文章编号：1001-4632（2026）04-0154-17
引用格式：陈波，熊小慧，耿嘉旭，等. 隧道人防门对中速磁浮列车气动性能的影响[J]. 中国铁道科学，2026，47(4)：154-170.
Citation：Chen Bo，Xiong Xiaohui，Geng Jiaxu，et al. Influence of tunnel civil defense doors on the aerodynamic performance of medium-speed maglev trains[J]. China Railway Science，2026，47(4)：154-170.

隧道人防门对中速磁浮列车气动性能的影响

陈 波[1,2,3]，熊小慧[1,2,3]，耿嘉旭[1,2,3]，陈 光[1,2,3]，唐明赞[4]

（1. 中南大学 交通运输工程学院，湖南 长沙 410075；
2. 中南大学 轨道交通安全教育部重点实验室，湖南 长沙 410075；
3. 中南大学 轨道交通列车安全保障技术国地联合工程研究中心，湖南 长沙 410075；
4. 中车株洲电力机车有限公司，湖南 株洲 412001）

摘 要：针对磁浮列车通过隧道人防门断面突变位置时列车运行稳定性降低的问题，基于改进延迟分离涡模拟（Improved Delayed Detached Eddy Simulation，IDDES）方法研究中速磁浮列车通过隧道人防门断面时的气动性能变化规律，探讨列车通过隧道人防门时隧道内压力波系的传播机理、车体表面压力变化特征及车身周围流场演化规律，并分析人防门至隧道洞口距离及人防门尺寸对中速磁浮列车横向力和频率特征的影响。结果表明：磁浮列车通过人防门时，受其位置截面突变和两侧不对称结构影响，车体两侧涡旋结构随头车的运动由对称转为不对称并向车身下游传递，人防门门体边缘突变使得涡旋结构被拉伸和分散，传递到尾车时大尺度涡破碎成多个小尺度涡旋，导致尾车压力呈不对称分布；随着人防门至洞口距离由100 m增至300 m，头车的横向力峰值呈先降后升的趋势，而中间车的持续降低，但尾车的变化较小，其主频由1.96 Hz增加至2.15 Hz；随着人防门尺寸从4.4 m×5.0 m（宽×高）增至4.8 m×5.4 m，头车与尾车横向力峰峰值逐渐减小，中间车先降后升，尾车主频由1.63 Hz增至2.15 Hz。研究成果可为中速磁浮列车和隧道人防门的设计提供技术支撑。

关键词：中速磁浮列车；延迟分离涡模拟方法；隧道人防门；气动性能；流场结构
中图分类号：U266.4 **文献标识码**：A **doi**：10.3969/j.issn.1001-4632.2026.04.12

中速磁浮列车是一种运行速度范围为120～160 km·h^{-1}的新型轨道交通制式。在当前对经济环保、安全舒适有着更高要求的背景下，磁浮列车因其运行平稳、噪音低、转弯半径小等特点，被认为是本世纪交通工具的发展方向之一。但是，随着设计时速的提高，一些在较低速度下被忽略的隧道空气动力学问题逐渐突显[1-2]。特别是磁浮列车通过隧道人防门位置时，人防门断面突变会影响列车气动性能，导致车内外压力变化超过相关标准要求[3]，且在运行过程中存在明显的横向摆动，对行车造成极大安全隐患。

目前，关于磁浮列车气动性能方面的研究较少，大多研究集中在高速列车领域。考虑列车的气动性能方面，Wang等[4]建立了高温超高速磁浮工程样机全尺寸数值模型，研究了不同横风和运行速度下磁浮车辆安全指标的变化规律。Wu等[5]建立了考虑气动升力和点头力矩作用下磁浮列车的临界速度。Kwon等[6]建立了磁浮列车在横风作用下通过悬索桥的理论模型并进行了数值模拟，发现磁浮列车的乘坐舒适性会受到桥梁和湍流风低频振动的影响。Sakuma等[7]验证了列车在隧道内运行时存在流致振动的大规模蜿蜒流动结构，且在实车试验中估算了隧道和明线场景下车体两侧的垂直流速，为所提出的列车在隧道内运行时沿线会形成大尺度蜿蜒流动结构的理论提供了支撑。Chen等[8]通过数值模拟方法，研究了高速列车流线型长度对隧道

收稿日期：2025-12-10；修订日期：2026-05-14
基金项目：湖南省科技创新计划项目（2024JK2037）；湖南省研究生科研创新项目（CX20250300）
第一作者：陈 波（1996—），男，贵州贵阳人，博士研究生。E-mail：234201027@csu.edu.cn
通讯作者：陈 光（1992—），男，黑龙江齐齐哈尔人，副教授，博士。E-mail：gszxcg@csu.edu.cn

内列车交会气动性能的影响，发现横向力的幅值随流线型长度的增加而呈下降趋势。Chang 等[9]研究了高速列车运行时车体的低频振动现象，发现车体横向振动加速度的主要频率在 1.4～1.5 Hz 之间。Diedrichs 等[10]基于大涡模拟（Large Eddy Simulation，LES）湍流模型研究了隧道内列车的横向振动，发现振动与列车尾部形状有关，且存在明显的涡流激励主频。Wang 等[11]研究了高速列车通过隧道洞口扩大段时引起的压力突变。Iyer 等[12]分析了隧道内气室对压缩波陡化的削弱作用，发现气室能减轻洞口处的高振幅微压波。Huang 等[13]对比了相同阻塞比下不同隧道横截面形状对列车表面及隧道壁面压力的影响，结果显示纵横比接近于 1 的圆形隧道截面的气动效应优于矩形和马蹄形。Fang 等[14]对时速 300 km 列车从不同方向通过分岔隧道的气动特性进行了研究，发现列车通过双线隧道时，车体表面的压力峰峰值更大，并且气动阻力也显著增大 19.2%。Li 等[15]模拟了高速列车穿越不同阻塞比隧道的场景，探讨了阻塞比对隧道活塞风效应的影响机制，发现在特定的隧道长度区间内，纵向列车风风速与阻塞比的 1.2 次方成正比。Li 等[16]采用数值模拟方法分析了列车通过不同阻塞比双线隧道时引起的三维瞬态气流，并提出压力系数峰值和纵向滑流速度均随阻塞比成比例增加。

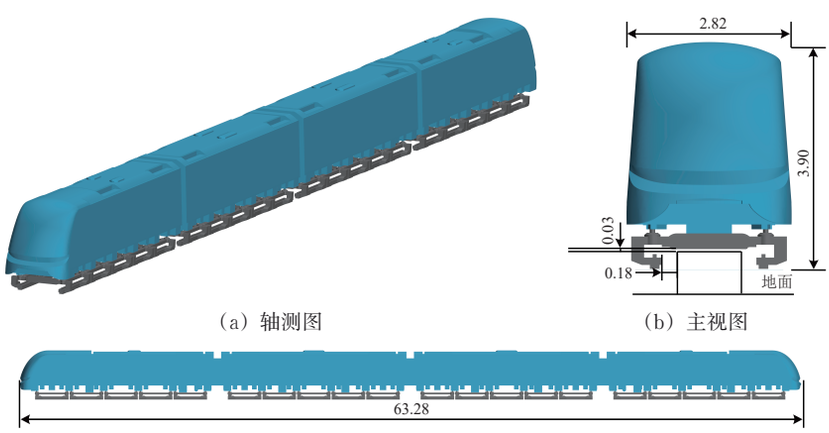
上述学者针对磁浮及高速列车的气动特性开展了大量研究，探讨了高速磁浮及传统轮轨列车的气动规律，但中速磁浮列车通过隧道人防门时的气动特性研究仍存在空白，隧道人防门断面突变引起的阻塞效应与中速磁浮列车的气动特性、涡旋脱落特性尚未明晰。

本文基于改进延迟分离涡模拟（Improved Delayed Detached Eddy Simulation，IDDES）湍流模型研究隧道人防门断面突变对中速磁浮列车气动性能的影响，揭示隧道人防门断面突变影响列车气动性能的机制，明确人防门至隧道洞口距离和人防门大小对列车横向力与频谱特征的影响规律。研究成果可为隧道工程设计及磁浮列车运行安全提供理论支撑。

1　计算方法

1.1　几何模型

建立 1∶1 比例的 4 节车编组磁浮列车和隧道人防门几何模型如图 1 所示。模型中设置列车的车体高度 H（含抱轨）为 3.90 m，车体宽度 W 为 2.82 m，车体总长 L 为 63.28 m，车体横截面积 S 为 8.54 m^2。为保证计算精度的同时提高计算效率，对列车空调罩等结构进行简化，保留抱轨、风挡等结构，以确保模型能够准确反映磁浮列车的真实外形[17−18]。此外，轨道顶部与磁浮列车悬浮架底部之间的间隙为 0.03 m，轨道侧壁与悬浮架两侧的距离为 0.18 m。



（a）轴测图　　（b）主视图

（c）左视图

图 1　磁浮列车几何模型（单位：m）

隧道人防门模型包含隧道、人防门及车站结构的几何模型，隧道长度根据欧洲标准 BSEN 14067-5[19]设置为最不利长度 1 046.85 m，计算式见式（1），并对磁浮轨道两侧的 F 型轨道进行了简化。

$$L_{\text{tunnel}}=\frac{L_{\text{train}}}{4}\frac{c}{v_{\text{train}}}\left(1+\frac{c}{v_{\text{train}}}\right) \tag{1}$$

式中：L_{tunnel} 为最不利隧道长度；L_{train} 为列车长度；

c为声速，取340 m·s^{-1}；v_{train}为列车运行速度。

隧道截面采用矿山法马蹄形设计，净空面积为26.8 m^2（包含磁浮轨面以下区域），如图2所示。

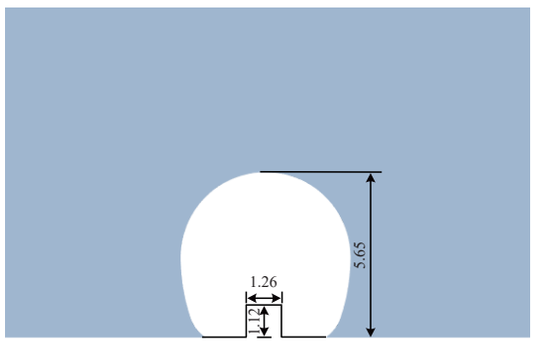


图2 隧道截面参数（单位：m）

隧道人防门包含2组人防门门体，每组门体由非对称的大扇门体和小扇门体组成，大扇门体尺寸为4.8 m×5.4 m（宽×高），门后宽度为1.3 m；小扇门体尺寸为1.72 m×1.25 m，门后宽度为0.5 m；人防门区域后为车站结构，车站总长度为120 m，站内单线轨行区断面面积为20 m^2，如图3所示。

