

单轨火箭橇在轨动力特性数值分析

周学文^{1,2}, 赵项伟², 杨 珍², 范 坤²

(1. 西安交通大学 机械工程学院, 西安 710049;

2. 中国兵器工业集团有限公司 中国兵器工业试验测试研究院, 陕西 华阴 714200)

摘 要: 为系统性分析火箭橇在轨动力特性,采用三维 Euler-Bernouli 梁单元对火箭橇系统进行离散,通过重构生成程不平顺轨建立考虑轨道不平顺及滑靴磨损的靴轨非线性接触力模型,由 Newmark- β 结合 Newton-Raphson 局部迭代求解非线性动力学方程获得火箭橇在轨动力特性数值解,并通过试验验证,计算结果表明:马赫数为 2 的速度下火箭橇质心竖向过载峰值约为 2 700g;火箭橇在轨占空比与航向速度成正比,马赫数为 2 的速度下竖向火箭橇在轨占空比为 16%;高速段滑靴磨损量占全弹道磨损量的 84%,靴轨单次接触磨损量与航向速度 3 次方成正比。

关 键 词: 单轨火箭橇; 动力特性; 过载; 占空比; 滑靴磨损

中图分类号: V216.7

文献标志码: A

Numerical analysis of dynamic characteristics of monorail rocket sled on rail

ZHOU Xuewen^{1,2}, ZHAO Xiangwei², YANG Zhen², FAN Kun²

(1. School of Mechanical Engineering,

Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Norinco Group Test and Measuring Academy,

China North Industries Group Corporation Limited, Huayin Shaanxi 714200, China)

Abstract: To systematically analyze the dynamic characteristics of rocket sled travelling along rail, the three-dimensional Euler-Bernouli beam elements were used to discretize the rocket sled system, and the nonlinear contact force model of the slipper-rail considering rail irregularity and slipper wear was established by reconstructing the long-range irregularity rail, and finally, the nonlinear dynamics equations was solved by Newmark- β combined with Newton-Raphson local iteration method to obtain the numerical solution of dynamic characteristics on rocket sled. Though experimental verification, the results showed that the peak value of the vertical overload to the mass of rocket sled was about 2 700g at Mach number of 2 speed; the duty cycle of rocket sled on rail was proportional to forward speed, and the vertical duty cycle of rocket sled was 16% at Mach number of 2 speed; the wear of slippers in high speed section accounted for 84% of the total trajectory wear, and the single contact wear of slipper-rail was proportional to the third power

收稿日期:2021-05-20

基金项目:基础科研项目

作者简介:周学文(1979—),男,研究员,博士生,主要从事火箭橇总体设计研究。

通信作者:赵项伟(1992—),男,工程师,硕士,主要从事火箭橇在轨动力特性研究。E-mail:zhaoxiangwei1992@sina.cn

引用格式:周学文,赵项伟,杨珍,等. 单轨火箭橇在轨动力特性数值分析[J]. 航空动力学报,2022,37(6):1327-1335. ZHOU Xuewen, ZHAO Xiangwei, YANG Zhen, et al. Numerical analysis of dynamic characteristics of monorail rocket sled on rail [J]. Journal of Aerospace Power,2022,37(6):1327-1335.

er of the forward speed.

Key words: monorail rocket sled; dynamic characteristics; overload; duty cycle; slipper wear

火箭橇是 20 世纪中后期发展起来的一种大型、高精度地面动态模拟试验设备^[1],用于解决航空、航天、常规武器装备在高速、大过载条件下遇到的一系列性能指标测试难题。国内火箭橇试验虽起步较晚,但经过近三十年发展,火箭橇在轨速度不断提高。随着火箭橇试验逐渐迈向高超声速,如何克服在轨严苛的力学环境成为火箭橇设计的重点与难点。现有研究表明,火箭橇在轨解体或轨道断裂大多是由于高速条件下橇轨之间的强相互作用^[2],因此分析火箭橇系统在轨特性变得尤为重要。然而由于火箭橇在轨运行状态呈现高非线性、高随机性^[3]特点,导致火箭橇在轨特性分析变得尤为困难。火箭橇在轨动力特性主要分为以下三点:火箭橇在轨振动特性、火箭橇在轨占空比、火箭橇滑靴磨损特性。火箭橇振动特性分析是目前研究的热点,主要为得到火箭橇在轨过载特性,占空比则为分析滑靴与轨道接触时长占比,滑靴磨损用于评估滑靴磨损量。

国内外有关火箭橇动力学研究主要集中于火箭橇在轨振动特性分析,其中王健^[4]采用集中质量模型分析了滑靴间隙、地面风速等因素对双轨火箭橇在轨特性的影响。顾凯旋等^[5]则通过商用软件获得橇体刚度质量阵进行火箭橇动力学计算,但上述分析均缺乏试验数据支撑。杨珍等^[6]采用有限元软件对单轨火箭橇在轨特性进行了分析,其过载方均根与试验数据较为吻合,但受限于庞大的网格量,使其只能对最大速度点等典型工况进行定常特性计算。Furlow^[7]利用 DADS 软件对窄轨火箭橇在轨响应进行预测,预测结果成功包络试验结果,但并未获得全时程动力学特性。对于靴轨占空比,早在 2000 年美国 Holloman 基地研究人员^[8]便认识到火箭橇高速运动中滑靴状态以悬空为主,接触为辅,但国内对与占空比认识仍然十分有限,计算时仍易假设靴轨恒为接触状态^[9]。滑靴磨损研究目前则以机理分析为主^[10-11],鲜有全时段磨损分析。

