

文章编号: 2095-2163(2021)05-0103-08

中图分类号: U270

文献标志码: B

# 高速列车受电弓空腔射流降噪方法研究

袁丁<sup>1</sup>, 苗晓丹<sup>2</sup>, 袁天辰<sup>1</sup>, 杨俭<sup>1</sup>, 袁贤浦<sup>1</sup>

(1 上海工程技术大学 城市轨道交通学院, 上海 201620; 2 上海工程技术大学 机械与汽车工程学院, 上海 201620)

**摘要:** 高速列车气动噪声作为制约行车提速的问题愈发突出。针对高速列车气动噪声问题,为更准确计算高速列车气动噪声对周围环境影响,按照某车型高速列车尺寸建立1:1三车编组模型作为气动噪声源研究对象,研究射流对空腔气动噪声降噪具体方法。基于Lighthill声学理论,采用宽频带噪声源模型、LES大涡模拟及FW-H声学模型,数值模拟空腔射流前后流场特性与声源特性,分析射流降噪的主要原因;根据对车身宽频噪声数值计算得出合理的射流可以有效提高空腔内部流场的惯性力在合力中所占比重,维持腔内流场平稳运动状态降低湍流波动;对250 km/h行驶速度下的受电弓空腔进行32 m/s斜面射流,计算得出距离轨道中心线25 m处监测点声压级数最高降低2.59 dB;分析得出射流降噪前后3.5 m处气动噪声频谱特性仍为宽频噪声,且在32 m/s斜面射流条件下0~2 000 Hz频段内气动噪声平均降低3.32 dB。

**关键词:** 高速列车; 气动噪声; 数值模拟; 射流降噪

## Aerodynamic noise analysis and noise reduction of pantograph cavity of high-speed train

YUAN Ding<sup>1</sup>, MIAO Xiaodan<sup>2</sup>, YUAN Tianchen<sup>1</sup>, YANG Jian<sup>1</sup>, YUAN Xianpu<sup>1</sup>

(1 School of Urban Railway Transportation, Shanghai University of Engineering Science, Shanghai 201620, China;

2 School of Mechanical and Automotive Engineering, Shanghai University of Engineering Science, Shanghai 201620, China)

**[Abstract]** The aerodynamic noise of high-speed trains has become more and more prominent as a problem that restricts the speed of trains. Aiming at the aerodynamic noise problem of high-speed trains, in order to more accurately calculate the impact of high-speed train aerodynamic noise on the surrounding environment, according to the size of a certain type of high-speed train, a 1:1 three-car marshalling model is established as the research object of aerodynamic noise source, the specific method of jet-to-cavity aerodynamic noise reduction is analyzed. Based on Lighthill acoustic theory, broadband noise source model, LES large eddy simulation and FW-H acoustic model are adopted to numerically simulate the flow field characteristics and sound source characteristics before and after the cavity jet. After analyzing the main reasons for jet noise reduction, it is concluded that: according to the numerical calculation of the vehicle body broadband noise, a reasonable jet flow can effectively increase the proportion of the inertial force of the flow field in the cavity in the resultant force, and maintain the smooth motion of the flow field in the cavity to reduce turbulence fluctuations; perform a 32 m/s inclined plane jet on the pantograph cavity at a traveling speed of 250 km/h, and calculate that the sound pressure level at the monitoring point at a distance of 25 m from the track centerline is reduced by up to 2.59 dB. Further the analysis shows that the aerodynamic noise spectrum characteristic at 3.5 m before and after jet noise reduction is still broadband noise, and the aerodynamic noise in the 0~2 000 Hz frequency band is reduced by 3.32 dB on average under the condition of 32 m/s inclined plane jet.

**[Key words]** high-speed train; aerodynamic noise; numerical simulation; jet noise reduction

## 0 引言

随着人们生活水平的提高,人们对高速列车行车速度及乘车舒适度的要求也在不断上升。高速列车的迅猛发展给人们出行带来了很大便利,节约了旅途时间,但是产生的噪声却也给铁路沿线居民及乘客造成了一定困扰。目前,分析得出高速铁路的

主要噪声包括气动噪声、电气噪声和轮轨噪声<sup>[1]</sup>。列车行车速度大于300 km/h时,气动噪声将超过其它2类噪声,成为高速列车扰民的主要噪声源<sup>[2]</sup>。1990年,国家环境保护局颁布的《铁路边界噪声限值及其测量方法》中已明确规定,铁路外侧距轨道中心线30 m处等效声级不得高于70 dB<sup>[3]</sup>。根据数值模拟得出:作为高速列车气动噪声的主要组成部分,如何降低高速列车受电弓空腔气动噪声即已

