



基于锯齿前缘扰流的转向架 气动噪声抑制研究

赵艳菊^{1,2}, 陈大伟^{1,2}, 帅仁忠¹, 刘加利¹, 于一航¹, 杨志刚³

(1. 中车青岛四方机车车辆股份有限公司, 山东 青岛 266111;

2. 高速磁浮运载技术全国重点实验室, 山东 青岛 266111;

3. 中南大学 交通运输工程学院 轨道交通安全教育部重点实验室, 湖南 长沙 410075)

摘要: 高速列车在高速运行时, 转向架舱体区域是主要的气动噪声源之一。为抑制该区域的气动噪声, 文章提出一种基于锯齿前缘扰流板的转向架区域降噪方法, 以改善高速列车的噪声控制效果。采用大涡模拟 (large eddy simulation, LES) 和 Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) 声学方程, 基于 1:8 缩比简化转向架模型, 在 400 km/h 运行速度下, 对转向架区域的气动噪声进行数值模拟。分析齿高分别为 20 mm、40 mm、60 mm 的锯齿扰流板对转向架区域流场扰动、涡脱落特性和声辐射的影响。数值模拟结果显示, 齿高 40 mm 的锯齿结构在 500 Hz 频段的降噪效果最为显著, 壁面偶极子声源能量可降低 36%。在远场噪声辐射方面, 40 mm 齿高的锯齿扰流板使远场辐射噪声平均降低 0.5 dB, 最大降噪值达到 2 dB。这主要归因于锯齿扰流板对转向架区域前缘剪切流分离特性和展向涡扰动的优化调控, 有效削弱了由涡脱落和剪切层不稳定性引发的低频噪声, 并抑制了 Rossiter 模态的自持振荡现象。研究表明, 锯齿前缘扰流板能够显著改善转向架区域的气动噪声分布, 尤其在 40 mm 齿高时降噪效果最优, 为高速列车转向架区域的气动噪声控制提供了有效途径。

关键词: 锯齿前缘扰流板; 气动噪声; 涡脱落; Rossiter 模态; 高速列车; 转向架; 仿真

中图分类号: U270.331; U270.1+6 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-128X(2025)04-0013-10

0 引言

随着高速列车运行速度的不断提升, 气动噪声已成为列车总噪声的主要组成部分。当列车速度超过 350 km/h 时, 气动噪声超越轮轨噪声, 成为主导噪声源^[1]。其中, 转向架舱体区域因其复杂的流动现象, 产生了显著的气动噪声。转向架区域的气动噪声主要来自舱体前缘的流动分离和剪切层不稳定性^[2-3], 前缘涡脱落也是低频噪声的主要来源^[4]。当气流分离后与舱体后缘相互作用时, 还会引发 Rossiter 模态的自持振荡噪声, 进一步增强舱体内的回流现象, 导致噪声辐射增强^[5-6]。

现有研究通常采用流线化设计、隔声材料或整流罩等措施降低高速列车运行工况的气动噪声^[7-8]。其中, 文献[9]和文献[10]通过风洞试验证实, 高速列车的转向架、受电弓及车体部件是气动噪声的主要声源区域。文献[11]的研究也表明, 转向架部位是气动噪声的显著声源区。通过增加车体流线型设计或加装隔声屏障, 气动噪声得到了部分抑制^[12]。然而, 全封闭设计虽然能够减少外部气动噪声, 但可能导致舱内噪声无法有效排散, 影响乘客舒适性, 并限制了舱体的散热能力^[13-14]。因此, 迫切需要更有效的气动噪声控制手段。

采用锯齿扰流板抑制噪声作为一种被动控制技术, 在航空领域的起落架降噪中已取得良好效果^[15]。该

基金项目: 国家自然科学基金委员会-中国国家铁路集团有限公司铁路基础研究联合基金项目 (U2468226); 中国国家铁路集团科技研究开发计划 (N2024J042); 国家重点研发计划资助科技部项目(2022YFB4301300); 多变量、多系统、多物理场融合分析、核心特征提取及故障预测技术项目(2022CY004)

通信作者: 杨志刚, 男, 博士, 副教授, 从事气动声学; E-mail: yangzg@csu.edu.cn

引用格式: 赵艳菊, 陈大伟, 帅仁忠, 等. 基于锯齿前缘扰流的转向架气动噪声抑制研究[J]. 机电传动, 2025(4): 13-22.DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2025.04.002.

Citation: ZHAO Yanju, CHEN Dawei, SHUAI Renzhong, et al. Study on bogie aerodynamic noise suppression based on serrated leading-edge flow control[J]. Electric drive for locomotives, 2025(4): 13-22.DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2025.04.002.

技术通过改变来流的边界层厚度和分离模式,显著降低由涡脱落引发的偶极子声源强度^[16]。例如,文献[17]研究了在起落架和翼尖使用锯齿扰流板,有效减少低频噪声辐射,最大降噪幅度可达 6 dB。文献[18]通过数值模拟与试验相结合,发现锯齿结构能够改变涡脱落的频率,从而降低剪切层引发的噪声^[19]。此外,在仿生降噪设计方面,如海豹胡须圆柱、波浪形圆柱等,也在涡脱落噪声控制方面显示潜力^[20]。

目前关于锯齿扰流板在高速列车领域应用的研究较少。与航空领域相比,高速列车的转向架区域更加复杂,气流分离不仅发生在前缘,还与后缘的流动相互作用,产生更为复杂的流动-声学耦合效应^[21]。因此,研究锯齿扰流板在高速列车转向架区域的应用,特别是在复杂流场中的降噪效果,成为解决该区域气动噪声问题的重要方向^[22-25]。

1 数值计算方法

大涡模拟 (LES) 是一种将流场分解为大尺度和小尺度运动的数值方法。在该方法中,大尺度运动通过直接求解,而小尺度运动通过亚网格模型来处理,从而实现流场的精确模拟。其主要特点是能够在保持计算精度的同时,降低计算的复杂度,尤其适用于湍流等复杂流动的数值仿真。

FW-H 声学方程基于 Navier-Stokes 方程推导得到,可用来描述复杂流场中的声辐射问题,尤其适用于带有边界条件的流体力学问题,广泛应用于空气动力学和声学领域。

FW-H 声学方程的表达如下:

$$\frac{1}{a_0^2} \frac{\partial^2 p'}{\partial t^2} - \nabla^2 p' = \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \{T_{ij} H(f)\} - \frac{\partial^2}{\partial x_i} \{[p_{ij} n_j + \rho u_i (u_n - v_n)] \delta(f)\} + \frac{\partial}{\partial t} \{[\rho_0 u_n + \rho (u_n - v_n)] \delta(f)\} \quad (1)$$

式中: a_0 表示流体的声速; p' 为声压扰动; u_n 和 v_n 分别表示流体速度分量和法向量分量; $\delta(f)$ 为 Dirac 函数; p_{ij} 和 T_{ij} 分别为应力张量和 Lighthill 张量; 等式右侧的 3 部分分别为单极子源项、偶极子源项和四极子源项。

