

DOI:10.19344/j.cnki.issn1671-5276.2025.02.036

基于 Abaqus 的篦齿封严中的衬套碰磨数值研究

王志雄,赵凯,史永运,于向财,迟雅琴

(海军航空大学 航空基础学院,山东 烟台 264001)

摘 要:航空发动机运行中,篦齿封严与衬套易发生碰撞以及磨损,造成衬套变形。为获得碰磨后封严衬套形貌参数及碰磨过程中温度、接触力变化情况,使用基于有限元法的 Abaqus 软件,以钢-铜摩擦副为例,重点分析篦齿封严在不同转速和入侵速度下碰磨过程中最大接触力、表面温度以及型面变化。结果表明:使用材料失效模型计算碰磨后衬套型面变化的方法是可行的,可为计算碰磨后性能退化提供理论基础;在转速为 2 500 r/min 下,入侵速度从 100 mm/s 降至 25 mm/s,碰撞过程中最大法向接触力减小 35%;在相同入侵速度下,转速增大会导致封严碰磨中温度升高,接触力降低。

关键词:航空发动机;篦齿封严;碰磨;摩擦温度;最大接触力;型面

中图分类号:V231.91 **文献标志码:**B **文章编号:**1671-5276(2025)02-0186-06

Numerical Research on Contact Behavior of Liners in Labyrinth Seal Based on Abaqus

WANG Zhixiong, ZHAO Kai, SHI Yongyun, YU Xiangcai, CHI Yaqin

(Aviation Foundation College, Naval Aeronautical University, Yantai 264001, China)

Abstract: The labyrinth seal fins often rub with liners during operation causing liner deformation. In order to obtain morphology parameters of the sealing after rubbing and the temperature, contact force during rubbing process, with steel-copper friction pair being taken as example, the commercial software Abaqus based on the finite element method is used to analyze the maximum contact force, surface temperature and morphology changes of the liners during rubbing process at different rotation speed and invasion speed. The results show that the method of using the material failure model to calculate the change of liners profile after rub is feasible, which can provide a theoretical basis for calculating the performance degradation. At rotation speed of 2 500 r/min, the maximum normal contact force is reduced by 35 % in the condition of incursion speed reduced from 100 mm/s to 25 mm/s. At the same intrusion speed, the increase in rotation speed will lead to an increase in temperature and a decrease in contact force.

Keywords: aero engines; labyrinth seal; grinding; friction temperature; maximum contact force; profile

0 引言

航空发动机中的二次流系统通常用来将冷气引至热端部件或者用作轴承腔以及转子与静子之间的密封,其中用来冷却和密封的这部分空气至少占发动机全部质量流量的 20%^[1]。合理控制二次流流量是增加燃气轮机热效率的有效手段之一。燃气轮机通常使用篦齿封严来准确控制二次流系统的流量以防止部件过热或者引入过多的冷气流,同时控制燃气轮机转、静子之间的泄漏。作为非接触式密封,转静子间的径向间隙通常被控制在较小范围。然而,在发动机过渡态运行中,转子与静子易发生偏斜、振动,轮盘或者发动机轴的

不均匀热膨胀均可能引起篦齿封严发生碰撞以及磨损,从而造成封严间隙增大,导致相同使用条件下的泄漏量增加。封严的损坏在使空气系统效率降低的同时,还可能造成涡轮叶片冷却不足,进而对整个发动机造成损伤^[2]。所以,探究篦齿封严在复杂气热环境下的碰磨过程及其对封严性能的影响,对篦齿封严的设计、运行及维护都具有重大的理论与实际意义。为此,不少学者进行了试验以及数值计算。

国外 DELEBARRE 等^[3]利用高精度五轴数控机床 UCP600 搭建了篦齿封严与可磨耗涂层的碰磨试验设施,在 5 000~37 500 r/min 转速、入侵速度为 0.005 mm/s 和 25 mm/s、入侵深度为 0.2 mm