1.2 计算域及边界条件

计算域及边界条件设置示意图如图4所示。使用重叠网格方法实现磁浮列车在隧道内的运行，该

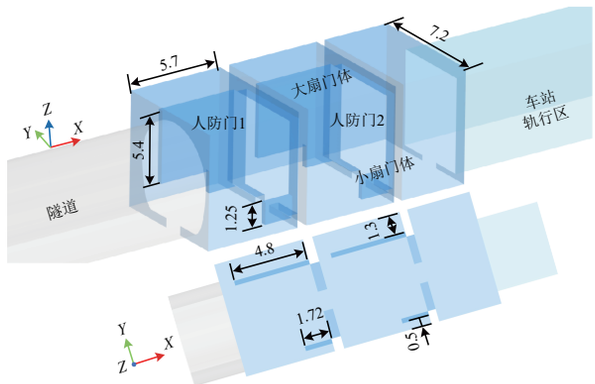


图3 隧道人防门结构几何模型（单位：m）

方法能有效地模拟列车通过隧道时的空气动力学特性。为确保列车进入隧道时车身周围流场已充分发展，将列车初始位置设置在距隧道入口50 m处。给定X方向速度分量为列车运行速度，Y和Z方向速度分量为0 m·s^{-1}。为保证流场充分发展，两侧空气域的长度为200 m，宽度为100 m，高度为60 m。其中空气域1的进口和空气域2的出口分别设置为压力入口和压力出口边界，顶面和两侧面设置为对称平面边界，空气域其余平面、磁浮列车表面、隧道壁面、人防门及车站壁面、轨道及地面均设置为无滑移壁面边界。

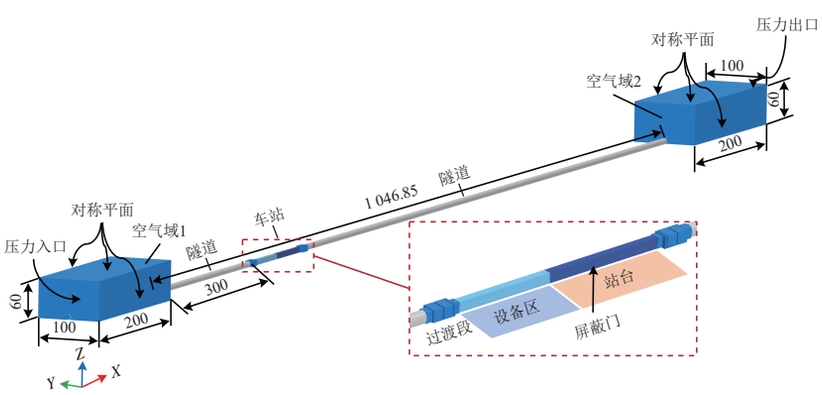


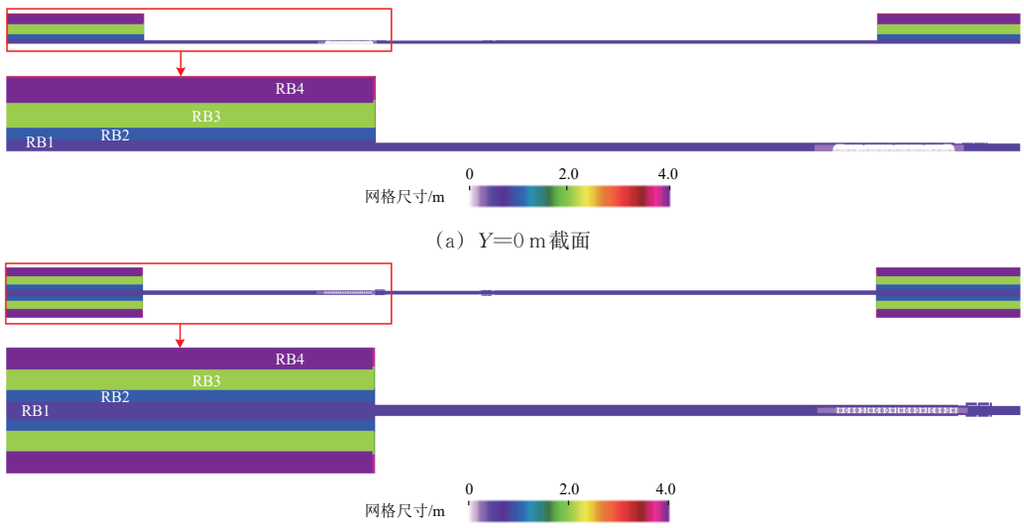
图4 计算域及边界条件示意图（单位：m）

1.3 网格划分

计算域划分为背景区域和重叠区域2个部分，其中隧道及空气域区域定义为背景区域，而包含磁浮列车的区域则定义为重叠区域，两者通过重叠网格方法进行数值交换。在网格划分策略上，列车表面设置10层棱柱层，网格延伸率为1.2。针对列车车身的非流线型区域，采用0.1 m的基础网格尺寸；对于悬浮架及车身顶部等表面不平顺区域，则进行局部网格加密处理，网格尺寸控制在0.025～0.050 m之间。背景区域设置4个加密区（RB1，RB2，RB3和RB4），其对应的网格尺寸分别为0.2，0.4，0.8和1.6 m，如图5所示。各区域网格划分如图6所示。

为避免网格尺度对数值计算结果造成影响，建立粗、中和细3种尺寸的网格，选取列车通过隧道人防门时列车表面压力来验证网格尺度对数值计算结果的影响。粗、中和细网格的具体参数见表1。

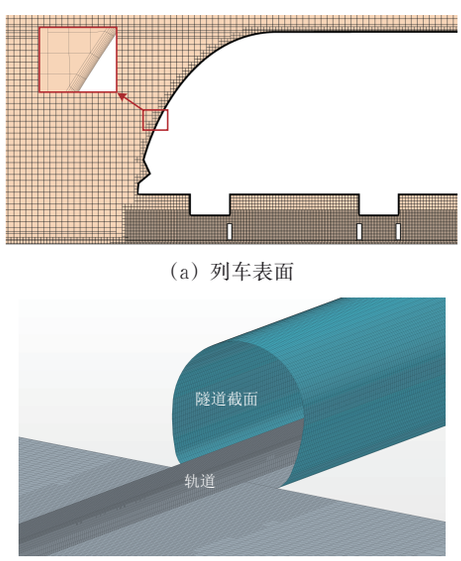
粗、中和细网格时列车表面测点的压力时程曲线及峰值如图7所示。从图7可以看出：3种网格尺寸下列车表面压力的整体波动趋势基本一致，但



（a）Y=0 m截面

（b）Z=1.4 m截面

图5　网格加密区设置



（a）列车表面

（b）隧道壁面

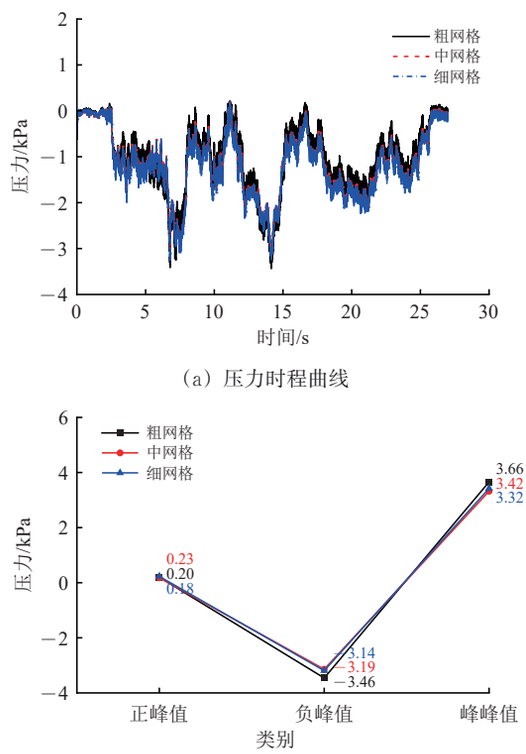
图6　网格划分

表1　3种尺寸网格参数

网格	不同区域网格尺寸/m			网格总数/(10^7个)
	车体表面	抱轨区域	尾迹区域	
粗	0.150	0.050	0.075	2.24
中	0.100	0.025	0.050	3.35
细	0.008	0.020	0.040	5.21

粗网格与中网格和细网格的压力峰峰值结果分别相差10.24%和7.02%；而中网格和细网格的结果较为相近，相差仅为3.01%。

由此可见，粗网格的计算结果与其他网格差异较大，无法满足计算精度要求。相比之下，中网格与细网格的计算结果基本一致，而中网格所需的计算资源更少。因此，在兼顾计算精度与计算成本的前提下，最终选用中网格作为数值计算的网格方案。



（a）压力时程曲线

（b）压力峰值

图7　3种尺寸网格下列车表面压力数据对比

1.4　湍流模型选取及求解设置

磁浮列车通过隧道人防门区间时，人防门结构引起的隧道断面局部突变会对列车周围流场产生显著扰动，易诱发流动分离、剪切层不稳定以及涡结构的生成和脱落。准确捕捉这些非定常涡结构及其

演化过程，是揭示气动载荷波动机理的关键，因此湍流模型需在计算精度与计算成本之间取得合理平衡，并具备对大尺度非定常涡的解析能力。

雷诺时均湍流模型（Reynolds-Averaged Navier-Stokes，RANS）模型由于采用时均处理，难以有效描述小尺度涡结构的生成与脱落，而LES虽具备较高精度，但在高雷诺数全尺度列车计算中计算代价过高。基于此，选用IDDES模型，该模型在近壁区采用RANS、在分离流和自由剪切区切换为LES，在兼顾计算效率的同时具有较强的非定常流动解析能力，已被证实适用于高速列车复杂流动及涡结构演化研究[18]。

在求解过程中，基于SIMPLE算法实现压力-速度耦合，并采用有限体积法对控制方程进行离散化处理。具体离散格式包括：对流项采用二阶迎风格式以提高数值稳定性，扩散项采用中心差分格式以保证精度，时间导数则采用二阶隐式格式。为确保重叠网格的插值精度，列车在每个时间步内移动的距离不应超过1个车身基础网格长度，即库朗数（Courant-Friedrichs-Lewy，CFL），取值为1。考虑列车车身的基础网格尺寸为0.1 m，通过式（2）计算得到时间步长为0.002 s。为提高计算精度，每个时间步内进行10次迭代计算。