2 数值计算模型

2.1 计算模型及网格

由于标准转向架结构及其边界条件较为复杂,直接采用标准模型进行数值计算难度较大。为提高计算效率并减少小尺度扰动对计算精度的影响,本研究首先对标准转向架各部件的声源声功率进行了对比,如图 1 所示。结果表明,转向架构架和前后轮对是主要声

源区域。因此,本文对转向架模型进行了简化,仅保留前后轮对、转向架构架及两侧裙板,去除悬挂装置、制动系统部件和枕梁等非关键部件。对比结果表明,标准模型与简化模型的声源声功率频谱分布规律基本一致。此外,所采用的全裙板转向架模型进一步提高了底部构架和前后轮对的声源声功率占比。

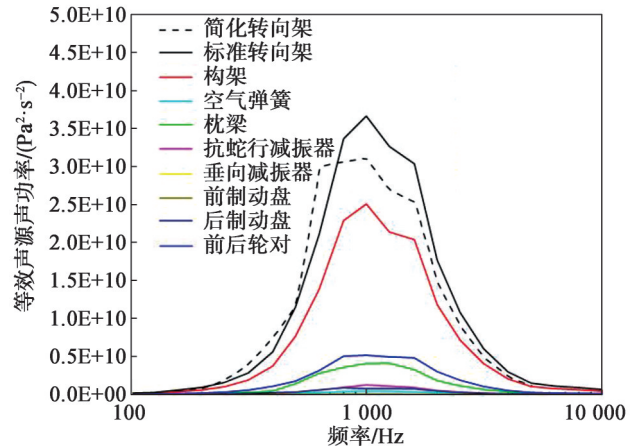


图1 标准和简化转向架区域各部件声源声功率对比

Fig. 1 Comparison of acoustical power from component noise sources at standard and simplified bogie areas

简化后的转向架区域模型如图 2 所示。图 2 中的计算域设置与实际列车运行情况保持一致,计算域长为 54 m,宽为 24 m,高为 9 m。转向架模型位于距积分面入口 5 m 处,距计算域出口 36 m 处,且转向架车轮底部距离地面 0.2 m。

数值计算中来流速度设定为 400 km/h,对应的马赫数为 0.327;计算域入口设置为压力远场边界条件,出口处设置为压力出口边界条件,地面采用滑移壁面边界条件。计算域的侧面和顶面均采用对称边界条件,以保持流场均匀性和模拟稳定性。采用可穿透积分方法,在转向架区域设置包裹该区域的可穿透积分面。该积分面允许流体穿过,对其 4 个侧面进行积分,可获得包含四极子声源在内的辐射声场信息。可穿透积分面是一种虚拟面,既能捕捉偶极子声源,又能考虑四极子声源的影响,从而能更全面地反映转向架区域的气动噪声特性。

在空腔流动及噪声控制研究中,采用锯齿前缘扰流结构来引入边界层内的小尺度扰动,通过调节边界层厚度来改变分离流的偏折角度,减少气流对腔体后壁的直接作用,从而改善了腔体前缘的流动分离特性,实现对流场及噪声的有效控制。已知全尺寸转向架模型的车底前缘边界层厚度约为 80 mm,据此设计了 3 种不同齿高的锯齿扰流结构,齿厚均为 20 mm,齿高分别为 20 mm、40 mm、60 mm,分别对应于 25%、50%、75% 边界层厚度,且单个锯齿横截面均为等边三角形,以确保扰动效果的对称性和流动的稳定性。

在网格划分方面,采用了 ICEM 软件生成非结构化

网格, 总网格数量约为7 600万个。转向架区域内设置了3层嵌套的加密网格, 最大网格尺寸分别为100 mm、200 mm和300 mm。在积分面附近的加密网格尺寸为150 mm。为确保关键区域的计算精度, 在车体及转向架表面布置了20层附面层网格, 第一层网格高度为

0.05 mm, 增长率为1.20。地面附面层网格划分为8层, 第一层高度为10 mm, 增长率为1.05。该设置能够满足关键区域内网格的精度要求, 保证气动噪声仿真的计算准确性。

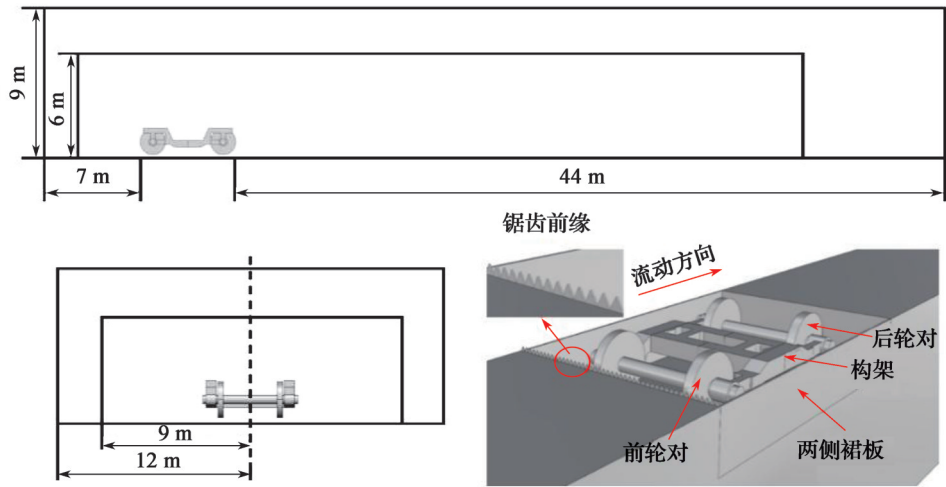


图2 几何模型和计算域示意图
Fig. 2 Geometry model and computational domain illustration

2.2 网格无关性验证

为确保计算结果不受网格尺寸的影响, 本研究对转向架区域的网格进行了无关性验证。具体方法是基于原有计算网格, 对转向架区域进行3层嵌套加密和表面网格密度的调整, 测试了粗化网格、基准计算网格以及加密网格3种方案。通过调整网格密度, 分析各网格方案下的气动阻力系数, 评估其对计算精度的影响。

气动阻力系数的计算公式为

$$C_d = \frac{F_d}{\frac{1}{2} \rho U^2 A}$$
 (2)

式中, C_d 为气动阻力系数; F_d 为气动阻力; ρ 为空气密度; U 为来流速度; A 为参考面积(转向架区域的横截面积)。

表1列出了3种网格方案下的气动阻力系数(C_d)以及相对误差情况。粗化网格、基准计算网格和加密网格的总网格数量分别为3 400万、7 600万和9 800万。在这3种网格设置下, 气动阻力系数的计算结果分别为0.621、0.726和0.721。结果显示, 加密网格与基