为进一步系统性分析单轨火箭橇在轨动力特性,采用三维 Euler-Bernoulli 梁单元建立橇体有限元模型,使用 Achard 机械磨损理论计算滑靴磨损,由赫兹接触理论变体得到靴轨非线性接触力,

通过轨道不平顺度功率谱密度函数(power spectrum density, PSD)对轨道短程不平顺数据重构获得了长程轨道不平顺数据,最后采用 Newmark- β 法结合 Newton-Raphson 局部迭代求解橇体非线性运动方程,最终由火箭橇在轨振动特性、火箭橇在轨占空比、火箭橇滑靴磨损特性三方面入手对火箭橇在轨动力特性进行分析,以期火箭橇设计提供理论支持。

1 火箭橇非线性动力学方程

1.1 火箭橇试验概述及建模

试验中火箭橇系统主要分为两级,分别为产品橇及推力橇,两者采用推力面接触方式传递推力。推力橇装有固体火箭发动机作推进。火箭橇系统点火后弹道如图 1 所示,在发射后约 2.6 s 达到设定弹道最大速度为 700 m/s(实测发射后约 2.7 s 达到极速 702 m/s),其后发动机燃料消耗殆尽,系统在气动阻力与摩擦力的作用下减速滑行,产品橇质心装有采用频率为 5 000 Hz,量程为 5 000g 加速度传感器,发射前气温为 20.6 °C,风速约为 0.1 m/s。

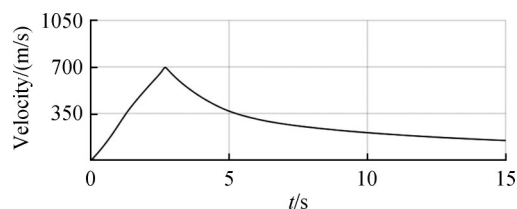


图 1 理论弹道

Fig.1 Theoretical trajectory

产品橇主要由整流罩(fairing)、仪器舱(product compartment)及前后两组滑靴(front slipper、back slipper)组成,系统结构如图 2 所示,滑靴下表面距火箭橇中轴线高为 H ,前后滑靴间距为 L 。在火箭橇系统运行过程中,主要受到靴轨接触力(F_{contact})、重力(F_{gravity})、气动力($F_{\text{aerodynamic}}$)的作用^[11],为简化计算,忽略推力橇对系统动力特性的影响,采用 3 维 Euler-Bernoulli 梁单元将产品橇离散为图 3 所示有限元模型,靴轨接触力、重力、气动力施加在相应节点上。

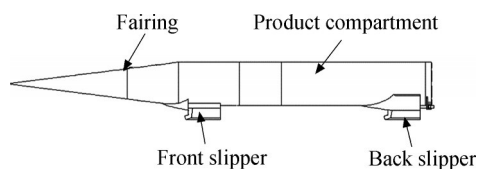


图2 产品橇结构示意图

Fig.2 Diagram of structure on product sled

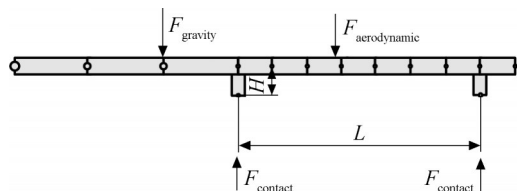


图3 产品橇梁单元模型

Fig.3 Beam element model in product sled

1.2 三维 Euler-Bernouli 梁单元单元矩阵的建立

火箭橇在轨动力方程可由式(1)表示。其中 M 、 K 、 C 为系统质量、刚度及阻尼矩阵, F_c (若滑靴位于 i 、 j 节点, 则 F_c 写为 $F_c = [F_{ci} \ 0 \ 0 \ \dots \ F_{cj} \ 0 \ \dots]$)、 F_g 、 F_a 则代表靴轨接触力、重力及气动力矢量。

$$M\ddot{q} + C\dot{q} + Kq = F_c + F_g + F_a \quad (1)$$

为求解式(1), 首先要得到火箭橇系统的刚度矩阵与质量矩阵, 为此采用三维 Euler-Bernouli 梁单元对单轨火箭橇进行离散。为便于推导, 以一维梁单元入手对梁单元刚度矩阵及质量矩阵进行分析, 图4为 Euler-Bernouli 梁单元自由度示意图^[12], 每个单元由两个节点组成, 每个节点包含平动与转动两个自由度, 定义为 u 、 φ , 下标 e1、e2 分别表示单元的节点, $u_{e1}(t)$ 、 $\varphi_{e1}(t)$ 分别代表节点1在 t 时刻的位移及转角, 其余节点同理。 l_e 为单元长度, ξ 为 $0 \sim l_e$ 中间任意一点, O 为坐标原点, 轴向为 z 向, 为简化分析, 假设单元为各向同性, 材料弹性模量为 E_e 。

