

钛合金钻削轴向力预测模型与实验研究

徐建新¹ 王吉远¹ 刘礼平¹ 邓国杰² 刘德隆³

(1 中国民航大学航空工程学院, 天津 300300)

(2 伯明翰大学机械工程学院, 伯明翰 B152TT)

(3 中国航发贵州红林航空动力控制科技有限公司, 贵阳 550009)

文 摘 钛合金钻削加工过程中易产生出口损伤, 钻削轴向力直接影响制孔质量。本文建立了Ti6Al4V钛合金钻削轴向力解析模型, 对Ti6Al4V钛合金进行钻削实验, 利用钻削实验数据验证预测模型的准确性, 进而研究了不同切削参数对轴向力和制孔质量的影响规律。结果表明, 轴向力预测值和实验值的最大误差为12.8%, 轴向力预测值与实验值吻合较好, 该模型可用于预测钛合金的钻削轴向力。当进给速度保持不变, 主轴转速增大时, 轴向力减小, 孔出口毛刺高度减小; 当主轴转速保持不变, 进给速度增大时, 轴向力增大, 孔出口毛刺高度先减小后增大。除低进给速度下钻削温度的影响, 孔出口毛刺高度与轴向力呈正相关。在转速为1 000 r/min、进给速度为40 mm/min时, 孔出口表面无烧伤且毛刺高度较小, 制孔质量较好。

关键词 钛合金, 轴向力, 预测模型, 切削参数, 出口毛刺

中图分类号: TH164

DOI: 10.12044/j.issn.1007-2330.2024.06.002

Research on Prediction Model and Experiment of Axial Drilling Force in Drilling Titanium Alloy

XU Jianxin¹ WANG Jiyuan¹ LIU Liping¹ DENG Guojie² LIU Delong³

(1 School of Aeronautical Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300)

(2 School of Mechanical Engineering, University of Birmingham, Birmingham B152TT)

(3 AVIC Guizhou Honglin Aerodynamic Control Technology Co. Ltd, Guiyang 550009)

Abstract Exit damages frequently occur during the drilling of titanium alloy, and the drilling quality is directly influenced by the axial force of drilling. This paper develops an analytical model to predict the axial drilling force of Ti6Al4V titanium alloy and conducts experiments to validate this model. The accuracy of prediction model is verified by experimental data, and the effects of cutting parameters on both the axial force and drilling quality are investigated. The results show that the maximum error between the predicted and experimental value of axial force is 12.8%. The predicted axial force values show good consistency with the experimental results, demonstrating that the model can effectively predict the drilling axial force for titanium alloys. The axial force and hole exit burr height decrease as spindle speed increases at a constant feed rate. The axial force increases with rising feed rate at a constant spindle speed, but the hole exit burr height decreases at first then increases. Except for the impact of drilling temperature at low feed rates, the hole exit burr height has a positive correlation with the axial force. The surface of hole exit is not burned and the burr height is relatively small under a spindle speed of 1000 r/min and a feed rate of 40 mm/min. And the better drilling quality is obtained.

Key words Titanium alloy, Axial force, Prediction model, Cutting parameter, Exit burr

收稿日期: 2023-08-27

基金项目: 天津市科技计划项目(21JCYBJC00710)

第一作者简介: 徐建新, 1967年出生, 博士, 教授, 主要研究领域为复合材料结构力学和飞机结构修理。E-mail: jxxu_cauc@163.com

通信作者: 刘礼平, 1983年出生, 副教授。E-mail: liuliping_tj@163.com

0 引言

Ti6Al4V 机械性能优异,在航空航天等领域起着重要作用^[1]。钛合金制成的飞机结构部件需要大量的孔用于装配,但由于其高硬度、低断裂韧性和低导热性,导致 Ti6Al4V 难以加工^[2]。在钻孔过程中,会产生高推力和大毛刺,从而出现钻削孔的表面质量较差、刀具磨损和颤振等问题^[3],严重影响装配的安全性。因此,研究钛合金钻削加工对提高制孔质量,实现高精度装配具有实际意义。

近年来,国内外针对钛合金钻削过程中工艺参数对轴向力和制孔质量的影响进行了实验研究。目前,钛合金的钻削加工一般采用高转速和低进给速度来减小钻削轴向力^[4-6],获得较好的制孔质量。但过高的主轴转速会造成严重的切屑黏附^[7],易引起刀具磨损。研究发现,钛合金钻削出口毛刺高度随转速的增大而增大^[8-9]。SNEHARIKA 等^[5]在干切削条件下对 Ti6Al4V 进行钻削加工,对不同切削参数下的孔径尺寸对比分析,结果表明,随着进给速度增大,孔径偏差增大。KATHIRVEL 等^[10]通过建立 Ti6Al4V 钻削有限元模型对不同切削参数下的孔表面粗糙度进行分析,研究表明,孔表面粗糙度随切削速度的增大而增大。由此可知,钻削轴向力与制孔质量密切相关,而钻削轴向力取决于切削参数,研究钻削轴向力对切削参数的选取、提高制孔质量具有重要意义。实验研究耗时费力,成本较高,因此,有必要建立钻削轴向力预测模型来快速预测钻削轴向力。

目前,钛合金钻削轴向力预测模型中,经验模型的研究较多,例如,基于钻削实验数据,采用 SPSS 多元线性回归分析^[11]、基于广义回归神经网络开发的建模技术^[12]、采用指数模型回归分析^[13]等方法来获得切削参数与轴向力间的关系式。解析建模方面,ELHACHIMI 等^[14]基于剪切面理论建立轴向力模型,对普通麻花钻几何结构进行分析,利用 45# 钢钻削实验对模型进行验证。在此基础上,WU 等^[15]将该模型应用到钛合金中,基于普通麻花钻进行建模,分别计算了主切削刃和横刃产生的轴向力,研究表明,实验值与预测值吻合较好。

