

锥度球头刀四轴铣削 TC4 残余应力梯度分布反解

周金华^{1,2*} 齐琪^{1,2} 任军学^{1,2} 詹梅^{1,2}

1.西北工业大学航空发动机高性能制造工业和信息化部重点实验室,西安,710072

2.西北工业大学航空发动机先进制造技术教育部工程研究中心,西安,710072

摘要:商用航空发动机大型复合材料风扇叶片前缘金属加强边的内外型面精加工采用定制化锥度球头刀四轴铣削方式完成,该阶段引入的加工残余应力常常引起过大的弯扭变形而导致零件尺寸超差。针对锥度球头刀四轴铣削钛合金 TC4,提出了一种基于薄板加工变形测试的铣削残余应力梯度分布逆向辨识方法。采用双曲正切模型对铣削残余应力梯度分布进行参数化表征,将残余应力梯度分布的求解转换为对两个待定系数 k 和 ω 的反解,通过测试钛合金试块加工表面的残余应力计算确定模型系数 k ,通过测试钛合金薄板铣削弯曲变形挠度反解出模型系数 ω ,以此确定残余应力梯度分布曲线。开展了 4 组钛合金 TC4 试块铣削验证实验,测试结果表明,铣削残余应力梯度分布的平均预测准确率高达 99.35%。与传统 X 射线测试法相比,所提出的方法避免了采用电解腐蚀剥层来测试亚表层残余应力,同时也充分考虑了铣削加工残余应力在已加工表面的分布不均匀性问题,即铣削加工残余应力离散度问题。

关键词:锥度球头刀;钛合金 TC4;四轴铣削;残余应力;逆向辨识;离散度

中图分类号:V261.2

DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2025.04.014

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



Inverse Solution for TC4 Residual Stress Gradient Distribution in Four-axis Milling with Tapered Ball-end Cutters

ZHOU Jinhua^{1,2*} QI Qi^{1,2} REN Junxue^{1,2} ZHAN Mei^{1,2}

1.Key Laboratory of High Performance Manufacturing for Aero Engine, Ministry of Industry and Information Technology, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 710072

2.Engineering Research Center of Advanced Manufacturing Technology for Aero Engine, Ministry of Education, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 710072

Abstract: The internal and external profile finishing of the metal reinforcing edges of the leading edge of large composite fan blades for commercial aero-engines was accomplished by four-axis milling with a customized taper ball-end cutter, and the machining residual stresses introduced at this stage often caused excessive bending and torsional deformations leading to dimensional overshoots of the parts. For the four-axis milling of titanium alloy TC4 with taper ball-end cutter, an inverse identification method of milling residual stress gradient distribution was proposed based on the deformation tests of thin plate machining herein. The hyperbolic tangent models were used to parametrically characterize the milling residual stress gradient distribution, and the solution of the residual stress gradient distribution was converted into the inverse solution of two pending coefficients k and ω . The model coefficient k was determined by testing the residual stress on the machined surfaces of the titanium alloy specimen blocks, and the model coefficient ω was inversely solved by testing the bending deformation deflection of milled titanium alloy thin plates, then the residual stress gradient distribution curve was determined. Four groups of titanium alloy TC4 test block milling validation experiments were carried out, and the test results show that the average prediction accuracy of the milling residual stress gradient distribution is as high as 99.35%. Compared with the traditional X-ray test method, the proposed method avoids the use of electrolytic corrosion stripping to test the subsurface residual stresses, and also takes into full consideration the non-uniformity of the distribution of milling residual stresses on the machined surfaces, namely the problem of the dispersion of milling residual stresses.

Key words: tapered ball-end cutter; titanium alloy TC4; four-axis milling; residual stress; reverse identification; dispersion

收稿日期:2024-05-30

基金项目:航空发动机及燃气轮机基础科学中心重点项目(P2022-B-IV-012-001);国家自然科学基金(52475488, 52075451);国家重点研发计划(2022YFB3709100);陕西省自然科学基金基础研究计划(2024JC-YBMS-288)

0 引言

大型复合材料风扇叶片是我国大涵道比涡扇发动机实现结构创新与技术跨越的关键,其减重增效对提高发动机推重比和服役寿命极为重要。

树脂基复合材料风扇叶片与钛合金叶片相比,具有质量小、效率高、噪声低、燃油消耗率低、抗颤振性能和损伤容限能力优异等特点。其不足之处在于,当叶片高速旋转时进气边易分层开胶、抗冲击和抗鸟撞能力严重不足,在风扇叶片前缘部位必须采用金属加强边结构以提高其抗冲击、抗鸟撞以及抗腐蚀性能。西北工业大学采用多轴精密数控加工技术在国内率先完成了钛合金前缘金属加强边的精密制造,其内外型面精加工采用锥度球头刀四轴铣削加工方式完成^[1]。该零件属于大型超薄壁 V 形结构,锥度球头刀四轴精加工产生的残余应力引起了严重的弯曲、扭转变形,从而造成尺寸超差,因此,锥度球头刀铣削加工钛合金 TC4 残余应力沿深度方向的梯度分布规律研究成为急需突破的技术瓶颈之一。

准确获取加工残余应力梯度分布是有效控制薄壁结构加工残余应力变形的基础。残余应力的测量方法包括有损检测和无损检测两种。有损检测方法采用半破坏性或全破坏性检测方法去除试样材料,并根据该区域的位移或应变获得残余应力。GHAEDAMINI 等^[2]采用钻孔法和环芯法估算复合材料的残余应力,结果表明,环芯法比钻孔法至少能多释放 17% 的应力。DONG 等^[3]采用电化学抛光法对齿轮钢进行分步剥层实验,研究了残余应力沿深度方向的分布,提出了步进式剥离方法,其优点在于可重复测量任意层的残余应力。ZHAO 等^[4]用裂纹柔度法对金属粉末床增材制造零件进行了残余应力测量和分析。ACHOURI 等^[5]提出了一种增量轮廓法的残余应力测量方法,该方法通过连续的轮廓切割来减小目标体的残余应力。在残余应力的无损检测方面,JEONG 等^[6]采用中子衍射法测量了直接能量沉积(DED)过程中产生的残余应力,并与有限元分析进行比较,结果表明采用较软的衬底可以减小 DED 的残余应力。VALIZADEH 等^[7]采用超声波法对铝和铜两种不同金属的搅拌摩擦焊接残余应力进行研究。LIU 等^[8]采用纳米压痕技术表征镍基单晶高温合金 DD6 喷丸层的残余应力分布。LUO^[9]提出一种通过 X 射线衍射法来测量加工表面的残余法向应力和剪应力的改进方法。综上所述,随着 X 射线法残余应力测试技术日渐成熟,结合电解抛光技术还可测试材料亚表层残余应力,这种测试技术被越来越多的学者用于加工残余应力的研究中。