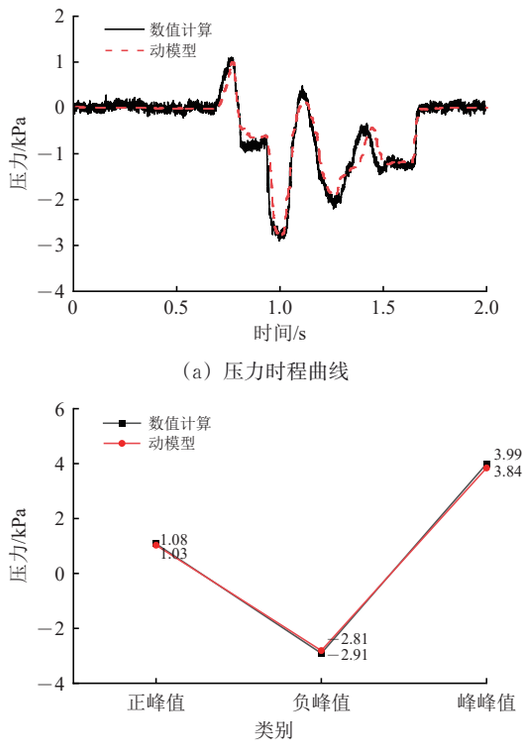
$$C_o = v\frac{\Delta t}{\Delta x} \tag{2}$$

式中：C_o为库朗数；Δt为时间步长；v为列车运行速度；Δx为重叠区域的基本网格尺寸。

通过式（2）计算得到时间步长为0.002 s。

2 数值计算方法验证

为验证数值计算方法的有效性，与文献［20］中某型市域动车组以160 km·h^{-1}速度通过单线隧道的动模型试验结果进行对比。动模型试验中列车缩比为1∶16.8，编组为3节车，隧道净空面积为0.138 m^2，隧道长度为50 m。建立与动模型线路长度、隧道大小和列车尺寸等一致的几何模型，同时对该计算模型采用前文所述的数值求解方法进行计算。动模型试验和数值计算所得头车车体表面测点的压力时程变化曲线及两者测点压力峰值对比如图8所示。从图8可以看出：两者压力时程曲线变化规律基本一致，压力峰峰值误差最大为3.91%，因此可以认为采用的数值计算方法能够满足研究要求。



（a）压力时程曲线

（b）压力峰值

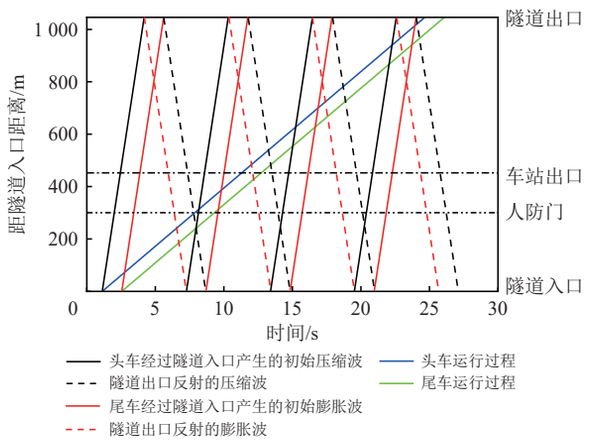
图8 车体表面测点压力数据对比

3 磁浮列车通过隧道人防门时的气动特性

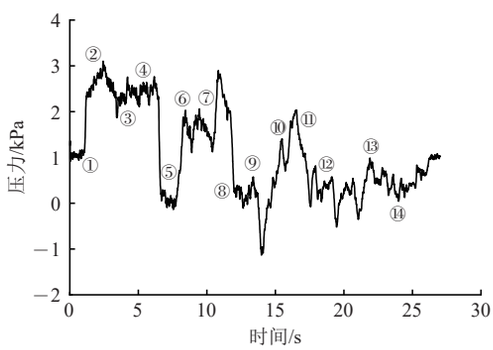
3.1 压力波系传播机理

磁浮列车通过隧道人防门等突变断面结构时，列车-人防门-隧道的耦合流场中会产生由压缩波与膨胀波组成的复杂压力波系。这些压力波在隧道内不断发生反射和叠加，不仅主导列车表面的瞬态压力分布，还影响列车运行的气动稳定性。为明晰磁浮列车通过人防门时隧道内压力波系的传播过程，图9展示了磁浮列车以160 km·h^{-1}速度通过隧道人防门时隧道内压力波系传播过程和头车鼻尖测点的压力变化时程曲线。图9（a）中，为了使压力波传播图像更为清晰，后续其他因人防门的存在而产生的压力波系并未画出其在隧道端口反射后的压力波。

从图9可以看出：当列车头车进入隧道入口时（时刻①），列车表面压力显著上升；同时，列车前方空气受到压缩形成初始压缩波，并以声速沿列车运行方向传播；当初始压缩波到达人防门区域入口时，由于人防门的门框等导致隧道截面面积突变，部分压缩波反射形成膨胀波，并沿与列车运行相反的方向传播，到达列车鼻尖位置后导致压力下降



（a）隧道内压力波系传播过程



（b）头车鼻尖测点压力变化时程曲线

图 9　磁浮列车通过隧道人防门时列车鼻尖测点压力变化过程

（时刻②）；当尾车进入隧道入口时（时刻③），新生成的膨胀波传播至鼻尖位置，引起压力的进一步下降；当初始压缩波到达人防门区域出口时（时刻④），再次反射形成膨胀波，导致列车表面压力再次降低；此后，在压缩波（时刻⑤、时刻⑥、时刻⑩、时刻⑫、时刻⑬）和膨胀波（时刻⑦、时刻⑧、时刻⑨、时刻⑪、时刻⑭）的交替作用下，列车表面压力呈现周期性波动，最终趋于平稳。

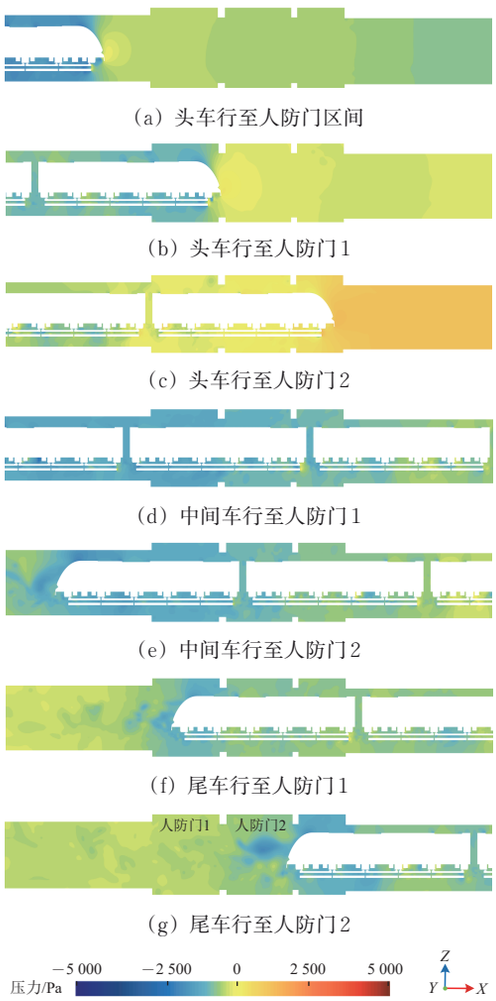
3.2　磁浮列车流场分布特性

3.2.1　列车周围压力分布

为明晰磁浮列车通过隧道人防门时车身周围压力场的动态演化特性，图 10 展示了磁浮列车以 160 km·h^{-1}速度通过隧道人防门时车身不同位置的压力分布云图。为直观反映列车通过人防门断面时气动载荷的时空演化规律，选取沿列车运行方向的车身中截面的压力云图进行分析。

从图 10 可以看出以下结论。

（1）头车接近人防门时的初始压力场特性。当磁浮列车头车即将到达人防门区域时，车身周围区域压力分布较为均匀且处于较大的负压状态，仅头车鼻尖点和抱轨前端局部区域为正压。



（a）头车行至人防门区间

（b）头车行至人防门 1

（c）头车行至人防门 2

（d）中间车行至人防门 1

（e）中间车行至人防门 2

（f）尾车行至人防门 1

（g）尾车行至人防门 2

图 10　磁浮列车通过人防门不同时刻压力分布云图

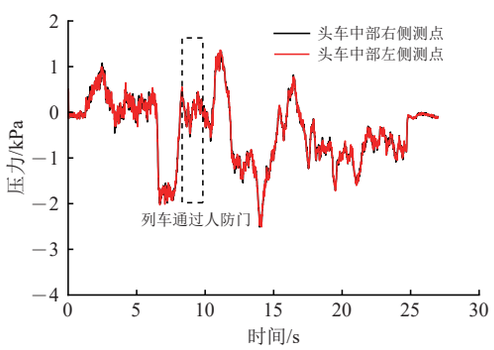
（2）头车通过人防门时的压缩波叠加效应。当磁浮列车头车运行至人防门 1 时，头车鼻尖点和抱轨前端的正压区域增大。这是因为人防门处隧道截面收缩，导致头车鼻尖点前方区域压缩波强度显著增强；在列车头车运行至人防门 2 时，截面再一次收缩，正压区域进一步增大，压力峰值进一步增加。

（3）中间车通过时的压力分布特征。当磁浮列车中间车运行至人防门 1 和人防门 2 时，中间车车身的正压区逐渐增大。中间车抱轨前端的正压区明显，这是由于相邻车厢之间的抱轨不连贯，每节车的抱轨都相当于列车头车，抱轨前端均形成类似头车鼻尖点的压缩效应。

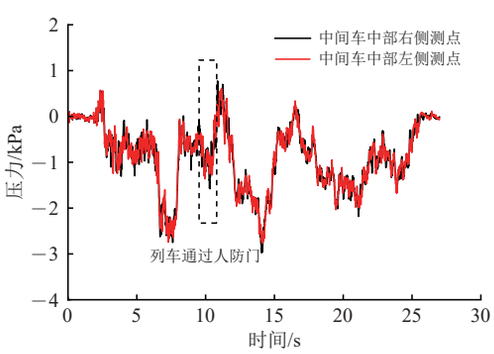
（4）尾车压力场的受限演化与二次膨胀波作用。当磁浮列车尾车运行至人防门 1 时，尾车周围正压区增大，负压区减小，这是由于人防门门框几何约束并抑制尾流分离区的发展，负压区被限制在人防门 1 区域内，而尾车表面正压区扩展至车体中

部。当列车尾车运行至人防门2时，尾车周围负压区增大，这是由于前方车体驶出人防门断面后产生的二次膨胀波传播至尾车位置，叠加人防门下游截面扩张效应，导致尾车后方负压区强度回升。