由上述可知,基于实验数据建立的经验模型,需要大量实验来支撑模型的准确性,且仅限特定的刀具和材料,不具有通用性。而解析模型基于切削力学理论建立,考虑了材料力学特性、切削参数和刀具几何结构的影响,具有通用性。目前,钛合金实际钻削加工所用的钻头多为经刃磨处理的麻花钻,而 Ti6Al4V 钻削轴向力解析模型大多是基于传统麻花钻建立,对刃磨麻花钻进行解析建模的研究较少,且以往的实验研究主要集中于切削参数对轴向力及制

孔质量的影响,对轴向力与制孔损伤之间的映射关系研究较少。

本文对工程实际应用的刃磨麻花钻的几何结构进行分析,建立 Ti6Al4V 钛合金钻削轴向力解析模型,对 Ti6Al4V 钛合金进行不同切削参数下的钻削实验,利用钻削实验数据验证预测模型,根据实验结果,研究不同切削参数对轴向力和制孔质量的影响规律,并建立轴向力与制孔损伤间的关系,为 Ti6Al4V 钛合金钻削参数的选取及优化提供参考。

1 钻削轴向力预测模型建立

1.1 钻头几何结构分析

钻削轴向力模型中包含着复杂的刀具几何角度变换,因此,准确的钻头几何结构分析是建立钻削轴向力模型的基础。

以往常用的钻头为普通麻花钻,其结构大多由一个横刃和两个直的主切削刃构成,而目前应用于钛合金实际钻削加工的钻头结构发生了改变,横刃经过刃磨切割处理,长度减小,有效降低了钻削轴向力。钻头主切削刃被分成两部分,将其定义为第一主切削刃和第二主切削刃。本文主要对刃磨麻花钻的几何结构进行分析,钻头几何结构如图 1 所示。

在钻削过程中,钻头的横刃首先与工件材料接触,对材料进行切削,随着钻削的进行,钻头的主切削刃参与切削。钻头的副切削刃主要对孔壁及孔表面进行修整,因此,模型忽略副切削刃的切削作用,考虑主切削刃和横刃产生的轴向力。

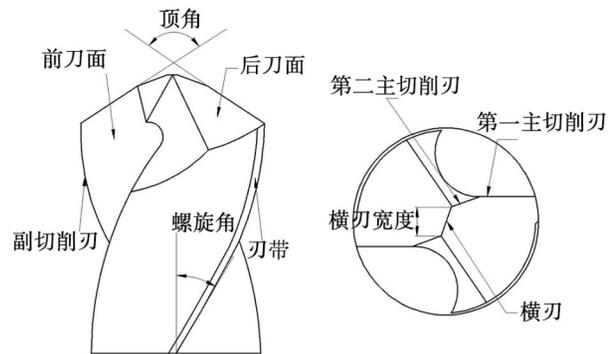


图1 麻花钻几何结构

Fig. 1 The geometric structure of twist drill

为便于计算,在建模时不考虑切削温度对钻削过程的影响;刀具视为刚体,不考虑变形影响;假设轴向力沿切削刃连续分布且切屑的形成是连续的。

总的钻削轴向力 F_{th} 可表示为:

$$F_{th} = F_{tp} + F_{ch} \quad (1)$$

式中, F_{tp} 为主切削刃轴向力, F_{ch} 为横刃轴向力。

1.2 主切削刃轴向力模型

钻头的主切削刃由第一主切削刃和第二主切削刃两部分组成,因此,分别对这两部分进行建模,计

算其钻削轴向力。

1.2.1 第一主切削刃轴向力模型

如图2所示,截面 P_n 为主切削刃法平面, γ_n 为法向前角,可表示为:

$$\gamma_n = \gamma_r - \xi \quad (2)$$

式中, γ_r 为参考前角, ξ 为速度角,可分别表示为:

$$\gamma_r = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \delta \cos \omega}{\sin p - \tan \delta \sin \omega \cos p} \right) \quad (3)$$

$$\tan \xi = \tan \omega \cos p \quad (4)$$

式中, p 为第一主切削刃间的半顶角; δ 为第一主切削刃上半径为 r 的点的螺旋角, ω 是半径为 r 的点的定位角,可分别表示为:

$$\tan \delta = \frac{r}{R} \tan \delta_0 \quad (5)$$

$$\omega = \sin^{-1} \left(\frac{W}{r} \right) \quad (6)$$

式中, R 为刀具半径, δ_0 为外径处的螺旋角, W 为横刃宽度的一半。

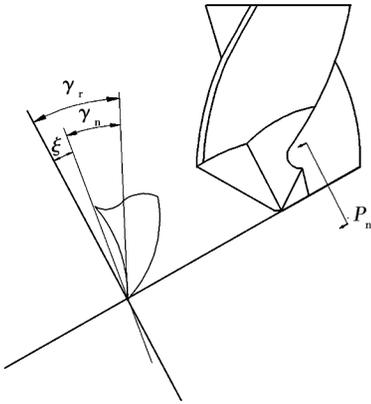


图2 主切削刃法平面内的几何角度

Fig. 2 Geometric angle of main cutting edge in normal plane

第一主切削刃切削可视为参考前角沿着切削刃不断变化的斜角切削过程,将第一主切削刃离散为有限个斜角切削微元,图3是法平面内第一主切削刃微元切削示意图。基于 OXLEY^[16]的剪切理论模型,假设材料通过剪切作用被去除。

