

钛合金材料砂带磨削表面残余应力 形成模型及其实验研究

黄云, 刘帅, 黄涛, 肖贵坚, 代文韬, 贺毅, 王文玺

(重庆大学, 重庆 400000)

摘要: **目的** 建立钛合金材料砂带磨削参数到磨削后表面残余应力之间的数学模型并验证其有效性。**方法** 综合应用弹性力学和碰撞力学建立材料表面微观结构力学模型, 通过对外力作用下的力学模型的分析计算得到数学模型, 再利用 Simulink 对其进行仿真分析, 得到了一定磨削参数下钛合金砂带磨削表面残余应力与时间的关系图, 最后进行了钛合金砂带磨削实验, 验证了该数学模型的有效性并进行误差分析。**结果** 所构建的数学模型仿真值与实测值变化趋势相似, 有着较好的仿真效果。但是, 在引入热量系数 τ 之前, 最大误差为 62.98%, 平均误差为 16.43%, 结果不够理想; 而在引入热量系数 τ 之后, 最大误差为 9.87%, 平均误差为 5.75%, 精度上升明显, 能够有效地预测表面残余应力的取值。**结论** 综合应用弹性力学和碰撞力学来构建出钛合金材料砂带磨削表面残余应力形成模型, 能够有效地表征其在一定加工参数下的表面残余应力。

关键词: 钛合金; 砂带磨削; 表面残余应力; 模型; 系统动力学; 误差分析

中图分类号: TG58 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)04-0030-08

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.04.004

Model of Residual Stress Formation on Belt Grinding Surface of Titanium Alloy and Experimental Research

HUANG Yun, LIU Shuai, HUANG Tao, XIAO Gui-jian, DAI Wen-tao, HE Yi, WANG Wen-xi

(Chongqing University, Chongqing 400000, China)

ABSTRACT: To establish the mathematical model from belt grinding parameters to residual stress on grinding surface of titanium alloy material and verify its validity. In this paper, the microstructure model of material surface was established by using elastic mechanics and collision mechanics. After the mathematical model was obtained through the analysis and calculation of the mechanical model, use Simulink to realize the simulation analysis of the mechanical model, obtained the relation diagram of residual stress and time on belt grinding surface of titanium alloy with certain grinding parameters. Finally,

收稿日期: 2019-08-26; 修订日期: 2019-12-12

Received: 2019-08-26; Revised: 2019-12-12

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51705047)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51705047)

作者简介: 黄云 (1962—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为砂带磨削理论。

Biography: HUANG Yun (1962—), Male, Doctor, Professor, Research focus: theory of belt grinding.

通讯作者: 黄涛 (1986—), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为机电一体化。邮箱: tuang@cqu.edu.cn

Corresponding author: HUANG Tao (1986—), Male, Doctor, Lecturer, Research focus: mechatronics. E-mail: tuang@cqu.edu.cn

引文格式: 黄云, 刘帅, 黄涛, 等. 钛合金材料砂带磨削表面残余应力形成模型及其实验研究[J]. 表面技术, 2020, 49(4): 30-37.

HUANG Yun, LIU Shuai, HUANG Tao, et al. Model of residual stress formation on belt grinding surface of titanium alloy and experimental research[J]. Surface technology, 2020, 49(4): 30-37.

verify the validity of the mathematical model by the experiment of titanium alloy belt grinding and analyze the possible error sources. As a result, the experiment show that the simulation value of the mathematical model is similar to the measured value and has a good simulation effect. However, before the introduction of τ , the maximum error of the simulation value and the measured value is 62.98%, the average error is 16.43%, the result is not ideal; And after the introduction of heat coefficient tau, the maximum error of the simulation value and the measured values is 9.87%, average error is 5.75%, precision rise significantly, can effectively predict the surface residual stress values. Based on elastic mechanics and collision mechanics, the model of residual stress formation on grinding surface of titanium alloy can be used to characterize the residual stress under certain machining parameters.

KEY WORDS: titanium alloy; belt grinding; residual stress; model; system dynamics; error analysis

作为一种典型的高性能材料,钛合金被广泛应用于航发钛合金叶片等工作条件恶劣的构件中。而表面残余应力对于钛合金工件的疲劳寿命、屈服极限、强度极限等有着重大影响。因为砂带磨削具有冷态磨削和柔性磨削的特征,所以目前在工业上常利用砂带磨削来对航发叶片等钛合金构件进行最终表面处理,以调控工件表面残余应力,实现对表面残余应力的控制。因此,掌握砂带磨削表面残余应力的形成规律,对于残余应力的控制和消除,指导钛合金工件加工,有着重要的意义。

陈天瑞和项延训等人^[1]以声弹性理论为基础,采用纵波和横波相结合的测量模式,建立残余应力的超声测量方法,实现了轴向残余应力的表征。同时,采用理论计算、X射线衍射技术等手段,分别对 16Mn 钢材的声弹性参数及焊接接头残余应力分布进行了检测,验证了该方法的准确度与测量稳定性。丛建臣和孙军等人^[2]对磨削速度、磨削进给量和磨削余量在曲轴磨削过程中影响曲轴表面残余应力变化的磨削参量进行了研究,分析了不同参数变化对曲轴圆角和侧台残余应力分布的影响规律。陈逸飞和张晓鸿等人^[3]采用顺序耦合的热弹塑性有限元方法对 7 系铝合金的温度场与不同拘束下的应力场进行了数值计算,并利用 X-ray 残余应力测试仪对实际焊板的纵向残余应力进行了测试,验证了该计算方法的准确性。周金华和任军学等^[4]利用径向基函数神经网络对 GH4169 叶片铣削的残余应力进行了预测。Qi 和 Li 等人^[5]改进了 Jiann 所提出的正交切削残余应力分析磨削,解决了该模型中存在的有可能影响残余应力预测精度下降的问题,包括静力边界条件与真实切削过程存在偏差,在弹塑性加载过程中未添加符合塑性变形特点的应力约束关系,热应力计算方法不够完善等。Fuh 和 Wu^[6]综合考虑了切削速度、进给量、切削厚度等切削参数和刀尖半径、后刀面磨损等刀具几何形状参数对残余应力的影响,并使用响应曲面法和 Takushi 方法处理数据,提出了一个经验模型来预测铣削 2014-T6 合金产生的残余应力。El-Khabeery 和 Fattouh^[7]用实验方法研究了铣削加工残余应力的预测问题,提

