DOI: 10.3901/JME.2019.11.224

基于 Simulink 反馈方法的钛合金铣削 刀具磨损预测*

丁宝洋¹ 白倩¹ 刘具龙¹ 张璧²

(1. 大连理工大学精密与特种加工教育部重点实验室 大连 116024;

2. 南方科技大学机械与能源工程系 深圳 518055)

摘要: 钛合金因其突出的综合性能广泛应用于航空航天领域,然而由于其难加工性,在钛合金切削过程中极易产生刀具磨损,所带来的加工精度低、表面质量差等现象严重影响钛合金的切削效率及经济效益。因此建立合理的钛合金铣削磨损模型对实际加工生产具有重大的指导意义。考虑了实际切削加工过程中的热力耦合条件,基于磨粒、黏结、扩散三种磨损机理,结合磨损过程铣削刀具的几何形状改变,利用 Simulink 软件进行反馈仿真预测,获得后刀面磨损带曲线;并通过实际铣削试验进行刀具寿命试验,对仿真模型的可靠性进行验证。结果表明,该方法可以较好地预测刀具后刀面磨损带长度随时间的变化,整体预测误差在 22% 以下。该研究提高了刀具磨损带的计算精度,并为切削参数的合理选择提供理论基础。

关键词: 钛合金; 铣削; 刀具磨损; 磨损模型; Simulink

中图分类号: V261

A Novel Method for Tool Wear Prediction in Titanium Milling by Simulink Feedback Method

DING Baoyang¹ BAI Qian¹ LIU Julong¹ ZHANG Bi²

(1. Key Laboratory for Precision and Non-traditional Machining Technology of Ministry of Education, Dalian University of Technology, Dalian 116024;

2. Department of Mechanical and Energy Engineering, Southern University of Science and Technology, Shenzhen 518055)

Abstract: Titanium alloy Ti6Al4V is widely used in the aviation and aerospace industry. However, this material is typically difficult-to-machine due to its intrinsic characteristics, such as poor thermal conductivity, high strength at elevated temperature, etc. A novel method is proposed to predict tool wear in machining of the titanium alloy. In this method, a thermo-mechanically-coupled tool wear model, consisting of abrasion, adhesion and diffusion mechanisms, is implemented in the Simulink software. The geometric features of a worn-tool are updated at different wear stages in the simulation. Tool wear prediction is conducted and validated by milling experiments under various milling conditions. The results show that the proposed method can well predict the extent of the tool flank wear, and the relative error between the experimental and the prediction results is within 22%. This study offers a guidance to the determination of tool life and optimization of process parameters in a machining process.

Key words: titanium alloy; milling; tool wear; wear model; Simulink

0 前言

钛合金由于具有高比强度、高屈服强度、高蠕变腐蚀抵抗性、高抗磨损性等性质广泛应用于航空、

航天、能源及生物医疗等领域。然而,在切削加工钛合金时,由于其导热性低,刀具与工件间产生的热量不能有效地通过工件与切屑排出,因此导致大量热量进入刀具从而影响刀具寿命。此外,钛合金具有较高的化学活性,在切削加工过程中,工件材料会黏结到刀具上,导致崩刃及刀具过早失效^[1]。金属切削是一个高度非线性、热力耦合的复杂过程,在高温高压条件下,刀具很容易出现磨损现象。

* 科学挑战专题(JCKY2016212A506-0101)、国家自然科学基金(51605077)和中央高校基本科研业务费(DUT17JC01)资助项目。20180922 收到初稿,20190320 收到修改稿

刀具的磨损通常是由不同磨损机理共同作用、相互影响的结果, 主要机理有磨粒磨损、黏结磨损、扩散磨损、氧化磨损以及塑性变形等^[2-4]。

建立合理的磨损模型是准确预测刀具磨损的基础, 为了能够定量地表示磨损量, 国内外学者进行了大量研究, 给出了基于磨损机理的数学表达形式。USUI 等^[5]提出了黏接磨损模型, TAKEYAMA 等^[6]建立了考虑磨粒磨损与黏接磨损的模型, LUO 等^[7]建立了考虑磨粒磨损、黏接磨损、扩散磨损的磨损模型, 并对车削加工的磨损量进行了预测。PÁLMAI 等^[8]考虑了切削力及切削温度对磨损量的影响并建立了磨损模型。HUANG 等^[9]从磨粒磨损、黏接磨损、扩散磨损机理出发, 充分考虑了刀具几何角度、切削速度、后刀面磨损带长度、接触应力及温度对磨损率的影响并给出了磨损率计算公式。

