DOI：10.13890/j.issn.1000-128X.2023.06.002
文章编号：1000-128X(2023)06-0011-09

驱动型式对超高速磁浮动子动力学响应的影响

陈显发，张　敏，林远扬，马卫华，罗世辉
（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：文章在分析直线感应电机动子和永磁同步电机动子结构和动力学特性基础上，运用多体动力学软件，建立了对应上述2种驱动型式的超高速（1 000 km/h）电磁推进装置动子动力学模型，分析了“起动–惰行–制动”状态下动子的横向、垂向、侧滚、摇头、点头运动的变化规律。分析结果表明，感应式动子所受的法向力有利于动子横向自动对中，并避免横向冲击，同时抑制动子的侧滚和摇头运动；而永磁式动子所受的电机法向力在动子偏移时仍指向偏移的一侧，使得动子贴靠导轨运行，承受横向不平顺冲击，其侧滚和摇头运动无法收敛。感应式动子由于承受导轨垂向不平顺激励，其垂向振动和冲击力较大；永磁式动子所受电机力的垂向分力能起到一定的减振作用。运行状态会显著影响2种动子的垂向响应与点头运动，2种动子的最大垂向位移、加速度和冲击力均出现在制动的时刻。

关键词：超高速磁浮；电磁推进；直线电机；动子；动力学
中图分类号：U237　　**文献标识码：**A

Influence of drive types on dynamical responses of movers in ultra-high-speed maglev

CHEN Xianfa, ZHANG Min, LIN Yuanyang, MA Weihua, LUO Shihui

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

Abstract: Based on the analysis on structural and dynamical characteristics of movers in linear induction motors and permanent magnet synchronous motors, this paper explored the change rules of mover motions of swaying, bouncing, rolling, yawing and pitching in the starting, coasting, and braking states, by developing the dynamical models with the multi-body dynamics simulation software for ultra-high-speed (1 000 km/h) electromagnetic propulsion devices respectively in the above two drive types. The final results show that the normal force applied on the induction mover facilitates automatic lateral alignment of the mover and resistance to lateral impact, while inhibiting rolling and yawing of the mover. In the scenario of the permanent magnet mover, the normal force from the motor aligns with the direction of mover deviation. Consequently, the mover moves close to the guideway under the impact of lateral irregularity without restraining rolling and yawing effects. Due to the vertical irregularity of the guideway, the induction motor mover experienced notable vertical vibration and impact, while the vertical component force applied by the motor on the permanent magnet mover mitigates vibration to some extent. This paper concludes that running states significantly affect the vertical response and pitch motion of the two types of movers, and the maximum vertical displacement, acceleration, and impact force all occur during braking for both.

Keywords: ultra-high-speed maglev; electromagnetic propulsion; linear motor; mover; dynamics

---

基金项目：国家自然科学基金项目（52102442）；中央高校科技创新项目（2682022CX060）；中国铁建股份有限公司科研课题资助项目（ZTCF-2023-1）
通信作者：马卫华（1979—），男，博士，研究员，硕士/博士生导师，主要从事机车及重载列车动力学、磁浮列车悬浮架设计及常导磁浮列车动力学等方面的研究；E-mail: mwh@swjtu.edu.cn
引用格式：陈显发, 张敏, 林远扬, 等. 驱动型式对超高速磁浮动子动力学响应的影响[J]. 机车电传动, 2023(6): 11-19.
Citation: CHEN Xianfa, ZHANG Min, LIN Yuanyang, et al. Influence of drive types on dynamical responses of movers in ultra-high-speed maglev[J]. Electric drive for locomotives,2023(6): 11-19.

0 引言

发展时速千公里级超高速地面轨道交通，对打造国内超大、特大城市间的一小时经济圈，适应未来社会的速度需求具有重要意义[1]。高温超导磁浮制式具有自稳定悬浮和导向（无须主动控制）、悬浮间隙较大、运行无固定磁阻力等优点[2]，而真空管道中低气压环境能显著减小列车高速运行的空气阻力和振动噪声，两者结合形成了超高速真空管道磁浮交通技术路线。近年来不少学者围绕采用“高温超导悬浮+真空管道+大推力直线电机”实现超高速运行进行了研究[3-5]。

相关研究表明，在低速准静态条件下高温超导悬浮与导向是稳定可靠的[6]，但在超高速运行和高频振动情况下，超导块材动态悬浮和导向抗干扰能力还缺少试验验证。文献[7]发现高温超导磁体的自稳定恢复力与永磁体磁场的磁密分布、超导体感应电流有关；文献[8]通过试验发现在条件一定时高温超导块材俘获磁通的能力有限，俘获的磁通会趋于饱和；文献[9]结合试验与仿真，研究了超导块材在不同工况下的动态导向性能，提取动态导向力变化、导向力衰减率及其不可恢复区间来描述侧向稳定性；文献[10]研究了场冷高度、速度对高温超导带材动态悬浮特性的影响。上述研究表明高温超导悬浮横向、垂向自稳定特性受到多项因素影响，当车辆受到过大激扰时，仍可能导致出现杜瓦箱内超导块材失超或悬浮导向失稳，进而严重威胁行车安全。

建立对应的试验系统是目前进一步推进超高速真空管道交通研究的关键，面向高温超导悬浮制式和真空管道环境，大功率直线电机主要考虑感应电机、永磁同步电机和超导同步电机3种方案，其中超导同步电机从技术层面上更为理想[1]，但该技术还不成熟，存在多项关键技术亟待突破[11]，相比之下，关于感应电机和永磁同步电机应用于磁浮车辆驱动、直线推进和电磁弹射的结构设计[12-13]、电磁特性分析[14-16]、控制方法[17]等研究已十分成熟，工程应用结果可靠，是目前试验系统主要的考虑对象。考虑到定子长度对端部效应的影响[18]，电机初级采用双边长定子形式，动子通过牵引装置连接车体，牵引装置在传递纵向大载荷的同时还能起到解耦效果，但其无法实现动子与车体的横向和垂向完全解耦，动子与车体运动仍然存在高度关联性，因此有必要对超高速条件下动子的各向运行姿态响应和车体稳定性进行研究。目前，在进行直线电机设计和车辆动力学仿真时基本不考虑动子动力学特性影响，缺乏电机动子高速动力学研究。