出了一种描述铣削参数与残余应力对应关系的经验模型。Li 和 Jing 等^[8]建立了一种基于刀具有效前角和变化的未变形切屑厚度的二维热力耦合有限元模型,来研究高速最终铣削淬硬钢 SKD11 产生的残余应力。Yang 和 Liu^[9]提出了一种可以获得前刀面剪应力和法向应力的关系且基于应力的多项式摩擦模型,与传统模型相比,该模型可以改进残余应力预测质量。

可以看到,目前国内外学者在砂带磨削表面残余应力表征方面做了一些研究,但还是存在建模不清、研究针对性不强等问题。因此,本文选择砂带磨削表面残余应力作为研究对象,通过利用动力学对所建立的振动动力学模型进行计算,得到从砂带磨削参数到表面残余应力的数学模型,实现对表面残余应力的表征,并与薄板件砂带磨削实验的结果对照,验证其有效性与准确性。

1 钛合金材料砂带磨削表面残余应力模型研究

为了完成钛合金叶片砂带磨削以后的表面残余应力的微观结构模型,本文综合应用等效颗粒粗糙度模型和多体系统动力学模型(其中颗粒假设为刚体,链接键假设为弹簧与阻尼并联的柔性体)。结合系统动力学在外力作用下经过分层、重组等方式,分析颗粒之间的受力情况,以实现残余应力的建模与分析。图 1 为微观结构建模方案,图中假设第三层为基层,可以看作与固定铰链接,不产生位移,第一层为表面层,该层受到来自外界砂带的磨削力作用,进而对其他刚体小球产生影响。在外力影响下,第一层小球发生位移,压缩连接键,在连接键中产生压应力。

为了计算该模型的等效压应力,假设:(1) 8—16 号刚体小球与研究的受力点距离较大,位移变形程度较小,故假设它们的位移为零;(2) 因为系统具有取消外力之后复原的特征,而这会导致系统的等效残余应力消失,故假设系统在受力之后会“锁死”,不发生位移,即各连接键只能被压缩,无法恢复。

1 号及 3—7 号小球的动力学微分方程组见(1)式,

2 号小球的动力学微分方程组见(2)式。

$$\begin{cases} m\ddot{x}_a + c \sum (\dot{x}_a - \dot{x}_b) \cos \theta_{ba} + k \sum (x_a - x_b) \cos \theta_{ba} = 0 \\ m\ddot{y}_a + c \sum (\dot{y}_a - \dot{y}_b) \sin \theta_{ba} + k \sum (y_a - y_b) \sin \theta_{ba} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} m\ddot{x}_a + c \sum (\dot{x}_2 - \dot{x}_b) \cos \theta_{b2} + k \sum (x_2 - x_b) \cos \theta_{b2} = F_{y1} \\ m\ddot{y}_a + c \sum (\dot{y}_2 - \dot{y}_b) \sin \theta_{b2} + k \sum (y_2 - y_b) \sin \theta_{b2} = F_{y1} \end{cases} \quad (2)$$

式中： a 为小球编号（1—7）， b 为图中任意与 a 相连接的小球编号（1—16）， F 、 θ 分别为外加作用力的大小和方向， F_{y1} 、 F_{y2} 分别为 a 、 b 小球所受到的来自于图中未画出的其他连接键的切向和法向作用力， c 为连接键中的等效阻尼， k 为连接键中的等效

弹性系数， x_a 、 x_b 和 y_a 、 y_b 分别为 a 、 b 小球在 x 方向和 y 方向上的位移； θ_{ba} 为以 b 小球圆心为顶点， a 、 b 小球圆心连线和以 b 小球圆心为端点水平向右的射线所组成的角。

将以上各式依照编号从小到大，先切向力后法向力的规则合并写成矩阵形式：

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = [F] \quad (3)$$

其中： $\{\ddot{x}\} = [\ddot{x}_1, \ddot{x}_2, \dots, \ddot{x}_7, \ddot{y}_1, \ddot{y}_2, \dots, \ddot{y}_7]^T$ ， $[M] = \text{diag}[m \ m \ \dots \ m]$ ， $[C] = c \begin{bmatrix} \alpha & 0 \\ 0 & \beta \end{bmatrix}$ ， $[K] = k \begin{bmatrix} \alpha & 0 \\ 0 & \beta \end{bmatrix}$ 。

