

高超声速火箭橇凿削磨损影响因素及临界条件研究

杨经纬¹, 陈科儒¹, 孙琨¹, 陈诚²

(1. 西安交通大学金属材料强度国家重点实验室, 710049, 西安;

2. 中国兵器工业试验测试研究院, 714200, 陕西华阴)

摘要: 针对火箭橇试验凿削磨损现象影响因素作用机制尚不明确、临界条件难以界定的难题, 基于有限元法建立了特有的三维凿削磨损模型, 在热力耦合场下对该过程进行了模拟。模拟结果表明: 在初始航向速度和温度条件下, 竖向速度达到 $1.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 以上时凿削磨损发生; 在初始航向速度和竖向速度条件下, 温度达到 673 K 以上时凿削磨损发生。初始航向速度条件下, 凿削磨损率随着竖向速度和温度的上升而增大。当航向速度由 $1200 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 增加到 $1800 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时, 临界竖向速度由 $1.65 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 上升至 $3.00 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 临界温度由 673 K 上升至 873 K , 临界夹角由 0.079° 上升至 0.096° 。通过降低滑靴竖向速度和温度能够有效避免凿削磨损的发生。该研究可为进一步阐明火箭橇试验中的凿削磨损机制提供理论支撑, 并为避免凿削磨损发生、提高试验安全性提供思路。

关键词: 火箭橇试验; 凿削磨损; 影响因素; 临界条件; 有限元法

中图分类号: TG141 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202311011 **文章编号:** 0253-987X(2023)11-0110-08

Study on Influencing Factors and Critical Conditions of Gouging Wear on Rocket Sled

YANG Jingwei¹, CHEN Keru¹, SUN Kun¹, CHEN Cheng²

(1. State Key Laboratory for Mechanical Behavior of Materials, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Test and Measuring Academy of Norinco Group, Huayin, Shaanxi 714200, China)

Abstract: The mechanism of the influencing factors on the gouging wear phenomenon in rocket sled tests is unclear, and the critical conditions are difficult to define. Based on the finite element method, a unique three-dimensional gouging wear model is established to simulate this process in a thermally coupled field. The simulation results show that under the initial heading speed and temperature conditions, gouging wear occurs when the vertical speed reaches $1.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ or above; Under the initial heading speed and vertical speed conditions, gouging wear occurs when the temperature reaches 673 K or above. Under the initial heading speed condition, the gouging wear rate increases with the increase of vertical speed and temperature. When the heading speed increases from $1200 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ to $1800 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, the critical vertical speed increases from $1.65 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ to $3.00 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, the critical temperature increases from 673 K to 873 K , and the critical angle increases from 0.079° to 0.096° . By reducing the vertical velocity and temperature of the slippers, it is effective to avoid gouging wear. The research contributes to theoretical understanding of the

收稿日期: 2023-04-11。 作者简介: 杨经纬(1996—), 男, 硕士生; 孙琨(通信作者), 男, 博士, 教授, 博士生导师。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52075417)。

网络出版时间: 2023-10-23

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20231020.1508.006>

gouging wear mechanism in rocket sled tests, and offers insights for avoiding gouging wear and improving the safety of the test.

Keywords: rocket sled; gouging wear; influence factors; critical conditions; finite element analysis

火箭橇试验是用于模拟高速物体运行的测试装置,主要由轨道、滑靴、车体、动力系统和制动系统组成,如图 1 所示。通过动力系统推动车体在专有的轨道上高速运行,记录运动过程中产生的空气动力学信息,用以高端武器装备的研究和开发^[1-3]。无润滑的靴-轨配副之间存在着高速的接触、碰撞过程,产生了剧烈的干滑动磨损现象^[4-6]。当运动达到一定条件时,靴-轨配副材料发生深度融合,在表面形成了犹如泪滴状的蚀坑,如图 2 所示,此现象称为火箭橇试验的凿削磨损现象^[7]。