在铣削加工过程中,铣刀切削刃上各点的几何运动轨迹和线速度不同,刀具-工件接触的几何

状态和力学作用有所差异,这使得热-力耦合效应产生的残余应力在已加工表面分布不均匀。测试加工表面不同位置的残余应力,其大小也有一定差异。覃孟扬等^[10]通过铣削残余应力测试实验研究发现,铣削残余应力有明显离散性,并且比车削离散性更大。高二威^[11]采用数理统计方法对磨削残余应力离散性进行研究得出,残余应力离散性真实存在。在现有研究中,往往因为测试成本过高而忽略了加工表面残余应力的离散性,仅测试加工表面上一点的残余应力梯度分布,忽略了残余应力的不均匀性,那么以此为基础来研究薄壁结构加工残余应力变形必然会引入误差。

薄壁结构铣削加工后发生的弯、扭、翘等变形是残余应力的表象之一,与残余应力的分布状态存在映射关系。CHE 等^[12]根据金属纤维层压板在制造过程中产生的热残余应力会引起其翘曲变形,建立了考虑热残余应力滑移效应的金属纤维层压板的翘曲变形预测模型。GAO 等^[13]提出了一种基于双轴残余应力的加工变形分析预测模型,研究了变形与初始残余应力之间的定量关系。GAO 等^[14]基于薄板理论和有限元模拟计算的初始残余应力等效弯曲刚度,提出了一种半分析加工变形预测模型。YANG 等^[15]为了明确初始残余应力对变形的影响,建立了变形和初始残余应力的解析模型。LI 等^[16]研究指出薄壁件的加工变形主要是由加工引起的应力和初始残余应力的耦合效应导致。综上所述,薄壁结构加工后引起变形的内应力包括初始残余应力和加工引入的残余应力,并且薄壁结构变形量与两种残余应力可以建立起映射关系。薄板结构简单,初始残余应力和加工残余应力与弯曲变形之间的关系可以建立起解析模型。加工残余应力引起的薄板弯曲变形是薄板整张表面加工残余应力综合作用的结果,因此采用薄板弯曲变形来反解加工残余应力就能避免加工残余应力测量结果的离散度问题。

针对上述问题,本文提出了一种基于薄板变形测试的钛合金 TC4 锥度球头刀四轴铣削残余应力梯度分布反解方法。

1 铣削残余应力梯度分布反解方法

1.1 TC4 铣削残余应力梯度分布参数化表征

在铣削加工过程中,钛合金 TC4 铣削残余应力的分布曲线类似于双曲正切模型,高温合金铣削残余应力的分布曲线具有典型的“勺子”形特征,因此,本文采用双曲正切模型表征钛合金 TC4 铣削残余应力梯度分布曲线,表达式为^[17]

$$\sigma(h) = \lambda_1 k \tanh(\omega \frac{h}{\lambda_2}) - \lambda_1 k \quad (1)$$

式中： $\sigma(h)$ 为铣削残余应力； h 为铣削残余应力对应位置的深度值； ω 为表征薄板挠度的待定参数； k 为表征表面残余应力的待定参数； λ_1 、 λ_2 为常数， $\lambda_1 = 100 \text{ MPa}$ ，是使 k 为量纲一的系数， $\lambda_2 = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ，表示钛合金 TC4 铣削残余应力影响层深度值为 $100 \text{ }\mu\text{m}$ [17]。

定义表征模型的拟合精度 R^2 如下：

$$R^2 = 1 - \frac{\sum [\tau_i (\sigma_{\text{fit}} - \sigma_{\text{exp}})]^2}{\sum (\sigma_{\text{exp}} - \bar{\sigma}_{\text{exp}})^2} \quad (2)$$

式中： σ_{exp} 、 σ_{fit} 分别为铣削残余应力的实验值与预测值； $\bar{\sigma}_{\text{exp}}$ 为实验测试残余应力的平均值； τ_i 为测试残余应力的权重系数，通常取为 1。

由上述可知，一组参数 $(k, \omega)^T$ 就可以表达一条残余应力梯度分布曲线 $\sigma(h)$ ，因此可以将残余应力梯度分布 $\sigma(h)$ 的求解转化为参数 $(k, \omega)^T$ 的求解。本文研究锥度球头刀四轴铣削 TC4 残余应力梯度分布 $\sigma(h)$ 反解方法，即通过薄板铣削变形的挠度值反向求解参数 $(k, \omega)^T$ 。

1.2 铣削残余应力诱导弯矩解析计算

切削加工过程中，机械效应与热效应同时产生，在工件已加工表层生成对应的机械应力与热应力。两种应力叠加导致工件已加工表面 / 亚表面材料发生塑性变形，如图 1 所示。

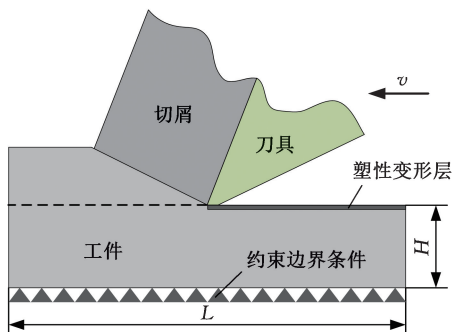


图 1 切削加工塑性变形层

Fig.1 Plastic deformation layer in cutting process

即使刀具移除之后，这种变形仍会在加工表面持续存在，因此，工件的内部和表层材料在约束条件下发生了不匹配的变形，此时工件产生的内应力被称为诱导应力。诱导应力对薄壁件变形的影响可以看作施加在薄壁件上的等效外力的影响 [18]。这种等效外力使薄壁件达到力与力矩的平衡状态。夹具移除后，薄壁件会发生明显的弯曲变形，初始应力与诱导应力发生偏移或叠加，并在整个零件中重新分布。在重新分布过程中，一些内部应力被释放，从而使内应力达到平衡。这一过程后残留在零件内部的应力称为残余应力，如图 2 所示。