基于上述背景，本文将研究驱动型式（感应电机和永磁同步电机）对超高速电磁推进装置动子动力学响应的影响，通过建立速度1 000 km/h动子动力学模型，仿真分析分别采用感应电机和永磁同步电机进行超高速驱动时的动子在“起动–惰行–制动”状态下的响应情况，并从动力学角度进行对比评价。

1 超高速电磁推进装置

图1给出了真空管道速度1 000 km/h的超高速磁浮系统横截面结构示意图。整个车辆与轨道位于真空管道内，直线电机驱动装置位于中下部区域。驱动系统采用轨道侧双边长定子形式，两侧长定子竖直对称安装在支撑架上，定子铁心上部绕制有绕组线圈，动子平行安置于两侧定子中间，并保证左右间隙相等。动子与车体连接部分采用中部牵引方式，依靠牵引装置进行纵向力传递，并提供解耦能力。两侧永磁轨道与双边长定子通过支撑台坐落在管道底架上。支撑平台上部是悬浮、导向系统部分，采用超导钉扎悬浮制式，车体底部两侧设置有杜瓦箱，放置超导体块材和制冷设备，并行的2条永磁轨道主要由具有高磁能积与矫顽力的钕铁硼永磁体组成，永磁体按照Halbach阵列进行排布。

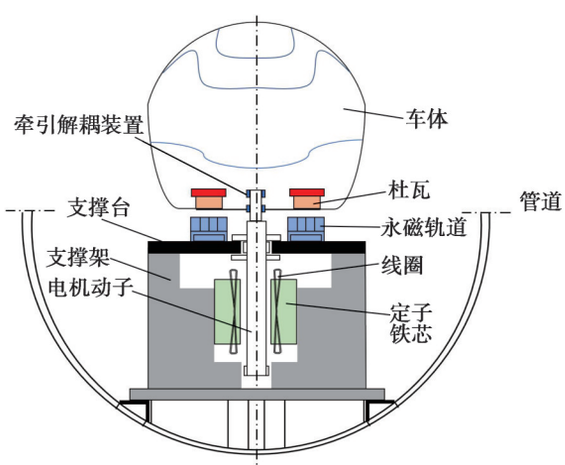


图1 系统横截面结构示意图

Fig. 1 System cross-section structure diagram

1.1 感应电机型式动子

在该方案中，车辆直线牵引采用长定子双边直线感应电机实现，主要结构包括双边长定子铁芯、多相绕组和动子铝板等。当双边长定子绕组同时流过多相对称正弦电流后，在电机气隙中会产生一个移动磁场，在移动磁场的作用下，动子铝板中出现感应电流，该感应电流和移动磁场相互作用产生电磁推力，使动子牵引车体沿着轨道方向行进。

定子安装在底架中部两侧，主要由铁芯和绕组2部分构成，动子位于两侧定子之间。动子铝板的厚度为20 mm，长度为12 000 mm，高度600 mm，感应电机动子结构示意如图2所示，动子上部的连接杆用于连接车体，连接杆嵌套在牵引解耦装置中，主要提供纵向

牵引力和制动力，并减小了动子传递到车体的横向、垂向加速度与冲击力，满足实现动子与车体的解耦需求。

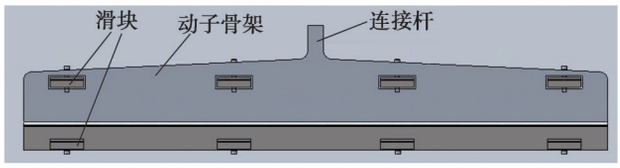


图2　感应电机动子结构

Fig. 2　Structure of induction motor mover

动子上部安装有4个止挡滑块，其作用有2点：一是提供动子的垂向支撑和限位，限制动子向上的垂向位移不得超过3 mm；二是限制动子的横向位移在±1 mm内。动子下部也安装有4个止挡滑块，其作用与动子上部滑块相同，但仅限制动子的横向位移在±3 mm内。图3给出了各处止挡的“刚度–间隙”特性曲线。止挡滑块作为动子与导轨碰撞接触的主要摩擦部件，其耐磨性和防冲击能力需求极高。

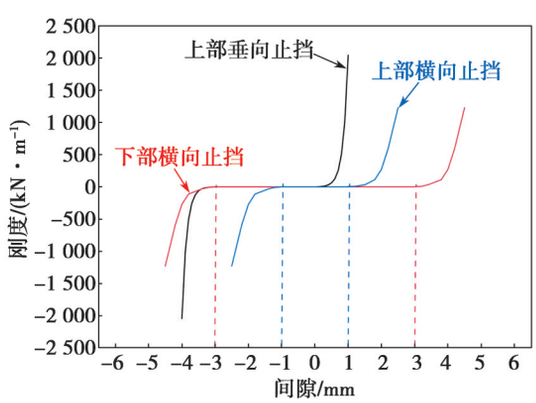


图3　各止挡滑块的“刚度–间隙”特性曲线

Fig. 3　Rigidity-clearance characteristic curve of each stop slider

1.2　永磁同步电机型式动子

在该方案中，车辆直线牵引系统采用双边长定子永磁直线同步电机。与感应电机相比，永磁式动子中部沿纵向安装有12块永磁体，永磁直线同步电机动子不产生感应电流，而是动子板上永磁体的固有磁场与两侧定子绕组产生的气隙磁场相互作用，产生电磁推力，推动动子与车体前行。

永磁动子板厚度为40 mm，长度为6 800 mm，高度为600 mm，沿纵向均匀布置12块永磁体，带永磁体的动子结构作为同步直线电机的次级，动子结构组成如图4所示。动子主要由动子骨架、永磁体、滑块、连接杆构成。