图 1 火箭橇试验设备
Fig. 1 Rocket sled test equipment

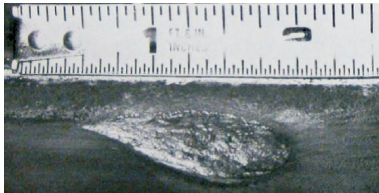


图 2 凿削磨损蚀坑
Fig. 2 Corrosion pits of gouging wear

不同于一般的干滑动磨损,凿削磨损具有更高的应变率,往往达到 10^7 s^{-1} 以上,靴-轨配副经历着巨大的非线性变形,高额的应变能致使变形区域温度骤然上升,材料变形抗力急剧降低,在巨大冲击力的持续作用下形成了凿削蚀坑^[8-9]。Barker 等^[10]通过对凿削环境的计算,结合实际试验提出了凿削磨损的形成机理。Laird 等^[11-12]运用二维模拟程序 CTH 代码研究了温度对凿削磨损的影响,在一定的航向速度下,滑靴底面温度越高,凿削磨损越易发生,且凿削磨损的深度越大,凿削磨损的形成机制也与温度密切相关。Cinnamon 等^[13-14]进行了一系列的材料本构试验和热力学性能测试,修正了 CTH 计算模型,模拟了凿削磨损的形成过程,研究发现轨道的不平整度是影响凿削磨损的重要因素,并与试验进行了对比验证,证明了数值模拟的可靠性。

以往的研究中虽然能够阐释凿削磨损的部分机

理,但并未系统地研究影响凿削磨损的多项相关因素,也未提出凿削磨损率的计算方法,同时,二维计算模型并不能完整反映出凿削磨损的形貌特点。针对上述问题,本文采用有限元的方法,建立了凿削磨损的三维有限元计算模型,对凿削磨损的影响因素及临界条件进行了研究,以期减少凿削磨损发生的可能性,为火箭橇试验系统提供安全、平稳的运行环境。

1 三维有限元凿削磨损模型

1.1 建模过程

使用有限元软件 Abaqus 建立三维凿削磨损模型如图 3 所示,该模型由轨道、轨道表面的微凸体以及滑靴组成。磨损现象最明显的尺度位于 $10^{-6}\sim10^{-5}\text{ m}$,因此将 μm 设置为单位尺寸。本文研究的重点是滑靴与微凸体在长度方向上的持续接触过程,为了提高计算效率,可以适当减小两部件在高度上的尺寸。为此,将滑靴的几何尺寸设置如下:长为 $600\text{ }\mu\text{m}$,高为 $20\text{ }\mu\text{m}$,深为 $60\text{ }\mu\text{m}$ 。轨道的几何尺寸设置如下:长为 $400\text{ }\mu\text{m}$,高为 $20\text{ }\mu\text{m}$,深为 $60\text{ }\mu\text{m}$ 。根据 Hale 对轨道表面磨损形貌的研究,同时考虑到高速撞击下模型的计算稳定性,使用单一微凸体来模拟滑靴与轨道的摩擦接触过程,半径设置为 $6\text{ }\mu\text{m}$ 。该微凸体位于轨道表面,顶端上方与滑靴底面相接触。

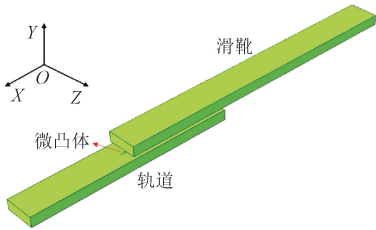


图 3 三维有限元凿削磨损模型
Fig. 3 Three-dimensional finite element model of gouging wear

滑靴存在平行于 X 轴的航向速度 v_1 和平行于 Y 轴的竖向速度 v_2 ,滑靴表面初始温度为 T_s ,轨道表面初始温度为 T_r 。根据文献^[15]中已知的火箭橇运动分析数据,航向速度从 0 变化至 $1\,500\text{ m/s}$ 时,竖向速度最大值为 1.5 m/s 。模拟时为保证凿削磨损的发生,在设置初参数时考虑降低航向速度与竖向速度的比值,即增加滑靴在每个单位水平运动距离内竖直向下移动的长度,因此将初参数设为:

$v_1 = 1\,200\text{ m/s}$, $v_2 = 2\text{ m/s}$, $T_s = 673\text{ K}$, $T_r = 293\text{ K}$ 。

1.2 接触区域网格划分

滑靴与微凸体的接触区域是发生凿削磨损的位置,该区域存在高额的塑性流变,对网格的质量要求较高。图 4 为接触区域轨道网格图,综合计算的精度和效率,设定接触区域的网格尺寸为 $0.75\text{ }\mu\text{m}$,网格单元类型为 C3D8RT,即八节点热耦合六面体单元。