为了便于后续计算的简便，以薄板交于同一

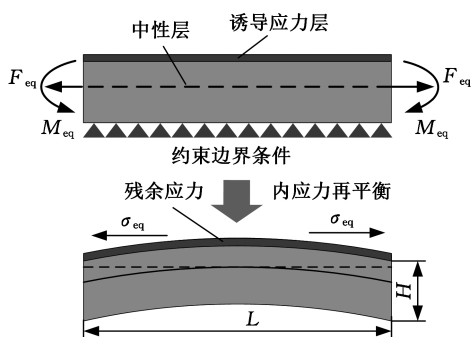


图 2 薄板铣削弯曲变形过程

Fig.2 Bending deformation process of thin plate milling

点的三条棱作为 x 、 y 、 z 轴建立图 3 所示的笛卡儿坐标系，其中薄板尺寸为 $L \times T \times H$ 。

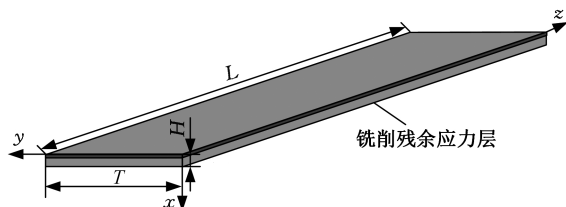


图 3 建立笛卡儿坐标系

Fig.3 Establishment of a cartesian coordinate system

分析薄板类零件的变形时，宽度方向上的作用力会影响长度方向上的变形，不能忽略。现定义薄板类零件长度方向上的等效应力

$$\sigma_{\text{EL}} = \sigma_L - \mu \sigma_T \quad (3)$$

式中： μ 为材料的泊松比； σ_L 、 σ_T 分别为长度方向和宽度方向上的应力。

四轴铣削加工钛合金薄板之前先进行热处理去除应力，直至初始残余应力可以忽略为止。铣削残余应力作用在零件长度方向的弯矩为

$$M_{\text{BL}} = \int_0^{h_c} T \sigma_{\text{EL}} (x - H/2) dx \quad (4)$$

式中： h_c 为四轴铣削钛合金残余应力影响层的深度值。

采用双曲正切模型来表征钛合金 TC4 残余应力梯度分布。将式(1)代入式(4)，得

$$M_{\text{BL}} = \int_0^{h_c} T [\lambda_1 k_L \tanh(\omega_L x / \lambda_2) - \lambda_1 k_L - \mu \lambda_1 k_T \tanh(\omega_T x / \lambda_2) + \mu \lambda_1 k_T] (x - H/2) dx \quad (5)$$

式中： k_L 、 ω_L 和 k_T 、 ω_T 分别为沿刀具走刀方向和垂直于刀具走刀方向的铣削残余应力梯度分布的表征模型参数。

钛合金 TC4 四轴铣削残余应力影响层深度值为 $100 \text{ }\mu\text{m}$ 左右，因此式(5)中 $x - H/2$ 对弯矩的影响较小，可以以 $(h_c - H)/2$ 的形式提到积分号前，则弯矩重新表示为

$$M_{\text{BL}}^{\text{BL}} \approx \frac{h_c - H}{2} T \left\{ \left[\frac{\lambda_1 \lambda_2 k_L}{\omega_L} \ln \cosh \left(\frac{\omega_L}{\lambda_2} x \right) - \lambda_1 k_L x \right] \Big|_0^{h_c} - \mu \left[\frac{\lambda_1 \lambda_2 k_T}{\omega_T} \ln \cos \left(\frac{\omega_T}{\lambda_2} x \right) - \lambda_1 k_T x \right] \Big|_0^{h_c} \right\} \quad (6)$$

1.3 薄板弯曲变形挠度解析计算

四轴铣削残余应力引起的变形如图 4 所示，

薄板长宽比为 8:1。此薄板类零件的特点是长度方向的变形远大于宽度方向,而且宽度方向的变形不能忽略。此外,对于航空零件中较为典型的框架类零件以及闭式整体叶盘叶片,由于其两端受到约束,因此可将这类薄壁零件加工后在自由状态下的变形视为简支梁的弯曲变形,将四轴铣削残余应力的诱导弯矩视为作用在梁上的弯矩,根据装夹状态和等效力矩可得出薄板类零件的变形挠度与等效力矩的关系为

$$8EI y_L = M_{eq} L^2 \quad (7)$$

式中: E 为薄板类零件材料的弹性模量; M_{eq} 为作用在薄板两端的等效弯矩; I 为薄板横截面面积的二阶矩, $I = TH^3/12$; y_L 为薄板的最大变形挠度。

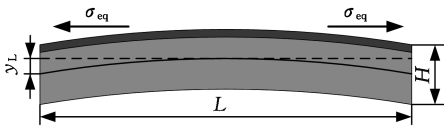


图 4 薄板类零件四轴铣削变形

Fig.4 Four-axis milling deformation of thin plate parts

1.4 双曲正切表征模型参数求解

对于四轴铣削加工后的零件,为了获得其残余应力梯度分布曲线,在 1.2 节中将残余应力进行等效,并结合双曲正切模型,得到了四轴铣削残余应力与变形挠度之间的关系。因此,可结合表面残余应力值和薄板铣削弯曲变形挠度值进行反向求解表征模型参数,进而得到双曲正切表征模型。

由于四轴铣削会使钛合金薄板变形比较明显,在变形的影响下,铣削残余应力会发生重分布,最终影响残余应力梯度分布,因此,为了获得实际加工参数对四轴铣削残余应力的影响,采用相同加工参数铣削钛合金块。这是因为钛合金块铣削加工后难发生变形,从而可以得到比较准确的残余应力梯度分布情况。测得钛合金块表面残余应力,即已加工表面($x = 0$)的残余应力值,记为 σ_{sur} ,则由式(1)得出表征模型参数 k 的求解方程:

$$\mathbf{K} = -\lambda^{-1} \boldsymbol{\sigma} \quad (8)$$

$$\mathbf{K} = [k_L \quad k_T]^T \quad \boldsymbol{\sigma} = [\sigma_{surL} \quad \sigma_{surT}]^T$$

式中:下标 L 和 T 分别表示纵向走刀方向和横向走刀方向,横向为平行于薄板的宽度方向,纵向为平行于薄板的长度方向。

对于四轴铣削残余应力梯度分布的双曲正切模型中的参数 ω ,首先,通过耦合式(6)和式(7)可得四轴铣削残余应力引起的变形挠度:

$$y_L = \frac{h_c - H}{16EI} TL^2 \left\{ \left[\frac{\lambda_1 \lambda_2 k_L}{\omega_L} \ln \cosh \frac{\omega_L x}{\lambda_2} \right] - \lambda_1 k_L x \right\} - \mu \left[\frac{\lambda_1 \lambda_2 k_T}{\omega_T} \ln \cos \left(\frac{\omega_T x}{\lambda_2} \right) - \lambda_1 k_T x \right] \Big|_0^{h_c} \quad (9)$$

本文所采用的钛合金 TC4 薄板参数为: $L = 160 \text{ mm}$, $E = 110 \text{ GPa}$, $I = TH^3/12$, $\mu = 0.34$ 。此外根据残余应力测试结果可知,四轴铣削后的残余应力影响层深度值在 $100 \mu\text{m}$ 左右,故取 $h_c = 100 \mu\text{m}$,根据残余应力变形挠度与诱导弯矩之间的关系,将这些参数代入式(9)可得

$$\begin{aligned} -\frac{8y_L EI}{L^2} &= \frac{H - h_c}{2} T \left(\frac{10k_L}{\omega_L} \ln \cosh \omega_L - 10k_L \right) - \\ \frac{H - h_c}{2} \mu T \left(\frac{10k_T}{\omega_T} \ln \cosh \omega_T - 10k_T \right) &= \frac{H - h_c}{2} 10\mu T k_T - \\ \frac{H - h_c}{2} 10T k_L + \frac{H - h_c}{2} 10T \frac{k_L}{\omega_L} \ln \cosh \omega_L - \\ \frac{H - h_c}{2} 10\mu T \frac{k_T}{\omega_T} \ln \cosh \omega_T & \quad (10) \end{aligned}$$

