

# 高速列车转向架区域裙板对流场与气动噪声的影响

朱剑月<sup>1,2</sup>, 王毅刚<sup>1</sup>, 杨志刚<sup>1</sup>, 李启良<sup>1</sup>, 陈羽<sup>1</sup>

(1. 同济大学 上海地面交通工具风洞中心, 上海 201804; 2. 同济大学 铁道与城市轨道交通研究院, 上海 201804)

**摘要:** 运用声学比拟理论, 采用 1:10 简化模型对高速列车转向架部位气动噪声进行数值计算, 并分析裙板对转向架部位流动与气动噪声性能的影响。基于延迟分离涡模型数值求解 Navier-Stokes 方程获得近场流场, 运用考虑对流效应的 Ffowcs Williams-Hawkings 方程的声预测程序进行远场声辐射计算。结果表明, 由于转向架舱在车体侧墙与底部形成表面不连续结构, 流体通过转向架部位时产生了不同尺度和方向的复杂涡结构, 上游几何体周围产生的涡向下游传播并与下游几何体相互作用, 从而在转向架后端形成高湍流度尾流区。转向架区域外侧安装裙板后, 流体与转向架舱的相互作用被削弱。靠近转向架并与车体侧墙平行的可穿透积分面的噪声预测结果显示, 裙板可以在较宽频段内有效降低转向架部位的气动噪声。

**关键词:** 铁路噪声; 简化高速列车转向架; 转向架裙板; 气动噪声预测; 流体特性

**中图分类号:** U270.1

**文献标志码:** A

## Effect of Bogie Fairing on Flow and Aerodynamic Noise Behaviour Around Bogie of High-Speed Train

ZHU Jianyue<sup>1,2</sup>, WANG Yigang<sup>1</sup>, YANG Zhigang<sup>1</sup>, LI Qiliang<sup>1</sup>, CHEN Yu<sup>1</sup>

(1. Shanghai Automotive Wind Tunnel Center, Tongji University, Shanghai 201804, China; 2. Institute of Railway and Urban Mass Transit, Tongji University, Shanghai 201804, China)

**Abstract:** The influence of a bogie fairing on the aerodynamic and aeroacoustic behaviour of flow past a simplified high-speed train bogie located in a bogie cavity at a scale of 1:10 was studied using a two-stage hybrid method comprising computational fluid dynamics and acoustic analogy. The near-field unsteady flow was obtained by solving the Navier-Stokes equations numerically with the delayed detached-eddy model and the results are used to calculate the far-field noise through

a noise prediction code based on the convective Ffowcs Williams-Hawkings method. It is found that due to the surface shape discontinuity in the bogie cavity along the carbody side and bottom walls, a highly turbulent flow is generated within the bogie cavity. The vortices formed behind the upstream geometries are convected downstream and impinge on the downstream bodies, generating a highly turbulent wake behind the bogie. When the fairing is mounted around the bogie cavity, the interaction between the flow and the bogie cavity is reduced. The results show that the bogie fairing is effective in reducing the noise generated in most of the frequency range for the current model case based on predictions of the noise radiated to the trackside using a permeable data surface close to the bogie and parallel to the carbody side wall.

**Key words:** railway noise; simplified train bogie; bogie fairing; aerodynamic noise prediction; flow behavior

当高速列车运行速度超过  $300 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ , 气动噪声将高于轮轨滚动噪声与牵引噪声而占据主导地位<sup>[1-2]</sup>。研究表明, 高速列车气动噪声源为转向架、受电弓、受电弓坑与车厢连接处等<sup>[2-3]</sup>。由于转向架部位结构复杂, 存在着表面几何结构变化的不连续性, 因此, 气流流经时产生分离, 形成湍流<sup>[2, 4]</sup>。由于转向架数量较多, 其产生的气动噪声较受电弓处高出约 15 dB<sup>[2]</sup>。转向架部位气动噪声研究多数基于低噪音风洞测试与现场试验。高阳等<sup>[5]</sup>在声学风洞内, 对 CRH3 高速列车 1:8 缩尺比例的三车编组模型的气动噪声特性进行了试验研究, 分析了各主要噪声源特性以及对整个列车模型气动噪声辐射的贡献量。Lauterbach 等<sup>[6]</sup>在低噪声风洞里对 ICE3 高速列车 1:25 缩比模型进行了测试, 以识别转向架区域的气动噪声源并比较分析了不同的降噪措施。Iglesias

收稿日期: 2016-12-14

基金项目: 国家重点研发计划(2016YFB1200503-04); 上海市浦江人才计划(17PJ1409300); 上海市地面交通工具空气动力学与热环境模拟重点实验室项目

第一作者: 朱剑月(1973—), 男, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为高速列车空气动力学与气动噪声等。

E-mail: zhu Jianyue@tongji.edu.cn

等<sup>[7]</sup>测试了1:7缩比简化转向架模型产生的气动噪声,结果表明,转向架舱对于转向架气动噪声辐射的影响较大,突出于转向架舱外侧的部件会产生较大的气动噪声;另外,转向架部位外侧安装裙板可以起到较好的降噪效果。

高速列车气动噪声的数值模拟研究,由于受计算条件限制,计算对象一般局限于简化或缩比模型,例如,一对迎面和背面台阶的简化模型曾被用于计算模拟高速列车车顶受电弓坑部位产生的气动噪声<sup>[8]</sup>。肖友刚等<sup>[9]</sup>以高速列车头部曲面为研究对象,利用映射法生成六面体贴体网格,分析了高速列车流线型头部的气动噪声特点。为避免仅取车头作为模型会产生较强涡脱落,刘加利等<sup>[10]</sup>建立了车头和车尾直接相连的简化高速列车头车模型,利用宽频带噪声源模型计算高速列车车身表面气动噪声源,并对远场气动噪声的时域及频域特性进行了分析。黄莎等<sup>[11]</sup>对高速列车转向架部位气动噪声进行了数值模拟,结果表明,转向架部位气动噪声为宽频噪声,改进转向架外侧裙板设计,气动降噪效果较明显。张军等<sup>[12]</sup>建立了包括安装有受电弓与转向架的三节编组高速列车模型,基于稳态流场结果计算了车体表面声功率级,并对车体侧向远场噪声结果进行了分析。张亚东等<sup>[13]</sup>建立了包含拖车转向架的列车模型,进行了远场气动噪声的数值计算,分析了轮对、构架、制动盘、减振器与抗侧滚扭杆等转向架部件的气动力特性以及拖车转向架的速度场与气动噪声声源特性。

