

基于内聚力模型的某型挂钩悬挂失效分析

李增伟^{1,2} 侯泽伟¹ 洪家旺^{1*} 祁军义²

1. 北京理工大学宇航学院, 北京, 100080

2. 郑州飞机装备有限责任公司, 郑州, 450052

摘要:针对某型挂钩在进行挂载试验时阻铁镉镀层脱落造成阻铁下滑而导致悬挂物悬挂姿态发生偏转甚至有掉落风险的问题展开研究。基于内聚力模型建立了预设垂直裂纹和界面裂纹的挂钩挂载有限元模型,通过裂纹损伤因子判定裂纹失效形式,并构建了止动臂/阻铁的局部接触模型,研究镀层界面脱黏过程中的摩擦因数变化情况。结果表明,在挂钩挂载过程中,阻铁镀层与基材在结合面处产生面内剪切应力差导致界面脱黏,但整个过程不产生垂直裂纹,同时在界面脱黏过程中接触面摩擦因数会短暂降低至0.05以下,低于阻铁下滑的临界滑动摩擦因数。

关键词:挂钩;摩擦因数;镀层;内聚力模型;脱黏损伤

中图分类号: TJ768.2

DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2025.09.004

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



Failure Analysis of a Certain Type of Hook Suspension Based on Cohesive Zone Model

LI Zengwei^{1,2} HOU Zewei¹ HONG Jiawang^{1*} QI Junyi²

1. School of Aerospace Engineering, Beijing Institute of Technology, Beijing, 100080

2. Zhengzhou Aircraft Equipment Co., Ltd., Zhengzhou, 450052

Abstract: During the mount tests of a certain type of hook, Cd-Ti coating of latch was delaminated, and caused the latch slide downward, then the suspension might deflected, posing a risk of suspension detachment. A research on this risk was conducted. Based on cohesive zone model, a finite element model of the hook under load was established, incorporating predefined vertical cracks and interfacial cracks. The crack damage factor was employed to determine the crack failure modes, and a local contact model of the stop arm/latch was developed to investigate the variations in friction coefficient during coating interface debonding. Results reveal that during the hook's load-bearing processes, in-plane shear stress differences at the interfaces between the latch coating and the substrate induce interfacial debonding, without the formation of vertical cracks. Meanwhile, the friction coefficient at the contact interfaces temporarily drops below 0.05 during debonding, which is lower than the critical sliding friction coefficient required to prevent latch slippages.

Key words: hook; friction coefficient; coating; cohesive zone model; debonding damage

0 引言

挂钩是悬挂装置中的关键部件,主要实现悬挂物的可靠挂载与安全释放^[1-2]。该装置通过止动臂与垫块的协同作用对悬挂物进行夹持,从而确保悬挂过程中姿态的稳定性。在某型挂钩的制造过程中,技术人员在阻铁表面设置了镉镀层(Cd-Ti),但在后续的悬挂物挂载实验中,观察到阻铁出现下滑现象,导致悬挂物挂载姿态发生改变,并存在自动脱落风险。检查下滑的阻铁,发现其表面镀层磨损严重并露出基体材料。

镉镀层作为一种重要的防护性软镀层,广泛应用于钢铁基体的保护^[3-4]。通过引入Ti元素进行合金化改性,可使镀层硬度增至600 HV,同时大幅改善其耐磨性和抗腐蚀性能^[5-6]。目前,该镀层主要通过电镀法、物理气相沉积法和化学气相沉积法等工艺制备^[7-9]。在Cd-Ti镀层的力学性能研究方面,CHEN等^[10]对50 μm厚镀层的研究表明,在干摩擦条件下镀层表面易发生犁削和剪切变形,它与基体的界面结合强度为12.2 MPa。ARIF KHALIL等^[11]针对10 μm厚镀层的断裂行为研究发现,当Ti含量超过15%时镀层呈脆性断裂特征,而Ti含量低于10%时则表现为韧性断裂,划痕测试测得临界载荷达20 N。ZHAO等^[12]对12.5 mm厚的镀层进行划痕测试,结果发现划

收稿日期:2024-08-26

基金项目:国家自然科学基金(12102007)

痕测试中镀层呈现渐进式剥落失效模式,临界应力强度因子为 4.5 MPa。ZHAO 等^[13]就厚度为 10 μm 的 Cd-Ti 镀层进行拉伸测试,发现垂直于结合面方向的断裂强度为 11.34 MPa。

随着计算力学的发展,有限元方法已成为研究镀层断裂失效行为的重要手段。由于航空军用挂钩产品的特殊性,相关挂载实验研究数据较为缺乏,为此,本文重点调研了镀层断裂模拟的有限元研究方法。TEKAYA 等^[14]基于镀层-基体完美结合假设,建立了 CrN 镀层的二维轴对称压痕模型,发现 CrN 单层镀层的最大剪切应力集中于界面区域,易导致界面剥离。REZAEI 等^[15]创新性地在 8YSZ 陶瓷镀层与 IN713C 基体间引入零厚度内聚力单元(NiCrAlY),通过定义材料参数和界面力学性能,成功预测了循环载荷下的界面分层和裂纹扩展行为。FENG 等^[16]采用不可逆内聚力模型,构建了包含 TiN 镀层、硬化扩散层和 H11 钢基体的复合材料模型,通过损伤变量分析准确模拟了单调载荷下的裂纹萌生位置和临界载荷。

