



超高速管道列车气动特性数值模拟研究

刘斌^{1,2}, 张雷², 李田³, 张卫华³

(1. 西南交通大学 机械工程学院, 四川 成都 610031;

2. 中车唐山机车车辆有限公司, 河北 唐山 064000;

3. 西南交通大学 轨道交通运载系统全国重点实验室, 四川 成都 610031)

摘要: 针对超高速管道列车面临的车体表面温度和压力较高, 且管道内激波效应、气流壅塞等瓶颈问题, 文章基于三维可压缩 Navier-Stokes 方程与 SST $k-\omega$ 湍流模型, 采用 Roe 空间离散格式与混合网格技术, 建立了超高速管道列车空气动力学数值计算模型, 系统研究了列车在 400~2 500 km/h 运行速度及 1~0.005 atm (101 325~506.625 Pa) 管道压力下的车体表面及管道内流场演化规律、气动力和气动热特性。研究表明: 列车表面最大正压区位于头车鼻尖与底部动子板前缘, 且动子区域受强挤压效应影响, 局部压力较头车驻点高出 12%~17%; 在固定阻塞比 (0.057 42) 下, 列车在马赫数 0.793~1.370 (对应车速约 971~1 677 km/h) 区间内存在明显的 Kantrowitz 极限, 可诱发气流壅塞现象, 导致气动阻力系数发生非线性突跃; 此外, 提高管道真空度可显著减弱激波强度并降低气动热负荷, 在 0.05~0.005 atm (5 066.25~506.625 Pa) 的极低压下, 气动阻力可降至常压状态的 5%~0.5%。研究建议在实际运行中采取高加速度策略快速穿越壅塞速度区间, 并重点针对车体底面进行热防护设计。文章的研究成果可为真空管道交通系统的真空度选定、外形优化及安全运行提供理论依据。

关键词: 真空管道; 空气动力学; 数值模拟; 气流壅塞; 激波效应; 气动阻力

中图分类号: U237; U266.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-128X(2026)02-0175-10

0 引言

低真空管(隧)道轨道交通已经被写进国家《交通强国建设纲要》之中, 发展地面超高速轨道交通是未来的必然方向, 而采用低真空管道技术可以有效降低空气阻力, 提升列车速度^[1]。限制地面高速交通速度的根本原因是地表稠密的大气, 克服气动作用是地面高速交通的主要任务。在正常大气压环境下, 当列车的运行速度达到 400 km/h 以上时, 空气阻力所占比例将超过 95%。既然高速的障碍来自稠密的地表大气, 解决这一问题的根本途径只能是改变大气的密度。利用密闭管道, 降低管道内的大气压力, 从而摆脱或部分摆脱空气阻力的困扰, 是实现列车超高速行驶的前

沿方案。

2005 年, 沈志云院士论述了我国发展真空管道高速交通的必要性和可行性。2013 年, SpaceX 公司的 MUSK^[2]提出了一种类似真空管道磁浮列车 Hyperloop 的概念性运输方式, 提出气动性能是系统设计中的关键技术问题。TAYLOR 等^[3]从可行性和经济性的角度对 Hyperloop 进行了分析。KIM 等^[4]研究了真空管道列车在不同运行速度、不同真空度和不同阻塞比条件下的气动特性, 并找到了不同压力和阻塞比的管道内可能引起激波的临界速度。刘加利等^[5]采用三维可压缩模型研究了真空管道列车的热效应与列车速度、阻塞比、管道压力之间的关系。陈雨成等^[6]使用大涡模拟的湍流模型对不同来流马赫数下的尾流区域流场结构进行了分析, 为尾流激波抑制及气动阻力优化提供工程指导。

基金项目: 四川省自然科学基金项目(2026NSFSC0294)

通信作者: 李田, 男, 博士, 副研究员, 研究方向为轨道车辆动力学; E-mail: litian2008@swjtu.cn

引用格式: 刘斌, 张雷, 李田, 等. 超高速管道列车气动特性数值模拟研究[J]. 机电传动, 2026(2): 175-184. DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2026.02.019.

Citation: LIU Bin, ZHANG Lei, LI Tian, et al. Numerical simulation study on aerodynamic characteristics of hyperloop trains[J]. Electric drive for locomotives, 2026(2): 175-184. DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2026.02.019.

列车在真空管道中超声速运行时,管内的空气介质被列车挤压,因流体黏性作用与管壁和车体表面发生剧烈摩擦,产生大量的气动热且难以消散。此外,列车与管道组成的环状空间形成了类似于拉瓦尔喷管的结构,在特定速度区间内极易诱发气流壅塞与激波现象^[7],直接影响列车的运行安全与能耗。目前既有轨道交通并未涉及超声速状态下系统的气动特性研究。

基于上述分析,本文将采用三维数值模拟方法,系统研究列车在1 atm(101 325 Pa)、0.5 atm(50 662.5 Pa)、0.05 atm(5 066.25 Pa)、0.005 atm(506.625 Pa)不同真空度与400~2 500 km/h不同运行速度下的空气流动特性、激波强度及壅塞演化规律,为真空管道交通工程实际应用提供科学参考。

1 数学模型与计算方法

1.1 连续介质模型适用性判定

在低压管道内,空气密度降低,气体变得稀薄。通常用克努森数(Knudsen)表示空气的稀薄程度,其定义为分子平均自由程与流动特征长度的比值,如式(1)。

$$K_n = \frac{\lambda}{L} \quad (1)$$

式中: λ 为分子平均自由程; L 为流动特征长度。

分子的平均自由程表达式为

$$\lambda = \frac{k_B T}{\sqrt{2} \pi d^2 p} \quad (2)$$

式中: k_B 为 Boltzmann 参数, $k_B = 1.380 5 \times 10^{-23}$; T 为温度; d 为分子直径,标准大气压(1 atm)条件下,理想气体模型中空气成分分子的平均直径可取为0.3 nm; p 为压力。

当 K_n 小于0.01时,气体属于连续介质的范畴。在0.005~1 atm压力下,取高速列车高度(约4 m)为特征长度,可计算得到 K_n 为 $1.34 \times 10^{-6} \sim 2.68 \times 10^{-4}$ 。因此,本文的计算可以采用连续介质模型。