第一作者简介:王志雄(1991—),男,山西灵石人,助教,硕士研究生,研究方向为航空发动机冷却与密封,wangzhixiong08@nuaa.edu.cn。

的情况下进行了封严碰磨研究,得到了不同入侵速度和转速下的接触力以及磨损后型面的 SEM 图,并从图中观察到在低入侵速度下封严材料的移除磨损及材料的转移现象,为从微观角度研究封严磨损奠定了基础。德国 PYCHYNSKI 等^[4]利用试验研究了直通篦齿和蜂窝衬套的磨损行为,定量分析了线速度和入侵速度对摩擦温度、接触力以及磨损的影响。浙江大学的刘振波^[5]进行了封严涂层高温、高速磨耗试验设施的设计以及搭建,分析了高速下碰磨力与主轴振动的相互作用,通过合理设计克服了碰磨力引起的振动对刮擦过程的影响,为模拟篦齿封严以及叶片磨损研究奠定了基础。

材料特性以及建模是研究篦齿封严碰磨力学行为的基础,针对封严碰磨数值模拟研究按内容分为两类:1)涂层材料力学特性的建模以及失效判据的建立;2)使用有限元方法计算封严涂层的碰磨、刮擦过程。

热喷涂封严涂层通常由金属相和非金属相组成,金属材料构成骨架,非金属材料提供润滑,这种涂层兼具可磨耗性和一定的抗冲蚀特性。FARAOUN 等^[6]利用图像处理技术将涂层的 SEM 图像进行处理,得到不同组分的体积分数并按照 SEM 图中各组分的边界划分网格,再根据不同组分的弹性模量和泊松比使用有限元法得到涂层整体的弹性模量分量 E_x 和 E_y 、切变弹性模量 G 、泊松比分量 ν_x 和 ν_y ,实现对特定封严涂层的力学建模。

在获得封严材料的力学参数后,就可以使用解析法或有限元法进行涂层碰磨的热力耦合分析。PYCHYNSKI 等^[7]从解析法和数值模拟两方面研究了篦齿封严碰磨中的热-机械耦合问题,着重分析了导致封严盘断裂的原因,进而指出:与热应力相比,由碰撞导致的机械力对裂纹产生的影响是微不足道的,即碰磨之后的摩擦热导致的热应力是封严盘产生裂纹的主要原因。YANG 等^[8]通过试验和 Abaqus 软件研究证明了碰磨力对篦齿齿尖裂缝萌生的影响,进一步验证了上述结论以及使用扩展有限元法计算封严碰磨的可行性。SEICHEPINE 等^[9]研究了叶尖与封严涂层之间的热-机械耦合行为,设计了针对可磨耗涂层的数值计算模型,为涂层设计提供了理论依据。其首先使用 ImageJ 将涂层微观图像中的相关组分处理成一系列椭圆形,再使用 LEG 将各个组分的力学参数与图片结合,使用 OOF 生成可以进行有限元

计算的网格,最后使用碰磨温度分析软件 LATS 与 Ansys 耦合计算封严碰磨过程中的应力以及温度分布。

本文通过 Abaqus 对钢-铜篦齿封严进行了碰磨计算,得到了不同转速与入侵速度下封严碰磨的温度、最大法向接触力及衬套形面的变化,为封严碰磨的理论计算以及评估碰磨后性能衰退奠定了基础。

1 研究方法

封严碰磨是一个涉及到接触碰撞的动态过程,其过程中载荷不断变化,转子质量较大,故惯性力的影响无法忽略,应采用动态分析。Abaqus 中的动态分析分为两大类:振型叠加法和直接解法。振型叠加法在线性分析中应用较多,直接解法主要用于求解非线性动态问题,分为隐式动态分析和显式动态分析。本问题中存在材料非线性、边界条件非线性(有接触产生)和几何非线性(发生大位移),这使得直接解法更加适合于求解碰磨问题。

直接解法中的隐式计算需要大量的迭代计算,显式计算可通过直接积分来求解非线性问题。因磨损分析的网格数量在十万量级,显式分析更加具有优势。其在控制好网格尺寸、时间增量步、质量缩放系数等参数后,同样可以得到较准确的求解。

1.1 材料失效模型

为降低碰磨对转子的影响,封严衬套多采用易变形的金属或可磨耗涂层材料。考虑到碰磨计算问题涉及到大变形、高应变率以及温度软化等过程,而 Johnson-Cook 模型(下文简称 J-C 模型)是广泛应用于金属材料数值模拟中的塑性变形及失效模型,因此本文材料失效模型采用 J-C 模型,其包含两部分:本构关系和失效模型。

