

多向铺层CFRP复合材料螺旋铣孔切削力模型研究

王海艳, 王庆超, 于万春, 冯岩

(东北大学秦皇岛分校 控制工程学院, 河北 秦皇岛 066004)

摘要: 为了准确预测多向铺层碳纤维增强聚合物(CFRP)复合材料在螺旋铣孔过程中的切削力, 基于多向CFRP的材料特点和螺旋铣孔的加工原理, 考虑不同纤维铺层螺旋铣孔层间效应, 分析纤维方向角对切削力的影响; 根据不同切削区域受力情况计算微元切削力, 通过叠加原理建立了多向铺层复合材料螺旋铣孔切削力模型. 并开展了多向CFRP螺旋铣孔试验, 对试验测得的切削力进行滤波处理后进行分析, 根据试验数据标定层间效应系数, 将试验测得的切削力与模型预测的切削力进行比较. 结果显示: X, Y向切削力最大误差不超过20%, Z向切削力最大误差不超过10%, 试验结果验证了模型的正确性.

关键词: 多向铺层; 碳纤维复合材料; 螺旋铣孔; 切削力; 层间效应

中图分类号: TH 161 文献标志码: A 文章编号: 1005-3026(2025)09-0112-07

Study on Cutting Force Model in Helical Milling of Multi-directional Layup CFRP Composites

WANG Hai-yan, WANG Qing-chao, YU Wan-chun, FENG Yan

(School of Control Engineering, Northeastern University at Qinhuangdao, Qinhuangdao 066004, China. Corresponding author: WANG Hai-yan, E-mail: hywang16@126.com)

Abstract: In order to accurately predict cutting forces during helical milling of multi-directional layup carbon fiber reinforced polymer(CFRP) composites, the characteristics of multi-directional CFRP material and the principle of helical milling were analyzed, and the interlayer effects among different fibers of helical milling were considered, the influence of fiber orientation angle on cutting forces was explored. Based on the force conditions in different cutting regions, the microelement cutting force was calculated using the superposition principle, and the cutting force model in helical milling of multi-directional layup composite material was established. Helical milling experiments on multi-directional CFRP were carried out, and the measured cutting force after filtering by the experiment was analyzed. According to the experimental data, the interlayer effect coefficients were calibrated, and experimentally measured cutting forces were compared with the predicted one by the model. The results show that the maximum error of X and Y directional forces is less than 20% and the maximum error of Z directional force is less than 10%, which verifies the correctness of the model.

Key words: multi-directional layup; carbon fiber composites; helical milling; cutting force; interlayer effect

工程实际中使用的碳纤维增强聚合物(CFRP)复合材料绝大多数为多向层合板, CFRP多向层合板是由不同铺层方向的单向铺层堆叠而成, 其力学性能与材料强度均不同于单向复合材料, 为

实现可靠连接, 需要进行高精度制孔^[1-2].

相比于传统钻孔, 螺旋铣孔过程中刀具“以铣代钻”, 可以降低切削力、减少刀具磨损以及提高制孔质量和精度^[3-5].

目前复合材料螺旋铣孔切削力建模的研究主要针对单向CFRP.万敏等^[6]通过多元非线性回归方法对不同切削参数下的切削力进行预测,建立了单向CFRP的螺旋铣孔切削力模型.Zhang等^[7]分析了纤维在切削过程中的动态切削角和相应的切削状态,建立了一种新的切削力预测模型.王海艳等^[8]根据不同损伤区域对单向CFRP细观单元体进行直角切削分析,建立了特定角度下的螺旋铣孔切削力理论模型.

多向CFRP的结构不同于单向CFRP,在加工过程中的受力情况也更复杂.目前对于多向CFRP加工的研究多为侧铣加工,Ozkan等^[9]选用不同的加工参数组合铣削多向CFRP,结果表明进给速度对切削力的影响最大.Karpat等^[10]考虑铺层方向对多向层合板铣削力的影响,建立了CFRP多向层合板铣削力分析模型.王福吉等^[11]考虑了层间效应的影响,基于BP神经网络和切削力层合叠加理论,构建了CFRP多向层合板铣

削力预测模型.Xiao等^[12]提出了一种多向碳纤维复合材料铣削力模型,通过试验数据验证了模型的准确性,表明所建立的模型具有良好的可靠性.