1.2 控制方程与离散方法

真空管道磁浮系统列车的运行速度均大于400 km/h,流体的速度马赫数大于0.3,流动状态比较复杂,其密度会发生明显变化,因此本文采用可压缩气体作为仿真介质。三维可压缩 Navier-Stokes 方程的微分形式可用式(3)~式(5)的连续性方程、动量方程和能量方程表示。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho u_j)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho e)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j h)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(K \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial(u_i \tau_{ij})}{\partial x_j} \quad (5)$$

式中: ρ 为气体密度; t 为时间; x_i 、 x_j 为直角坐标分量; u_i 为流体速度 u 在 x_i 上的分量; u_j 为流体速度 u 在 x_j 上的分量; p 为压力; τ_{ij} 为粘性应力张量; e 为内能; h 为焓; K 为热传导系数; T 为温度。

在数值求解策略上,空间离散采用 Roe 格式进行通量差分分裂,以较好地捕捉跨声速范围的激波特性。时间离散采用隐式 LU-SGS (lower-upper symmetric Gauss-seidel)方法,以提高计算效率与稳定性。湍流模型选择 SST $k-\omega$ 模式以准确描述流体中湍流运动特征及壁面流动分离。

1.3 数值模型

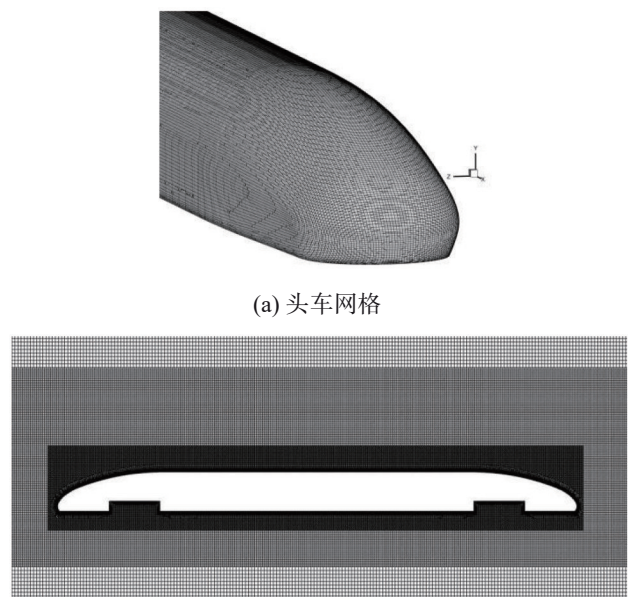
研究团队根据式(3)~式(5)所示的流体控制方程,建立了三维可压缩黏性流动计算模型,考虑气体可压缩性,采用了耦合流计算方法,可有效捕捉高速气流的可压缩特性。针对气动阻力、升力以及激波的稳态位置等相关气动特性预测,RANS 模型已经被证明具有极高的工程精度,且对网格的要求较低,而本文的研究重点是激波系结构演化以及阻塞比对列车表面压力和温度的影响规律,因此 RANS 模型具备解析这种平均流场结构的能力。激波与边界层的相互作用是超声速工况下列车气动阻力的核心来源,SST $k-\omega$ 模型专门针对逆压梯度流场进行了优化,相比标准 $k-\varepsilon$ 模型能够更准确地预测激波诱导分离泡的尺寸和位置。在超声速喷管和封闭管道的内部流动研究中,SST $k-\omega$ 模型在预测壁面压力分布和激波位置方面表现优异。在对近壁间隙流的处理上,列车与管壁之间的间隙流是典型的高速剪切流,SST 模型通过限制涡粘系数,能够精确模拟切应力的传输,避免传统模型对流动分离点预测过晚或过早的问题。为了更准确地描述气体温度与黏性的关系,本文采用 Sutherland 定律 SST $k-\omega$ 湍流模型捕捉列车近壁面流场特性,计算求解精度为隐式二阶^[8-10]。

1.4 网格独立性验证

为了能够有效且快速地捕捉列车周围的流场特性,设置了2层加密区进行尺寸过渡,包括中间加密控制体与列车附近加密控制体,如图1所示。根据列车车体表面第一层网格中心到壁面距离的大小设定网格厚度与层数,分别划分3套不同密度的网格(1 800万,2 300万,3 100万)。

选取运行速度为400 km/h,运行环境为1 atm的典型工况进行网格独立性检验,以消除网格尺寸和数量对数值模拟结果的影响。采用3套网格计算得到的头/尾车气动阻力如表1所示,第1套网格与第3套网格头车气动阻力的误差为2.8%,第2套网格与第3套网格的误差为1.7%,为平衡计算代价与结果精度,本文选择在保证目标精度前提下网格数量较少的第2套网格进

行后续计算。算域的总网格数约为2 255万，如图3所示。



(a) 头车网格

(b) 加密区网格

图1 网格划分

Fig. 1 Mesh division

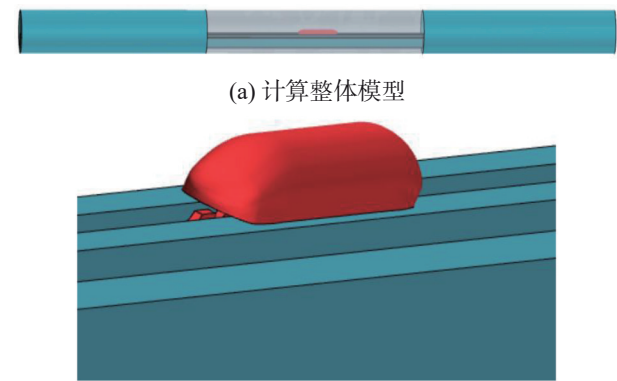
表1 网格独立性检验

Table 1 Mesh independence test

网格	网格数量	阻力/N	相对误差/%
1	$1\,800\times10^4$	172	2.8
2	$2\,300\times10^4$	174	1.7
3	$3\,100\times10^4$	177	

1.5 几何模型与网格划分

计算域的几何模型如图2所示，其中，管道长度为74 m、内径为3 m，管道横截面积为7.065 m²，车体及台架等研究对象横截面积为0.405 664 2 m²，系统阻塞比固定为0.057 42。