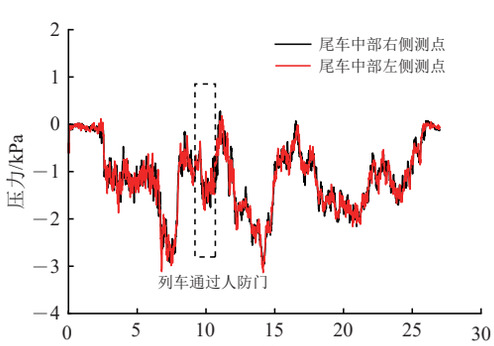
为了更直观地比较磁浮列车通过隧道人防门区域时车体表面的压力变化，图11给出了列车以160 km·h^{-1}速度通过人防门时头车、中间车与尾车的表面压力及两侧压差时程曲线。从图11可以看出：头车进入人防门区域时，其两侧压力变化几乎同步，因此头车两侧的压差较小；随着列车继续前进，由于人防门两侧的非对称结构使得车体两侧逐渐形成非对称压力场，因此中间车两侧压力开始出现相位差，并沿车身向尾车传递；这种非对称性在尾车处最为明显，使得尾车表面压力呈现显著的左右非对称变化特征，因此尾车两侧的压差最大。



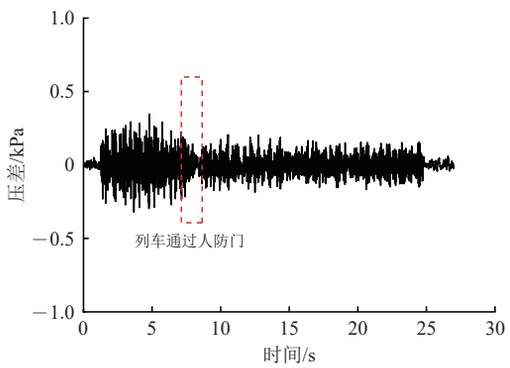
（a）头车两侧压力



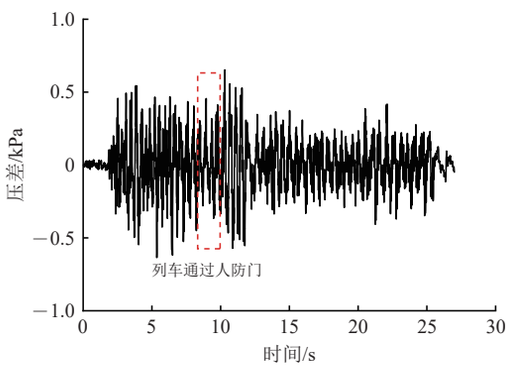
（b）中间车两侧压力



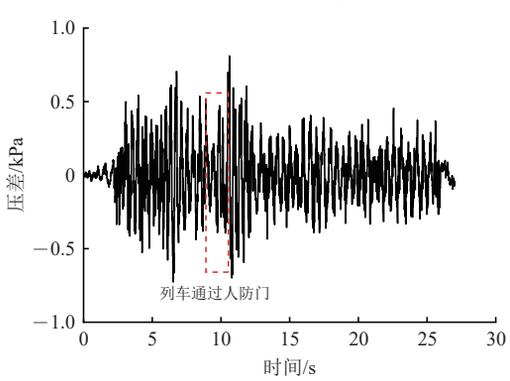
（c）尾车两侧压力



（d）头车两侧压差



（e）中间车两侧压差



（f）尾车两侧压差

图11 磁浮列车通过人防门区域时车体表面压力变化

3.2.2 列车周围涡旋分布

当磁浮列车通过隧道人防门时，列车边界层剪切作用导致流场速度梯度显著增大，诱发剪切层失稳并形成初始涡核。同时，人防门门体边缘的几何不连续性会增强流动分离，引起车身周围涡旋周期性脱落。利用Q（速度梯度的第2不变量）准则识别出的磁浮列车在隧道人防门区域内运行时的瞬时流场（Q=2 000），并使用列车风速度着色，结果如图12所示。Q准则在涡识别中计算效率高，能清晰地捕捉涡形态，表达式如式（3）所示。该准则认为局部区域速度梯度张量中旋转效应起主导作用。

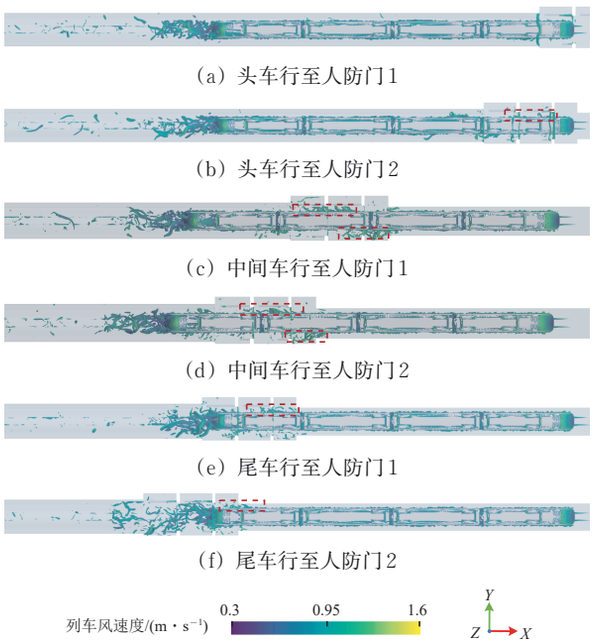


图 12　磁浮列车通过人防门区域时涡旋结构演化

$$Q=\frac{1}{2}\left(\|\Omega\|^2-\|S\|^2\right) \tag{3}$$

式中：Ω 和 S 分别为速度梯度的反对称和对称部分。

从图 12 可以得出以下结论。

（1）头车通过人防门 2 时比通过人防门 1 时涡旋强度更高，头车两侧涡旋结构的开始呈现不对称分布，这是由于人防门 2 距离洞口更远，隧道内初始压力波传播至此处时已形成更复杂的反射叠加，且气流经过人防门 1 处的发展更为紊乱，导致列车表面压力梯度增大，边界层分离更剧烈；中间车通过时气流在列车两侧产生非对称扰动，车身右侧气流受隧道壁面限制，形成更密集的涡团，车身左侧气流因门体边缘几何突变，涡旋结构被拉伸分散。

（2）当尾车通过人防门 2 时，车身两侧的涡旋作用范围在所有时刻中最大，且车身两侧不对称最为明显；尾迹区中的涡旋结构在所有时刻中最为破碎，作用范围最大。这是由于尾车通过人防门 2 时，尾迹区内高强度湍流的能量从大尺度涡向小尺度涡传递，导致涡旋结构分裂为多个子涡，并横向扩散至隧道全断面。

为了进一步分析磁浮列车通过人防门时各阶段涡旋的结构特征，图 13 展示了磁浮列车通过隧道人防门时 Z=1.4 m 截面（悬浮架下表面）的瞬态涡流线分布。

从图 13 可以看出以下结论。

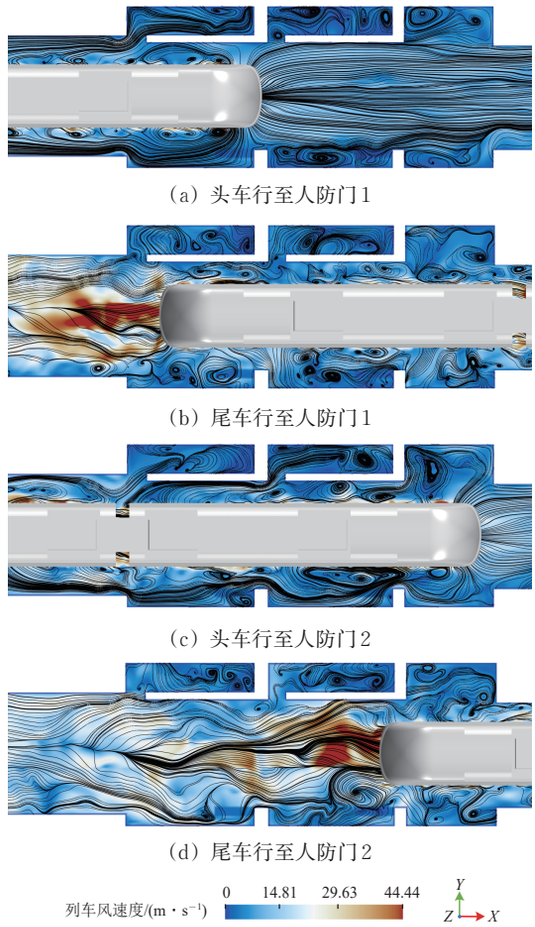


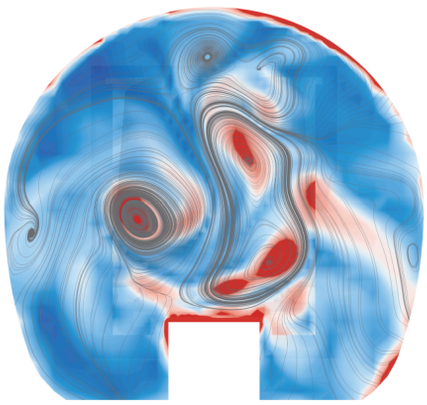
图 13　磁浮列车通过人防门区域时涡流线分布

（1）头车通过人防门 1 时，车体两侧涡旋结构表现出对称性；当头车通过人防门 2 时，涡旋进一步演化，导致车身两侧的涡旋表现出一定的不对称性。这是因为隧道左侧的大扇人防门与门框平滑过渡，而右侧墙壁与门框存在 90°直角，所以列车靠近大扇门体一侧的涡受到的挤压作用小于靠近墙壁一侧，导致两侧涡旋结构呈现不对称性。

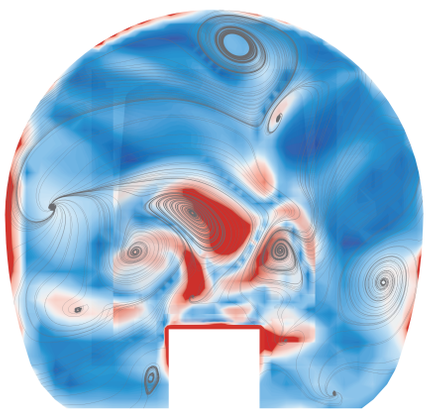
（2）尾车通过人防门 1 时，流场内的涡旋结构逐渐破碎；头车和中间车的涡旋发展至尾车后与人防门的扰动耦合，导致列车两侧大尺度涡旋破碎为数量更多的小尺度涡旋；尾车通过人防门 2 时，涡旋开始重构；列车驶离人防门 2 后进入壁面平顺的轨行区部分，细碎涡旋在人防门区域内逐渐脱落和衰减，尾迹区再次出现周期性涡。