对于式(10),记 $\frac{1}{\omega} \ln \cosh \omega = f(\omega)$, $A = \frac{H - h_c}{2} 10T k_L$, $B = \frac{H - h_c}{2} 10\mu T k_T$, $C = A - B - \frac{8y_L EI}{L^2}$ 。其中, ω_L 表示进给方向上残余应力的待

定参数,即 σ_x 的待定参数; ω_T 表示垂直于进给方向的残余应力的待定参数,即 σ_y 的待定参数。式(10)可以简化为

$$A f(\omega_L) - B f(\omega_T) = C \quad (11)$$

通过两种不同走刀方式进行薄板的铣削加工,可以获得一组挠度值 y_L 和 y_T 。结合式(8)的求解结果,代入式(10)进行求解,可表示为

$$\mathbf{A} \mathbf{F} = \mathbf{C} \quad (12)$$

$$\mathbf{F} = [f(\omega_L) \quad f(\omega_T)]^T \quad \mathbf{C} = [C_L \quad C_T]^T$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} A_L & -B_T \\ -B_L & A_T \end{bmatrix}$$

求解式(12)可以得到残余应力的另一组表征模型参数 ω_L 、 ω_T 。联立式(8)可得四轴铣削残余应力梯度分布的表征模型。

由上述分析过程可以看出,通过测得钛合金块表面残余应力值与钛合金薄板挠度值便可反解出钛合金四轴铣削残余应力梯度分布,四轴铣削残余应力梯度分布的逆向辨识求解流程图见图 5。

钛合金 TC4 四轴铣削残余应力梯度分布反向求解的具体流程如下:

1) 对四轴铣削加工后的钛合金块采用残余应力测试分析仪进行表面残余应力测试,得到两个方向的残余应力值;

2) 结合步骤 1) 的残余应力值,根据式(8)分别求解出一组残余应力梯度分布表征模型参数 k_L 、 k_T ;

3) 采用两种走刀方式对钛合金薄板进行四轴

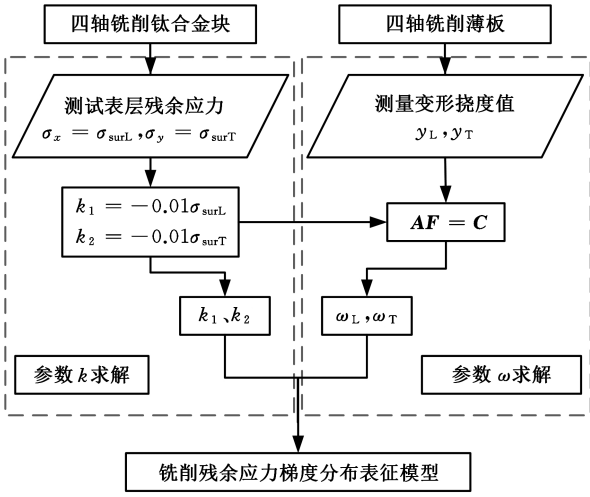


图 5 四轴铣削残余应力梯度分布反向求解流程

Fig.5 Inverse solution process for residual stress gradient distribution in four-axis milling

铣削加工,用三坐标测量仪进行变形挠度的测量,得出一组最大变形挠度值;

4)结合步骤 3)的变形挠度测试数据和步骤 2)的求解结果,依据式(12)分别求解出铣削残余应力梯度分布表征模型的另外一组参数 ω_L, ω_T ;

5)根据四轴铣削残余应力梯度分布的表征模型,即式(1),可以得到一组残余应力梯度分布模型。

由上述流程可知,根据本文所提出的钛合金 TC4 铣削残余应力梯度分布 $\sigma(h)$ 的反向求解方法仅需要测试钛合金试块的铣削加工表面残余应力和钛合金薄板铣削变形的挠度值,就可以反解出 $\sigma(h)$ 。

2 实例分析

2.1 钛合金 TC4 薄板铣削变形测试实验

为了对 1.2 节提出的残余应力梯度分布反向求解模型进行实例分析,本节开展了锥度球头刀四轴铣削钛合金 TC4 的验证实验。实验材料为钛合金 TC4,采用线切割加工出尺寸为 160 mm × 20 mm × 2.2 mm 的薄板,钛合金 TC4 薄板四轴铣削变形实验参数如表 1 所示。

表 1 钛合金 TC4 薄板四轴铣削参数设计

Tab.1 Parameter design for four-axis milling of titanium alloy TC4 thin plate

编号	刀具	进给量 $f/(mm \cdot min^{-1})$	铣削转速 $n/(r \cdot min^{-1})$	铣削深度 a_p/mm	铣削宽度 a_e/mm	侧倾角 $\theta/(^\circ)$
1	BR2.5C3.0	1401	7000	0.14	0.32	65
2	BR2.5C3.0	1401	6000	0.30	0.32	80
3	BR2.0C2.8	1201	5000	0.25	0.28	72
4	BR2.0C2.8	901	6000	0.18	0.28	60

薄板长宽比为 8 : 1,长度方向变形远大于宽度方向。本文分别采用横向走刀与竖向走刀两种方式进行四轴铣削加工,如图 6 所示。竖向走刀时,薄板翘曲变形主要由残余应力 σ_x 引起;横向走刀时,残余应力 σ_y 起主要作用。

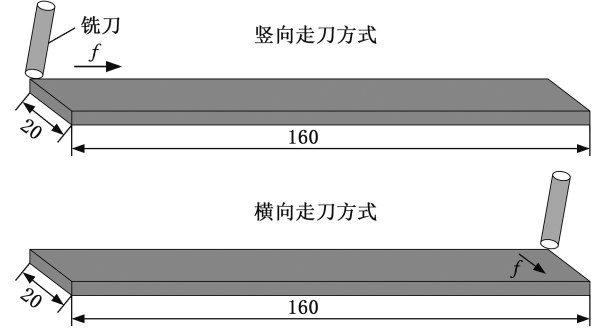


图 6 薄板铣削两种走刀方式

Fig.6 Two types of toolpaths for thin plate milling

四轴铣削加工钛合金薄板前先进行去应力退火,其目的是消除线切割引入的残余应力,避免对工件产生影响。四轴铣削实验采用大连科德五坐标精密立式加工中心,机床最大转速为 20 000 r/min。实验刀具选用两种 K44 无涂层硬质合金锥度球头铣刀:一种为硬质合金 BR2.5C3.0 锥度球头刀,刀长 100 mm,刃长 12 mm,铣削过程中刀具悬长为 70 mm;另外一种为硬质合金 BR2.0C2.8 锥度球头刀,刀长 156 mm,刃长 18 mm,铣削过程中刀具悬长为 100 mm。铣削方式为顺铣,铣削过程中加铣削液。

薄板装夹时采用底面定位、两侧加紧的装夹方式,这样最大限度地减少翘曲变形。夹紧前后,用百分表测量薄板表面平整度,确保工件加紧之后不变形。图 7 所示为钛合金 TC4 薄板四轴铣削的实验加工现场。为保证四轴铣削残余应力引起变形测试结果的有效性,每组参数的每个方向进行两次实验。为了减小刀具磨损对铣削残余应力以及薄板变形的影响,每加工一件薄板更换一把铣刀,共 16 把。