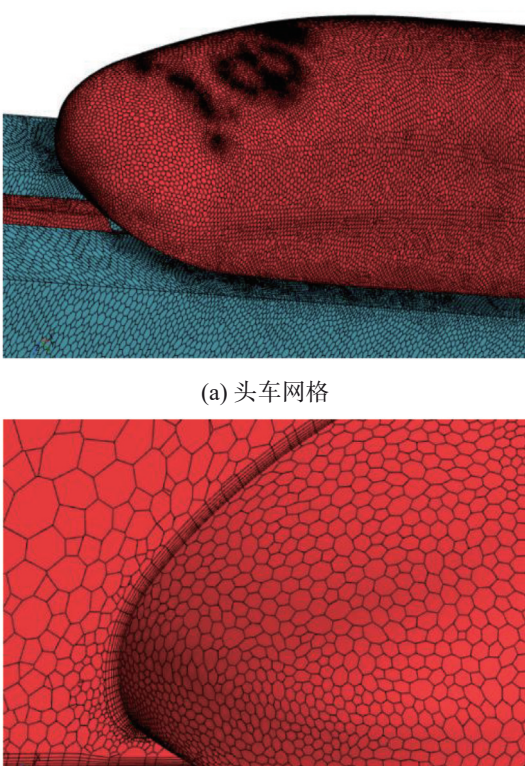
(a) 计算整体模型

(b) 车体模型

图2 几何模型

Fig. 2 Geometric model

网格划分采用混合网格技术。列车周围边界层区域采用棱柱网格以准确捕捉表面黏性力，边界层外侧流场采用多面体网格以适应复杂的车体外形。整个计



(a) 头车网格

(b) 局部网格

图3 网格划分

Fig. 3 Mesh division

分析主要基于相对运动假设（即列车静止、流体与管壁运动）开展，计算区域边界条件设置如图4所示，管道壁面与列车表面均设为黏性固壁边界，管道的入口、出口采用远场边界，初始环境温度为288 K，计算域中的壁面均为绝热条件，即不考虑内部流场与外部环境的热量交换^[8, 11]。绝热壁的假设基于以下考量而被采用：①对于在真空管道中以超过700 km/h速度运行的高速列车而言，主要的热效应是边界层中的黏性耗散生热和激波压缩引起的气动加热，而非外部热源；②在模拟稳态流场建立过程的短时瞬态计算中，流体与固体壁面之间的双向耦合可以合理地用绝热条件来近似，这一点在有关高速列车空气动力学研究中已得到证实；③该假设将流动可压缩性及激波结构所引起的气动热效应分离出来，这与本研究的主要目标——分析激波与表面热负荷之间的内在关系相一致。



图4 边界条件

Fig. 4 Boundary conditions

1.6 SOCBT模型风洞试验验证

考虑到真空管道列车细长的结构特点和轴对称的

流场结构, 本文采用 SOCBT 细长弹丸作为数值计算方法的验证对象^[12-13], 该弹丸由切割弹头-圆筒弹身-船形弹尾组合而成, 前、中、后段长度分别为 0.171 m、0.114 m、0.057 m, 模型尺寸如图 5 所示。

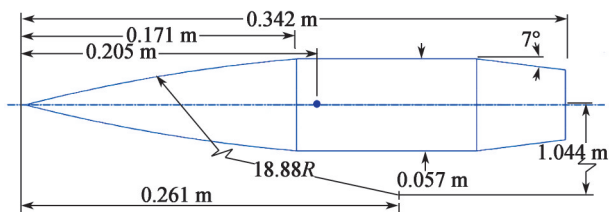


图 5 SOCBT 模型及尺寸

Fig. 5 SOCBT model and dimensions

为验证数值方法的可靠性, 计算边界条件与试验保持一致, 假设弹丸静止, 来流马赫数为 0.91, 来流雷诺数约为 1.14×10^6 , 无攻角。为更好地捕捉流场结构, 对模型周围进行了网格加密, 如图 6 所示。计算域入口和出口均为远场边界, 绝对压力为 0.4 atm, 采用 SST $k-\varepsilon$ 湍流模型进行分析。

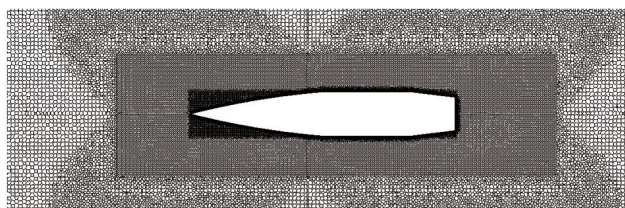


图 6 纵向中心截面网格

Fig. 6 Longitudinal center section mesh

为便于对比分析仿真结果与试验数据及理论数据, 定义压力系数 C_p 为

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{0.5 \rho_\infty v_\infty^2} \quad (6)$$

式中: p 为弹丸表面压力; p_∞ 、 ρ_∞ 、 v_∞ 分别为远处来流

的压力、密度和速度。

仿真得到的弹丸表面压力系数分布图如图 7 所示。从图 7 可以看出, 计算值与试验数据及理论值吻合较好, 表明采用的网格生成策略和数值模拟方法可以准确计算真空管道列车的气动特性。

