DOI: 10.3901/JME.2021.03.255

基于横刃轴向力的CFRP钻孔分层 临界进给量研究^{*}

王 东 焦 锋

(河南理工大学机械与动力工程学院 焦作 454000)

摘要: 为避免或减少钻削出口分层缺陷, 控制钻削轴向力不超过出口分层临界轴向力具有重要的实际意义。将钻头横刃上的轴向力分为两部分, 其一是横刃前刀面与碳纤维增强复合材料(Carbon fiber reinforced polymers, CFRP)之间作用力的轴向分量, 其二是横刃圆弧与 CFRP 接触力的轴向分量。基于复合材料的细观力学理论和 Hoffman 强度准则, 推导了横刃前刀面上作用力的轴向分量计算公式。将横刃与碳纤维的接触视为正交圆柱体的接触, 导出了 Hertz 接触力轴向分量的计算公式。将两个轴向力求和, 构成了横刃上轴向力的计算模型。以试验数据为基础, 确定横刃轴向力占总轴向力的比值, 建立钻削轴向力、分层临界轴向力和钻削工艺参数之间的联系, 导出了以横刃轴向力为基础的钻孔出口分层临界进给量的计算模型, 通过钻削试验和有限元仿真验证了模型的可靠性。该研究工作对合理选择钻削工艺参数和预防分层缺陷具有指导作用。

关键词: CFRP; Hoffman 强度准则; 钻削轴向力; 临界轴向力; 临界进给量

中图分类号: TB332

Study on Critical Feed Rate of Delamination Based on Thrust Force of Chisel Edge during CFRP Drilling

WANG Dong JIAO Feng

(School of Mechanical Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000)

Abstract: For minimizing or avoiding the exit delamination defect during drilling carbon fiber reinforced polymers (CFRP), the thrust force control has practical value due to the existence of critical force. This research divided the thrust force on chisel edge into two parts, one is the axial component of the acting force between the rake face of chisel edge and CFRP, another is the axial component of contact force between the arc circle arc of chisel edge and CFRP. For the former, the calculation formula is deduced based on the meso-mechanics theory and Hoffman strength criterion; and the mechanical model of the latter are analyzed by using Hertz contact theory, the contact between chisel edge and the carbon fiber are regarded as the orthogonal cylindrical contact. The sum of the two part consist the thrust force on chisel edge during drilling. The proportion of thrust force on chisel edge in the whole cutting edge is determined by experimental data, the relationship between the thrust force, critical thrust force of delamination defect and drilling cutting parameter are established. The reliability of the analytical model is verified by drilling experiment and finite element modeling (FEM) analysis. The research plays a guiding role on reasonable selection of drilling parameter and prevention of delamination defect during drilling CFRP.

Key words: CFRP; Hoffman strength criterion; thrust force of drilling; critical thrust force; critical feed rate

0 前言

复合材料具有优越的力学性能(如高比强度和

比刚度)和结构设计的灵活性, 用复合材料制造的零件形状可以接近复杂的理想形状, 使产品的零部件数量减少和组装简化。在航空和汽车工业中使用较为广泛的复合材料是碳纤维增强复合材料(Carbon fiber reinforced polymers, CFRP), 为了获得用于连接的孔和满足几何公差要求, 需要进行机械加工^[1]。

^{*} 国家自然科学基金资助项目(51675164)。20200210 收到初稿, 20201215 收到修改稿

近年来虽然研究了非传统制孔方法(如激光钻孔,水射流钻孔等),但还没有形成方便实用的技术装备系列。从制造成本和操作方便性方面看,用钻头钻削 CFRP 仍然是最合理的制孔方法^[2]。钻孔缺陷(入口或出口分层、裂纹、纤维拔出或剥离、树脂基体软化或烧伤等)对 CFRP 的强度和疲劳寿命有显著影响^[3-4],特别是钻孔出口分层难以修复而且与钻削轴向力有直接关系,因此控制钻削轴向力在合适范围内成为钻削 CFRP 的重要研究课题。