然而现有研究对切削过程中刀具后刀面磨损带长度对磨损率的影响考虑较少, 尤其是计算磨损量过程中后刀面磨损带长度对平均应力及平均温度的影响。实际切削过程中随着刀具磨损的产生及发展, 刀具与工件间的接触面积增加, 两者之间的应力与温度均随之增加, 该过程引起刀具的磨损不断加剧。本文以切削加工过程中的力热耦合条件为基础, 将铣削磨损过程看作是以后刀面磨损带长度为中间变量的、随时间不断演变的正反馈系统, 充分考虑切削过程中后刀面磨损带长度对磨损率、平均应力以及平均温度的实时影响, 采用基于控制理论思想的 Simulink 仿真软件进行迭代计算, 获得随时间变化的后刀面磨损带长度曲线。该方法具有建模简便、计算速度快、可靠性高、可对任意中间变量进行实时显示分析的特点, 可为铣削加工过程中刀具寿命预测提供参考。

计算流程如图 1 所示, 将整个磨损过程在时间上离散, 在每个时间增量 Δt 内, 对后刀面磨损带增量进行计算。利用切削参数、刀具几何形状、后刀面应力值及磨损带长度 VB_i 可以计算出 t_i 时刻后刀面应力值与温度值, 代入磨损率计算公式可以求得磨损带长度为 VB_i 时的磨损率, 利用刀具磨损率与体积变化率之间的关系可以求得 Δt 时间内后刀面磨损带增量 ΔVB_i , 由此可以求得 t_{i+1} 时刻后刀面磨损带长度 VB_{i+1} 。当 VB_{i+1} 未超过预设刀具使用寿命 VB_C 时, 重复上述计算, 循环积分便可获得整个切削过程中随时间变化的后刀面磨损带曲线。文中相关符号含义及单位如表 1 所示。

图 1 刀具磨损带长度计算流程图

1 刀具磨损预测模型建立

1.1 硬质合金刀具磨损模型构建

硬质合金刀具铣削钛合金时, 在铣削力和铣削热耦合条件下刀具后刀面极易发生磨损, 如图 2 所示。HUANG 等^[9]给出了考虑磨粒磨损($\dot{V}_{abr}$)、黏接磨损($\dot{V}_{adh}$)和扩散磨损($\dot{V}_{dif}$)的磨损率解析公式

$$\dot{V}_{wear} = \dot{V}_{abr} + \dot{V}_{adh} + \dot{V}_{dif} \quad (1)$$

式中, $\dot{V}_{wear}$ 为总磨损率。然而一些学者^[10-11]研究发现只有当温度较高时, 才会发生明显的扩散磨损, 因此在进行磨损带预测时, 通常将磨损率公式表示为关于温度的分段函数, 即低温时主要考虑磨粒磨损和黏接磨损, 高温时主要考虑黏接磨损和扩散磨损。综合考虑热力耦合作用, 在 HUANG 等^[9]和 USUI 等^[5]的磨损模型基础上, 本文建立以 $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[12]为阈值的磨损模型, 进行后续仿真预测, 如下式所示

$$\dot{V}_{wear} = \begin{cases} \dot{V}_{abr} + \dot{V}_{adh} & T \leq 500 \\ \dot{V}_{adh} + \dot{V}_{dif} & T > 500 \end{cases} \quad (2)$$