由于高速列车结构复杂,很难进行结构化网格划分,故多数研究采用非结构化网格进行流场计算,进而采用声比拟法对高速列车整车和各关键部件进行远场噪声预测,研究其时域与频域内的特性及其变化规律。由于声波的压强脉动较微弱,为小扰动,因此,采用非结构化网格进行数值仿真,需确保流场计算的准确性,以能捕捉到影响远场声辐射的流体微小脉动。运用 lattice-Boltzmann 方法, Meskine 等<sup>[14]</sup>数值模拟了全尺度简化高速列车模型主要声源产生的气动噪声,通过评价其远场辐射噪声特性,进行高速列车车辆设计阶段的气动噪声降噪措施研究;该气动噪声预测结果有待于试验验证。相比之下,一些简化缩比模型的数值模拟可以对流动现象和气动噪声特性进行细致分析,所需要的计算资源相对较少,并且计算结果也可由声学风洞试验进行验证。采用全结构化网格, Zhu 等<sup>[15-16]</sup>研究了高速列车轮对与转向架等关键部件的流场和气动噪声特

性,发现固体表面的压力脉动以及部件周围的涡脱落和流动分离是形成气动噪声的主要原因。对于转向架部位减少阻力与降低气动噪声,多数研究表明,安装裙板是缓和转向架部位湍流运动和流动冲击较为有效的措施<sup>[6, 11, 17]</sup>。日本新干线 700 系列高速列车的车头转向架部位安装了嵌入式裙板,以改善流体与转向架区域的相互作用和降低该部位气动噪声的形成与辐射<sup>[18]</sup>。与以往的试验研究不同,本文通过数值计算分析裙板对于转向架部位的流动及其产生噪声的影响,为有效抑制高速列车关键部位气动噪声提供理论依据。

## 1 气动噪声数值分析

高速列车周围流动处于低马赫数区域内,若列车运行速度为  $300 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ , 对应马赫数为 0.25。本文数值模拟来流速度为  $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 对应马赫数为 0.09, 故在计算流场的流体动力学性能时,将忽略流体的可压缩性。另外,在低马赫数时,固体表面压力脉动产生的偶极子声源是流体噪声的主要声源,可以通过不可压缩流体进行计算。因此,全三维非定场不可压缩 Navier-Stokes 方程用来计算流场,采用开源软件 OpenFOAM-2.2.2 求解控制方程,空间和时间离散采用二阶精度格式,基于 Spalart-Allmaras 湍流模型的延迟分离涡(DDES)模型用于数值模拟。延迟分离涡模型在固体表面附近的边界层区域内采用基于雷诺平均(RANS)的模型进行数值计算,而在主体流动分离区域内则应用大涡模拟(LES)模型进行数值计算。与大涡模拟求解边界层相比,采用延迟分离涡模型进行计算流体动力学(CFD)数值计算时,边界层区域的网格较粗,故需确保边界层采用 RANS 模型进行求解。分离涡模型已被成功应用于气动声学的计算分析,并由不同软件进行了验证<sup>[19]</sup>。根据声学比拟理论,近场流体计算结果为远场声学预测提供源数据。为了有效计算数值风洞算例的远场辐射噪声,本文根据运动介质内的 Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) 方程编制气动噪声预测程序,并由不同算例进行验证。

### 1.1 数值计算方法

传统 FW-H 方法假定声波在静止流体媒质里传播,对于考虑运动介质的数值风洞问题,计算时需将其转化为移动声源和观测点问题,即考虑观测点与声源以相同速度运动而周围流体媒质处于静止状态<sup>[20-21]</sup>;若考虑介质流动而保持声源与观测点静止,

会极大提高数值风洞问题的噪声辐射计算效率,但 FW-H 的声比拟方法中需要考虑运动介质的影响. 假设介质流动以速度  $U_0$  运动,考虑对流效应的 FW-H 方程<sup>[22]</sup>为

$$\left[ \frac{\partial^2}{\partial t^2} + 2U_{0i} \frac{\partial^2}{\partial t \partial x_i} - c_0^2 \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_i} + U_{0i} U_{0j} \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \right] \cdot [H(f)\rho'] = \left( \frac{\partial}{\partial t} + U_{0j} \frac{\partial}{\partial x_j} \right) [Q_i n_i \delta(f)] - \frac{\partial}{\partial x_i} [L_{ij} n_j \delta(f)] + \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} [H(f)T_{ij}] \quad (1)$$

式中:  $U_{0i}$  或  $U_{0j}$  为运动介质沿  $x, y, z$  方向的流动速度;  $x_i$  或  $x_j$  表示笛卡尔坐标系的 3 个方向;  $c_0$  为声速;  $\rho' = \rho - \rho_0$ , 为空气密度的脉动量, 其中  $\rho$  为空气密度,  $\rho_0$  为静止流场的空气密度;  $H(f)$  是 Heaviside 函数(当  $f > 0$  时,  $H(f) = 1$ , 当  $f < 0$  时,  $H(f) = 0$ );  $\delta(f)$  为 Dirac delta 函数;  $n_i$  或  $n_j$  对应于单位法向量的分量; 方程右端各声源项定义为

$$Q_i = [\rho(u_i - v_i + U_{0i}) + \rho_0(v_i - U_{0i})] \quad (2)$$

$$L_{ij} = \rho u_i(u_j + U_{0j} - v_j) + (p - p_0)\delta_{ij} - \tau_{ij} \quad (3)$$

$$T_{ij} = \rho u_i u_j + [(p - p_0) - c_0^2(\rho - \rho_0)]\delta_{ij} - \tau_{ij} \quad (4)$$

式(2)~(4)中:  $Q_i$  和  $L_{ij}$  分别为厚度噪声源与载荷噪声源;  $T_{ij}$  为 Lighthill 应力张量, 为四极子噪声源;  $p$  为压力;  $p_0$  为静止流场的空气压力;  $u_i, v_i$  分别为  $i$  方向上的流体和固体表面速度分量( $i = 1, 2, 3$ );  $u_j, v_j$  分别为  $j$  方向上的流体和固体表面速度分量( $j = 1, 2, 3$ );  $\tau_{ij}$  为黏性应力张量;  $\delta_{ij}$  为 Kronecker delta 符号, 即当  $i = j$  时,  $\delta_{ij} = 1$ , 而  $i \neq j$  时,  $\delta_{ij} = 0$ . 考虑到本文围绕几何体的为低马赫数流体, 故四极子源产生的声辐射较小, 可忽略<sup>[21, 23]</sup>. 采用 FW-H 声比拟方法中可穿透积分面积分方法计算远场声辐射时, 从转向架舱与转向架固体表面至可穿透积分面区域的四极子声源也计及在可穿透积分面上厚度噪声与载荷噪声的面积分计算中; 从而与固体表面附近区域相比, 可穿透积分面外相对较小的四极子声源将被忽略, 避免了四极子声源数值模拟需要耗费较大计算资源的体积分解.