为了实现对 CFRP 板高效高质量地制孔,人们首先关注的是钻削轴向力与出口分层缺陷之间的关系。如 CHEN 等^[5]把分层缺陷对应的直径与钻孔直径之比定义为分层因子,通过钻削 CFRP 试验研究了有、无分层时钻削轴向力和扭矩的变化规律,指出分层因子与轴向力为近似线性关系。LAZAR 等^[6]通过对钻削 CFRP 和 GFRP 的试验数据处理,发现横刃中心附近的单位刀刃长度上的轴向力随进给速度和钻头几何参数变化,而主轴转速对其影响很小甚至几乎无影响,这种沿刀刃半径的轴向力分布不均匀现象是引起 CFRP 或 GFRP 产生出口分层的重要原因,所以选择高切削速度、低进给速度可实现无分层钻削。

因为出口分层是在 CFRP 板底部无支承的情况下,当剩下少数几层未钻透时,材料刚度不足、钻头的轴向力又较大而产生的缺陷,钻削轴向力是其最重要的影响因素。因此,关于出口分层临界轴向力的研究也受到了人们的关注。如 HE 等^[7]假定材料各向同性和轴向力作用在孔的中心上,推导了分层临界轴向力的表达式,因没有考虑弯曲的板的各向异性和切削刃上的载荷分布,似乎更适合于锋角小于 90°的钻头。JAIN 等^[8]结合 CFRP 的各向异性,假设轴向力位于孔中心,给出了临界轴向力模型,适用于任意铺设的 CFRP。为确定钻削过程中开始分层的方位, TSAO 等^[9]用分析方法,基于线弹性断裂力学完善了文献[8]的模型。PIQUET 等^[10]假定复合材料是非均质的,作用载荷是孔截面上均布的压力,分层形状为圆形,推导出临界轴向力表达式。PIERRE 等^[11]假定复合材料各向异性,横刃作用力为点载荷,主刃作用力为圆形板上的均布载荷,并且横刃上的轴向力等于主刃上轴向力,分层形状假设为圆形,由此建立了分层临界轴向力模型。GIROT 等^[12]认为上述临界轴向力计算公式的假设过于简单,导致计算结果存在较大误差,因此把总轴向力的一部分作为横刃上的集中力,其余部分为两个主刃上的分布力,从而建立了新的临界轴向力计算公

式。NASIR 等^[13]以已有分层临界轴向力的模型为基础,结合进给速度对轴向力影响显著的试验结果,通过对钻削亚麻纤维增强复合材料试验数据进行处理,确定了临界进给速度值。JIA 等^[14]设计了一种新型结构的阶梯钻,并通过试验建立了临界轴向力的模型。

基于对出口分层与钻削轴向力之间关系的深刻认识,人们研究了减小或避免出口分层缺陷的工艺措施,并取得了许多研究成果。如 WON 等^[15]通过钻削 CFRP 的系列试验研究了横刃对钻削轴向力大小的影响,提出了采用预制孔的方法来减小钻削轴向力的措施。TSAO 等^[16]通过理论分析和钻削试验指出,预制孔直径要等于或大于横刃长度,才能使预制孔消除横刃产生的钻削轴向力,预制孔直径与进给量有关,进给量越小,允许的预制孔直径越大。预制孔可使钻削轴向力降低 25%~50%,使分层临界轴向力降低 11%,因此可以显著减少分层缺陷。XU 等^[17]分别用 PCD 麻花钻和 PCD 匕首钻钻削高强度 CFRP 的试验发现,PCD 匕首钻的横刃较长且为直槽,其轴向力大于麻花钻,但其钻削分层缺陷却低于麻花钻,其原因是用 PCD 匕首钻钻削高强度 CFRP 时的分层临界轴向力比较大。因此,选用不同的钻头结构也是减少分层缺陷的有效措施。LI 等^[18]提出通过变进给量来控制钻削缺陷的措施,在 CFRP 钻削过程中,每转进给量从 0.3 mm/r 逐渐减小到 0.01 mm/r,使钻孔的质量明显提高。