动子上部安装有滑块，当动子上部的横向位移超过±1 mm，垂向位移超过±10 mm时，滑块与导轨触碰，从而对动子系统进行限位。与感应式动子不同，在理想运行情况下永磁式动子垂向止挡不与动子接触，动子重力由电机力的垂向分力进行平衡；同理，动子下部也存在横向止挡，约束动子横移在±1 mm以内。永磁式动子上、下横向止挡的“刚度–间隙”曲线与永磁式动子的上部横向止挡相同（如图3所示），垂向止挡特性曲线变化与感应式动子垂向止挡曲线部分变化趋势相同，只是工作间隙为±10 mm之外。

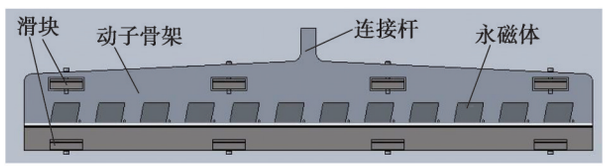


图4　永磁同步电机动子结构

Fig. 4　Structure of permanent magnet synchronous motor mover

2种型式动子结构主要参数见表1。

表1　2种型式动子结构主要参数

Table 1　Main structure parameters of two types of movers

参数名称		参数值	
		感应式动子	永磁式动子
外形尺寸（长×宽×高）		12.00 m×0.02 m×0.60 m	6.80 m×0.04 m×0.60 m
质量/kg		500	250
转动惯量/(kg·m²)	I_{xx}	20	6
	I_{yy}	5 000	1 000
	I_{zz}	5 000	1 000

2　动子受力分析与仿真建模

2.1　感应电机动子受力与动力学分析

对于双边长定子直线感应电机而言，感应式动子骨架由2块铝板拼接而成，铝板上设有止挡滑块。在运行过程中，动子受到两侧定子的推斥力，该推斥力随动子与定子之间的距离减小而增大，它是由定子绕组通电后产生的气隙磁场和动子感应电流相互作用而产生的。

为了便于后续动力学仿真，忽略动子的柔体特性，将动子简化为刚体，由于电机初级采用两侧长定子结构，建模时忽略电机端部效应影响，涡流效应影响体现在输入的电机法向力和推力数据中。对动子展开受力分析：①纵向力：在纵向方向，考虑低真空环境，忽略动子受到的气动阻力，动子主要承受牵引力、制动力、上下部垂向止挡提供的摩擦力、动子上部横向止挡提供的摩擦力、动子下部横向止挡提供的摩擦力；②横向力：忽略动子受到的所有摩擦力的横向分量，由上向下，动子在横向主要承受动子上部横向止挡力、动子上下部法向力、动子下部横向止挡力；③垂向力：由上向下，动子在垂向仅承受上部与下部垂向止挡力。动子的受力分析图如图5所示，坐标中心O点表示动子质心位置，纵向摩擦力未标出；以图5右侧的坐标系为

参考坐标系，建立动子各自由度运动学方程，该坐标系坐标方向满足右手螺旋定则，假设图中各箭头方向即为对应自由度运动的参考正方向。

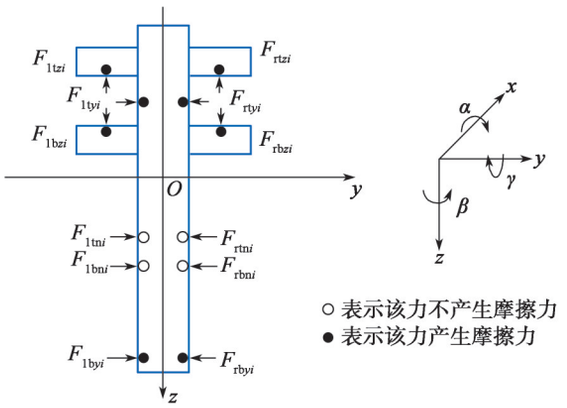


图5 感应电机动子受力分析

Fig. 5 Force analysis of induction motor mover

根据图5所示的动子受力分析，可以得到动子6个自由度运动方程：

纵向运动

$$m\ddot{x}+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{ltz}i}+F_{\mathrm{rtz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}\right)\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu(F_{\mathrm{lty}i}+F_{\mathrm{rty}i}+F_{\mathrm{lby}i}+F_{\mathrm{rby}i})\right]+F_{\mathrm{q}}=0 \tag{1}$$

横向运动

$$m\ddot{y}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})-\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{ltn}i}+F_{\mathrm{lbn}i})+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{rtn}i}+F_{\mathrm{rbn}i})+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i})=f_y \tag{2}$$

垂向运动

$$m\ddot{z}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{ltz}i}+F_{\mathrm{rtz}i})-\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i})=f_z \tag{3}$$

侧滚运动

$$I_{xx}\ddot{\alpha}+\sum_{i=1}^{4}\left[(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rtz}i}-F_{\mathrm{ltz}i}-F_{\mathrm{rbz}i})w_1\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})h_2\right]+\sum_{i=1}^{12}\left[(F_{\mathrm{ltn}i}-F_{\mathrm{rtn}i})h_4\right]+\sum_{i=1}^{12}\left[(F_{\mathrm{lbn}i}-F_{\mathrm{rbn}i})h_5\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[(F_{\mathrm{lby}i}-F_{\mathrm{rby}i})h_6\right]=f_yh_y+f_zw_z \tag{4}$$

点头运动

$$I_{yy}\ddot{\beta}+\sum_{i=1}^{4}\left[\left(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}-F_{\mathrm{rtz}i}-F_{\mathrm{ltz}i}\right)l_i\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{rtz}i}+F_{\mathrm{ltz}i}\right)h_1\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{lty}i}+F_{\mathrm{rty}i}\right)h_2\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}\right)h_3\right]-\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{lby}i}+F_{\mathrm{rby}i}\right)h_6\right]=f_zl_z \tag{5}$$