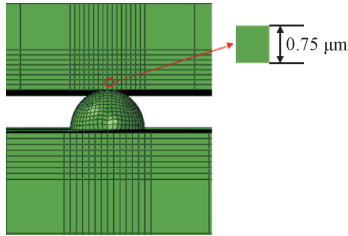


图 4 接触区域轨道网格图
Fig. 4 Grid diagram of contact area

1.3 热-力耦合场

高速运行的滑靴与轨道接触碰撞时会产生大量的摩擦热,摩擦热源在靴轨接触区域形成了温度场,持续加热接触区域的材料,使之变形抗力降低,这是一个热力耦合的过程。Abaqus 中的热力耦合有顺序耦合与直接耦合两种方式^[16]。顺序耦合着重于某一要素,另一要素作为条件而存在;直接耦合则是两要素的相互作用。火箭橇试验是一个温度场和应力场相互作用的结果,因此本文采用的是直接耦合法。

2 材料参数

2.1 Johnson-Cook 本构模型

材料在高速、高应力和高温的工况条件下产生极端的非线性变形,使用 Johnson-Cook 本构模型可以很好地描述材料在这类工况下材料应力、应变与温度的关系。Johnson-Cook 本构模型的表达式^[17]如下

$$\sigma = (A + B\epsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right)^m\right) \quad (1)$$

式中: ϵ_p 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}_p$ 为塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率,一般取为 1 s^{-1} ; T 为材料当前温度; T_0 为材料初始温度; T_m 为材料熔点; A 为参考应变率和参考温度下的初始屈服应力; B 为材料应变硬化模量; n 为硬化指数; C 为材料应变率强化参数; m 为材料热软化指数。

本文中使用的滑靴材料是 Vascomax 300 钢,轨道材料是 AISI 1080 钢。两种材料的 Johnson-Cook 本构模型参数见表 1。

表 1 滑靴与轨道材料 Johnson-Cook 本构模型参数

Table 1 The Johnson-Cooks parameters for the slipper and rail

材料	A/GPa	B/GPa	C	n	m
VascoMax 300	2.1	0.124	0.03	0.373 7	0.80
AISI 1080	0.7	3.600	0.17	0.600 0	0.25

2.2 Johnson-Cook 失效准则

极端变形条件下,材料经历弹塑性变形阶段后进入损伤变形阶段,伴随着材料屈服强度和弹性的消失,材料损伤直至失效,Johnson-Cook 失效准则是对这一阶段材料行为的描述,其表达式^[18]如下

$$\epsilon_f = \left[d_1 + d_2 \exp\left(\frac{d_3 P}{q}\right)\right] \left[1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right] \cdot \left[1 + d_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right)\right] \quad (2)$$

式中: ϵ_f 为材料失效应变; P 为压强; q 为米塞斯应力; $d_1 \sim d_5$ 为材料失效参数。

表 2 是滑靴与轨道材料 Johnson-Cook 失效准则参数。

表 2 滑靴与轨道材料 Johnson-Cook 失效准则参数

Table 2 The Johnson-Cook fracture constants for the slipper and rail

材料	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
VascoMax 300	-0.09	0.27	0.48	0.014	3.87
AISI1080	0.70	0.36	0.17	0.250	0.60

2.3 Mie-Gruneisen 状态方程

在高速、高应变率的工况下,材料内部的应力波沿着运动方向进行传导,并对材料的接触属性产生影响。Mie-Gruneisen 状态方程用于描述此时材料压强、能量和温度、密度的关系^[19]。Mie-Gruneisen 状态方程的表达式为

$$P = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1 - s\eta)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2}\right) + \Gamma_0 \rho_0 E \quad (3)$$

式中: ρ_0 为参考密度; c_0 为参考声速; η 为名义压缩应变; s 为一个与线性冲击和粒子冲击相关的系数; Γ_0 为材料特性参数。

两种材料的状态方程参数见表 3。

表 3 滑靴与轨道材料 Mie-Gruneise 状态方程参数

Table 3 The Mie-Gruneise parameters for the slipper and rail

材料	$c_0 / (\text{kg} \cdot \text{s}^{-1})$	s	Γ_0
VascoMax 300	4.605	1.456	1.65
AISI 1080 steel	3.980	1.580	1.60