为揭示 CFRP 材料的钻削机理,应用切削理论,针对 CFRP 材料的切削特性建立切削模型,研究钻削轴向力的计算方法是 CFRP 板制孔技术的另一重要课题。LANGELLA 等^[19]以钻削金属材料的轴向力和扭矩经验公式为基础,把主刃分解成切削微元,认为每个切削微元均为直角切削,对于横刃,因复合材料比金属更脆,故可使直角切削模型扩展到整个横刃,从而建立了钻削 CFRP 的轴向力和扭矩的经验公式。孟庆勋等^[20]将主切削刃离散为一系列切削微元,把每个微元视为单刃斜角切削,从而建立了主切削刃的力学模型。同样将横刃离散成一系列切削微元,把每个切削微元视为直角切削,从而建立了横刃的力学模型。ZHANG 等^[21]通过对 CFRP 叠层材料的钻削试验,观测主刃的磨损情况,研究了轴向力与磨损量的关系,将主刃离散化为切削微元,建立了轴向钻削力的力学模型。HEIDARY 等^[22]在研究支撑板对出口分层的影响时,为计算横刃的轴向力,同样采用了切削微元的直角切削模型。上述文献的共同特点是把横刃离散成切削微元,并利

用直角切削模型计算切削微元的轴向力, 再通过积分求出横刃上的总轴向力。

从上述文献的分析过程可以发现, 无论是研究轴向力与出口分层缺陷的关系, 还是研究出口分层临界轴向力, 其本质都是以试验数据为依据建立半经验公式, 而应用力学和切削理论建立横刃轴向力定量计算模型的成果比较少。随着 CFRP 在工业领域的推广应用, 把钻削工艺参数与 CFRP 的力学特性相结合, 建立钻削轴向力、分层临界轴向力和钻削工艺参数之间的显示关系, 将会成为钻削 CFRP 的重要研究课题。本文基于 CFRP 细观力学理论和复合材料的 Hoffman 强度准则, 把碳纤维和横刃的接触视为正交圆柱体的接触问题, 推导 Hertz 接触力的计算公式, 考虑钻头横刃的结构特点, 构建钻头横刃的轴向力模型, 以试验数据为基础, 确定横刃轴向力占总轴向力的比值, 建立钻削轴向力、分层临界轴向力和钻削工艺参数之间的联系, 导出了以横刃轴向力为基础的钻孔出口分层临界每转进给量的计算公式, 并通过相应的试验和有限元仿真验证了该模型的合理性和可靠性。为合理选择钻削工艺参数和预防钻削分层缺陷提供了理论参考。

1 钻头横刃的受力分析

由一层或几层 CFRP 铺层(单向板)按铺设角均相同粘结而成的层合板可视为单层板^[23]。在钻削单层板的过程中, 横刃的受力情况可借助图 1 进行分析。按照金属切削原理, 横刃可以视为 3 个区段, 即钻头中心线附近的半径为 b_2 的楔劈齿, 和宽度为 b_1 的 2 段切削刃, 其中楔劈齿随轴向进给连续楔入工件, 材料受挤压作用而产生流动, 切削刃则近似为负前角直角切削, 将从楔劈齿下流出的材料连续切除。对于 CFRP 而言, 既非均质, 又比金属更脆, 在横刃中心附近不太可能发生 CFRP 挤出, 因此把