第一部分用函数表达了包含应变率和大变形高温下的本构关系:

$$\sigma_y = [A + B(\bar{\epsilon}^{pl})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中: σ_y 为流动应力; $\bar{\epsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0 = 1s^{-1}$ 为参考应变速率; A 、 B 、 C 、 n 、 m 为常数。

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \quad (2)$$

式中: T 为材料温度; T_{room} 为室温; T_{melt} 为材料熔点。

第二部分是材料的失效模型, Johnson 和 Cook 建立了失效应变函数:

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\varepsilon_0} \right) \right] \times (1 + d_5 T^*) \quad (3)$$

式中: $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ 为失效塑性应变; $\eta = -p/q$ 为三维应力 (p 为静水压力、 q 为 Mises 等效应力); d_1 — d_5 为材料参数。

$$T^* = \begin{cases} 0 & T < T_{\text{room}} \\ \frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}} & T_{\text{room}} \leq T \leq T_{\text{melt}} \\ 1 & T > T_{\text{melt}} \end{cases} \quad (4)$$

在动态过程中, $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ 是损伤累计的应变和, 是平均应力、应变率和温度的函数。

$$\omega_j = \int \frac{d\bar{\varepsilon}_D^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}} = 1 \quad (5)$$

式中 ω_j 为损伤参数, 当 ω_j 为 1 时, 材料开始被破坏。铜的 J-C 本构模型和失效模型参数如表 1 所示。

表 1 铜的 J-C 本构模型和失效模型参数^[10]

参数	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
数值	0.54	4.89	-3.03	0.014	1.12
参数	A/MPa	B/MPa	n	C	m
数值	90	292	0.31	0.025	1.09

1.2 计算参数设置

在碰磨计算中, 各参数的选择也尤为重要。网格单元类型、系统阻尼参数和接触界面等均可能对计算结果产生影响。针对重要参数, 本文具体选择如下。

1) 网格单元类型。本文研究的是摩擦造成的大剪切力以及法向冲击力下的材料失效, 完全积分单元容易出现剪切闭锁, 所以选择使用减缩积分单元, 可协调单元和杂交单元不能用于显式计算; 计算中会出现转子与静子之间的接触, 选择线性减缩积分单元。

2) 计算中设置体积黏性阻尼系数和材料阻尼为默认值, $b_1 = 0.06$, $b_2 = 1.2$, $\alpha_R = 5$ 。

3) 界面摩擦因数。实际磨损过程中的摩擦因数与材料配副种类、相对滑动速度、载荷、温度均有

关。由于高速摩擦下, 摩擦因数趋于定值且较小, 在本文计算中假设为定值。具体值参考段海涛等^[11]对于钢-铜配副摩擦磨损的试验研究结果, 取 0.1。

4) 主面 m 、从面 s 的热流分配。摩擦造成材料的表面微凸体变形、屈服甚至断裂, 其能量大部分变成热能, 热量也会逆向影响材料特性和摩擦行为。计算中, $Q = \mu F_N V = Q_m + Q_s$, Q 由摩擦因数 μ 、法向力 F_N 以及相对滑动速度 V 计算得到。一部分热量 Q_m 传入物体 1, 另一部分热量 Q_s 传入物体 2, 如图 1 所示。

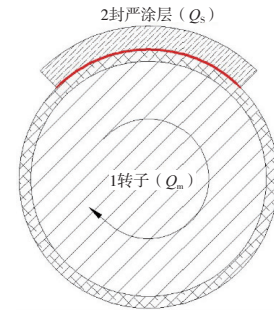


图 1 主从面热流分配示意图

定义传入 1 的热量比例为 r_1 , 传入 2 的热量比例为 r_2 。

$$r_1 = \frac{Q_m}{Q_m + Q_s} \quad (6)$$

$$r_2 = 1 - r_1 \quad (7)$$

磨损中主从面的接触应力 P 近似等于较软材料的硬度 H_s , 属于高接触应力情况。热流分配与材料性质、接触应力、表面形状和滑动速度以及摩擦副表面的换热情况有关。传统取得热流分配系数的方式为通过理论计算得到。物体 1 代表封严篦齿转动部分 (材料为合金 Alloy718), 物体 2 代表封严涂层 (材料为铜), 热源相对于封严涂层是静止的。根据理论公式^[12]:

$$r_1 = \left[1 + \frac{k_2}{k_1} \cdot \left(\frac{k_1}{Vl} \right)^{\frac{1}{2}} \right]^{-1} \quad (8)$$