根据以上研究可以看出,单向CFRP螺旋铣孔切削力模型的研究较多,而多向CFRP螺旋铣孔切削力模型的研究仍处于空白阶段.因此,本文基于螺旋铣孔切削原理,综合多向复合材料铣削力学模型,考虑多向复合材料加工中层间效应的影响,建立了多向复合材料螺旋铣孔切削力模型,并通过试验进行验证.

1 螺旋铣孔运动学分析

以孔中心和刀具中心为各自的坐标原点,分别建立了坐标系 XOY 和 $X'O'Y'$.在螺旋铣孔加工过程中,刀具在自转的同时绕以偏心距为半径的螺旋线进行公转,如图1所示.

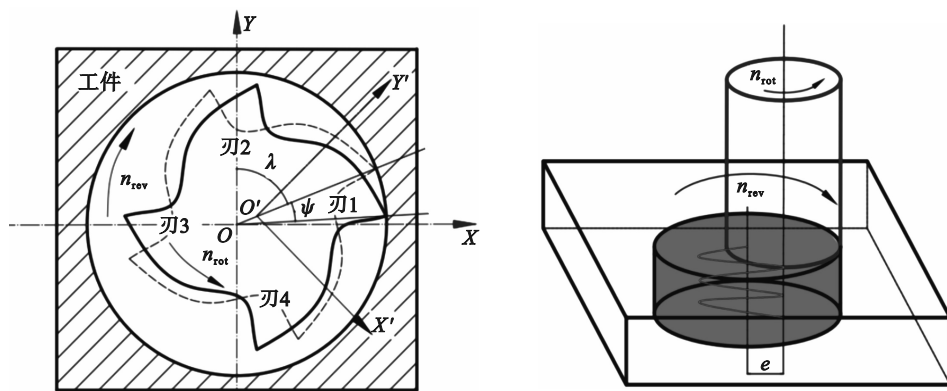


图1 螺旋铣孔加工过程
Fig. 1 Helical milling process

图1中: n_{rev} 代表公转速度; n_{rot} 代表自转速度; e 代表偏心距; λ 代表刀具公转角度; ψ 代表刀具自转角度.

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= \lambda_0 + \frac{\pi n_{rev} t}{30}, \\ \psi &= \psi_0 + \frac{\pi n_{rot} t}{30}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: λ_0 为刀具公转初始位置角; ψ_0 为刀具自转初始位置角; t 为时间.由于受到层合板不同纤维铺层方向的影响,刀具和材料之间的相互作用随着刀具在切削过程中的旋转而改变.切削刃以不同纤维切削角切削铺层时,基于几何和运动学分析,纤维切削角 θ 如图2所示,可以表示为

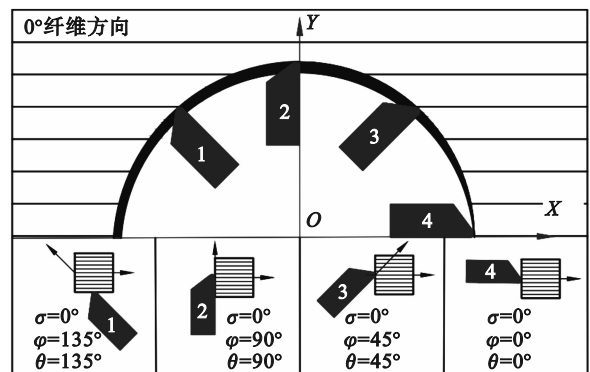


图2 0°纤维方向时的纤维切削角
Fig. 2 Fiber cutting angle at 0° fiber orientation

$$\theta = \begin{cases} \varphi - \sigma, & \varphi > \sigma; \\ 180^\circ + (\varphi - \sigma), & \varphi \leq \sigma. \end{cases} \quad (2)$$

其中:纤维方向角 σ 是纤维方向与 X 轴正方向的夹角; φ 是刀具切削方向与 X 轴正方向的夹角.在刀具螺旋角 β 的影响下,不同高度的侧切削刃与碳纤维之间的相对角度也不同.不同高度的相对动态角 θ_h 为

$$\theta_h = \cos^{-1}(\cos \theta_h^1 \cos(\beta + \pi/2)). \quad (3)$$

其中, θ_h^1 是当参与切削的侧刃处于不同高度时,碳纤维方向与切削方向之间的夹角.

$$\theta_h^1 = \theta - l \sin(\pi/2 - \beta) \tan \beta / R_m. \quad (4)$$

式中: l 为不同侧刃切削长度; R_m 为刀具半径.

