

文章编号: 1000-8055(2023)08-1805-09

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210737

热力耦合作用下固定结合面的微动磨损特性

李 玲, 李港华, 林 红, 王晶晶, 张锦华, 蔡安江

(西安建筑科技大学 机电工程学院, 西安 710055)

摘 要: 为提高微动磨损预测的准确性, 考虑实际工况中温升的影响, 通过引入随温度变化的磨损系数来修正能量耗散磨损模型并编写 UMESHMOTION 子程序, 基于柱面/平面微动试验建立微动磨损的温度-位移耦合有限元模型。模型考虑了温度、应力和磨损之间的相互作用以及温度对摩擦因数的影响, 通过与 Archard 模型进行对比来验证模型的正确性, 探究材料塑性、温度和微动循环次数对接触表面磨损和温升的影响。仿真试验表明: 修正的能量耗散磨损模型的磨损深度略小于 Archard 模型的磨损深度, 且随着温度的升高两种模型之间的差距增大; 不考虑材料塑性和温度的磨损深度偏小, 考虑材料塑性的磨损轮廓不再是光滑的赫兹形状; 随着循环次数的增加, 接触表面的温度升高, 温升峰值水平位置随着圆柱试件移动, 磨损深度的增长速率由于温度的升高而变小, 磨损轮廓突变点与磨损中心的深度差越来越小。

关 键 词: 微动磨损; 塑性; 温度; 循环次数; 能量耗散磨损模型

中图分类号: V231.9; TH117

文献标志码: A

Fretting wear characteristics of fixed joint surface under thermal and mechanical coupling

LI Ling, LI Ganghua, LIN Hong, WANG Jingjing, ZHANG Jinhua, CAI Anjiang

(School of Mechanical and Electrical Engineering,

Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China)

Abstract: In order to consider the effect of temperature rise on the accuracy of fretting wear prediction in actual working conditions, the energy dissipation wear model was modified by introducing a temperature-dependent wear coefficient. And the UMESHMOTION subroutine was compiled, while the temperature-displacement coupled finite element model of fretting wear was established based on the cylinder/plane fretting test. The model considered the interaction between temperature, stress and wear, as well as the effect of temperature on the coefficient of friction. The plausibility of the model was verified by comparison with the Archard model. The effects of material plasticity, temperature and number of fretting cycles on the wear and temperature rise of the contact surface were explored. Simulation experiments showed that the wear depth of the modified energy model was slightly smaller than that of the Archard model, and the gap between the two models increased with the temperature rise. The wear depth without considering plasticity and temperature was relatively small. The wear profile taking into account the plasticity of the material was no longer of a smooth Hertz shape. As the number of cycles increased, the temperature of the contact surface increased and the horizontal position of the temperature rise peak moved with the cylindrical specimen. Meanwhile, the growth rate of the wear depth decreased due to the increase

收稿日期: 2021-12-29

基金项目: 国家自然科学基金(51975449); 陕西省重点研发计划项目(2021GY-309)

作者简介: 李玲(1981—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事接触力学和摩擦学研究。

通信作者: 林红(1975—), 女, 讲师, 博士, 研究方向为数字化设计与制造。E-mail: lh759@163.com

引用格式: 李玲, 李港华, 林红, 等. 热力耦合作用下固定结合面的微动磨损特性[J]. 航空动力学报, 2023, 38(8): 1805-1813. LI Ling, LI Ganghua, LIN Hong, et al. Fretting wear characteristics of fixed joint surface under thermal and mechanical coupling[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(8): 1805-1813.

in temperature. The depth difference between the abrupt change point of the wear profile and the wear center was getting smaller and smaller.

Keywords: fretting wear; plasticity; temperature; number of cycles; energy dissipation wear model

微动是两个接触物体在较小的相对位移作用下的振动运动,广泛存在于航空动力系统的非连续界面(固定结合面)^[1]。微动伴随的摩擦行为会导致材料损伤,包括微动磨损和微动疲劳^[2-3]。在微动磨损过程中,除了材料损伤外,摩擦和塑性变形会产生能量并在接触区域耗散,从而导致温升^[4-5]。温度影响着材料的力学和热学性能,包括材料的弹性模量、屈服极限、密度、比热和导热系数等。这些材料特性直接影响着微动磨损,从而严重威胁着航空动力系统接触部件的可靠性^[6]。因此,对接触部件进行微动磨损模拟研究时需要考虑接触表面温升的影响。

对于磨损问题,最常见的磨损模型有 Archard 模型^[7]和能量耗散磨损模型(下文简称为能量模型)^[8]。Archard 磨损模型是一种与法向应力、相对滑移和材料硬度相关的简化模型,被广泛应用于有限元分析中^[9-10]。然而,Archard 模型不能反映碎屑和粗糙表面微观形貌的影响。因此,Archard 磨损模型被不断修正和改进。Ahmadi 等^[11]考虑第三体(磨屑)对部分滑移状态下微动磨损的影响,开发了一个有限元模型,结果表明第三体的存在会明显影响微动磨损速率。Gong 等^[12]基于分形理论建立了粗糙表面黏着磨损和磨料磨损的二维模型,研究了钢滑阀的磨损情况,讨论了三体层对表面损伤的显著影响。Wang 等^[13]将二维模型推广到三维,并通过神经网络算法提高了模型精度,分析了粗糙表面的微动磨损过程。然而,在摩擦因数变化时 Archard 磨损模型存在局限性^[14-15]。由于能量模型能充分考虑摩擦因数,所以近年来也被广泛应用。Jiang 等^[16]采用能量耗散模型研究了微动磨损下的电接触耐久性,分析了电磁感应失效的问题。Li 等^[17]基于能量耗散模型开发了一个涉及接触角的球形/球形侧向接触模型,得到了接触角度和不同载荷条件对微动磨损的影响规律。