图4所示梁单元位移可由下式表述:

$$q_e = [u_{e1} \ \varphi_{e1} \ u_{e2} \ \varphi_{e2}]^T \quad (2)$$

则单元内任一截面的位移 $u_{e\xi}$ 通过位移插值函数可表示为

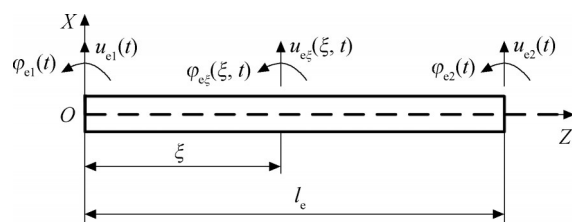


图4 梁单元

Fig.4 Beam element

$$u_{e\xi}(\xi, t) = [N_1 \ N_2 \ N_3 \ N_4] q_e \quad (3)$$

忽略剪切变形以及旋转惯性的影响, 则 Hermitian 形函数 N_i 为

$$\begin{aligned} N_1 &= 1 - 3\frac{\xi^2}{l_e^2} + 2\frac{\xi^3}{l_e^3} \\ N_2 &= \xi - 2\frac{\xi^2}{l_e} + \frac{\xi^3}{l_e^2} \\ N_3 &= 3\frac{\xi^2}{l_e^2} - 2\frac{\xi^3}{l_e^3} \\ N_4 &= \frac{\xi^3}{l_e^2} - \frac{\xi^2}{l_e} \end{aligned} \quad (4)$$

单元的应变能可写为

$$V_e = \frac{1}{2} \int_0^{l_e} \frac{\partial^2 u_{e\xi}(\xi, t)}{\partial^2 \xi} E_e I_y \frac{\partial^2 u_{e\xi}(\xi, t)}{\partial^2 \xi} d\xi \quad (5)$$

将式(3)、式(4)代入式(5)可得

$$V_e = \frac{1}{2} q_e^T K_e q_e \quad (6)$$

单元刚度矩阵 K_e 为

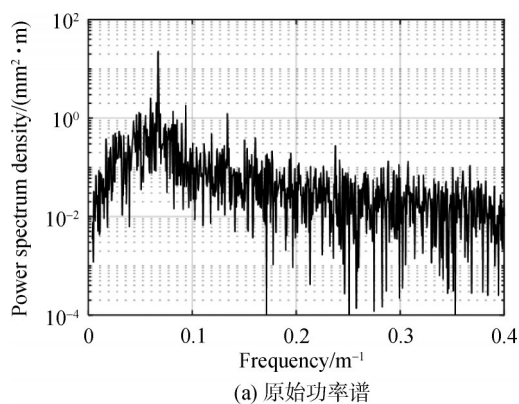
$$K_e = \int_0^{l_e} E_e I_y \frac{d^2 N^T}{d\xi^2} \cdot \frac{d^2 N}{d\xi^2} d\xi \quad (7)$$

式中 $N = [N_1 \ N_2 \ N_3 \ N_4]$ 。

单元刚度矩阵为

$$K_e = \frac{E_e I_y}{l_e^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l_e & -12 & 6l_e \\ 6l_e & 4l_e^2 & -6l_e & 2l_e^2 \\ -12 & -6l_e & 12 & -6l_e \\ 6l_e & 2l_e^2 & -6l_e & 4l_e^2 \end{bmatrix} \quad (8)$$

考虑到 X - Y 、 Z - Y 自由度, 则刚度矩阵为



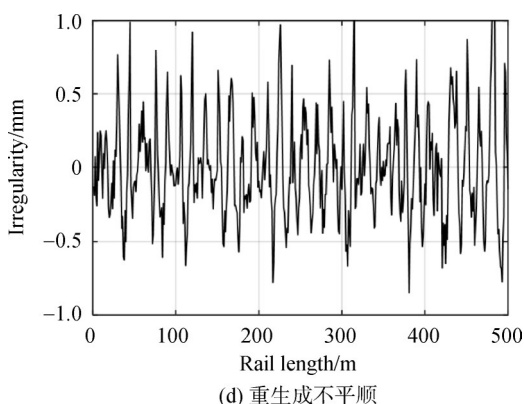
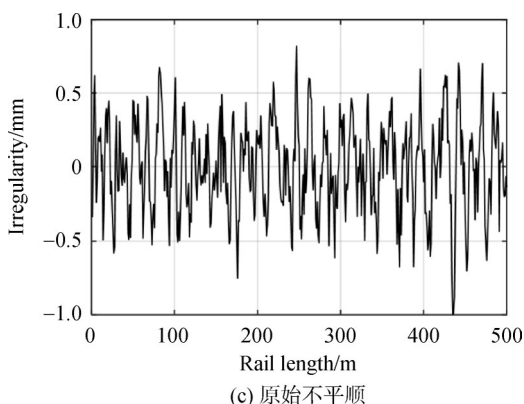
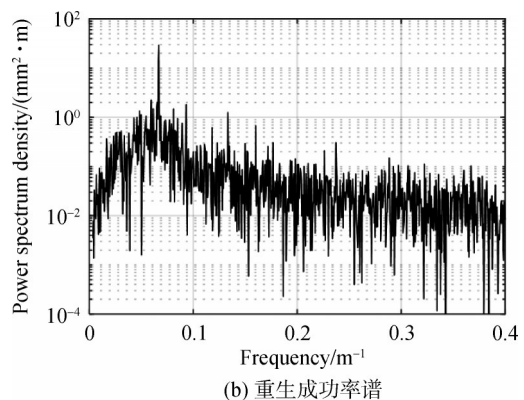