2 多向 CFRP 切削力模型

2.1 材料特性

多向铺层 CFRP 层合板如图 3 所示,层间拉伸强度主要受纤维与基体界面结合强度的影响,受纤维铺层方向的影响较小;而层间剪切强度受纤维铺层夹角影响,随铺层夹角的增大而减小.当铺层夹角为 0° 时,层间剪切强度最大;当铺层夹角为 90° 时,层间剪切强度最小^[13].

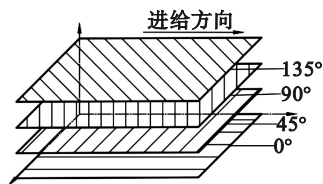


图 3 多向铺层 CFRP

Fig. 3 Multi-directional layout CFRP

单向 CFRP 层合板由相同纤维方向铺层组成,铺层夹角为 0° ,因此其层间剪切强度大于多向 CFRP 层合板,而二者的层间拉伸强度基本相同,所以多向 CFRP 的层间结合强度低于单向 CFRP 层合板.刀具切削过程实质上就是材料发生破坏的过程,即材料受到的切削力超过了材料的强度极限.因此,层间结合强度越大,完成切削过程所需要的切削力越大.

2.2 螺旋铣孔层间效应

如果不考虑层间结合强度对多向 CFRP 层合板的影响,螺旋铣孔切削力可计算为不同铺层切削力之和;层间结合强度对螺旋铣孔切削力的影响可以用层间效应来表示.

多向铺层 CFRP 的 0° 与 45° 纤维层的加工状态与单向铺层 CFRP 基本一致; 90° 与 135° 纤维层与单向铺层相比,加工过程中产生的损伤更小.这是因为相邻的不同角度纤维层提供了良好的

支撑,使纤维弯曲变形现象更轻微,如图 4 所示,因此切削力能够更好地作用于接触表面,加工过程中的切削力更小.

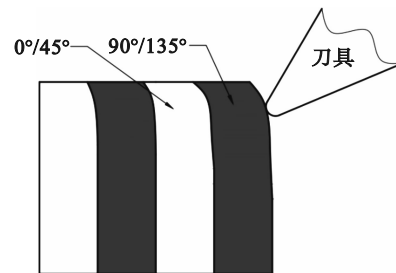


图 4 支撑作用下的切削状态

Fig. 4 Cutting state with support

螺旋铣孔过程中,刀具在自转的同时进行螺旋进给.对于多向铺层 CFRP 来说,由于不同铺层纤维方向的影响,在每一瞬时的加工状态都不相同.多向 CFRP 是由不同纤维方向的单向 CFRP 堆叠而成,因此在刀具螺旋轴向进给切削到不同纤维层的结合面时,切削状态发生变化,导致切削力发生改变.如图 5 所示,需要同时考虑螺旋铣孔层间效应对三向切削力的影响.

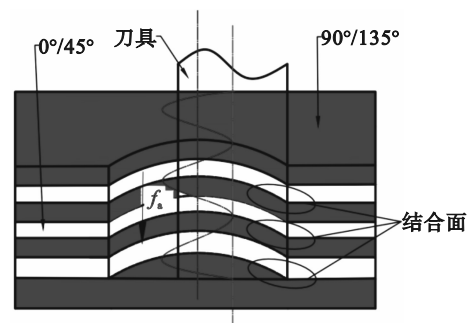


图 5 多向 CFRP 螺旋铣孔

Fig. 5 Helical milling of multi-directional CFRP

为了建立相对准确的切削力模型,层间效应对切削力的影响用层间效应系数表示:

$$\left. \begin{aligned} f_{0/45} &= f_{0/45}^1, \\ f_{90} &= l_{90} f_{90}^1, \\ f_{135} &= l_{135} f_{135}^1. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中: l_{90}, l_{135} 分别为 90° 与 135° 纤维层的层间效应系数; $f_{0/45}, f_{90}, f_{135}$ 为受层间效应影响的切削力; $f_{0/45}^1, f_{90}^1, f_{135}^1$ 为未考虑层间效应的切削力.

2.3 不同区域受力分析

在切削过程中,随着刀具旋转,刀具与纤维方向之间的角度不断变化,会出现 2 种不同的切削状态:

1) 当 $0 \leq \theta_h < \alpha + \pi/2$ 时,切削刃尖端首先接触碳纤维,切削刃径向压缩纤维引起变形,其中 α 为

刀具前角.

2) 当 $\alpha + \pi/2 \leq \theta_h < \pi$ 时,切削刃的前刀面首先接触碳纤维,纤维发生弯曲变形.

