态明显增加，这种频谱的差异主要是由受电弓尾涡的强度、脱落和破裂的频率不同引起的。

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，其后部形成的尾流场会发生明显的变化。图 10 和图 11 为 $Q=5000$ 时工况三和工况四的 Q 等值面图，与图 2 相比，可以发现，在横风作用下，尾流场更加复杂，呈现出明显的非对称性，这导致了受电弓滑板的升力、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，在 5m/s 横风速度下，尾涡拖的很长，非对称性不强，尾涡结构细小混乱；而在 15m/s 横风速度下，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 5m/s 横风时的小。

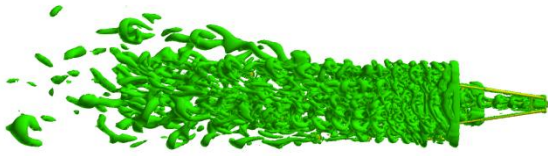


图 10 工况三瞬态 Q 等值面图 (Q=5000)
Fig.10 Transient Q isosurface graph of case 3(Q=5000)

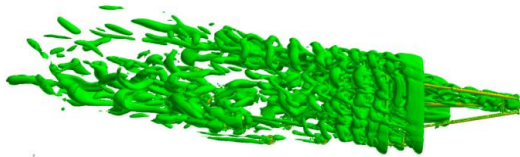


图 11 工况四瞬态 Q 等值面图 (Q=5000)
Fig.11 Transient Q isosurface graph of case 4(Q=5000)

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，不同横风速度，其升力值差别较大；而侧向力主要是由横风引起的受电弓流场的非对称性造成的压差引起的，横风速度越大，流场的非对称性越强，受电弓滑板侧向力越大。从阻力来看，混乱的小涡结构会一定程度的增大受电弓滑板的压差阻力，按平均值计算，工况三比工况四的阻力增加了约 15.2%，而不同横风下受电弓滑板阻力的波动不大，在 5m/s 时，其阻力波动约为 10.9%，15m/s 时，其波动约为 12.8%。从升力来看，按平均值计算，5m/s 横风比 15m/s 横风时的升力的绝对值减小了约 19.4%，但 5m/s 横风时升力波动更大，约为 454%，5m/s 横风时升力波动约为 187%。从侧向力来看，按平均值计算，5m/s 横

风时比 15m/s 横风时的侧向力减小了约 67%，在 5m/s 时，侧向力波动约为 135%，在 15m/s 时，其波动约为 11.7%。可以看出，尾涡脱落、破裂对受电弓滑板的气动特性影响很大，而强侧风并不一定能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 工况三受电弓滑板所受的力

Table 4 Force of pantograph skateboard of case 3

	最小值	平均值	最大值
升力 (N)	-158	-50	69
阻力 (N)	898	949	996
侧向力 (N)	10	31	52

表 5 工况四受电弓滑板所受的力

Table5 Force of pantograph skateboard of case 4

	最小值	平均值	最大值
升力 (N)	-120	-62	-4
阻力 (N)	781	824	881
侧向力 (N)	88	94	99

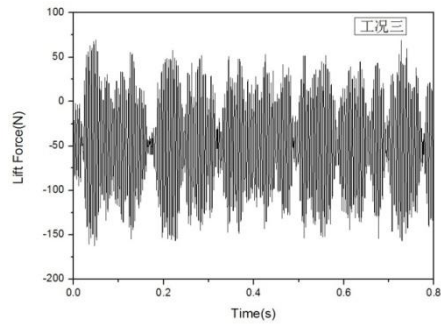


图 12 工况三受电弓滑板升力的时域图

Fig.12 The lift time-domain graph of pantograph skateboard of case 3

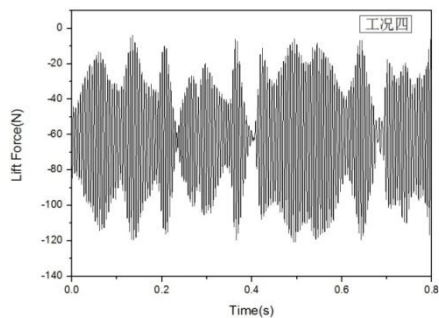


图 13 工况四受电弓滑板升力的时域图

Fig.13 The lift time-domain graph of pantograph skateboard of case 4

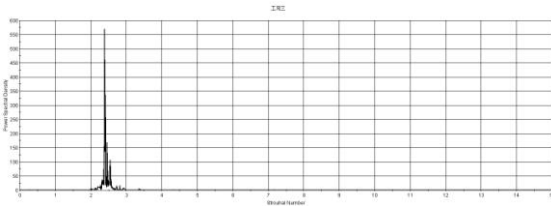


图 14 工况三受电弓滑板升力的功率谱密度

Fig.14 The power spectral density map of pantograph skateboard of case 3

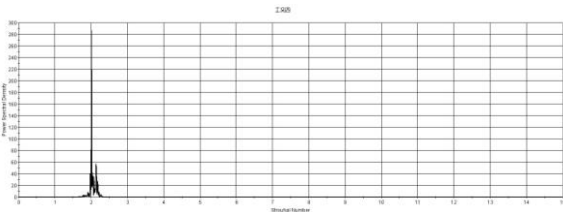


图 15 工况四受电弓滑板升力的功率谱密度

Fig.15 The power spectral density map of pantograph skateboard of case 4

从图 12 和图 13 可以看出, 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, 5m/s 横风时受电弓滑板升力的振动频率明显大于 15m/s 横风时的振动频率, 但其振动的幅值要比 15m/s 横风时稳定。