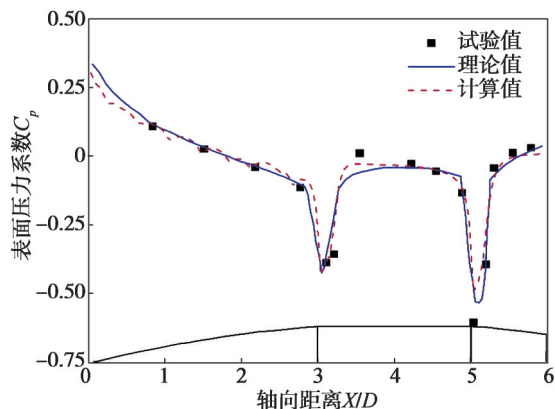


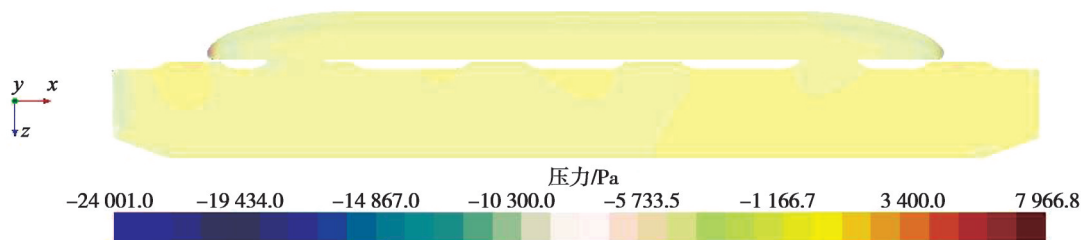
图 7 弹丸表面压力系数分布图

Fig. 7 Distribution of surface pressure coefficient on the projectile

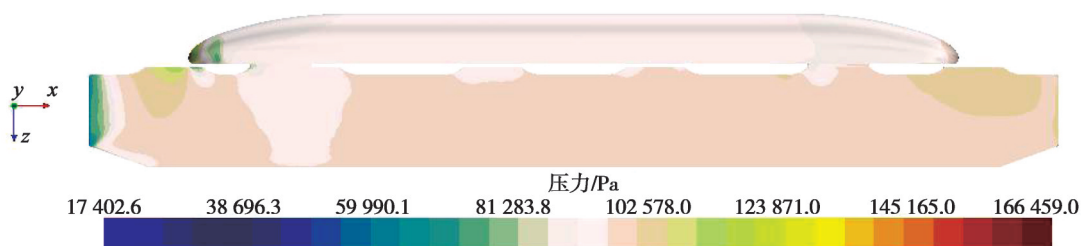
2 空气流动特性分析

2.1 压力场分布特性

管道列车在不同运行速度与不同管道压力下的表面压力分布是评估其气动性能的基础。数值模拟结果表明, 列车表面的压力场分布具有显著的非均匀性特征。无论计算工况 (速度与压力组合) 如何变化, 车体表面的压力剧烈变化区域始终集中在头车鼻锥和尾车后端, 而车身中部的压力波动则表现得相对平缓。车体和动子板的表面压力分布如图 8 所示。由图 8 可清晰观察到车头鼻尖处的高压区与车身平稳的低压区域。



(a) 运行速度 400 km/h, 管道压力 1 atm



(b) 运行速度 1 000 km/h, 管道压力 1 atm

图 8 车体和动子板的表面压力分布

Fig. 8 Surface pressure distribution on carbody and mover plate

定量分析发现, 在列车头部区域, 由于来流受到鼻锥的直接阻挡, 气流速度在鼻尖处迅速降低并趋于滞止, 动能向压力能转化, 从而形成最大正压区(驻点高压)。这一高压区不仅增大了列车的压差阻力, 而且同时也是车头结构强度设计的重点。相比之下, 尾部的压力分布受流动分离和尾迹效应影响, 虽然也存在压力梯度, 但其变化幅度明显小于车头。针对底部动子板区域的分析显示, 由于动子与轨道之间的悬浮间隙极小, 来流气流在此处受到强烈的压缩效应, 如图9所示。提取驻点压力数据可知, 动子板来流方向前端面的压力最大, 其局部峰值较车头鼻尖驻点压力高出12%~17%, 例如在1 200 km/h、1 atm工况下, 车头鼻尖最高压力为172 788 Pa, 而动子板前端极值则达196 441 Pa。

从空间流场的演化来看, 列车与管道壁面之间的环形空间形成了典型的受限流场。随着运行速度的提升, 车体表面的压力绝对值及压差范围显著扩大。在1 atm管道压力下, 当车速提高至1 500 km/h或更高时, 流场中会出现明显的激波结构, 导致车体表面及管道内壁出现局部的压力突跃。当管道压力降低至0.05 atm或更低时, 尽管流场分布形态保持相似, 但由于空气

稀薄程度增加, 气流对车体的作用力大幅减小, 压力变化的绝对梯度显著放缓。

综上所述, 管道列车的流场压力分布受到运行速度与管道真空度的耦合作用影响。在设计过程中, 通过优化头车鼻锥线型降低驻点压力, 结合高真空度环境降低整体压力负荷, 是减小气动阻力、提高运行效率的关键途径。

2.2 速度场与温度场分布特性

列车在管道内高速行驶时, 来流空气受到车头剧烈挤压, 会向车身两侧及顶部溢流。数值模拟结果显示, 来流在接近列车正前方时, 受鼻锥阻挡效应影响, 流速显著降低。气流绕过列车头部后, 在列车顶部与车厢连接处产生加速, 气流流速会在封闭管道的受限空间内, 沿车身向后延伸的过程中持续升高。在1 000 km/h、1 atm工况下, 车顶局部最大气流速度可激增至310 m/s。在列车尾部及底部动子板后方, 气流因流动分离会形成一个明显的低速尾流区, 其速度最低为10 m/s。沿流动方向, 随着与车体尾部距离的增加, 低速尾流区受管道壁面的约束作用逐渐收缩, 最终流场参数趋于稳定。速度分布情况如图10所示。

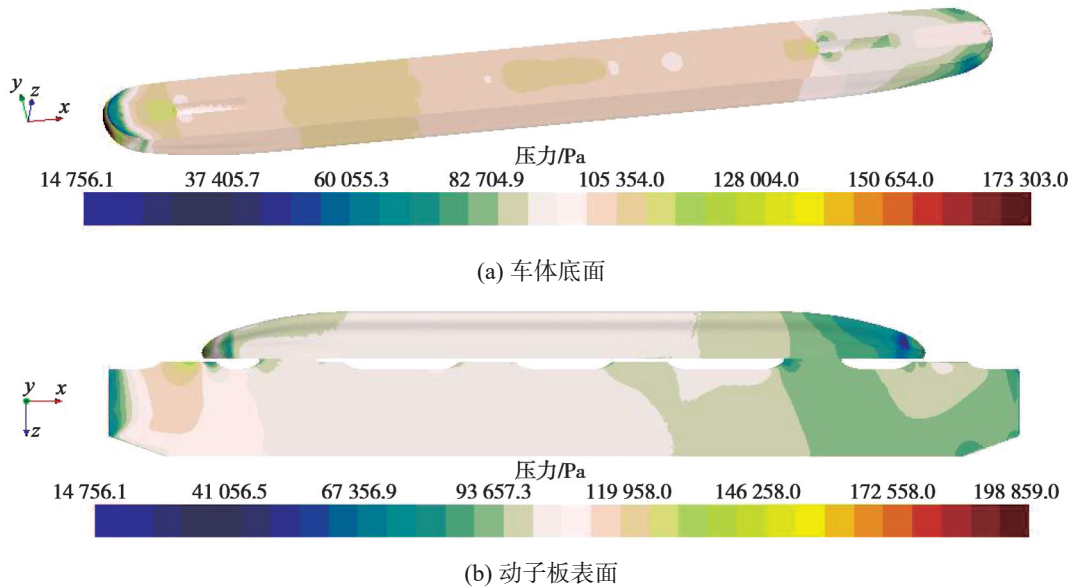


图9 运行速度1 200 km/h、管道压力1 atm时车体与动子板绝对压力分布

Fig. 9 Absolute pressure distribution on carbody and mover plate (1 200 km/h, 1 atm)