第一主切削刃微元产生的剪切力由下式表示:

$$dF_{s1} = \frac{\tau t_1}{\sin \phi_n} dl \quad (7)$$

式中, τ 为工件材料的剪切强度,由工件材料决定; t_1 为未切削材料的厚度, ϕ_n 为法向剪切角,表示为:

$$t_1 = \frac{f}{2} \sin p \cos \xi \quad (8)$$

$$\phi_n = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \gamma_n}{1 - \sin \gamma_n} \right) \quad (9)$$

式中, f 为每转进给量,由转速和进给速度决定。

第一主切削刃直角切削微元水平切削力 dF_c 、垂直进给力 dF_t 和径向力 dF_r 可表示为:

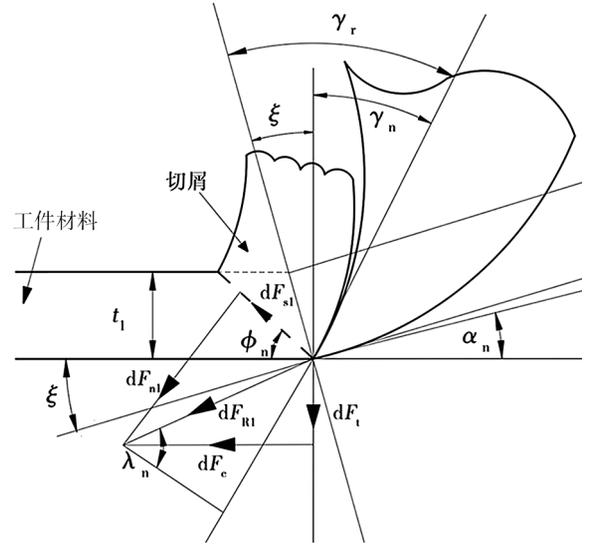


图3 第一主切削刃微元切削示意图

Fig. 3 Schematic diagram of microelement cutting of the first main cutting edge

$$dF_c = dF_{s1} \frac{\cos(\lambda_n - \gamma_n)}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \gamma_n)} \quad (10)$$

$$dF_t = dF_{s1} \frac{\sin(\lambda_n - \gamma_n)}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \gamma_n)} \quad (11)$$

$$dF_r = \sqrt{dF_c^2 + dF_t^2} \sin \lambda_n \tan i \quad (12)$$

式中, λ_n 为摩擦角, i 为倾斜角,分别表示为:

$$\lambda_n = \frac{\pi}{6} + \frac{\gamma_n}{2} \quad (13)$$

$$i = \sin^{-1}(\sin \omega \sin p) \quad (14)$$

轴向力由斜角切削微元水平切削力 dF_{c1} 、垂直进给力 dF_{t1} 和径向力 dF_{r1} 确定,可表示为:

$$dF_{c1} = dF_c \cos i - dF_r \sin i \quad (15)$$

$$dF_{t1} = dF_t \quad (16)$$

$$dF_{r1} = dF_c \sin i + dF_r \cos i \quad (17)$$

第一主切削刃上的微元轴向力 dF_{lip1} 可表示为:

$$dF_{lip1} = dF_{t1} \cos \xi \sin p - dF_{r1} (\cos i \cos p + \sin i \sin p \sin \xi) \quad (18)$$

第一主切削刃上任意点处所对应的主切削刃长度设为 l ,可表示为:

$$l = \frac{\sqrt{(r^2 - W^2)} + W \cot \psi}{\sin p} \quad (19)$$

式中, ψ 为刀具的横刃斜角。

因此,第一主切削刃产生的总轴向力可表示为:

$$F_{lip1} = 2 \int_{R_1}^R dF_{lip1} dl \quad (20)$$

式中, R_1 为第一主切削刃和第二主切削刃交点半径。

1.2.2 第二主切削刃轴向力模型

同理,对于第二主切削刃,其钻削轴向力建模方法与第一主切削刃轴向力建模方法类似,不同之处

在于第二主切削刃上参考前角沿着主切削刃是恒定的,且大小等于第一主切削刃与第二主切削刃交点处的参考前角值,可利用式(3)求得。建模过程中涉及到的相关角度参数要换为第二主切削刃上的值,进而可求得第二主切削刃上的微元轴向力 dF_{lip2} 。

通过积分可得第二主切削刃产生的总轴向力为:

$$F_{lip2} = 2 \int_0^{R_1} \frac{W}{\sin \psi} dF_{lip2} dl \quad (21)$$

主切削刃产生的总钻削轴向力为:

$$F_{lip} = F_{lip1} + F_{lip2} \quad (22)$$

1.3 横刃轴向力模型

假设横刃区域对材料产生切削作用,忽略中心区域的挤压作用。将横刃离散为有限个直角切削微元,图4是横刃微元切削示意图。

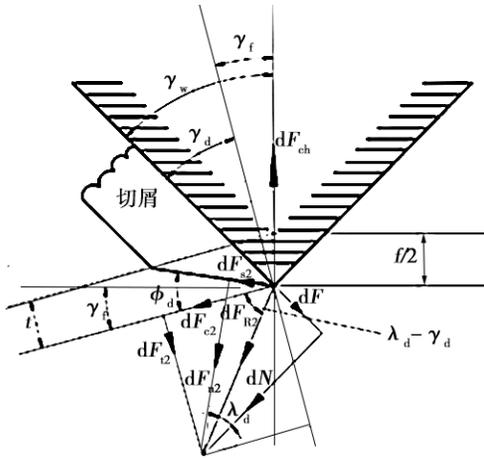


图4 横刃微元切削示意图

Fig. 4 Schematic diagram of microelement cutting of chisel edge

横刃微元剪切力由下式给出:

$$dF_{s2} = \frac{\tau t}{\sin \phi_d} dr \quad (23)$$

式中, t 为未切削材料的厚度, ϕ_d 为法向剪切角,分别表示为:

$$t = \frac{f}{2} \cos \gamma_f \quad (24)$$

$$\phi_d = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \gamma_d}{1 - \sin \gamma_d} \right) \quad (25)$$