准计算网格的气动阻力系数相对误差小于1%, 这表明随着网格密度的增加, 气动阻力系数的变化趋于稳定, 说明本文采用的基准计算网格已经满足了网格无关性的要求。

表1 网格无关性检验结果
Table 1 Mesh independence test results

网格类型	网格数量/(10 ⁴ 个)	C_d	阻力系数误差/%
粗网格	3 400	0.621	14.46
基准网格	7 600	0.726	
加密网格	9 800	0.721	0.69

2.3 单轮对半模型校核

为验证数值模拟的准确性, 研究依托南安普顿大学声学风洞试验中心的风洞试验数据建立了验证模型^[13]。试验中采用1:10缩比的半轮对验证模型(如图4所示), 基于文献[13]中单轮对半模型的试验结果, 设定了声场测量点的坐标为(-18.0 mm, 31.3 mm, 1 375.0 mm), 试验风速设定为30 m/s。根据试验结果, 对数值仿真设置了相应的边界条件, 并对比试验与仿真结果以评估数值模拟的准确性。图4展示了单轮对校核模型的网格划分情况。

数值模拟与试验结果对比如图5所示, 单轮对模型试验峰值频率在315 Hz, 幅值为65.6 dB, 仿真结果峰值频率为327 Hz, 峰值为64.4 dB, 数值计算与风洞试验的峰值频率误差小于4%。该峰值频率可能与试验中车轴尾流和挡板间相互作用的噪声贡献有关。数值仿真与试验结果的对比表明, 数值仿真结果能准确捕捉试验中的主要声学特征, 尤其是在宽频范围内保持了

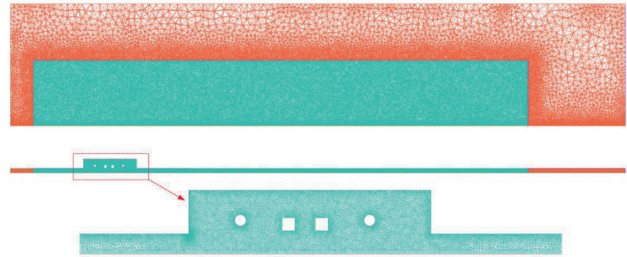


图3 网格划分示意图
Fig. 3 Mesh division schematic

较高的预测精度,证明了本文所采用的数值模拟方法在模拟气动声学现象中的有效性和可靠性。

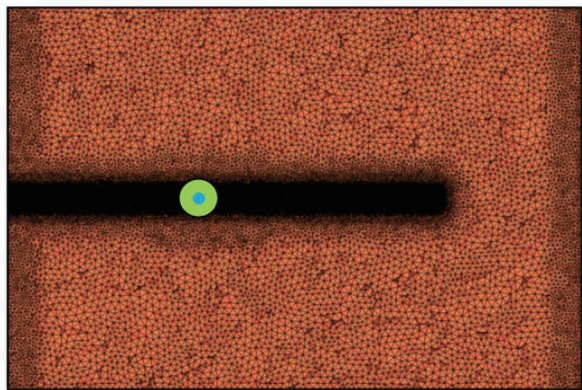


图4 单轮对校核模型网格划分示意图

Fig. 4 Mesh division schematic of single-wheelset verification model

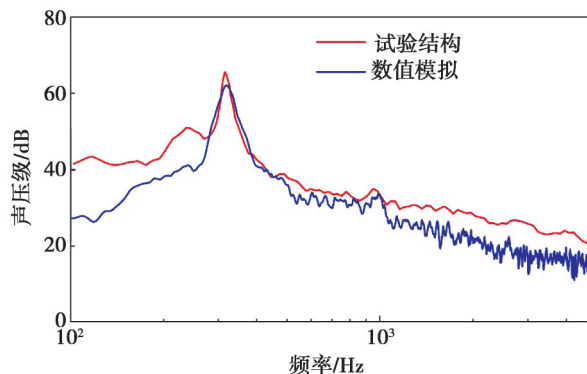


图5 数值模拟与试验结果对比

Fig. 5 Comparison of numerical simulation and experimental results

2.4 数值计算设置

采用Ansys Fluent仿真软件进行数值计算,仿真过程分为稳态计算和瞬态计算两部分。首先,使用压力基隐式求解的稳态算法,计算初始流场,湍流模型选择SST $k-\omega$ 模型。压力场采用Standard离散格式,动量方程、湍动能方程和湍动能耗散率方程则采用二阶迎风格式离散。经过10 000步迭代后,稳态计算获得了收敛的流场结果,为后续瞬态计算提供了初始条件。

瞬态计算采用大涡模拟(LES)模型,其中亚格子尺度模型使用Smagorinsky-Lilly模型。时间离散采用二阶隐式格式,速度与压力场的耦合采用SIMPLE算法,动量方程的空间离散使用有限中心差分法。时间步长设置为 5×10^{-5} s,每个时间步进行25次迭代,总共计算了8 000个时间步,以确保气流充分穿越整个计算域并达到稳定状态。

在整个仿真过程中,监测了部件的气动阻力以及其他关键流场参数,以确保流场计算的收敛性和结果的准确性。此外,时间步长的选择确保了CFL数小于1,从而保证了计算的数值稳定性。

3 计算结果分析

3.1 流场扰动特征分析

图6展示了基准和锯齿工况下转向架区域轮轴和车轮截面的稳态速度流线分布。如图6(a)所示的基准转向架轮轴截面速度场中, L_1 是转向架舱后壁在整个腔体长度上产生的主循环反馈扰动, L_2 对应于后车轴与后壁面间气流的循环反馈扰动;在构架附近区域存在 S_1 小循环反馈扰动。对于基准转向架车轮截面而言,大尺寸车轮隔断了整个腔体长度上产生的主循环反馈扰动,并在构架附件区域形成两个对称分布的小循环反馈扰动。

进一步对比图6(b)~图6(d)中3种锯齿结构下的转向架轮轴截面速度流线分布可知,随着锯齿结构的干扰,剪切流向外偏折, L_1 和 L_2 两种循环反馈扰动逐渐分离。在40 mm齿高工况时, L_1 主循环反馈明显减弱,而 L_2 反馈模式下移至靠近剪切流区域,气流对后壁的撞击作用减弱。此外, S_1 小反馈循环区域明显减小。在60 mm齿高工况下,腔体内气流速度进一步降低, L_1 主循环反馈扰动范围有所扩大,并在前缘角区内形成 S_2 和 S_3 小循环反馈扰动,这可能导致局部噪声源的增加;同时,后轮轴和舱后壁间 L_2 反馈模式向外移动,使气流对后壁的撞击作用进一步减弱。锯齿工况对于转向架车轮截面流场影响相对较小。因此,在40 mm齿高工况下,锯齿结构有效减少了车轮前缘的扰流效应,并形成一个好的流场区域。