表 1 文中符号含义及单位

符号	含义及单位	符号	含义及单位	符号	含义及单位
V_c	切削速度 [m/min]	$\dot{V}_{abr}$	磨粒磨损率 [mm^3/s]	dVB/dt	后刀面磨损带变化率 [mm/s]
f_z	每齿进给量 [mm/rev]	$\dot{V}_{adh}$	黏接磨损率 [mm^3/s]	dF_t	切向力 [N]
a_e	径向切深 [mm]	$\dot{V}_{dif}$	扩散磨损率 [mm^3/s]	dF_r	径向力 [N]
a_p	轴向切深 [mm]	$\dot{V}_{wear}$	总磨损率 [mm^3/s]	dF_{tc}	剪切效应引起的切向力 [N]
γ	刀具前角 [$^\circ$]	ΔVB	磨损带增量 [mm]	dF_{rc}	剪切效应引起的径向力 [N]
α	刀具后角 [$^\circ$]	VB	后刀面磨损带长度 [mm]	dF_{rw}	摩擦效应引起的切向力 [N]
η	刀具螺旋角 [$^\circ$]	VB_c	临界磨损带长度 [mm]	dF_{rw}	摩擦效应引起的径向力 [N]
τ_0	塑性流动区域切向应力 [MPa]	K_{abr}	磨粒磨损系数	$F_{rw}(VB)$	单位宽度切向力 [N/mm]
σ_0	塑性流动区域法向应力 [MPa]	P_a	磨粒硬度 [MPa]	$F_{rw}(VB)$	单位宽度法向力 [N/mm]
VB^*	弹性接触区域长度 [mm]	P_t	刀具硬度 [MPa]	T'_f	理想状态下后刀面温度 [$^\circ\text{C}$]
VB_0	初始磨损带长度 [mm]	K, n	三体磨粒磨损常数	a_w	热扩散率 [m^2/s]
$\bar{\tau}$	平均切应力 [MPa]	w	切削宽度 [mm]	k_w	导热系数 [$\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$]
$\bar{\sigma}$	平均压应力 [MPa]	A_w, B_w	黏接磨损系数		
T_f	后刀面温度 [$^\circ\text{C}$]	K_{dif}, K_Q	扩散磨损系数

图 2 后刀面磨损示意图

HUANG 等^[9]给出了切削过程中磨粒磨损率的计算公式,

$$\dot{V}_{abr} = K_{abr} K \left(\frac{P_a^{n-1}}{P_t^n} \right) V_c w VB \bar{\sigma} \quad (3)$$

式中, K_{abr} 为磨粒磨损系数; P_a 为磨粒硬度; P_t 是刀具硬度; K, n 为 P_t/P_a 的函数; V_c 为相对滑动速度; w 为切削宽度; VB 为后刀面磨损带长度; $\bar{\sigma}$ 为后刀面平均正应力。由于钛合金 Ti6Al4V 中不存在硬质相, 本文将模型简化为二体磨粒磨损模型($n=1$), 同时忽略刀具硬度的影响, 将硬度归到磨粒磨损系数中, 磨粒磨损系数 K_{abr} 取值为 2.37×10^{-11} ^[11], 即

$$\dot{V}_{abr} = K_{abr} V_c w VB \bar{\sigma} \quad (4)$$

黏接磨损率 $\dot{V}_{adh}$ 和扩散磨损率 $\dot{V}_{dif}$ 分别采用 USUI 等^[5]和 HUANG 等^[9]的计算公式,

$$\dot{V}_{adh} = A_w V_c w \bar{\sigma} \exp \left(\frac{-B_w}{T + 273} \right) \quad (5)$$

$$\dot{V}_{dif} = K_{dif} w \sqrt{V_c VB} \exp \left(\frac{-K_Q}{T + 273} \right) \quad (6)$$

式中, T 为摄氏温度, 黏接磨损系数 A_w 和 B_w 取值为 7.80×10^{-9} 和 $2.50 \times 10^{3[13]}$, 扩散磨损系数 K_{dif} 、 K_Q 取值为 2.64×10^{-3} 和 $6.86 \times 10^{3[14]}$ 。

1.2 铣削刀具几何形状建立及简化

立铣刀铣削力计算时, 通常将铣刀沿轴向分割简化为一系列斜角切削模型, 求得单位长度切削刃的切削力, 然后沿轴向积分获得整体铣削力。本文为便于问题的分析, 进一步将斜角切削模型简化为直角切削模型, 进行后刀面磨损带预测, 并利用两者之间的几何关系对实际后刀面磨损带进行修正。其中, 切片高度 dz , 即磨损率计算公式中切削宽度 w 的值取为单位长度 1 mm。铣削过程相关参数及几何描述如图 3a、3b 所示, 图中 D 为刀具直径, η 为刀具螺旋角, a_p 为轴向切深, a_e 为径向切深, f_z 为每齿进给速度, n 为主轴转速。