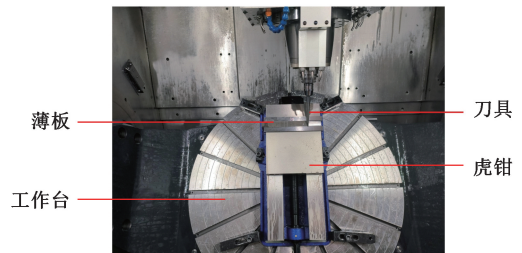


图 7 钛合金 TC4 薄板加工现场

Fig.7 Titanium alloy TC4 thin plate processing site

钛合金 TC4 薄板变形量采用三坐标测量机进行测量,图 8 所示为三坐标测试现场。测量位

置沿宽度方向 $y=2\text{ mm}$ 、 $y=10\text{ mm}$ 、 $y=18\text{ mm}$ ，取长度方向进行测量。虽然宽度方向刚度远大于长度方向刚度，但宽度方向也有微小变形，三条曲线出现细微差别也在合理范围之内。因此，下文统一采用薄板中间位置（即宽度方向上的 $y=10\text{ mm}$ ）的挠度曲线来表示钛合金 TC4 薄板四轴铣削变形情况。为减小实验误差，每个方向取两次实验变形结果的平均值。

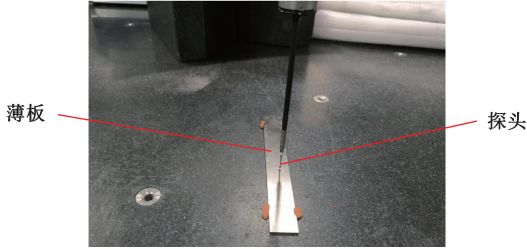


图 8 薄板变形三坐标测量现场

Fig.8 Thin plate deformation coordinate measurement site

表 2 给出了钛合金 TC4 薄板四轴铣削最大挠度测试结果，共 8 组实验数据。从表 2 中可以看出，最大变形量为实验 5 的竖向，为 0.181 mm，最小变形量出现在实验 2 的横向，为 0.048 mm，平均变形量为 0.107 mm。不同铣削参数对薄板变形的影响有所差异。

表 2 薄板挠度测试结果

Tab.2 Thin plate deflection test results

实验编号	走刀方式	进给量 $f/(mm \cdot min^{-1})$	铣削转速 $n/(r \cdot min^{-1})$	铣削深度 a_p/mm	铣削宽度 a_e/mm	侧倾角 $\theta/(^\circ)$	最大挠度/mm
1	竖	1401	7000	0.14	0.32	65	0.079
2	横	1401	7000	0.14	0.32	65	0.048
3	竖	1401	6000	0.30	0.32	80	0.089
4	横	1401	6000	0.30	0.32	80	0.053
5	竖	1201	5000	0.25	0.28	72	0.181
6	横	1201	5000	0.25	0.28	72	0.142
7	竖	901	6000	0.18	0.28	60	0.138
8	横	901	6000	0.18	0.28	60	0.127

2.2 钛合金 TC4 试块铣削残余应力测试实验

实验材料为钛合金 TC4，本文采用 $160\text{ mm} \times 40\text{ mm} \times 40\text{ mm}$ 的钛合金块，通过线切割在钛合金块上表面加工出 4 个独立的 $40\text{ mm} \times 40\text{ mm}$ 区域，具体尺寸如图 9 所示。

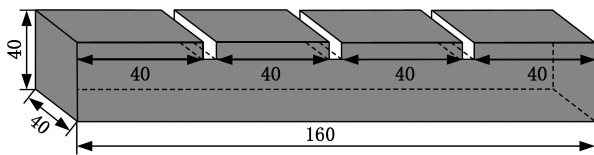


图 9 钛合金 TC4 工件尺寸

Fig.9 Titanium alloy TC4 workpiece size

铣削加工钛合金块之前先进行热处理去除应力，直至初始残余应力可以忽略为止。为测试钛

合金块内部的初始残余应力，采用配套的电解抛光仪对其进行剥层，并用残余应力测试分析仪进行残余应力测量。测得剥层深度为 $100\text{ }\mu\text{m}$ 时内部残余应力基本为零 ($\sigma_x = -0.9 \pm 7.1\text{ MPa}$ ， $\sigma_y = -8.6 \pm 5.8\text{ MPa}$)。这表明内部初始残余应力已经基本被热处理消除，可忽略。

四轴铣削钛合金块实验采用大连科德五坐标精密立式加工中心，铣削方式为顺铣，加工过程中加铣削液。为减小刀具磨损对铣削残余应力的影响，每组实验参数更换一把锥度球头刀，共 4 把。

钛合金 TC4 块表层残余应力测试采用加拿大 Proto X 射线残余应力分析仪 (Proto LXRD MG2000)。靶材采用 Cu_KAlpha ，使用直径为 2 mm 的光斑。基本测试参数如下：靶电流 30 mA ，靶电压 25 kV ，波长 1.542 ，曝光时间 2 s ，曝光次数 10，布拉格角 142° ， β 角的摆动范围为 $\pm 25^\circ$ 。残余应力测试采用 $\sin^2\psi$ 法。钛合金 TC4 四轴铣削残余应力测试现场如图 10 所示。

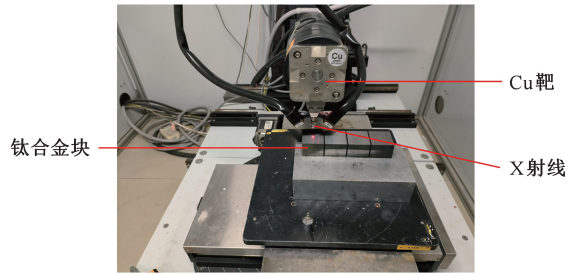


图 10 钛合金 TC4 残余应力测试现场

Fig.10 Titanium alloy TC4 residual stress test site

钛合金 TC4 四轴铣削实验结果如表 3 所示，其中， σ_x 为走刀方向上的残余应力， σ_y 为垂直于走刀方向上的残余应力。为了保证表面残余应力测试结果的准确性，在每个钛合金块表面均匀选取 3 个点，计算 3 个点的平均值。从表 3 中可以看出，钛合金 TC4 四轴铣削表面产生的残余应力均为压应力，并且 x 方向上的残余应力大于 y 方向上的残余应力。

表 3 表面残余应力测试结果

Tab.3 Surface residual stress test results

实验编号	σ_x/MPa	σ_y/MPa
1	-223.78 ± 9.94	-169.71 ± 10.66
2	-233.78 ± 11.26	-190.60 ± 8.74
3	-320.48 ± 13.57	-268.46 ± 12.68
4	-267.49 ± 12.77	-257.47 ± 11.52