图7展示了转向架原型与不同齿高锯齿前缘优化模型在 $y=0$ m截面(车轴位置)的湍动能分布。如图7(a)所示,转向架原型在来流直接冲击前车轴和前构架区域(位置①)以及转向架腔体后壁区域(位置②)时,分别产生了两个明显的强湍动能区。随着前缘锯齿齿高的增加,在20 mm齿高锯齿前缘优化模型中,位置①处的强湍动能区域增大,位置②处的强湍动能区域略微增加。相比之下,在40 mm和60 mm齿高的优化模型中,位置①处的强湍动能区域明显减小,这与图6中 S_2 扰动的消失以及 S_1 和 S_3 反馈减弱的结果一致。然而,位置②处的强湍动能区域显著增加,这与图6中 L_1 和 L_2 循环反馈模式的分离,以及 L_2 局部循环模式向剪切流区域下移的现象密切相关。

如图8所示为基准和锯齿工况下的轮轴边界层发展对比图。在20 mm锯齿前缘工况时,转向架舱前缘处边界层和基准工况下比较相似,转向架舱后缘处边界层增厚;40 mm和60 mm锯齿前缘扰流工况中,整体边界层发展比较相似,前后缘处的边界层均进一步向外发展。因此,锯齿前缘结构可以增厚边界层,使撞击转向架舱后壁面的气流速度下降,减弱腔体循环流动。

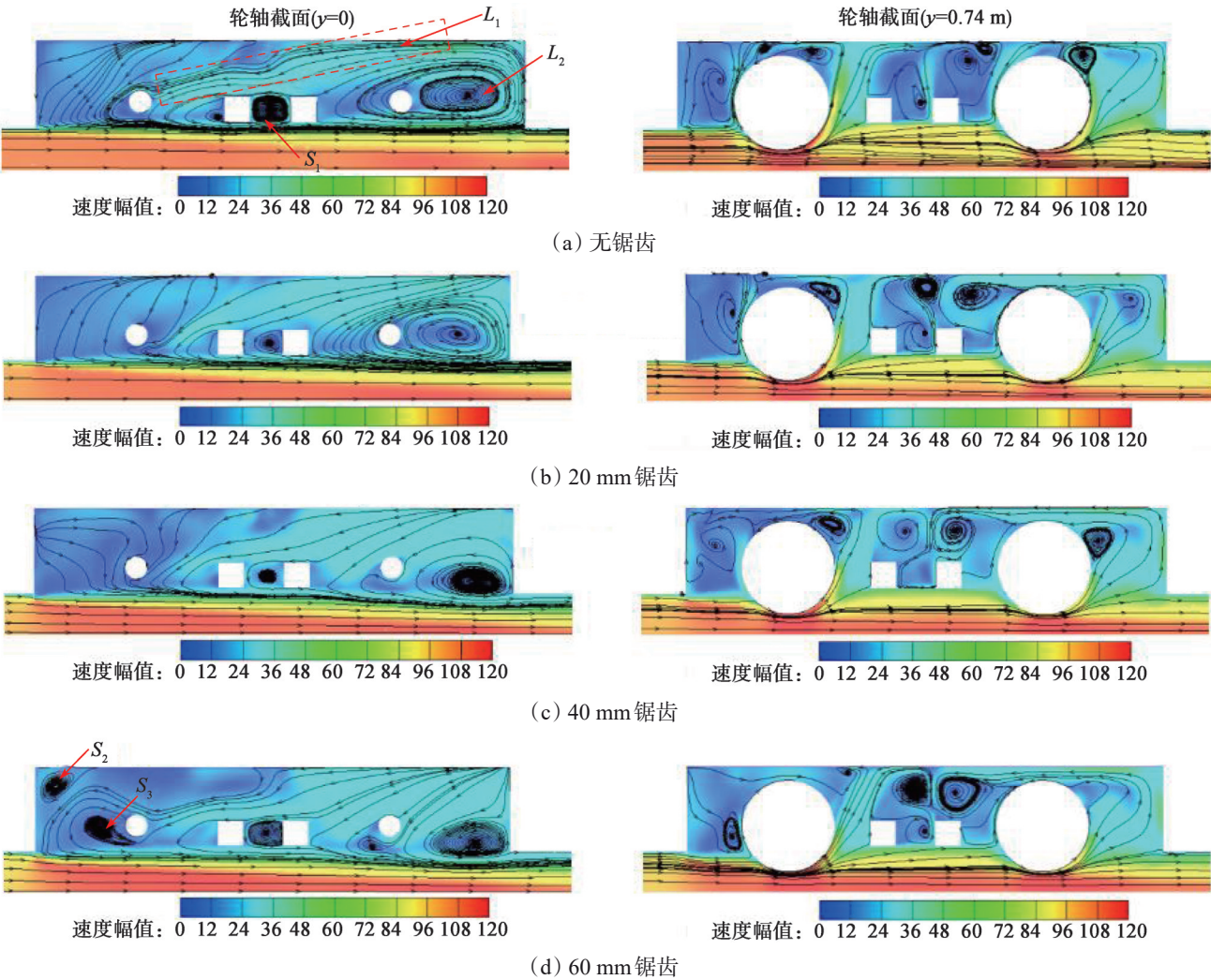


图6 基准模型与锯齿工况下稳态速度流线分布

Fig. 6 Steady-state velocity streamlines distribution of baseline and serration conditions

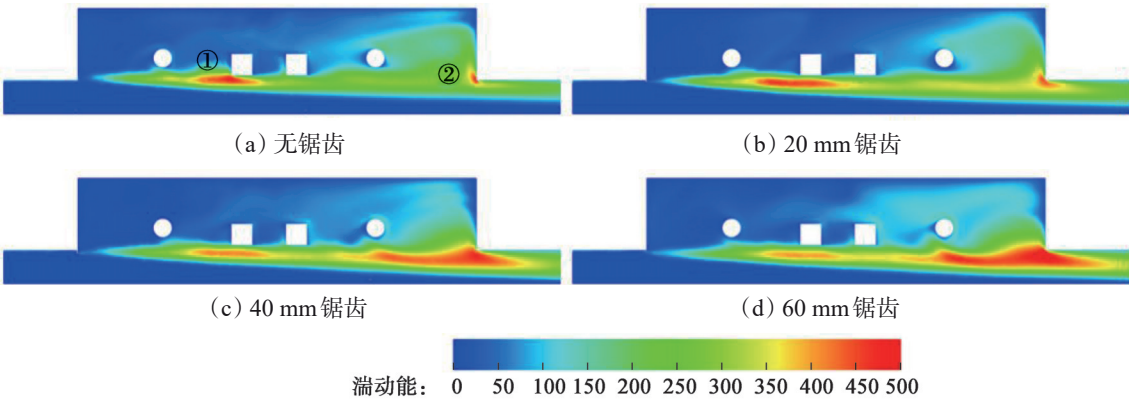


图7 基准与锯齿工况下二维湍动能分布

Fig. 7 2D turbulent kinetic energy distribution of baseline and serration conditions