基于上述研究背景,本研究将基于内聚力理论构建带 Cd-Ti 镀层的挂钩挂载有限元模型,研究预紧力加载过程中阻铁镀层的失效机制及其对挂钩挂载性能的影响,最终提出预防挂载失效的工程优化建议。

1 挂钩挂载实验的有限元实现

1.1 挂钩挂载实验

挂载悬挂物的完整流程如下:张开止动臂的下臂,放入悬挂物,同时挤压垫块以实现初步固定;合拢止动臂的下臂,确保其与悬挂物保持紧密接触;通过悬挂止动螺钉施加预紧力,进一步增强挂钩的夹持能力。图 1 所示为悬挂物挂载结束后各部件之间的相互位置关系。

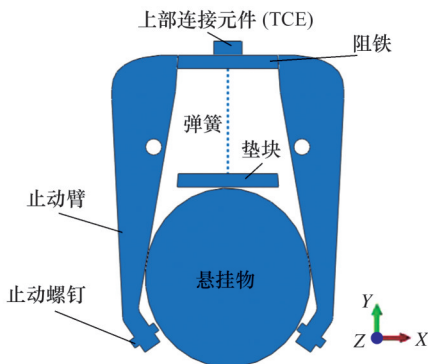


图 1 挂钩挂载悬挂物状态

Fig.1 Hook-mounted suspended object status

1.2 内聚力模型

内聚力模型是指通过内聚力与界面相对位移之间的本构关系模拟界面损伤萌生、脱黏发生以及扩展的整个过程^[17-18],最早由 DUGDALE^[19]和 BARENBLATT^[20]提出。与传统断裂力学中将裂纹尖端两侧表面假设为无应力状态不同,内聚力模型认为裂纹界面两侧的应力与其相对位移之间存在特定的函数关系,即内聚力本构关系。图 2 所示为双线性本构模型,是广泛应用于表征内聚力本构关系的表达函数。在图中,曲线上升段(OA)表示材料处于线性强化阶段,曲线下降段(AB)表示材料处于刚度退化阶段。曲线最高点(A)表示材料开始发生损伤,对应的横纵坐标分别表示损伤初始位移 δ_0 和相邻界面连接的极限强度 σ_0 ,曲线与横坐标的第二个交点(B)表示材料已经完全损伤,损伤位移为 δ_f 。整个曲线与横轴所围成的三角形面积为产生裂纹所需要的能量。

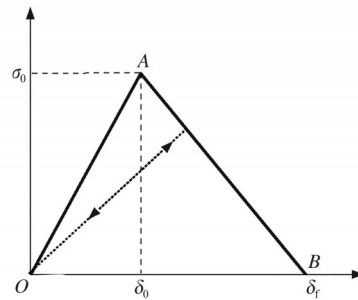


图 2 双线性本构模型

Fig.2 Hyperbolic constitutive model

采用最大名义应力准则判定连接界面的损伤情况:

$$\max \left(\frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right) = 1 \quad \langle t_n \rangle = \begin{cases} t_n, & t_n \geq 0 \\ 0, & t_n < 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: t_n 为张开正应力, $\langle t_n \rangle$ 表示沿其厚度方向上的压缩应力对分层的起始没有贡献; t_s, t_t 分别为面内第一方向和第二方向的剪应力; t_n^0, t_s^0, t_t^0 分别为 I 型、II 型及 III 型裂纹扩展的剪切强度。

采用基于能量的损伤演化准则,断裂能记为

$$G_f = \int_0^{\delta_f} T(\delta) d\delta \quad (2)$$

式中: T 为界面应力; δ 为裂纹两侧的相对位移。

在双线性本构模型中,损伤演化满足线性软化规律,因此在损伤阶段裂纹的损伤因子 D 可以表示为

$$D(\delta) = \frac{T_0(\delta - \delta_0)}{2G_f} \quad (3)$$

式中: T_0 为材料在未损伤时的最大应力。

1.3 挂钩挂载的有限元实现

ABAQUS 提供了内聚力单元和内聚力接触

研究材料的分层断裂行为。本文采用内聚力接触来定义镀层和阻铁基材的黏性接触行为,且不允许重复的失效后接触中的黏性行为。另外,由于挂钩挂载时阻铁镀层的失效模式未知,因此在模型中预设了两种内聚力接触形式(图3中的红色线条)来模拟镀层的界面脱黏和垂直断裂情况,进而通过提取预紧力施加结束后接触界面的损伤因子判定阻铁镀层的失效模式。其中,第I个接触沿镀层结合面方向,第II种接触垂直于镀层结合面方向。对于II型裂纹,当裂纹垂直于结合面时 $\beta=0^\circ$,裂纹方向与零度方向的夹角记为 $\beta(-90^\circ < \beta < 90^\circ)$,裂纹方向在裂纹零度的顺时针方向时 β 为正,反之为负。图3所示为划分好的有镀层的挂钩挂载模型,网格数量共计2364个。