切削过程中刀具磨损会导致其在宏观几何形状上发生改变, 将刀具的理论体积磨损率与刀具几何形状的改变率联立, 便可得到后刀面磨损带对时间的变化率。PÁLMAI^[8]给出了刀具后刀面磨损带长度 VB 随时间的变化率与磨损率之间的关系

$$\frac{dVB}{dt} = \dot{V}_{wear} \frac{(\cot \alpha - \tan \gamma)}{w VB} \quad (7)$$

式中, α 为刀具后角, γ 为刀具前角, 刀具几何形状改变如图 3c 所示, 后刀面磨损带长度理论值 VB 与实际测量值 VB' , 在刀具前角与后角较小时, 可以认为近似相等。

图3 铣削模型几何描述

1.3 铣削力及铣削温度模型构建

由上述磨损模型及刀具几何模型可知, 切削过程中后刀面平均应力值及温度值对后续计算具有重要作用。HOU 等^[15]和 LU 等^[16]分别通过试验法和有限元法拟合切削力从而求得了后刀面应力分布。本文采用 HOU 等^[15]的方法, 通过试验测量不同磨损带长度 VB 条件下的铣削力值, 从而获得后刀面应力分布。如图 3b 所示, 考虑后刀面磨损的铣削力计算公式如下

$$\begin{cases} dF_t = dF_{tc} + dF_{tw} \\ dF_r = dF_{rc} + dF_{rw} \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} dF_{tw} = F_{tw}(VB) dz \\ dF_{rw} = F_{rw}(VB) dz \end{cases} \quad (9)$$

式中, dF_t 为切向力; dF_r 为径向力; dF_{tc} 为剪切效应引起的切向力; dF_{rc} 为剪切效应引起的径向力; dF_{tw} 为摩擦效应引起的切向力; dF_{rw} 为摩擦效应引

起的径向力; $F_{tw}(VB)$ 为磨损带长度为 VB 时的单位宽度切向力; $F_{rw}(VB)$ 为磨损带长度为 VB 时的单位宽度径向力。后刀面平均应力值计算公式如下

$$\begin{cases} \bar{\tau} = \frac{F_{tw}(VB)}{VB} \\ \bar{\sigma} = \frac{F_{rw}(VB)}{VB} \end{cases} \quad (10)$$

HOU 等^[15]给出了 $F_{tw}(VB)$ 及 $F_{rw}(VB)$ 的计算公式及计算方法。当 $VB < VB^*$ 时

$$\begin{cases} F_{tw}(VB) = \frac{\tau_0}{3} VB \\ F_{rw}(VB) = \frac{\sigma_0}{3} VB \end{cases} \quad (11)$$

当 $VB \geq VB^*$ 时

$$\begin{cases} F_{tw}(VB) = \tau_0 \cdot \left(VB - \frac{2}{3} VB^* \right) \\ F_{rw}(VB) = \sigma_0 \cdot \left(VB - \frac{2}{3} VB^* \right) \end{cases} \quad (12)$$

式中, τ_0 、 σ_0 及 VB^* 分别为后刀面塑性流动区域切向应力、法向应力及弹性接触区域长度。

如图 4a 所示, 不考虑后刀面磨损时, 第一变形区与第二变形区产生的热量 q_1 通过前刀面传入刀具, 使其温度升高, 图中 l_c 为刀屑接触长度。刀具磨损时, 如图 4b 所示, 磨损刀具后刀面与工件间接触面积增加, 摩擦产生的热量 q_2 通过后刀面传入刀具。刀具磨损引起的摩擦力增加导致刀具后刀面温度随磨损带长度的增加而升高^[17]。

图4 刀具热量来源示意图

KANNATEY-ASIBU^[18]通过对销盘磨损温度模型简化,得到了后刀面温度与磨损带 VB 之间的关系

$$T_f = T_f' + KV B^{0.25} \quad (13)$$

$$K = \frac{1024.70 \alpha_w^{0.5} \bar{\tau} V_c^{0.5} w^{0.25}}{k_w} \quad (14)$$

$$\alpha_w = \frac{k_w}{\rho_w \cdot c_w} \quad (15)$$

式中, T_f 为刀具后刀面温度; T_f' 为理想状态下后刀面温度; α_w 为工件热扩散率; k_w 为工件热导率; ρ_w 为工件密度; c_w 为工件比热容。本文中工件的导热系数及比热容采用温度函数, 如下所示^[13]

$$\begin{cases} k_w = 7.04 \times \exp(0.0011T) \\ c_w = 505.64 \times \exp(0.0007T) \end{cases} \quad (16)$$