3.2 表面脉动压力频谱特征

图9展示了在转向架关键区域布置的5个脉动压力监测点,分别为前壁面(P_1)、前轮轴底部(P_2)、构架底面(P_3)、后轮轴底部(P_4)和舱后壁面(P_5)。通过对2000步瞬态计算的脉动压力数据进行分析,得出了各监测点的功率谱密度分析结果(如图10所示)。

图10给出了转向架原型各部件表面脉动压力的功率谱密度对比。从图10可以看出,不同部位测点的脉动压力主频特性较为明显。前壁面测点 P_1 的主频为270 Hz和520 Hz,与舱体前缘分离的剪切流及腔体内的循环流动有关;后壁面测点 P_5 的主频为270 Hz,主要与腔体内的循环流动相关;前轮轴测点 P_2 的主频为520 Hz,表明前轴附近的小循环反馈扰动;构架表面

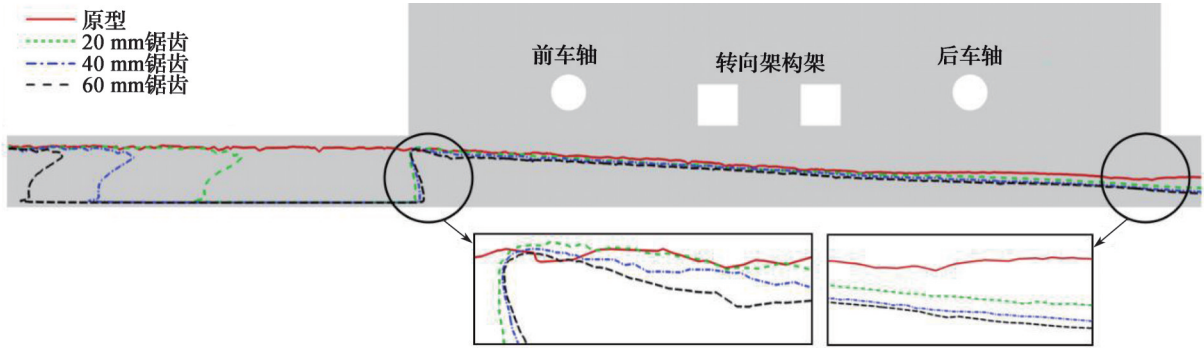


图 8 基准与锯齿工况下轮轴边界层发展对比图

Fig. 8 Boundary layer development on the axle of baseline and serration conditions

测点 P_3 的主频为 270 Hz 和 520 Hz，反映了构架前侧小循环反馈扰动和剪切流分离效应；后轮轴测点 P_4 未表现出明显主频，来流条件较为混乱。

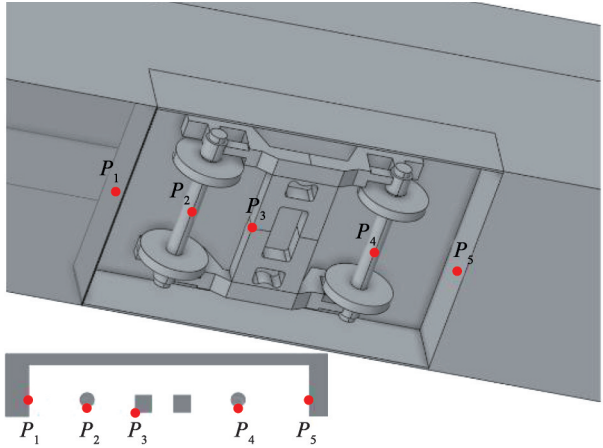
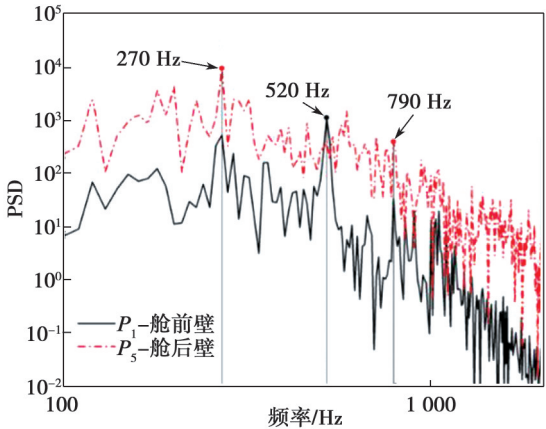
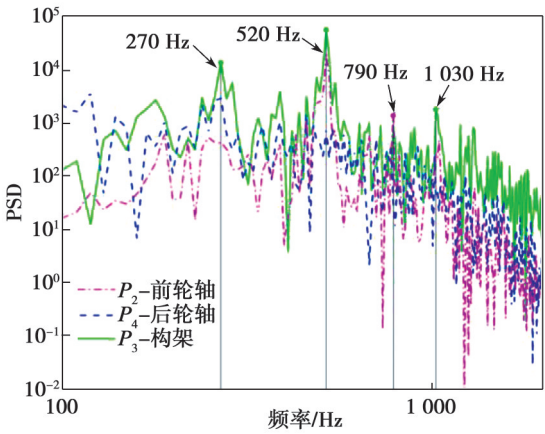


图 9 转向架区域脉动压力监测点布置示意图

Fig. 9 Layout of fluctuating pressure monitoring points at bogie area



(a) P_1 、 P_5 测点



(b) P_2 、 P_3 、 P_4 测点

图 10 转向架原型的表面脉动压力功率谱密度对比

Fig. 10 Comparison of power spectral density of fluctuating pressure on the surface of the prototype bogie

通过各监测点的主频分析可以看出，各频率与特定的流场扰动现象紧密相关，前缘剪切流分离和腔体循环反馈对脉动压力的影响尤为显著，进一步验证了锯齿前缘扰流板能优化流场结构的正确性。

3.3 声源特征分析及降噪效果

图 11(a)~图 11(b) 展示了基准模型与 3 种锯齿工况下，转向架区域整体等效声源声功率的频谱对比，图中黑色实线为基准模型结果，红色虚线为不同锯齿工况结果。对比可知，转向架前缘加装锯齿后，所有锯齿工况下的峰值频段均发生明显变化，由基准模型中的 250 Hz、500 Hz 和 1 000 Hz 转变为 315 Hz、500 Hz 和 800 Hz 频段。

此外，各个峰值频段对应的声源能量也明显变化，

表 2 基准模型与锯齿模型声功率对比

Table 2 Comparison of acoustical power between baseline and serration models

模型	总声源		250 Hz		500 Hz		1 000 Hz	
	总声功率/(Pa ² ·s ⁻²)	变化/%	250 Hz 声功率/(Pa ² ·s ⁻²)	变化/%	500 Hz 声功率/(Pa ² ·s ⁻²)	变化/%	1 000 Hz 声功率/(Pa ² ·s ⁻²)	变化/%
原型	1.58×10 ¹¹		1.26×10 ¹⁰		2.80×10 ¹⁰		2.10×10 ¹⁰	
20 mm 锯齿	1.52×10 ¹¹	-3.8	5.23×10 ⁹	-58.5	2.09×10 ¹⁰	-25.4	1.77×10 ¹⁰	-15.7
40 mm 锯齿	1.56×10 ¹¹	-1.3	4.80×10 ⁹	-61.9	2.51×10 ¹⁰	-10.4	1.99×10 ¹⁰	-5.2
60 mm 锯齿	1.52×10 ¹¹	-3.8	5.36×10 ⁹	-57.5	2.67×10 ¹⁰	-4.6	1.67×10 ¹⁰	-20.5