**基金项目:** 国家自然科学基金(U1834201)。

**作者简介:** 袁丁(1993-),男,硕士研究生,主要研究方向:高速列车气动噪声降噪;苗晓丹(1980-),女,博士,副教授,主要研究方向:微机电系统MEMS;袁天辰(1988-),男,博士,讲师,主要研究方向:机械振动。

**通讯作者:** 苗晓丹 Email: mx48868@126.com

**收稿日期:** 2020-09-29

成为迫切需要解决的重要热点问题。

列车行驶过程中,由于外界气流的涌入导致受电弓空腔内部流场剧烈波动,为研究受电弓空腔气动噪声机理,目前主要是通过风洞试验和数值模拟计算<sup>[4]</sup>。高阳等人<sup>[5]</sup>通过风洞试验对1:8缩比尺寸高铁模型进行研究发现:转向架与受电弓表面是列车主要噪声源,且产生的噪声水平明显高于列车其它区域噪声源;余培汛等人<sup>[6]</sup>对开式空腔进行数值模拟研究,并提出开式空腔降噪方法,得出剪切层方向和强度不是决定空腔声源强度的主要因素;Zhang等人<sup>[7]</sup>指出空腔上游方向剪切层涌入是造成空腔自激震荡的主要原因,腔内产生的气动噪声是剪切气流与腔内流场相互作用结果;黄莎等人<sup>[8]</sup>对CRH2车型车厢连接凹槽进行数值模拟并得出:凹槽迎风面上顶角处容易出现最大正压;李辉等人<sup>[9]</sup>通过改变车厢连接凹槽顶部形状,将车顶边缘直角棱角改为倾斜倒角,空腔内部气动噪声降低2~3 dB;李丽红等人<sup>[10]</sup>使用等离子激励装置诱导腔体内气流流动,使空腔内部总声压级降低3.87 dB。

本文以1:1某高速列车三车编组模型作为气动噪声源研究对象,先分析350 km/h车速下受电弓空腔气动噪声产生机理,再分析远场气动噪声频谱特性。基于以上分析,通过对受电弓空腔内部射流,对比射流前后空腔内部流场特性、空腔表面声源特性及远场监测点噪音声压级频谱特性变化,确定最优射流降噪参数,为高速列车降噪装置的研发提供理论依据。

## 1 高速列车气动噪声计算模型

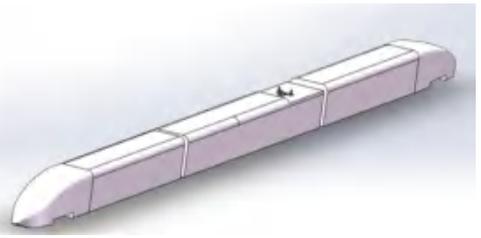
### 1.1 几何模型

建立1:1三车编组模型作为声源研究对象。列车模型包括车头车厢(底面为平面)、中部车厢(含受电弓空腔、空腔内部包含绝缘子及受电弓底架、无受电弓)和尾车车厢(底面为平面)。

受电弓空腔及绝缘子外形、尺寸均按照实车模型尺寸建立,忽略车身门窗。三车模型总长 $L = 79.5$  m,车宽 $W = 3.36$  m,高度 $H = 3.52$  m,三车编组模型及受电弓空腔模型如图1所示。

### 1.2 计算区域设置、网格划分及边界条件设置

三车编组模型数值模拟计算区间如图2所示。三车编组全长79.5 m,头车顶部距离流场入口面80 m(1倍车长),尾车尾部距离出口面160 m(2倍车长)。计算区间总长319.5 m,宽72.5 m,高44 m。列车底部为平面,与车底所在平面重合。



(a) 三车编组高速列车模型

(a) Three car high speed train model



(b) 高速列车实车模型

(c) 三车受电弓空腔模型

(b) Real vehicle model of high speed train

(c) Cavity model of three car pantograph

图1 高速列车几何模型

Fig. 1 Geometric model of high speed train



图2 计算区域模型

Fig. 2 Computational area model

目前,ICEM CFD 网格划分包括结构化网格和非结构化网格两类,本课题采用混合网格绘制。其中车体表面及车体附近区域采用非结构化网格绘制,远场区域采用结构化网格绘制。受电弓空腔作为高速列车气动噪声主要噪声源,根据空腔内部复杂曲面及计算精度要求,对受电弓空腔内部(重点绝缘子表面)和车体表面采用局部加密处理(非结构化网格),网格最大尺寸为25 mm;远场区域空间范围较大且外形规整,在满足计算精度要求的同时可以适当增加网格尺寸减少计算时间,其中远场边界最大尺寸设置为800 mm。网格划分单元(结构化网格和非结构化网格)共计2 000万。

网格划分结束,可进行边界条件设置,再初始化入口条件。具体设置条件见表1。

### 1.3 计算方法

选用SST k- $\epsilon$  计算模型,对三车编组列车流场进行稳态计算,共1 000时间步长;以下瞬态计算均建立在稳态计算基础上:包括采用宽频带模型(Broadband Noise Sources)数值计算空腔内部流场、涡量、湍动能及列车表面声功率级,分析受电弓空腔气动噪声产生机理,同时优化射流条件,共1 500时

间步长;远场气动噪声计算改用大涡模拟(LES)进行,计算结果采用系统内部傅里叶变换(Acoustic Sources FFT)功能将计算区域脉动压力信号转变为声信号,总计2 000时间步长。其中,SIMPIC用于稳态计算,瞬态采用PISO算法。流场计算参数见表2。