2.4 摩擦系数动态方程

根据 Montgomery^[20-21]对火箭橇试验摩擦系数的研究,载荷与航向速度的乘积与摩擦系数存在联系。对试验数据进行拟合后可以得到以下的摩擦系数动态方程

$$\mu = \begin{cases} 0.269\exp(-3.409 \times 10^{-7}pv) + \\ 0.307\exp(-6.08 \times 10^{-9}pv), & 0 < pv < 4.45 \times 10^8 \\ 0.02, & pv \geq 4.45 \times 10^8 \end{cases}$$

(4)

式中: p 为载荷; v 为航向速度。

根据实际的工况条件,本文中将载荷设置为 5 MPa,由此求出航向速度分别为 1 200、1 600、1 800 m/s 时摩擦系数为 0.331、0.310、0.303。

2.5 热分配系数动态方程

运动初期摩擦生热均匀分布,随着运动的进行,滑靴表面的温度不断上升,而与滑靴接触的轨道表面温度一直等同于室温,二者之间存在的温度差导致了热分配系数的差异^[22-24]。Le 等^[25]对火箭橇试验的热分配系数进行了研究,发现滑靴表面的热分配系数可以用一个有关于时间的动态方程加以描述,该方程的表达式如下

$$\alpha(t) = 0.4\exp(-5t^2) + 0.1$$

(5)

计算式(5)发现运动开始时热分配系数为 0.5,随着运动的进行,热分配系数逐渐减小,并在 t 为 1 s 后无限趋近于 0.1。

3 凿削磨损有限元分析结果

3.1 凿削磨损过程

整个凿削磨损过程如图 5 所示,运动开始后,滑靴底面与微凸体发生持续接触碰撞过程,某一时刻滑靴底面材料超过最大变形极限而受到移除,凿削磨损开始发生。随着运动的进行,滑靴底部材料与微凸体材料形成了图 5 中红圈所示的嵌入型结构,该结构能够稳定地对滑靴底面造成破坏,此时凿削磨损持续发生。凿削磨损结束后,微凸体已经不具

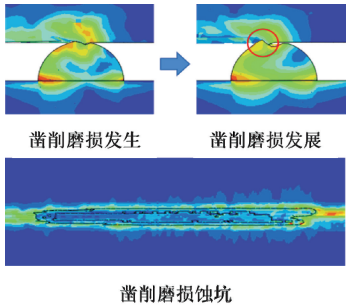


图 5 凿削磨损过程

Fig. 5 Gouging wear process

备破坏滑靴底部的几何结构,在滑靴底部可以观察到凿削磨损留下的泪滴状蚀坑。

3.2 温度和应力结果

分别选取微凸体高度方向 1/2 处平行于 X 轴方向和滑靴底部与微凸体接触区域平行于 X 轴方向的路径,如图 6 所示,此时运动时间为 7.5×10^{-8} s。



图 6 微凸体和滑靴采集路径

Fig. 6 Collection path of asperity and slipper

得到沿路径微凸体、滑靴温度和应力的变化如图 7、图 8 所示。沿路径微凸体温度 T_a 先增大后减小,在路径中心位置 $S = 4.2 \mu\text{m}$ 处有最大值 381.6 K,说明微凸体发生变形时,温升集中在中心区域;沿路径微凸体应力值 σ_a 持续上升,在最远端有最大值 2 087.6 MPa。沿路径滑靴温度 T_s 快速上升后出现持续下降,在 $S = 1.0 \mu\text{m}$ 处有最大值 1 632.1 K,此处为变形的核心区域;滑靴应力 σ_s 在路径开始位置具有最大值,沿路径方向下降至 550 MPa 左右保持不变,最后降低至 238.1 MPa。显然,温度与应力之间存在相互作用,但并非简单线性的关系,二者的变化趋势在某些区域保持一致,但也存在完全相反的现象。