微动磨损行为和温度之间存在着很强的相互作用^[18],但上述研究都没有涉及到温度问题。由于微动条件下接触区的温度不易测量,因此数值方法被广泛应用于温度分布的预测。Qin 等^[19]建

立了分形粗糙接触表面的有限元模型,用来研究微动接触中的温升分布,但该研究没有考虑磨损。Jin 等^[5]考虑磨损轮廓的变化,研究了磨损对微动接触温度场的影响。Shen 等^[20]综合磨损、粗糙度和塑性耗散等因素研究了钛合金微动滑动的热响应,得到了表面粗糙度和塑性耗散对温升的影响规律。上述都是考虑磨损来研究温升分布,并且考虑温升时都是基于 Archard 磨损模型。众所周知,由于温度变化会引起摩擦因数的改变^[21-22],所以 Archard 磨损模型并不适用于考虑温升这一情况。

针对上述研究存在的问题,本文提出了一种数值方法来计算考虑温升影响的磨损演变。该方法考虑了温度、应力和磨损之间的相互作用,考虑了材料的热致软化,包括弹性模量和屈服极限。采用改进的能量耗散模型来模拟磨损引起的接触轮廓变化。通过引入随温度变化的磨损系数来考虑温度对磨损的影响。在 ABAQUS 软件中建立了用于微动磨损的温度-位移耦合有限元模型,考虑了摩擦生热和材料塑性。利用该模型获得了表面温升、磨损轮廓以及接触压力。研究了材料塑性、温度和微动循环次数对磨损和温升的影响。

1 热力耦合下的微动磨损模型

1.1 微动磨损模型

微动磨损过程中,由于接触构件之间会产生应力集中现象,使得全部或部分接触区域的金属材料发生塑性变形。同时,整个过程会伴随着剧烈的摩擦行为,摩擦力做功产生热量使得接触表面之间的温度升高。温度的变化会对金属材料的性能产生影响,即热致软化现象。因此,必须考虑材料的弹塑性行为和热致软化。

在弹性变形阶段,热致软化特性被认为与弹性模量和泊松比相关。对于金属材料,不考虑温度对泊松比的影响,弹性模量 $E(t)$ 与温度 t 的关系可以表示为^[20]

$$E(t) = E_s(t - t_0) + E_0 \quad (1)$$

式中 E_0 是温度 t_0 时对应的弹性模量, E_s 为弹性模量随温度的变化率。

类似地,在塑性变形阶段,热致软化特性与材料的屈服极限相关。金属材料在温度 t 时的屈服极限 $\sigma_y(t)$ 为^[20]

$$\sigma_y(t) = \sigma_{ys}(t - t_0) + \sigma_{y0} \quad (2)$$

式中 σ_{y0} 是温度 t_0 时对应的屈服极限, σ_{ys} 为屈服极限随温度的变化率。

接触区域的温度变化不仅会对材料特性产生影响,还会使接触表面间的摩擦因数发生变化。在现有的理论磨损模型中,能量耗散模型能综合考虑考虑到摩擦因数的影响。因此,采用能量模型作为理论模型进行研究。根据能量模型可知,磨损量与切应力、相对滑移距离相关。切应力在微动滑动过程中会发生变化,因此采用了模型的积分形式。对于二维接触面上 m 时刻、位置 x 处的磨损深度可以表示为

$$h(x, m) = K_e \int_0^m q(x, m) ds(x, m) \quad (3)$$

式中 $h(x, m)$ 为磨损深度, K_e 为能量模型磨损系数, $q(x, m)$ 是位置 x 处的切应力, $ds(x, m)$ 为相对滑移距离的增量。

显然,传统的能量模型并没有考虑温度的影响。为了考虑温度对磨损的影响,采用了与温度相关的磨损系数。修改后的磨损深度表达式为

$$h(x, m, t) = K_e(t) \int_0^m q(x, m) ds(x, m) \quad (4)$$

式中 $K_e(t)$ 为与温度相关的能量磨损系数。

然而,能量磨损系数 $K_e(t)$ 是一个未知的参数。根据能量模型和 Archard 模型^[9] 的公式,可以推导出两个模型对应的磨损系数存在如下关系^[15]

$$K_A = \mu K_e \quad (5)$$

式中 K_A 为 Archard 磨损模型的磨损系数, μ 为两个接触面之间的摩擦因数。

如前所述,温度对摩擦因数有一定的影响,较低的温度会导致摩擦因数较大。因此,要得到与温度相关的能量磨损系数 $K_e(t)$, 就先要得到受温度影响的摩擦因数和 Archard 磨损模型的磨损系数。根据 Ti-6Al-4V 的微动磨损试验^[21-22] 结果可知,在 300 °C 以下,摩擦因数与温度呈线性关系,即

$$\mu(t) = 0.8 - 8.84 \times 10^{-4}(t - 25) \quad (6)$$

式中 $\mu(t)$ 为随温度变化的摩擦因数。

同样地,从 Wang 等^[23] 进行的 Ti-6Al-4V 磨损

试验中可以得到与温度相关的 Archard 模型的磨损系数。在临界转变温度(350 °C 左右)以下, Archard 磨损系数随温度线性增加,即

$$K_A(t) = 3.06 \times 10^{-7} + 5 \times 10^{-10}(t - 25) \quad (7)$$

式中 $K_A(t)$ 为与温度相关的 Archard 磨损系数。

根据式(5)~式(7)能够得到受温度影响的能量磨损系数

$$K_e(t) = \frac{K_A(t)}{\mu(t)} = \frac{3.06 \times 10^{-7} + 5 \times 10^{-10}(t - 25)}{0.8 - 8.84 \times 10^{-4}(t - 25)} \quad (8)$$