表1 边界和初始化设置

Tab. 1 Computational area model

边界	边界类型	说明
流场入口	质量入口	根据行车速度 $v$ 确定流场入口每秒流入空气质量 $m$
流场出口	压力出口	( $v = 83.33 \text{ m/s}$ , $m = 325\ 644.53 \text{ kg}$ ; $v = 69.44 \text{ m/s}$ , $m = 271\ 370.01 \text{ kg}$ )
车身表面	固定壁面	远离列车气流扰动的出口面静压 $P = 0$
流场壁面	对称壁面	无滑移壁面的 wall 壁面
车底底面	滑移壁面	速度与入口速度保持一致
远场壁面	对称壁面	列车远场边界壁面(计算区域左右边界及上边界)为对称壁面
射流面	速度入口	列车车底平面与行车速度 $V$ 保持一致(射流降噪计算,行车速度 $v = 69 \text{ m/s}$ ,射流速度分别为 $30 \text{ m/s}$ 、 $32 \text{ m/s}$ 、 $34 \text{ m/s}$ )

表2 流场计算参数

Tab. 2 Flow field calculation parameters

流场计算参数	稳态计算	瞬态计算
湍流模型	SST k- $\epsilon$	LES
压力离散	Second order	PRESTO!
算法	SIMPIC	PISO
动量离散	Second order upwind	Bounded central differencing

## 2 数学模型

湍流运动内部包含大小不一众多旋涡。由于大尺度旋涡对流场特性起决定性影响,同时大尺度涡旋对腔内气动噪声贡献量也最大,所以选择大涡模拟湍流模型。为满足计算精度要求,搭建小尺度模型与大尺度模型之间关系,满足流场区间湍流运动状态,最终通过数值计算得到大尺度量。

大涡模拟(LES)控制方程为:

$$\frac{\partial(\rho \bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} + (\mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}) \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \bar{u}_i) = 0 \quad (2)$$

其中,  $\rho$  为流体密度;  $u_i, u_j$  为过滤后的速度分

量;  $P$  为过滤后的压强;  $\mu$  为湍流粘性系数;  $\tau_{ij}$  为亚格子尺度应力,其数学模型为:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij} = -2\mu_t \bar{S}_{ij} \quad (3)$$

其中,  $\mu_t$  为亚格子湍流粘性系数,研究推得的数学公式可写为:

$$\mu_t = (C_s \Delta)^2 \sqrt{2S_{ij} \bar{S}_{ij}} \quad (4)$$

其中,  $S_{ij}$  是求解尺度下的应变力张量,具体数学公式为:

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

其中,  $\Delta$  代表网格尺寸,  $C_s$  是 Smagorinsky 常数,对于大多数流动问题  $C_s = 0.1$  具有较好的模拟结果。

大涡模拟(LES)利用大涡对整体流场贡献量,需要建立在初始稳态流场计算基础上,只能用于瞬态计算。因此在数值模拟初始阶段,选用 SST k- $\epsilon$  模型先进行稳态计算,控制方程表达式为:

$$v_i = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega; \Omega F_2)} \quad (6)$$

$$\frac{D\rho k}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu + \sigma_k \mu_t \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} + \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \omega k \quad (7)$$

其中,  $(\tau_{ij} = -\rho \overline{u_i' u_j'})$ 。

在此基础上,对式(7)进行变换后可得:

$$\frac{D\rho \omega}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu + \sigma_\omega \mu_t \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} + \frac{\gamma \tau_{ij} \partial u_i}{v_i \partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + 2(1 - F_1) \sigma_\omega \rho \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (8)$$

其中:

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2), \arg_2 = \max \left( \frac{\xi}{y}, \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500v\dot{\omega}}{y^2\omega} \right);$$

$$F_1 = \tanh(\xi^4), \xi = \min \left( \frac{\xi}{y}, \max \left( \frac{\xi}{\beta^* \omega y}, \frac{\sqrt{k}}{y^2\omega}, \frac{500v\dot{\omega}}{CD_\omega y^2} \right) \right);$$

其中,  $\Omega$  为涡量;  $y$  为近壁面距离;  $k$  为湍流动能;  $\omega$  为湍流比耗散率;  $\mu_t$  为湍流粘性系数;  $\sigma_k, \sigma_\omega, \sigma_{\omega 2}, \beta$  为经验系数;  $\rho$  为密度;  $x_j$  为方向坐标;  $\mu_i$  为气流速度分量。

## 3 受电弓空腔流场特性

### 3.1 瞬态压力分析

高速列车 350km/h 瞬态压力分布云图如图 3 所示。由图 3 可知,整车最大瞬态压力出现在受电弓空腔内部,其中绝缘子迎风表面为最大瞬态压力

表面,最大压强为5 690 Pa,其次为受电弓空腔迎风面为5 570 Pa。接下来,受电弓空腔瞬态压力分析图如图4所示。分析图4(b)可知,高速列车行驶过程中,空腔上游分离气流撞击绝缘子迎风面造成绝缘子迎风表面压力剧增。空腔内部气流混合空腔上游分离气流向空腔下游运动,最终撞击受电弓空腔迎风面是造成空腔迎风面压力变大的主要原因。