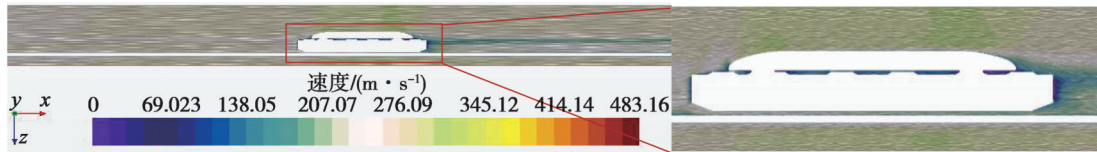


图10 运行速度1 000 km/h、管道压力1 atm时对称面速度分布图

Fig. 10 Velocity distribution on symmetry plane (1 000 km/h, 1 atm)

针对真空管道高速列车的温度场分析可知: 管内高速运行产生的气动热, 主要来源于空气压缩做功与黏性摩擦生热两种机制。亚声速常压环境的模拟结果

显示, 列车表面温升最高的区域分布在车头鼻尖、动子板前缘以及车体与动子板连接的棱角部位。常压环境下不同运行速度车体表面与动子板的温度分布如图

11 所示。图 11 直观展示了热量在车头鼻尖和动子处的聚集，这是分析气动热的重要依据。车头及动子端部区域代表了动能向内能转化的最高温升区。当运行速度进一步提升至超声速后，激波压缩效应成为气动热

的主导因素：不仅车头驻点温度会出现激增，激波与边界层的相互作用还会在车身特定区域诱导出局部高温热点。在 2 000 km/h 工况下，峰值温度已达到 173 ℃。

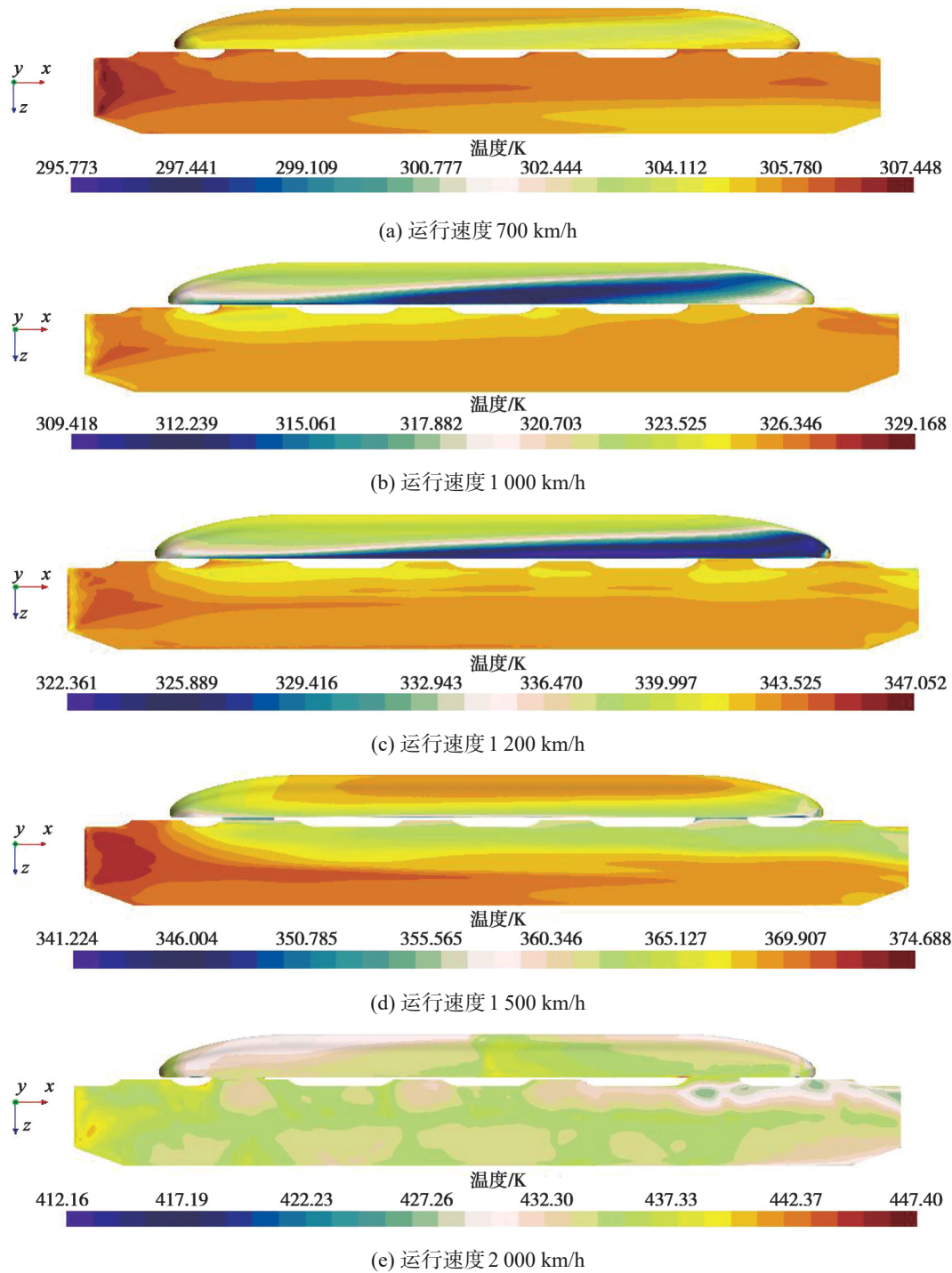


图 11 管道压力 1 atm、不同运行速度时动子板与车体表面温度分布

Fig. 11 Surface temperature distribution on mover plate and carbody at different operating speeds (1 atm)