图5 原始与重构轨道对比

Fig.5 Comparison of original and reconstructed rails

$$\begin{cases} F_{ci} = K_{c1}(-u_{ei} + \epsilon)^{1.5} + C_{c1}(u_{ei} - \epsilon)(\dot{u}_{ei} - \dot{\epsilon}) & (u_{ei} - \epsilon) \leq -W_{top} \\ F_{ci} = 0 & -W_{top} < (u_{ei} - \epsilon) < J + W_{bottom} \\ F_{ci} = -K_{c2}(u_{ei} - \epsilon - J)^{1.5} - (u_{ei} - \epsilon - J)C_{c2}(\dot{u}_{ei} - \dot{\epsilon}) & (u_{ei} - \epsilon) \geq J + W_{bottom} \end{cases} \quad (16)$$

1.6 火箭橇非线性动力学方程时域求解及验证

对于火箭橇动力学方程,采用Newmark- β 法对其进行时域求解,Newmark- β 积分法是线性加速度法的一种推广^[15],采用如下假设:

$$\begin{cases} \dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + [(1-\beta)\ddot{q}_n + \beta\ddot{q}_{n+1}]dt \\ q_{n+1} = q_n + \dot{q}_n\Delta t + [(0.5-\alpha)\ddot{q}_n + \alpha\ddot{q}_{n+1}]dt^2 \end{cases} \quad (17)$$

式中 dt 为时间步长, n 为时间步数, α 和 β 为固定

1.5 火箭橇靴轨非线性接触力模型

火箭橇在轨运行中,在垂直于弹道方向激励力主要有重力 F_g 、气动力 F_a 以及靴轨接触力 F_c ,其中重力较易确定,气动力则可由流体计算软件 Fluent 计算若干速度点后插值得到,因此,唯一待解决的便是靴轨接触力的求解,同时靴轨之间的高相互作用正是火箭橇在轨产生高过载的主因,为此准确获得靴轨接触力是火箭橇动力学分析的重中之重,参考机械系统动力学自动分析软件 (ADAMS) 内置的接触模型^[14]并做适当简化,则滑靴节点 i 的靴轨接触力函数模型为

$$F_{ci} = K_c(u_{ci})^{1.5} + C_c u_{ci} \dot{u}_{ci} \quad (13)$$

其中 u_{ci} 、 $\dot{u}_{ci}$ 代表接触深度与接触速度,接触刚度 K_c 与接触阻尼 C_c 则通过有限软件建立靴轨接触模型进行模拟碰撞得到。确定 K_c 、 C_c 后,只需获得 u_{ci} 、 $\dot{u}_{ci}$ 便可得到靴轨接触力,以滑靴上表面接触为例,考虑到轨道不平顺的影响,滑靴节点 i 的侵入深度与侵入速度可写作

$$\begin{cases} u_{ci} = u_{ei} - \epsilon \\ \dot{u}_{ci} = \dot{u}_{ei} - \dot{\epsilon} \end{cases} \quad (14)$$

此时靴轨接触力可写作

$$F_{ci} = K_c(-u_{ei} + \epsilon)^{1.5} + C_c(u_{ei} - \epsilon)(\dot{u}_{ei} - \dot{\epsilon}) \quad (15)$$

滑靴竖向接触状态有3种状态,滑靴上滑块与轨道接触、悬空、滑靴下滑块与轨道接触,同时考虑到滑靴间隙随滑靴磨损的变化,滑靴节点 i 的竖向接触力可由式(16)描述,其中 K_{c1} 、 K_{c2} 、 C_{c1} 、 C_{c2} 分别为滑靴上、下滑块与轨道的接触刚度与阻尼, W_{top} 、 W_{bottom} 代表上下滑块磨损量, J 则代表靴轨初始设计间隙。侧向接触力同理可得。

参数。一般,为了保证精度与稳定性

$$\begin{cases} \beta \geq 0.5 \\ \alpha \geq 0.25(0.5 + \beta)^2 \end{cases} \quad (18)$$