声波在运动介质里由声源向观测点传播, 将以介质流动速度作对流运动. 根据 Garrick 三角形<sup>[24]</sup>, 声波在运动介质里辐射的几何描述如图 1 所示. 介质流动速度为沿  $x_1$  正方向, 即  $u_0 = (U_0, 0, 0)$ . 声源定义为  $(y, \tau_e)$ , 其中  $y = (y_1, y_2, y_3)$ ,  $\tau_e$  为声发射时间; 观测点位于  $(x, t)$ , 其中  $x = (x_1, x_2, x_3)$ ,  $t$  为时间. 假定运动介质在声源外各向均匀, 马赫数为  $M_0$ . 因此, 从声源点至观测点的声辐射距离为

$$R = x - y = (x_1 - y_1)e_1 + (x_2 - y_2)e_2 +$$

$$(x_3 - y_3)e_3 \quad (5)$$

式中:  $e_1, e_2, e_3$  为 3 坐标方向上的单位向量; 声发射矢量定义为

$$R_m = R - \Delta t u_0 = (x_1 - y_1 - M_0 R_m)e_1 + (x_2 - y_2)e_2 + (x_3 - y_3)e_3 \quad (6)$$

$$\Delta t u_0 = M_0 R_m e_1 \quad (7)$$

式中:  $\Delta t$  为介质运动时间; 声发射矢量的模为

$$|R_m| = R_m = \sqrt{(x_1 - y_1 - M_0 R_m)^2 + (x_2 - y_2)^2 + (x_3 - y_3)^2} \quad (8)$$

由于声发射距离必为正, 方程(8)的有效解可表示成

$$R_m = -\frac{M_0(x_1 - y_1)}{1 - M_0^2} + \left[ \left[ \frac{M_0(x_1 - y_1)}{1 - M_0^2} \right]^2 + \frac{(x_1 - y_1)^2 + (x_2 - y_2)^2 + (x_3 - y_3)^2}{1 - M_0^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

该式可以写成

$$R_m = \frac{R^* - M_0(x_1 - y_1)}{1 - M_0^2} \quad (10)$$

$R^* =$

$$\sqrt{(x_1 - y_1)^2 + (1 - M_0^2)[(x_2 - y_2)^2 + (x_3 - y_3)^2]} \quad (11)$$

$R^*$  和  $R_m$  对空间求导为  $\tilde{R}_i^* = \frac{\partial R^*}{\partial x_i}$  与  $\tilde{R}_i = \frac{\partial R_m}{\partial x_i}$ , 展开可表示成

$$\begin{cases} \tilde{R}_1^* = \frac{x_1 - y_1}{R^*} \\ \tilde{R}_2^* = (1 - M_0^2) \frac{x_2 - y_2}{R^*} \\ \tilde{R}_3^* = (1 - M_0^2) \frac{x_3 - y_3}{R^*} \end{cases} \quad (12)$$

$$\begin{cases} \tilde{R}_1 = \frac{1}{1 - M_0^2} (-M_0 + \tilde{R}_1^*) \\ \tilde{R}_2 = \frac{x_2 - y_2}{R^*} \\ \tilde{R}_3 = \frac{x_3 - y_3}{R^*} \end{cases} \quad (13)$$

因此, 厚度噪声源与载荷噪声源可以写成

$$4\pi p'_T = \int_{f=0} \left[ (1 - M_0 \tilde{R}_1) \frac{\dot{Q}_i n_i}{R^*} - U_0 \frac{\tilde{R}_1^* Q_i n_i}{R^{*2}} \right]_{\tau_e} dS(\eta) \quad (14)$$

$$4\pi p'_L = \int_{f=0} \left[ \frac{1}{c_0} \frac{\dot{L}_{ij} n_j \tilde{R}_i}{R^*} + \frac{L_{ij} n_j \tilde{R}_i^*}{R^{*2}} \right]_{\tau_e} dS(\eta) \quad (15)$$

式(14)、(15)中:  $p'_T$  和  $p'_L$  分别为厚度噪声源与载荷噪声源所产生的远场声压;  $S(\eta)$  为积分面; 变量上面的点代表对于源时间的求导. 公式(14)纠正了

文献[22]中相应公式的输入错误。

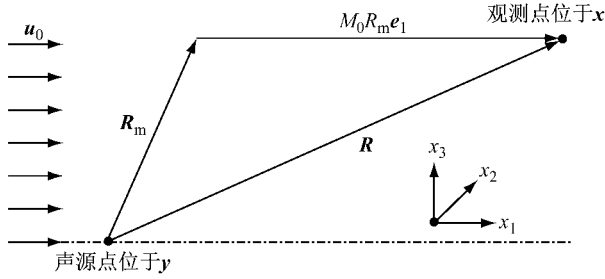


图 1 声波在运动介质里辐射的几何描述

Fig. 1 Geometric interpretation of sound emission in a moving medium

根据上述考虑对流效应的 FW-H 方程编制了气动噪声远场预测程序. FW-H 积分面上各单元的几何和流场信息将由 CFD 数值计算获得. 不同于以观测点时间为基准的延迟时间法, 以声源时间为基准参考值的方法被用于本文数值求解: 在流场每个时间步和每个源单元, 计算出声波到达观测点的时间, 从而远场声压的时间序列等信号可在观测点时间轴上被累加而计算得到. 由于几何体及其周围采用较细密的网格进行了流场计算, 故积分面单元的空间积分采用一阶精度格式, 声源时间求导采用四阶中心差分法, 如下式所示:

$$Q'(x) = (-Q(x+2\Delta t) + 8Q(x+\Delta t) - 8Q(x-\Delta t) + Q(x-2\Delta t))/12\Delta t \quad (16)$$

式中:  $Q$  为任意变量;  $\Delta t$  为流场计算时间步.

## 1.2 远场噪声计算程序验证

单极子和偶极子点源的远场声辐射被用于验证上述气动噪声计算程序. 运动介质中单极子和偶极子点源的谐声场可由速度势表示, 分别为

$$\phi(x, t) = \frac{A}{4\pi R^*} \exp[i\omega(t - \frac{R}{c_0})] \quad (17)$$

和

$$\phi(x, t) = \frac{\partial}{\partial x_3} \left\{ \frac{A}{4\pi R^*} \exp[i\omega(t - \frac{R}{c_0})] \right\} \quad (18)$$

式(17)、(18)中:  $R$  为声发射距离;  $R^*$  为辐射距离; 归一化角频率为  $\omega l/c_0 = 4\pi/46$ , 幅值为  $A/lc_0 = 0.1$ , 其中  $l$  为参考长度; 声源空间坐标系为  $(x_1, x_2, x_3)$ ; 偶极子轴为沿  $x_3$  正方向(垂直于运动介质流动方向).