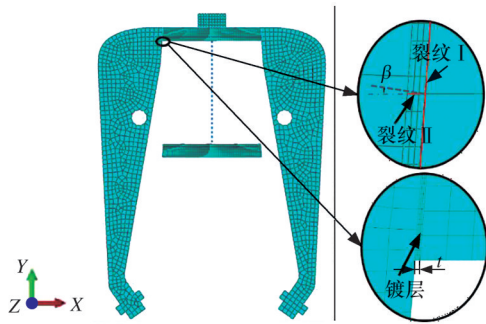


图3 有镀层挂钩网格信息

Fig.3 Coating hook grid information

仿真中镀层为Cd-Ti^[21],其弹性模量 $E=20.93$ GPa,泊松比 $\nu=0.29$,厚度依次设置为0.05 mm,0.1 mm,0.15 mm,0.2 mm和0.25 mm。其余材料为Cr₁₅Ni₄Cu₄Nb,采用Johnson-Cook模型,相关力学参数为: $E=186.8$ GPa, $\nu=0.3$, $\rho=7800$ kg/m³, $A=950$ MPa, $B=725$ MPa, $n=0.375$, $C=0.015$, $m=0.625$ 。其中, E 、 ν 、 ρ 、 A 、 B 、 n 、 C 、 m 分别为材料的弹性模量、泊松比、密度、初始屈服应力、硬化系数、硬化指数、应变率敏感系数和热软化指数。

查阅Cd-Ti的断裂参数,其内聚力模型的基本参数见表1^[21-22]。表中 T_i 、 E_i ($i=nn, ss, tt$)表示界面失效前能承受的最大应力和界面刚度,其中nn, ss, tt分别表示法向、第一剪切和第二剪切方向, G_{nn} 则表示界面完全分离所需要的能量。

表1 零厚度内聚力模型参数

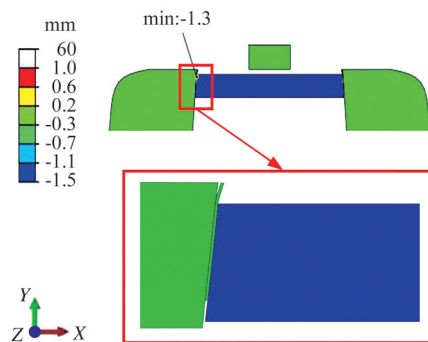
Tab. 1 Parameters of zero-thickness cohesive zone model

参数	I型裂纹 ^[21]	II型裂纹 ^[22]
$T_{nn}, T_{ss}, T_{tt}/\text{MPa}$	均为18.50	均为46.50
$E_{nn}, E_{ss}, E_{tt}/\text{MPa}$	均为11.82	均为25.46
$G_{nn}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.58	0.94

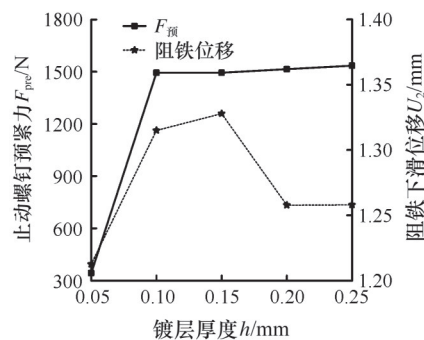
2 挂钩挂载时镀层的失效形式及对接触面状态的影响

2.1 挂钩挂载时裂纹的失效机理

图4展示了仿真结束后带镀层阻铁的位移信息。从图4a中可以发现,在预紧力施加完成后,镉镀层与阻铁基材之间发生了界面脱黏现象。阻铁基材沿Y轴负向产生了1.3 mm的位移,镀层则在阻铁下滑过程中被挤压并停留在止动臂与阻铁之间,未出现下滑迹象。图4b记录了不同厚度镀层脱落时预紧力的大小和阻铁的下滑位移。可以发现,镀层厚度为0.05 mm时预紧力达到310 N时镀层发生断裂,但是当镀层厚度大于0.1 mm时,镀层断裂时所施加的预紧力基本维持在1500 N。并且阻铁最终的下滑位移均在1.3 mm附近。这是因为镀层厚度增大,使得同等预紧力情况下镀层与基材的应力梯度降低,镀层更不易发生界面脱黏。



(a) 位移云图



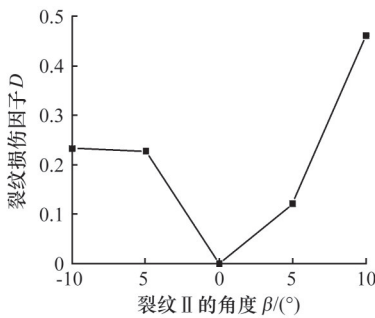
(b) 镀层厚度对阻铁下滑位移的影响

图4 镀层阻铁位移信息

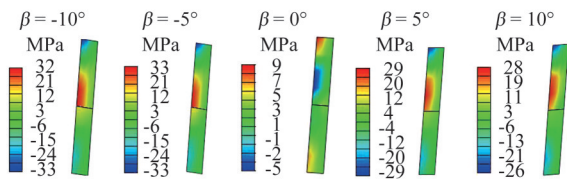
Fig.4 Coating latch displacement information