图 14 和图 15 是横风条件下受电弓滑板升力的功率谱密度图。可以看出: 在 5m/s 横风时, 受电弓滑板升力的振动主频在 $St \approx 2.3$, 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。在 15m/s 时, 受电弓滑板升力的振动主频出现在 $St = 2$ 附近。与 15m/s 的功率谱密度相比, 5m/s 时升力振动频率的模态明显增多, 这也说明 5m/s 横风时受电弓尾流场涡脱落和破裂的过程更为复杂。

5 结论

通过上述分析, 可以得出以下结论:

(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 350km/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 500km/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, 而且横风速度越大, 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。列车运行速度为 350km/h, 横风速度为 5m/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 15m/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定常特性, 尾涡结构非常复杂, 而且运行速度越大, 尾涡脱落、破裂的频率越高; 横风速度的增大不一定能导致受电弓气动性能的恶化, 对于本文所研究的受电弓系统, 横风速度为 5m/s 时的受电弓尾流场明显比 15m/s 时的尾流场更复杂, 导致受电弓的气动特性在 5m/s 时更恶劣。

参考文献

- 1 钱立新, 574.8km/h 世界高速列车速度新记录的启示, 铁道技术监督, 2007(5), 1-3. (Qian Lixin. Contents Special Report Inspiration from 574.8 km/h the New Speed Record of High-speed Trains in the World. 2007(5), 1-3.)
- 2 杨桢, 基于空气动力学的受电弓高速受流研究, 电气化铁道, 2009(3), 17-20. (Yang Zhen. Aerodynamics Based Study of Pantograph High-speed Current Collection. Electric Railway. 2009(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, 电气化铁道 2010 (1) (Song Hong-lei; Wu Jun-yong; Wu Yan etc. Influence of Aerodynamic to High Speed Pantograph Current Collection Characteristics. Electric Railway. 2010 (1))
- 4 蔡国华, 高速列车受电弓低速风洞试验技术, 铁道工程学报, 2006(7), 67-70.(Cai Guohua. The Experimental Technique of Pantograph of Super Express Train in Low Speed Wind Tunnel. Journal of Railway Engineering Society. 2006 (7) 67-70.)
- 5 Sung-II Seo, Yong-Hyun Cho. A Study on the Measurement of contact Force of Pantograph on High Speed Train. Journal of Mechanical Science and Technology 2006, Vol.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. Journal of Mechanical Systems for Transportation and Logistics. 2008 vol1.(3).
- 7 Langtry RB, Spalart PR. Detached-eddy simulation of a nose landing-gear cavity. Presented at. IUTAM Symp. "Unsteady Separated Flows and Their Control," Corfu, Greece. 2007.
- 8 Mendonca F, Allen R, de Charentenay J, Lewis M. Towards understanding LES and DES for industria aeroacoustic predictions. Presented at Int.Workshop LES Acoust., Göttingen. 2002.
- 9 Maddox S, Squires KD, Wurtzler KE, Forsythe JR. Detached-eddy simulation of the ground transportation system. See McCallen et al. 2004, pp. 89-104.
- 10 Kapadia S, Roy S, Wurtzler K. 2003. Detached-eddy simulation over a reference Ahmed car model. Presented at Thermophys. Conf., 36th, Orlando, Pap. No. AIAA-2003-0857
- 11 Sreenivas K, Pankajakshan R, Nichols DS, Mitchell BCJ, Taylor LK, Whitfield DL. 2006. Aerodynamic simulation of heavy trucks with rotating wheels. Presented at AIAA Aerosp. Sci. Meet. Exhib., 44th, Reno, Pap.No. AIAA-2006-1394
- 12 Wilson RP, Haupt SE, Peltier LJ, Kunz RF. 2006. Detached Eddy Simulation of a surface mounted cube high Reynolds number. Proc. ASME Joint U.S. Eur. Fluids Eng. Summer Meet. New York: ASME Int.
- 13 Forsythe JR, Strang WZ, Squires KD. 2006. Six degree of freedom computation of the F-15E entering a spin. Presented at AIAA Aerosp. Sci. Meet. Exhib., 44th, Reno, Pap. No. AIAA-2006-0858
- 14 阎超, 计算流体力学方法及应用, 北京航空航天大学出版社, 2006.6.(Yan Chao. Method and Application of Computational Fluid Dynamics. Beihang University Press. 2006.6)
- 15 Jeong J, Hussain F. On the identification of vortex. J Fluid Mech 1995;285(2):69-94

Unsteady Aerodynamic Characteristics of High-speed Pantograph

GUO Dilong, YAO Shuanbao, LIU Chenhui, YANG Guowei

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

Abstract: In this paper, unsteady aerodynamic characteristics of high-speed train pantograph is studied with detached eddy simulation (DES). It was indicated that the aerodynamic lift coefficient of pantograph was strongly affected by the strength and shedding frequency of the detached eddy. Without the effect of the cross wind, the lift of pantograph is negative, and when the train runs in speed of 350km/h, the amplitude of the lift is 110%, and the strength and frequency of pantograph increases with the speed increasing. In addition, the side force is very small. With the effect of cross wind, the vibration frequency of the pantograph lift is very different from that in none cross wind condition, and the lift coefficient changes little, but the side force increases as the cross wind speed increases.

Key words: pantograph; lift coefficient; DES; vibration