假设介质流动速度  $U_0$  沿  $x_1$  轴正方向, 则声压、速度和密度扰动可表示为

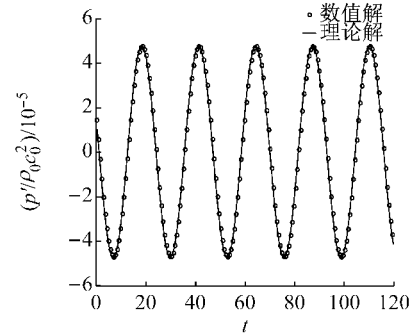
$$p'(x, t) = -\rho_0 \left( \frac{\partial}{\partial t} + U_0 \frac{\partial}{\partial x_1} \right) \phi \quad (19)$$

$$u(x, t) = \nabla \phi(x, t) \quad (20)$$

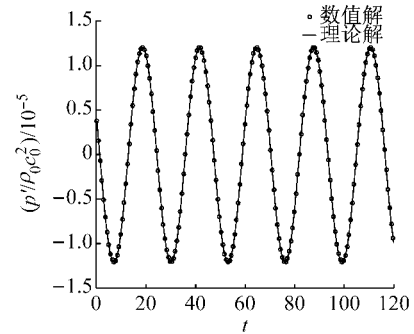
$$\rho'(x, t) = \frac{p'(x, t)}{c_0^2} \quad (21)$$

将可穿透积分面的压力扰动  $p'(x, t)$ , 速度  $u(x, t)$  与密度扰动  $\rho'(x, t)$  数据的实部作为源项而得到的远场声压的数值解与理论解进行比较. 积分面定义为立方体的 6 个面, 沿空间 3 坐标轴方向均由  $-5l$  伸至  $5l$ , 每个面划分为 2 500 个  $(50 \times 50)$  均布单元, 声源位于立方体的中心.

图 2 比较了单极子和偶极子点源产生的远场声压时间序列的数值解和理论解, 观测点位于  $(-50l, 0, 0)$  (单极子) 和  $(0, 0, 50l)$  (偶极子), 声压与时间分别由  $\rho_0 c_0^2$  与  $l/c_0$  归一化. 图 3 为单极子和偶极子算例的声辐射指向性图, 其中接收点以间隔  $5^\circ$  均布在半径为  $50l$  的圆周上, 图 3 中  $p_{rms}$  为均方根声压, 由于运动介质的对流效应, 指向性图中显示声辐射偏向上游方向. 由图 2 与图 3 可以发现, 对于单极子和偶极子算例, 数值解和理论解吻合很好.



a 单极子点源



b 偶极子点源

图 2 远场声压时间序列数值解和理论解的比较

Fig. 2 Comparisons of time history of sound pressure between analytic and predicted solutions

采用车轮算例(1:10 缩比)对分别由固体积分面和可穿透积分面计算所得远场辐射噪声进行对比. 车轮直径为 92 mm, 车轮表面最大网格尺寸为 0.98 mm. 来流速度为  $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 边界层内第 1 层网格至几何体固体表面的距离为  $1 \times 10^{-5} \text{ m}$ , 并沿着壁面法向量方向以 1.1 的增长率向外拓展, 使得  $y^+$

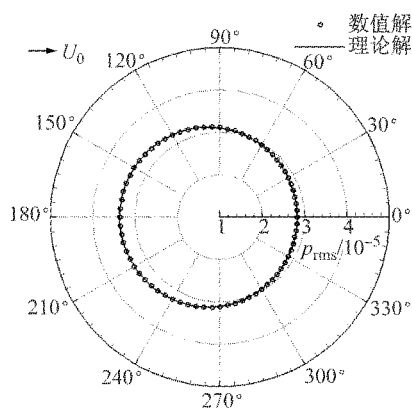
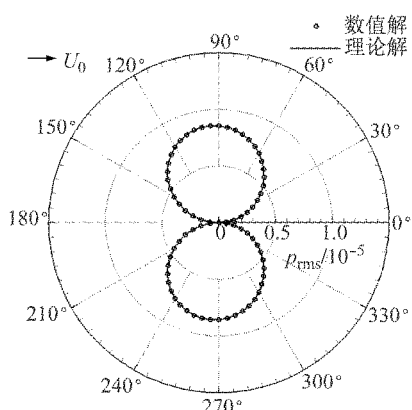
a 单极子点源, 观测点位于  $(-50l, 0, 0)$ b 偶极子点源, 观测点位于  $(0, 0, 50l)$ 

图 3 单极子和偶极子算例的声辐射指向性数值解和理论解的比较

Fig. 3 Comparisons of noise directivity between analytic and predicted solutions

(第 1 层网格质心到固体壁面的归一化距离,  $y^+ = yu_\tau/\nu$ , 其中  $y$  是网格质心至壁面距离,  $u_\tau$  为摩擦速度,  $\nu$  为运动黏性系数)的最大值不超过 1, 以确保边界层内所采用的湍流模型可以在黏性底层内考虑低雷诺数效应. DDES 模型用于数值仿真. 图 4 给出了车轮及其周围的可穿透积分面, 同时给出了车轮流场中物面附近的湍流涡结构. 采用  $Q$  (速度梯度张量第二不变量) 准则显示. 图 4a 为可穿透积分面组成

的封闭盒子, 其尺寸为  $1.5D \times 0.5D \times 1.5D$  (长  $\times$  宽  $\times$  高,  $D$  为车轮直径).

将下游的可穿透积分面移除, 并将顶部、底部和侧向可穿透积分面延伸至计算域端部, 一个由 5 个可穿透积分面组成的开放盒子如图 4b 所示. 侧向观测点距车轮中心横向距离为 2.50 m、垂向距离为 0.35 m. 来自于固体表面的声辐射计算采用传统的 FW-H 方法, 而使用可穿透积分面的声辐射计算则采用考虑对流效应的 FW-H 方法, 以对这两种方法进行比较. 图 5 为来自于固体表面和两种不同可穿透积分面的辐射噪声的功率谱密度, 其中单位 dB 对应于  $(2 \times 10^{-5})^2 \text{ Pa}^2$  (以下同). 由图 5a 可以看出, 从固体表面和闭合可穿透积分面得到的远场预测噪声吻合得很好, 特别是在 100~900 Hz 的频率范围内. 与固体表面所得的噪声计算结果相比, 由闭合可穿透积分面计算得到的总声压级在 5 kHz 的频率下高出 3.5 dB, 这是因为当车轮尾流的涡流流经闭合可穿透积分面的下游出口面时 (如图 4a 所示) 产生了假声. 将可穿透积分面布置成远离几何体表面可以减少湍流涡流经时产生的假声, 然而由于固体表面和可穿透积分面之间的网格需要保持足够精细以获得准确的流场解, 从而将大大增加计算量<sup>[21]</sup>. 由图 5b 可见, 在大多数频域范围内, 来自于封闭和开放两种不同可穿透积分面的辐射噪声的功率谱密度吻合较好, 然而在 200 Hz 以下, 两者有高达 20 dB 的差异. 究其原因, 在采用开放穿透积分面进行噪声预测时, 来自于各积分面的声信号计算未能平衡, 特别是在低频段. 相类似的影响也出现在采用 FW-H 方法对飞机起落架的噪声预测计算中<sup>[25]</sup>.

因此, 以上不同算例表明, 本文根据考虑对流效应的 FW-H 方程编制的程序可以用于远场声辐射计算, 但当采用开放可穿透积分面的 FW-H 声比拟方法进行噪声预测时, 低频域内未能平衡的声波信号将被忽略去除.