图 1 横刃受力分析

横刃视为 2 段长度为 $b_1 + b_2$ 的具有负前角的切削刃, 各段切削刃的前刀面奇对称于钻头轴线, 其上受到 CFRP 的正压力 p_c 及其相应的摩擦力 p_f 作用。横刃圆弧受到 CFRP 的接触力 F' 作用。假定各段切削刃为直角切削, 因其结构的对称性, 前刀面和刀刃圆弧上的径向分力相互抵消, 切向分力产生扭矩, 前刀面和刀刃圆弧上的轴向分力之和即为横刃上的轴向力。

2 横刃前刀面上的轴向力

CFRP 单层板具有正交各向异性的特征, 在切削过程中, 横刃前刀面对 CFRP 的作用可视为单轴压缩过程, 并将 CFRP 中某点的应力状态简化为平面应力问题。建立图 2 所示坐标系, 纤维方向设为材料的主方向 1, 垂直于纤维的另外两个方向分别为材料主方向 2 和 3, 由于对称性, 沿方向 3 和 2 的强度相同。

图 2 非材料主方向应力分析

当 CFRP 单层板在 x 方向(非材料主方向)单轴拉伸或压缩时, 应力分量 $\sigma_x \neq 0$, $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$, 于是有^[23]

$$\sigma_1 = \pm \sigma_x \cos^2 \varphi_x \quad \sigma_2 = \pm \sigma_x \sin^2 \varphi_x$$

$$\tau_{12} = \pm \sigma_x \sin \varphi_x \cos \varphi_x$$

或

$$\sigma_1 = \pm \frac{\sigma_x}{2} (1 + \cos 2\varphi_x)$$

$$\sigma_2 = \pm \frac{\sigma_x}{2} (1 - \cos 2\varphi_x) \quad \tau_{12} = \pm \frac{\sigma_x}{2} \sin 2\varphi_x \quad (1)$$

设 X_t 、 X_c 分别为纤维方向(主方向 1)的抗拉和抗压强度, Y_t 、 Y_c 分别为垂直于纤维方向(主方向 2)的抗拉和抗压强度, S 为主坐标平面 1-2 内的抗剪强度。Hoffman 考虑了复合材料主方向上抗拉和抗压强度不同, 提出了 Hoffman 强度准则, 即

$$\frac{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2}{x_t x_c} + \frac{\sigma_2^2}{Y_t Y_c} + \frac{X_c - X_t}{X_t X_c} \sigma_1 + \frac{Y_c - Y_t}{Y_t Y_c} \sigma_2 + \frac{\tau_{12}^2}{S^2} = 1 \quad (2)$$

当沿 x 方向为压应力时, 将式(1)中的 σ_x 取负号代入式(2)整理可得

$$\sigma_x^2 \left[\frac{(1 + \cos 2\varphi_x)^2 + \cos^2 2\varphi_x - 1}{X_t X_c} + \frac{(1 - \cos 2\varphi_x)^2}{Y_t Y_c} + \frac{\sin^2 2\varphi_x}{S^2} \right] - 2\sigma_x \left[\frac{X_c - X_t}{X_t X_c} (1 + \cos 2\varphi_x) + \frac{Y_c - Y_t}{Y_t Y_c} (1 - \cos 2\varphi_x) \right] - 4 = 0 \quad (3)$$

显然, 式(3)是关于 σ_x 的一元二次方程, 从复合材料的特性可知, X_t 、 X_c 、 Y_t 、 Y_c 、 S 均大于 0, 所以式(3)一定有解。对于式(3)表示的图 2 中 x 方向的应力 σ_x 与复合材料的基本强度 (X_t 、 X_c 、 Y_t 、 Y_c 、 S) 及角度 φ_x 的关系, 可以理解为欲使复合材料破坏, 需要在 x 方向施加的最小压应力。若从加工角度分析, 也就是刀具对复合材料施加的最小压应力。根据作用与反作用原理, 在钻削时, 钻头横刃的前刀面所受复合材料作用的压强 p_x (即图 1 中的正压力 p_e) 应该满足式(3), 即