其中 250 Hz 峰值频段对应的声源能量大幅下降, 而 500 Hz 和 1 000 Hz 频段对应的能量降幅相对较小。随着锯齿高度的增加, 在锯齿工况下出现的峰值频段 315 Hz 和 500 Hz 对应的峰值能量逐渐增加, 而 800 Hz 频段的声源能量逐渐减少, 这与腔内流动反馈模式的改变密切相关。

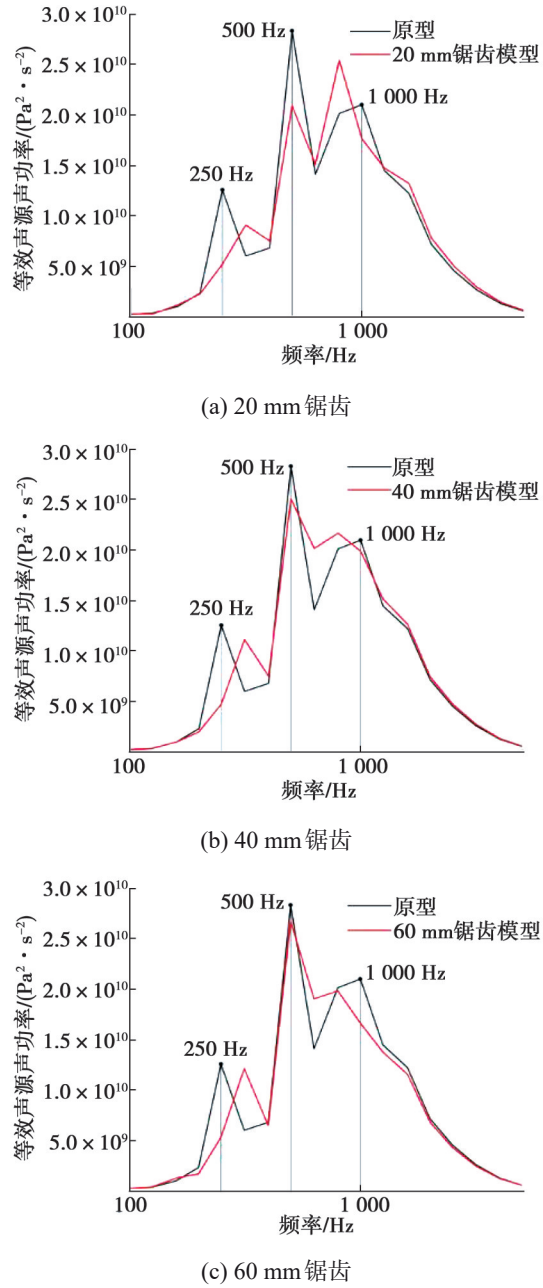


图 11 锯齿结构对声源声功率的影响对比
Fig. 11 Impact of serrated structures on acoustical power of noise sources

3.4 远场辐射噪声特性及降噪效果

为研究远场噪声辐射特征, 将噪声监测点均匀布置在距离转向架纵向对称面 25 m、距地面 3.5 m 的高度, 测点分布范围为-8~52 m, 共设 16 个测点, 且在不同模型下测点布置方案保持一致, 具体布置如图 12 所示, 转向架位于第 4 号至第 6 号测点之间。

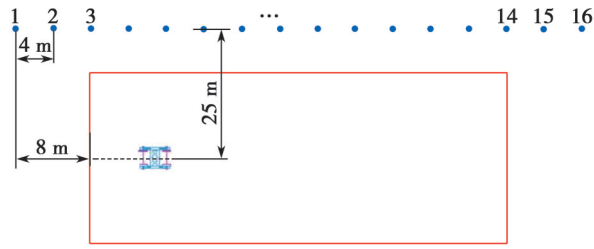


图 12 远场辐射噪声声压级测点布置示意图
Fig. 12 Layout of sound pressure level monitoring points for far-field radiated noise

图 13 显示了 3 种锯齿工况下的远场辐射噪声沿车体方向的分布规律。结果表明, 在 20 mm、60 mm 锯齿工况下, 远场噪声声压级与基准模型相近, 降噪效果较为有限。结合前文可知, 主要原因是流场扰动中图 7 位置①处的强湍动能区域明显增大; 而在 40 mm 锯齿工况下, 6~13 号测点的远场噪声较基准模型降低 0.5~2 dB, 其降噪效果显著。表 3 进一步量化了各锯齿工况与基准模型在远场噪声最大值与平均值方面的差异。

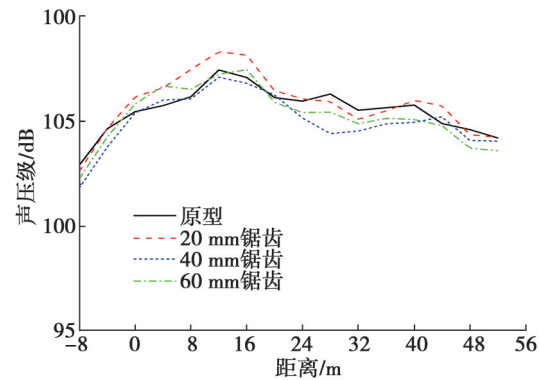


图 13 3 种锯齿工况下远场辐射噪声声压级对比
Fig. 13 Comparison of sound pressure level for far-field radiated noise under three serration conditions

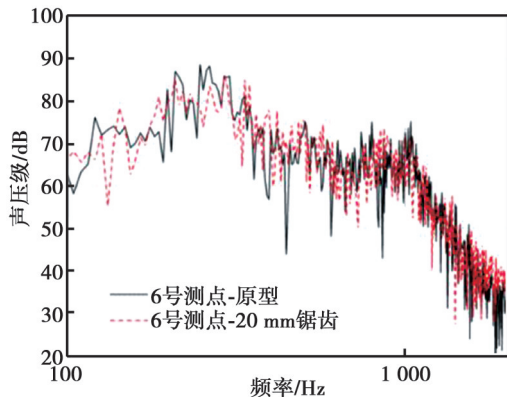
表 3 基准模型与锯齿模型远场辐射噪声声压级对比

Table 3 Comparison of sound pressure level for far-field radiated noise between baseline and serration models