为了方便地编写磨损程序,对式(8)使用最小二乘法进行拟合,拟合后的表达式如式(9)所示,拟合情况如图 1 所示。

$$K_e(t) = 1.95 \times 10^{-12}t^2 + 8.51 \times 10^{-10}t + 3.62 \times 10^{-7} \quad (9)$$

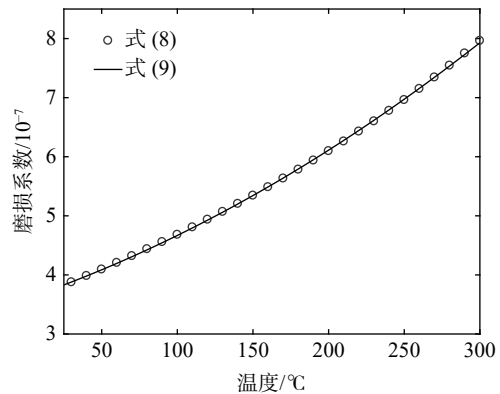


图 1 能量磨损系数拟合情况

Fig. 1 Fitting situation of energy wear factor

1.2 模型求解

整个微动磨损过程中,热、应力和磨损三者之间始终存在着复杂的耦合关系。在 ABAQUS 有限元软件中,建立微动滑动的温度-位移耦合有限元模型。然后,通过用户子程序 UMESHMO-TION 将修正的能量模型引入到温度-位移耦合有限元分析中,实现了热、应力和磨损的耦合分析。热-力-磨损耦合的微动磨损数值模拟流程如图 2 所示,具体步骤如下:

1) 在 ABAQUS 软件中建立温度-位移耦合的有限元模型并设置相关参数,包括与温度相关的摩擦因数和材料参数、载荷、微动循环次数(N)和环境温度等参数,生成包含模型信息的 INP 文件。

2) 求解 INP 文件,获取接触区域节点的相关信息,包括节点温度、节点坐标、接触应力和相对

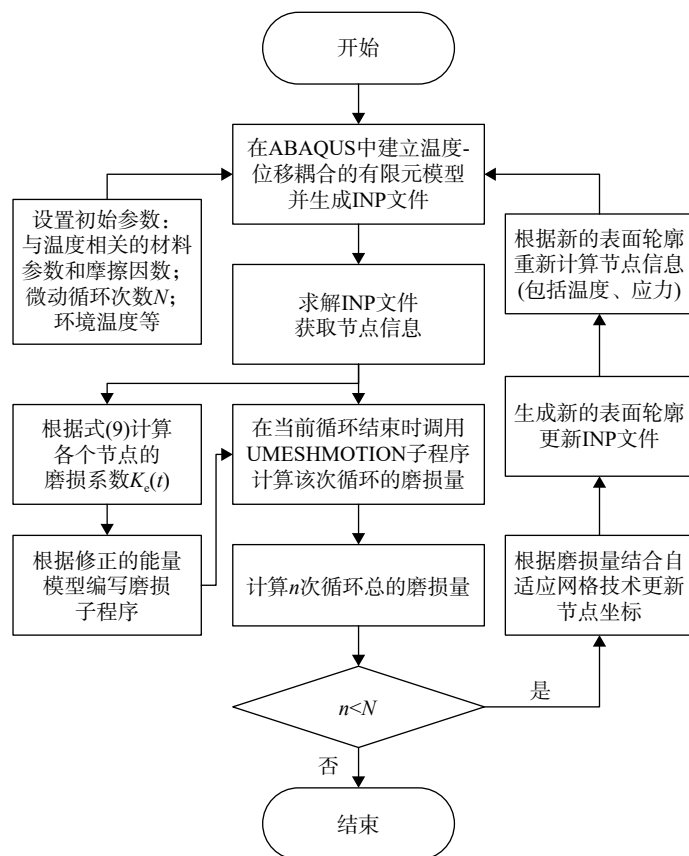


图 2 数值模拟流程简图

Fig. 2 Flow chart of numerical simulation

滑移距离等。

3) 基于修正的能量模型编写 UMESHMOTION 磨损子程序, 先通过式(9)和获得的节点温度 t 计算或更新对应节点处的能量磨损系数 $K_e(t)$, 再根据式(4)计算磨损量。

4) 在当前微动循环结束时调用磨损子程序, 计算该次微动循环的磨损量。

5) 根据该次循环的磨损量结合自适应网格技术更新节点坐标, 生成磨损后的表面轮廓, 更新 INP 文件。

6) 根据新的表面轮廓重新计算节点温度、应力等信息, 更新能量磨损系数 $K_e(t)$ 。

7) 统计微动循环次数 n , 累加 n 次循环的总磨损量并记录。

8) 判断微动循环次数 n 是否达到目标循环次数 N ; 若未达到, 判断结果为是, 循环进行步骤 2)~步骤 6); 若达到, 判断结果为否, 仿真结束。

2 有限元模型

针对航空系统中柱面-平面接触类型的固定结合面, 基于微动疲劳试验的圆柱-平面接触结

构^[9,24], 建立了如图 3 所示的有限元模型^[25-26]。图 3(a)中模型的上试件为圆柱, 下试件为平面。上试件圆柱的半径 $R=6\text{ mm}$, 下试件平面的长度和宽度分别为 12 mm 和 6 mm 。在网格细节方面, 采用了四节点位移-温度耦合的平面应变单元 (CPE4T)。为了捕捉到严重的应力集中和节省计算成本, 在接触区域生成了尺寸为 $10\text{ }\mu\text{m}$ 的细网格, 而远离接触区域的网格随着距离的增加而逐渐增大, 如图 3(b)所示。