式中, γ_d 为横刃的动态前角,可表示为:

$$\gamma_d = \gamma_w - \gamma_f \quad (26)$$

式中, γ_f 为切削速度角, γ_w 为横刃角的一半,分别表示为:

$$\tan \gamma_f = \frac{f}{2\pi r} \quad (27)$$

$$\tan \gamma_w = \tan p \sin \psi \quad (28)$$

则横刃微元切削力 dF_{s2} 和进给力 dF_{i2} 可表示为:

$$dF_{c2} = \frac{dF_{s2}}{\cos(\phi_d + \lambda_d - \gamma_d)} \cos(\lambda_d - \gamma_d) \quad (29)$$

$$dF_{i2} = \frac{dF_{s2}}{\cos(\phi_d + \lambda_d - \gamma_d)} \sin(\lambda_d - \gamma_d) \quad (30)$$

式中, λ_d 为法向摩擦角,由下式表示:

$$\lambda_d = \frac{\pi}{6} + \frac{\gamma_d}{2} \quad (31)$$

横刃上的微元轴向力为:

$$dF_{ch} = dF_{c2} \sin \gamma_f + dF_{i2} \cos \gamma_f \quad (32)$$

对横刃切削区域积分得横刃产生的总轴向力为:

$$F_{ch} = 2 \int_{r_0}^{\frac{W}{\sin \psi}} dF_{ch} dr \quad (33)$$

式中, r_0 为挤压区域与切削区域分界点至钻头中心的距离,可表示为:

$$r_0 = \frac{f \tan p \sin \psi}{2\pi} \quad (34)$$

2 实验研究

2.1 工件材料和钻削刀具

实验所用的工件材料为Ti6Al4V钛合金板,尺寸为76 mm×67 mm,厚度为5 mm。表1为材料的化学组成成分,表2为其力学性能参数。钻头采用直径6 mm的硬质合金麻花钻,其横刃拐角处经过了刃磨切割处理,横刃长度减小,如图5所示。刀具几何参数如表3所示。

表1 Ti6Al4V的化学组成成分

Tab. 1 Chemical composition of Ti-6Al-4V wt%							
Ti	Al	V	C	Fe	Si	N ₂	O ₂
Blance	5.50	3.50	0.08	0.30	0.05	0.05	0.20

表2 Ti6Al4V的力学性能

Tab. 2 Mechanical Properties of Ti-6Al-4V			
剪切强度/MPa	热导率/W·(m·K) ⁻¹	弹性模量/GPa	泊松比
760	7.3	113	0.34

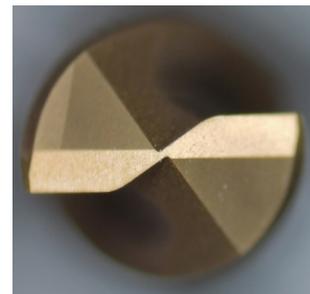


图5 刀具显微照片

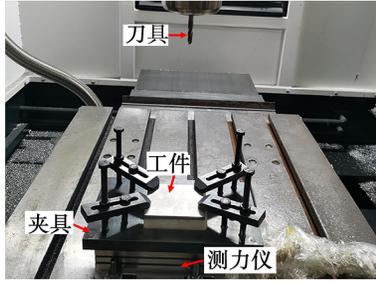
Fig. 5 Micrograph of drill

表3 刀具几何参数

Tab. 3 Geometrical parameters of the twist drill				
钻头直径/mm	钻头顶角/(°)	螺旋角/(°)	横刃长度/mm	横刃斜角/°
6	118	30	0.25	70

2.2 试验设备

钻削实验在LV-850立式数控机床上进行,实验平台如图6(a)所示,图6(b)是由Kistler 5697A测力



(a) 实验平台



(b) 钻削轴向力采集系统

图6 实验装置

Fig. 6 Experimental equipment

2.3 试验方案

采用单因素实验,根据以往文献研究^[17-18],对转速和进给速度进行设计,分为两组实验,第一组在不同转速下进行,第二组在不同进给速度下进行,实验方案见表4。每组切削参数重复钻削两次,取两次钻削轴向力的平均值作为该参数下的实际轴向力值。

表4 试验方案
Tab. 4 Experimental plan

组号	转速/ $r \cdot \text{min}^{-1}$	进给速度/ $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$
1	600, 800, 1000, 1200, 1400	80
2	1 000	20, 40, 60, 80, 100

3 实验结果与分析

3.1 轴向力预测模型验证

基于实验得到的不同切削参数下的轴向力数据,对Ti6Al4V钻削轴向力预测模型进行验证。表5为不同切削参数下轴向力的实验值及其相应的预测值,可以看出,轴向力预测值与实验值的最大误差为12.8%,预测值与实验值吻合较好。