理想后刀面温度通常采用 Taylor 公式进行估算, 此处采用 SUN 等^[19]利用整体硬质合金刀具铣削钛合金试验标定结果, 理想后刀面温度表达式如下

$$T_f' = 154.882 V_c^{0.416} f_z^{0.247} a_e^{0.0522} a_p^{0.00489} \quad (17)$$

由于本试验所用刀柄材料为铬钼钢, 而非整体硬质合金刀具, 因此此处对温度结果进行了修正, 修正系数取值为 0.89。

1.4 Simulink 仿真系统建立

将上述总磨损率与几何形状变化率联立, 并将后刀面塑性流动区域应力值与切削参数作为输入条件, 运用 Simulink 进行仿真可以近似获得随时间变化的后刀面磨损带曲线, Simulink 框图如图 5 所示。

图 5 后刀面磨损带长度预测 Simulink 框图

利用后刀面塑性流动区域应力 τ_0 、 σ_0 、 VB^* 求得后刀面平均应力 $\bar{\sigma}$ 、 $\bar{\tau}$, 利用加工参数与平均切削应力 $\bar{\tau}$ 求出后刀面温度 T_f , 结合平均正应力 $\bar{\sigma}$ 及切削速度 V_c 计算磨粒磨损率 $\dot{V}_{abr}$ 、黏接磨损率 $\dot{V}_{adh}$ 及扩散磨损率 $\dot{V}_{dif}$, 并利用后刀面温度 T_f 进行磨损类型选择。通过总磨损率 $\dot{V}_{wear}$ 与刀具体积变化率联立求得后刀面磨损带长度随时间的变化率 dVB/dt , 并

在初始条件 x_0 下积分求得后刀面磨损带随时间变化曲线。其中, 当 $t=0$ s 时, x_0 为初始后刀面磨损带长度 VB_0 , 当 $t>0$ s 时, x_0 为后刀面磨损带计算过程中间量 VB 。

由于整个模型是从直角切削出发, 而实际铣削加工是断续过程, 因此在进行后刀面磨损率积分时采用了下降沿触发积分模块, 积分控制模块采用方

波发生器产生一个固定周期、占空比由径向切深决定的方波, 即只有在切入切出角之间刀具才发生磨损并计算结果。本文采用逆铣的加工方式进行台阶面铣削, 切入角 ϕ_{st} 为 0, 切出角计算如下

$$\phi_{ex} = \arccos(1 - 2a_e/D) \quad (18)$$

式中, ϕ_{ex} 为切出角; a_e 为径向切深; D 为刀具直径。方波发生器占空比 D_R 计算公式如下

$$D_R = 1 - (\phi_{ex} - \phi_{st})/360 \quad (19)$$

初始磨损带长度 VB_0 设置为 0.015 mm ($t=0$ s)。该方法的整个计算过程是以直角切削模型为基础, 考虑到实际铣削过程中刃倾角 η 的存在, 需要对积分输出的 VB 进行修正, 铣刀的实际磨损带长度取为积分输出磨损带长度的 $\cos \eta$ 倍。

2 预测模型验证试验

本试验主要研究不同加工条件下, 硬质合金刀具铣削加工钛合金后刀面磨损带预测值验证。试验刀具选用 BAP300R 铣刀杆, 刀杆长度 120 mm, 刀杆直径 20 mm, 刀片采用三菱综合材料 APGT1135PDFR-G2 无涂层硬质合金刀片 (HTi10)。工件材料为钛合金 Ti6Al4V 轧制板材。试验机床为凝华数控雕铣机 NHX650, 采用逆铣加工方式, 利用 YDCB-III05 型号测力仪对铣削力进行测量, 试验装置如图 6 所示。本文采用了两种条件下的工艺参数对钛合金铣削刀具后刀面磨损进行研究, 试验加工参数如表 2 所示。

表 2 铣削加工参数

	切削速度 $v/(m/min)$	进给量 $f_z/(mm/rev)$	切削宽度 a_e/mm	切削深度 a_p/mm
条件一	62.8	0.05	1	2
条件二	94.2	0.04	1	2