为了明确磁浮列车通过隧道人防门时的涡旋结构对车体运行稳定性的影响，图 14 展示了磁浮列车通过隧道人防门时不同运行时刻距尾车鼻尖点 1W 位置的 X 截面涡量分布与尾车所受横向力的关系。

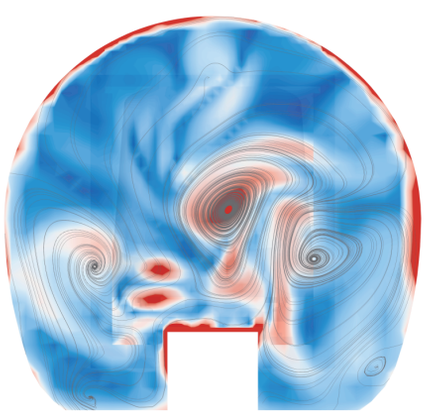
从图 14 可以看出以下结论。



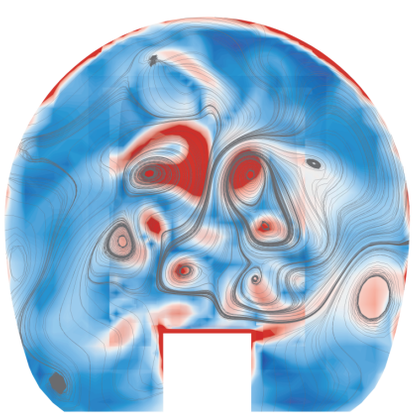
(a) 头车行至人防门区间



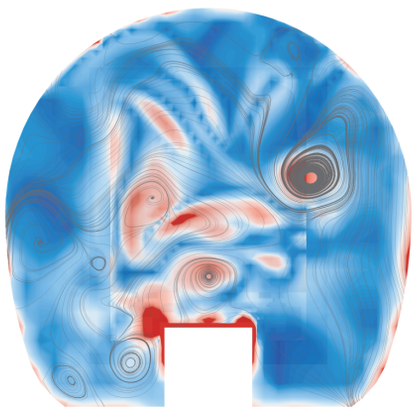
(b) 头车行至人防门1



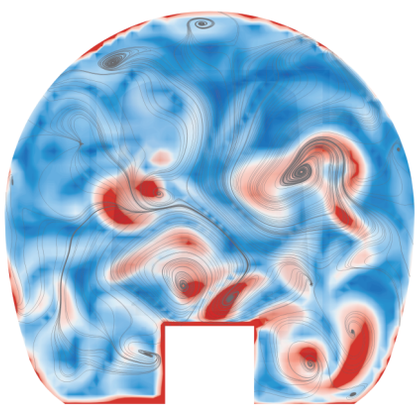
(c) 头车行至人防门2



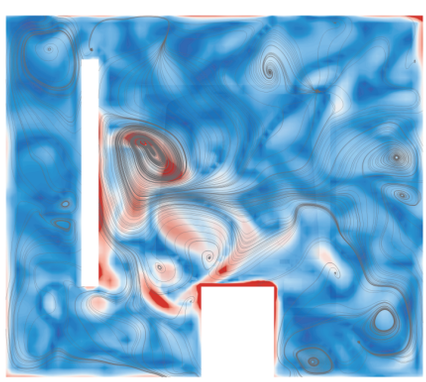
(d) 中间车行至人防门1



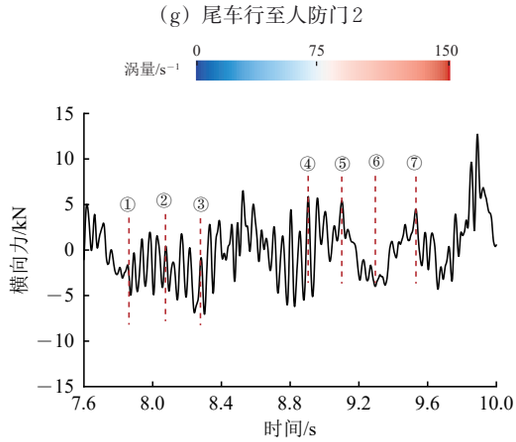
(e) 中间车行至人防门2



(f) 尾车行至人防门1



(g) 尾车行至人防门2



(h) 车体横向力变化时程曲线

图 14 *X*截面涡量分布及车体横向力变化过程曲线

（1）头车进入人防门区域时（时刻①），尾迹区内的涡旋仍在车体宽度范围内，但从该时刻起，涡旋逐渐脱离车体宽度范围并向外发展，其变化破坏了尾车周围的气流稳定性，进而使尾车所受的横向力开始出现明显的震荡；头车行至人防门1时（时刻②），涡旋继续向列车左右两侧发展，横向力的震荡相比之前更为明显，且整体偏向于负值，即列车受到沿运行方向右侧的横向力；头车行至人防门2时（时刻③），尾迹区内主涡旋偏向列车右侧（即远离人防门门体一侧），横向力在此时达到负峰值。

（2）中间车行至人防门1时（时刻④），头车车身涡发展至中间车前部，与人防门1引起的涡旋融合，形成复合结构，截面内涡旋数量增多，横向力开始以0值为中心振荡；中间车行至人防门2时（时刻⑤），尾迹区内涡旋重构，细小的涡旋重新组合为大尺度涡旋且向列车右侧移动，横向力向负值发展。

（3）尾车经过人防门1时（时刻⑥），虽然尾迹区内的涡旋位于右侧，但尾车侧表面因通过人防门而产生的高强度涡旋在此时位于左侧，所以横向力仍继续上升；从尾车行至人防门2（时刻⑦）开始，尾车已完全通过人防门，而尾迹区内的气流受到人防门门体的挤压而形成高流速区，涡旋向列车左侧发展，左右两侧不对称性最为显著，使得列车所受横向力在＋Y方向显著增加，累积至尾车驶出人防门时（t=9.9 s）到达正峰值。

4　磁浮列车气动性能影响因素

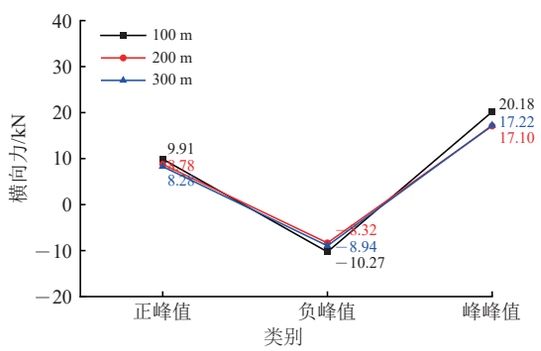
磁浮列车通过隧道人防门时，会激发压缩波与膨胀波在隧道内持续反射与传播，不同人防门参数将导致列车表面的瞬时气动载荷出现显著差异。而气动载荷的变化会直接影响列车的运行平稳性与气动安全。因此，明确人防门相关参数对列车气动性能的影响机制具有重要意义。在众多影响因素中，人防门距隧道洞口的相对位置以及人防门尺寸对列车气动响应的作用规律尚缺乏系统研究。基于此，选取人防门距洞口距离和人防门尺寸作为研究对象，分析其对列车气动载荷的影响。根据《轨道交通工程人民防空设计规范》[21]中关于隧道安全与应急设计的相关要求，结合隧道勘察设计人员的工程实践推荐值，人防门至隧道洞口距离设置为100，200和300 m，人防门尺寸分别设置为4.4 m×5.0 m，4.6 m×5.2 m和4.8 m×5.4 m。

由于列车所受横向力的峰值直接反映车体所受气动载荷的强度，是评估车体结构强度与疲劳寿命的依据，列车运行时也需根据气动载荷峰值设置安全阈值。而频谱则揭示气动载荷的频谱特性，若气动载荷主频接近车体固有频率则可能引发共振，加剧车体结构疲劳并威胁运行的稳定性，因此针对列车气动性能的分析主要从横向力峰值和频谱2个方面进行。

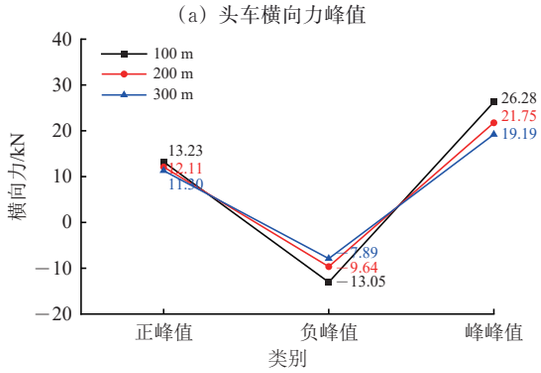
4.1　人防门至隧道洞口距离对列车气动性能的影响

4.1.1　横向力特征

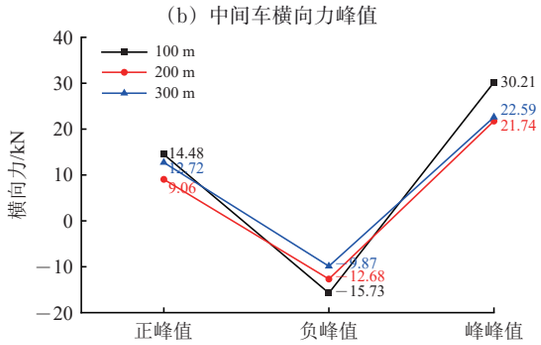
人防门至隧道洞口距离分别为100，200和300 m工况下，磁浮列车以160 km·h^{-1}速度通过大小为4.8 m×5.4 m的隧道人防门时，车体横向力峰值的变化如图15所示。从图15可以看出：随



（a）头车横向力峰值



（b）中间车横向力峰值

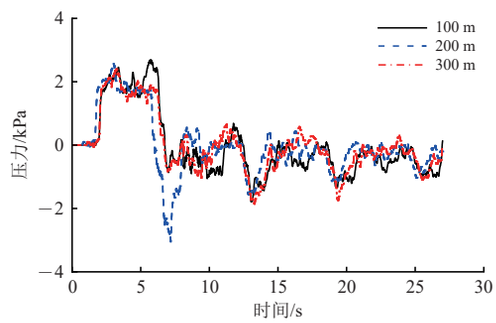


（c）尾车横向力峰值

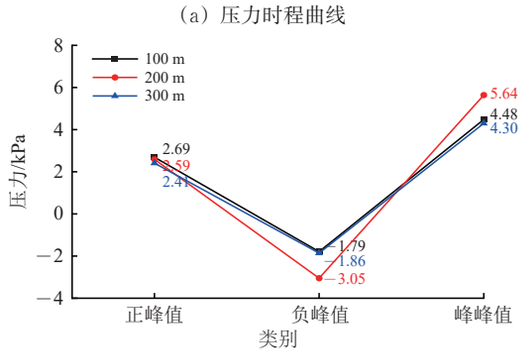
图15　人防门与隧道洞口不同距离下磁浮列车车体横向力变化

着人防门距隧道洞口距离增加，车体所受横向力基本呈逐渐降低的趋势，这是由于初始压缩波与膨胀波在长距离内经历多次反射、传播与衰减，导致其作用到列车上的压力扰动幅度显著降低。