表5 轴向力预测值与实验值对比

Tab. 5 Comparison between predicted and experimental value of axial force

转速 $r \cdot \text{min}^{-1}$	进给速度 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$	钻削轴向力		
		预测值/N	实验值/N	误差/%
600	80	256.95	230.31	11.6
800	80	205.71	183.10	12.3
1 000	80	169.43	158.55	6.9
1 200	80	144.83	141.69	2.2
1 400	80	125.29	133.51	6.2
1 000	20	74.32	84.36	11.9
1 000	40	90.70	103.68	12.5
1 000	60	131.21	133.95	2.0
1 000	100	205.71	182.33	12.8

仪、5070型多通道电荷放大器和钻削轴向力采集软件DynoWare组成的轴向力采集系统。利用VGX-200M光学显微镜对加工孔表面进行观察。

3.2 切削参数对钻削轴向力的影响

图7为钛合金钻削轴向力预测值与实验值随主轴转速的变化趋势图。可以看出,随主轴转速的增大,钻削轴向力预测值与实验值逐渐减小。当进给速度保持不变,主轴转速增大,材料切削厚度减小,钻削轴向力减小。

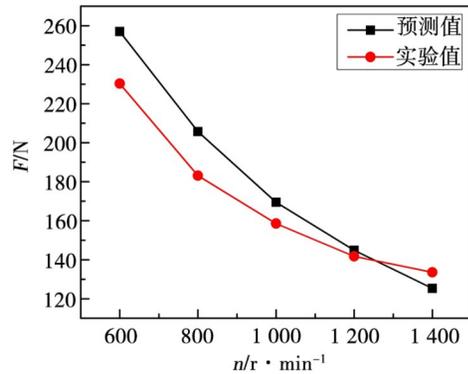


图7 主轴转速对轴向力的影响

Fig. 7 The effect of spindle speed on axial force

图8为钻削轴向力预测值与实验值随进给速度的变化趋势图。可以看出,随着进给速度增大,钻削轴向力预测值与实验值逐渐增大。当主轴转速保持不变,进给速度增大,刀具每转进给量增大,材料切削

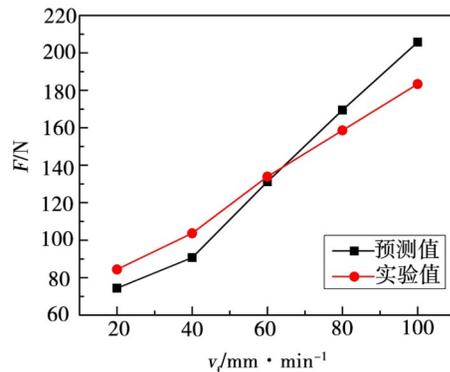


图8 进给速度对轴向力的影响

Fig. 8 The effect of feed rate on axial force

厚度增大,使得钻削轴向力增大。

3.3 切削参数对制孔质量的影响

制孔损伤大小直接反映制孔质量好坏,钛合金钻削过程中常见的制孔损伤包括孔表面烧伤、孔出口毛刺等。

3.3.1 孔出口表面烧伤

孔表面热烧伤由于钻削温度过高产生^[19]。使用光学显微镜对不同切削参数下孔出口表面进行观察,图9是进给速度为80 mm/min时,不同主轴转速下的孔出口表面形貌。可以看出,当转速低于1 000 r/min时,孔出口表面无烧伤区域,当转速为1 200和1 400 r/min时,孔出口表面有明显的黄色烧伤区域,是因为转速过大,单位时间内刀具和工件之间的摩擦变得更加频繁,刀具与工件材料之间的摩擦加剧,钻削温度较高,而钛合金热导率低,热量无法及时消

散,滞留在工件中,导致孔表面被烧伤。

为进一步评价孔出口表面烧伤,本文采用烧伤因子 F_b 来定量分析出口烧伤。图10为烧伤因子的示意图,烧伤因子 F_b 的计算公式可表示为:

$$F_b = \frac{D_{max}}{D} \quad (35)$$

式中, D_{max} 为烧伤区域最大直径, D 为理论孔直径。

由于仅当转速为1 200和1 400 r/min时,孔表面有烧伤现象,因此只对这两种参数下的孔表面烧伤进行量化分析,如表6所示,转速1 400 r/min时的烧伤因子比1 200 r/min时的小。一方面,随着转速增大,单位时间内刀具和工件之间的摩擦次数增多;另一方面,随着转速增大,钻削轴向力减小,使得刀具和工件之间的摩擦作用减弱。两方面综合作用使得1 400 r/min时的钻削温度略微降低,因此相较于转速1 200 r/min的烧伤因子减小。