$$\begin{aligned} ap_x^2 - bp_x - 4 &= 0 \\ a &= \frac{(1 + \cos 2\varphi_x)^2 + \cos^2 2\varphi_x - 1}{X_t X_c} + \frac{(1 - \cos 2\varphi_x)^2}{Y_t Y_c} + \frac{\sin^2 2\varphi_x}{S^2} \\ b &= 2 \left[\frac{X_c - X_t}{X_t X_c} (1 + \cos 2\varphi_x) + \frac{Y_c - Y_t}{Y_t Y_c} (1 - \cos 2\varphi_x) \right] \end{aligned} \quad (4)$$

设横刃的法向前角为 γ_c , 后角为 α_c , 横刃宽度为 b_c , 切削厚度为 h_f , 如图 3 所示, 将横刃的前刀面和后刀面近似为平面, 横刃前刀面上受 CFRP 作用力的轴向分量 F_p 和摩擦力的轴向分量 F_{fp} 分别为

$$\begin{cases} F_p = h_f b_c p_x \sin \gamma_c \\ F_{fp} = \mu h_f b_c p_x \cos \gamma_c \quad h_f = f/2 \end{cases} \quad (5)$$

式中, f 为每转进给量; μ 为钻头与 CFRP 的摩擦因数。

图3 前刀面的轴向力

由于进给速度 v_f 垂直于切向速度 v_t , 横刃上任一点的运动轨迹是螺旋线, 有效切削速度是切向速度 v_t 与进给速度 v_f 的合速度 v , 其方向与螺旋线的切线方向平行。如图 4 所示, 有效前角 γ_{ce} 会因进给量 f 的影响而增大 (绝对值减小), 并随横刃上点的位置而变化, 为简便起见, 可用下式近似计算其平均值, 即

$$\gamma_{ce} = \gamma_c - \arctan \frac{f}{\pi b_c} \quad (6)$$

在考虑每转进给量 f 的影响时, 可用 γ_{ce} 代替式(5)中的 γ_c 计算轴向分量 F_p 和 F_{fp} 的值。横刃前刀面上的轴向力 F_{pf} 为

$$F_{pf} = F_p + F_{fp} \quad (7)$$

图4 进给量对前角的影响

3 横刃圆弧上的轴向力

CFRP 单层板在垂直纤维方向的压缩破坏, 一般是基体先出现剪切破坏, 考虑到在集中力相同的条件下, 横刃与碳纤维垂直时, 碳纤维中产生的应力最大, 此时碳纤维被切断的概率最大, 所以横刃与碳纤维的接触可以简化为图 5 所示的两正交圆柱体的接触问题, 图中横刃相对于碳纤维的位置角为 $\varphi = \pi/2$, 浅棕色椭圆区域是横刃与碳纤维的椭圆接触面, F_f 为横刃作用在每根碳纤维上的集中力, 若横刃圆弧半径为 R_f , 碳纤维的半径为 R_f , 则有^[19]

图 5 横刃与碳纤维的接触

$$q_f = \frac{3}{2} \frac{1}{\beta \alpha^2} \sqrt[3]{\frac{F_f}{\left[\frac{2R_T R_f}{R_T + R_f} \left(\frac{1-\nu_T^2}{E_T} + \frac{1-\nu_f^2}{E_f} \right) \right]^2}} \quad (8)$$

式中, E_T 和 ν_T 分别为刀具材料的弹性模量和泊松比; E_f 和 ν_f 分别为碳纤维的弹性模量和泊松比。 α 和 β 为由 R_T/R_f 决定的系数, 见表 1^[24]。

表 1 α 和 β 的值

R_T/R_f	1	1.5	2	3	4	6	10
α	0.908	1.045	1.158	1.350	1.505	1.767	2.175
β	1.000	0.765	0.652	0.482	0.400	0.308	0.221