并且有：

$$\begin{aligned} [\alpha] &= [\alpha_1 \alpha_2 \alpha_3 \alpha_4 \alpha_5 \alpha_6 \alpha_7]^T \\ [\alpha_1] &= [\cos \theta_{21} + \cos \theta_{41} + \cos \theta_{51} + \cos \theta_{11,1} \quad -\cos \theta_{21} \quad 0 \quad -\cos \theta_{41} \quad -\cos \theta_{51} \quad 0 \quad 0] \\ [\alpha_2] &= [-\cos \theta_{12} \quad \cos \theta_{12} + \cos \theta_{32} + \cos \theta_{52} + \cos \theta_{62} \quad -\cos \theta_{32} \quad 0 \quad -\cos \theta_{52} \quad -\cos \theta_{62} \quad 0] \\ [\alpha_3] &= [0 \quad -\cos \theta_{23} \quad \cos \theta_{23} + \cos \theta_{63} + \cos \theta_{73} + \cos \theta_{14,3} \quad 0 \quad 0 \quad -\cos \theta_{63} \quad -\cos \theta_{73}] \\ [\alpha_4] &= [-\cos \theta_{14} \quad 0 \quad 0 \quad \cos \theta_{14} + \cos \theta_{54} + \cos \theta_{84} + \cos \theta_{11,4} + \cos \theta_{12,4} + \cos \theta_{13,4} \quad -\cos \theta_{54} \quad 0 \quad 0] \\ [\alpha_5] &= [-\cos \theta_{15} \quad -\cos \theta_{25} \quad 0 \quad -\cos \theta_{45} \quad \cos \theta_{15} + \cos \theta_{25} + \cos \theta_{45} + \cos \theta_{65} + \cos \theta_{85} + \cos \theta_{95} \quad -\cos \theta_{65} \quad 0] \\ [\alpha_6] &= [0 \quad -\cos \theta_{26} \quad -\cos \theta_{36} \quad 0 \quad -\cos \theta_{56} \quad \cos \theta_{26} + \cos \theta_{36} + \cos \theta_{56} + \cos \theta_{76} \quad \theta_{96} + \theta_{10,6} \quad \theta_{76}] \\ [\alpha_7] &= [0 \quad 0 \quad -\cos \theta_{37} \quad 0 \quad 0 \quad -\cos \theta_{67} \quad \cos \theta_{37} + \cos \theta_{67} + \cos \theta_{10,7} + \cos \theta_{14,7} + \cos \theta_{15,7} + \cos \theta_{16,7}] \\ [\beta] &= [\beta_1 \beta_2 \beta_3 \beta_4 \beta_5 \beta_6 \beta_7]^T \\ [\beta_1] &= [\sin \varphi_{21} + \sin \varphi_{41} + \sin \varphi_{51} + \sin \varphi_{11,1} \quad -\sin \varphi_{21} \quad 0 \quad -\sin \varphi_{41} \quad \sin \varphi_{51} \quad 0 \quad 0] \\ [\beta_2] &= [-\sin \varphi_{12} \quad \sin \varphi_{12} + \sin \varphi_{32} + \sin \varphi_{52} + \sin \varphi_{62} \quad -\sin \varphi_{32} \quad 0 \quad -\sin \varphi_{52} \quad -\sin \varphi_{62} \quad 0] \\ [\beta_3] &= [0 \quad -\sin \varphi_{23} \quad \sin \varphi_{23} + \sin \varphi_{63} + \sin \varphi_{73} + \sin \varphi_{14,3} \quad 0 \quad 0 \quad -\sin \varphi_{63} \quad -\sin \varphi_{73}] \\ [\beta_4] &= [-\sin \varphi_{14} \quad 0 \quad 0 \quad \sin \varphi_{14} + \sin \varphi_{54} + \sin \varphi_{84} + \sin \varphi_{11,4} + \sin \varphi_{12,4} + \sin \varphi_{13,4} \quad -\sin \varphi_{54} \quad 0 \quad 0] \\ [\beta_5] &= [-\sin \varphi_{15} \quad -\sin \varphi_{25} \quad 0 \quad -\sin \varphi_{45} \quad \sin \varphi_{15} + \sin \varphi_{25} + \sin \varphi_{45} + \sin \varphi_{65} + \sin \varphi_{85} + \sin \varphi_{95} \quad -\sin \varphi_{65} \quad 0] \\ [\beta_6] &= [0 \quad -\sin \varphi_{26} \quad -\sin \varphi_{36} \quad 0 \quad -\sin \varphi_{56} \quad \sin \varphi_{26} + \sin \varphi_{36} + \sin \varphi_{56} + \sin \varphi_{76} + \sin \varphi_{96} + \sin \varphi_{10,6} \quad -\sin \varphi_{76}] \\ [\beta_7] &= [0 \quad 0 \quad -\sin \varphi_{37} \quad 0 \quad 0 \quad -\sin \varphi_{67} \quad \sin \varphi_{37} + \sin \varphi_{67} + \sin \varphi_{10,7} + \sin \varphi_{14,7} + \sin \varphi_{15,7} + \sin \varphi_{16,7}] \\ \{\dot{x}\} &= [\dot{x}_1, \dot{x}_2, \dots, \dot{x}_7, \dot{y}_1, \dot{y}_2, \dots, \dot{y}_7]^T \\ \{x\} &= [x_1, x_2, \dots, x_7, y_1, y_2, \dots, y_7]^T \\ \{F\} &= [F_t, F_t, F_t, 0, 0, 0, 0, F_n, F_n, F_n, 0, 0, 0, 0]^T \end{aligned}$$

为了建立从磨削参数到表面残余应力的数学模型，需引入从磨削参数到磨削力的表达式：

$$\begin{cases} F_t = U_s \frac{v_w^{0.84}}{v_s} a_p^{0.71} B(1 + Z_s t) \\ F_n = U_s \frac{v_w^{0.84}}{v_s^{1.15}} a_p^{0.68} B(1 + Z_s t) \end{cases} \quad (4)$$

式中： F_t 为切向预测磨削力； F_n 为法向预测磨削力； U_s 为比磨削能，其取值根据材料不同而变化； a_p 为磨削深度； v_s 为砂带线速度； v_w 为工件进给速度； B 为砂带宽度； Z_s 为根据不同磨粒和磨削参数，取值不同，其范围为 $2 \times 10^{-2} \sim 5 \times 10^{-5} \text{ (s}^{-1}\text{)}$ 。