为分析侧刃受力情况,将切削区域分为 2 个变形区域:切削区和回弹区.在压缩和弯曲变形条件下,侧刃的受力情况如图 6 所示.

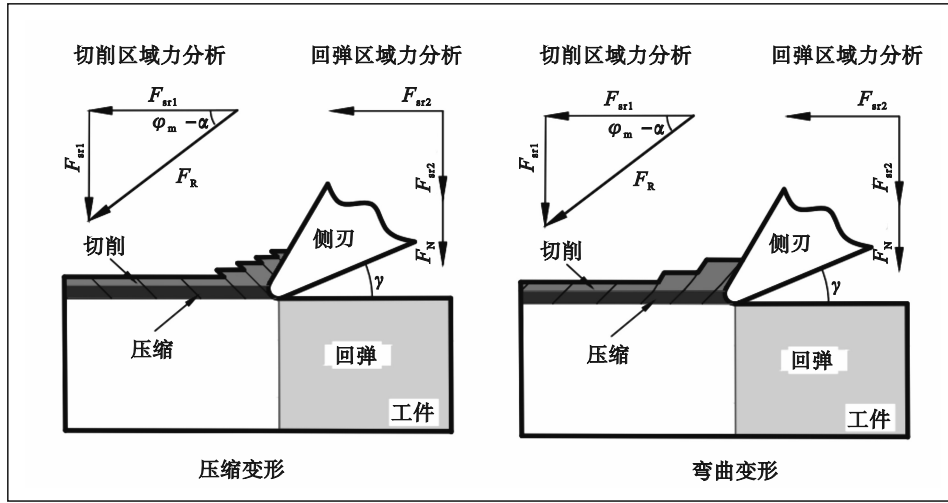


图 6 压缩和弯曲变形下侧刃受力状况

Fig. 6 Force condition on side edge under compression and bending deformation

假设刀具是锋利的,可以忽略刀尖引起的挤压效应,切削区域内前刀面上的切屑受力为

$$F_R = \frac{\bar{F}_t(1 + \mu \sin \gamma \cos \gamma) - \mu \bar{F}_r \cos^2 \gamma}{\cos(\varphi_m - \alpha)(1 + \mu \sin \gamma \cos \gamma) - \mu \cos^2 \gamma \sin(\varphi_m - \alpha)} \quad (6)$$

式中: μ 为摩擦系数; γ 为刀具后角; \bar{F}_t 为切向力平均值; \bar{F}_r 为径向力平均值.

$$\left. \begin{aligned} \bar{F}_t &= \bar{F}_x \sin \lambda + \bar{F}_y \cos \lambda, \\ \bar{F}_r &= \bar{F}_x \cos \lambda - \bar{F}_y \sin \lambda. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

其中: \bar{F}_x, \bar{F}_y 是试验测得的切削力的平均值; φ_m 是前刀面的摩擦角,其计算公式为

$$\varphi_m = \tan^{-1} \mu. \quad (8)$$

在回弹区域内,由加工材料回弹引起的刀具后刀面与工件加工表面之间的接触力为

$$F_N = \frac{\bar{F}_t \sin(\varphi_m - \alpha) - \bar{F}_r \cos(\varphi_m - \alpha)}{\mu \cos^2 \gamma \sin(\varphi_m - \alpha) - \cos(\varphi_m - \alpha)(1 + \mu \sin \gamma \cos \gamma)} \quad (9)$$

其中, F_N 不仅用于挤压刀具间隙下方的 CFRP,还作为平行于间隙面的摩擦力.

2.4 不同刀刃受力分析

在压缩变形切削情况下,作用于切削区域的瞬时切向力和径向力分别为

$$\left. \begin{aligned} dF_{st1} &= F_R \cos(\varphi_m - \alpha) \sin \theta_h + \mu F_N (\cos \gamma)^2 \cos \theta_h, \\ dF_{sr1} &= F_R \sin(\varphi_m - \alpha) \sin \theta_h + F_N (1 + \mu \sin \gamma \cos \gamma) \cos \theta_h. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

侧刃微元轴向力在数值上等同于瞬时切屑厚度与切削深度的乘积;在压缩变形条件下,侧刃微元轴向力为

$$dF_{sa1} = l_{sa} (s_t \cos \theta_h + \mu s_t \sin \theta_h) dz, \quad (11)$$

$$s_t = 2\pi n_{rev} e / n_{rot} / N. \quad (12)$$

式中: dz 为瞬态切削深度; l_{sa} 为切削力系数,可以通过平均切削力法计算得出^[14]; s_t 为刀具中心每齿进给量; N 为切削刃数量.