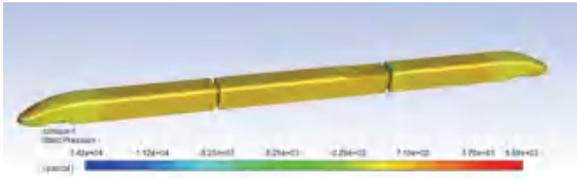
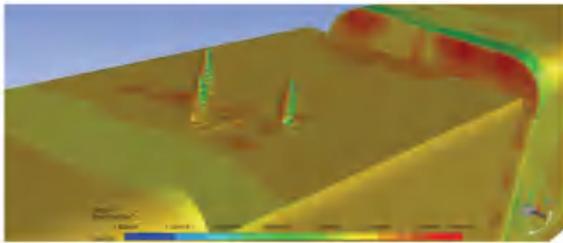


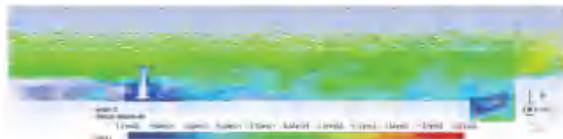
图3 高速列车瞬态压力分布云图

Fig. 3 Cloud chart of transient pressure distribution of high speed train



(a) 受电弓空腔瞬态压力局部放大图

(a) Partial enlarged diagram of transient pressure in pantograph cavity



(b) 空腔对称截面流场流线图

(b) Streamline diagram of symmetrical section flow field in cavity

图4 受电弓空腔瞬态压力分析图

Fig. 4 Transient pressure analysis diagram of pantograph cavity

### 3.2 涡量分析

受电弓空腔涡量图如图5所示。根据图5受电弓空腔涡量云图,可以看出:空腔前端、绝缘子尾端及空腔尾端聚集大量涡流,对应涡量较强,说明腔内涡量体现涡流剧烈程度。腔内气流在绝缘子后方产生带状脱落涡,并与空腔前端涡流形成混合涡,是造成空腔中部涡量激增的主要原因。空腔内部涡流最终会撞击空腔迎风面,在空腔尾端形成涡量堆积。空腔前端、尾端气流分离处涡量同时达到最大说明气流分离点容易形成剧烈旋转涡流。

### 3.3 湍动能分析

湍动能是反映湍流脉动强度的主要物理量。根据图6受电弓空腔湍动能云图,结合图5涡量云图可以得出:

(1)由于剪切气流分离,导致空腔上游形成剧烈旋转涡流,涡流自带湍动能最大达到  $271 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 。

(2)空腔气流流经绝缘子尾端极易形成脱落涡,剧烈波动的脱落涡是绝缘子尾端区域湍动能增大的主要原因。

(3)空腔尾端聚集大量涡流,所以空腔尾端区域湍动能增大。其中空腔尾端气流分离区域(粗红线已圈出),湍动能增涨达到  $250 \text{ m}^2/\text{s}^2$ 。



图5 受电弓空腔涡量图

Fig. 5 Vorticity diagram of pantograph cavity



图6 受电弓空腔湍动能云图

Fig. 6 Cloud image of turbulent kinetic energy in pantograph cavity

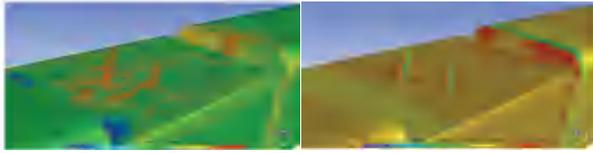
## 4 受电弓空腔声源特性分析

基于受电弓空腔流场特性分析,确定了空腔表面瞬态压力分布规律及空腔内部流场特性,现对空腔表面声源特性进行分析。针对受电弓空腔表面声功率级计算,需要在稳态计算基础上进行瞬态数值计算,通过宽频带模型,求解受电弓空腔表面声功率分布,并与空腔表面瞬态压力进行对比,确定空腔声源特性。

根据受电弓空腔流场特性分析,已知空腔前端、绝缘子尾端及空腔尾端聚集大量涡流,涡流剧烈运动是产生气动噪声主要原因,因此以下对受电弓空腔气动噪声进行分析。

如图7所示。分析可知,高速列车  $350 \text{ km/h}$  行驶过程中,绝缘子迎风面与空腔迎风面表面声功率级比较大,其中绝缘子表面最大声功率级为  $107 \text{ dB}$ 。绝缘子与空腔表面最大声功率级所在表面同时对应最大瞬态压力所在表面。说明受电弓空腔内部气动噪声产生的主要原因因为气流的撞击。

绝缘子迎风面作为受电弓空腔表面最大噪声源与最大瞬态压力所在平面,因此这里对绝缘子进行单独分析,分析结果如图8所示。

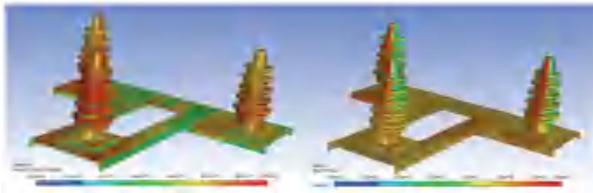


(a) 受电弓空腔表面声功率级云图 (b) 受电弓空腔表面压力分布云图

(a) Cloud image of turbulent kinetic energy in pantograph cavity (b) Cloud image of turbulent kinetic energy in pantograph cavity