从图 15 还可以看出，人防门至隧道洞口 200 m 时，尾车通过人防门的横向力并没有显著增加，而是与中间车接近。为分析原因，对不同人防门至隧道洞口距离下列车通过人防门时的人防门表面压力变化进行比较，结果如图 16 所示。



（a）压力时程曲线



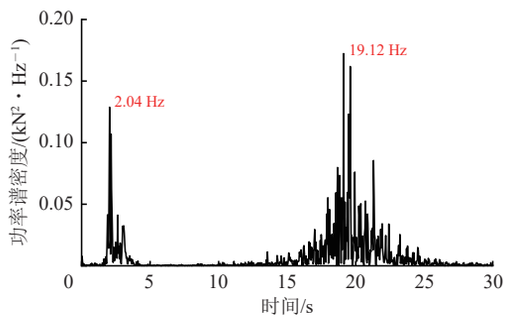
（b）压力峰值

图 16 不同人防门至隧道洞口距离下人防门表面测点压力变化

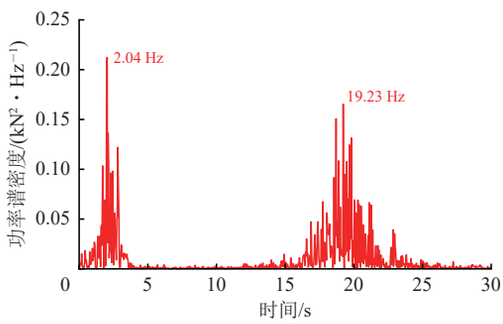
从图 16 可以看出：人防门距隧道洞口距离分别为 100，200 和 300 m 时，人防门表面压力峰峰值分别为 4.48，5.64 和 4.30 kPa，人防门表面压力峰值呈现先升后降的变化特性。特别是当距离为 200 m 时，其峰值较 100 和 300 m 分别增加 25.89% 和 32.16%，这是由于人防门区域反射的膨胀波产生了叠加，导致负峰值显著增加。由此可以认为，当人防门距隧道洞口 200 m 时，反射波与列车经过人防门时的压力波动产生了干涉，抵消了尾车的部分横向力。

4.1.2 频谱特征

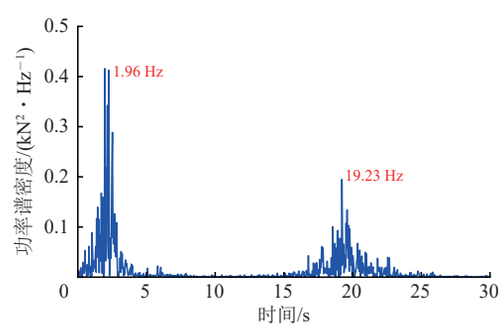
磁浮列车以 160 km·h^{-1}速度通过距隧道洞口距离分别为 100，200 和 300 m 的隧道人防门时，车体横向力的频谱特征如图 17 所示。图中：“头车-100 m”指头车经过距离隧道洞口 100 m 处的隧道



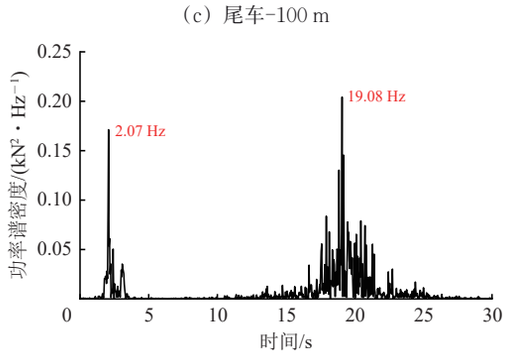
（a）头车-100 m



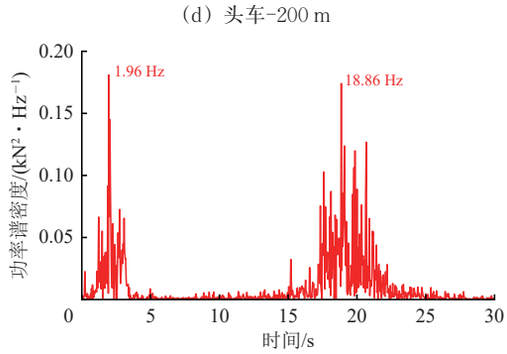
（b）中间车-100 m



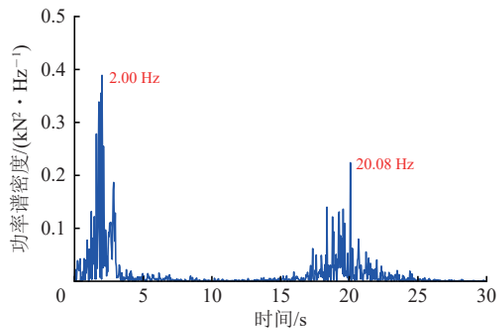
（c）尾车-100 m



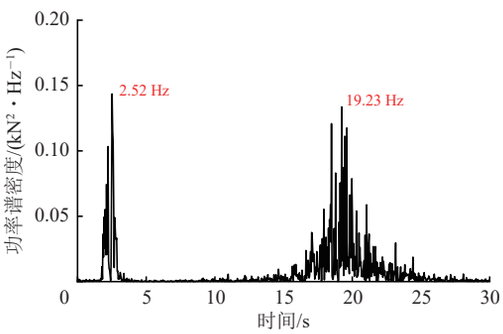
（d）头车-200 m



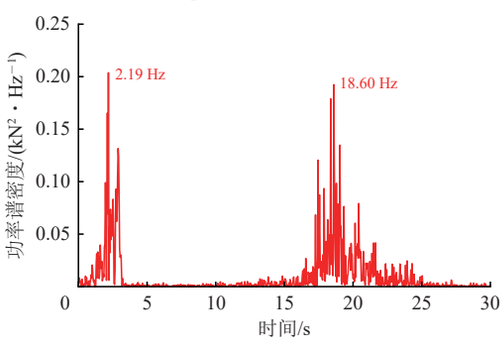
（e）中间车-200 m



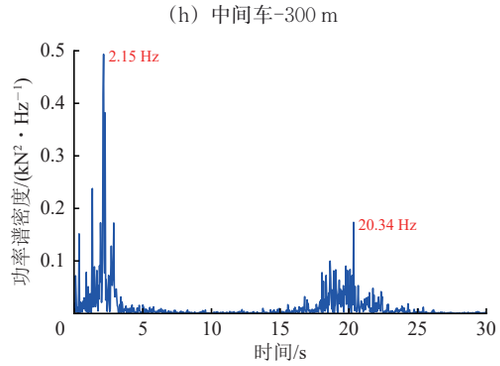
（f）尾车-200 m



（g）头车-300 m



（h）中间车-300 m



（i）尾车-300 m

图 17　人防门与隧道洞口不同距离下车体横向力频谱

人防门，其他同类表述不再重复解释。

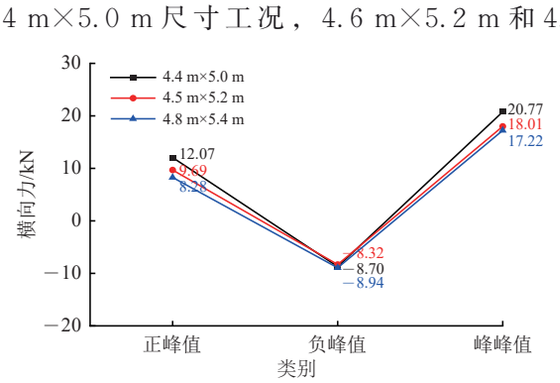
从图 17 可以看出：各车体表面横向力的功率谱密度均呈现出低频和高频 2 个主频特征，其中低频主频主要源于列车通过人防门断面突变区域时产生的整体非定常气动响应；断面突变导致列车周围流场在短时间内发生整体重构，使车体两侧压力分布及气动载荷产生大尺度、长时间尺度的整体波动，从而在频谱中表现为低频主导特征[22]；相比之下，高频主频（次频）主要与断面突变附近局部剪切层不稳定性以及涡结构的生成、脱落和破碎过程有关；局部分离涡在对流过程中周期性作用于车体表面，进而在气动力信号中引入高频波动成分，这与文献［23］提到的涡旋破碎会诱发高频压力波动的结论一致。

从图 17 还可以看出，随着人防门距隧道洞口由 100 m 增至 300 m，头车、中间车与尾车横向力的主频均出现不同程度的增加，头车由 2.04 Hz 增加至 2.52 Hz、中间车由 2.04 Hz 增加至 2.19 Hz、尾车由 1.96 Hz 增加至 2.15 Hz。这一现象可由“远场传输滤波”与“近场再激发”2 类机制共同解释。一方面，压力波在隧道内传播时，沿隧道传播的压力波经热黏耗散而发生滤波，由于往返传播路径由 2×100 m 和 2×200 m 增至 2×300 m，低频耗散程度也就越多；另一方面，当列车接近人防门并与门体边缘相互作用时，门体边缘的局部分离与涡旋脱落会在近场重新产生小尺度且高频的激励。远场的频率耗散与近场的新高频源项共同作用，导致到达人防门处的谱能量分布向高频偏移，从而体现为横向力主频的上升。