齿尖速度 $V = 8.6 \sim 25.8 \text{ m/s}$; $l = 0.29 \text{ mm}$; 热扩散率 $k_1 = 3.166 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$; $k_2 = 112 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$; $V_1/k_{\text{alloy}} = 789 \sim 2730$; $V_2/k_2 = 22 \sim 66.9$; 比值均远大于 1, 属于高速滑动。按照齿尖速度 8.6 m/s 计算, 传入静止部分的热量比例 $r_2 = 0.557$, 传入转动部分的热量比例 $r_1 = 0.443$ 。将工况中不同的速度代入式 (8) 和式 (7) 得到不同滑动速度下的热流分配系数, 具体如表 2 所示。

表 2 各滑动速度下的热流分配

转速/(r/min)	速度/(m/s)	热量比例 r_1	热量比例 r_2
2 500	8.6	0.443	0.557
5 000	17.2	0.529	0.471
7 500	25.8	0.579	0.421

从上述计算可以看出:由于两种材料热扩散率的差异以及滑动速度的变化,热流分配有较大变化。随着滑动速度的增加,传导到转子上的热量比例增加,相应传导到封严涂层上的热量比例减少。

2 碰磨分析

2.1 几何模型简化

图 2 所示为原物理模型(本刊为黑白印刷,疑问之处请咨询作者)。带三级篦齿的封严盘设于内部,封严盘外周设有支撑外匣,外匣内侧面与封严盘相对部位设有可磨耗涂层材料。其中支撑外匣和封严盘为合金 Alloy718,可磨耗材料为铜。材料参数如表 3、表 4 所示。

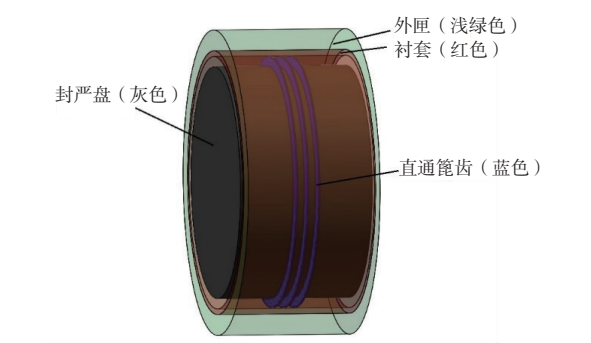


图 2 物理模型图

表 3 合金 Alloy 718 材料参数

材料参数	数值
抗拉强度/MPa	1 310
屈服强度/MPa	1 110
弹性模量/GPa	206
硬度/HV	370
密度/(g·cm ⁻³)	8.19
熔点/℃	1 300
导热系数/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	11.2
泊松比	0.25~0.3
比热容/(J·kg ⁻¹ ·k ⁻¹)	432(20℃时) 680(1 000℃时) 715(1 100℃时)

表 4 铜材料参数

材料参数	数值
弹性模量/GPa	112
硬度/HV	80
密度/(g·cm ⁻³)	8.96
熔点/℃	1 356
导热系数/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	386.4
泊松比	0.308
比热容/(J·kg ⁻¹ ·k ⁻¹)	383
热膨胀系数/℃ ⁻¹	17.7×10 ⁻⁶

支撑外匣为刚体,不参与计算。根据入侵深度为 0.2 mm 计算出封严盘与衬套发生碰磨的区域,去除不参与碰磨的衬套区域以减小计算量,最后得出简化后的实际计算模型,如图 3 所示。

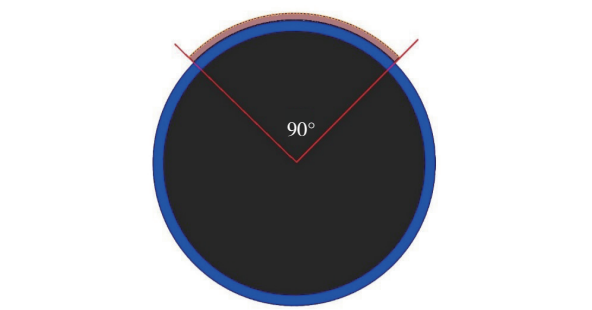


图 3 简化计算模型侧视图

计算模型详细截面尺寸如图 4 所示。其中初始间隙 S_c 为 0.15 mm,齿间距 S_b 为 2.5 mm,齿尖厚度 S_t 为 0.29 mm,齿高 H 为 2.5 mm。