式（4）仅仅是模型当中的动力学表达式，实现对表面残余应力的数学建模，还需要将小球中的等效力与其等效截面积相比，求出其应力，如图 2 所示。

砂带磨削后的表面残余应力为压应力，即如图 2 中的 A 所示，各小球受到来自连接键的压力，据此可得：

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (5)$$

其中， A 为小球的横截面积，有 $A = \pi r^2$ ， r 为小球半径； F 为连接键所受的压力，有 $F = Kx$ ， K 为等效弹簧弹性系数，根据材料不同来进行选择， x 为小球的位移。

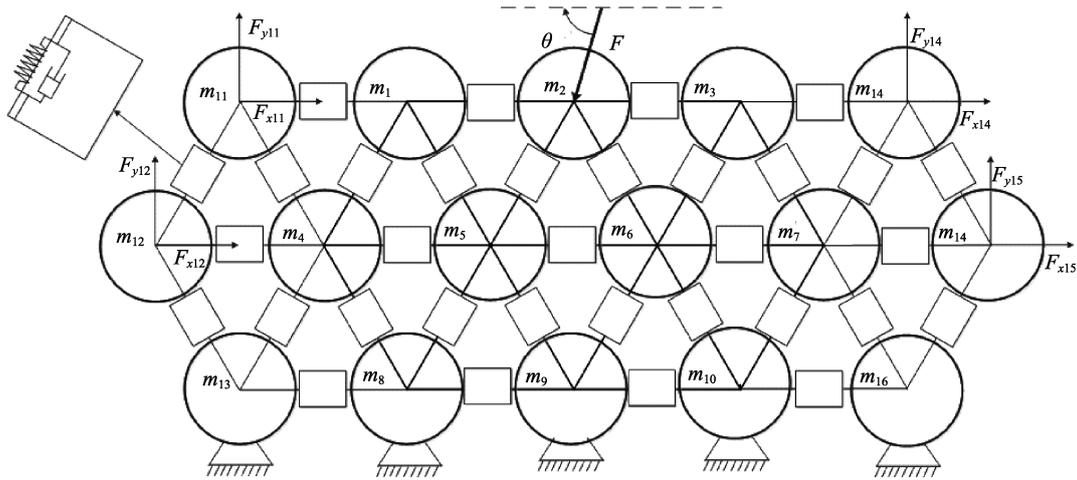


图 1 钛合金材料砂带磨削表面力学模型

Fig.1 Mechanical model of titanium alloy surface after belt grinding

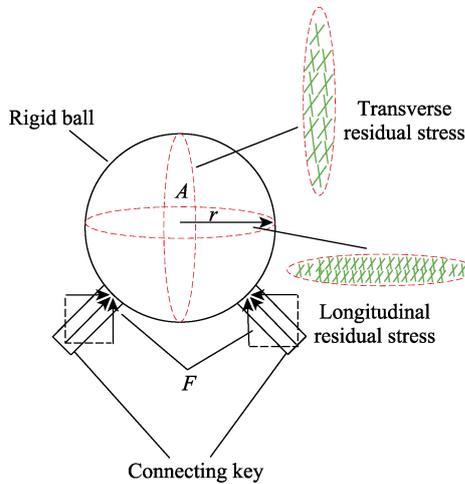


图 2 小球的截面积

Fig.2 Sectional area of balls

综上所述可以得到砂带磨削表面残余应力的表达式：

$$[\sigma] = \frac{1}{A} [K][T]\{x\} \quad (6)$$

其中 $[T]$ 为计算系数矩阵，取值与模型的结构有关，本例中：

$$[T] = \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 0 & 0 & -1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & -1 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (7)$$

本文所构建的数学模型在计算过程中未考虑热量变化对表面残余应力的影响，没有考虑磨削热产生的拉应力与机械挤压产生的压应力的抵消过程，这会导致仿真值普遍大于实验值。

根据砂带磨削的磨削热能分配比表达式 (8)^[10],

可知砂带磨削过程中分配给工件的热量与 $\frac{v_w \times a_p}{v_s}$ 呈

负相关，即参与压应力的大小与 $\frac{v_w \times a_p}{v_s}$ 呈负相关，

故为了在仿真过程中引入热量的影响，降低仿真结果与实际检测值的误差率，提出热量系数 τ ，定义其取值规律为：

$$\varepsilon = \left(1 - \frac{ba_p v_w e_w}{F_t v_s} \right) \times \frac{1}{1 + \frac{0.97k_g}{\sqrt{r_0 v_s (kpc)_w}}} \quad (8)$$

$$\tau = \begin{cases} 1, & \frac{v_w \times a_p}{v_s} \leq 0.01 \\ 0.85, & 0.01 < \frac{v_w \times a_p}{v_s} \leq 0.0125 \\ 0.65, & 0.0125 < \frac{v_w \times a_p}{v_s} \end{cases} \quad (9)$$