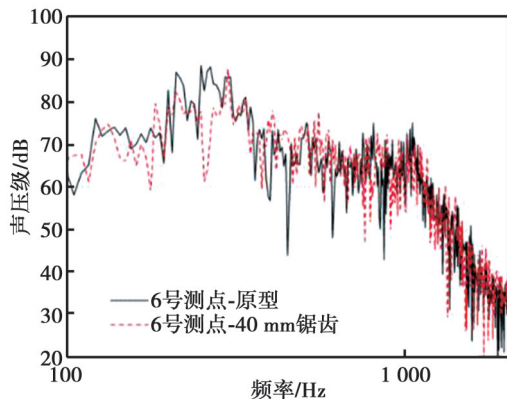
模型	声压级幅值/ dB	降噪量/ dB	声压级平均 值/dB	降噪量/ dB
原型	107.4		105.7	
20 mm 锯齿	108.3	0.9	106.1	0.4
40 mm 锯齿	107.1	-0.3	105.2	-0.5
60 mm 锯齿	107.5	0.1	105.5	-0.2

为深入探究锯齿工况下转向架区域的降噪机理, 对比不同工况下远场噪声监测点 (6 号监测点) 处的频谱分布规律 (如图 14 所示) 可知, 远场噪声的声能主要集中在 150~1 200 Hz 频段内。锯齿结构能明显降低 150~1 200 Hz 频段内的声能量幅值, 且随锯齿高度的增加, 该频段的声辐射能量降幅增大。值得注意的是, 对于离散频率幅值而言, 300 Hz 峰值频率对应的

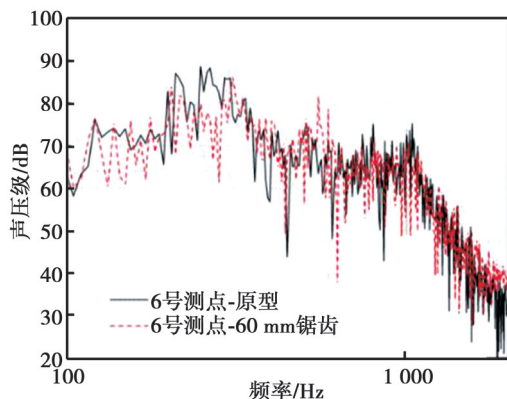
声能量在锯齿工况下有所增长,但随着齿高的增加逐渐接近基准模型。600 Hz 峰值频率对应的声能量在 40 mm 和 60 mm 锯齿工况下略微增加,而 1 000 Hz 峰值频率对应的声能量在所有锯齿工况下均有所减少,可能与腔内次级扰动反馈模式的变化有关。



(a) 20 mm 锯齿



(b) 40 mm 锯齿



(c) 60 mm 锯齿

图 14 6 号噪声监测点处远场辐射噪声频谱图

Fig. 14 Far-field radiated noise spectrum at monitoring point 6

4 结论

本文通过大涡模拟 (LES) 和 FW-H 声学方程,分析了不同齿高的锯齿前缘扰流板对高速列车转向架区

域气动噪声的降噪效果,得出以下结论:

① 不同齿高的锯齿前缘结构均对转向架区域远场噪声有降噪效果,其中 40 mm 齿高的锯齿前缘扰流结构平均降低总声压级 0.5 dB,最大降噪量达 2 dB。这主要源于锯齿前缘结构能明显降低 150~1 200 Hz 频段内的声能量幅值。

② 锯齿前缘结构使得转向架区域等效声源声功率的峰值频段发生明显变化,由基准模型中的 250 Hz、500 Hz 和 1 000 Hz 转变为 315 Hz、500 Hz 和 800 Hz 频段。各个峰值频段对应的声源能量也明显变化,其中 250 Hz 峰值频段对应的声源能量大幅下降,而 500 Hz 和 1 000 Hz 频段对应的能量降幅相对较小。随着锯齿高度的增加,在锯齿工况下出现的峰值频段 315 Hz 和 500 Hz 对应的峰值能量逐渐增加,而 800 Hz 频段的声源能量逐渐减少。

③ 转向架舱前壁面的主频为 270 Hz 和 520 Hz,与舱体前缘分离的剪切流及腔体内的循环流动有关;后壁面的主频为 270 Hz,主要与腔体内的循环流动相关;前轮轴的主频为 520 Hz,表明前轴附近的小循环反馈扰动;构架的主频为 270 Hz 和 520 Hz,反映了构架前侧小循环反馈扰动和剪切流分离效应。

④ L_1 是舱后壁在整个腔体长度上产生的主循环反馈扰动, L_2 对应于后车轴与后壁面间气流的循环反馈扰动;在构架附近区域存在 S_1 小循环反馈扰动。随着锯齿结构的干扰,剪切流向外偏折, L_1 和 L_2 两种循环反馈扰动逐渐分离,且在 40 mm 齿高工况时, L_1 主循环反馈明显减弱,而 L_2 反馈模式下移至靠近剪切流区域,气流对后壁的撞击作用减弱。

综上所述,40 mm 齿高的锯齿前缘扰流板为最佳降噪构型。本研究为高速列车气动噪声控制提供了理论依据,未来应进一步优化锯齿设计,以提升降噪效果。

参考文献:

- [1] THOMPSON D J, LATORRE IGLESIAS E, LIU Xiaowan, et al. Recent developments in the prediction and control of aerodynamic noise from high-speed trains[J]. International journal of rail transportation, 2015, 3(3): 119-150.
- [2] 黄莎,李志伟,张雷. 车辆底部结构对轨检车气动阻力的影响[J]. 铁道科学与工程学报, 2015(1): 14-19.
HUANG Sha, LI Zhiwei, ZHANG Lei. Influence of the bottom structure on the aerodynamic drag of rail operation vehicle[J]. Journal of railway science and engineering, 2015 (1): 14-19.
- [3] 黄莎,杨明智,李志伟,等. 高速列车转向架部位气动噪声数值模拟及降噪研究[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2011, 42(12): 3899-3904.
HUANG Sha, YANG Mingzhi, LI Zhiwei, et al. Aerodynamic noise numerical simulation and noise reduction of high-