图5所示为不同角度裂纹II在预紧力施加结束后的裂纹损伤程度。由图5a可以发现,在完全施加预紧力后,裂纹II的损伤判定因子始终小于1,这表明镀层在垂直结合面方向上未产生新的裂纹。值得注意的是,当裂纹角度为 0° 时,裂纹损伤因子为0,而随着裂纹角度绝对值的增大,裂纹的

损伤因子逐渐增大,且当裂纹角度沿顺时针方向增大时,损伤因子的变化更为剧烈。从图5b中也可以明显观察到,当裂纹Ⅱ的角度为0°时,裂纹上的应力过渡连续;而当裂纹角度增大时,裂纹两侧的应力差逐渐增大,且应力差首先在靠近止动臂一侧形成(阻铁左边),具体表现为在裂纹上方的剪切应力变为顺时针方向,而裂纹下方的剪切应力变为逆时针方向。正是这种剪切应力差的形成导致裂纹Ⅱ出现损伤,但由于裂纹角度较小,裂纹Ⅱ受到的挤压力难以形成较大的剪切应力差,因此垂直裂纹难以形成。



(a) 不同角度裂纹Ⅱ的裂纹损伤因子



(b) 裂纹Ⅱ方向上的面内剪切应力

图5 裂纹Ⅱ的失效判定

Fig.5 Failure criterion for crack Ⅱ

图6为有无镀层条件下阻铁与止动臂接触表面的应力分布云图。可以发现,有镀层和无镀层阻铁在接触面的应力分布相似,S11均为压应力,S22在阻铁上表面表现为拉应力,在阻铁下表面表现为压应力,S12在阻铁上表面为顺时针方向,在阻铁下表面为逆时针方向。然而,由于数值计算过程中未考虑镀层的塑性变形行为,因此仿真计算结果会显示有镀层阻铁的应力值高于无镀层阻铁的应力值。而在有镀层阻铁的应力分布云图中可以发现,在阻铁下底边转角区域,镀层与基材的S11应力差值为200 MPa,均为压应力状态;S22的应力差值达到600 MPa,其中镀层表现为压应力,而基材则表现为拉应力;S12的剪力差值为720 MPa,且基材与镀层的剪应力方向相反。由于在内聚力模型中,压应力对镀层界面破坏的贡献为零,因此在挂钩挂载过程中,镀层与基材之间的面内剪切应力是导致镀层界面脱黏失效的主要因素。

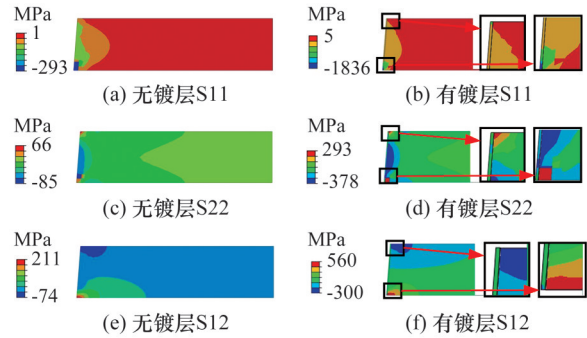
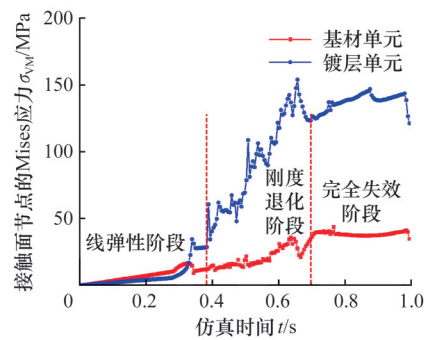


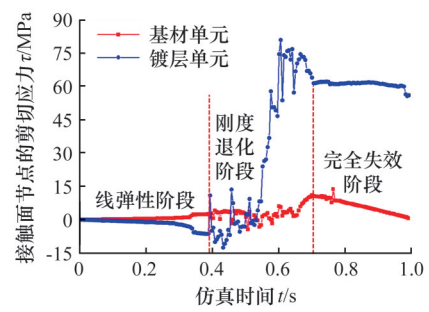
图6 阻铁有无镀层的应力对比

Fig.6 Stress comparison of latch with and without coating

随机提取预紧力施加过程中镀层结合面处网格节点的Mises应力和剪切应力(该节点为阻铁基材与镀层的共用节点),其变化情况如图7所示。根据节点应力变化特征,可将整个过程划分为线弹性阶段、刚度退化阶段和完全失效阶段。在线弹性阶段的前半段,镀层单元与基材单元的Mises应力和面内剪切应力值较为接近,且随着预紧力的增大呈现缓慢上升趋势。然而,在后半段时间内,镀层单元的Mises应力和剪切应力突然显著增大,与基材单元的应力值逐渐拉开差距。在刚度退化阶段,镀层单元的Mises应力和剪切应力呈线性大幅增长,而基材单元的Mises应力和剪切应力则增长较为缓慢,导致两者之间的应力差值进一步扩大。在完全失效阶段,尽管