航空系统中存在振动、高转速的复杂载荷工况, 将会影响接触界面的接触应力分布, 造成界面滑移并产生微动磨损。因此模型的边界条件根据微动工况确定。坐标系的原点设置在平面试件顶面的中心。平面试件的底面被完全固定(限制了 x 和 y 方向的移动和旋转)。圆柱与平面之间的接触采用主从算法定义。将平面的顶面定义为从表面, 圆柱的圆形部分表面定义为主表面。库仑摩擦被用来计算摩擦应力。采用式(6)中的摩擦因数模拟微动滑动的摩擦行为。摩擦热假设全部由摩擦功产生, 产生的热量被平均分配到圆柱试件和平面试件。同时, 摩擦产生的热量将引起

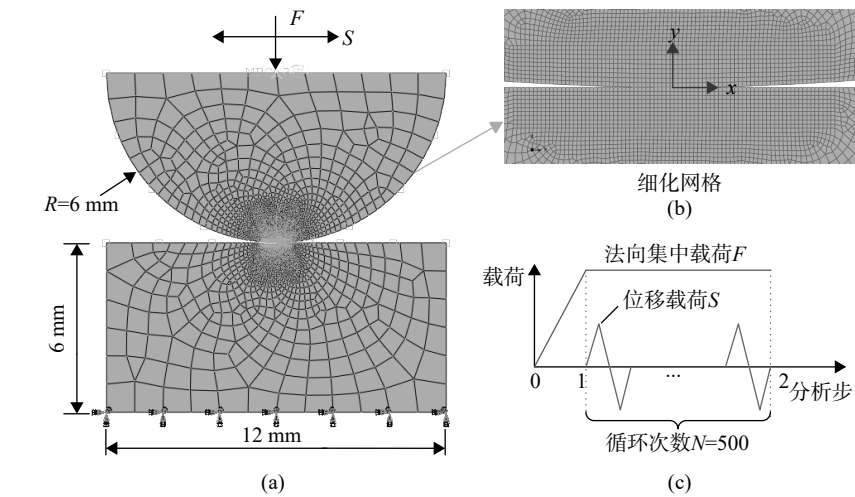


图 3 圆柱-平面接触有限元模型
Fig. 3 Finite element model of cylinder-flat contact

摩擦副表面温度升高,并由表面向内层扩散。将初始环境温度设置为 25 ℃。在两个接触面上施加了表面传热系数为 5 W/(m²·℃)的热对流边界条件^[27]。热膨胀系数被设置为 $\alpha_t=8.7\times 10^{-6}$ 。圆柱和平面试件的材料是 Ti-6Al-4V,其他材料参数列于表 1^[28],表中 ν 表示泊松比,热导率、比热容和密度等随温度变化的物理量如表 2 所示^[29]。

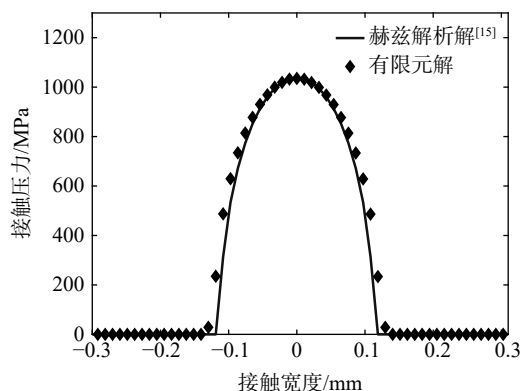
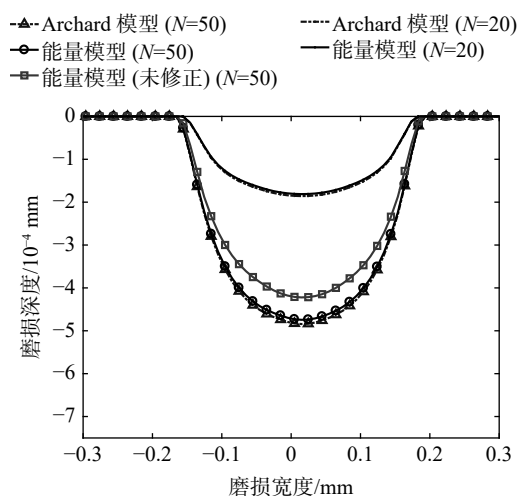
表 1 Ti-6Al-4V 材料参数 ^[28]					
Table 1 Material parameters for Ti-6Al-4V ^[28]					
E_0 / MPa	E_s / (MPa/℃)	σ_{y0} / MPa	σ_{ys} / (MPa/℃)	ν	t_0 /℃
114 582	-97.6	927.3	-0.908	0.34	25

表 2 Ti-6Al-4V 随温度变化的物理性质 ^[29]			
Table 2 Temperature-dependent physical properties of Ti-6Al-4V ^[29]			
温度/℃	热导率/ (W/(m·℃))	比热容/ (J/(kg·℃))	密度/ (kg/m ³)
25	7	546	4 420
100	7.45	562	4 406
200	8.75	584	4 395
300	10.15	606	4 381

仿真试验的加载过程分为两个步骤:第一个分析步类型为静力分析步;第二个分析步类型为温度-位移耦合分析步。需要施加的载荷作用在圆柱试件的顶面,因此采用多点约束(MPC)来施加载荷。MPC 是通过主点(上表面中间设置的参考点)的自由度来约束从边(上表面)的自由度。有限元模型的加载过程如图 3(c)所示。