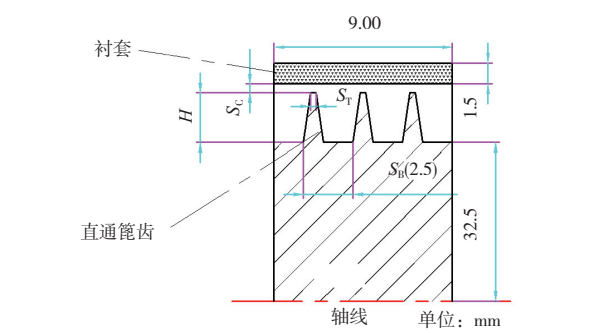


图 4 计算模型截面尺寸

2.2 计算工况设置

为了研究不同齿尖线速度 V_r 、不同入侵速度 V_i 情况下的封严碰磨情况,设计如下工况,详情如表 5 所示。

表 5 绝热条件下碰磨计算工况及参数

编号	转速/ (r/min)	齿尖线速度 $V_t/(m/s)$	入侵速度 $V_i/(mm/s)$	入侵深度 度/mm	时间/s
1	2 500	8.6	100	0.2	0.002
2	2 500	8.6	25	0.2	0.008
3	5 000	17.2	100	0.2	0.002
4	5 000	17.2	25	0.2	0.008
5	7 500	25.8	100	0.2	0.002
6	7 500	25.8	25	0.2	0.008

2.3 计算结果与分析

图 5 中 No.1、No.3、No.5 为相同入侵速度、不同转速的碰磨计算结果,可以看出在衬套材料上均出现与篦齿相对应的碰磨凹槽。随着转速的增加,接触界面产生的热流密度增大,在相同作用时间内温度影响的区域也随之增加。