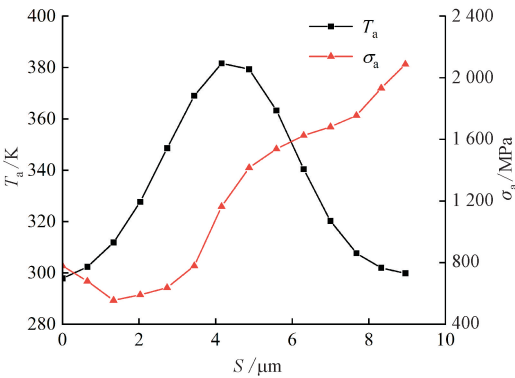


图 7 沿路径微凸体温度和应力的变化

Fig. 7 Temperature and stress changes of the asperity along the path

根据 Laird^[12]使用 CTH 模型计算的结果,凿削时核心变形区域的最大应力约为 8 000 MPa,最大温度约为 1 600 K。由于该 CTH 模型设置的航向速度($v_1 = 2\,000$ m/s)和竖向速度($v_2 = 50$ m/s)都远大于本文中使用的参数,发生凿削时将产生更大的应力聚集,但两种模型的应力量级相同,变形温度相当,且都能观察到靴轨材料的深度融合,证明了本文所建立的有限元凿削磨损模型的合理性。

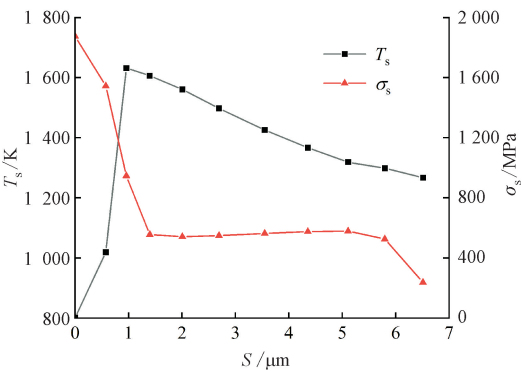


图 8 沿路径滑靴温度和应力的变化

Fig. 8 Temperature and stress changes of the slipper along the path

3.3 凿削磨损率

当模型中的某一单元发生过量的塑性变形时, Abaqus 会自动判定其变形量是否超过 Johnson-Cook 准则中的变形极限, 超过变形极限的单元会被自动移除, 统计不同时刻模型体积的变化可以计算出凿削磨损率的大小。本文中的失效单元总体积可由以下式计算得到

$$V_{\text{damage}} = \sum V_{\text{fractured_elements}} \tag{6}$$

式中: $V_{\text{fractured_elements}}$ 为超过最大变形量而失效的单元体积。

不同时刻失效单元的体积除以滑动的距离即可得到该时刻的凿削磨损率

$$W_s = \frac{V_{\text{damage}}}{S_{\text{sliding}}} \tag{7}$$

式中: S_{sliding} 为滑靴沿航向运动的距离。

计算多个时间点 t 上的滑靴凿削磨损率变化情况, 得到图 9 所示的滑靴凿削磨损率曲线。在凿削磨损的初期阶段, 滑靴磨损率随时间迅速上升, 在运动的中期达到该阶段的最大值, 并在之后有所下降。

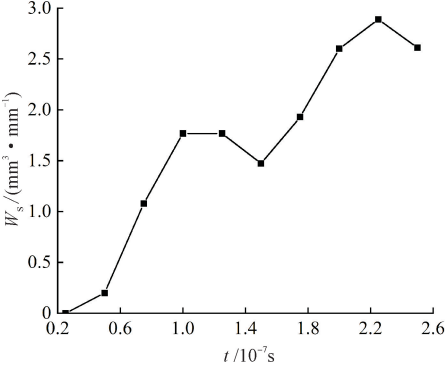


图 9 滑靴凿削磨损率曲线

Fig. 9 Gouging wear rate curve of the slipper

观察磨损率出现下降时段内的靴轨接触区域形貌, 发现在这段时间并未出现凿削磨损现象。在运动过程的后期, 凿削磨损率又一次上升, 滑靴的底面出现了第二个凿削磨损蚀坑。以上结果说明凿削磨损或是一个多次性的非连续的破坏过程。

3.4 竖向速度变化对凿削磨损的影响

由于偏振作用, 滑靴在竖直方向的运动速度称为竖向速度。竖向速度的大小与凿削磨损现象存在关联, 为研究不同竖向速度对凿削磨损现象的影响, 本项模拟共设置了 6 组不同的竖向速度, 其他参数设置与初始条件一致, 得到的不同竖向速度下凿削磨损的发生情况见表 4。