摇头运动

$$I_{zz}\ddot{\gamma}+\sum_{i=1}^{4}\left[\left(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i}\right)l_i\right]+\sum_{i=1}^{12}\left[\left(F_{\mathrm{rtn}i}+F_{\mathrm{rbn}i}-F_{\mathrm{ltn}i}-F_{\mathrm{lbn}i}\right)s_i\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\left(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i}\right)l_i\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{rtz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}-F_{\mathrm{ltz}i}-F_{\mathrm{lbz}i}\right)w_1\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i}\right)w_2\right]+\sum_{i=1}^{4}\left[\mu\left(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i}\right)w_2\right]=f_yl_y \tag{6}$$

式中：$\ddot{x},\ddot{y},\ddot{z},\ddot{\alpha},\ddot{\beta},\ddot{\gamma}$分别为动子在伸缩、横移、浮沉、侧滚、点头、摇头这6个运动自由度的加速度；μ表示动子与导轨的摩擦因数；F_{q}表示牵引/制动力（正值为牵引力，负值为制动力）；$F_{\mathrm{ltz}i}$, $F_{\mathrm{lbz}i}$分别为动子左侧上部、下部的垂向止挡力；$F_{\mathrm{lty}i}$, $F_{\mathrm{lby}i}$分别为动子左侧上部、下部的横向止挡力；$F_{\mathrm{ltn}i}$, $F_{\mathrm{lbn}i}$分别为动子左侧所受到的上部、下部的电机法向力；$F_{\mathrm{rtz}i}$, $F_{\mathrm{rbz}i}$分别为动子右侧上部、下部的垂向止挡力；$F_{\mathrm{rty}i}$, $F_{\mathrm{rby}i}$分别为动子右侧上部、下部的横向止挡力；$F_{\mathrm{rtn}i}$, $F_{\mathrm{rbn}i}$分别为动子右侧所受到的上部、下部的电机法向力；I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}分别为动子绕x、y、z方向转动的转动惯量；h_1~h_6, w_1~w_2分别为对应止挡力、摩擦力到质心位置的垂向距离和横向距离；l_1~l_4, s_1~s_{12}为相应止挡力、摩擦力和法向力作用位置到质心的纵向距离；f_y,f_z分别为外界激扰的横向等效力和垂向等效力；l_y, l_z为对应等效力到质心的横向距离和垂向距离。

由动子的受力分析与运动方程可知，感应式动子的横移运动、垂向运动、侧滚运动、摇头运动和点头运动均存在外部激扰力作用，存在能量输入；摇头运动和点头运动均存在摩擦力，摩擦生热使整个系统能量出现一定耗散；垂向运动仅受到垂向止挡力与激扰力，不存在摩擦阻尼机制，使得垂向运动难以收敛。

2.2 永磁同步的电机动子受力与动力学分析

对于永磁式动子而言，当车辆静止时，动子底部与电机支架接触，用于克服动子的重力，当车体悬浮时，动子与车体同时浮起，此时动子的重力由电机力的垂向分力平衡。

采用相同方法对永磁式动子进行受力分析，其受力分析结果见图6。

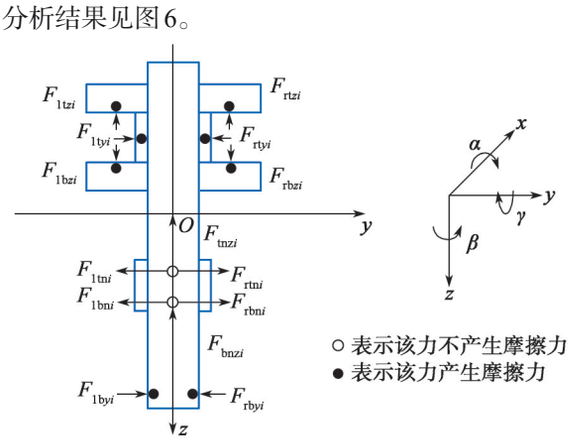


图6 永磁同步电机动子受力分析

Fig. 6 Force analysis of permanent magnet synchronous motor mover

永磁式动子受力状况与感应式动子受力相比，存在2个不同点：一是电机法向力的方向不同，永磁式动子受到两侧定子绕组线圈的吸引力，与感应式动子受

到的两侧推斥力相反；二是永磁式动子除受到电机法向引力外，还受到向上的电机垂向分力，与动子重力方向相反。因此，电机力特性不同是永磁式动子与感应式动子受力的主要差异。

在纵向方向2种动子受力相同，纵向运动方程与式(1)相同，永磁式动子的另外5个自由度运动（横向运动、垂向运动、侧滚运动、点头运动、摇头运动）的运动方程如下：

$$m\ddot{y}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{ltn}i}+F_{\mathrm{lbn}i})-\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{rtn}i}+F_{\mathrm{rbn}i})+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i})=f_y \tag{7}$$

$$m\ddot{z}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{ltz}i}+F_{\mathrm{rtz}i})-\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i})+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{tnz}i}+F_{\mathrm{bnz}i})=f_z \tag{8}$$

$$I_{xx}\ddot{\alpha}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rtz}i}-F_{\mathrm{ltz}i}-F_{\mathrm{rbz}i})w_1+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})h_2+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{rtn}i}-F_{\mathrm{ltn}i})h_4+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{rbn}i}-F_{\mathrm{lbn}i})h_5+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{lby}i}-F_{\mathrm{rby}i})h_6=f_yh_y+f_zw_z \tag{9}$$

$$I_{yy}\ddot{\beta}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}-F_{\mathrm{rtz}i}-F_{\mathrm{ltz}i})l_i+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{rtz}i}+F_{\mathrm{ltz}i})h_1+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{lbz}i}+F_{\mathrm{rbz}i})h_3+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{tnz}i}+F_{\mathrm{bnz}i})s_i+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{lty}i}+F_{\mathrm{rty}i})h_2-\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{lby}i}+F_{\mathrm{rby}i})h_6=f_zl_z \tag{10}$$

$$I_{zz}\ddot{\gamma}+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})l_i+\sum_{i=1}^{12}(F_{\mathrm{ltn}i}+F_{\mathrm{lbn}i}-F_{\mathrm{rtn}i}-F_{\mathrm{rbn}i})s_i+\sum_{i=1}^{4}(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i})l_i+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{rtz}i}+F_{\mathrm{rbz}i}-F_{\mathrm{ltz}i}-F_{\mathrm{lbz}i})w_1+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{rty}i}-F_{\mathrm{lty}i})w_2+\sum_{i=1}^{4}\mu(F_{\mathrm{rby}i}-F_{\mathrm{lby}i})w_2=f_yl_y \tag{11}$$