No.1、No.2 为相同转速,不同入侵速度下到达入侵深度时的温度分布云图。No.2 与 No.1 相比相互接触时间更长,造成凹槽附近的温度上升较高。

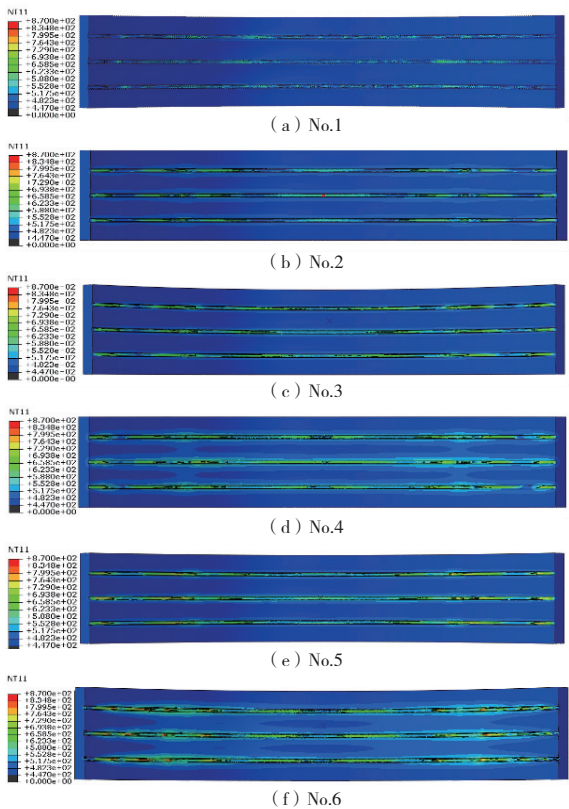


图 5 不同工况下磨损齿槽以及温度分布云图

图 6 所示为不同工况下的法向接触力,由于材料的失效以及网格单元删除,原本接触的单元

界面在单元失效之后产生间隙,造成在计算中出现接触力为锯齿状的现象。

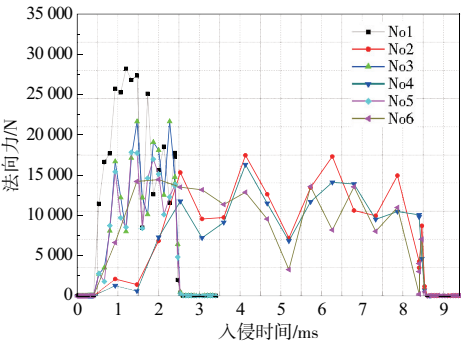


图 6 不同工况下磨损过程法向接触力

图 6 中 No.1、No.3、No.5 工况结果表明:在入侵速度相同的情况下,随着转速的增加,法向力出现了减小的趋势,这是由于转速增大造成摩擦部位产生的热量增加,温度增加造成的材料软化效应使得材料更容易达到失效标准,所以出现了法向力减小的趋势。

No.2 与 No.1 相比,入侵速度从 100 mm/s 降低至 25 mm/s,作用时间增大,碰磨中的法向接触力也由陡直变为平缓,平均与最大法向接触力均减小。可见,在应变率减小以及温度软化的双重作用下,材料弹性模量降低,更容易失效。

图 7 为计算中出现的最大法向力柱状图,可以更加明显地看出最大法向接触力随滑动速度的增大而减小的趋势;同时,入侵速度越快,最大法向力越大。

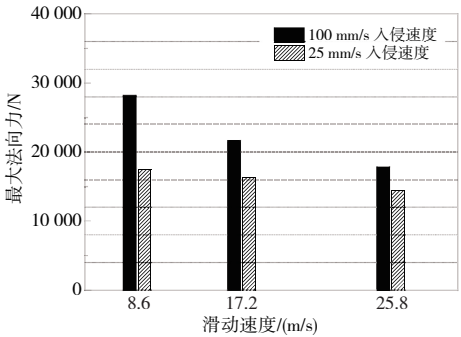


图 7 不同滑动速度下最大法向接触力

图 8 更加详细地展示了不同工况下中间一级齿对应的磨损齿槽型面以及残余应力分布。

从图 8 中可以看出在转速较低的 No.1 工况下,衬套材料在齿槽两侧出现严重的塑性变形区域,形成尖角形状,尖角部位残余应力较大;凹槽呈矩形,齿槽附近残余应力等值线也为矩形。而转速较高的 No.3、No.5 工况下未出现明显的塑性

变形区域,齿槽内部形状为梯形,残余应力等值线为“Ω”形状。磨损齿槽附近残余应力随着转速增大而降低,这种现象与摩擦热导致的法向接触力减小有关。

No.2 工况下的中间一级齿槽与 No.1 相比,顶部呈明显的梯形状,单元更加扭曲。No.6 与 No.5 相比,出现了塑性变形的区域。塑性变形区域在刚开始碰磨时产生,表明凹槽形面受到入侵速度、旋转速度等综合因素的影响,单元在不同切应力以及法向应力的综合作用下发生了不同的变形以及失效。

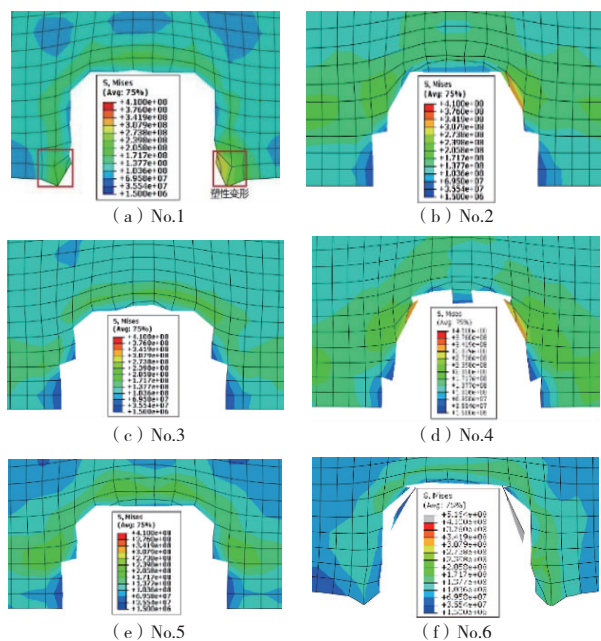


图 8 不同工况下中间一级凹槽细节图

前一部分定性分析了不同工况下的磨损齿槽,为了定量表征碰磨的结果,分别计算了凹槽最大深度 $Z_{i,2}$ 、最大高度 $Z_{i,1}$ 。图 9 为部分几何参数定义的示意图。