表 4 不同竖向速度下凿削磨损发生情况

Table 4 Occurrence of gouging wear at different vertical velocities

组号	1	2	3	4	5	6
$v_2 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	1.50	1.75	2.00	2.25	2.50	3.00
是否凿削	否	是	是	是	是	是

表 4 中, $v_2 = 1.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 是凿削磨损发生的临界值, 只有当 $v_2 \geq 1.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时凿削磨损才会发生, 这表明竖向速度的增加有利于凿削磨损的发生。

表 5 为不同竖向速度下凿削磨损发生距离和终止距离, 其含义是凿削磨损发生(终止)位置与模型初始位置的直线距离。随着竖向速度的增加, 凿削磨损的发生距离由 $54 \text{ }\mu\text{m}$ 减小至 $46 \text{ }\mu\text{m}$, 终止距离由 $264 \text{ }\mu\text{m}$ 减小至 $217 \text{ }\mu\text{m}$ 。显然, 存在着一个规律性的结论: 随着竖向速度的增加, 凿削磨损的发生距离和终止距离都会变小, 但在 $v_2 = 2.25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时有所不同, 凿削磨损的发生距离最小, 而终止距离最大, 观察该速度下靴轨接触区域形貌, 发现其形成了十分稳定的嵌入型结构, 对滑靴底面的破坏持续时间最长, 因此形成了最长的凿削蚀坑。

表 5 不同竖向速度下凿削磨损的发生和终止距离
Table 5 Start and end distance of gouging wear at different vertical velocities

$v_2 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	发生距离/ μm	终止距离/ μm
2.00	54	264
2.25	46	278
2.50	48	230
3.00	46	217

不同竖向速度下凿削磨损率曲线如图 10 所示, 随着竖向速度增大, 凿削磨损率上升, 这是由于随着

竖向速度增大,单位时间内滑靴的竖向位移增大,滑靴与微凸体的接触作用加深,受破坏而移除的单元数增多。 $v_2 = 2.25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时也有所不同,该速度下的凿削磨损率最大,因其形成了最为稳定的嵌入型结构。

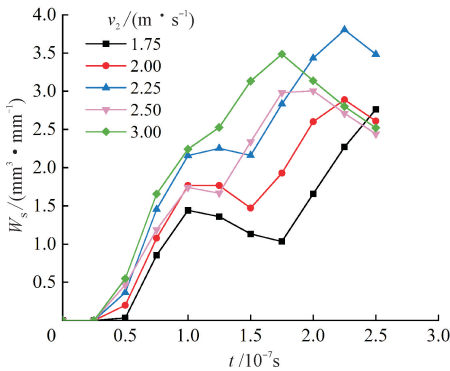


图 10 不同竖向速度下凿削磨损率曲线

Fig. 10 Gouging wear rate curve under different vertical velocities

3.5 温度变化对凿削磨损的影响

高应变率变形中,塑性变形功转变为热量,接触区域温度持续上升,材料受热而发生软化,影响凿削磨损现象的发生。本项模拟中设置了 4 组不同的滑靴温度以研究温度对凿削磨损现象发生的影响,结果见表 6。发生凿削磨损时 $T_s \geq 673 \text{ K}$,表明温度的升高对凿削磨损的发生是有利的。

表 6 不同温度下凿削磨损发生情况

Table 6 Occurrence of gouging wear at different temperatures

组号	1	2	3	4
T_s/K	293	473	673	873
是否凿削	否	否	是	是

表 7 为不同温度下凿削磨损发生和终止距离。随着温度增大,凿削磨损发生距离由 $54 \text{ }\mu\text{m}$ 减小至 $50 \text{ }\mu\text{m}$,凿削磨损的终止距离由 $264 \text{ }\mu\text{m}$ 增加至 $300 \text{ }\mu\text{m}$ 。这表明温度的升高不仅使凿削磨损的发生位置提前,同时使凿削磨损的结束位置置后。