通过对速度场和温度场的分析可知，在超高速管道列车运输系统中，热防护设计应重点关注车头鼻锥及底部动子板区域。在相同的管道真空度条件下，车体表面与管道内壁的整体温度随列车运行速度提升呈显著上升趋势。

2.3 气动力变化规律

提取不同工况下的列车气动阻力与气动升力数据，如表 2、表 3 所示。由表 2、表 3 可知，将管道压力控制在 0.05~0.005 atm，可使气动阻力降至常压状态下的

5%~0.5%。气动力随管道压力的升高近似呈线性增长趋势,如图12所示。在1 atm和0.5 atm压力下,当列车运行速度在1 200 km/h以下时,气动阻力与运行速度近似满足二次方正比关系;当速度超过1 200 km/h(达到2 000 km/h)时,气动阻力的上升趋势减缓,这主要是马赫数急剧升高导致流场结构发生了质变,强激波形成与头部脱体激波现象引发了额外的能量耗散;在1 500 km/h处,气动升力发生明显突跃;在0.05 atm和0.005 atm的极低气压下,整车气动阻力绝对值处于极低水平,且速度变化对阻力绝对值的敏感度大幅降低,该结果印证了降低运行环境的压力对突破气动阻力的限制起决定性作用。

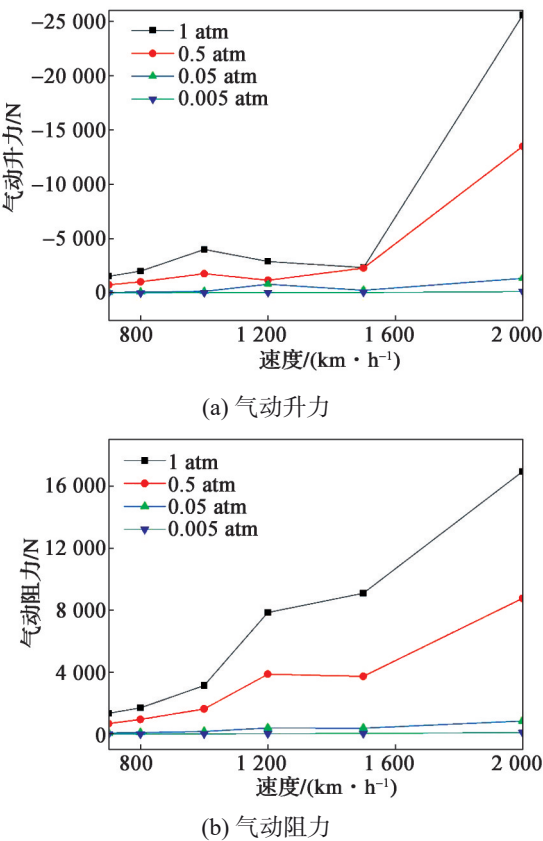


图 12 不同管道压力下气动力随运行速度的变化曲线
Fig. 12 Variation curve of aerodynamic force with operating speeds under various in-tube pressures

表 2 不同速度与不同真空度下列车气动阻力

运行速度/(km·h ⁻¹)	真空度/atm			
	1	0.5	0.05	0.005
700	1 341	684	72	3
800	1 703	950	103	8
1 000	3 139	1 621	172	21
1 200	7 857	3 877	396	29
1 500	9 096	3 730	383	46
2 000	16 953	8 771	848	98

表 3 不同速度与不同真空度下列车气动升力

运行速度/(km·h ⁻¹)	真空度/atm			
	1	0.5	0.05	0.005
700	-1 538	-753	-63	-1
800	-2 009	-1 036	-89	-5
1 000	-4 003	-1 773	-151	-25
1 200	-2 910	-1 167	-817	-32
1 500	-2 340	-2 301	-252	-52
2 000	-25 590	-13 501	-1 357	-137

3 激波效应与气流壅塞机制

3.1 激波效应对流场的影响

当列车速度提升至亚声速末期或超声速区间时,来流空气受车头阻挡发生急剧压缩,波阵面通过后,气流压强、温度、密度等参数均发生突跃,形成激波结构^[7-8]。研究表明,在相同管道压力条件下,随着列车运行速度的提升,激波效应的影响随之增强^[14]。在1 500 km/h和2 500 km/h时(1 atm及0.5 atm),列车头部、车顶及尾部均产生强烈的激波簇结构,尾部产生一系列的膨胀波并与管道表面多次反射叠加,分布曲线如图13所示,管道内流场马赫数云图如图14所示,这可能造成车体和管道内壁结构的变形或破坏。降低管道压力能显著减弱激波效应,当管道压力降至0.05 atm时,激波强度大幅减弱;在0.005 atm下,即

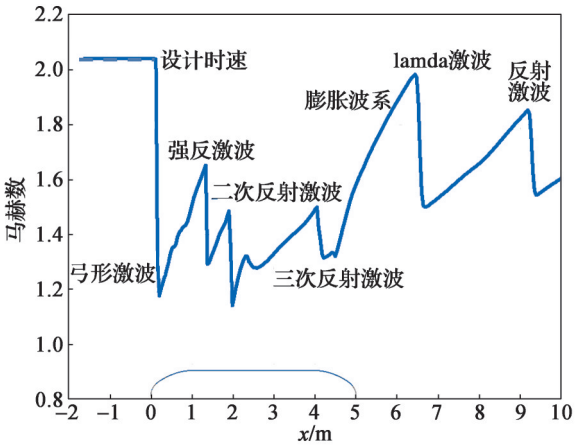


图 13 运行速度2 500 km/h、管道压力1 atm下车辆中心截面马赫数分布曲线
Fig. 13 Mach number distribution on vehicle center section (2 500 km/h, 1 atm)