(a) Mises应力



(b) 剪切应力

图7 镀层结合面相邻网格单元的应力变化

Fig.7 Stress variation in adjacent mesh elements at the coating interface

镀层单元与基材单元的应力值存在显著差异,但随着预紧力的持续增大,两者之间的应力差值趋于稳定,未再出现明显变化。

2.2 镀层界面脱黏对接触面摩擦因数的影响

2.1节研究表明,在预紧力施加过程中,阻铁表面镀层发生界面脱黏而不产生垂直裂纹。由于仿真中阻铁的受力情况较为复杂,难以准确监控其法向和切向载荷变化情况,因此未能计算出镀层脱落过程中止动臂与阻铁之间摩擦因数的变化情况。为此,对挂钩挂载模型进行局部仿真,构建三维实体模型模拟止动臂与阻铁的接触特性,重点研究镀层脱落过程中阻铁与止动臂之间摩擦因数的变化规律,如图8所示。

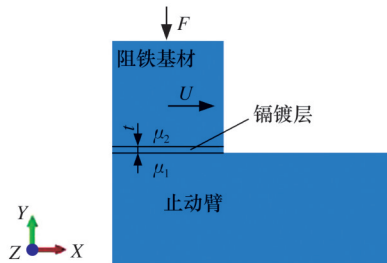


图8 止动臂/阻铁局部接触模型

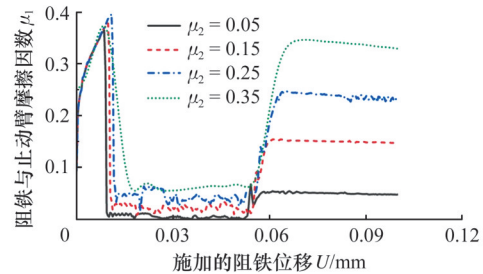
Fig.8 Local contact model of stop arm/latch

在进行局部仿真模型时做以下假设:①镀层发生界面脱黏而不产生垂直裂纹;②镀层以整体形式发生脱黏,在仿真过程中始终存在;③止动臂与镀层之间的摩擦因数为 μ_1 ,镀层与基材产生裂纹后形成的新接触面摩擦因数为 μ_2 。

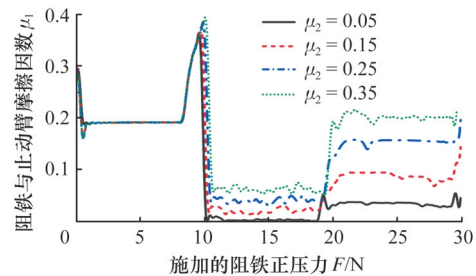
在仿真模型中镀层存在两种状态,一种为镀层脱落后停留在止动臂表面(有约束),另一种为镀层脱落后将根据镀层两个接触面的摩擦因数情况自由运动(无约束)。通过测量仿真过程中止动臂的正压力 F 和阻铁受到的 X 方向摩擦力,计算镀层脱落过程中摩擦因数的变化情况。

图9a所示为有约束条件下镀层在脱落过程中止动臂与阻铁摩擦因数的变化,可以看出,在镀层断裂之前,随着阻铁开始位移,阻铁与止动臂的摩擦因数迅速增至最大值。此时,阻铁的位移为0.01 mm,恰好对应镀层发生断裂的极限位移,此时的摩擦力为最大静摩擦力。随着阻铁位移的增大,止动臂与阻铁的摩擦因数迅速减小,最低可降至0.02,并在阻铁位移小于0.06 mm时保持相对稳定。当阻铁位移超过0.08 mm后,阻铁与止动臂的摩擦因数迅速增大,并逐渐接近假设的镀层与基材之间的摩擦因数。图9b所示为无约束条件下镀层界面脱黏过程中接触面摩擦因数的变化

情况,可以看出,当正压力 $F < 8$ N时,止动臂与阻铁的摩擦因数保持为预设值($\mu_1 = 0.2$);在正压力为8~10 N时,摩擦因数先急剧增大随后急剧减小;在正压力为10~19 N时,摩擦因数始终维持在较低水平(0.05以下);当正压力达到20 N后,摩擦因数趋于稳定,达到假设的 μ_1 和 μ_2 中的较小值。



(a) 镀层有约束



(b) 镀层无约束

图9 镀层脱落过程中接触面摩擦因数变化

Fig.9 Variation of friction coefficient during delaminating process

造成上述变化的原因与镀层-基材的界面力学行为演变有关。当界面未发生脱黏时,阻铁镀层通过界面结合能与基材形成有效的应力传递路径。当镀层处于线性弹性阶段时,阻铁基材同时承受来自止动臂的摩擦作用以及镀层的拉伸约束作用,从而导致摩擦因数短暂升高。当界面应力超过镀层极限强度后,随着载荷和位移持续增大,镀层-基材进入刚度退化阶段。此时镀层对基材的约束作用逐渐减弱,导致阻铁与止动臂之间的摩擦因数减小,直至镀层完全失效为止。在镀层完全失效后,镀层结合面将形成一对新的接触面,此时阻铁镀层与基材的作用力传递方式从应力传递变为基于接触压力的直接摩擦传递。其中,在镀层失效初期与新接触面尚未完全形成阶段,系统将维持较低的摩擦因数状态;待新接触面完全形成后,止动臂与阻铁之间的摩擦因数将根据镀层的约束条件逐步恢复至稳定值。