在弯曲变形切削情况下,作用在切削区域上的切向和径向瞬时切削力分别为

$$\left. \begin{aligned} dF_{st2} &= F_R \cos(\varphi_m - \alpha) \sin \alpha + \mu F_N (\cos \gamma)^2 \cos \alpha, \\ dF_{sr2} &= F_R \sin(\varphi_m - \alpha) \sin \alpha + F_N (1 + \mu \sin \gamma \cos \gamma) \cos \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

侧刃微元轴向力为

$$dF_{sa2} = l_{sa} (s_t \cos \alpha + \mu s_t \sin \alpha) dz. \quad (14)$$

单个侧刃的切向、径向和轴向力等于纤维受压缩变形和弯曲变形 2 种情况下切削力的矢量和,刃 1 的切向、径向和轴向力分别为

$$\left. \begin{aligned} F_{1st} &= F_{st1} + F_{st2}, \\ F_{1sr} &= F_{sr1} + F_{sr2}, \\ F_{1sa} &= F_{sa1} + F_{sa2}. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

忽略底刃切削过程中径向力和切向力的影响,仅考虑轴向力的影响.底刃切削时未变形切屑的宽度等于刀具半径.

$$F_{ba} = (K_{bac} s_a + K_{bac}) R_m, \quad (16)$$

$$s_a = a \times n_{rev} / n_{rot} / N. \quad (17)$$

式中: F_{ba} 为底刃轴向力; K_{bac} , K_{bac} 为底刃轴向切削力系数, 可由试验测得平均轴向力经线性拟合得到; s_a 为轴向每齿进给量; a 为轴向切削深度.

2.5 总体切削力模型

在侧刃切削过程中, 单一切削刃与相邻两个切削刃同时交替进行切削, 因此需要考虑同一时刻两个相邻切削刃的切削状态. 对上述瞬时切削力在侧刃参与切削的不同切削刃微元长度上进行积分, 可以得到侧刃的切向力 F_{st} 、径向力 F_{sr} 和轴向力 F_{sa} ; 总切削力为侧刃与底刃切削力的矢量和.

将刀具坐标系上的切削力转换至工件坐标系中, 总切削力为

$$\left. \begin{aligned} f_x &= F_{st} \sin \lambda + F_{sr} \cos \lambda, \\ f_y &= F_{st} \cos \lambda - F_{sr} \sin \lambda, \\ f_z &= F_{sa} \sin \beta + F_{ba} \sin \beta_\alpha. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

式中, β_α 是底刃与切削平面的夹角.

根据螺旋铣孔层间效应与叠加原理, 多向铺层 CFRP 切削过程中的动态切削力为各纤维层切削力的总和. 因此, 建立的多向铺层 CFRP 螺旋铣孔切削力模型可以表示为

$$\left. \begin{aligned} F_x &= m f_{x0} + n f_{x45} + l_{90x} p f_{x90} + l_{135x} q f_{x135}, \\ F_y &= m f_{y0} + n f_{y45} + l_{90y} p f_{y90} + l_{135y} q f_{y135}, \\ F_z &= m f_{z0} + n f_{z45} + l_{90z} p f_{z90} + l_{135z} q f_{z135}. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

式中: f_{x0} , f_{x45} , f_{x90} 和 f_{x135} 分别为沿进给方向纤维角度为 0° , 45° , 90° 和 135° 时的动态切削力; f_{y0} , f_{y45} , f_{y90} 和 f_{y135} 分别为垂直进给方向的动态切削力; f_{z0} , f_{z45} , f_{z90} 和 f_{z135} 分别为轴向进给方向的动态切削力; m , n , p 和 q 分别表示纤维角度为 0° , 45° , 90° 和 135° 时的层数; l_{90x} , l_{90y} , l_{90z} 表示 90° 时的层间效应系数; l_{135x} , l_{135y} , l_{135z} 表示 135° 时的层间效应系数.

3 螺旋铣孔试验

CFRP 螺旋铣孔试验在五轴数控机床 DMU 80T 上进行, 采用 Kistler 9257B 测力仪实时监测切削力的变化, 经 Kistler 5261 电荷放大器放大后, 由计算机采集处理. 采用正交试验方法, 试验装置如图 7 所示; 选用多向 CFRP 材料进行试验, 其中多向 CFRP 按照 $135^\circ/45^\circ/0^\circ/90^\circ$ 纤维方向铺层, 每层厚度 0.125 mm. 板材的长度和宽度分别为 250 和 120 mm, 厚度为 10 mm. 所用刀具为专用的 TiAlN 涂层四刃立铣刀, 材料为硬质合金, 刀具螺旋角为 30° 、前角为 5° . 正交试验中不同的切

削参数组合如表 1 所示.