式中：$F_{\mathrm{tnz}i}$,$F_{\mathrm{bnz}i}$分别为动子上层永磁体和下层永磁体所受到的电机垂向分力。

由受力分析与运动方程可知，永磁式动子的横移运动、垂向运动、侧滚运动、摇头运动、点头运动均存在导轨不平顺激励，摇头运动和点头运动受到摩擦力矩作用，垂向运动受到止挡力与电机垂向分力作用。上述受力分析考虑了动子所有可能的受力情况，具体受力情况还与动子实际运行姿态有关。

2.3　边界条件与工况设定

为了客观对比2种驱动型式下速度1 000 km/h的动子动力学响应，需保证两者仿真模型的不平顺激励、线路参数、初始外力激扰、牵引/制动加速度等边界条件相同。以下是相关关键问题的简化处理：

①模型中导轨存在横向不平顺与垂向不平顺，横向不平顺和垂向不平顺均满足以下直线度要求：每4 m不大于0.06 mm，每20 m不大于0.12 mm。经过拟合所得的满足直线度要求的不平顺如图7所示。

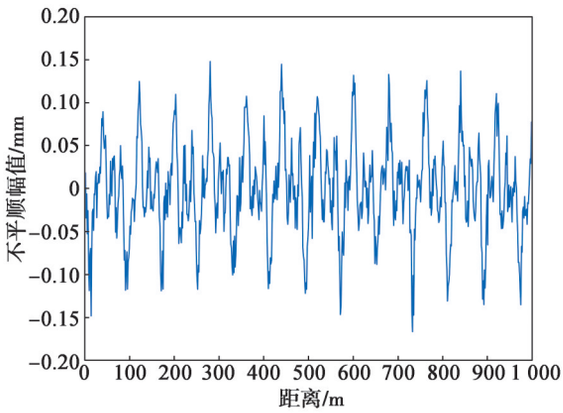


图7　导轨不平顺

Fig. 7　Irregularity of guideway

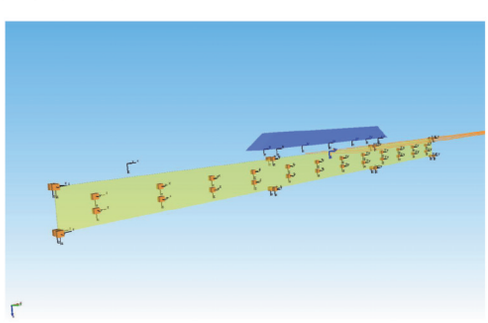
②为了反映2种驱动型式电机法向力在动子偏离理想中心时如何影响动子的运行，在t=0.1 s时，在动子的前、后两端和上、下两端（4个顶点滑块位置）施加了1个大小为5 kN的横向外力，时间持续到0.3 s结束，模拟在实际工作中动子起动前的随机摆放情况。

③为了体现电机法向力对动子作用的平面力特性，将动子法向力设定为上、下两组，但由于动子结构不同，在2种驱动型式中电机法向力上部与下部的作用位置间距不等，感应式动子上下间距为200 mm，永磁式动子上下间距为40 mm。

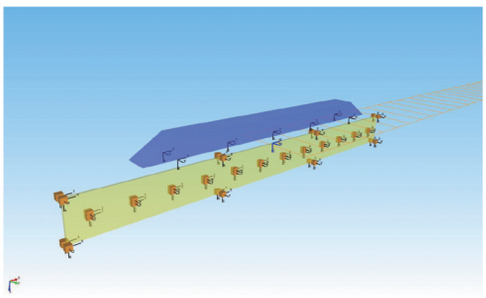
④由于2种电机型式的法向力作用特性不同，根据电磁有限元仿真得到的法向力随间隙变化关系设置等效刚度，模型设定感应式电机法向力横向刚度为57 kN/m，永磁同步式电机法向力等效刚度为156 kN/m，其电机力垂向分力的等效刚度为35 kN/m。

⑤总仿真时间9 s，分为加速（起动）、匀速（惰行）、减速（制动）3个阶段。车辆初始速度为0，仿真前4 s属于起动阶段，4~5 s为惰行阶段，最后4 s为制动阶段，最大加（减）速度大小为70 m/s^2，最大运行速度约为1 008 km/h。

在动力学仿真软件中建立的2种电机驱动的动子动力学模型如图8所示。



(a) 感应电机动子动力学模型



(b) 永磁同步电机动子动力学模型

图8　2种型式电机动子动力学模型

Fig. 8　Dynamic model of two types of motors

3　结果分析

3.1　动子横向响应与侧滚、摇头运动

图9~图13为基于上述仿真条件和假设得到的动子横向响应、侧滚运动和摇头运动的仿真结果。

由图9可知，初始横向外界激励使得感应式动子仅出现微小横向位移波动（最大为0.096 mm），外力失效后动子横移量迅速变为0；而永磁式动子在外界激励作用下始终偏向一侧，最大横向位移达到−1.173 mm，止挡与导轨发生摩擦，持续贴靠导轨运行。

由图10可知，2种动子最大横向加速度均发生在初始横向外力作用时，感应式动子最大加速度为−3.71 m/s^2，永磁式动子最大加速度为155.20 m/s^2；当外力作用消失后，永磁式动子最大加速度仍然接近60 m/s^2，感应式动子横向加速度在外力作用结束后迅速收敛，保持为0；永磁式动子横向加速度波动一直较大，无法收敛，这是因为永磁动子横向贴靠导轨运行，导轨横向不平顺造成动子横向振动较大。此外，还可以发现当工作状态切换为制动状态时，对2种动子的横向加速度的影响都较小。