在图 3(c)中,横坐标为分析步,纵坐标为载荷。0~1 分析步为静力分析步,1~2 为瞬态温度-位移耦合分析步,两个分析步的时间步长都为 1。在分析步 0~1 中,对圆柱试件的顶面中部参考点施加了法向集中载荷 F 以建立接触。 F 在分析步 1 结束时达到最大值 185 N,在分析步 1~2 中保持不变。在分析步 1~2 中,同样对参考点施加了三角形式的循环切向位移载荷 S 以产生滑移。 S 的幅值大小为 25 μm ,在分析步 1~2 中循环 500 次。

为了验证有限元模型,将有限元模型与赫兹理论解析解^[16]的接触压力进行比较,如图 4(a)所示。可以发现,当法向载荷 F 为 185 N 时有限元结果和理论计算基本一致。在接触区域边缘有限元结果与赫兹解析解有微小的偏差,这是由网格尺寸引起的。然后将能量模型和 Archard 模型^[20]分别应用于建立的有限元模型中,通过对比两种模型的结果来说明磨损模型的正确性,如图 4(b)所示。从图 4(b)中可以看到,考虑温度影响时,能量模型的磨损深度与 Archard 模型的磨损深度相近,但能量模型的磨损深度偏小一点,这是因为 Archard 模型不能综合考虑温度对摩擦因数的影响,温度升高摩擦因数减小,所以能量模型的磨损深度更小。温度随着磨损的进行越来越高,因此两种模型之间的差距也随循环次数的增加而增大。而采用能量模型时,考虑温度影响的磨损深度比不考虑温度的磨损深度大,其原因是温度升高会导致磨损率增大。

(a) 有限元模型与赫兹解析解的接触压力比较 ($F=185\text{ N}$)

(b) 能量模型与Archard模型的结果比较

图 4 有限元模型的验证

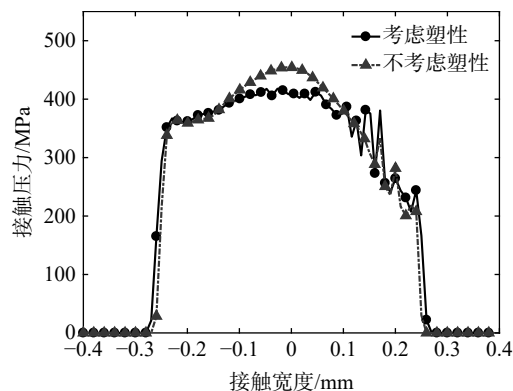
Fig. 4 Validation of the finite element model

3 讨论与分析

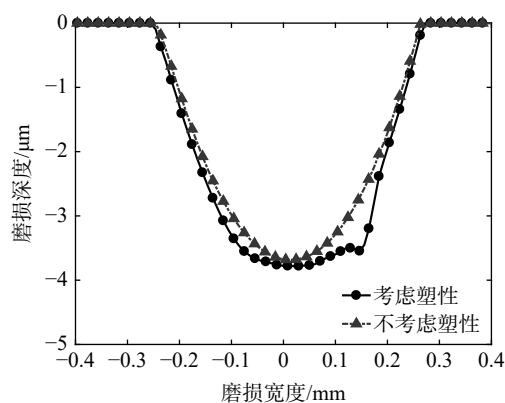
3.1 材料塑性对接触压力和磨损深度的影响

为了探究材料塑性对磨损特性的影响,将考虑塑性与不考虑塑性的结果进行了对比。图 5(a) 为环境温度为 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、500 次微动循环后两种情况的接触压力分布。可以看到,微动磨损后的接触压力分布不再呈现出赫兹形状^[30]。接触压力的最大值主要集中在接触中心,在 $x=0.15\text{ mm}$ 左右的接触压力出现了严重浮动的变化,尤其是考虑了塑性的结果。一方面是因为材料发生了塑性变形导致应力集中更加严重;另一方面是因为材料磨损使接触表面轮廓发生了变化。此外,考虑塑性的接触压力在接触中心区域的值最小,但其分布范围更宽。由于考虑塑性时材料发生屈服导致接触面积变大,所以在相同的法向载荷下,接触压力就会减小。

由于接触表面上的材料磨损,接触几何形状发生了变化。图 5(b) 为考虑塑性与不考虑塑性的



(a) 接触压力分布



(b) 磨损深度分布

图 5 材料塑性特性对接触压力和磨损深度的影响

Fig. 5 Effect of material plastic properties on contact pressure and wear depth

下接触表面的磨损深度分布。从图中可以看到,不考虑材料塑性的磨损轮廓呈现出光滑的赫兹形状。而考虑材料塑性的磨损轮廓不光滑,在 $x=0.15\text{ mm}$ 左右发生了突变。这主要是因为圆柱试件会先向 x 正方向滑动,在 $x=0.15\text{ mm}$ 左右发生了塑性变形,导致应力突变。此外,考虑塑性的磨损深度和宽度更大。这是因为塑性变形引起接触范围的变大,导致磨损分布更广,接触压力的减小会更加容易引起微动,使得磨损更加剧烈,磨损量更大。

图 6(a) 为第二个分析步结束时试件接触表面的温度分布。从图中可以看出,不考虑塑性的温度在接触中心附近更高。这是因为塑性变形会消耗一定的热量。从图中还可以发现温度的最高值都在接触中心左侧。这是因为施加的位移载荷初始方向向右,在微动循环的终止时刻前,圆柱试件由接触中心左侧向右运动回到中心位置。即微动终止时刻前左侧区域摩擦生热,热量的传递时间短,导致该区域内接触点的温升幅度较高,所以温度最高点在接触中心左侧。