由于引入非线性靴轨接触力以及耦合项 Achar 机械磨损,导致运动方程(式(1))无法直接求解,为此引入 Newton-Raphson 迭代对其求解。假设运动方程可写为

$$F(q) = 0 \quad (19)$$

其中 $F(\mathbf{q}) = [f_1(\mathbf{q}) f_2(\mathbf{q}) f_3(\mathbf{q}) \cdots f_m(\mathbf{q})]^T$, m 代表方程未解自由度, 则 Newton-Raphson 第 k 次迭代形式可以写为

$$\mathbf{q}_{k+1} = \mathbf{q}_k - \frac{F(\mathbf{q}_k)}{F'(\mathbf{q}_k)} \quad (20)$$

对于包含 m 自由度方程, $F'(\mathbf{q})$ 可写为

$$F'(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_m} \\ \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_m(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_m(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_m(\mathbf{q})}{\partial q_m} \end{bmatrix} \quad (21)$$

由此, 式(1)便可求解, 将计算结果与安装在火箭橇质心过载传感器实测数据对比, 其结果如图 6 所示(其中纵坐标 a 表示加速度, g 表示重力加速度)。图 6(a)、图 6(b)为实测与数值计算竖向过载对比, 由图中结果可知数值计算结果与实测数据包络线总体趋势基本一致, 但仍与实测略有差异, 其原因可能有如下几点: ①计算中轨道不平顺度与实际试验时不一致, 轨道不平顺是引起火箭橇系统在轨振动的关键因素, 但测量轨道不平顺度耗时巨大, 导致计算中轨道不平顺数据往往是滞后于试验时实际轨道不平顺, 进而导致误差; ②火箭橇采用梁单元离散虽可反映其整体特性但难以描述细微结构对系统的影响; ③推力橇对产品橇动力特性仍有一定影响。

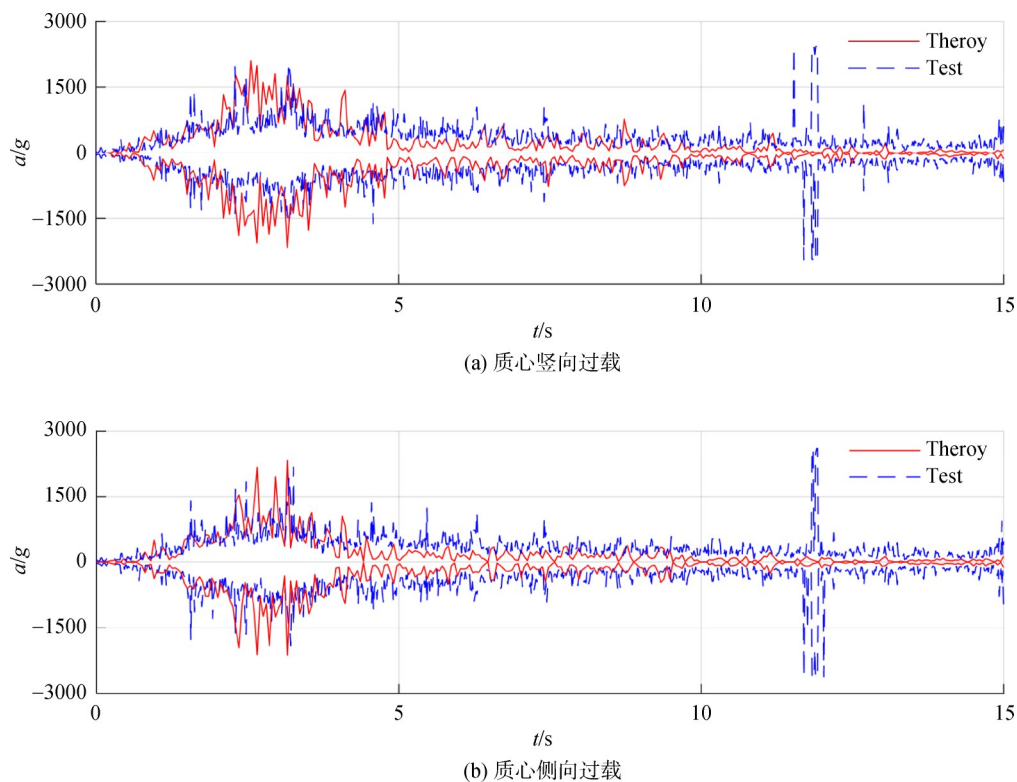


图 6 试验验证

Fig.6 Experimental verification

2 火箭橇在轨动力特性分析

2.1 火箭橇在轨振动特性

火箭橇在轨振动是动力学分析中的关键, 分析在轨振动目的主要有两点, 第一为火箭橇准静态刚度分析提供输入边界, 保证火箭橇在轨安全性; 第二用于衡量在轨力学环境是否满足被试

品及测试设备工作工况, 火箭橇质心在轨过载随速度变化曲线如图 7 所示。

由图 7(a)可知火箭橇侧竖向过载与航向速度平方成正比, $Ma=2$ 速度下过载峰值约为 $2700g$, Holloman 分析人员认为其与速度线性相关^[16], 这可能是由于采样点不足导致或结构设计不同导致的, 同时受到轨道随机不平顺影响, 实际