随着钻头的转动, 横刃相对碳纤维的位置角 φ 连续变化, 当 $\varphi = \pi/2$ 时, 由横刃与碳纤维接触产生的最大剪应力 τ_m 发生在接触面中心正下方, 表 2 列出了 τ_m 及其深度 z 与椭圆偏心率 β 的关系。

对于切削加工而言, 横刃与碳纤维在其接触面内处于三向压应力状态, 因此可认为碳纤维的破坏

遵循最大剪应力理论。从表 2 可知^[25], β 取值不同时, τ_m/q_f 的值也不同。因碳纤维的剪切强度 τ_f 是一定的值, 横刃切断碳纤维时, 必有碳纤维内的最大剪应力 $\tau_m \geq \tau_f$, 故令

$$\tau_m = k q_f \geq \tau_f \quad \text{或} \quad q_f \geq \tau_f / k \quad (9)$$

式中, k 为根据 β 由表 2 查得的值。

表 2 最大剪应力 τ_m 的大小与位置

β	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
$k = \tau_m / q_f$	0.300	0.322	0.325	0.323	0.317	0.310
z/b	0.785	0.745	0.665	0.590	0.530	0.480

将式(9)代入式(8)可解得

$$F_f = \left(\frac{2\pi\tau_f\beta\alpha^2}{3k} \right)^3 \left[\frac{2R_T R_f}{R_T + R_f} \left(\frac{1-\nu_T^2}{E_T} + \frac{1-\nu_f^2}{E_f} \right) \right]^2 \quad (10)$$

设 CFRP 中碳纤维的体积分数为 V_f , 横刃的长度为 b_c , 在横刃的位置角为 $\varphi = \pi/2$ 时, 与横刃接触的碳纤维根数应为 $V_f b_c / (2R_f)$, 所以剪断碳纤维所需的轴向力 F_R 为

$$F_R = \frac{F_f V_f b_c}{2R_f} = \frac{V_f b_c}{2R_f} \left(\frac{2\pi\tau_f\beta\alpha^2}{3k} \right)^3 \times \left[\frac{2R_T R_f}{R_T + R_f} \left(\frac{1-\nu_T^2}{E_T} + \frac{1-\nu_f^2}{E_f} \right) \right]^2 \quad (11)$$

设横刃与碳纤维接触椭圆的长轴垂直于横刃(因横刃圆弧半径一般大于碳纤维的半径), 长半轴 a_f 可由式(12)求出^[19], 即

$$a_f = \frac{2\pi\tau_f\beta\alpha^3}{3k} \frac{2R_T R_f}{R_T + R_f} \left(\frac{1-\nu_T^2}{E_T} + \frac{\nu_f^2}{E_f} \right) \quad (12)$$

若基体材料的抗压强度为 p_b , 则基体材料作用在横刃上的轴向力 F_b 为

$$F_b = p_b a_f b_c \left(1 - \frac{\pi\beta a_f}{2R_f} V_f \right) \quad (13)$$

所以, 横刃圆弧上的轴向力 F_{Rb} 为

$$F_{Rb} = F_R + F_b \quad (14)$$

4 横刃上的轴向力

横刃上的轴向力应包括横刃圆弧上的轴向力、横刃前刀面上的轴向力和后刀面上的轴向力。但从横刃的磨损情况(见图 6)可以看出, 横刃后刀面磨损比较轻微, 说明其受力较小, 故在横刃轴向力计算中可以忽略不计。综合式(7)和式(14)可得横刃上的轴向力 F_{zw} 为

$$F_{zw} = F_{Rb} + F_{pf} \quad (15)$$

需要指出, p_x 与 CFRP 基本强度 (X_t 、 X_c 、 Y_t 、 Y_c 、 S) 及角度 φ_x 密切相关, 当 CFRP 的基本强度一定时, p_x 随角 φ_x 周期性变化。但由于切削过程