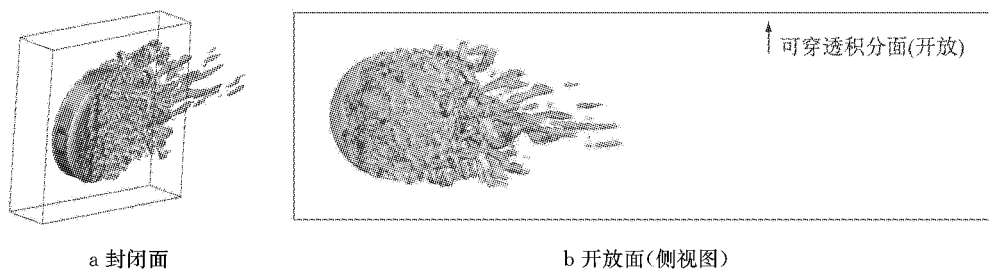


图 4 车轮算例可穿透积分面示意图

Fig. 4 Permeable surfaces for wheel test case

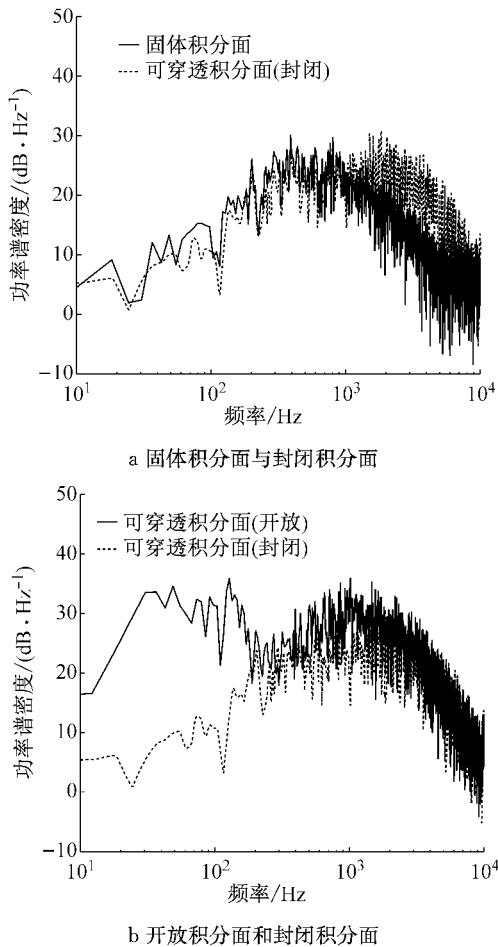


图 5 远场辐射噪声频谱比较

Fig. 5 Comparisons of spectra of far-field sound pressure

## 2 转向架数值计算模型

本文侧重研究转向架区域外侧安装裙板后对该区域流场与气动噪声特性的影响,故对转向架结构进行了简化.图 6 为转向架位于转向架舱内的 1:10 缩比模型,图 7a 为无裙板的转向架模型,图 7b 为安装裙板的模型.转向架中心点位于  $x=y=z=0$  处,车轴直径  $d$  为 17.5 mm,车轮直径  $D$  为 92.0 mm,轴间距为 252.0 mm,约为车轴直径的 14 倍,转向架外侧上半部分为裙板覆盖,裙板厚度为 3.5 mm.模型中不考虑线路结构与轮对转动.

由于简化转向架模型忽略了两轮轴间各部件,并且沿展向结构对称,因此,车体纵向对称面上流场结构随机性对于所采用的简化模型影响较小.为减少计算量,采用展向半车模型进行数值模拟<sup>[14]</sup>.计算域沿着流向( $x$ ),垂向( $y$ )与展向( $z$ )的几何尺寸分别为  $20.7D$ 、 $11.0D$  与  $6.3D$ .计算区域采用结构化网格划分,转向架表面及其周围网格如图 7 所示,车

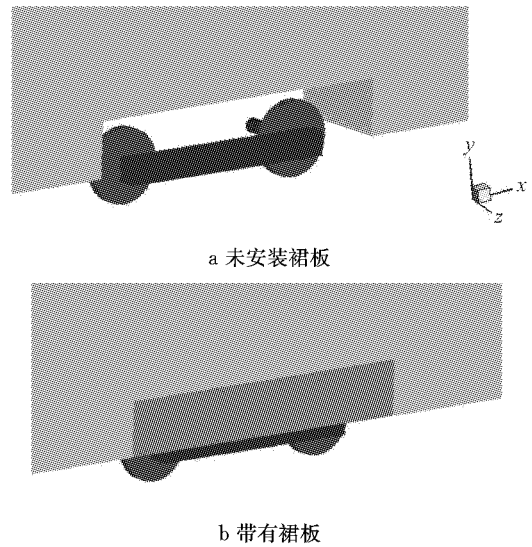


图 6 简化转向架 1:10 缩比模型

Fig. 6 Models of a simplified bogie inside bogie cavity (1:10 scale)

轴表面的网格尺寸沿周长方向为 0.4 mm、沿轴向为 0.8 mm,轮轴连接处的网格进行双倍细化,其余几何体表面网格的最大尺寸为 0.9 mm.与前面车轮算例类似,边界层内第 1 层网格至几何体固体表面距离为  $1 \times 10^{-5}$  m 并沿着壁面法向量方向以 1.1 的增长率向外拓展,使得  $y^+$  的最大值不超过 1.整个计算区域内共生成 3 650 万个结构化网格(无裙板算例)和 3 890 万个结构化网格(带裙板算例).计算区域的边界条件设置如下:来流为低湍流度均匀流( $U_0=30$

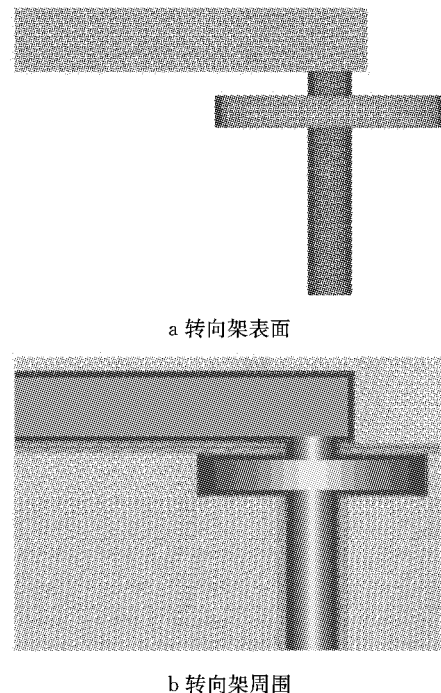


图 7 转向架表面及其周围的结构化网格

Fig. 7 Structured mesh topology around bogie

$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ );顶面与两侧面均设为对称面(相当于剪切为零的滑移壁面);由于暂不考虑地面的影响,故计算域底面也设为剪切为零的滑移壁面;所有固体表面定义为静态无滑移壁面;出口设为压力出口。基于来流速度和车轮高度,雷诺数为 190 000。数值仿真时,时间步长先采用  $5 \times 10^{-6} \text{ s}$ ,再增至  $1 \times 10^{-5} \text{ s}$ ,使得 Courant-Friedrichs-Lewy (CFL) 数在大部分计算区域内小于 1 而在整个计算区域内的最大值不超过 2。基于开源软件 OpenFOAM,相同的网格生成技术曾被用于高速列车轮对与转向架的流场与气动噪声特性分析;其中,轮对流向的数值计算结果得到了试验验证<sup>[26]</sup>,轮对与转向架的远场噪声预测与声学风洞试验结果吻合良好<sup>[15, 16, 26]</sup>。