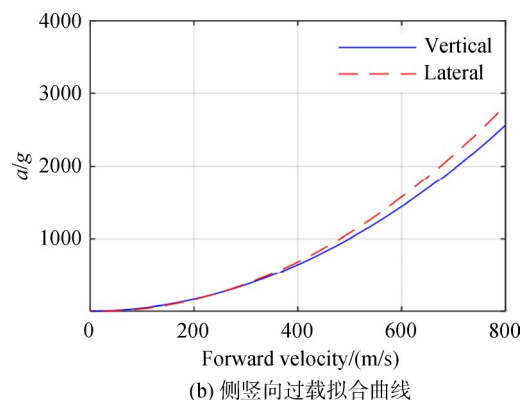
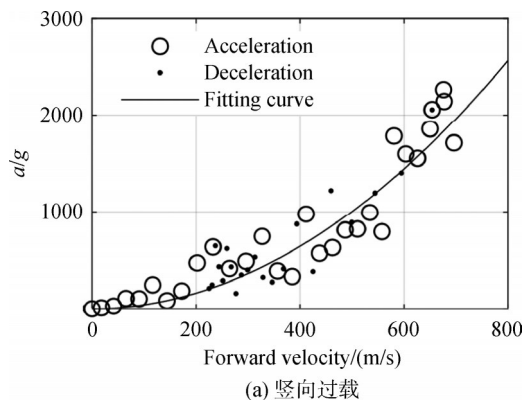


图7 火箭橇质心过载

Fig.7 Centroid overload of rocket sled

过载在拟合曲线附近波动,同时值得注意的是现有理论认为火箭橇侧向过载一般是竖向的0.6倍,该理论为参考 Holloman 手册发展而来^[17],而计算结果(见图7(b))与测试结果均表明该型火箭橇侧竖向过载值更接近1,现有准静态刚度校核方法若侧向过载按照竖向0.6比例计算有可能导致结构强度较弱,无法满足火箭橇在轨安全运行要求,产生此差异原因需进一步探究。

2.2 火箭橇在轨占空比

火箭橇占空比主要描述靴轨接触时间占全弹道时长占比,对于火箭橇弹道计算中只有准确认识及应用占空比才能得到有效的等效摩擦系数,进而提高弹道计算精度。滑靴磨损评估中同样需要占空比这一重要参数,火箭橇系统在轨占空比随速度时间曲线如图8所示。

由图8(a)可知火箭橇竖向占空比随速度增加而线性增加,在 $Ma=2$ 速度下占空比达到极值约为16%,根据拟合结果,在约 $Ma=12.5$ 速度条件下,火箭橇占空比为100%,此时靴轨一直保持接触状态,Hooser^[18]认为 Holloman 轨道中火箭橇系统占空比约为30%,但未指明在何速度下达

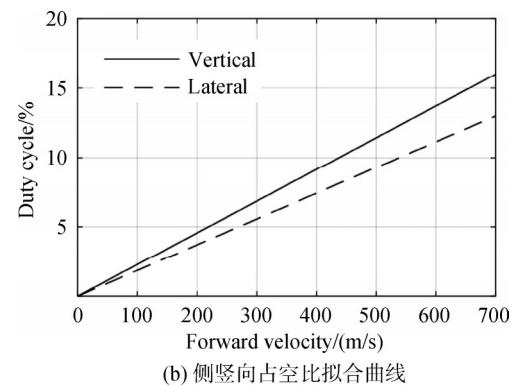
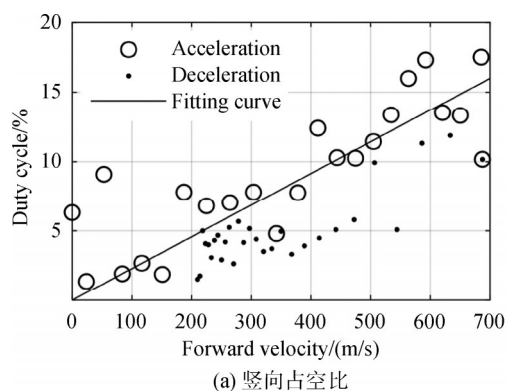


图8 火箭橇占空比

Fig.8 Duty cycle of rocket sled

到。对比加减速两种工况下同速度占空比,可见减速段占空比明显小于加速度段,鉴于两者之间仅有靴轨间隙由磨损而增加这一变量,因此可以推论在相同速度下随着滑靴间隙的增加,占空比降低。侧竖占空比拟合曲线见图8(b),可见侧向占空比小于竖向, $Ma=2$ 下约为12%。