是连续过程,在横刃位置角 $\varphi = \varphi_x + \pi/2$ 时碳纤维被切断后, p_x 会有所减小,随进给运动再逐渐增大,故在计算 p_x 时,可取角度 $\varphi_x = 0^\circ$ ($\varphi = \pi/2$ 时碳纤维被切断)或根据试验结果取合适的 φ_x 值。

(a) 新钻头横刃

(b) 钻削CFRP后的钻头横刃

图 6 横刃磨损情况

5 横刃上轴向力模型的验证

为了验证式(15)的可靠性,在图 7 所示的 VMC850E 立式加工中心上进行了验证试验。验证试验的材料性能参数及刀具参数见表 3 与表 4。试件为 CFRP 单层板(T300/5208),总厚度 5 mm,单层厚度约为 0.2 mm。刀具为 $\phi 8$ mm 硬质合金 YG6X 钻头,横刃长度 $b_c \approx 1.3$ mm。钻削中没有使用冷却液。为了测量切削力,试件夹具的下方安装有 Kistler 公司的 3D 测力仪(Kistler 9257B,固有频率 2.3 kHz)。为获得横刃上的轴向力,试件上一部分孔位钻削 $\phi 1.3$ mm 的预制孔,见图 8。在钻削有预制孔的孔位时,只有主刃进行切削,可以测得主刃上的轴向力;以同样的切削用量钻削无预制孔的孔位,主刃和横刃同时切削,测得的轴向力与主刃上轴向力之差就是横刃上的轴向力。为尽量避免刀具磨损而带

来的误差,有无预制孔的钻削试验各用一组同样型号的新钻头。不同进给速度的试验各重复进行 3 次。经过平滑滤波的试验数据曲线见图 9,其中进给速度分别为 $v_f = 25$ mm/min、45 mm/min、75 mm/min 和 105 mm/min,主轴转速 $n = 3\,000$ r/min。由图 9 可知,每一种进给速度对应的有、无预制孔的轴向力变化曲线均可分为 2 个阶段:Ⅰ为钻入阶段,钻头在此阶段从接触试件到主刃全部参与切削,轴向力逐渐增大;Ⅱ为正常钻削阶段,钻头主刃在此阶段全部参与切削,轴向力基本稳定在某一数值,其中阶段Ⅱ的轴向力之差即为不同进给速度时的横刃轴向力数值,见表 5,横刃轴向力的试验数据和模型计算值随进给速度的变化规律见图 10 a。

图 7 试验设备与装置

图 8 加工示意图

表 3 材料参数

参数	数值	参数	数值
碳纤维直径 $D/\mu\text{m}$	7	CFRP 单层板 X_t/MPa	1 347
碳纤维横向弹性模量 E_t/GPa	15	CFRP 单层板 X_c/MPa	1 277
碳纤维泊松比 ν_f	0.2	CFRP 单层板 Y_t/MPa	68.9
碳纤维剪切强度 σ_s/GPa	0.38	CFRP 单层板 Y_c/MPa	112
基体抗压强度 p_b/MPa	110	CFRP 单层板 S/MPa	91
碳纤维体积分数 $V_f(\%)$	60		

表 4 刀具参数

参数	内容	参数	数值
刀具材料	YG6X	横刃后角 $\alpha/(^{\circ})$	33
硬质合金碳化钨弹性模量 E_T/GPa	450~650	横刃前角 $\gamma/(^{\circ})$	-57
硬质合金碳化钨泊松比 ν_T	0.25~0.3	横刃圆弧半径 $R_T/\mu\text{m}$	8
刀具-CFRP 摩擦因数 μ_m	0.25	横刃长度 b_c/mm	1.3

图 9 钻削轴向力随时间变化曲线

在进给速度 $v_f=25\text{ mm/min}$ 时,横刃轴向力计算值为 8.87 N , 试验平均值为 11.65 N , 误差最大, 其值为 -2.78 N ; 其次是 $v_f=105\text{ mm/min}$ 时, 计算值为 27.62 N , 试验平均值为 26.45 N , 误差为 $+1.17\text{ N}$ 。在 $v_f=45\text{ mm/min}$ 、 75 mm/min 时, 误差均小于 0.5 N 。