由图11可知，初始横向外力激励使得2种驱动型式动子横向止挡滑块与导轨接触，产生横向冲击力，感应式动子最大横向冲击力为4.13 kN，永磁式动子为9.15 kN，但是当外力失效后，感应式动子迅速对中，之后冲击力减小为0，而永磁式动子始终承受来自导轨的横向冲击。

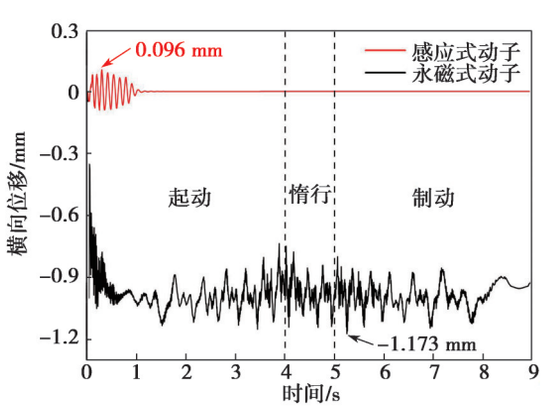


图9　动子横向位移

Fig. 9　Lateral displacement of movers

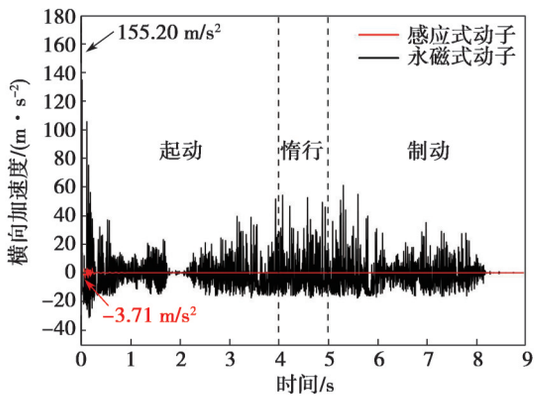


图10　动子横向加速度

Fig. 10　Lateral acceleration of movers

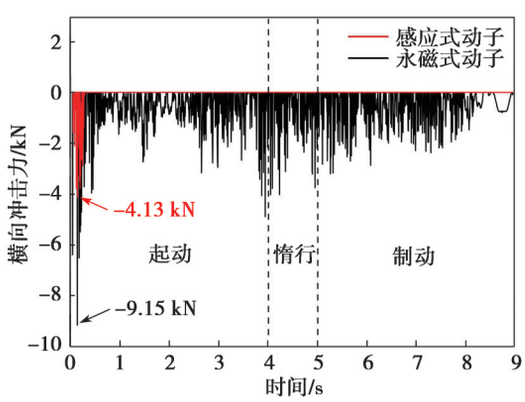


图11　2种型式动子横向冲击力

Fig. 11　Lateral impact force of two types of movers

由图12和图13可知，初始横向外力激励使得2种驱动型式动子均发生了左、右侧滚运动和摇头运动，并且在此时侧滚角和摇头角最大。不同之处在于，感应式动子的侧滚运动和摇头运动被迅速抑制，逐渐收敛为0，而永磁式动子侧滚运动和摇头运动无法收敛。

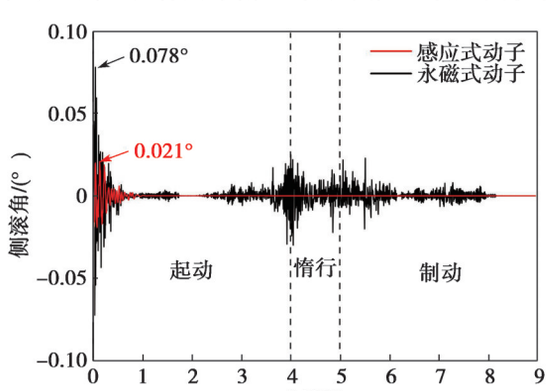


图12　动子侧滚角

Fig. 12　Roll angle of movers

总体而言，在同一横向外力激励作用下，由于电机法向力特性不同，2种驱动型式动子的横向响应、点头运动和摇头运动出现明显差异：感应式动子的电机

法向力有利于动子横向自动对中，使横向加速度迅速收敛，避免横向冲击，同时对动子侧滚运动和摇头运动具有明显抑制作用；而永磁式动子电机法向力在动子发生偏移时，仍指向偏移的一侧，使动子贴靠导轨运行，动子始终受到导轨横向不平顺冲击，加剧横向振动，其侧滚与摇头运动也无法收敛。

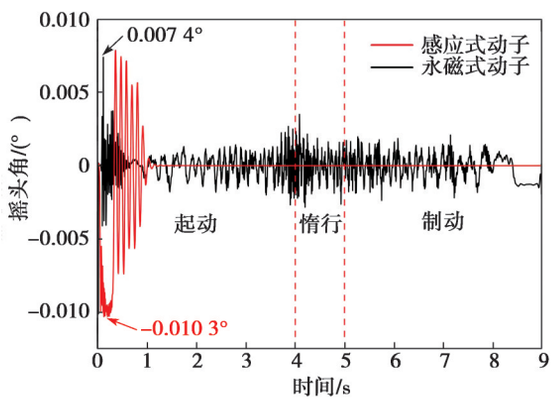


图 13　动子摇头角

Fig. 13　Yaw angle of movers

3.2　动子垂向响应与点头运动

图 14~图 17 为基于上述仿真条件和假设得到的动子垂向响应和点头运动的仿真结果。

由图 14 可知，2 种驱动型式动子最大垂向位移均出现在动子的工作状态由高速惰行状态切换为制动状态时，感应式动子最大垂向位移为 −2.87 mm，整体向上偏移，而永磁式动子在起动和惰行阶段垂向位移几乎为 0，但在制动阶段出现上下跳动。