图7 受电弓空腔表面的分析结果

Fig. 7 Analysis results of pantograph cavity



(a) 绝缘子表面声功率级分布云图 (b) 绝缘子表面声功率级分布图  
(a) Cloud chart of sound power level distribution on insulator surface (b) Cloud chart of sound power level distribution on insulator surface

图8 绝缘子表面声功率级分布研究图

Fig. 8 Research diagram of sound power level distribution on the surface of insulators

绝缘子除了迎风面声功率级较大外,其两侧负压表面声功率级同时表现较大。这是因为空腔内部气流撞击绝缘子迎风面后,绝缘子两侧及背风面附近会形成负压区,负压区产生气流脉动同时生成脱落涡,最终导致绝缘子负压区表面声功率级也较大,这是绝缘子表面产生气动噪声的另一种原因。

## 5 高速列车远场气动噪声特性分析

### 5.1 监测点处声压级数计算

针对受电弓空腔远场气动噪声研究分析,需要在稳态计算基础上进行瞬态数值计算,并最终通过FW-H方程对瞬态压力进行转换,求出远场监测点处噪声声压级。

分别在受电弓空腔中部一侧3.5 m、7 m、25 m的远场位置设置3个监测点(距离地面高度3.5 m),计算并求解出3个监测点处对应的声压级数,统计结果见表3。

表3 高速列车350 km/h监测点处声压级统计表

Tab. 3 Statistical table of sound pressure level at 350 km/h monitoring point of high speed train

	dB			
监测点与车体中位线距离/m	3.5 m	7 m	25 m	最大差值
声压级	103.93	100.30	92.83	11.1

由表3分析可知,随着车距的增加,监测点处声压级数在不断降低,25 m处监测点声压级比3.5 m处声压级数下降11.1 dB。

### 5.2 气动噪声频谱特性分析

选取表3中3.5 m(近场)、25 m(远场)两处监测点声压级频谱作为研究对象,进行高速列车受电弓空腔气动噪声频谱特性分析。监测点处声压级频谱特性如图9所示。

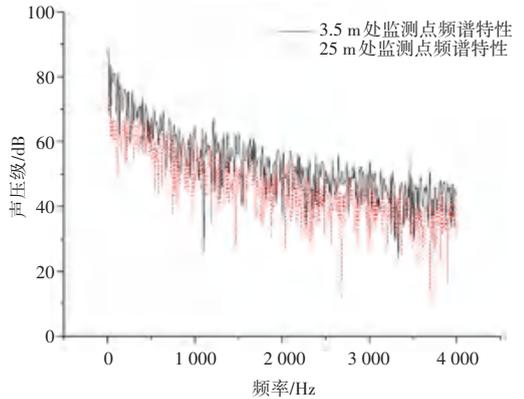


图9 监测点处频谱特性图

Fig. 9 Spectrum characteristic diagram of monitoring points

由图9可知,高速列车产生的气动噪声频率与距离无关,没有固定主要频率,是一种宽频噪声<sup>[12]</sup>。随着车距的增加,各频率气动噪声都存在能量耗散。计算分析3.5 m和25 m车距0~2 000 Hz与2 000~4 000 Hz声压级数均值变化后,得出以下结论:低频气动噪声声压级数比高频气动噪声声压级数多降低0.53 dB。(其余监测点频谱特性相似不做说明)

图10给出350 km/h两监测点处A计权声压级1/3倍频程图。由图9可知,随着车距的增加,各频段A计权声压级数下降幅度基本统一。对比3.5 m监测点处最高能量频段300~500 Hz转移至500~700 Hz略有转移。

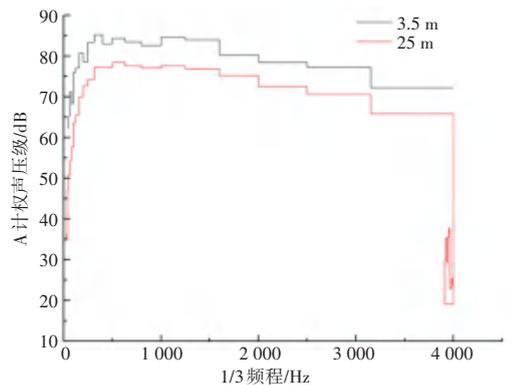


图10 监测点处A计权声压级1/3倍频程图

Fig. 10 1/3 octave chart of A-weighted sound pressure level at monitoring point

## 6 受电弓空腔气动噪声降噪分析

上文已对受电弓空腔气动噪声产生机理及传播规律进行了分析。本文针对受电弓空腔气动噪声降噪方法研究,选用斜面主动射流降噪方法,研究250 km/h车速下32 m/s射流降噪效果。

图11为受电弓空腔射流降噪模型图(无弓头)。其中,射流面长2232 mm,宽333 mm;射流出口选用5个直径100 mm圆形喷嘴;喷嘴由射流面垂向中心线向两侧均匀分布,各射流喷嘴之间圆心距为285 mm。