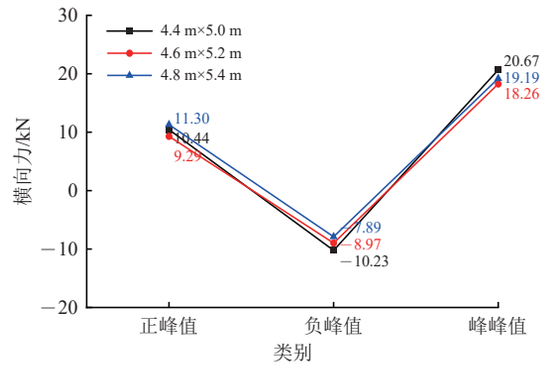
4.2　人防门尺寸对列车气动性能的影响

4.2.1　横向力特征

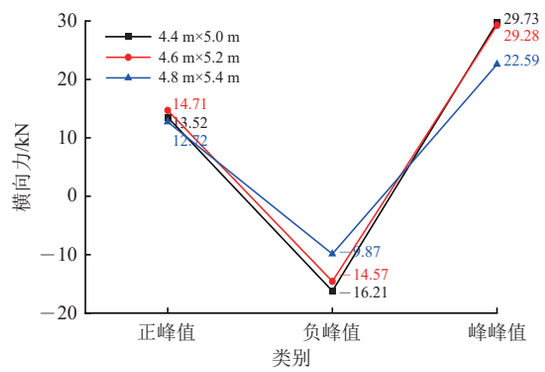
人防门尺寸分别为 4.4 m×5.0 m，4.6 m×5.2 m 和 4.8 m×5.4 m 工况下，磁浮列车以 160 km · h^{-1}速度通过距隧道洞口 300 m 距离的隧道人防门时，车体横向力峰值的变化如图 18 所示。从图 18 可以看出：随着人防门尺寸由 4.4 m×5.0 m 增大至 4.8 m×5.4 m，列车通过人防门位置时头车和尾车的横向力峰峰值逐渐减小，中间车先减小后小幅度增大。以尾车横向力峰峰值为例，相较于 4.4 m×5.0 m 尺寸工况，4.6 m×5.2 m 和 4.8



（a）头车横向力峰值



（b）中间车横向力峰值

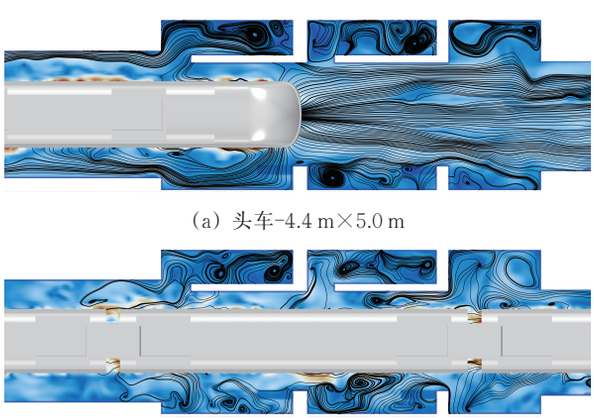


（c）尾车横向力峰值

图 18　人防门尺寸对磁浮列车车体横向力影响

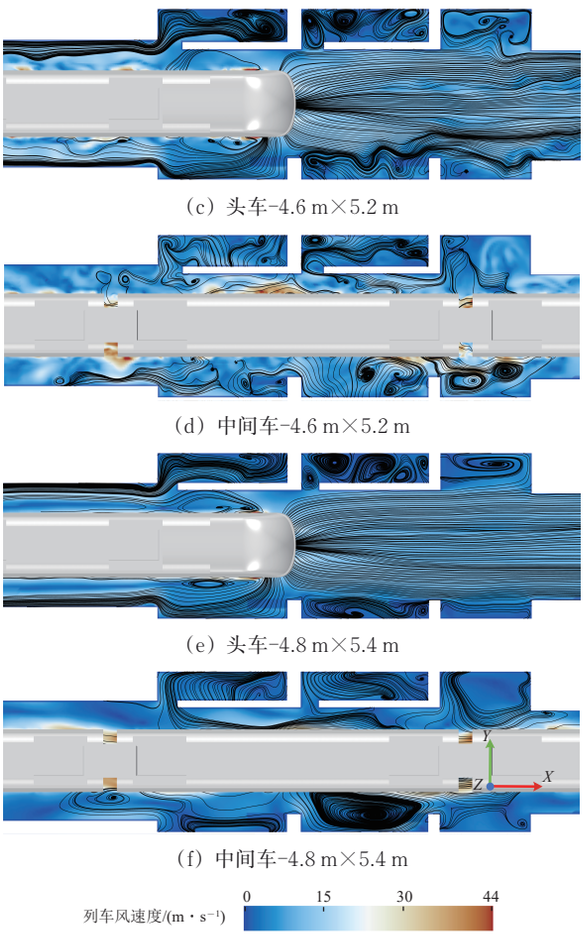
m×5.4 m人防门下的尾车横向力峰峰值分别减小了1.51%和24.02%。

磁浮列车通过不同尺寸隧道人防门时Z=1.4 m截面的瞬态涡流线如图19所示。图中：头车-4.4 m×5.0 m指头车经过尺寸为4.4 m×5.0 m的隧道人防门。结合图18和图19分析隧道人防门尺寸增大会导致车体横向力峰值降低的原因是人防门门体尺寸增大降低了断面的几何突变程度，减小了瞬态压力脉动。人防门门体后方区域的扩大使得气体间掺混作用增强，从而削减了湍动能，进而抑制



（a）头车-4.4 m×5.0 m

（b）中间车-4.4 m×5.0 m



（c）头车-4.6 m×5.2 m

（d）中间车-4.6 m×5.2 m

（e）头车-4.8 m×5.4 m

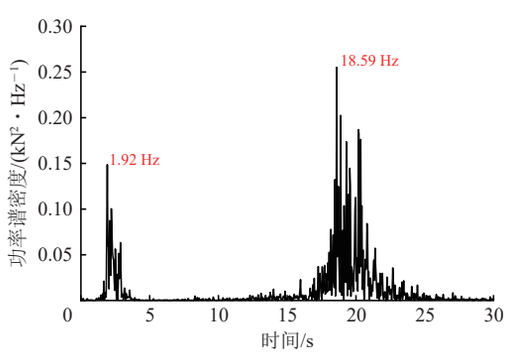
（f）中间车-4.8 m×5.4 m

图 19　磁浮列车通过人防门区域时涡流线分布

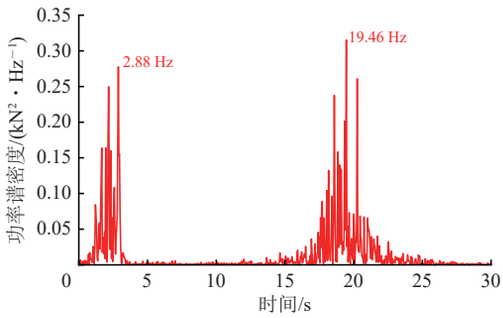
横向力峰值。此外，门体尺寸增大使近壁面压力分布趋于均匀，减弱了非对称压差驱动的横向力，人防门后方形成更稳定的低速回流区，降低了横向力峰值。

4.2.2　频谱特征

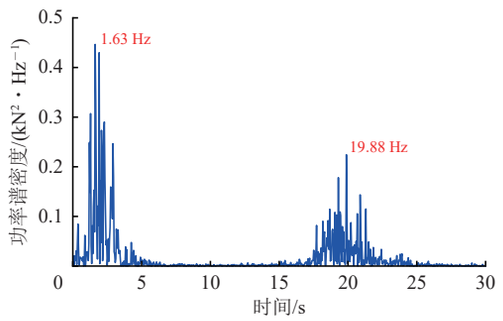
磁浮列车以160 km·h^{-1}速度通过距隧道洞口距离为300 m、尺寸分别为4.4 m×5.0 m、4.6 m×5.2 m及4.8 m×5.4 m的人防门时，车体横向力的频谱特征如图20所示。



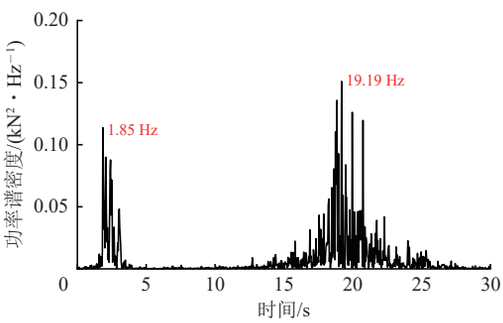
（a）头车-4.4 m×5.0 m



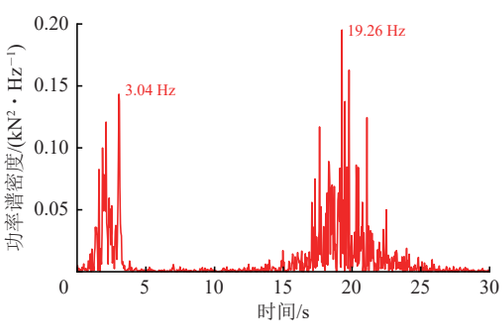
（b）中间车-4.4 m×5.0 m



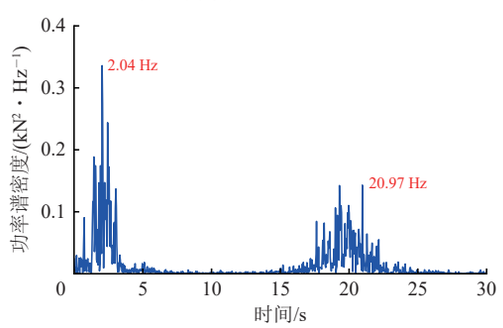
（c）尾车-4.4 m×5.0 m



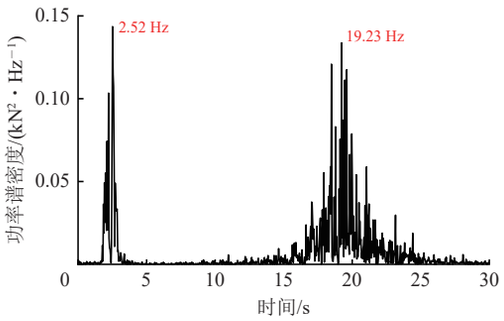
（d）头车-4.6 m×5.2 m



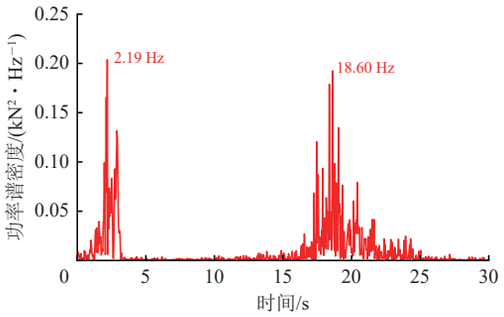
（e）中间车-4.6 m×5.2 m



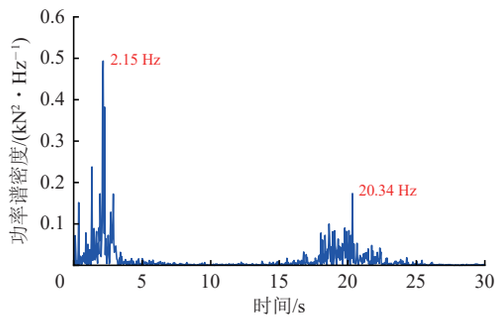
（f）尾车-4.6 m×5.2 m



（g）头车-4.8 m×5.4 m



（h）中间车-4.8 m×5.4 m



（i）尾车-4.8 m×5.4 m

图 20　不同人防门尺寸下的车体横向力频谱

从图 20 可以看出：随着人防门尺寸由 4.4 m×5.0 m 增大至 4.8 m×5.4 m，头车横向力主频由 1.92 Hz 增加至 2.52 Hz，中间车横向力主频由 2.88 Hz 减小至 2.19 Hz，尾车横向力主频由 1.63 Hz 增加至 2.15 Hz。分析中间车主频变化规律与头车和尾车不同的原因是，头车和尾车通过人防门时，由于人防门的门体增大减弱了几何突变，抑制了由大尺度压力波引起的低频脉动，因此头车和尾车的主频逐渐增大。而中间车通过人防门时，人防门尺寸增大导致中间车两侧分离涡减少，而门后更大尺度的回流成为主导，因而中间车的主频降低。