2.3 残余应力梯度分布模型参数计算

针对 1.2 节所建立的解析计算残余应力梯度分布模型，以第 2 组实验数据为例，求解两个双曲正切模型参数。

1) 模型参数 k 求解。薄板表面残余应力采用相同工控下四轴铣削钛合金 TC4 块的表面残余应力。由表 3 可知, 实验 2 残余应力测试结果为 $\sigma_x = -233.78 \text{ MPa}$, $\sigma_y = -190.60 \text{ MPa}$ 。由式 (8) 可得两个方向的残余应力表征模型参数 k 分别为: $k_L = 2.338$, $k_T = 1.906$ 。

2) 模型参数 ω 求解。四轴铣削薄板变形采用三坐标测量机进行测量。由表 2 可以得实验 2 的四轴铣削变形挠度分别为: $y_L = 0.089 \text{ mm}$, $y_T = 0.053 \text{ mm}$ 。则由式(10) 和式(11) 可得

$$\left. \begin{aligned} 420.840f(\omega_L) - 116.647f(\omega_T) &= 269.236 \\ 343.080f(\omega_T) - 143.086f(\omega_L) &= 179.133 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

解得

$$\left. \begin{aligned} f(\omega_L) &= 0.887 \\ f(\omega_T) &= 0.892 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

即

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{\omega_L} \ln \cosh \omega_L &= 0.887 \\ \frac{1}{\omega_T} \ln \cosh \omega_T &= 0.892 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

求得

$$\left. \begin{aligned} \omega_L &= 6.134 \\ \omega_T &= 6.418 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

对其余三组实验同样采用解析计算方法求解对应的双曲正切模型参数, 结果如表 4 所示。

表 4 模型参数求解结果

Tab.4 Model parameter solution results

实验编号	表面应力/MPa	k	ω
1	$\sigma_x = -223.78$	2.238	6.205
	$\sigma_y = -169.71$	1.696	5.991
2	$\sigma_x = -233.78$	2.338	6.134
	$\sigma_y = -190.60$	1.906	6.418
3	$\sigma_x = -320.48$	3.205	4.124
	$\sigma_y = -268.46$	2.695	3.892
4	$\sigma_x = -267.49$	2.675	4.149
	$\sigma_y = -257.47$	2.575	4.148

2.4 对比验证

本文对钛合金 TC4 锥度球头刀四轴铣削残余应力梯度分布进行预测。首先, 通过 Proto 电解抛光仪对钛合金块进行电化学腐蚀剥层。电化学腐蚀液选用高氯酸、甲醇及正丁醇, 配料比为 1:2:10。为避离子散度对残余应力值的影响, 本文对每组实验都选取相同的三个位置进行残余应力测试, 如图 11 所示。三个位置均匀分布在钛合金 TC4 试块的表面, 本文残余应力剥层深度为 100 μm 左右。残余应力测试过程中, x 方向平行于走刀方向, y 方向垂直于走刀方向, 走刀方向如图 11 所示。

其次, 选取上述 4 组钛合金 TC4 四轴铣削薄

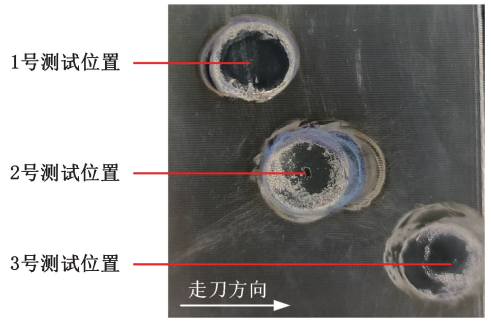


图 11 残余应力测试位置

Fig.11 Residual stress test position

板实验参数进行实验验证。四轴铣削最大挠度测试结果如表 2 所示, 表层残余应力值为选取三个点的平均值。通过 2.3 节解析计算出对应双曲正切模型参数 k 与 ω , 计算结果如表 4 所示。从而可确定相应模型参数下两个方向上残余应力梯度分布的表征模型。

每组实验三个测试位置的表面残余应力测试结果如图 12 所示, 可以看出, 4 组实验中表层残余应力均为压应力, 且 x 方向上的残余应力均大于 y 方向上的残余应力。同一个方向上残余应力存在一定程度上的偏差, 以实验 4 为例, 在 x 方向上, 最大残余应力为 -339.76 MPa , 最小残余应力为 -170.92 MPa , y 方向上最大残余应力为 -306.86 MPa , 最小残余应力为 -206.83 MPa , 同方向上残余应力差值达到了 -168.84 MPa 。可以得出, 在铣削加工过程中, 刀具-工件接触状态会有所变化, 如刀具磨损等因素, 铣削加工残余应力在已加工表面并不均匀分布。任何一个位置的残余应力状态并不能反映薄板内应力分布状态, 以此来预测变形偏差很大, 因此, 本文通过平均表面残余应力来解决这个问题, 充分考虑加工残余应力在已加工表面的分布不均匀性问题, 即加工残余应力离散度问题。

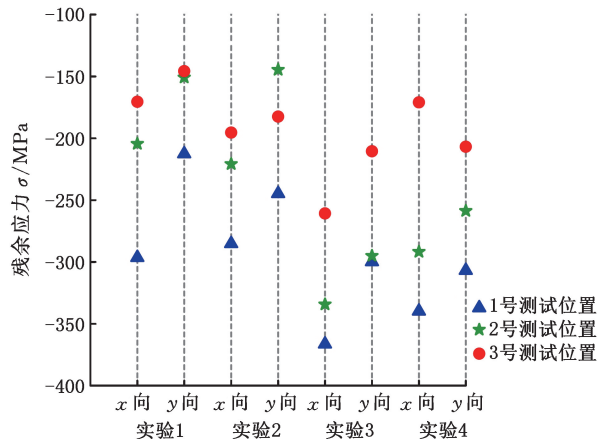
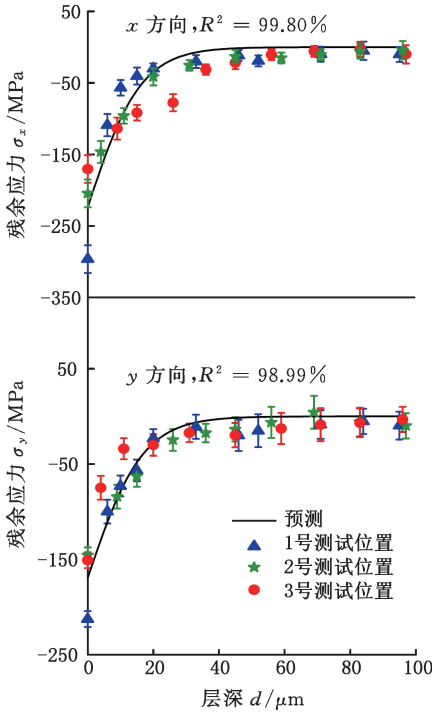