表 7 不同温度下凿削磨损的发生和终止距离

Table 7 Start and end distance of gouging wear at different temperatures

T_s/K	发生距离/ μm	终止距离/ μm
673	54	264
873	50	300

不同温度下凿削磨损率曲线如图 11 所示,凿

削磨损率随温度的上升而提高,这是由于温升使材料软化,变形抗力下降,更易超过变形极限而被移除。

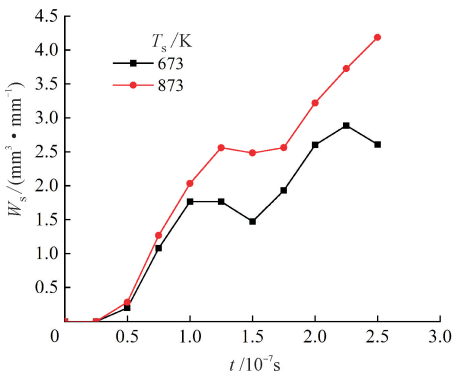


图 11 不同温度下凿削磨损率曲线

Fig. 11 Gouging wear rate curve at different temperatures

3.6 凿削磨损临界条件计算

在某一确定的航向速度下,改变竖向速度和温度直到刚好能够发生凿削磨损,此时的竖向速度和温度条件即是凿削磨损的临界条件。不同航向速度下的临界条件见表 8,可见随着航向速度增大,临界竖向速度和临界温度均上升。此外,航向速度和临界竖向速度的夹角也存在着一定的规律,随着航向速度的增大,夹角随之上升。

表 8 凿削磨损临界条件

Table 8 Critical conditions of gouging wear

$v_1 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$v_2 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	T_s / K	夹角/ $^\circ$
1 200	1.65	673	0.079
1 600	2.25	773	0.081
1 800	3.00	873	0.096

根据凿削磨损临界条件规律:航向速度越大,临界竖向速度和临界温度都将上升,即当单一航向速度提高而其他条件不发生改变时,凿削磨损将难以发生。在实际工况条件下,航向速度与竖向速度、温度之间存在一定的联系,随着航向速度的提高,滑靴所承受的载荷急剧上升,竖向速度因此增大,由摩擦生热和气动传热所带来的温度场使滑靴表面的温度迅速上升,极易达到这两个条件的临界值。要想有效避免火箭橇试验凿削磨损的发生,必须控制滑靴竖向速度和温度的大小,通过结构优化设计和涂层包覆等手段可达到此目的。

4 结 论

本文通过建立三维有限元凿削磨损模型,对凿

削磨损温度-应力状态、影响因素以及临界条件进行研究,得到了以下结论。

(1)沿路径微凸体温度先增大后减小,在中心位置有最大值;沿路径微凸体应力持续增大,在路径最远端处有最大值。沿路径滑靴温度快速上升后下降,滑靴应力最大值在路径开始位置。温度与应力存在相互作用,二者的变化趋势在某些区域保持一致,但也存在相反的现象。

(2)竖向速度的增大有利于凿削磨损的发生。一般而言,凿削磨损发生距离和终止距离都随竖向速度增大而减小,凿削磨损率随竖向速度增大而上升,但是也存在特例,因在这一速度条件下形成了最为稳定的嵌入型结构。

(3)温度的上升有利于凿削磨损的发生,随着温度上升,凿削磨损发生距离减小而终止距离增大,凿削磨损率也随之上升。

(4)随着航向速度的增大,凿削磨损临界竖向速度和临界温度增大,航向速度和临界竖向速度夹角也随之上升。通过降低滑靴竖向速度和温度能有效避免凿削磨损的发生。

参考文献:

- [1] 杨兴邦. XB 高精度火箭橇试验滑轨 [J]. 中国工程科学, 2000, 2(10): 98-104.
YANG Xingbang. XB high accuracy rocket sled test track [J]. Engineering Science, 2000, 2(10): 98-104.
- [2] 李金河, 庞勇, 赵继波. 火箭橇试验加载技术研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2010, 30(5): 137-139, 146.
LI Jinhe, PANG Yong, ZHAO Jibo. The study on load technique for rocket sled experiment [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2010, 30(5): 137-139, 146.
- [3] 魏兵辉, 孙琨, 王云鹏, 等. 高速干滑动摩擦系数的有限元仿真计算研究 [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.
- [4] 王玮华, 谢发勤, 吴向清, 等. 火箭橇滑块超声速、大载荷摩擦磨损失效机理 [J]. 材料导报, 2020, 34(16): 16136-16139.
WANG Weihua, XIE Faqin, WU Xiangqing, et al. Investigation on friction and wear failure mechanism of rocket sled slide at supersonic and under high load [J]. Materials Reports, 2020, 34(16): 16136-16139.
- [5] 王伯阳, 吴向清, 谢发勤. 火箭橇滑块摩擦热-结构耦合场分析 [J]. 润滑与密封, 2014, 39(1): 80-83.
WANG Boyang, WU Xiangqing, XIE Faqin. Friction heat-structure coupled field analysis on the shoe of rocket sled track test [J]. Lubrication Engineering, 2014, 39(1): 80-83.
- [6] 汪笑鹤, 刘彬, 肖军, 等. 火箭橇滑块摩擦磨损失效机理及形貌特征分析 [J]. 表面技术, 2019, 48(3): 141-148.
WANG Xiaohe, LIU Bin, XIAO Jun, et al. Investigation on friction and wear topography features and failure mechanism of slide of rocket sled [J]. Surface Technology, 2019, 48(3): 141-148.
- [7] TACHAU R D M. An investigation of gouge initiation in high-velocity sliding contact [D]. Austin, TX, USA: The University of Texas at Austin, 1991.
- [8] 张静静, 董龙雷. 超高速火箭橇刨削现象物质点法数值模拟[C]//无网格粒子类方法进展与应用研讨会论文集摘要集. 北京: 中国力学学会, 2016: 108.
- [9] 干聪, 田晓耕, 汪振兴, 等. 摩擦热对靴轨凿削临界条件的影响 [J]. 材料热处理学报, 2020, 41(10): 143-154.
GAN Cong, TIAN Xiaogeng, WANG Zhenxing, et al. Effect of friction heat on critical condition of slipper and rail surface gouging [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2020, 41(10): 143-154.
- [10] BARKER L M, TRUCANO T G, MUNFORD J W. Surface gouging by hypervelocity sliding contact between metallic materials [EB/OL]. (1987-09-01) [2020-09-28]. <https://www.osti.gov/biblio/6114190>.
- [11] LAIRD D J. The investigation of hypervelocity gouging [D]. Dayton, OH, USA: Air Force Institute of Technology, 2002.
- [12] LAIRD D J, PALAZOTTO A N. Effect of temperature on the process of hypervelocity gouging [J]. AIAA Journal, 2003, 41(11): 2251-2260.
- [13] CINNAMON J D, PALAZOTTO A N. Analysis and simulation of hypervelocity gouging impacts for a high speed sled test [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(2): 254-262.
- [14] CINNAMON J D, PALAZOTTO A N, SZMEREK-OVSKY A G. Further refinement and validation of material models for hypervelocity gouging impacts [J]. AIAA Journal, 2008, 46(2): 317-327.
- [15] HALE C S. Consideration of wear rates at highvelocity [D]. Dayton, OH, USA: Air Force Institute of Technology, 2010.
- [16] 曹岩, 沈冰, 程文. ABAQUS 6.14 中文版有限元分析

- 与实例详解 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2018.
- [17] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1983, 21: 541-548.
- [18] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [19] WILKINS M L. Computer simulation of dynamic phenomena [M]. Berlin, Germany: Springer, 1999.
- [20] MONTGOMERY R S. Friction and wear at high sliding speeds [J]. *Wear*, 1976, 36(3): 275-298.
- [21] HALE C S. Consideration of wear rates at highvelocity [D]. Dayton, OH, USA: Air Force Institute of Technology, 2010.
- [22] DELEON A, BAKER W P, PALAZOTTO A N. Modeling a nonlinear melt region as a result of high-speed sliding [J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2019, 33(3): 808-816.
- [23] ALBAN C J, PALAZOTTO A N, RUTLEDGE J L. Thermal considerations with respect to sliding contact at highspeed [J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2016, 30(1): 54-61.
- [24] ALBAN C J. Thermal and melt wear characterization of materials in sliding contact at high speed [J]. *National Technical Reports Library*, 2014: 1-179.
- [25] LE K H. A study of the thermal environment developed by a traveling slipper at high velocity [D]. Dayton, OH, USA: Air Force Institute of Technology, 2013.

(编辑 武红江)