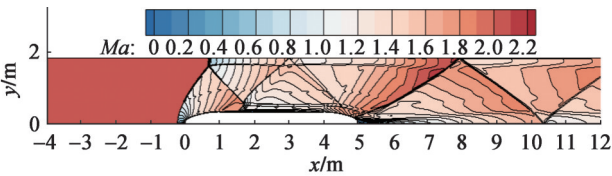


图 14 马赫数流场分布图
Fig. 14 Mach number flow field distribution map

使速度高达 2 500 km/h, 流场中的激波效应也已不再显著。

3.2 气流壅塞分析

列车与真空管道构成了环状的变截面空间。依据 Kantrowitz 极限理论, 在给定的阻塞比条件下, 当来流马赫数处于特定范围时, 管道内将发生气流壅塞^[13, 15-16]。

在系统阻塞比固定 (0.057 42) 的条件下, 经过理论计算可知, 当列车马赫数位于 0.793~1.370 之间时 (对应的车速范围为 970.632~1 676.880 km/h), 系统将发生壅塞。数值模拟结果验证了这一结论, 在 1 000 km/h、1 200 km/h 以及 1 500 km/h 速度工况下, 流场出现了明显的气流壅塞现象, 如图 15 所示。由图 15 可知, 在 1 atm 压力下, 1 200 km/h 相比于 700 km/h 的运行速度, 列车运行的阻力系数增加了 47.7%, 此时, 流体无法顺畅地流过列车与管道之间的环状间隙, 导致气流被“堵”住, 车头前方形成高压堆积区, 使得列车气动阻力系数异常升高, 最大阻力系数峰值达到 0.84。

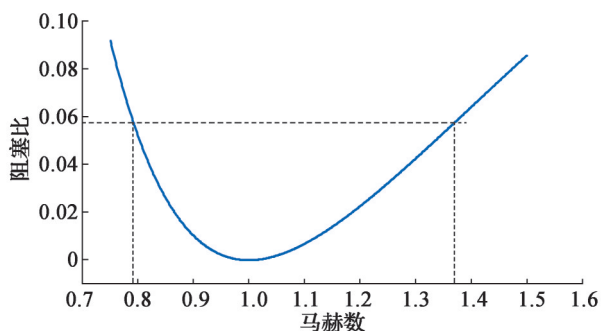


图 15 在 $Ma = 1$ 附近的马赫数-阻塞比曲线

Fig. 15 Mach number versus blockage ratio curve ($Ma \approx 1$)

为保证系统高效运行, 在实际工程中, 建议在确保安全平稳的前提下, 列车加速至 950 km/h 后进一步提高加速度, 以帮助列车快速通过 971 km/h~1 677 km/h 的壅塞区间, 进入通流状态。

4 结论与建议

本文基于三维数值模拟方法, 对真空管道超高速列车在低压稀薄环境下的空气动力学问题进行了系统探究。通过分析不同真空度与运行速度下的流场演化规律及气动特征, 得到以下结论:

① 明确了低压受限空间内的流场分布特征。

列车表面压力梯度剧烈变化区域始终位于头车鼻锥与尾车后端。头车鼻尖处因流体滞止效应形成了最大正压区; 受底部悬浮间隙极小及强挤压效应影响, 动子板前端面的局部压力幅值较头车驻点高出约 12%~17%。流场空间温度分布的主导影响因素为运行马赫

数, 高温区集中分布于车头驻点与车底近壁黏性剪切作用剧烈区域, 且在列车尾部低速尾流区内形成了显著的气动热累积效应。这表明在未来的超高速列车设计中, 热防护结构设计及材料应用需重点关注车底区域。

② 得出了真空度对气动性能的调节规律。

在相同运行速度下, 气动阻力与管道绝对压力近似呈线性正相关关系。提高真空度可显著降低流体密度, 从而有效缓解超高速运行时的气动热效应与气动阻力。研究表明, 将管道压力控制在 0.05~0.005 atm, 可使气动阻力降至常压状态下的 5%~0.5%, 为系统能耗控制提供了数据支撑。

③ 确定了气流壅塞与激波效应的发生边界及运行建议。

在本文计算条件下, 系统存在明显的 Kantrowitz 极限。通过数值模拟证实, 在马赫数为 0.793~1.370 (对应车速约 971~1 677 km/h) 区间内, 流场会发生明显的壅塞现象, 导致阻力系数出现非线性突跃。同时, 当速度突破声速且环境压力较高 (≥ 0.5 atm) 时, 车头与车尾产生的强激波及其在管壁间的多次反射叠加, 会引发显著的压力脉动。建议在实际运营中, 当列车在接近该速度区间时应采取高加速度策略快速穿越壅塞区, 以规避运行不稳定并降低综合能耗。可将管道超高速运行的压力维持在 0.05~0.01 atm, 从而优化能源利用效率并提升系统服役寿命。

本文的流场特性分析主要基于相对运动假设 (即列车静止、流体与管壁运动) 开展, 未能完全反映列车在超长管道内真实加减速过程的瞬态非定常流场特性。未来的研究将进一步围绕超声速列车在管道内的瞬态气动效应演化规律、管内气动热的长期累积与耗散机制开展, 从而为真空管道交通系统的全寿命周期运维提供更完备的理论支撑。

本文的研究成果为真空管道超高速交通系统的真空度选定、列车外形优化及热防护设计提供了支撑。

参考文献:

- [1] 张卫华, 邓自刚, 毕海权, 等. 低真空超高速轨道交通研究进展与思考[J]. 机车电传动, 2025(1): 1-13.
ZHANG Weihua, DENG Zigang, BI Haiquan, et al. Research review and reflections on ultra-high-speed rail transit in low-vacuum environments[J]. Electric drive for locomotives, 2025(1): 1-13.
- [2] KOSKIN Vladimir. Hyperloop alpha[EB/OL]. [2026-01-18]. https://www.academia.edu/31020908/Hyperloop_Alpha.
- [3] DAVID J H, LAWRENCE C B, CATHERINE T. Hyperloop commercial feasibility analysis: high level overview[EB/OL]. (2016-07-01) [2026-01-18]. <https://rosap.ntl.bts.gov/view/dot/12308>.