2 基于动力学的钛合金材料砂带磨削表面仿真

2.1 仿真方法

为了得到基于动力学的钛合金材料砂带磨削表面表征结果，利用 Simulink 对以上数学模型进行仿真。设定以下初始条件：

(1) 为了化简运算，将小球受力分为 X 与 Y 两个方向，故将外力也分为 X 与 Y 两个方向；

(2) 外力同时作用在 1—3 号三个小球上；

(3) 考虑到实际上各小球的位移并不明显，随之而来的各连接键角度变化同样极小，对 X 与 Y 方向的受力影响可以忽略不计，故将各连接键角度的变化量忽略不计。

仿真过程中所需要的各参数如表 1 所示。

表 1 仿真参数设置及取值依据
Tab.1 Simulation parameter setting and value basis

Categories	Names	Symbols	Value ranges	Units	Value basis
Technological parameters	Belt speed	v_s	8~24	m/s	Take proper value according to technical requirements and grinding parameters.
	Feeding speed	v_w	0.3~0.9	m/s	
	Grinding depth	a_p	0.2~0.6	mm	
	Belt width	B	5	mm	
Parameters about grinding force	Specific grinding energy	U_s	1000~1500	kg/mm ²	Take the appropriate value based on experience.
	Coefficient about belt life	Z_s	$2 \times 10^{-2} \sim 5 \times 10^{-5}$		
Properties of materials	Stiffness factor	K	1.8541	N/mm	$K = \frac{4}{3\pi(\sigma_1 + \sigma_2)} \left(\frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2} \right)$, $\sigma_i = \frac{1 - \nu_i^2}{\pi E_i}$ ν_i —Poisson's ratio; E_i —Elasticity modulus.
	Material damping	C	0.5		Take the appropriate value based on experience.
Parameters of the model	Diameter	φ	1~100	μm	Defined by fine grain size ^[12] .
	Mass	m	$7.55 \times 10^{-14} \sim 6.84 \times 10^{-10}$	kg	Calculated according to the diameter.
	Sectional area	A	$7.85 \times 10^{-11} \sim 7.85 \times 10^{-17}$	m ²	Calculated according to the diameter.

2.2 仿真分析

仿真结果如图 3、图 4 所示，观察图 3、图 4 的

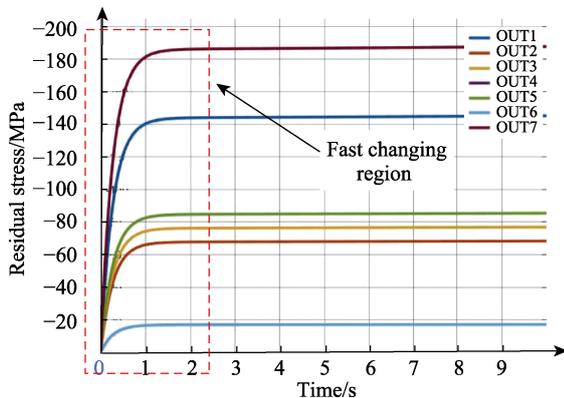


图 3 切向残余应力变化趋势
Fig.3 Tangential residual stress trend

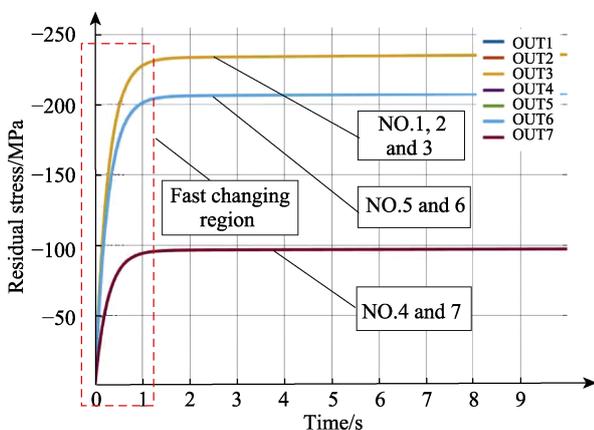


图 4 法向残余应力变化趋势
Fig.4 The variation trend of normal residual stress

仿真结果可以发现，切向应力小于法向应力，故研究时应取法向应力为研究对象。1、2、3号小球的法向残余应力变化规律相同，因为它们在法向的受力状况相似，在均布载荷的影响下，残余应力状况是相同的。由于分布对称，5、6号或4、7号小球的法向残余应力变化规律相同，且由于5、6号小球与受力中心距离较近，4、7号小球与受力中心距离较远，故前者的残余应力大于后者，这与实际情况相符合。

3 实验验证

3.1 实验装备与工件

为验证前文提出的数学模型的有效性，设计了钛合金板材的砂带磨削实验与仿真结果进行对比。本实验在重庆大学与重庆三磨海达磨床有限公司联合开发的七轴六联动自适应数控砂带磨削机床上进行，设备如图 5 所示，机床各主轴精度如表 2 所示。

表 2 机床各轴精度
Tab.2 Axis accuracy of the machining tool

Items	Parameters		
	X	Y	Z
Positioning accuracy/mm	0.012	0.01	0.01
Repeatability accuracy/mm	0.008	0.005	0.005
Feeding speed/(m·min ⁻¹)	0~15	0~15	0~15

实验所用试件为 TC17(Ti-5Al-4Sn)钛合金板材，尺寸为 170 mm×100 mm×2 mm，室温下的化学成分和力学性能分别如表 3 和表 4 所示。