由图 15 可知，2 种驱动型式的最大垂向振动加速度均发生在动子的工作状态由惰行切换为制动状态时，感应电机动子垂向振动加速度最大为 44.8 m/s^2，而永磁式动子垂向振动加速度最大为 27.68 m/s^2。除初始激励作用和制动切换时刻，感应式动子垂向加速度全程保持在 7~8 m/s^{2}左右，无法收敛，这是受到电机支架垂向不平顺影响；而永磁式动子在起动与匀速阶段几乎为 0，在制动阶段出现垂向振动较为剧烈。

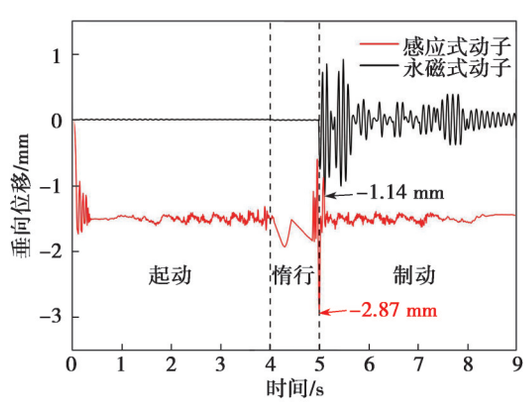


图 14　动子垂向位移

Fig. 14　Vertical displacement of movers

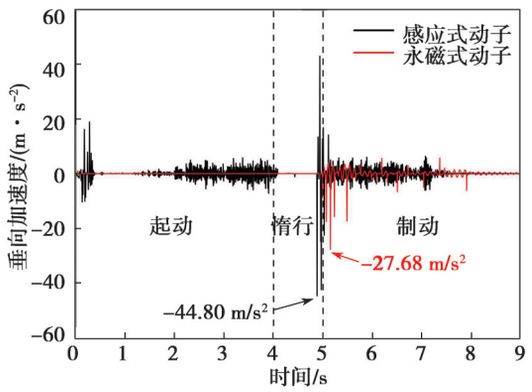


图 15　动子垂向加速度

Fig. 15　Vertical acceleration of movers

由图 16 可知，两者最大垂向冲击力均发生在进行制动时刻。感应式动子最大垂向冲击力为 11.52 kN，并且垂向冲击力出现了反向，这说明测点位置已经向上移动超过 3 mm，垂向止挡下部与导轨发生接触；而永磁式动子最大冲击力为 3.33 kN，起动阶段和惰行阶段冲击力为 0。

由图 17 可知，随着牵引、制动过程的切换，动子对应产生仰俯姿态。由于感应式动子与永磁式动力垂向止挡间隙不同，两者的点头幅度也不同，各状态点头运动基本保持稳定。

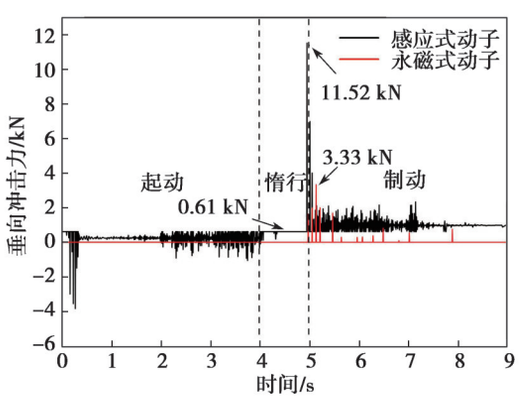


图 16　2 种驱动型式动子垂向冲击力

Fig. 16　Vertical impact force of two types of movers

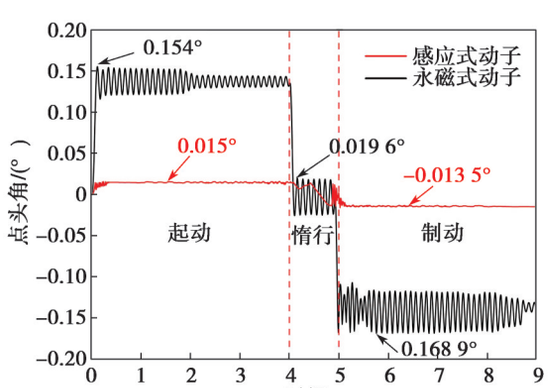


图 17　动子点头角

Fig. 17　Pitch angle of movers

2种驱动型式动子的垂向响应（包括动子的垂向位移、垂向加速度和垂向冲击力）与支撑方式有关，感应式动子通过垂向止挡上部与导轨接触来实现支撑，导轨垂向不平顺激励导致其垂向振动和冲击力无法收敛。永磁式动子依靠电机力的垂向分力来平衡重力，相当于底部存在弹性元件，可以起到一定的减振作用。此外，2种驱动型式动子的垂向响应还受到动子的运行状态影响，2种动子的最大垂向位移、最大垂向加速度和最大垂向冲击力均出现在制动的瞬间，因此制动时刻动子垂向动力学响应需要重点关注。2种驱动型式动子点头运动规律相同，都与推进装置的运动状态有关，“起动–惰行–制动”3种运行状态对应不同的点头角度。

4 结论

通过分析在速度1 000 km/h超高速条件下，分别采用直线感应电机和永磁同步电机进行电磁推进时动子的动力学响应结果，可以得到以下几点结论：

①由于电机法向力方向不同，2种驱动型式动子的横向响应、侧滚运动和摇头运动出现明显差异。感应式动子的电机法向力有利于动子横向自动对中，避免横向冲击，对动子侧滚运动和摇头运动有一定抑制作用；而永磁式动子电机法向力，在动子偏移时使动子贴靠导轨一侧运行，加剧横向振动，动子的侧滚运动和摇头运动均无法收敛。

②2种驱动型式动子的垂向响应（包括垂向位移、垂向加速度和垂向冲击力）与支撑方式有关：感应式动子通过垂向止挡上部与导轨接触来实现支撑，导轨垂向不平顺激励导致其垂向振动和冲击力无法收敛；永磁式动子依靠电机力的垂向分力来平衡重力，相当于底部存在弹性元件，起到一定减振作用。

③2种驱动型式动子的垂向响应与点头运动受动子运行状态影响较大：2种动子的最大垂向位移、最大垂向加速度和最大垂向冲击力均出现在制动的瞬间；2种驱动型式动子点头运动规律类似，起动和制动操作均会导致动子分别出现并保持较大的抬头角与点头角。

参考文献：

[1] 熊嘉阳, 邓自刚. 高速磁悬浮轨道交通研究进展[J]. 交通运输工程学报, 2021, 21(1): 177-198.
XIONG Jiayang, DENG Zigang. Research progress of high-speed maglev rail transit[J]. Journal of traffic and transportation engineering, 2021, 21(1): 177-198.