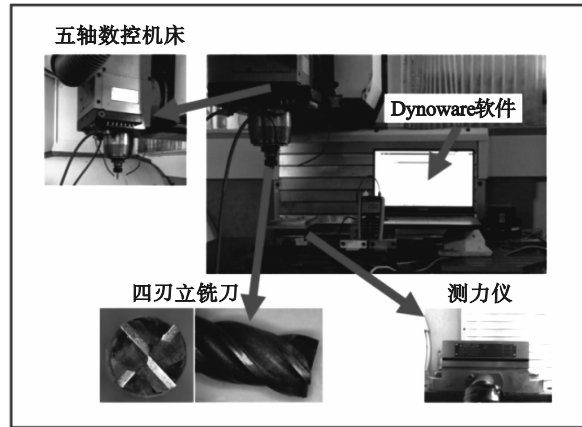


图 7 螺旋铣孔试验

Fig. 7 Helical milling experiment

表 1 螺旋铣孔正交试验

Table 1 Orthogonal experiment for helical milling

切削参数	水平		
	1	2	3
主轴转速 $n_{rot}/(r \cdot \min^{-1})$	4 000	6 000	8 000
轴向切削深度 $a/(mm \cdot r^{-1})$	0.1	0.15	0.2
每齿进给量 $s/(mm \cdot \text{齿}^{-1})$	0.04	0.06	0.08

3.1 切削力分析

在多向 CFRP 螺旋铣孔正交试验中, 主轴转速为 4 000 r/min, 轴向切削深度为 0.2 mm/r, 每齿进给量为 0.08 mm/齿的切削条件下测得的原始切削力与 50 Hz 低通滤波处理后稳态条件下的切削力如图 8 所示.

刀具开始切削进入工件时, X , Y 向切削力 F_x , F_y 逐渐增大; 刀具完全参与切削时趋于稳态, 直到刀具开始切出工件时迅速减小到零. Z 向切削力 F_z 在刀具接触到工件时急剧增大(可能是由切入阶段的冲击导致), 随后逐渐趋于稳态, 直到刀具切出工件时减小到零. 从图中可以看出, 当刀具即将切出工件时, 在 X , Y 向切削力减小之前, Z 向切削力开始减小. 这是因为 Z 向切削力还受到底刃的影响, 所以当刀具切出工件时切削力就开始减小. 对比可以看出: Z 向切削力远远大于 X , Y 向切削力, 约 400 N, 其波动幅度较小且规律性较弱; 而 X , Y 向切削力以正弦波形式波动(幅值约 130 N).

3.2 层间效应系数识别

将正交试验中不同组的切削参数代入上述切削力预测模型, 选取同一周期内的多个时间点, 可以得到切削力预测值作为层间效应系数的函数. 由于 0° 和 45° 纤维铺层在加工过程中几乎不受层间效应的影响, 而 90° 和 135° 纤维铺层由于受到层间效应的影响, 其切削力是 l_x , l_y , l_z 的函数.

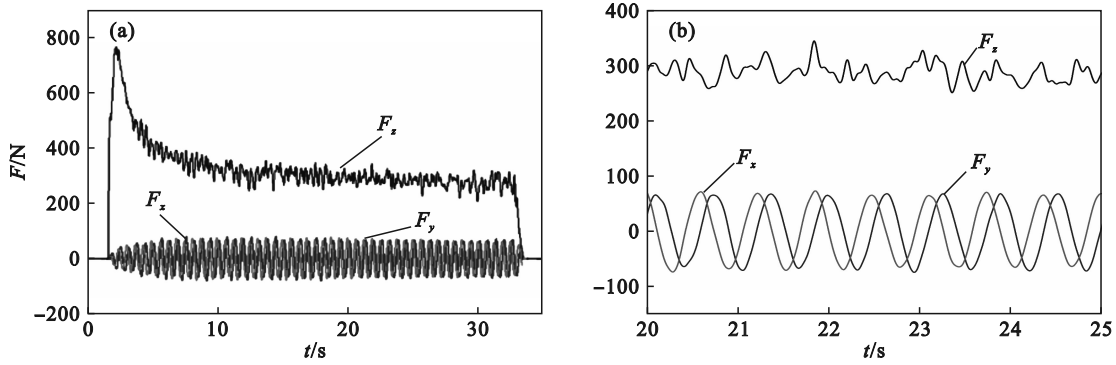


图 8 多向 CFRP 螺旋铣孔切削力

Fig. 8 Cutting forces in helical milling of multi-directional CFRP

(a)—试验测得切削力; (b)—滤波处理后的稳态切削力.