### 3 计算结果分析

数值模拟在英国南安普顿大学大型并行机 Iridis4 上运行。以带裙板的转向架算例为例,计算时采用 20 核共 320 个处理器,运行  $4.2 \times 10^4$  个时间步

后,流场达到统计意义上稳定;接着再运行  $6.6 \times 10^4$  个时间步进行声源数据采集,以使计算结果的频谱分析获得合理的频率分辨率;每时间步运行约需 42 s,数值仿真总运行时间约为 55 d。为了理解转向架周围流场和气动噪声特性,以下对转向架物面附近流场计算结果的  $Q$  准则等值面与远场辐射噪声等进行分析。

图 8 为高速列车转向架部位(带裙板算例)流场中物面附近的湍流涡结构,采用  $Q$  准则显示  $\alpha = 50$  的等值面,  $\alpha = Q / [(U_\infty / D)^2]$ ,其中  $Q$  为速度梯度张量第二不变量,  $U_\infty$  为来流速度,  $D$  为车轮直径。由图 8a 可见,流体在转向架舱端部分离后,与转向架各部件发生剧烈的相互作用,之后又撞击转向架舱后壁面,形成大量的涡结构向车体下游传播。由图 8b 可见,前轮对和转向架舱顶壁之间,产生了较强的流体相互作用,形成了不同尺度的涡结构。与无裙板算例的转向架流场(图 9)相比,带裙板的转向架部位,由于流体与转向架区域的相互作用受到裙板限制,沿下游转向架后半部分形成的湍流运动明显减弱。

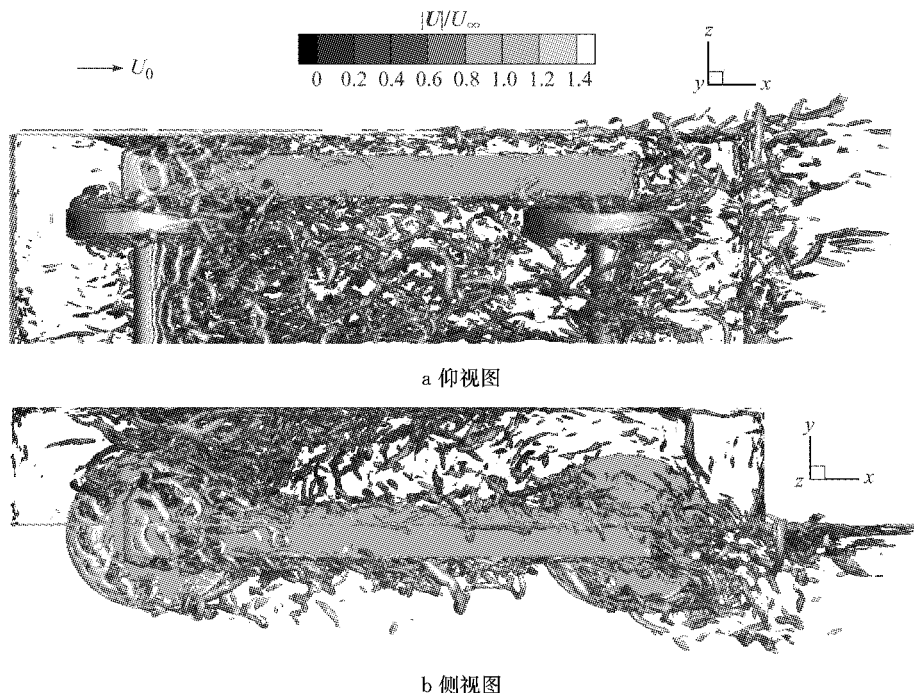


图 8 准则显示的转向架物面附近涡结构(带裙板算例)

Fig. 8 Iso-surfaces of instantaneous normalised-criterion (case with fairing)

当瞬态流场达到统计意义上稳定后,采用 FW-H 声学比拟理论,以近场流场数据作为源项对远场辐射噪声进行预测。对于无裙板和带裙板的两个算例,流场仿真时间为 1.1 s,对应于 17 次流体流经整个计算域,其中后 0.52 s 的时间序列信号用于远场噪声预测。可穿透积分面与侧墙平行,沿上下与左右

方向延伸至整个计算域。图 10 给出了用于声类比的两个可穿透积分面( $S_1$  和  $S_2$ )的布置图,可穿透积分面  $S_1$  与车体侧墙的间距为  $0.3H = 21 \text{ mm}$  (其中  $H = 70 \text{ mm}$ ,为转向架舱高度),可穿透积分面  $S_2$  与车体侧墙的间距则为  $0.5H = 35 \text{ mm}$ 。两可穿透积分面之间的网格保持足够精细,以确保在可穿透积分

面上获得准确的流场数据. 对于带裙板的转向架算例,可穿透积分面上的单元数为 128 010,而无裙板的算例则为129 666. 采用 Welch 方法对计算所得的

远场噪声时间序列进行功率谱密度分析<sup>[26]</sup>,频率分辨率为 6 Hz,然后再进行总声压级(OASPL)的计算.

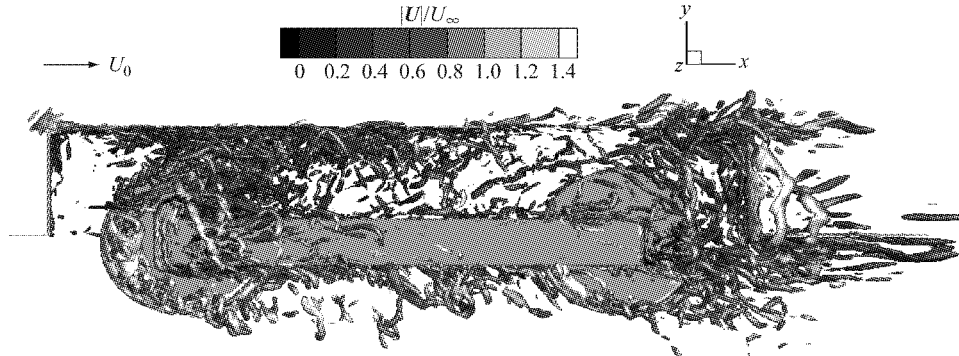


图 9 Q 准则显示的转向架物面附近涡结构(无裙板算例,侧视图)