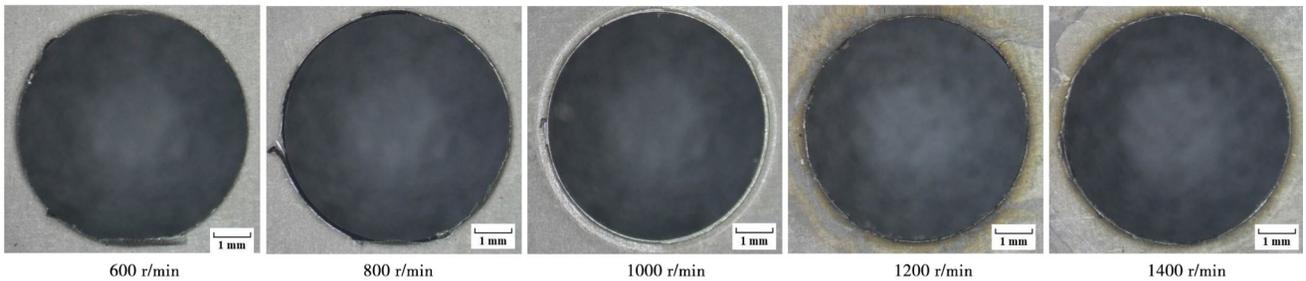


图9 不同转速下的孔出口表面形貌

Fig. 9 Surface morphology of hole exit with different spindle speed

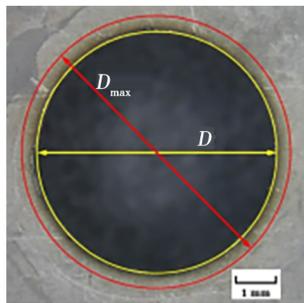


图10 烧伤因子

Fig. 10 Thermal damage factor

图11是主轴转速为1 000 r/min时,不同进给速度下的孔出口表面形貌。可以看出,当进给速度为

20 mm/min时,孔出口表面有明显的热烧伤区域,是因为钻削温度与钻削时间成正比,在20 mm/min的低进给速度下,钻削时间长,钻削温度较高,使得孔出口表面产生热烧伤。随着进给速度增大,钻削时间缩短,钻削温度较低,孔出口表面无热烧伤区域。

表6 不同转速下的孔出口烧伤因子

Tab. 6 Thermal damage factor of hole exit with different spindle speed

转速/r·min ⁻¹	烧伤因子
1 200	1.30
1 400	1.12

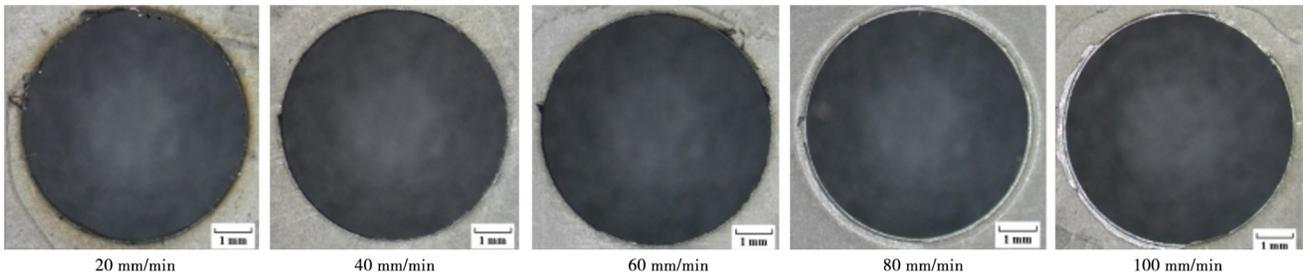


图11 不同进给速度下的孔出口表面形貌

Fig. 11 Surface morphology of hole exit with different feed rate

3.3.2 孔出口毛刺

孔出口毛刺由于材料的塑性变形和断裂形成^[20],当刀具接近孔出口表面时,未切削材料厚度减小,刚度降低,材料发生塑性变形,此时,刀具下方材料被推挤而不是被切削,当材料的塑性变形超过拉伸极限后^[21],孔中心材料发生拉伸断裂,随着钻削的进行,断裂向孔边缘扩展,最终形成出口毛刺。毛刺高度是衡量毛刺损伤大小的重要标准,钻削轴向力越大,材料塑性变形程度越大,孔出口毛刺高度越大。

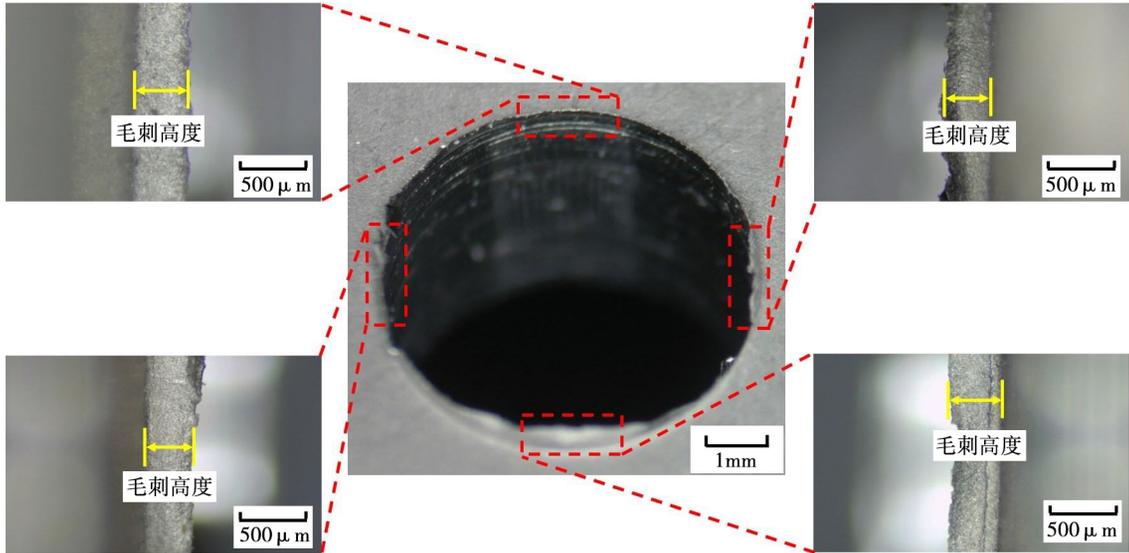


图12 孔出口局部示意图

Fig. 12 Local schematic diagram of hole exit

图13是进给速度为80 mm/min时,不同主轴转速下孔出口毛刺高度的变化趋势。可以看出,毛刺高度随主轴转速的增大逐渐减小,是因为主轴转速增大,钻削轴向力减小,较小的钻削轴向力使得孔出口未切削材料的塑性变形量减小,从而孔出口毛刺高度减小。