图 6 试验装置图

刀具后刀面磨损形貌利用激光共聚焦显微镜测量, 后刀面磨损带测量采用日本基恩士公司 VHX-300 型光学显微镜, 测量三次取平均值作为后刀面磨损带长度值。根据实际加工情况, 每隔一段

时间, 取下铣削刀片记录后刀面磨损带长度并更换新的刀片, 以此来消除试验过程中的偶然误差, 通过上述方法获得切削力值及磨损曲线。

3 结果与讨论

铣削钛合金过程中发现了四种典型的磨损形式, 图 7a 由于后刀面与工件回弹材料间的摩擦, 刀具后刀面出现了与切削刃平行的带状磨损区域; 图 7b 由于断续铣削过程产生冲击效应, 当刀具与工件间应力超过刀具材料断裂强度时, 会发生材料脆性去除形成崩刃; 图 7c 中, 循环变化的机械应力和热应力使刀具材料内部萌生微裂纹并不断扩展, 刀具后刀面出现了材料整体层片状剥落的现象; 图 7d 中, 端铣加工时, 由于前一层材料去除过程中刀具底刃对工件表面的挤压及本层加工中侧刃对工件侧面的挤压, 工件材料在台阶面交汇处产生加工硬化, 硬度远高于周围材料, 刀具在切深位置与其不断摩擦, 从而产生沟槽磨损。KASIM 等^[20]在端铣难加工材料 Inconel 718 时, 也发现了类似的刀具磨损形式。

在端铣加工过程中, 刀具磨损满足以下准则之一便认为刀具失效^[20]: ① 后刀面均匀磨损带达到 0.3 mm; ② 对于不规则磨损, 磨损带最大值达到 0.5 mm; ③ 破坏性磨损。由于本文试验过程中刀具的主要磨损形式为后刀面均匀磨损和崩刃引起的材料去除, 因此本文采用准则①作为刀具使用寿命标准, 即当后刀面磨损带长度达到 0.3 mm 时, 认为刀具失效。后刀面磨损带测量如图 7a、7b 所示。

3.1 后刀面应力计算结果

本文中后刀面塑性流动区域切向应力值 τ_0 、法向应力值 σ_0 及弹性接触区域长度 VB^* 的计算采用 HOU 等^[15]的方法获得

$$\begin{cases} \tau_0^1 = 219.3 \\ \sigma_0^1 = 896.4 \\ VB_1^* = 0.0334 \end{cases} \quad \begin{cases} \tau_0^2 = 151.9 \\ \sigma_0^2 = 729.9 \\ VB_2^* = 0.0444 \end{cases} \quad (20)$$

式中, τ_0^1 、 σ_0^1 、 VB_1^* 为表 2 中条件一加工参数计算结果; τ_0^2 、 σ_0^2 、 VB_2^* 为表 2 中条件二加工参数计算结果。从应力计算结果可以看出, 低速铣削时, 由于冲击及工件材料加工硬化等原因, 塑性流动区域应力值较大, 随着切削速度的提高, 切削温度逐渐增加, 材料发生热软化现象, 塑性流动区域应力值有明显的降低, 利用表 2 中条件一加工参数求得的铣削力系数及 τ_0 、 σ_0 、 VB^* 绘制的铣削力曲线如图 8 所示, 铣削力方向如图 6 所示坐标系确定。

图 7 钛合金铣削中硬质合金刀具后刀面磨损形式

图 8 切削力试验值与计算值对比图

从图 8 中可以看出, 随着后刀面磨损带长度的增加, x 方向和 y 方向的切削力均逐渐增大, 与之前理论分析结果一致。对图 8 中三个磨损带条件下切削力的试验值与计算值进行平均值计算, F_x 方向平均切削力的相对误差在磨损带长度 VB 为 $78.3 \mu\text{m}$ 时最大, 为 6.33% ; F_y 方向平均切削力相对误差在磨损带长度 VB 为 $118.1 \mu\text{m}$ 时最大, 为 2.34% 。通过对比分析可以发现试验和计算的切削力平均值基本吻合, 但试验和计算的切削力瞬时值存在一定的偏差, 分析原因是由于模型以均匀后刀面磨损为基础进行计算, 但实际刀具磨损在局部会出现不规则磨损, 且后刀面磨损带测量也存在误差。但整体的变化趋势及数值范围基本吻合, 因此可以认为上述应力计算结果能够反映实际加工过程中后刀面应力的分布情况, 且可用于后续 Simulink 仿真预测中。由于此处计算切削力时, 将刀具圆角的影响并入到铣削力系数中, 因此后续输入到 Simulink 中的 VB^* 值为此处计算值与初始磨损带长度 VB_0 之和。