Fig. 9 Iso-surfaces of instantaneous normalized Q-criterion (case without the fairing, side view)

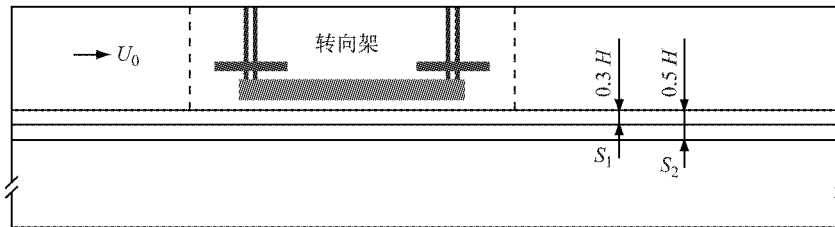


图 10 用于声学计算的可穿透积分面布置图(俯视图,不按比例)

Fig. 10 Porous surfaces for FW-H integration (top view, not to scale)

图 11 比较了无裙板转向架算例的远场辐射噪声的功率谱密度,声源为图 10 所示的半车模型,接收点位置为距离转向架中心横向 2.50 m 和垂向 0.35 m 处. 由图 11a 可见,从两个可穿透积分面( $S_1$  和  $S_2$ )上得到的噪声计算结果非常相似,表明这两个可穿透积分面的位置对于远场噪声预测影响较小. 图 11b 比较了无裙板转向架算例中来自于可穿透积分面  $S_2$  和固体表面的噪声计算结果,可以发现从所有固体表面计算得到的噪声结果比从转向架表面得到的总声压级在 2 kHz 下高出 6 dB. 另外,在 120 Hz 的低频段,从可穿透积分面  $S_2$  获得的声压功率谱密度振幅要远高于从所有固体表面计算得到的噪声结果,如前所述,这是由于开放可穿透积分面的应用,使得低频段来自于所有穿透积分面的声压信号未能平衡而导致的结果. 考虑算例中 120 Hz 以下频段的声压功率谱密度振幅较小,因此,120~2 kHz 频段的远场声压信号将用于不同算例噪声预测的比较分析. 在该频段,由于几何体附近的湍流涡穿越可穿透积分面时产生了假声,因此,从可穿透积分面  $S_2$  计算得到的辐射噪声声压比从所有固体表面计算得到的噪声结果高出 2.6 dB;可穿透积分面  $S_1$  与从固体表面所得的结果的差异值为 3.1 dB. 如前

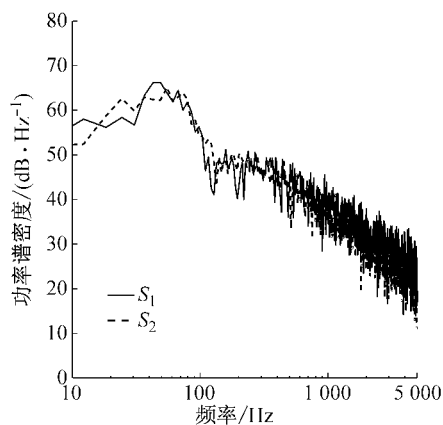
所述,几何体周围的四极子声源也将由可穿透积分面的面积分计算获得,但对于本文所计算的低马赫数算例来讲,四极子声源产生的噪声可以忽略不计. 为了减少计算量,可穿透积分面  $S_1$  将用于计算远场辐射噪声.

图 12 比较了无裙板和带裙板算例的远场辐射噪声. 图 12a 给出了远场声压的噪声功率谱密度,声源与接收点位置如前所述. 可以发现,在 120~2 kHz 频段,安装裙板的转向架算例所得噪声的谱密度幅值较低,相应的总声压级为 62.9 dB,比无裙板的转向架算例的总声压级 67.2 dB 低了 4.0 dB. 图 12b 给出了两算例的声辐射指向性图,总声压级根据 120~2 kHz 频段的功率谱密度计算得到,接收点均布于以转向架中心为圆心、半径为 2.5 m 的水平面半圆上. 结果表明,声辐射指向性为类似偶极子形式,带裙板的算例比无裙板的算例的噪声级降低了 3.8~6.6 dB. 这是由于裙板改变了转向架周围的流场,降低了流体与转向架舱的相互作用. 由于本文流场计算基于不可压缩流体,故侧重于带裙板后流场改变形成的声辐射变化,不考虑裙板对于声波的反射作用,因此,实际上裙板对转向架部位的降噪效果将会略大于所得计算结果. 因此,高速列车转向架区

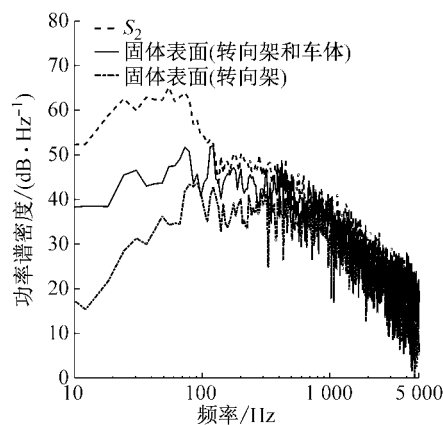


域安装裙板,可以减少转向架舱部位车体侧墙表面结构的不连续性,减弱流体与转向架部位的相互作用,

从而降低气动噪声的形成与辐射.



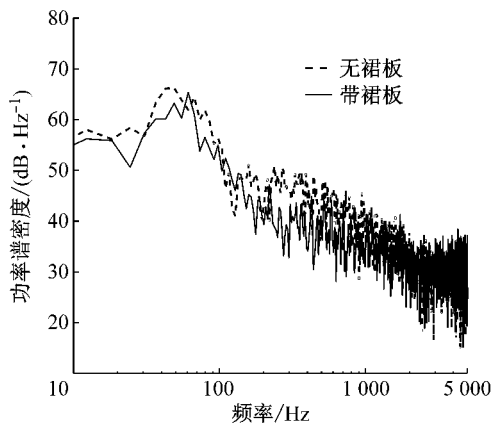
a 两可穿透积分面所得结果



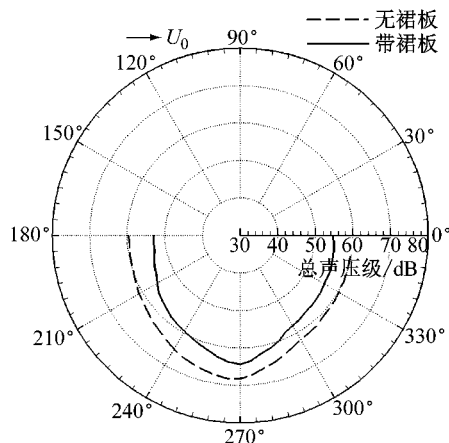
b 可穿透积分面和固体表面所得结果

图 11 无裙板转向架算例的远场辐射噪声的功率谱密度比较

Fig. 11 Comparisons of far-field noise spectra in bogie cavity without the fairing



a 声压功率谱密度



b 声辐射指向性(俯视图)