[2] 邓自刚, 张勇, 王博, 等. 真空管道运输系统发展现状及展望[J]. 西南交通大学学报, 2019, 54(5): 1063-1072.
DENG Zigang, ZHANG Yong, WANG Bo, et al. Present situation and prospect of evacuated tube transportation system[J]. Journal of southwest Jiaotong university, 2019, 54 (5): 1063-1072.

[3] DENG Zigang, ZHANG Weihua, ZHENG Jun, et al. A high-temperature superconducting maglev-evacuated tube transport (HTS Maglev-ETT) test system[J]. IEEE transactions on applied superconductivity, 2017, 27(6): 1-8.

[4] 徐飞, 罗世辉, 邓自刚. 磁悬浮轨道交通关键技术及全速度域应用研究[J]. 铁道学报, 2019, 41(3): 40-49.
XU Fei, LUO Shihui, DENG Zigang. Study on key technologies and whole speed range application of maglev rail transport[J]. Journal of the China railway society, 2019, 41 (3): 40-49.

[5] 王博. 真空管道高温超导磁悬浮车气动特性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2017.
WANG Bo. Study on aerodynamic characteristics of evacuated tube transport-high temperature superconducting maglev[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2017.

[6] 翟婉明, 赵春发. 现代轨道交通工程科技前沿与挑战[J]. 西南交通大学学报, 2016, 51(2): 209-226.
ZHAI Wanming, ZHAO Chunfa. Frontiers and challenges of sciences and technologies in modern railway engineering [J]. Journal of southwest jiaotong university, 2016, 51(2): 209-226.

[7] 张文跃, 赵正伟, 佟来生, 等. 高温超导高速磁浮交通系统悬浮导向与牵引方案研究[J]. 低温物理学报, 2020, 42(3): 158-167.
ZHANG Wenyue, ZHAO Zhengwei, TONG Laisheng, et al. Design of superconducting machine for propulsion, levitation and guidance of high-speed maglev[J]. Chinese journal of low temperature physics, 2020, 42(3): 158-167.

[8] 李宇航. 高温超导块材俘获磁通及悬浮特性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016.
LI Yuhang. Study of the flux trapping and levitation characteristics of the high temperature superconductor[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2016.

[9] 黄志川. 高温超导磁悬浮动态导向性能实验与仿真研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2020.
HUANG Zhichuan. Experimental and simulation studies on the dynamic guidance performance of high-TC superconducting maglev[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2020.

[10] 李成. 高温超导带材堆叠块体静态及动态悬浮特性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2020.
LI Cheng. Research on static and dynamic suspension characteristics of high-temperature superconducting strip stacking blocks[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2020.

[11] 刘博, 张东, 杨本康, 等. 高速磁浮车用高温超导直线电动机的研究综述[J]. 低温与超导, 2021, 49(4): 31-35.
LIU Bo, ZHANG Dong, YANG Benkang, et al. Development status of HTS linear motor for high speed maglev vehicle[J]. Cryogenics and superconductivity, 2021, 49(4): 31-35.

[12] 许金, 马伟明, 鲁军勇, 等. 分段供电直线感应电机气隙磁场分布和互感不对称分析[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(15): 61-68.
XU Jin, MA Weiming, LU Junyong, et al. Analysis of air-gap magnetic field distribution and mutual inductance asymmetry of sectionally powered linear induction motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(15): 61-68.

[13] 卢琴芬, 沈燚明, 叶云岳. 永磁直线电动机结构及研究发展综述[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(9): 2575-2587.
LU Qinfen, SHEN Yiming, YE Yunyue. Development of permanent magnet linear synchronous motors structure and research[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(9): 2575-2587.

[14] 杜超, 孟大伟. 基于场路结合法的电磁弹射用新型永磁直线同步电机的研究[J]. 电机与控制学报, 2019, 23(9): 65-74.
DU Chao, MENG Dawei. Investigation of permanent magnet linear synchronous motor for electromagnetic launch based on field-circuit combined method[J]. Electric machines and control, 2019, 23(9): 65-74.

[15] 曹杨, 祝长生. 高速磁浮列车用永磁直线同步电机特性有限元分析[J]. 微电机, 2007(2): 17-20.
CAO Yang, ZHU Changsheng. Analysis on characteristics of a permanent magnet linear synchronous motor for high speed maglev by finite element method[J]. Micromotors, 2007(2): 17-20.

[16] WANG Hongliang, LI Jian, QU Ronghai, et al. Study on high efficiency permanent magnet linear synchronous motor for maglev[J]. IEEE transactions on applied superconductivity, 2018, 28(3): 1-5.

[17] 刘希军, 张昆仑, 陈殷. 单边直线感应电机最优滑差频率控制研究[J]. 系统仿真学报, 2015, 27(4): 859-865.
LIU Xijun, ZHANG Kunlun, CHEN Yin. Research on optimal slip frequency control of single-sided linear induction motor[J]. Journal of system simulation, 2015, 27(4): 859-865.

[18] 鲁军勇, 马伟明, 李朗如. 高速长初级直线感应电动机纵向边端效应研究[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(30): 73-78.
LU Junyong, MA Weiming, LI Langru. Research on longitudinal end effect of high speed long primary double-sided linear induction motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28 (30): 73-78.

收稿日期：2023-03-20
修回日期：2023-06-19