3 挂钩挂载时阻铁的接触与摩擦特性

图10为挂钩在预紧力施加结束后挂钩系统

主要受力元件的结构受力图。图中 $F_{spr} = 175 \text{ N}$, $G_s = 110 \text{ N}$, $M = 966 \text{ N}\cdot\text{mm}$, $G_{sear} = 2.4 \text{ N}$, $F_{spin} = 5 \text{ N}$, $F_{pre} = 2000 \text{ N}$ 。其中止动臂旋转中心距 F_N 作用点的距离为 38 mm , 距 F_{pre} 作用点的距离为 64.2 mm , 分别记为 l_1, l_2 。根据力与反作用力的关系, 作用于止动臂下臂的合力为

$$F_1 = F_{pre} + (F_{spr} + G_s) \sin \theta \quad (4)$$

根据力臂平衡原理

$$F_N = \frac{M + F_1 l_1}{l_2} \quad (5)$$

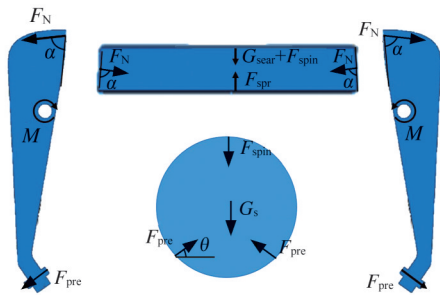


图 10 挂钩挂载时主要受力部件受力图

Fig.10 Force diagram of the main load-bearing components when hook mounting

此时, 阻铁在水平方向上合力为 0, 在不考虑摩擦力的情况下, 阻铁在竖直方向上受到竖直向上的合力为

$$F_2 = F_{spr} \quad (6)$$

阻铁在竖直方向上受到竖直向下的合力为

$$F_3 = F_{spin} + G_{sear} + 2F_N \cos \alpha \quad (7)$$

假设阻铁在 F_2 和 F_3 的相互作用下刚好向上滑动, 并设最大静摩擦力等于最大静摩擦因数 μ (又称阻铁下滑的临界滑动摩擦因数) 与正压力的乘积, 则有

$$\left. \begin{aligned} F_2' &= F_{spr} \\ F_3' &= F_{spin} + G_{sear} + 2(\cos \alpha + \mu \sin \alpha) \frac{M + F_1 l_1}{l_2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

据此可求得临界滑动摩擦因数与预紧力和载荷角度的关系:

$$\mu = \frac{(F_2' - F_{spin} - F_{sear}) l_2}{2(M + F_1 l_1) \sin \alpha} - \frac{\cos \alpha}{\sin \alpha} \quad (9)$$

图 11 所示为 $\theta = 55^\circ, \alpha = 85.3^\circ$ 时阻铁下滑临界摩擦因数随预紧力的关系。从图中曲线可看出, 临界滑动摩擦因数与预紧力之间成负相关关系, 即随着预紧力的增大, 临界滑动摩擦因数单调递减。值得注意的是, 当预紧力达到 340 N 时, 临界滑动摩擦因数发生由正值变为负值(负值表示阻铁滑动方向与初始假设方向相反), 这表明阻铁下滑方向发生改变。具体而言, 当预紧力小于 340 N 时, 阻铁所受摩擦力方向向下, 表现为下滑

趋势; 而当预紧力超过 340 N 时, 摩擦力方向转为向上, 阻铁呈现上移趋势。然而, 阻铁与止动臂之间仅当最大静摩擦因数位于关系曲线与 X 轴之间时才会发生相对滑动。值得注意的是, 由于阻铁上移会受到 TCE 的机械限位作用, 因此暂不考虑其上滑情况。基于挂载试验中施加在止动螺母上的最大预紧力 (2000 N) 分析可知, 只有当止动臂与阻铁间的最大静摩擦因数低于 0.06 时, 阻铁才会发生下滑现象。

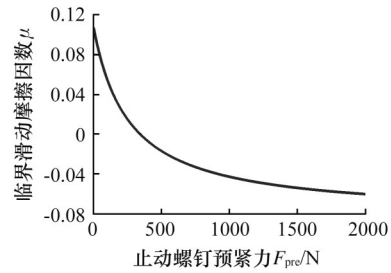


图 11 阻铁临界摩擦因数与预紧力的关系

Fig.11 Relationship between critical friction coefficient and preload force of latch

图 12 所示为阻铁无镀层时阻铁的位移与止动臂/阻铁摩擦因数的关系。可以发现, 当止动臂/阻铁摩擦因数大于 0.06 时, 阻铁只发生弹性形变而不产生下滑位移; 而当止动臂/阻铁摩擦因数小于 0.06 时, 阻铁发生下滑, 这与理论计算的阻铁临界滑动摩擦因数相等。