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_{z-t} \end{bmatrix} = A[t, n_{rot}, s_t, a] \begin{bmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z-90^\circ/135^\circ \end{bmatrix} \quad (20)$$

式中 A 为函数. 选取主轴转速为 4 000 r/min, 轴向切削深度为 0.2 mm/r, 每齿进给量为 0.08 mm/齿的参数组, 代入同一周期内的不同时间节点, 计算得到的层间效应系数如表 2 所示. 同理可以计算得出不同切削参数组合下的层间效应系数.

3.3 模型精度分析

对正交试验得到的稳态切削力经过滤波处

理后取平均值, 选取其中 2 组试验参数代入上述切削力理论模型, 根据试验数据识别周期内层间效应系数, 得到该切削条件下的切削力理论值. 将理论值与试验值进行对比分析, 结果如图 9 所示. 可以看出, 在不同切削条件下切削力拟合效果较好.

表 2 层间效应系数

Table 2 Interlayer effect coefficients

l_{90x}	l_{90y}	l_{90z}	l_{135x}	l_{135y}	l_{135z}
0.93	0.56	0.96	0.74	0.44	0.87

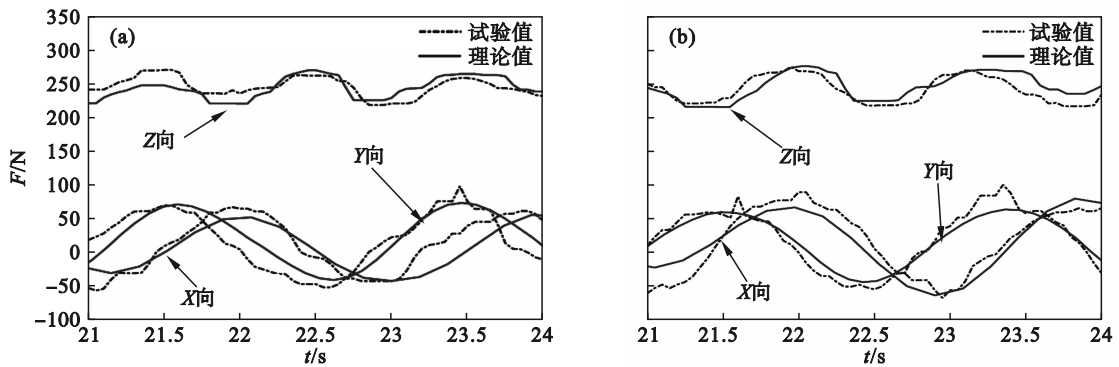


图 9 不同切削条件下切削力理论值与试验值对比

Fig. 9 Comparison of cutting forces between theoretical and experimental values under different cutting parameters

(a)— $n_{rot}=8\ 000\ \text{r/min}$, $a=0.15\ \text{mm/r}$, $s_t=0.06\ \text{mm/齿}$; (b)— $n_{rot}=4\ 000\ \text{r/min}$, $a=0.15\ \text{mm/r}$, $s_t=0.08\ \text{mm/齿}$.

在主轴转速为 8 000 r/min, 轴向切削深度为 0.15 mm/r, 每齿进给量为 0.06 mm/齿的条件下测得的动态切削力中选取 5 个特征点, 记录每个特征点对应的三向切削力的理论值与试验值. 通过计算不同特征点对应的理论值与试验值的差值, 可以得出各特征点处的误差如表 3 所示. 其中, X , Y 向切削力误差偏大, X 向最大误差为 19.19%, Y 向最大误差为 19.80%, 由于 X , Y 向切削力本身数值偏小, 所以误差率偏大; Z 向误差率较小, 最大误差为 9.62%. 可以看出, 三向切削力的理论值与

试验值存在一定的偏差, 但是理论值能够较好地反映刀具公转过程中切削力的变化规律, 拟合效果较好, 验证了模型的准确性.