3.2 磨损曲线对比

将切削加工参数、相关磨损系数, 热物理特性系数及计算求得的塑性流动区域应力值代入到 Simulink 模型中, 便可得到随时间变化的后刀面磨损带曲线, 后刀面磨损带曲线的预测值与试验值对比如图 9 所示。加工参数为 $v=62.8 \text{ m/min}$ 和 $f_z=0.05 \text{ mm/rev}$ 条件下(图 9a), 切削时间从 371 s 增加到 2719 s 时, 刀具后刀面磨损带长度从 $42.7 \mu\text{m}$ 增加到 $118.1 \mu\text{m}$; 加工参数为 $v=94.2 \text{ m/min}$ 和 $f_z=0.04 \text{ mm/rev}$ 条件下(图 9b), 切削时间从 206 s 增

加到 1 957 s 时, 刀具后刀面磨损带长度从 42.4 μm 增加到 89.9 μm 。

图9 后刀面磨损长度预测值与试验值对比

图 9a、9b 中, 磨损带曲线基本处于稳定磨损阶段, 随着时间的均匀增加, 后刀面磨损带长度随之均匀增加。刀具在初始磨损阶段极短时间内, 经过剧烈磨损后, 表面的粗糙点消失逐渐光滑, 形成均匀磨损带, 且随着后刀面磨损带长度的增加, 刀具与工件间的温度也逐渐增加, 刀具与工件间的磨损也逐渐由磨粒磨损转变为黏接磨损趋于稳定, 此时的磨损曲线斜率基本保持不变。对比图 9a 和 9b 可以发现低速时刀具磨损率较大, 分析原因可能是由于切削速度较低时, 刀具与工件间温度较低, 材料以加工硬化为主, 导致后刀面与工件间接触应力较大, 刀具材料磨损量较大; 而切削速度较高时, 刀具与工件间温度增加, 材料在加工硬化的同时, 发生了热软化现象, 后刀面与工件间接触应力减小, 刀具材料磨损量减小。图 9 中刀具磨损形貌图片也反映了相同的规律: 随着切削的进行, 刀具磨损量逐渐均匀增加, 与理论分析一致。

通过试验值与预测值的对比可以发现, 后刀面磨损带长度试验值较为均匀地分布在预测曲线两侧, 虽然个别试验点存在偏差, 但整体的磨损发展趋势及预测数值均具有较好的结果。对具体时间点的试验值及预测值进行误差分析, 除去图 9a 中 247 s 与 9b 中 515 s 和 721 s 时出现较大的偏差外, 预测

结果的相对误差在 22% 以下, 出现较大偏差的原因可能是由于刀片装夹及刀片质量本身存在偶然误差等原因造成的。从整体结果来看, 该预测方法具有较好的准确性及稳定性, 因此可以认为充分考虑切削过程的热力耦合效应, 将刀具与工件看作一个正反馈系统, 运用 Simulink 方法进行磨损带仿真计算能够准确预测刀具磨损趋势及磨损带长度数值。

4 结论

(1) 本文总结了钛合金铣削加工中刀具后刀面磨损规律, 建立了基于磨损机理、考虑热力耦合条件的正反馈模型及 Simulink 计算方法, 为后刀面磨损带预测提供新的思路。

(2) 对硬质合金刀具铣削加工钛合金后刀面磨损形貌分析, 发现后刀面均匀磨损、崩刃、材料整体片层状剥落及沟槽磨损等磨损形式。

(3) 进行了刀具磨损试验, 将预测曲线与试验值进行对比, 发现该正反馈模型及 Simulink 方法可以准确反映刀具磨损规律并获得合理的磨损带预测结果。整体预测误差在 22% 以下, 具有较好的准确性和稳定性。