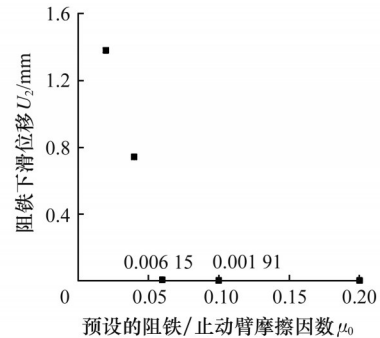


图 12 阻铁下滑位移与摩擦因数关系

Fig.12 Relationship between sliding displacement and friction coefficient of latch

基于图 11 中临界滑动摩擦因数在变符号后随预紧力增大而增大的特性, 研究了预紧力为 0 和 2000 N 时临界滑动摩擦因数与 θ 和 α 的关系。如图 13 所示, 在给定角度范围内, 当预紧力为 0 时, 阻铁不会发生下滑。当预紧力达到 2000 N 时, 阻铁下滑的临界滑动摩擦因数为 0.14 (对应 $\theta = 60^\circ, \alpha = 80^\circ$)。与《机械设计手册》中钢-钢干摩擦条件下的摩擦因数 (0.2) 对比可以发现, 该值大于正常工况及安装角度偏差情况下的临界滑动摩擦因数。

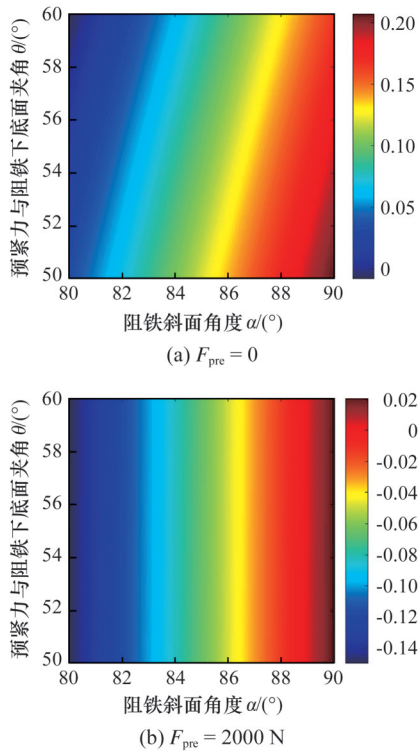


图13 临界滑动摩擦因数与 θ 、 α 的关系

Fig.13 Relationship between critical sliding friction coefficient and θ 、 α

4 结论

1) 挂钩挂载过程中,受止动臂摩擦阻力的影响,阻铁镀层与止动臂表面保持相对静止,而阻铁基材则表现出下滑趋势,这种差异在镀层结合面处形成了显著的面内剪切应力差。随着预紧力的增大,剪切应力差逐渐累积,最终导致阻铁发生界面脱黏。然而,由于应力主要集中在剪切方向,垂直方向的应力分量较小,因此未产生垂直裂纹。

2) 挂钩的局部仿真模型研究表明,当镀层发生界面脱黏时,止动臂与阻铁之间会形成一对新的接触界面,力的传递方式由应力传递转变为接触面的接触压力传递。这种转变导致阻铁与止动臂之间的摩擦因数显著减小,在短时间内可降至0.02以下。

3) 理论计算表明,只有当止动臂与阻铁间的摩擦因数低于0.06时才会发生阻铁下滑现象。然而,在镀层界面脱黏过程中,接触面摩擦因数会出现短暂降低的情况,这可能导致机械接触失效。为避免此类问题,可去除接触表面的镀层,并选用摩擦因数更大、耐磨性能更强的材料,从而有效提高接触界面的稳定性,避免摩擦失效。

参考文献:

[1] 胡冠杰, 冯茜, 尹中秋, 等. 悬挂发射装置翻修质
• 1940 •

量控制工作探讨[J]. 航空维修与工程, 2021(12): 108-109.

HU Guanjie, FENG Qian, YIN Zhongqiu, et al. Discussion on Quality Control for Renovation of Suspension Launcher[J]. Aviation Maintenance & Engineering, 2021(12):108-109.

[2] 王乐, 刘志洋. 机载武器悬挂投射装置[J]. 机械管理开发, 2009, 24(2):40-42.

WANG Le, LIU Zhiyang. Suspension, Releasing and Launching Systems of Airborne Weapon [J]. Mechanical Management and Development, 2009, 24(2):40-42.

[3] SHISODE M, HAZRATI J, MISHRA T, et al. Modeling Boundary Friction of Coated Sheets in Sheet Metal Forming [J]. Tribology International, 2021, 153:106554.

[4] WANG Chen, ZHANG Jianjun, LE Kai, et al. Effect of Substrate Roughness and Contact Scale on the Tribological Performance of MoS2 Coatings [J]. Lubricants, 2023, 11(5):191.

[5] ZOU Yongchun, WANG Yaming, WEI Daqing, et al. In-situ SEM Analysis of Brittle Plasma Electrolytic Oxidation Coating Bonded to Plastic Aluminum Substrate: Microstructure and Fracture Behaviors [J]. Materials Characterization, 2019, 156: 109851.