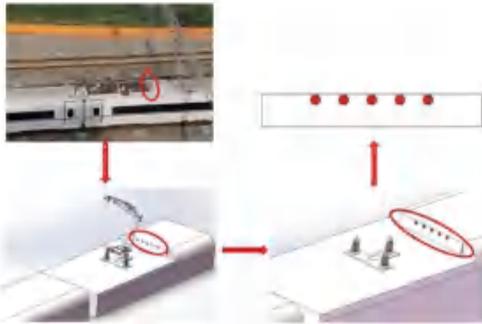


图11 受电弓空腔射流降噪三维模型图

Fig. 11 3D model of jet noise reduction in Pantograph cavity

对图12进行分析可知,高速列车以250 km/h的速度运行时,原有受电弓空腔与射流降噪后受电弓空腔内部气流流动图如图2所示。从射流前空腔气流流线图可以看出,气流经过原受电弓空腔前端因为车身外形突变成分离气流。分离气流剧烈撞击绝缘子迎风面,并在绝缘子后方形形成脱落涡。斜面射流可以阻止气流分离,推迟气流分离点<sup>[14]</sup>,避免剪切气流直接撞击绝缘子迎风面发生气动噪声<sup>[15]</sup>;根据大量数值模拟得出,行车速度为250 km/h时,射流速度稳定维持在32 m/s降噪效果最为显著。对比降噪前后空腔内部气流流动图可以明显看出:

(1)降噪前空腔内部气流流动方向紊乱,绝缘子后方空腔区间气流波动性较大。

(2)射流降噪后空腔前端及尾端气流波动得到了明显的改善,且气流分布较射流降噪前更加均匀。

通过力学分析,可以得出:顺向射流增大空腔前壁面边缘流体惯性力在合力中所占比重,降低垂向剪切力造成的空腔内部急变流曲率变化,维持了流场的连续稳定。

受电弓空腔湍动能云图见图13。由图13可以看出,绝缘子前端空腔区间和车厢连接凹槽处为高

湍动能分布区域。由图13(a)可以看出,空腔迎风面凹槽区域涡旋运动也较为剧烈。对比图13(b)降噪后空腔内部湍动能云图可以看出,射流降噪后空腔内部高端动能分布区域减小较为明显,且降噪前后空腔内部最大湍动能值也由99 m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>降低至80.899 m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>。

射流前空腔气流流线图

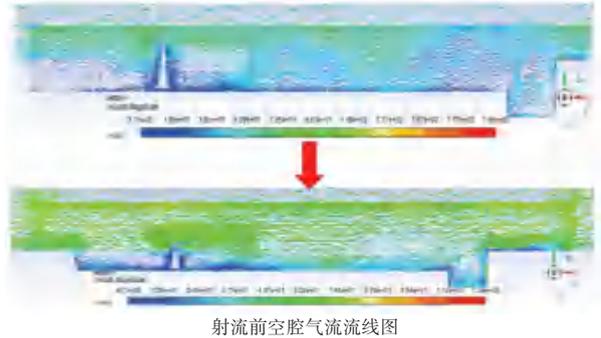
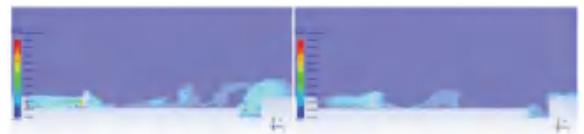


图12 受电弓空腔内部气流流动图

Fig. 12 Flow chart of air flow in the cavity of pantograph



(a) 射流前空腔内部湍动能云图 (b) 射流后空腔内部湍动能云图  
(a) Turbulent kinetic energy cloud in the cavity before jet (b) Turbulent kinetic energy cloud in the cavity after jet