图6(b)为接触中心节点处的温升历程。由图可见,两种情况的温升变化是相似的,即随着微动循环次数的增加,中心节点的温度逐渐升高。这是由于微动循环过程中摩擦生热不断进行导致节点的温度持续升高。另一个现象是接触中心节点的温度变化有明显的波动。其原因在于微动滑动过程中,中心节点的温度随着圆柱试件的开始接触而升高,随着圆柱试件经过该点而降低。

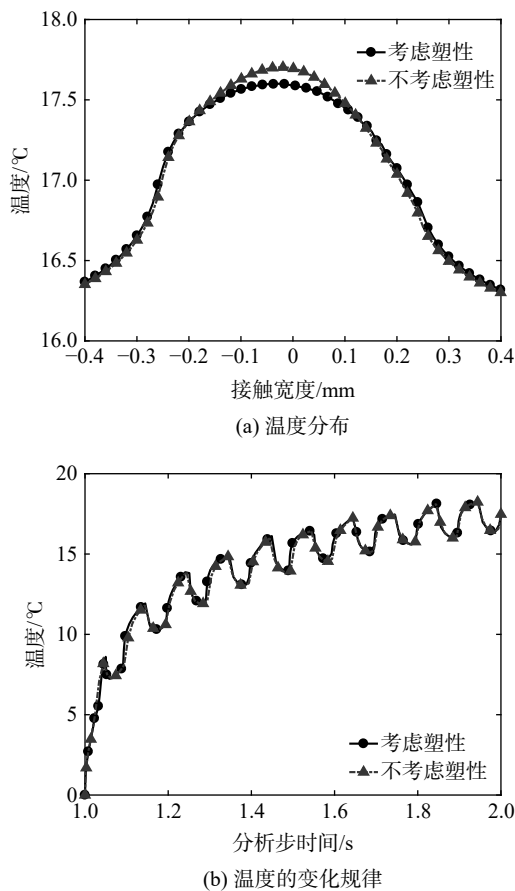


图6 考虑塑性时的温度分布

Fig. 6 Temperature distribution when considering plasticity

3.2 温度对接触压力和磨损深度的影响

同样地,将考虑温度与不考虑温度的结果进行对比来分析温度对磨损深度的影响。图7(a)为考虑材料塑性下两种情况的接触压力分布对比图。从图中可以看到,两种情况下接触压力的分布及其相似,发生变化的位置基本相同。这个现象说明两种情况下的磨损轮廓是相似的,也证明影响磨损轮廓的主要原因是材料塑性而不是温度。然而,仔细观察发现不考虑温度的接触压力值稍大一点,不考虑温度的接触压力分布范围稍小一点。这一现象的原因就在于温度影响了摩擦特性

和磨损特性,磨损进行的程度不同,考虑温度的磨损量更大。

图7(b)为考虑温度与不考虑温度下接触表面的磨损深度分布。从图中可以看到,与接触压力分析一致,两种情况具有相似的磨损轮廓。考虑温度的磨损深度和磨损宽度都比不考虑温度的大,特别是磨损深度。这是因为磨损过程必然产生摩擦生热,导致接触表面的温度升高,而温度升高会使摩擦因数减小、磨损系数增大,导致磨损更加剧烈。由此可见,对于这类热致软化材料,温度升高对磨损具有促进作用。因此,在实际工程中,可以通过减小这类材料的工作或环境温度来提高其耐磨性。

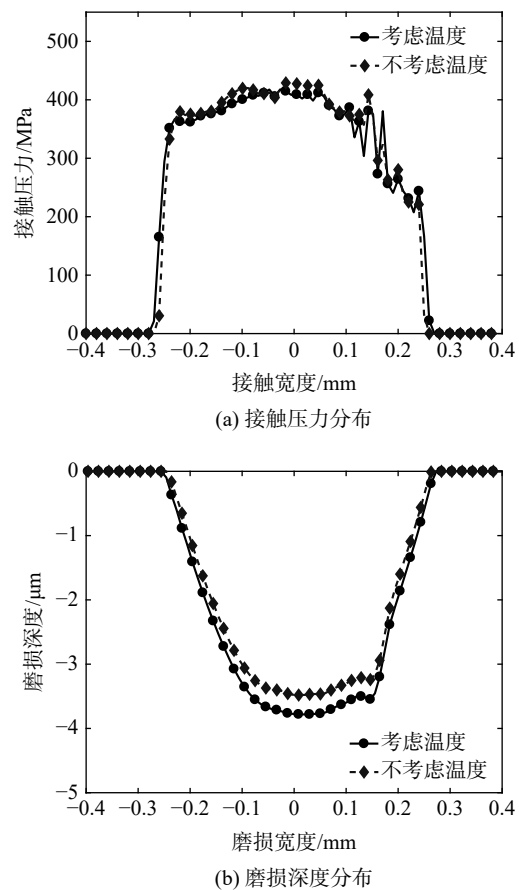


图7 温度特性对接触压力和磨损深度的影响

Fig. 7 Effect of temperature on contact pressure and wear depth

3.3 循环次数对接触压力、磨损深度和温升的影响

为了进一步研究热-力-磨损耦合问题,提取了不同循环次数下的仿真结果。图8显示了不同循环次数对接触压力和磨损深度、温度分布的影响规律。从图8(a)中可以看到,没有微动滑动($N=0$)的接触压力分布为赫兹形状;随着循环次数的增加,接触压力的分布变宽且接触中心与接