2.3 火箭橇滑靴磨损初探

火箭橇在轨运行中滑靴不可避免地产生磨损,滑靴不断磨损导致靴轨间隙增加进而使得滑靴失去其约束作用,同时间隙的改变也会间接导致火箭橇在轨特性偏离设计值,现有的滑靴分析磨损方法主要有两种,第1种在静态条件下对火箭橇施加外载荷及过载获得滑靴静态支反力,并假设该支反力等于该速度条件下靴轨碰撞力进而预估其磨损,第2种则是根据实测过载数据反推靴轨碰撞力分析磨损。前者由静态推导动态,假设靴轨接触力等于该速度下橇体受到载荷及过载在滑靴上的分量,实际上靴轨接触力不仅受到上述因素的影响,也受到轨道不平顺及靴轨间隙的影响,静态支反力难以反映其实际的动态碰撞力,因此无法反应靴轨磨损真实变化,后者虽可以较

准确获得滑靴磨损量,但是以测试数据反推,失去了理论预示作用。

为分析滑靴磨损趋势与磨损量,将磨损理论带入到动力学模型中进行迭代计算以弥补上述不足,进而得到磨损趋势与总磨损量,以后滑靴竖向磨损为例,数值计算结果如图 9~图 11 所示。

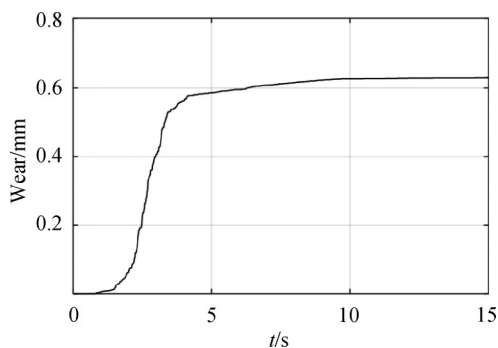


图 9 后滑靴磨损曲线

Fig.9 Wear curve of back slipper

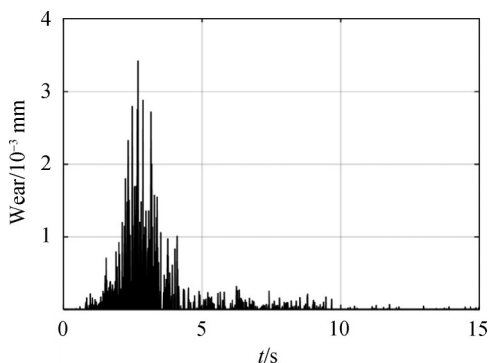


图 10 后滑靴单次接触磨损量

Fig.10 Single contact wear of back slipper

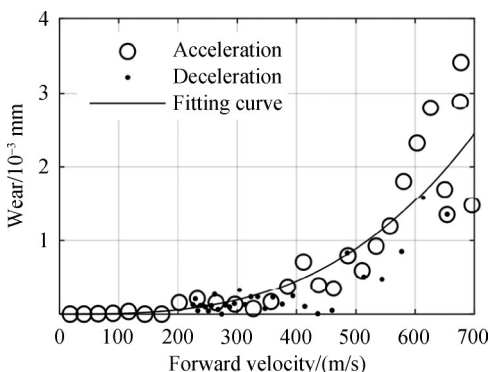


图 11 不同速度下单次磨损量

Fig.11 Single wear under different velocities

由图 9 中结果可知,火箭橇后滑靴总磨损量为 0.63 mm,与通过此次火箭橇试验回收后实测后滑靴磨损量(0.75 mm)较为接近,同时大部分磨损产生于高速段,若定义达到弹道最大速度

70% 为火箭橇系统高速段,则在该火箭橇中高速段占总时长 13%,产生磨损 0.52 mm,占比达到总磨损量的 84%。火箭橇靴轨接触单次磨损量见图 10,单次磨损量最大值为 0.003 4 mm,发生在 2.69 s,此时火箭橇达到最大弹道速度 700 m/s。火箭橇单次磨损量随速递变化曲线如图 11 所示,由图可知单次磨损量与航向速度 3 次方正相关,该结论也可由文中第 2.1 节与文中第 2.2 节结论间接得到,文中第 2.1 节中过载间接反映了靴轨接触力(表征 $p(t)A$)与航向速度平方成正比关系,文中第 2.2 节则得到了占空比(表征有效接触距离 $V(t)dt$)与航向速度成正比,由式(11)不难得到单次磨损量与航向速度 3 次方正相关这一结论。

事实上,火箭橇在轨磨损评估仍是火箭橇在轨动力特性评估中难度极大的一环,不同的航向速度下磨损系数不尽相同,Achard 机械磨损理论也未必适用高马赫数下磨损量评估,只有进一步深入研究火箭橇滑靴在轨磨损机理及不同理论适用范围,才可结合动力学分析准确获得滑靴滑块在轨磨损趋势。

3 结 论

本文以三维 Euler-Bernouli 梁单元对单轨火箭橇进行了离散,构建了长程不平顺轨道,对考虑滑靴磨损及靴轨非线性接触力的火箭橇运动方程进行求解,其结果与试验有较高一致性,数值分析结果如下:

1) 单轨火箭橇侧竖向过载与航向速度平方成正比, $Ma=2$ 速度下过载峰值约为 2 700g,实测与理论分析均表明该型火箭橇侧竖向过载比值近似为 1,而非 Holloman 手册中推荐的 0.6,但产生此差异原因仍需进一步探究。