参 考 文 献

- [1] SHOKRANI A, DHOKIA V, NEWMAN S T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2012, 57(2): 83-101.
- [2] ZHU Zhaoju, SUN Jie, LI Jianfeng, et al. Investigation on the influence of tool wear upon chip morphology in end milling titanium alloy Ti6Al4V[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 83(9-12): 1477-1485.
- [3] BERMINGHAM M J, SIM W M, KENT D, et al. Tool life and wear mechanisms in laser assisted milling Ti-6Al-4V[J]. Wear, 2015, 322-323: 151-163.
- [4] LI Hao, HE Gaiyun, QIN Xuda, et al. Tool wear and hole quality investigation in dry helical milling of Ti-6Al-4V alloy[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 71(5-8): 1511-1523.
- [5] USUI E, SHIRAKASHI T, KITAGAWA T. Analytical prediction of cutting tool wear[J]. Wear, 1984, 100(1-3): 129-151.
- [6] TAKEYAMA H, MURATA R. Basic investigation of tool wear[J]. Journal of Engineering for Industry, 1963, 85(1): 33.

- [7] LUO X, CHENG K, HOLT R, et al. Modelling flank wear of carbide tool insert in metal cutting[J]. *Wear*, 2005, 259(7): 1235-1240.
- [8] PÁLMAI Z. Proposal for a new theoretical model of the cutting tool's flank wear[J]. *Wear*, 2013, 303(1-2): 437-445.
- [9] HUANG Yong, LIANG S Y. Modeling of CBN tool flank wear progression in finish hard turning[J]. *Journal of Manufacturing Science & Engineering*, 2004, 126(1): 98-106.
- [10] WANG Chengdong, MING Weiwei, CHEN Ming. Milling tool's flank wear prediction by temperature dependent wear mechanism determination when machining Inconel 182 overlays[J]. *Tribology International*, 2016, 104: 140-156.
- [11] 孙玉晶, 孙杰, 李剑峰. 钛合金铣削加工刀具磨损有限元预测分析[J]. *机械工程学报*, 2016, 52(5): 193-201.
- SUN Yujing, SUN Jie, LI Jianfeng. Finite element analysis on prediction of tool wear in milling titanium[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2016, 52(5): 193-201.
- [12] ZHANG Song, LI Jianfeng, DENG Jianxin, et al. Investigation on diffusion wear during high-speed machining Ti-6Al-4V alloy with straight tungsten carbide tools[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2009, 44(1): 17-25.
- [13] ÖZEL T, SIMA M, SRIVASTAVA A K, et al. Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti6Al4V alloy with experiments and finite element simulations[J]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2010, 59(1): 77-82.
- [14] JIANG Hua. A cobalt diffusion based model for predicting crater wear of carbide tools in machining titanium alloys[J]. *Journal of Engineering Materials & Technology*, 2005, 127(1): 136-144.
- [15] HOU Yongfeng, ZHANG Dinghan, WU Baohai, et al. Milling force modeling of worn tool and tool flank wear recognition in end milling[J]. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2015, 20(3): 1024-1035.
- [16] LU Xiaohong, WANG Furui, JIA Zhenyuan, et al. A modified analytical cutting force prediction model under the tool flank wear effect in micro-milling nickel-based superalloy[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017: 1-8.
- [17] YAN Sijie, ZHU Dahu, ZHUANG Kejia, et al. Modeling and analysis of coated tool temperature variation in dry milling of Inconel 718 turbine blade considering flank wear effect[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2014, 214(12): 2985-3001.
- [18] KANNATEY-ASIBU E. A Transport-diffusion equation in metal cutting and its application to analysis of the rate of flank wear[J]. *Journal of Sustainable Mining*, 1985, 13(54): 36-40.
- [19] SUN Yujing, SUN Jie, LI Jianfeng, et al. An experimental investigation of the influence of cutting parameters on cutting temperature in milling Ti6Al4V by applying semi-artificial thermocouple[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, 70(5): 765-773.
- [20] KASIM M S, HARON C H C, GHANI J A, et al. Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718[J]. *Wear*, 2013, 302(1-2): 1171-1179.

作者简介: 丁宝洋, 男, 1991 年出生。主要研究方向为增减材复合制造及刀具磨损。

E-mail: 450273010@qq.com

白倩(通信作者), 女, 1982 年出生, 副教授。主要研究方向为切削机理及增减材复合制造。

E-mail: baiqian@dlut.edu.cn

刘具龙, 男, 1993 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为增减材复合制造及切削热。

E-mail: 1332782930@qq.com

张璧, 男, 1957 年出生, 教授。主要研究方向为精密与超精密加工及增减材复合制造。

E-mail: zhangb@sustc.edu.cn