5　结　论

为分析隧道人防门断面突变对中速磁浮列车气动性能的影响，采用 IDDES 湍流模型，从压力波

传播机理、流场分布特性及横向力峰值与频谱特征等方面展开研究。并分析了人防门距隧道洞口距离及人防门大小对磁浮列车气动性能的影响。主要研究结论如下。

（1）受人防门门体两侧结构不对称的影响，头车通过人防门1时，车体两侧涡旋结构保持基本对称；当头车通过人防门2时，涡旋进一步演化，导致车身两侧的涡旋开始出现明显的不对称性。随着不对称涡旋向车身下游传递，中间车通过人防门时，车身右侧气流受隧道壁面限制，形成更密集的涡团，车身左侧气流因门体边缘几何突变，涡旋结构被拉伸分散。尾车通过时，尾迹区大尺度涡旋结构分裂为多个子涡，使得尾车压力呈现显著非对称特征。

（2）受隧道壁面对压力波的热黏耗散作用影响，随着人防门距隧道洞口距离从100 m增加至300 m，车体所受横向力基本呈逐渐减小的趋势。横向力主频的变化则同时受到“远场传输滤波”与“近场再激发”机制的共同影响，头车主频从2.04 Hz增加至2.52 Hz，中间车主频由2.04 Hz增加至2.19 Hz，尾车主频由1.96 Hz增加至2.15 Hz。

（3）受人防门尺寸增大而导致断面几何突变减弱的影响，随着人防门尺寸由4.4 m×5.0 m增大至4.8 m×5.4 m，列车通过人防门位置时头车和尾车的横向力峰峰值逐渐下降，中间车先减小后小幅度增大。头车横向力主频由1.92 Hz增加至2.52 Hz，中间车横向力主频由2.88 Hz减小至2.19 Hz，尾车横向力主频由1.63 Hz增加至2.15 Hz。

参 考 文 献

[1] 贺义,杨成,杨志刚,等.超导磁浮列车明线与隧道内气动噪声仿真研究[J].铁道科学与工程学报,2025,22(2):485-495.
He Yi, Yang Cheng, Yang Zhigang, et al. Simulation study of aerodynamic noise of superconducting maglev trains in open air and tunnels[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2025, 22(2): 485-495.

[2] 王辰,马伟斌,韩嘉强,等.基于实车测试的不同列车速度下隧道气动效应及变化规律[J].中国铁道科学,2024,45(6):158-167.
Wang Chen, Ma Weibin, Han Jiaqiang, et al. Tunnel aerodynamic effect and variation law under different train speeds based on field experiments[J]. China Railway Science, 2024, 45(6): 158-167.

[3] 陈勇,李杨,左建勇,等.时速120 km地铁快线空气动力学试验研究[J].铁道科学与工程学报,2024,21(3):1156-1167.
Chen Yong, Li Yang, Zuo Jianyong, et al. Experimental study on aerodynamics of 120 km/h metro express line[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2024, 21(3): 1156-1167.

[4] Wang Xiaofei, Hu Xiao, Wang Jukun, et al. Safety analysis of high temperature superconducting maglev train considering the aerodynamic loads under crosswinds[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2023, 237(10): 2279-2290.

[5] Wu Han, Zeng Xiaohui, Gao Dinggang, et al. Dynamic stability of an electromagnetic suspension maglev vehicle under steady aerodynamic load[J]. Applied Mathematical Modelling, 2021, 97: 483-500.

[6] Kwon S D, Lee J S, Moon J W, et al. Dynamic interaction analysis of urban transit maglev vehicle and guideway suspension bridge subjected to gusty wind[J]. Engineering Structures, 2008, 30(12): 3445-3456.

[7] Sakuma Y, Nakade K, Suzuki M. An experimental investigation on the large-scale meandering flow structure causing FIV of high-speed trains running in tunnels[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2024, 254: 105899.

[8] Chen Xiaodong, Liu Tanghong, Zhou Xisai, et al. Analysis of the aerodynamic effects of different nose lengths on two trains intersecting in a tunnel at 350 km/h[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, 66: 77-90.

[9] Chang Chao, Ding Xin, Sun Zhuang, et al. A survey on the mechanism and countermeasures of low-frequency swaying of high-speed trains caused by aerodynamic loads[J]. Engineering Applications of Artificial Intelligence, 2023, 126: 107162.

[10] Diedrichs B, Berg M, Stichel S, et al. Vehicle dynamics of a high-speed passenger car due to aerodynamics inside tunnels[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit, 2007, 221(4): 527-545.

[11] Wang Tiantian, Wu Fan, Yang Mingzhi, et al. Reduction of pressure transients of high-speed train passing through a tunnel by cross-section increase[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 183: 235-242.

[12] Iyer R S, Kim D H, Kim H D. Effect of air chambers on the compression wave propagating along a high-speed railway tunnel[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2023, 37(2): 793-805.

[13] Huang S, Che Z X, Li Z W, et al. Influence of tunnel cross-sectional shape on surface pressure change induced by passing metro trains[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, 106: 103611.
[14] Fang Fengyan, Liu Tanghong, Xia Yutao, et al. Aerodynamic effects of trains circulating through a bifurcated tunnel[J]. Journal of Central South University, 2024, 31(3): 1017-1031.
[15] Li Wenhui, Liu Tanghong, Martinez-Vazquez P, et al. Aerodynamic effects of a high-speed train travelling through adjoining & separated tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2021, 113: 103973.
[16] Li Wenhui, Liu Tanghong, Martinez-Vazquez P, et al. Influence of blockage ratio on slipstreams in a high-speed railway tunnel[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2021, 115: 104055.
[17] 杨则云.地铁列车气动减阻技术与经济性评估研究[D].长沙:中南大学,2023.
Yang Zeyun. Research on aerodynamic drag reduction technology and economic evaluation of subway trains[D]. Changsha: Central South University, 2023.
[18] Xiong Xiaohui, Geng Jiaxu, Wang Kaiwen, et al. Effect of wing height layout on the aerodynamic performance of high-speed train[J]. International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow, 2024, 34(10): 3731-3763.
[19] European committee for standardization. BS EN 14067-5: 2021. Railway applications-aerodynamics-part 5: requirements and assessment procedures for aerodynamics in tunnels[S].
[20] 张朵朵.市域列车越行地下车站气动效应及其对车体动态偏移量影响研究[D].长沙:中南大学,2024.
Zhang Duoduo. Study on the aerodynamic effect of suburban train crossing underground stations and its influence on dynamic offset[D]. Changsha: Central South University, 2024.
[21] RFJ 02—2009 轨道交通工程人民防空设计规范[S].
RFJ 02—2009 Code for Design on Civil Air Defence of Rail Transit[S].
[22] Li Zongpeng, Pan Yiming, Cao Wenqiang, et al. Wake dynamics, the distribution and unsteady characteristics of pressure loads of the high-temperature superconducting maglev train[J]. Physics of Fluids, 2025, 37(11): 116117.
[23] Li Xiaobai, Demange S, Chen Guang, et al. Linear stability and spectral modal decomposition of three-dimensional turbulent wake flow of a generic high-speed train[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2024, 1000: A64.

Influence of tunnel civil defense doors on the aerodynamic performance of medium-speed maglev trains

Chen Bo[1,2,3], Xiong Xiaohui[1,2,3], Geng Jiaxu[1,2,3], Chen Guang[1,2,3], Tang Mingzan[4]

(1. School of Traffic and Transportation Engineering, Central South University, Changsha Hunan 410075, China;
2. Key Laboratory of Traffic Safety on Track of Ministry of Education, Central South University, Changsha Hunan 410075, China;
3. National and Local Joint Engineering Research Centre of Safety Technology for Rail Vehicle, Central South University, Changsha Hunan 410075, China;
4. CRRC Zhuzhou Locomotive Co., Ltd., Zhuzhou Hunan 412001, China)

Abstract: To address the deterioration in the running stability of a maglev train caused by the abrupt cross-sectional variation at the tunnel civil defense door section, the aerodynamic performance of a medium-speed maglev train passing through the tunnel civil defense door was investigated based on the Improved Delayed Detached Eddy Simulation (IDDES) turbulence model. The propagation mechanism of pressure wave systems inside the tunnel was analyzed. The surface pressure fluctuation characteristics of the train body and the evolution of the surrounding flow field during the train passage through the civil defense door section were also investigated. Furthermore, the effects of the distance between the civil defense door and the tunnel portal, as well as the civil defense door dimensions, on the lateral aerodynamic force and frequency characteristics of the

medium-speed maglev train were examined. The results indicate that as the train passes the civil defense door, the sudden cross-sectional change at the door position and the asymmetric structures on both sides cause the vortical structures along the train body to evolve from symmetric to asymmetric. These asymmetric vortices propagate downstream with the motion of the head carriage. The abrupt geometric change at the door edges stretches and disperses the vortices. By the tail carriage, the large-scale vortices break into multiple smaller vortices, resulting in an asymmetric pressure distribution. As the distance between the civil defense door and the tunnel portal increases from 100 m to 300 m, the lateral-force peak of the head carriage decreases first and then increases. In contrast, the lateral-force peak of the middle carriage continuously decreases, while that of the tail carriage shows only minor variation. During this change, the tail carriage dominant frequency rises from 1.96 Hz to 2.15 Hz. With the door size increasing from 4.4 m×5.0 m (width×height) to 4.8 m×5.4 m, the peak-to-peak lateral forces of the head and tail carriages gradually decrease. The peak-to-peak lateral force of the middle carriage first decreases and then increases. The tail carriage dominant frequency increases from 1.63 Hz to 2.15 Hz. These findings provide technical support for the design of medium-speed maglev trains and tunnel civil defense doors.

Key words: Medium-speed maglev train; Improved Delayed Detached Eddy Simulation (IDDES); Tunnel civil defense door; Aerodynamic performance; Flow-field structure

（责任编辑　张　琪）