- speed train bogie section[J]. Journal of central south university (science and technology), 2011, 42(12): 3899-3904.
- [4] 朱剑月, 王毅刚, 杨志刚, 等. 高速列车转向架区域裙板对流场与气动噪声的影响[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2017, 45(10): 1512-1521.
- ZHU Jianyue, WANG Yigang, YANG Zhigang, et al. Effect of bogie fairing on flow and aerodynamic noise behaviour around bogie of high-speed train[J]. Journal of tongji university (natural science), 2017, 45(10): 1512-1521.
- [5] ROSSITER J E. Wind-tunnel experiments on the flow over rectangular cavities at subsonic and transonic speeds [EB/OL]. (2014-10-21) [2025-05-18]. <https://reports.aerade.cranfield.ac.uk/handle/1826.2/4020>.
- [6] UDA T, YAMAZAKI N, KITAGAWA T, et al. Estimation of aerodynamic bogie noise through field and wind tunnel tests[C]//ANDERSON D, GAUTIER P E, IIDA M, et al. Noise and Vibration Mitigation for Rail Transportation Systems. Cham: Springer, 2018: 377-387.
- [7] POISSON F, GAUTIER P E, LETOURNEAUX F. Noise sources for high speed trains: a review of results in the TGV case[C]//SCHULTE-WERNING B, THOMPSON D, GAUTIER P E, et al. Noise and Vibration Mitigation for Rail Transportation Systems. Berlin: Springer, 2008: 71-77.
- [8] 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, 2006, 293(3/5): 535-546.
- [9] LATORRE IGLESIAS E, THOMPSON D J, SMITH M, et al. Anechoic wind tunnel tests on high-speed train bogie aerodynamic noise[J]. International journal of rail transportation, 2017, 5(2): 87-109.
- [10] NOH H M, CHOI S, HONG S, et al. Investigation of noise sources in high-speed trains[J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers part F: journal of rail and rapid transit, 2013, 228(3): 307-322.
- [11] 高阳, 王毅刚, 王金田, 等. 声学风洞中的高速列车模型气动噪声试验研究[J]. 声学技术, 2013, 32(6): 506-510.
- GAO Yang, WANG Yigang, WANG Jintian, et al. Testing study of aerodynamic noise for high speed train model in aero-acoustic wind tunnel[J]. Technical acoustics, 2013, 32(6): 506-510.
- [12] THOMPSON D. Railway noise and vibration: mechanisms, modelling and means of control[M]. Oxford: Elsevier Science, 2008.
- [13] ZHU J Y, HU Z W, THOMPSON D J. The effect of a moving ground on the flow and aerodynamic noise behaviour of a simplified high-speed train bogie[J]. International journal of rail transportation, 2017, 5(2): 110-125.
- [14] ZHANG Bingchao, ZHOU Lei, TSE T K T, et al. Extended spectral proper orthogonal decomposition for analysis of correlated surrounding flow structures and wind load components of a building[J]. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 2023, 240: 105512.
- [15] BEEM H R, TRIANTAFYLLOU M S. Wake-induced 'slaloming' response explains exquisite sensitivity of seal whisker-like sensors[J]. Journal of fluid mechanics, 2015, 783: 306-322.
- [16] TRIANTAFYLLOU M S. Vortex dynamics in flow instabilities and biomimetic flows[J]. International journal of offshore and polar engineering, 2016, 26(1): 1-5.
- [17] HERSH A S, SODERMAN P T, HAYDEN R E. Investigation of acoustic effects of leading-edge serrations on airfoils [J]. Journal of aircraft, 1974, 11(4): 197-202.
- [18] SHI Lei, ZHANG Chengchun, WANG Jing, et al. Numerical simulation of the effect of bionic serrated structures on the aerodynamic noise of a circular cylinder[J]. Journal of bionic engineering, 2012, 9(1): 91-98.
- [19] LIANG Xifeng, LIU Huifang, DONG Tianyun, et al. Aerodynamic noise characteristics of high-speed train foremost bogie section[J]. Journal of central south university, 2020, 27(6): 1802-1813.
- [20] ZHU J Y, HU Z W, THOMPSON D J. Flow simulation and aerodynamic noise prediction for a high-speed train wheelset[J]. International journal of aeroacoustics, 2014, 13(7/8): 533-552.
- [21] 袁贤浦, 苗晓丹, 袁天辰, 等. 高速列车受电弓气动噪声分析与弓头降噪研究[J]. 铁道学报, 2021, 43(12): 38-48.
- YUAN Xianpu, MIAO Xiaodan, YUAN Tianchen, et al. Aerodynamic noise analysis of high-speed train pantograph and study on noise reduction of pantograph head[J]. Journal of the China railway society, 2021, 43(12): 38-48.
- [22] CHEN Guang, LI Xiaobai, LIU Zhen, et al. Dynamic analysis of the effect of nose length on train aerodynamic performance[J]. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 2019, 184: 198-208.
- [23] 李田, 秦登, 张继业, 等. 高速列车气动及声学行为的尺度效应研究[J]. 铁道学报, 2022, 44(2): 16-26.
- LI Tian, QIN Deng, ZHANG Jiye, et al. Study on scale effect of aerodynamic and acoustic behaviors of high-speed trains[J]. Journal of the China railway society, 2022, 44(2): 16-26.
- [24] QIN Deng, LI Tian, ZHOU Peng, et al. Effect of model scale and airflow velocity on aerodynamic noise prediction for high-speed train leading car and bogie[J]. Engineering applications of computational fluid mechanics, 2024, 18(1): 2384445.
- [25] LI Tian, QIN Deng, ZHOU Ning, et al. Step-by-step numerical prediction of aerodynamic noise generated by high speed trains[J]. Chinese journal of mechanical engineering, 2022, 35(1): 28.

Study on bogie aerodynamic noise suppression based on serrated leading-edge flow control

ZHAO Yanju^{1,2}, CHEN Dawei^{1,2}, SHUAI Renzhong¹, LIU Jiali¹, YU Yihang¹, YANG Zhigang³

(1. CRRC Qingdao Sifang Co., Ltd., Qingdao, Shandong 266111, China; 2. State Key Laboratory of High-speed Maglev Transportation Technology, Qingdao, Shandong 266111, China; 3. Key Laboratory of Traffic Safety on Track Ministry of Education, School of Traffic & Transportation Engineering, Central South University, Changsha, Hunan 410075, China)

Abstract: The bogie compartment area of high-speed trains has been identified as a major source of aerodynamic noise during high-speed operation. To effectively reduce aerodynamic noise at this area, a noise reduction method based on serrated leading-edge vortex generators is proposed. Large eddy simulation (LES) and the Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) acoustic equation were used to numerically simulate aerodynamic noise at the bogie area based on a 1:8-scale simplified bogie model at a train speed of 400 km/h. The analysis examined the effects of serrated vortex generator heights of 20 mm, 40 mm, and 60 mm on the flow field disturbance, vortex shedding, and sound radiation characteristics at the bogie area. Numerical simulation results indicated that the serrated structures with a height of 40 mm were most effective in noise reduction within the 500 Hz frequency band, reducing wall-mounted dipole acoustic energy by up to 36%; the 40 mm high serrated vortex generators reduced far-field radiated noise by an average of 0.5 dB, with the maximum noise reduction reaching 2 dB. These effects are mainly due to the optimization and regulation from the vortex generators' characteristics to separate the shear flow at the front edge of the bogie area and to disturb spanwise vortices, which effectively weaken low-frequency noise caused by vortex shedding and shear layer instability, and suppress the self-sustained oscillation of Rossiter modes. The study shows that serrated leading-edge vortex generators significantly improve aerodynamic noise distribution at the bogie area, with the greatest noise reduction observed for the 40 mm height. These findings offer an effective approach to aerodynamic noise control at the bogie area.

Keywords: serrated leading-edge vortex generator; aerodynamic noise; vortex shedding; Rossiter modes; high-speed train; bogie; simulation