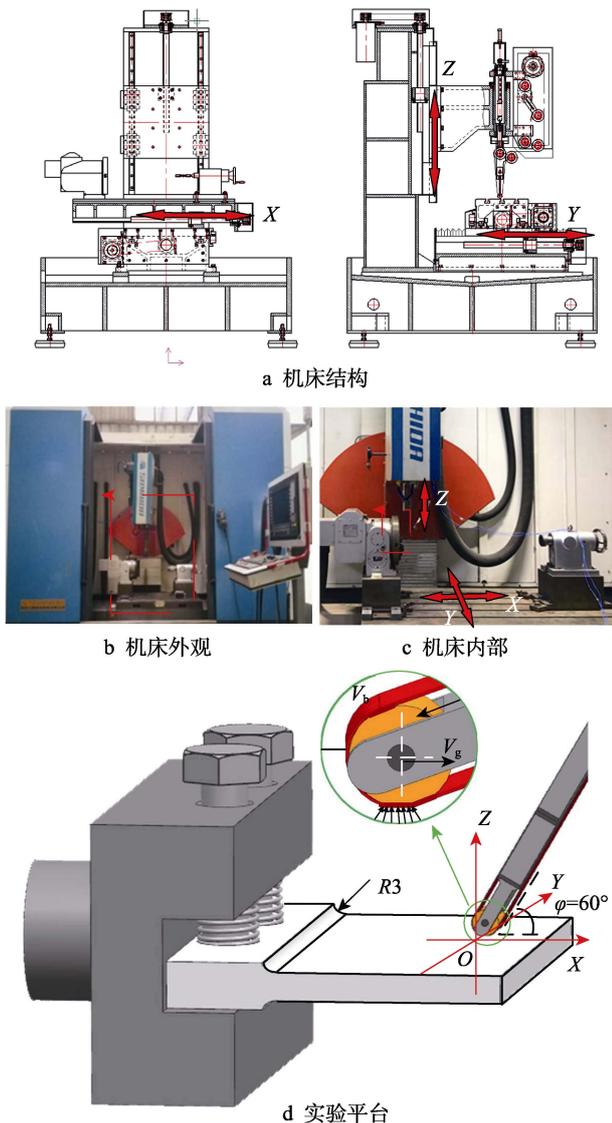


图 5 机床与实验平台结构

Fig.5 Machine tool structure and the experimental platform: (a) machine tool structure; (b) appearance of the machine tool; (c) inside the machine; (d) experimental platform

表 3 试件的化学成分

Tab.3 Chemical composition of the specimen

						wt%
Al	Sn	Zr	Mo	Gr	Ti	
5	2	2	4	4	Bal.	

表 4 试件的力学性能

Tab.4 Mechanical properties of specimen

E/GPa	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	σ_s/MPa	σ_b/MPa
111.5	4640	1110	1180

选用美国 3M 公司生产的陶瓷氧化铝砂带 (XK870F), 粒度为 P240#, 尺寸为 2540 mm×5 mm。磨削方式为顺磨、干磨。检测不同进给速度 v_w (m/s)、磨削深度 a_p (mm)、砂带线速度 v_s (m/s) 等工艺参数下所加工出来的表面残余应力, 并与仿真结果进行对比, 验证仿真结果的正确性。

3.2 实验方法

为了检测试件加工完成后的表面残余应力, 选用加拿大 Proto 公司的 iXRD 型 X 射线衍射应力仪, 对试件的表面残余应力进行检测。考虑到砂带磨削后工件在深度为 1.2 μm 处的残余应力最大^[11], 故选择的检测深度为 1.2 μm 。为了减小随机误差的影响, 在工件表面均匀选取 6 个测点, 将这 6 个点处的测量值的平均值作为实验结果, 测点分布如图 6 所示。

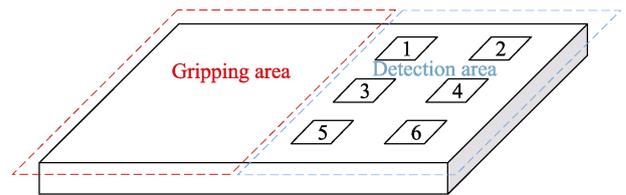


图 6 测点分布

Fig.6 Distribution of measuring points

本实验设计了 3 因素 3 水平的正交实验, 因素分别为砂带线速度、进给速度、磨头 Z 轴下移量。具体磨削参数设置见表 5。

表 5 砂带磨削参数选择

Tab.5 Belt grinding parameters selection

No.	Linear velocity $v_s/(\text{m}\cdot\text{min}^{-1})$	Feeding speed $v_w/(\text{m}\cdot\text{min}^{-1})$	Grinding depth a_p/mm
1	8	0.3	0.2
2	8	0.6	0.4
3	8	0.9	0.6
4	16	0.3	0.4
5	16	0.6	0.6
6	16	0.9	0.2
7	24	0.3	0.6
8	24	0.6	0.2
9	24	0.9	0.4

砂带线速度 v_s 可以通过设定主轴转速, 经过公式 (10) 转换得来, 其中 D 为主轴砂带轮的直径 (mm), n 为主轴转速 (r/min)。磨削深度 a_p 和进给速度 v_w 的控制, 可以通过在编程时对数控机床参数进行设置来实现。

$$v_s = \frac{D\pi n}{60 \times 1000} \quad (10)$$

3.3 实验结果及分析

利用 Simulink 对数学模型进行仿真计算, 选择较大的纵向残余应力作为研究对象, 取图线快速上升部分的最大值为仿真结果, 仿真结果图 7 所示, 可以发现各小球处的应力值先快速增大, 随后稳定在一个固定值。同时由于力学模型的对称性, 5 号与 6 号小球、4 号与 7 号小球的残余应力变化曲线分别重合, 同时由于处于较内层的位置, 4、5、6、7 号等亚表层小球处的残余应力小于 1、2、3 号表层小球处的残余应力, 这与实际经验相符。