图13 受电弓空腔湍动能云图

Fig. 13 Cloud image of turbulent kinetic energy in Pantograph cavity

射流降噪前后绝缘子表面声功率级分布云图如图14所示。由图14分析可知,射流后绝缘子两侧最高声功率级数由96 dB降至94.2 dB,共降低1.8 dB。

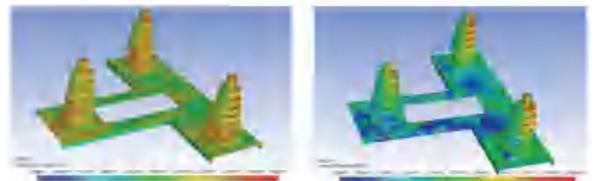


图14 绝缘子表面声功率云图

Fig. 14 Cloud chart of sound power on insulator surface

根据射流前后绝缘子表面压力云图如图15所示,绘制绝缘子表面瞬态压力对比表,见表4。

表4 射流前后绝缘子表面压力变化表

Tab. 4 Pressure change table PA of insulator surface before and after jet

	Pa		
	最大正压	最大负压	压差
射流前	2 970	-7 330	10 300
射流后	3 670	-6 570	10 240

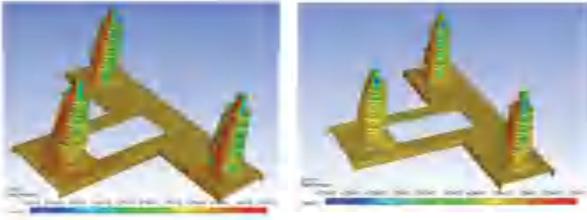


图 15 射流前后绝缘子表面压力云图

Fig. 15 Pressure nephogram of insulator surface before and after jet

射流后绝缘子迎风面最大正压增大, 两侧最大负压减小, 正负压力差缩小, 说明射流后绝缘子两侧气流波动减弱, 可以有效减少绝缘子后方脱落涡的形成。

绝缘子作为受电弓空腔主要噪声源, 由前文分析可知, 射流降噪后绝缘子表面声功率级得到明显下降。下面将针对射流降噪前后远场气动噪声降噪展开分析。

为研究射流前后 A 计权声压级变化, 选取距离车体最近监测点(距车体中轴线 3.5 m, 高 3.5 m)作为研究对象, 计算并绘制降噪前后监测点处 1/3 倍频 A 计权声压级数梯线图和频谱特性折线图, 如图 16、图 17 所示。通过分析可知, 射流降噪前后受电弓空腔气动噪声具有相似的频谱特性, 主要能量所在频率由 450~550 Hz 转移至 550~650 Hz。

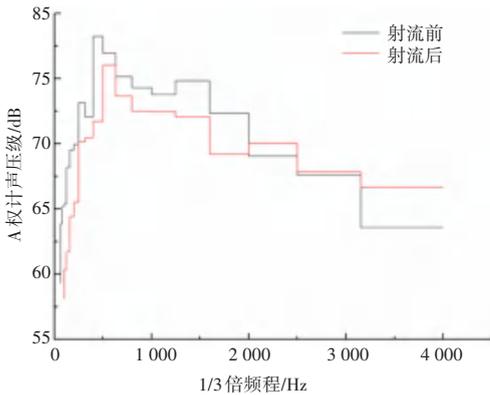


图 16 监测点处 1/3 倍频 A 计权声压级对比

Fig. 16 Comparison of 1/3 octave A-weighted sound pressure levels at monitoring points

选用射流降噪方法, 实现 100~2 500 Hz 低频频段气动噪声声压级平均降低 3.32 dB; 射流降噪后 3 100~4 000 Hz 频段声压级有所增加, 原因由于射流气体与空腔流场发生撞击产生高频噪声。

上文通过对声源表面 3.5 m 近场射流前后气动噪声进行对比, 现对距离车体 25 m 远场处气动噪声降噪进行分析, 本文采用对 25 m 处不同高度监测点降噪效果进行研究。通过数据分析得知: 射流后对

远场不同高度区域均有明显降噪结果。其中监测区域随着高度的增高, 降噪效果越突出, 并在 11.5 m 楼层处射流降噪效果达到最佳为 2.59 dB。超过 11.5 m 高度区域因为声源距离监测区域距离增加气动噪声能量本身耗散, 所以与降噪后气动噪声声压级数值差值逐渐减小, 25 m 处射流前后声压级数对比结果如图 18 所示。

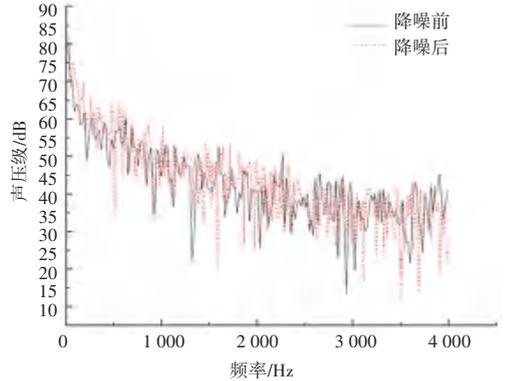


图 17 射流降噪前后监测点 A 处声压级对比

Fig. 17 Comparison of sound pressure level at monitoring point a before and after jet noise reduction

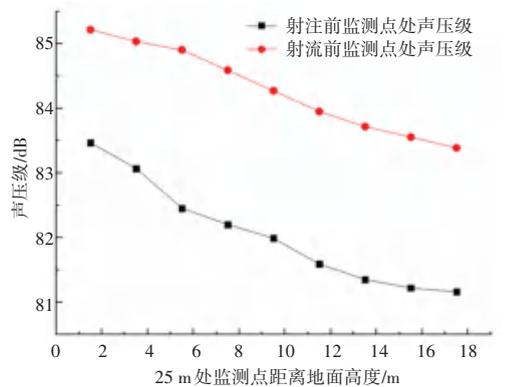


图 18 25 m 处射流前后声压级数对比图

Fig. 18 Comparison of sound pressure series before and after jet at 25 m

图 19 为高速列车受电弓空腔射流降噪前后基于 Q-准则(尺度为 0.01)的涡量等值面分布对比云图。由图 19 分析可知, 射流降噪前受电弓空腔上游气流分离形成大量涡流, 不同尺度、强度的月牙形涡会挤压碰撞, 汇集绝缘子尾端带状脱落涡, 撞击空腔迎风面。反馈压力向空腔上游传播, 造成空腔上游流场更不稳定性; 由图 b 可知, 射流后受电弓空腔中部迎风面新生大尺度涡流, 会产生较大气动噪声<sup>[16]</sup>。射流后空腔内部涡核实际值由 5 970.1 S<sup>-2</sup> 降至 5 581.54 S<sup>-2</sup>, 说明射流可以有效减小空腔内部涡流整体强度与尺寸。综合以上分析, 射流具有明