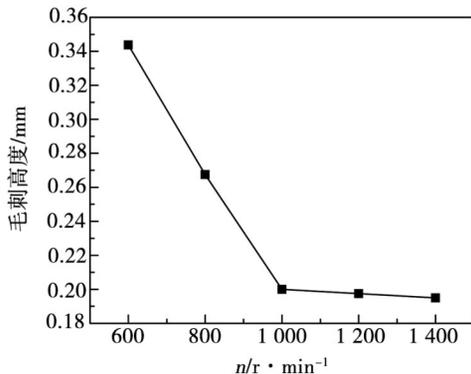


图13 孔出口毛刺高度随转速的变化趋势

Fig. 13 Variation trend of hole exit burr height with spindle speed

当转速从600 r/min增大到1000 r/min时,毛刺高度从0.344 mm减小到0.21 mm,降幅为39%,当转

从图9和图11可以看出,不同切削参数下,孔出口表面都有毛刺损伤。因此,为进一步评价出口毛刺损伤,通过测量毛刺高度来定量分析毛刺损伤大小。利用VGX-200M光学显微镜测量不同切削参数下的孔出口毛刺高度,在孔出口边缘选取4个等距位置点分别进行测量,如图12所示。将4个位置的毛刺高度平均值作为该孔出口毛刺高度值,取每组切削参数下两个孔出口毛刺高度的平均值作为该参数下孔的实际毛刺高度值。

速从1000 r/min增大到1400 r/min时,毛刺高度从0.21 mm减小到0.195 mm,降幅仅为7%。这是因为从图7可以看出,当转速从600 r/min增大到1000 r/min,钻削轴向力实验值的降幅为31%,此时,孔出口未切削材料塑性变形量急剧减小,孔出口毛刺高度降幅较大。当转速从1000 r/min增大到1400 r/min,钻削轴向力实验值的降幅为16%,此时孔出口未切削材料塑性变形量略微减小,孔出口毛刺高度略微下降。因此,当转速大于1000 r/min时,孔出口毛刺高度受主轴转速变化影响较小。

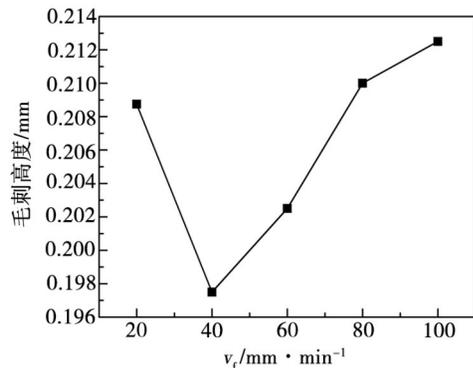


图14 孔出口毛刺高度随进给速度的变化趋势

Fig. 14 Variation trend of hole exit burr height with feed rate

图 14 是主轴转速为 1 000 r/min 时,不同进给速度下孔出口毛刺高度的变化趋势。可以看出,当进给速度增大到 40 mm/min 时,毛刺高度减小到最小值,然后随着进给速度的进一步增大而增大。是因为当进给速度为 20 mm/min 时,钻削温度较高,材料热软化程度较大,塑性变形增大,从而毛刺高度较大,当进给速度增大到 40 mm/min 时,钻削温度降低,材料塑性减弱,孔出口毛刺高度减小。随着进给速度继续增大,钻削轴向力增大,较大的钻削轴向力使得孔出口未切削材料的塑性变形量增大,孔出口毛刺高度增大。因此,当进给速度小于 40 mm/min 时,毛刺高度主要受钻削温度的影响,当进给速度大于 40 mm/min 时,毛刺高度主要受钻削轴向力的影响。

综上分析,从图 7、图 8、图 13、图 14 可看出,当进给速度恒定,主轴转速增大时,轴向力减小,孔出口毛刺高度减小。当主轴转速恒定,进给速度增大时,轴向力增大,孔出口毛刺高度整体呈增大趋势。由此可知,除低进给速度时钻削温度的影响,孔出口毛刺高度与钻削轴向力呈正相关关系。

综合考虑孔出口毛刺高度和孔表面烧伤,应选择合适的主轴转速和合适的进给速度。转速过小会产生较大的钻削轴向力,从而产生较大的出口毛刺;转速过大会导致钻削温度升高,孔出口表面产生热烧伤。进给速度过小,同样会使得钻削温度升高,从而产生热烧伤,并伴有较大的毛刺;进给速度过大会增大钻削轴向力,进而产生较大的出口毛刺。本研究中转速为 1 000 r/min、进给速度为 40 mm/min 条件下的制孔质量最好。

4 结论

本文建立了 Ti6Al4V 钛合金钻削轴向力解析模型,对 Ti6Al4V 钛合金进行钻削实验,利用钻削实验数据验证预测模型的准确性,根据实验结果,研究了不同切削参数对轴向力和制孔质量的影响规律,得出以下结论。

(1) 钻削轴向力预测值与实验值的最大误差为 12.8%,轴向力预测值与实验值吻合较好,该模型可用于预测钛合金的钻削轴向力。

(2) 钻削轴向力随主轴转速的增大而减小,随进给速度的增大而增大。随着主轴转速增大,孔出口毛刺高度减小,当转速大于 1 200 r/min 时,孔出口表面有烧伤现象;当进给速度增大到 40 mm/min 时,毛刺高度减小到最小值,而后逐渐增大,当进给速度为 20 mm/min 时,孔出口表面有烧伤现象。