- [4] KIM T K, KIM K H, KWON H B. Aerodynamic characteristics of a tube train[J]. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 2011, 99(12): 1187-1196.
- [5] 刘加利, 张继业, 张卫华. 真空管道高速列车气动特性分析[J]. *机械工程学报*, 2013, 49(22): 137-143.
LIU Jiali, ZHANG Jiye, ZHANG Weihua. Analysis of aerodynamic characteristics of high-speed trains in the evacuated tube[J]. *Journal of mechanical engineering*, 2013, 49(22): 137-143.
- [6] 陈雨成, 秦斌, 梁习锋. 真空管道磁悬浮列车气动特性及激波效应三维研究[J]. *铁道科学与工程学报*, 2023, 20(2): 412-422.
CHEN Yucheng, QIN Bin, LIANG Xifeng. Three-dimensional study on aerodynamics characteristics and shock wave effects of the vacuum tube train[J]. *Journal of railway science and engineering*, 2023, 20(2): 412-422.
- [7] 童秉纲, 孔祥言, 邓国华. 气体动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2012.
TONG Binggang, KONG Xiangyan, DENG Guohua. *Gas dynamics*[M]. Beijing: Higher Education Press, 2012.
- [8] 陈坚强. 高超声速流动数值模拟方法及应用[M]. 北京: 科学出版社, 2019.
CHEN Jianqiang. *Numerical simulation methods for hypersonic flow and their applications*[M]. Beijing: Science Press, 2019.
- [9] 张晓涵, 李田, 张继业, 等. 亚音速真空管道列车气动壅塞及激波现象[J]. *机械工程学报*, 2021, 57(4): 182-190.
ZHANG Xiaohan, LI Tian, ZHANG Jiye, et al. Aerodynamic choked flow and shock wave phenomena of subsonic evacuated tube train[J]. *Journal of mechanical engineering*, 2021, 57(4): 182-190.
- [10] 宋嘉源, 李田, 张晓涵, 等. 亚声速真空管道磁浮系统气动热特性研究[J]. *空气动力学学报*, 2022, 40(2): 115-121.
SONG Jiayuan, LI Tian, ZHANG Xiaohan, et al. Research on aerodynamic and thermal characteristics of subsonic evacuated tube maglev system[J]. *Acta aerodynamica sinica*, 2022, 40(2): 115-121.
- [11] ZHOU P, QIN D, ZHANG J Y, et al. Aerodynamic characteristics of the evacuated tube maglev train considering the suspension gap[J]. *International journal of rail transportation*, 2022, 10(2): 195-215.
- [12] KAYSER, D L, WHITON F. Surface pressure measurements on a boattailed projectile shape at transonic speeds: ARBRL-MR-0316[R]. New York: U.S. Army Ballistic Research Laboratory, 1982.
- [13] 周鹏, 李田, 张继业, 等. 真空管道超级列车激波簇结构研究[J]. *机械工程学报*, 2020, 56(2): 86-97.
ZHOU Peng, LI Tian, ZHANG Jiye, et al. Research on shock wave trains generated by the hyper train in the evacuated tube[J]. *Journal of mechanical engineering*, 2020, 56(2): 86-97.
- [14] 胡啸, 邓自刚, 张银龙, 等. 真空管道磁浮交通管内波系时空分布特征[J]. *空气动力学学报*, 2022, 40(6): 146-154.
HU Xiao, DENG Zigang, ZHANG Yinlong, et al. Characteristics of spatial and temporal distribution of wave system in evacuated tube maglev transportation[J]. *Acta aerodynamica sinica*, 2022, 40(6): 146-154.
- [15] 张恩来. 高超声速内外流中的三维激波相互作用[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2019.
ZHANG Enlai. Three-dimensional shock interactions in hypersonic internal/external integration flows[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2019.
- [16] 周鹏, 李田, 张继业, 等. 真空管道超级列车气动热效应[J]. *机械工程学报*, 2020, 56(8): 190-199.
ZHOU Peng, LI Tian, ZHANG Jiye, et al. Aerothermal effect generated by hyper train in the evacuated tube[J]. *Journal of mechanical engineering*, 2020, 56(8): 190-199.

Numerical simulation study on aerodynamic characteristics of hyperloop trains

LIU Bin^{1,2}, ZHANG Lei², LI Tian³, ZHANG Weihua³

(1. School of Mechanical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu, Sichuan 610031, China;

2. CRRC Tangshan Co., Ltd., Tangshan, Hebei 064000, China;

3. State Key Laboratory of Rail Transit Vehicle System, Southwest Jiaotong University, Chengdu, Sichuan 610031, China)

Abstract: This study addresses key challenges for hyperloop trains, such as high surface temperatures and pressures on the carbody; shock wave effects and airflow choking inside the tubes. Based on the three-dimensional compressible Navier-Stokes equations coupled with the SST $k-\omega$ turbulence model, and employing the Roe spatial discretization scheme along with hybrid meshing techniques, a numerical computational model for aerodynamics of hyperloop trains was established to systematically investigate the evolution of flow fields, aerodynamic forces and aerothermal characteristics on the carbody surface and inside the tubes, under operating speeds ranging from 400 km/h to 2 500 km/h and in-tube pressures from 1 atm (101 325 Pa) down to 0.005 atm (506.625 Pa). Results show that the largest positive pressure zones on the carbody surface occur at the nose tip and the leading edge of the bottom mover plate of the head car; the mover region experiences strong compression, resulting in local pressure increases of 12% to 17% compared to the stagnation point on the head car. At a fixed blockage ratio of 0.057 42, a clear Kantrowitz limit appears when the Mach number ranges from 0.793 to 1.370 (corresponding to train speeds of approximately 971 km/h to 1 677 km/h), potentially triggering airflow choking and causing nonlinear jumps in the aerodynamic drag coefficient. Furthermore, increasing the vacuum level in the tubes significantly reduces shock wave intensity and aerothermal loads; at extremely low pressures between 0.05 atm (5 066.25 Pa) and 0.005 atm (506.625 Pa), aerodynamic drag falls to 5% – 0.5% of that under atmospheric conditions. Therefore, a high-acceleration operating strategy is recommended to rapidly traverse choking speed ranges, and targeted thermal protection for the underside of the head car is emphasized for the design. These findings provide theoretical support for selecting optimal vacuum levels, optimizing vehicle contours, and ensuring safe operation of Hyperloop systems.

Keywords: evacuated tube; aerodynamics; numerical simulation; airflow choking; shock wave effect; aerodynamic drag

收稿日期: 2026-01-11; 修回日期: 2026-02-28

责任编辑: 白 云