表 3 三向切削力误差分析

Table 3 Error analysis of three-directional cutting forces

误差	1	2	3	4	5
X 向力误差	19.19	17.62	19.03	9.75	11.73
Y 向力误差	18.81	6.53	9.88	15.04	19.80
Z 向力误差	2.53	5.67	2.54	1.39	9.62

4 结 论

1) 本文建立了多向铺层 CFRP 螺旋铣孔的切削力模型,该模型考虑了螺旋铣孔层间效应对切削力的影响;通过对螺旋铣孔过程进行微元划分,从微观角度分析了纤维切削角对切削力变化规律的影响,同时应用叠加原理建立了切削力模型。

2) 开展了 CFRP 螺旋铣孔正交试验.从试验结果可以看出,多向 CFRP 加工过程中 X, Y 向切削力均为正弦波形式,幅值基本相等,存在相位差.由此可见,多向 CFRP 在 XY 平面上呈现各向同性; Z 向切削力呈现周期性变化且远高于 X, Y 向切削力,说明 Z 向切削力受到底刃的影响大于侧刃。

3) 选取 2 组多向铺层 CFRP 试验切削力数据与相同切削条件下的理论数值进行比较.结果表明: X, Y 向切削力的拟合最大误差不超过 20%, Z 向切削力的拟合最大误差不超过 10%,验证了模型的合理性。

参考文献:

- [1] Wang G D, Melly S K, Li N, et al. Research on milling strategies to reduce delamination damage during machining of holes in CFRP/Ti stack[J]. *Composite Structures*, 2018, 200: 679-688.
- [2] Wang Q, Jia X L, Hu B, et al. A mechanistic prediction model of instantaneous cutting forces in drilling of carbon fiber-reinforced polymer[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 103 (5) : 1977-1988.
- [3] Durante M, Boccarusso L, de Fazio D, et al. Circular cutting strategy for drilling of carbon fiber-reinforced plastics (CFRPs) [J]. *Materials and Manufacturing Processes*, 2019, 34(5): 554-566.
- [4] Pereira R B D, Brandão L C, de Paiva A P, et al. A review of helical milling process [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2017, 120: 27-48.
- [5] Geier N, Szalay T. Optimisation of process parameters for the orbital and conventional drilling of uni-directional carbon fibre-reinforced polymers (UD-CFRP) [J]. *Measurement*, 2017, 110: 319-334.
- [6] 万敏, 杜宇轩, 张卫红, 等. 单向 CFRP 螺旋铣削力建模[J]. *航空学报*, 2021, 42(10): 524134.
(Wan Min, Du Yu-xuan, Zhang Wei-hong, et al. Cutting force modeling in helical milling process of unidirectional CFRP [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2021, 42(10): 524134.)
- [7] Zhang S, Jiao F, Wang X, et al. Modeling of cutting forces in helical milling of unidirectional CFRP considering carbon fiber fracture [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 68: 1495-1508.
- [8] 王海艳, 武晔, 付麒麟, 等. 碳纤维复合材料螺旋铣孔微观切削力分析[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2023, 44(7): 982-988.
(Wang Hai-yan, Wu Ye, Fu Qi-lin, et al. Analysis of micro cutting forces in the helical milling of CFRP[J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2023, 44(7): 982-988.)
- [9] Ozkan D, Gok M S, Gokkaya H, et al. Effects of machining parameters on delamination failure in milling of multi-directional CFRP laminate with uncoated carbide cutting tools [J]. *Emerging Materials Research*, 2019, 8(4): 1-11.
- [10] Karpat Y, Bahtiyar O, Değer B. Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2012, 56: 79-93.
- [11] 王福吉, 朱浩杰, 宿友亮, 等. 基于层合叠加理论的 CFRP 多向层合板铣削力建模[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2017, 48(9): 2352-2362.
(Wang Fu-ji, Zhu Hao-jie, Su You-liang, et al. Modeling about milling force for multidirectional CFRP based on theory of superposition [J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2017, 48(9): 2352-2362.)
- [12] Xiao J Z, Gao C Y, Ke Y L. An analytical approach to cutting force prediction in milling of carbon fiber reinforced polymer laminates [J]. *Machining Science and Technology*, 2018, 22(6): 1012-1028.
- [13] 朱浩杰. 碳纤维增强树脂基复合材料多向层合板铣削力预测[D]. 大连: 大连理工大学, 2016.
(Zhu Hao-jie. Prediction of milling force of carbon fiber reinforced resin matrix composite multidirectional laminates [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2016.)
- [14] Gradišek J, Kalveram M, Weinert K. Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003, 44(4): 401-414.