图 12 可穿透积分面计算得到的远场辐射噪声比较

Fig. 12 Comparisons of far-field noise prediction from permeable surface

## 4 结论

本文阐述了考虑对流效应的 Ffowcs Williams-Hawkings 声比拟方法,比较分析了无裙板和带裙板的转向架算例的近场流场与远场辐射噪声的特性.结果表明,转向架与转向架舱部位的涡脱落和流体分离较为显著,涡结构发展较为集中.对于未安装裙板的转向架,由于车体侧墙表面结构的不连续性,气流流过时产生分离,形成较强湍流脉动.当在转向架外侧安装裙板后,流体与转向架部位的相互作用明显减弱,有效降低了远场辐射噪声.因此,采用安装转向架裙板等措施可以减缓转向架部位的流体冲击

和流体相互作用,有效降低该部位气动噪声的形成与辐射.另外,采用可穿透积分面的声比拟方法,可以有效进行高速列车远场气动噪声预测,但可穿透积分面位置应远离固体表面以减少湍流涡流经时产生的假声,同时几何体表面和可穿透积分面之间的网格需要保持足够精细以确保可穿透积分面上获得准确的流场解.

对于在线运行的实尺列车,复杂的几何模型和来流条件将形成复杂的流动;同时,轨道基础会产生地面效应,并对声波进行反射,影响气动噪声的产生与辐射.本文基于缩比模型的研究,可以帮助理解实际运行车辆裙板对转向架区域流场与气动噪声特性的影响机理.

## 参考文献:

- [1] THOMPSON D J, IGLESIAS E L, LIU X W, *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.
- [2] THOMPSON D J. *Railway noise and vibration: mechanisms, modelling and means of control* [M]. Oxford: Elsevier, 2008.
- [3] NAGAKURA K. Localization of aerodynamic noise sources of Shinkansen trains [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2006, 293: 547.
- [4] 朱剑月,景建辉. 高速列车气动噪声的研究与控制 [J]. *国外铁道车辆*, 2011, 48(5): 1.  
ZHU Jianyue, JING Jianhui. Research and control of aerodynamic noise in high speed trains [J]. *Foreign Rolling Stock*, 2011, 48(5): 1.
- [5] 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.  
GAO Yang, WANG Yigang, WANG Jintian, *et al.* Testing study of aerodynamic noise for high speed train model in aeroacoustic wind tunnel [J]. *Technical Acoustics*, 2013, 32(6): 506.
- [6] LAUTERBACH A, EHRENFRIED K, LOOSE S, *et al.* Microphone array wind tunnel measurements of Reynolds number effects in high-speed train aeroacoustics [J]. *International Journal of Aeroacoustics*, 2012, 3(11): 411.
- [7] IGLESIAS E L, THOMPSON D J, SMITH M, *et al.* Anechoic wind tunnel tests on high-speed train [C/CD]//*Proc 7th Forum Acusticum 2014*. Krakow: [s.n.]: 2014.
- [8] TALOTTE C, GAUTIER P E, THOMPSON D J, *et al.* Identification, modelling and reduction potential of railway noise sources: a critical survey [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2003, 267: 447.
- [9] 肖友刚,康志成. 高速列车车头曲面气动噪声的数值预测 [J]. *中南大学学报*, 2008, 39(6): 1267.  
XIAO Yougang, KANG Zhicheng. Numerical prediction of aerodynamic noise radiated from high speed train head surface [J]. *Journal of Central South University*, 2008, 39(6): 1267.
- [10] 刘加利,张继业,张卫华. 高速列车车头的气动噪声数值分析 [J]. *铁道学报*, 2011, 33(9): 19.  
LIU Jiali, ZHANG Jiye, ZHANG Weihua. Numerical analysis on aerodynamic noise of the high-speed train head [J]. *Journal of the China Railway Society*, 2011, 33(9): 19.
- [11] 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*, 2011, 42(12): 3899.  
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*, 2011, 42(12): 3899.
- [12] 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 [J]. *铁道学报*, 2015, 37(2): 10.  
ZHANG Jun, SUN Bangcheng, GUO Tao, *et al.* Research on aerodynamic noise radiated from whole body surface of high-speed train and its distribution [J]. *Journal of the China Railway Society*, 2015, 37(2): 10.
- [13] 张亚东,张继业,李田,等. 拖车转向架气动噪声数值研究 [J]. *机械工程学报*, 2016, 52(16): 106.  
ZHANG Yadong, ZHANG Jiye, LI Tian, *et al.* Numerical research on aerodynamic noise of trailer bogie [J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2016, 52(16): 106.
- [14] MESKINE M, PÉROT F, KIM M S, *et al.* Community noise prediction of digital high speed train using LBM [C/CD]//19th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. Berlin: AIAA, 2013.
- [15] 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.
- [16] ZHU J Y, HU Z W, THOMPSON D J. Flow behaviour and aeroacoustic characteristics of a simplified high-speed train bogie [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 2016, 230(7): 1642.
- [17] 杨志刚,高喆,陈羽,等. 裙板安装对高速列车气动性能影响的数值分析 [J]. *计算机辅助工程*, 2010, 19(3): 16.  
YANG Zhigang, GAO Zhe, CHEN Yu, *et al.* Numerical analysis on influence on aerodynamic performance of high-speed train caused by installation of skirt plates [J]. *Computer Aided Engineering*, 2010, 19(3): 16.
- [18] TORII A, ITO J. Development of the series 700 Shinkansen train-set, improvement of noise level [C/CD]//*Proceedings of World Congress on Railway Research 1999*. Tokyo: [s.n.], 1999.
- [19] SPALART P R, DECK S, SHUR M L, *et al.* A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities [J]. *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, 2006, 20: 181.
- [20] FLOWCS-WILLIAMS J E, HAWKINGS D L. Sound radiation from turbulence and surfaces in arbitrary motion [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1969, 264: 321.
- [21] BRENTNER K S, FARASSAT F. Modelling aerodynamically generated sound of helicopter rotors [J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2003, 39: 83.
- [22] NAJAFI-YAZDI A, BRÈS G A, MONGEAU L. An acoustic analogy formulation for moving sources in uniformly moving media [J]. *Proceedings of the Royal Society of London (Series A)*, 2011, 2125(467): 144.
- [23] FARASSAT F. Derivation of formulations 1 and 1A of Farassat [R]. Hampton: [s.n.], 2007.
- [24] GARRICK I E, WATKINS E W. A theoretical study of the effect of forward speed on the free-space sound-pressure field around propellers [R]. Hampton: [s.n.], 1954.
- [25] SPALART P R, SHUR M L, STRELETS M K, *et al.* Initial noise predictions for rudimentary landing gear [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2011, 330: 4180.
- [26] ZHU J Y. Aerodynamic noise of high-speed train bogies [D]. Southampton: University of Southampton, 2015.