[6] ROY D, SIMON G P, FORSYTH M, et al. Modification of Thermoplastic Coatings for Improved Cathodic Disbondment Performance on a Steel Substrate: a Study on Failure Mechanisms [J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2002, 22 (5):395-403.

[7] SRIRAMAN K R, BRAHIMI S, SZPUNAR J A, et al. Tribocorrosion Behavior of Zn, Zn-Ni, Cd and Cd-Ti Electrodeposited on Low Carbon Steel Substrates [J]. Surface and Coatings Technology, 2013, 224:126-137.

[8] HUANG Hailiang, ZHANG Taifeng, BIAN Guixue, et al. Corrosion Behavior and Failure Mechanisms of Phosphating/Cd-Ti Composite Coating on A100 Steel under Acidic Salt Fog Conditions [J]. Surface and Coatings Technology, 2025, 501: 131944.

[9] AYYAGARI A, ALAM K I, BERMAN D, et al. Progress in Superlubricity across Different Media and Material Systems—a Review [J]. Frontiers in Mechanical Engineering, 2022, 8:908497.

[10] CHEN Xiaohu, ZHANG Pingze, WEI Dongbo, et al. Tribological Behavior of Aluminum Slurry Coating on 300M Steel [J]. Journal of Materials En-

- gineering and Performance, 2017, 26 (8) : 3719-3727.
- [11] ARIF KHALIL R M, HUSSAIN M I, LUQMAN N, et al. DFT-based Study of the Structural, Opto-electronic, Mechanical and Magnetic Properties of Ti3AC2 (A=P, As, Cd) for Coating Applications [J]. RSC Advances, 2022, 12(7):4395-4407.
- [12] ZHAO Qiyue, WANG Haiyan, FAN Endian, et al. Insight into the Galvanic Corrosion Behavior of the LHE Cd-Ti 300 M Steel Coupled with TC4 Titanium Alloy in Different Atmospheric Environments [J]. Journal of Electroanalytical Chemistry, 2022, 923:116827.
- [13] ZHAO Qiyue, ZHAO Jinbin, CHENG Xuequn, et al. Galvanic Corrosion of the Anodized 7050 Aluminum Alloy Coupled with the Low Hydrogen Embrittlement CdTi Plated 300M Steel in an Industrial-marine Atmospheric Environment [J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 382:125171.
- [14] TEKAYA A, GHULMAN H A, BENAMEUR T, et al. Cyclic Nanoindentation and Finite Element Analysis of Ti/TiN and CrN Nanocoatings on Zr-based Metallic Glasses Mechanical Performance [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2014, 23(12):4259-4270.
- [15] REZAEI S, WULFINGHOFF S, REESE S. Prediction of Fracture and Damage in Micro/Nano Coating Systems Using Cohesive Zone Elements [J]. International Journal of Solids and Structures, 2017, 121:62-74.
- [16] FENG J, QIN Y, LISKIEWICZ T W, et al. Crack Propagation of a Thin Hard Coating under Cyclic Loading: Irreversible Cohesive Zone Model [J]. Surface and Coatings Technology, 2021, 426:127776.
- [17] GEE B, PARCHEI-ESFAHANI M, GRACIE R. XFEM Simulation of a Mixed-mode Fracture Experiment in PMMA [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2020, 229:106945.
- [18] 黄智豪,王金彪,高浩宇,等. 基于内聚力模型的柔性屏贴附及影响因素 [J]. 液晶与显示, 2022, 37 (7):840-848.
- HUANG Zhihao, WANG Jinbiao, GAO Haoyu, et al. Simulation and Influencing Factor of Flexible Screen Based on Cohesion Model [J]. Chinese Journal of Liquid Crystals and Displays, 2022, 37 (7) : 840-848.
- [19] DUGDALE D S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960, 8(2):100-104.
- [20] BARENBLATT G I. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture [J]. Advances in Applied Mechanics, 1962, 7:55-129.
- [21] CHEN Xiaohu, ZHANG Pingze, WEI Dongbo, et al. Tribological Behavior of Aluminum Slurry Coating on 300M Steel [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2017, 26 (8) : 3719-3727.
- [22] FERREIRA FERNANDES M, dos SANTOS J R M, de OLIVEIRA VELLOSO V M, et al. AISI 4140 Steel Fatigue Performance: Cd Replacement by Electroplated Zn-Ni Alloy Coating [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2020, 29 (3):1567-1578.

(编辑 王旻玥)

作者简介:李增伟,男,1999年生,硕士研究生,研究方向为机载悬挂发射装置。E-mail:894269070@qq.com。洪家旺*(通信作者),男,1981年生,教授、博士研究生导师。研究方向为智能材料多场耦合力学。E-mail:hongjw@bit.edu.cn。

本文引用格式:

李增伟,侯泽伟,洪家旺,等. 基于内聚力模型的某型挂钩悬挂失效分析 [J]. 中国机械工程, 2025, 36(9):1934-1941.

LI Zengwei, HOU Zewei, HONG Jiawang, et al. Failure Analysis of a Certain Type of Hook Suspension Based on Cohesive Zone Model [J]. China Mechanical Engineering, 2025, 36 (9) : 1934-1941.