(3) 除低进给速度时钻削温度的影响,孔出口毛

刺高度与钻削轴向力呈正相关关系。

(4) 综合考虑孔出口毛刺高度和孔表面烧伤,主轴转速 1 000 r/min、进给速度 40 mm/min 条件下的制孔质量最好。

参考文献

- [1] NI C B, ZHU L D, LIU C F, et al. Analytical modeling of tool-workpiece contact rate and experimental study in ultrasonic vibration-assisted milling of Ti-6Al-4V [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 142: 97-111.
- [2] 陈逸佳. TC4 低频振动制孔钻头结构优选[D]. 南京航空航天大学, 2021.
- [3] CHEN Y J. Optimization on drills geometry of low-frequency vibration drilling TC4 [D]. *Nanjing University of Aeronautics and Astronautics*, 2021.
- [4] PARIDA A K. Analysis of chip geometry in hot machining of Inconel 718 alloy [J]. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Mechanical Engineering*, 2019, 43: 155-164.
- [5] LI Y, YANG Y, WANG Y, et al. Study on the simulation and experiment of ultrasonic-assisted vibration drilling of Ti6Al4V [C]//*Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing, 2022, 2242(1): 012011.
- [6] AKULA S, NAYAK S N, BOLAR G, et al. Comparison of conventional drilling and helical milling for hole making in Ti6Al4V titanium alloy under sustainable dry condition [J]. *Manufacturing Review*, 2021, 8: 12.
- [7] ZHU Z J, ZHU Y Q, SUN X H, et al. 3D finite element simulation for tool temperature distribution and chip formation during drilling of Ti6Al4V alloy [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 121(7-8): 5155-5169.
- [8] DANG J Q, LIU G Y, CHEN Y F, et al. Experimental investigation on machinability of DMLS Ti6Al4V under dry drilling process [J]. *Materials and Manufacturing Processes*, 2019, 34(7): 749-758.
- [9] SAMSUDEENSADHAM S, SUPPAN D K, KRISHNARAJ V, et al. An analysis on the effect of machining parameters on surface quality during dry machining of Ti-6Al-4V alloy [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 22: 2814-2823.
- [10] GLAA N, MEHDI K, MOUSSAOUI K, et al. Numerical and experimental study of the drilling of multi-stacks made of titanium alloy Ti-6Al-4V: interface and burr behavior [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 107: 1153-1162.
- [11] GOBIVEL K, VIJAYSEKAR K S, PRABHAKARAN G. Impact of cutting parameters on machining of Ti-6Al-4V [J]. *宇航材料工艺* <http://www.yhclgy.com> 2024 年 第 6 期

alloy: an experimental and FEM approach [J]. *International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization*, 2021, 12: 2.

[11] 于鹏飞,王子敬. TC4钛合金钻削力试验研究和数学模型建立[J]. *机械管理开发*, 2022, 37(01):28-30.

YU P F, WANG Z J. Experimental study and model establishment of TC4 titanium alloy drilling force [J]. *Mechanical Management and Development*, 2022, 37 (01) : 28-30.

[12] PRASHANTH P, HIREMATH S S. Experimental and predictive modelling in dry micro-drilling of titanium alloy using Ti-Al-N coated carbide tools [J]. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, 2022: 1-25.

[13] 胡立湘,李鹏南,陈明,等. TiAlN涂层钻头钻削钛合金的实验研究[J]. *宇航材料工艺*, 2016, 46(02):48-52.

HU L X, LI P N, CHEN M, et al. Investigation on drilling performance of titanium alloy by TiAlN Coated Drills [J]. *Aerospace Materials & Technology*, 2016, 46(02): 48-52.

[14] ELHACHIMI M, TORBATY S, JOYOT P. Mechanical modelling of high speed drilling. 1: predicting torque and thrust [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1999, 39(4): 553-568.

[15] WU J, WEN J M, WANG Z Y. Study on the predicted model and experiment of drilling forces in drilling Ti6Al4V [J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2016, 38: 465-472.

[16] OXLEY P L B. The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability [J]. Ellis Horwood Publisher, 1989: 136-182.

[17] WAQAR S, ASAD S, AHMAD S, et al. Effect of drilling parameters on hole quality of Ti-6Al-4V titanium alloy in dry drilling [C]//*Materials science forum*. Trans Tech Publications Ltd, 2017, 880: 33-36.

[18] MING W W, DANG J Q, AN Q L, et al. Chip formation and hole quality in dry drilling additive manufactured Ti6Al4V [J]. *Materials and Manufacturing Processes*, 2020, 35 (1): 43-51.

[19] TANG L Y, LI P N, YU Z, et al. New drilling method for damage reduction of CFRP/Ti stacks drilling [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2021, 115(1-2): 595-602.

[20] ZHU Z J, SUI S C, SUN J, et al. Investigation on performance characteristics in drilling of Ti6Al4V alloy [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 93: 651-660.

[21] 李哲,杨志波,王爱春,等. 八面钻超声振动钻削钛合金出口毛刺形成机理[J]. *宇航材料工艺*, 2020, 50(01): 79-89.

LI Z, YANG Z B, WANG A C, et al. Formation mechanism of exit burr in ultrasonic vibration drilling titanium alloys using 8-Facet drill [J]. *Aerospace Materials & Technology*, 2020, 50 (01): 79-89.