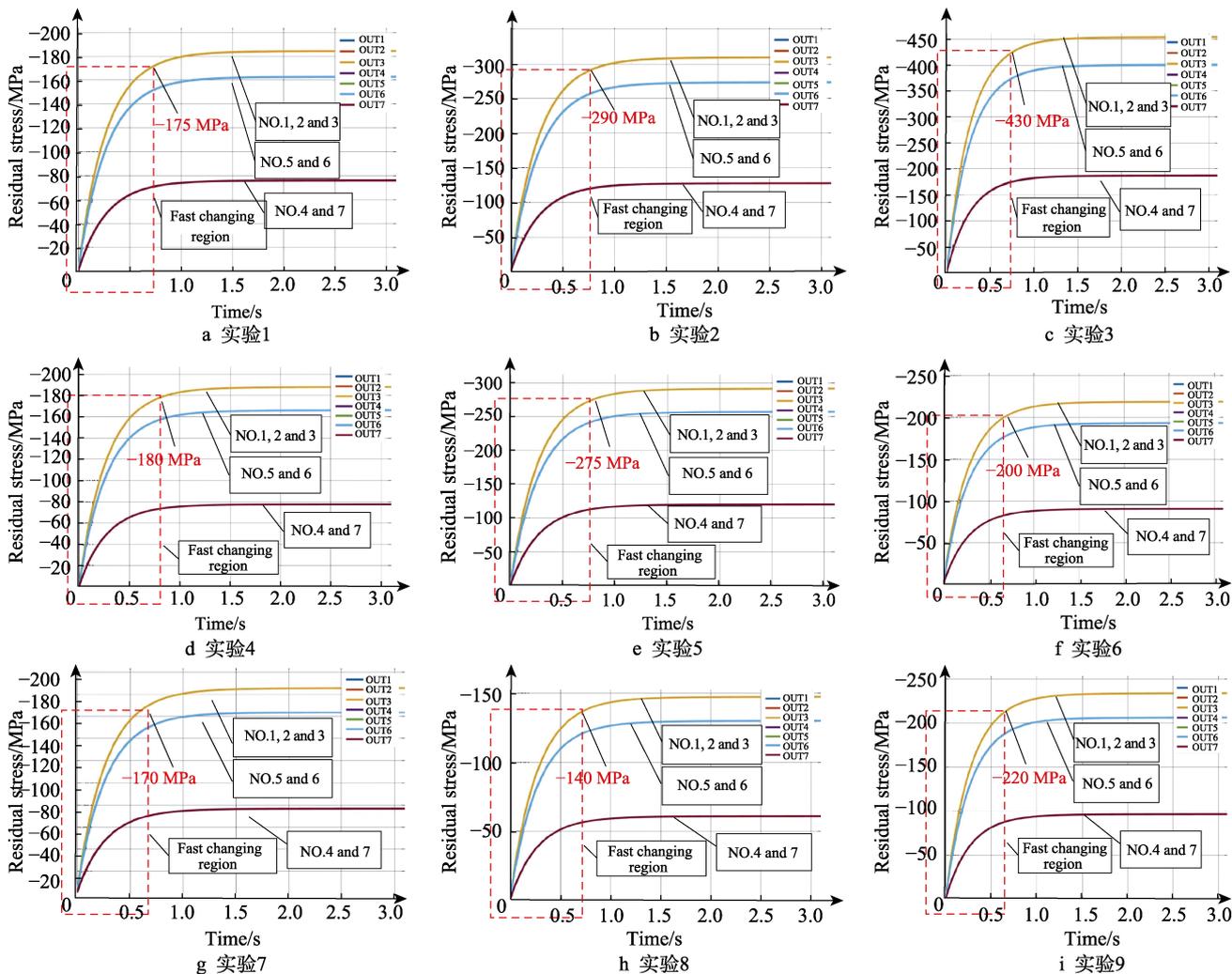


图7 仿真结果
Fig.7 Simulation result

表6为实验结果与仿真结果的对比,可知经过砂带磨削的表面残余应力均为负值,即表现为压应力。同时,其表面残余应力在-150~-260 MPa左右,相较于相似条件下砂轮磨削高达800 MPa的表面残余应力,砂带磨削在工件表面残余应力控制方面具有明显的优势。

图8展示了修正系数补偿前后的表面残余应力实验结果与仿真结果的趋势对比,可以发现两者的变化趋势相似,表明该模型与实际加工的表面残余应力分布规律之间存在较好的耦合。在修正之前,误差相对较大,误差率主要分布在10%~20%区间内,同时实验3的误差高达62.98%。其原因在于实验3所采用的工艺参数组合均为各类参数中最大值,在大进给量、高砂带线速度的条件下,材料去除率很高,磨粒与材料表面挤压严重,同时也产生了大量的热量,热量抵消了磨粒与材料表面挤压所产生的压应力,使得表现出来的残余应力值依然处在一个较正常的区间。但是本文所提出的模型在修正之前只考虑了挤压作用,忽略了热量对残余压应力的抵消作用,使得较大

工艺参数条件下的预测误差率较大,因此在此处使用了较小的修正系数。经过修正之后,表面残余应力的检测值与仿真值之间的误差率下降到了10%以内,能够有效地预测加工后的表面残余应力。

表6 实验结果与仿真结果对比
Tab.6 Comparison of experimental results and simulation results

No.	Residual stress/MPa	Simulation value	Error rate before correction/%	Error rate after correction/%
1	-173.73	-175	0.73	0.73
2	-224.36	-290	29.26	9.87
3	-263.84	-430	62.98	5.94
4	-197.88	-180	9.04	9.04
5	-242.71	-275	13.30	3.69
6	-194.35	-200	2.91	2.91
7	-185.51	-170	8.36	8.36
8	-151.73	-140	7.73	7.73
9	-193.79	-220	13.52	3.50