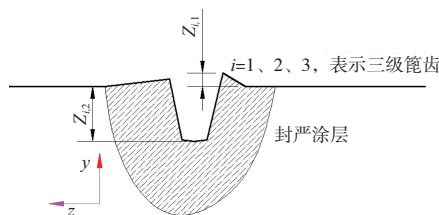


图 9 碰磨几何参数示意图

图 10 所示为不同工况下磨损齿槽的型面定量参数 $Z_{i,1}$ 和 $Z_{i,2}$ 。图 10 中红色的线条为衬套界面,黑色的线条为入侵深度曲线,坐标值为 -0.2 mm 。从入侵速度相同的工况 No.1、No.3、

No.5 来看,随着转速增加,磨损齿槽的深度从 0.221 mm 减小到 0.212 mm ,但均大于 0.2 mm 的设置入侵深度。

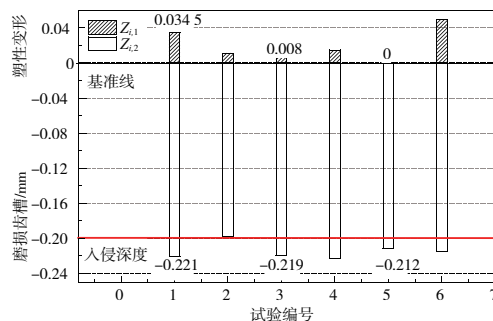


图 10 不同工况下的型面参数

3 结语

考虑到篦齿封严齿尖硬度远大于可磨耗衬套,在碰磨中变形较小。本文对某钢-铜配副封严碰磨问题进行了研究,在碰磨时间极短的情况下假设各壁面无对流换热,利用 Johnson-Cook 失效模型研究了 25 mm/s 与 100 m/s 两种入侵速度及 2500 r/min 、 5000 r/min 、 7500 r/min 3 种转速下封严衬套的碰磨型面以及整个过程的接触力,得到以下结论:

1) 在获得封严衬套材料失效参数的基础上,利用材料失效模型计算封严碰磨后型面的基本方法是可行的;

2) 在绝热条件和恒定入侵速度下,随着转速的增加,整个碰磨过程法向接触力及其最大值均会减小;恒定转速下,随着入侵速度的降低,碰磨过程法向接触力及其最大值会减小。在转速为 2500 r/min 下,入侵速度从 100 mm/s 降至 25 mm/s ,碰撞过程中最大法向接触力减小 35% ;

3) 计算得到的碰磨型面最终碰磨深度均大于转子运动的入侵深度。

参考文献:

- [1] FREITAS R, FERNANDES L, MENDONCA M, et al. Computational evaluation of labyrinth seal configurations[C]// Proceedings of the 50th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Nashville, Tennessee. Reston, Virginia: AIAA, 2012: 476.
- [2] 常敏. 某系列发动机一级涡轮盘封严篦齿裂纹故障研究[C]. // 航空工程与维修(增刊). 北京: 国际航空杂志社, 2002: 200-204.

(下转第 214 页)

数据和空中三角测量技术来实现。这一集成化的解决方案旨在通过自动化流程,从原始图像数据中生成高精度的三维模型。在某光伏电站的应用实例中,该系统通过无人机采集的图像数据,成功重建了电站的三维模型。通过对比光伏面板的实际尺寸与模型测量值,对模型精度进行了验证,其结果满足光伏电站的测绘精度标准。本文所提出的三维重建系统展现出在城市快速建模领域的应用潜力,能够为城市规划和管理提供精确的三维数据支持。

参考文献:

- [1] 卞敏,徐亮,骆元鹏,等.空地一体精细化三维模型构建方法[J].测绘通报,2019(7):83-86.
- [2] 崔瑶瑶,杜甘霖,张玉侠.无人机倾斜摄影三维建模在农房确权登记发证项目中的应用[J].测绘通报,2017(增刊1):192-194.
- [3] 王保国,张润科.无人机倾斜摄影测量在规划方案比选中的应用[J].测绘通报,2018(1):143-146.
- [4] TOPRAK A S, POLAT N, UYSAL M. 3D modeling of lion tombstones with UAV photogrammetry: a case study in ancient Phrygia (Turkey) [J]. Archaeological and Anthropological Sciences, 2019, 11(5): 1973-1976.
- [5] 连蓉,丁忆,罗鼎,等.倾斜摄影与近景摄影相结合的山地城市实景三维精细化重建与单体化研究[J].测绘通报,2017(11):128-132.
- [6] 王勇,郝晓燕,李颖.基于倾斜摄影的三维模型单体化方法研究[J].计算机工程与应用,2018,54(3):178-183.
- [7] 董潇,钱金戈.基于 Skyline 的扬州市三维可视化系统的设计与应用[J].测绘与空间地理信息,2016,39(5):172-175.
- [8] 崔静,陈贵珍,康光清.基于 SuperMap 的三维社区管理系统的设计与实现[J].测绘与空间地理信息,2017,40(7):117-119.
- [9] 朱国强,刘勇,程鹏正.无人机倾斜摄影技术支持下的三维精细模型制作[J].测绘通报,2016(9):151-152.
- [10] 陈嘉琦,张寅,王淑晴.基于 Smart3D 的倾斜影像三维建模研究[J].河南科技,2018(25):16-19.
- [11] LOWE D G. Distinctive image features from scale-invariant keypoints [J]. International Journal of Computer Vision, 2004, 60(2): 91-110.
- [12] YUAN J, BAE E, TAI X C, et al. A continuous max-flow approach to potts model [C]// Computer Vision - ECCV 2010. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010: 379-392.
- [13] LI H D. Two-view motion segmentation from linear programming relaxation [C]// 2007 IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition. Minneapolis, MN, USA: IEEE, 2007: 1-8.
- [14] ISACK H, BOYKOV Y. Energy-based geometric multi-model fitting [J]. International Journal of Computer Vision, 2012, 97(2): 123-147.

收稿日期:2025-02-19

(上接第 191 页)

- [3] DELEBARRE C, WAGNER V, PARIS J Y, et al. An experimental study of the high speed interaction between a labyrinth seal and an abradable coating in a turbo-engine application [J]. Wear, 2014, 316 (1/2): 109-118.
- [4] PYCHYNSKI T, HÖFLER C, BAUER H. Experimental study on the friction contact between a labyrinth seal fin and a honeycomb stator [J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2015, 138: 062501.
- [5] 刘振波. 封严涂层高温高速磨损试验技术研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2013.
- [6] FARAOUN H I, SEICHEPINE J L, CODDET C, et al. Modelling route for abradable coatings [J]. Surface and Coatings Technology, 2006, 200(22/23): 6578-6582.
- [7] PYCHYNSKI T, DULLENKOPF K, BAUER H J. Theoretical study on the origin of radial cracks in labyrinth seal fins due to rubbing [C]// Volume 7A: Structures and Dynamics. San Antonio, Texas, USA: American Society of Mechanical Engineers, 2013: 1-11.
- [8] YANG Y C, CHANG J Q, MI Z G, et al. Experimental and numerical study on the influence of rubbing force on radial crack initiation in labyrinth seal fins [J]. Aerospace, 2022, 9(12): 831.
- [9] SEICHEPINE J, FARAOUN H, PEYRAUT F, et al. Numerical simulation of the thermo-mechanical behaviour of thermally sprayed abradable coatings [C]// International Thermal Spray Conference ", " Thermal Spray 2008: Proceedings from the International Thermal Spray Conference. Maastricht, The Netherlands: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS - Verlag GmbH, 2008: 1027-1031.
- [10] 汤铁钢, 刘仓理. 高应变率拉伸加载下无氧铜的本构模型研究 [C]// 第十届全国冲击动力学学术会议论文集. 太原: [s.n], 2011: 101.
- [11] 段海涛, 杜三明, 张永振, 等. 高速干滑动条件下钢/铜摩擦副摩擦磨损表面摩擦热规律研究 [J]. 润滑与密封, 2007, 32(10): 40-42, 99.
- [12] B 布尚 (BHARAT BHUSHAN). 摩擦学导论 [M]. 葛世荣, 译. 北京: 机械工业出版社, 2007.

收稿日期:2023-06-14