图 12 表层残余应力

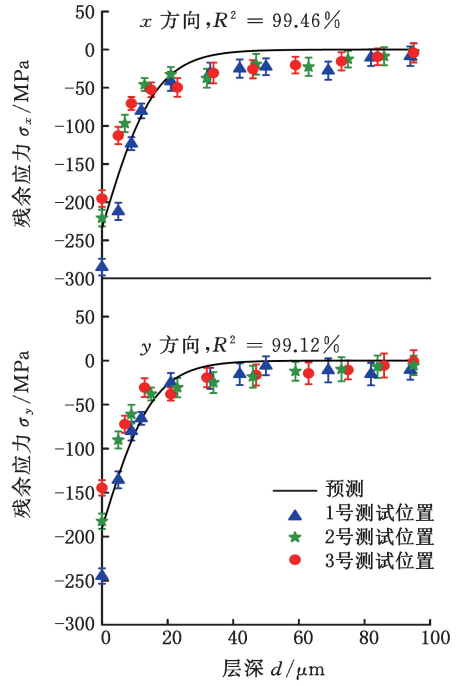
Fig.12 Surface residual stress

图 13 对比分析了 x 、 y 两个方向上四轴铣削薄板解析计算预测模型与残余应力梯度分布实验测试数据。其中,黑色曲线为通过平均三个位置表层残余应力与挠度解析计算所得的预测模型曲线。通过实验数据可以看出,同一个钛合金块不同位置上残余应力存在一定程度上的偏差,表层残余应力偏差较大,沿梯度偏差逐渐减小。表层

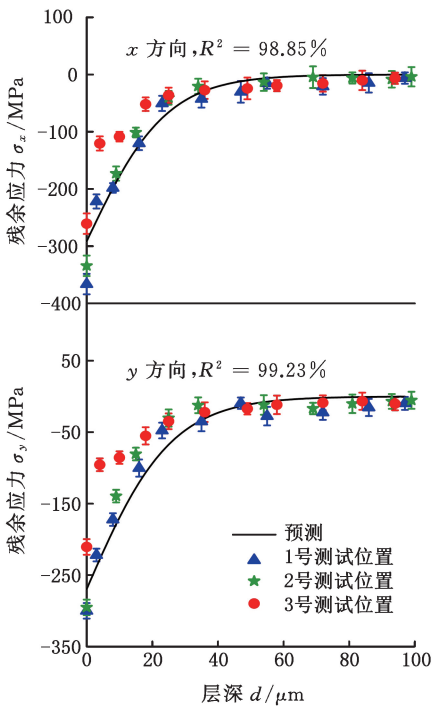
残余应力偏差在实验 4 的 x 方向上最大,为 -168.84 MPa,在实验 3 的 x 方向上偏差最小,为 -2.01 MPa。这是由于加工残余应力在已加工表面的分布不均匀导致的。为了避免加工残余应力离散度问题,本文采用平均表层残余应力即黑色曲线来表征解析计算预测模型。 R^2 表征模型的拟合精度,由预测值与实验值进行计算得到。



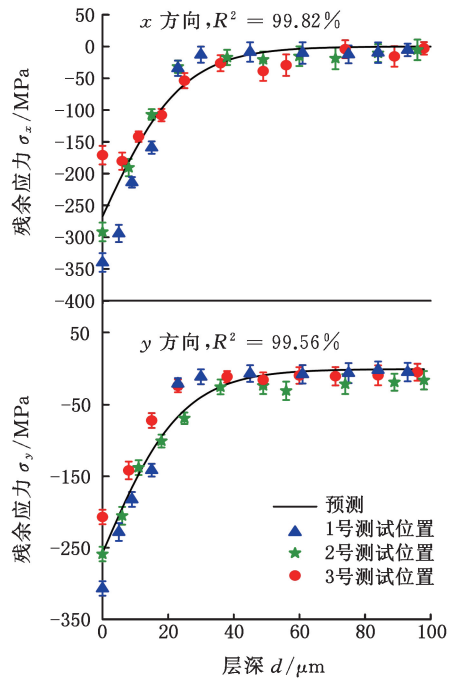
(a) 实验 1



(b) 实验 2



(c) 实验 3



(d) 实验 4

图 13 残余应力梯度分布预测值与实验值对比

Fig.13 Comparison of predicted and experimental values of residual stress gradient distribution

本文每组实验在三个位置测试表层及剥层残余应力,在剥层过程中,很难控制三个位置每次剥层在同一深度,因此没法选择平均三个位置实验值来作为公式 R^2 中的实验值进行计算。本文根据三个位置测试的表层及剥层残余应力,通过萤火虫算法得出三条拟合曲线,再通过三条拟合曲线得出不同深度残余应力值,并将其进行平均来代替实验值进行 R^2 计算。计算 R^2 时的预测值通过图 13 中黑色曲线得到。残余应力梯度分布预测精度最高为 99.82%,最低精度为 98.85%,平均预测精度达到 99.35%,预测精度均大于 95.00%。根据这些数据可以得出,双曲正切模型能够很好地预测两个方向残余应力 σ_x 、 σ_y 梯度分布的变化规律。

因此,本文提出的通过表面残余应力与薄板变形逆向辨识算法能够有效预测钛合金 TC4 四轴铣削残余应力梯度分布。同时,与传统 X 射线测试法相比,该方法避免了采用电解腐蚀剥层来测试亚表层残余应力,并且充分考虑了加工残余应力在已加工表面的分布不均匀性问题,即加工残余应力离散度问题。

3 结论

1) 基于钛合金 TC4 铣削残余应力梯度分布的双曲正切表征模型,建立了试块表面残余应力、薄板铣削弯曲挠度与表征模型系数之间的关系模型。

2) 提出了钛合金 TC4 四轴铣削残余应力梯度分布双曲正切表征模型系数的反解方法,采用四组不同工艺参数下的铣削实验验证了模型的有效性。结果表明,铣削残余应力梯度分布的平均预测精度可达到 99.35%。

3) 钛合金试块铣削残余应力测试结果表明,不同位置的残余应力梯度分布有所差异,因此测试一个点的残余应力梯度分布来表征铣削残余应力分布会造成一定误差。

4) 提出的钛合金 TC4 铣削残余应力梯度分布反解方法可拓展至其他内部初始残余应力与表面加工残余应力相对大小可忽略以及可以通过热处理等消除内应力的材料,或者其他铣削工艺的残余应力梯度分布研究。

5) 加工变形与约束边界条件有着紧密关系,本文铣削加工变形的约束条件是采用底面定位、两侧加紧的装夹方式,对于其他约束条件还有待验证。

参考文献:

- [1] 任军学,李祥宇,周于轲,等. 复材叶片前缘钛合金加强边内外同步对称铣加工方法: CN201810133341.4[P].2019-01-11.
REN Junxue, LI Xiangyu, ZHOU Yuke, et al. Synchronized Symmetric Milling Method for Inside and Outside of Titanium Alloy Reinforced Edge of Compound Blade Leading Edge: CN201810133341.4 [P]. 2019- 01-11.
- [2] GHAEDAMINI R, GHASSEMI A, ATRIAN A. A Comparative Experimental Study for Determination of Residual Stress in Laminated Composites Using Ring Core, Incremental Hole Drilling, and Slitting Methods[J]. Materials Research Express, 2019, 6(2):025205.
- [3] DONG D, WANG G, WANG D. Application of Electrochemical Stripping in the Residual Stress Measurement in a Gear Steel[J]. Surface Technology, 2018, 47(10):315-320.
- [4] ZHAO L, MACÍAS J G S, DOLIMONT A, et al. Comparison of Residual Stresses Obtained by the Crack Compliance Method for Parts Produced by Different Metal Additive Manufacturing Techniques and after Friction Stir Processing[J]. Additive Manufacturing, 2020, 36:101499.
- [5] ACHOURI A, HOSSEINZADEH F, BOUCHARD P J, et al. The Incremental Contour Method Using Asymmetric Stiffness Cuts[J]. Materials & Design, 2021, 197:109268.
- [6] JEONG S G, AHN S Y, KIM E S, et al. Effect of Substrate Yield Strength and Grain Size on the Residual Stress of Direct Energy Deposition Additive Manufacturing Measured by Neutron Diffraction[J]. Materials Science and Engineering A—Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2022, 851:143632.
- [7] VALIZADEH A, MONTAZEROLGHAEM H, FESHARAKI J J. Detection of Residual Stress in Friction Stir Welding of Heterogeneous Aluminum/Copper Sheets-ultrasonic Method[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 117(1/2):97-108.
- [8] LIU M, ZHENG Q, WANG X, et al. Characterization of Distribution of Residual Stress in Shot-peened Layer of Nickel-based Single Crystal Superalloy DD6 by Nanoindentation Technique[J]. Mechanics of Materials, 2022, 164:104143.
- [9] LUO Q S. A Modified X-ray Diffraction Method to Measure Residual Normal and Shear Stresses of Machined Surfaces[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 119(5/6):3595-3606.
- [10] 覃孟扬,许兰英,周莉,等. 铣削残余应力离散性

- 实验研究[J]. 机床与液压, 2020, 48(7):43-46.
- QIN Mengyang, XU Lanying, ZHOU Lin, et al. Experimental Study on Discreteness of Milling Residual Stress [J]. Machine Tool & Hydraulics, 2020, 48(7):43-46.
- [11] 高二威. 精密磨削表面残余应力离散度试验研究与数值分析[D]. 上海:上海交通大学, 2008.
- GAO Erwei. Experimental Research and Numerical Analysis on the Scatter of Surface Residual Stress Induced by Precision Grinding[D]. Shanghai:Shanghai Jiao Tong University, 2008.
- [12] CHE L, ZHANG J Z, MA Y F, et al. Warping Deformation Analysis of Angle-PLY Fiber Metal Laminates with Slippage during Manufacturing[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 145:106378.
- [13] GAO H J, ZHANG Y D, WU Q, et al. An Analytical Model for Predicting the Machining Deformation of a Plate Blank Considers Biaxial Initial Residual Stresses [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 93(1/4):1473-1486.
- [14] GAO H J, ZHANG Y D, WU Q, et al. Investigation on Influences of Initial Residual Stress on Thin-walled Part Machining Deformation Based on a Semi-analytical Model[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018, 262:437-48.
- [15] YANG Y F, LI X Y, LI L, et al. Investigation on Deformation of Single-sided Stringer Parts Based on Fluctuant Initial Residual Stress[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 271:623-633.
- [16] LI J G, WANG S Q. Distortion Caused by Residual Stresses in Machining Aeronautical Aluminum Alloy Parts: Recent Advances [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(1/4):997-1012.
- [17] 周金华. 薄壁结构切削残余应力建模及变形预测 [D]. 西安:西北工业大学, 2018.
- ZHOU Jinhua. Modeling of Cutting Residual Stress and Distortion Prediction for Machining Thin-walled Structure [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2018.
- [18] 秦国华, 林锋, 叶海潮, 等. 基于残余应力释放的航空结构件加工变形模型与结构优化方法[J]. 工程力学, 2018, 35(9):214-222.
- QIN Guohua, LIN Feng, YE Haichao, et al. Machining Deformation Model and Structural Optimization of Aeronautical Monolithic Components Based on Relaxation of Initial Residual Stress[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(9):214-222.
- (编辑 袁兴玲)
-
- 作者简介:**周金华*, 男, 1984 年生, 副研究员。研究方向为薄壁结构切削残余应力及变形控制理论与方法。E-mail: zhoujinhua@mail.nwpu.edu.cn.
- 本文引用格式:**
周金华, 齐琪, 任军学, 等. 锥度球头刀四轴铣削 TC4 残余应力梯度分布反解[J]. 中国机械工程, 2025, 36(4):770-779.
- ZHOU Jinhua, QI Qi, REN Junxue, et al. Inverse Solution for TC4 Residual Stress Gradient Distribution in Four-axis Milling with Tapered Ball-end Cutters[J]. China Mechanical Engineering, 2025, 36(4):770-779.
-
- (上接第 769 页)
- [17] 贾振元, 王福吉. 碳纤维增强树脂基复合材料切削加工理论与技术[M]. 北京:科学出版社, 2022.
- JIA Zhenyuan, WANG Fuji. Cutting Theory and Technology of Carbon Fiber Reinforced Resin Matrix Composites[M]. Beijing:Science Press, 2022.
- [18] XU Xiaofan, JIN Xiaoliang. 3-D Finite Element Modeling of Sequential Oblique Cutting of Unidirectional Carbon Fiber Reinforced Polymer [J]. Composite Structures, 2021, 256:113-127.
- [19] CHEN Rong, LI Shujian, LI Pengnan, et al. Effect of Fiber Orientation Angles on the Material Removal Behavior of CFRP during Cutting Process by Multi-scale Characterization [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 106(11):5017-5031.
- [20] 苏飞, 欧阳晨恺, 李纯杰, 等. 平纹编织碳纤维/Kevlar 纤维增强混杂复合材料微-宏观切削去除机理研究[J]. 机械工程学报, 2022, 58(21):331-348.
- SU Fei, OUYANG Chenkai, LI Chunjie, et al. Micro- and Macro- cutting Mechanism of Carbon/Kevlar Fiber Reinforced Hybrid Plain Woven Composites [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(21):331-348.
- (编辑 袁兴玲)
-
- 作者简介:**张 超, 男, 1999 年生, 硕士研究生。研究方向为军用难加工材料与复合材料高效精密加工。任莹晖* (通信作者), 女, 1979 年生, 教授。研究方向为难加工材料精密与超精密加工理论与技术。E-mail: rebecca_ryh@hnu.edu.cn.
- 本文引用格式:**
张超, 任莹晖, 于晓琳, 等. 基于细观仿真建模的 CFRP 纵-扭超声铣削材料去除机理研究[J]. 中国机械工程, 2025, 36(4):760-769.
- ZHANG Chao, REN Yinghui, YU Xiaolin, et al. Material Removal Mechanism of CFRP in Longitudinal-torsional Ultrasonic Milling Based on Mesoscopic Simulation Model[J]. China Mechanical Engineering, 2025, 36(4):760-769.