触边缘的差值减小。这是因为微动滑动前的接触方式是柱面和平面的接触,随着磨损的进行,接触方式向着平面与平面的接触转变且接触区域越来越大。

图8(b)描述了磨损深度随循环次数的演变。由图可见,磨损深度和宽度随着循环次数的增加而增大。磨损轮廓如前所述,在 $x=0.15\text{ mm}$ 附近(突变点)磨损深度较大。观察到随着循环次数的增加突变点的差异被削弱。即突变点与磨损中心的深度差越来越小。这是磨损面积变大,减小了突变点的应力集中,法向压力被分担的结果。还可以发现,相邻曲线之间的差距随着循环次数的增加而减小。这意味着磨损深度的增长率是减小的。这是因为接触表面间的温度随着磨损的进行不断增大,导致表面间的摩擦因数持续减小。摩擦因数减小会使切应力减小,所以磨损深度的增长率减小。

图8(c)为试件接触表面的温度分布随微动循环变化的规律。从图中可以发现温度分布的最高值都在接触中心左侧或右侧。这是因为施加的切向载荷为周期性的位移。在一个周期结束前,圆柱试件由接触中心左侧向右运动回到中心位置。同理,在半个周期结束前,圆柱试件由接触中心右侧向左运动回到中心位置。此外,由于摩擦磨损不断进行,产生的热量持续累积,所以表面温度随着循环次数的增加而增大。除了温度升高还能发现,接触区域的温度与非接触区域的温度差减小且温度高的区域变大。由于接触区域不断摩擦产生热量,同时持续向非接触区域传递热量,因此非接触区域的温度升高。

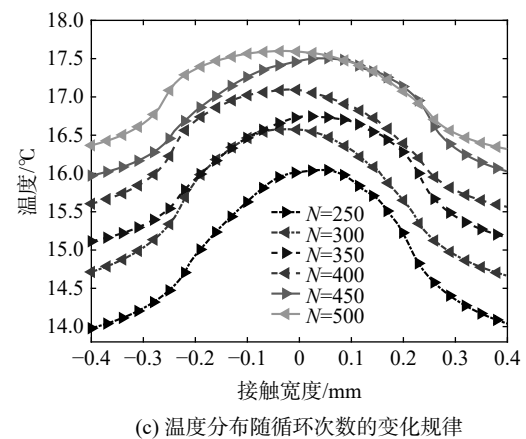
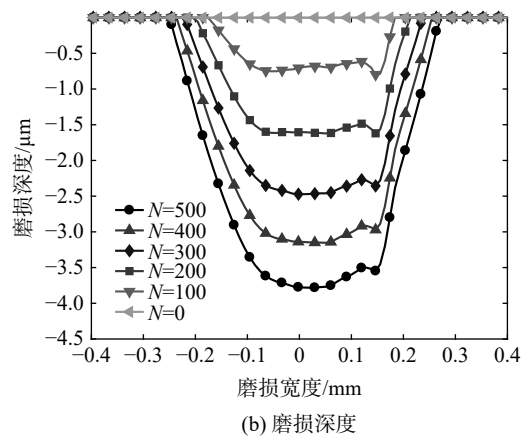
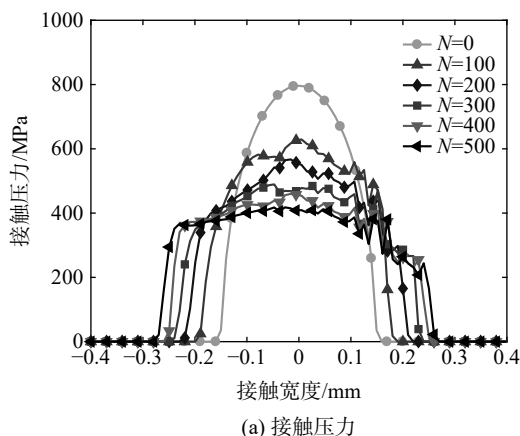


图8 接触压力、磨损深度和温度随循环次数的变化规律

Fig. 8 Change law of contact pressure, wear depth and temperature with the number of cycles

4 结 论

1) 通过对传统的能量耗散模型进行修正来考虑温度与磨损的相互作用。基于修正的能量模型编写了UMESHMOTION子程序,同时考虑了材料塑性,建立热-力-磨损耦合的数值模拟方法和有限元模型,得到了温度、接触压力和磨损深度的演变过程。

2) 考虑温度影响时,修正的能量模型的磨损深度略小于Archard模型的磨损深度,且随着温度的升高,两种模型之间的差距越来越大。

3) 不考虑材料塑性和温度影响的磨损深度偏小。考虑材料塑性时,磨损轮廓不再是光滑的赫兹形状,接触表面的温升峰值与不考虑材料塑性相比更小。

4) 随着循环次数的增加,接触表面的温度升高,温升峰值水平位置随着圆柱试件移动,磨损深度的增长速率由于温度的升高而变小,磨损轮廓突变点与磨损中心的深度差越来越小。

参考文献:

- [1] 杨利花, 王振发, 谢坤. 考虑离心力与热应力非连续界面的微动磨损[J]. *航空动力学报*, 2020, 35(3): 552-559.
YANG Lihua, WANG Zhenfa, XIE Kun. Fretting wear of discontinuous interface considering centrifugal force and thermal stress[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2020, 35(3): 552-559. (in Chinese)
- [2] WATERHOUSE R. Fretting wear[J]. *Wear*, 1984, 100(1/2/3): 107-118.
- [3] PINTO A L, ARAÚJO J A, TALEMI R. Effects of fretting wear process on fatigue crack propagation and life assessment[J]. *Tribology International*, 2021, 156: 106787.1-106787.15.
- [4] JIN X, SHIPWAY P H, SUN W. The role of frictional power dissipation (as a function of frequency) and test temperature on contact temperature and the subsequent wear behaviour in a stainless steel contact in fretting[J]. *Wear*, 2015, 330/331: 103-111.
- [5] JIN X, SUN W, SHIPWAY P H. The role of geometry changes and debris formation associated with wear on the temperature field in fretting contacts[J]. *Tribology International*, 2016, 102: 392-406.
- [6] 牛宇生, 郝秀清, 孙鹏程, 等. 温度对表面摩擦磨损性能影响的研究进展[J]. *中国表面工程*, 2020, 33(6): 1-22.
NIU Yusheng, HAO Xiuqing, SUN Pengcheng, et al. Perspective of influence of temperature on friction and wear behavior[J]. *China Surface Engineering*, 2020, 33(6): 1-22. (in Chinese)
- [7] ARCHARD J F. Contact and rubbing of flat surfaces[J]. *Journal of Applied Physics*, 1953, 24(8): 981-988.
- [8] FOUVRY S, KAPSA P, VINCENT L. Quantification of fretting damage[J]. *Wear*, 1996, 200(1/2): 186-205.
- [9] MCCOLL I R, DING J, LEEN S B. Finite element simulation and experimental validation of fretting wear[J]. *Wear*, 2004, 256(11): 1114-1127.
- [10] 尹家宝, 卢纯, 全鑫, 等. 列车制动块磨损行为动态演变数值分析[J]. *机械工程学报*, 2021, 57(18): 1-22.
YIN Jiabao, LU Chun, QUAN Xin, et al. Analysis of wear behavior dynamic evolution on railway brake pad[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2021, 57(18): 1-22. (in Chinese)
- [11] AHMADI A, SADEGHI F. A novel three-dimensional finite element model to simulate third body effects on fretting wear of hertzian point contact in partial slip[J]. *Journal of Tribology*, 2021, 143(4): 041502.1-041502.14.
- [12] GONG W, CHEN Y, LI M, et al. Coupling fractal model for adhesive and three-body abrasive wear of AISI 1045 carbon steel spool valves[J]. *Wear*, 2019, 418/419: 75-85.
- [13] WANG Y, LIANG G, LIU S, et al. Coupling fractal model for fretting wear on rough contact surfaces[J]. *Journal of Tribology*, 2020, 143(9): 091701.1-091701.13.
- [14] 肖立, 徐颖强, 陈智勇, 等. 直升机浮动渐开线花键微动磨损影响因素分析[J]. *航空动力学报*, 2021, 36(4): 751-766.
XIAO Li, XU Yingqiang, CHEN Zhiyong, et al. Analysis of influencing factors of fretting wear with helicopter floating involute spline[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2021, 36(4): 751-766. (in Chinese)
- [15] NING P, LI Y, FENG Z Q. A newton-like algorithm to solve contact and wear problems with pressure-dependent friction coefficients[J]. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, 2020, 85: 105216.1-105216.22.
- [16] JIANG X, PAN F, SHAO G, et al. Prediction of electrical contact endurance subject to micro-slip wear using friction energy dissipation approach[J]. *Friction*, 2019, 7(6): 537-550.
- [17] LI L, WEI Z, MA S, et al. Numerical analysis of fretting wear in lateral contact of sphere/sphere[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part J: Journal of Engineering Tribology*, 2021, 235(10): 2073-2085.
- [18] PEARSON S R, SHIPWAY P H, ABERE J O, et al. The effect of temperature on wear and friction of a high strength steel in fretting[J]. *Wear*, 2013, 303(1/2): 622-631.
- [19] QIN W, JIN X, KIRK A, et al. Effects of surface roughness on local friction and temperature distributions in a steel-on-steel fretting contact[J]. *Tribology International*, 2018, 120: 350-357.
- [20] SHEN F, ZHOU K. Investigation on thermal response in fretting sliding with the consideration of plastic dissipation, surface roughness and wear[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 148: 94-102.
- [21] HAGER C H, SANDERS J, SHARMA S, et al. The effect of temperature on gross slip fretting wear of cold-sprayed nickel coatings on Ti6Al4V interfaces[J]. *Tribology International*, 2009, 42(3): 491-502.
- [22] HAGER C H, SANDERS J H, SHARMA S. Unlubricated gross slip fretting wear of metallic plasma-sprayed coatings for Ti6Al4V surfaces[J]. *Wear*, 2008, 265(3/4): 439-451.
- [23] WANG L, ZHANG Q Y, LI X X, et al. Severe-to-mild wear transition of titanium alloys as a function of temperature[J]. *Tribology Letters*, 2014, 53(3): 511-520.
- [24] PEREIRA K, YUE T, WAHAB M A. Multiscale analysis of the effect of roughness on fretting wear[J]. *Tribology International*, 2017, 110: 222-231.
- [25] YUE T, WAHAB M A. Finite element analysis of fretting wear under variable coefficient of friction and different contact regimes[J]. *Tribology International*, 2017, 107: 274-282.
- [26] BASSEVILLE S, MISSOUM D, CAILILLETAUD G. 3D finite element study of the fatigue damage of Ti-6Al-4V in presence of fretting wear[J]. *Computational Mechanics*, 2019, 64(3): 663-683.
- [27] HOLMAN J P. Heat transfer[M]. Beijing: Mechanical Industry Press, 2005.
- [28] HANDBOOK M. MIL-HDBK-5H: metallic materials and elements for aerospace vehicle structures[M]. Washington DC: US Department of Defense, 1998.
- [29] YANG J, SUN S, BRANDT M, et al. Experimental investigation and 3D finite element prediction of the heat affected zone during laser assisted machining of Ti6Al4V alloy[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, 210(15): 2215-2222.
- [30] SHEN F, HU W, MENG Q. A damage mechanics approach to fretting fatigue life prediction with consideration of elastic-plastic damage model and wear[J]. *Tribology International*, 2015, 82: 176-190.

(编辑: 陈 越)