2) 火箭橇占空比随航向速度线性增加,在 $Ma=2$ 速度下火箭橇系统竖向占空比达到极值约为 16%,侧向占空比约为竖向 75%,在相同速度条件下,滑靴间隙增加,占空比降低。

3) 火箭橇滑块磨损绝大部分发生在高速段,高速段磨损量占到全弹道磨损量的 84%,滑靴单次磨损量与航向速度 3 次方成正比。

数值计算结果中的离散点再次印证了火箭橇系统的高非线性、高随机性特性,该特性在高速度下尤为明显,为此在高马赫数火箭橇系统设计中,需要留出足够的安全系数以应对超出设计范围的

随机波动,以保证火箭橇在轨安全运行。

参考文献:

- [1] BEUTLER F J. Precision measurement of supersonic rocket sled velocity: Part II [J]. Journal of Jet Propulsion, 2015, 28 (12): 809-816.
- [2] LAIRD D J. The investigation of hypervelocity gouging[D]. Dayton, Ohio, USA: Air Force Institute of Technology Air University, 2002.
- [3] HOOSER M, SCHWING A. Validation of dynamic simulation techniques at the holloman high speed test track[R]. AIAA 2000-0155, 2000.
- [4] 王健. 高速火箭橇-轨道系统耦合动力学研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2011.
WANG Jian. The research for coupled dynamics of high speed rocket sled-track systems[D]. Nanjing: Nanjing University of Science Technology, 2011. (in Chinese)
- [5] 顾凯旋, 龚明生, 王磊, 等. 双轨火箭橇全时程动力学仿真分析研究[J]. 航空工程进展, 2020, 11(2): 245-250.
GU Kaixuan, GONG Mingsheng, WANG Lei, et al. Study on full time dynamics simulation of two-track rocket sled[J]. Advances in Aeronautical Science and Engineering, 2020, 11 (2): 245-250. (in Chinese)
- [6] 杨珍, 范坤, 胡兵, 等. 超声速单轨火箭橇动态载荷预示技术研究[J]. 兵器装备工程学报, 2019, 40(3): 247-251.
YANG Zhen, FAN Kun, HU Bing, et al. Study on dynamic load prediction of the supersonic monorail rocket sled[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2019, 40 (3): 247-251. (in Chinese)
- [7] FURLOW J S. Parametric dynamic load prediction of a narrow gauge rocket sled[D]. Las Cruces, New Mexico, US: New Mexico State University, 2006.
- [8] LAMB JAMES L. Critical velocities for rocket sled excitation of rail resonance[J]. Johns Hopkins APL Technical Digest, 2000, 21(3): 448-458.
- [9] 房明, 孙建红, 余元元, 等. 火箭橇系统的摩擦力分析与计[J]. 航空动力学报, 2017, 32(11): 2769-2776.
FANG Ming, SUN Jianhong, YU Yuanyuan, et al. Friction analyses of the rocket sled system[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(11): 2769-2776. (in Chinese)
- [10] SUN K, PENG W X, WEI B H, et al. Friction and wear characteristics of 18Ni (300) maraging steel under high-speed dry sliding conditions[J]. Materials, 2020, 13(7), 1485-1494.
- [11] 魏兵辉, 孙琨, 王云鹏, 等. 高速干滑动摩擦系数的有限元方法研究[J]. 西安交通大学学报, 2020, 54(6): 82-89.
WEI Binghui, SUN Kun, WANG Yunpeng, et al. Finite element prediction for friction coefficient of high speed dry sliding[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2020, 54(6): 82: 89. (in Chinese)
- [12] WANG F, LUO G H, YANG X G, et al. Research on modeling and dynamic characteristics of complex coaxial rotor system[J]. Journal of Vibroengineering, 2017, 19 (3): 1524-1545.
- [13] 魏兵辉. 高超声速火箭橇干滑动摩擦磨损率预测研究[D]. 西安: 西安交通大学, 2020.
WEI Binghui. Prediction of dry sliding wear rate of hypersonic rocket skid[D]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University, 2020. (in Chinese)
- [14] 安雪斌, 潘尚峰. 多体系统动力学仿真中的接触碰撞模型分析[J]. 计算机仿真, 2018, 25(10): 98-101.
AN Xuebin, PAN Shangfeng. Analysis of contact model in multi-body system dynamic simulation[J]. Computer Simulation, 2008, 25(10): 98-101. (in Chinese)
- [15] 赵项伟. 静偏心下挤压油膜阻尼器动力特性探究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2018.
ZHAO Xiangwei. Investigation for effects of static eccentricity on dynamic characteristics of squeeze film damper[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018. (in Chinese)
- [16] HOOSER C D. Holloman high speed test track rail alignment criteria[R]. AIAA-2000-0156, 2000.
- [17] KEVIN D. Holloman high speed test track design manual[R]. AAC/PA 07-13-05-270, 2005.
- [18] HOOSER M. Simulation of a 10 000 foot per second ground vehicle[R]. AIAA-2000-2290, 2000.

(编辑: 王碧琚)