显的降噪效果。



(a) 原有受电弓空腔 (b) 射流后受电弓空腔

(a) Original pantograph cavity (b) Pantograph cavity behind jet

图19 受电弓空腔  $Q$ -准则测量等值面分布图

Fig. 19 Distribution of  $q$ -norm equivalent surface of pantograph cavity

## 7 结束语

基于 Lighthill 声学理论,采用宽频带噪声源模型分析空腔声源特性,采用 LES 大涡模型和 FW-H 声学模型数值计算远场气动噪声频谱特性,基于以上分析寻求不同车速空腔内部流场特性规律及气动噪声产生机理。对不通车距、不同高度监测点处气动噪声频谱特性进行对比分析,并通过腔内射流实现空腔气动噪声降噪,得出以下结论:

(1) 受电弓空腔为高速列车气动噪声主要声源,空腔前端容易形成剪切气流,分离的剪切气流涌入空腔内部扰动腔内流场。其中空腔上游区域极易形成负压区,产生大尺度剧烈旋转涡流;绝缘子尾端容易形成带状脱落涡,随腔内流场运动最终撞击空腔迎风面,产生的压力波会反向干扰上游流场稳定。同时随着车速增加,腔内涡流运动更加剧烈,气动噪声增长幅值也越大。

(2) 受电弓空腔气动噪声为宽频噪声,没有主频率。随着监测点与声源(受电弓空腔)距离的增加,低频与高频气动噪声能量耗散同步。对比分析 3.5 m、25 m 车距下 0~2 000 Hz 与 2 000~4 000 Hz 声压级数均值变化可以发现,低频气动噪声声压级数比高频气动噪声声压级数多降低 0.53 dB,低频能量耗散更为明显。

(3) 车速 250 km/h 下对受电弓空腔进行 32 m/s 射流降噪,可以有效降低空腔上方流场波动性。射流后空腔上游涡流尺度明显减小,带状涡流取代不稳定的月牙涡流。射流后下游涡流集中迎风面中部,造成空腔下游局部涡量增大。

(4) 对比降噪前后远场监测点处声压级数,得出:随着车距的增加,射流降噪效果愈发明显,其中在距离轨道中心线 28 m 处降噪效果最佳,为 2.05 dB;为研究射流降噪对居民住宅的影响,取距离轨道中心线 25 m 处不同高度楼层声压级数进行数值计算,得出:随着楼层的增高,射流降噪效果越突出,并在 11.5 m 楼层处射流降噪效果达到最佳为 2.59 dB。

## 参考文献

- [1] 董继蕾. 高速动车组受电弓气动噪声产生机理及分布特性研究[D]. 成都:西南交通大学,2016.
- [2] MELLET C, LÉTOURNEAUX F, POISSON F, et al. High speed train noise emission: Latest investigation of the aerodynamic/rolling noise contribution[J]. Journal of Sound and Vibration, 2005, 293(3): 535-546.
- [3] GB 12525-9011, 铁路边界噪声值及其测量方法[S]. 北京:中国标准出版社, 2008.
- [4] 张亚东,张继业,张卫华. 高速受电弓气动噪声特性分析[J]. 铁道学报, 2017, 39(5): 47-56.
- [5] 高阳,李新一,吴健. 高速列车受电弓气动噪声研究[J]. 铁道机车车辆, 2017, 37(5): 54-57, 78.
- [6] 余培汛,白俊强,郭博智,等. 剪切层形态对开放式空腔气动噪声的抑制[J]. 振动与冲击, 2015, 34(1): 156-164.
- [7] ZHANG Xin. Compressible cavity flow oscillation due to shear layer instabilities and pressure feedback[J]. AIAA Journal, 1995, 33(8): 1404-1411.
- [8] 黄莎,梁习锋,杨明智. 高速列车车辆连接部位气动噪声数值模拟及降噪研究[J]. 空气动力学学报, 2012, 30(2): 254-259.
- [9] 李辉. 高速列车车厢连接部位气动噪声特性研究及应用[D]. 成都:西南交通大学, 2016.
- [10] 李红丽,刘兴强. 应用等离子体抑制空腔噪声数值仿真研究[J]. 航空计算技术, 2016, 46(4): 63-66.
- [11] 任旺. 飞机起落架结构件气动噪声分析与降噪方法研究[D]. 南京:南京航空航天大学, 2016.
- [12] 郭承奇. 汽车后窗风振噪声主动控制研究[D]. 武汉:武汉理工大学, 2018.
- [13] 戚凯科,袁天辰,杨俭. 高速列车受电弓气动噪声降噪研究[J]. 计算机仿真, 2019, 36(9): 173-180.
- [14] 黄华. 基于前缘射流的缝翼噪声控制研究[D]. 上海:上海交通大学, 2013.
- [15] 仪修阳,周其斗,谢志勇. 基于标准声源的有限水域试验场声传播特性试验研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(19): 206-212, 231.
- [16] 孙艳军,夏娟,梅元贵. 高速列车气动噪声及减噪措施介绍[J]. 铁道机车车辆, 2009, 29(3): 25-28.