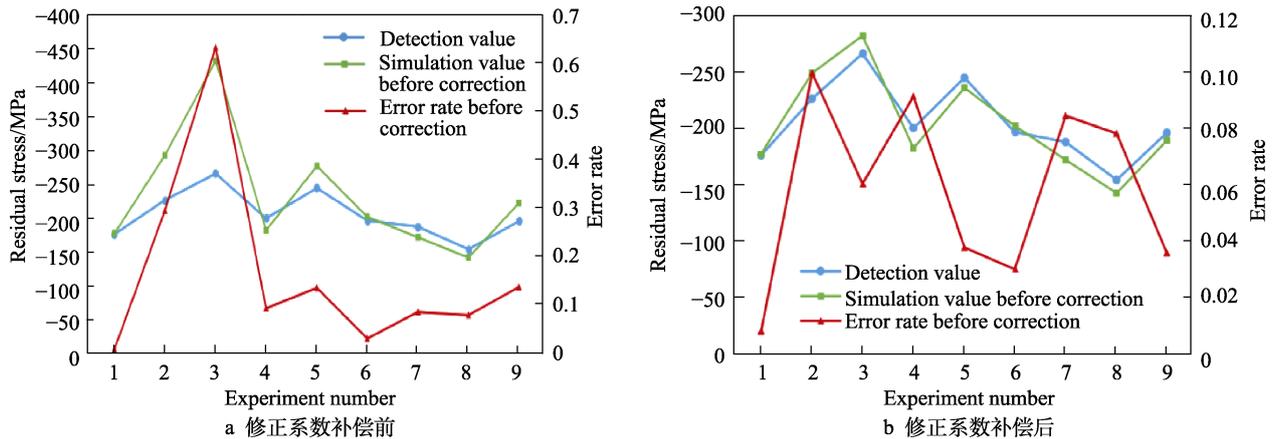


图 8 实验结果与仿真结果对比

Fig.8 Comparison of experimental results and simulation results: (a) histogram before compensation; (b) histogram after compensation

4 结论

1) 经过砂带磨削之后的 TC17 钛合金表面残余应力表现为压应力, 这对于工件的疲劳寿命是有利的; 同时, 砂带磨削表面残余应力值在 $-150\sim-260$ MPa 左右, 而在相似条件的砂轮磨削残余应力高达 800 MPa, 说明砂带磨削在工件表面残余应力控制方面具有明显的优势。

2) 通过对利用弹性力学和碰撞力学对所建立的物理模型进行计算, 得到了从砂带磨削参数到表面残余应力的数学模型, 实现了对表面残余应力的表征。

3) 为了提升本文所提出的数学模型的精度, 提出了热量系数 τ 来对磨削过程中热量变化对表面残余应力的影响进行补偿, 模拟磨削热产生的拉应力与机械挤压产生的压应力的抵消过程。并定义了其取值规律, 通过与薄板件砂带磨削实验的结果以及补偿之前的仿真结果对比, 证明了该系数确有增加模型精确度, 降低仿真值与实际值之间的误差的效果。

参考文献:

- [1] 陈天瑞, 项延训, 陈虎, 等. 基于相位-频率测量的材料残余应力超声表征方法[J]. 机械工程学报, 2016, 52(22): 9-14.
CHEN T R, XIANG Y X, CHEN H, et al. Ultrasonic characterization of residual stress in materials based on phase-frequency relationship[J]. Journal of mechanical engineering, 2016, 52(22): 9-14.
- [2] 丛建臣, 孙军, 倪培相, 等. 曲轴磨削工艺与残余应力的关系[J]. 内燃机学报, 2019, 37(2): 186-191.
CONG J C, SUN J, NI P X, et al. Relationship between crankshaft grinding process and residual stress[J]. Transactions of CSICE, 2019, 37(2): 186-191.
- [3] 陈逸飞, 张晓鸿, 陈辉, 等. 基于 ABAQUS 有限元计算的 Al-Mg-Zn 铝合金多层焊残余应力预测[J]. 热加工工艺, 2017, 46(3): 230-234.
CHEN Y F, ZHANG X H, CHEN H, et al. Residual stress prediction of Al-Mg-Zn aluminum alloy multi-pass welding

based on ABAQUS finite element calculation[J]. Hot working technology, 2017, 46(3): 230-234.

- [4] 周金华, 任军学, 蔡菊. 基于 RBF 神经网络的航空叶片铣削残余应力预测[J]. 计算机集成制造系统, 2018, 24(2): 361-370.
ZHOU J H, REN J X, CAI J. Prediction of residual stress for machining aviation engine blade based on RBF neural network[J]. Computer integrated manufacturing systems, 2018, 24(2): 361-370.
- [5] QI Z X, LI B, XIONG L S. Improved analytical model for residual stress prediction in orthogonal cutting[J]. Frontiers of mechanical engineering, 2014, 9(3): 249-256.
- [6] FU K H, WU C F. A residual-stress model for the milling of aluminum alloy (2014-T6)[J]. Journal of materials processing technology, 1995, 51(1): 87-105.
- [7] EL-KHABEERY M M, FATTOUH M. Residual stress distribution caused by milling[J]. International journal of machine tools and manufacture, 1989, 29(3): 391-401.
- [8] LI J L, JING L L, CHEN M. An FEM study on residual stresses induced by high-speed end-milling of hardened steel SKD11[J]. Journal of materials processing technology, 2009, 209: 4515-4520.
- [9] YANG X P, LIU C R. A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by NiTe element method[J]. International journal of mechanical sciences, 2002, 44: 703-723.
- [10] 张毅, 张伟文, 郭钢. 砂带恒压力磨削的有限元热学模型及实验验证[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2011, 43(6): 238-242.
ZHANG Y, ZHANG W W, GUO G. Finite element thermal model and experimental verification for constant pressure belt grinding process[J]. Journal of Sichuan University (engineering science edition), 2011, 43(6): 238-247.
- [11] HE Y, XIAO G J, LI W, et al. Residual stress of a TC17 titanium alloy after belt grinding and its impact on the fatigue life[J]. Materials, 2018, 11(11): 221801-221816.
- [12] 彭鹏, 汤爱涛, 余加, 等. 超细晶镁合金的研究现状及展望[J]. 材料导报, 2019, 33(9): 1526-1534.
PENG P, TANG A T, SHE J, et al. Ultrafine grained magnesium alloys research[J]. Materials reports, 2019, 33(5): 1526-1534.