可见, 在试验条件下, 式(15)的计算结果是可信的。

从表 5 可知, 在试验条件下, 横刃平均轴向力占总轴向力的百分比均小于 25% , 图 10 b 表明, 横刃轴向力占总轴向力的百分比随进给速度的增大有缓慢增加的趋势。

表 5 不同进给速度时的阶段 II 平均轴向力和横刃轴向力

进给速度/(mm/min)	25	45	75	105
无预制孔阶段 II 平均轴向力/N	51.25	67.62	91.13	105.97
有预制孔阶段 II 平均轴向力/N	39.60	52.85	68.55	79.52
横刃轴向力/N	11.65	14.77	22.58	26.45
横刃轴向力的百分比/%	22.73	21.82	24.78	24.96

图 10 横刃轴向力随进给速度的变化

6 临界进给量模型及其验证

出口分层是钻头将要钻出时,其底部薄层不能承受轴向力作用而出现剥离的现象。出口分层会降低零件的承载能力和疲劳寿命,且其维修成本高,为避免出口分层,钻削轴向力应低于临界轴向力^[2]。基于板壳弯曲理论采用不同方法建立了多种形式的临界轴向力模型^[12],具体数值是材料性能和未切削厚度的函数,同时还受刀具几何尺寸和形状的影响。钻削导致的出口分层的开裂模式有 2 种,见图 11。

图 11 分层开裂模式

文献[11]针对麻花钻钻削复合材料给出的出口分层临界轴向力 F_{crit} 为

$$F_{\text{crit}} = 16\pi \sqrt{\frac{6G_{\text{IC}}D}{13}} \quad (16)$$

式中, G_{IC} 为复合材料开裂模式 I 中的单位面积上的临界裂纹扩展能量; D 是基于层压板理论计算的综合刚度,当钻尖下未切削的材料剩余厚度为 h 时,有

$$D = \frac{1}{8}(3D_{11} + 2D_{12} + 4D_{66} + 3D_{22})$$

$$D_{11} = \frac{E_{11}h^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})}$$

$$D_{22} = \frac{E_{22}h^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})}$$

$$D_{12} = \frac{\nu_{12}E_{22}h^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})} = \frac{\nu_{21}E_{11}h^3}{12(1-\nu_{12}\nu_{21})}$$

$$D_{66} = \frac{G_{12}h^3}{12}$$

设横刃轴向力占总轴向力的百分比为 k_w ,则基于横刃轴向力 F_{zw} 可以估算总轴向力 F_z 为

$$F_z = F_{\text{zw}}/k_w \quad (17)$$

式中, F_{zw} 由式(15)计算; k_w 可由钻削试验确定,

本文根据表 5 和图 10,取 $k_w=0.25$ 。

对于 CFRP 单层板(T300/5208), $E_{11}=153 \text{ GPa}$, $E_{22}=11.2 \text{ GPa}$, $\nu_{12}=0.33$, $G_{12}=7.1 \text{ GPa}$, $G_{\text{IC}}=88 \text{ J/m}^2$, 代入式(16)可得

$$F_{\text{crit}} = 16\pi \sqrt{\frac{6G_{\text{IC}}D}{13}} = 23.8563h^{\frac{3}{2}} \quad (18)$$

因为由式(14)计算的 F_{Rb} 以及式(5)中的 p_x 均与每转进给量 f 无关,故将式(5)和(15)代入式(17)整理可得

$$F_z = \left[\frac{f}{2} b_c p_x (\sin \gamma_c + \mu \cos \gamma_c) + F_{\text{Rb}} \right] / k_w \quad (19)$$

令 $F_z = F_{\text{crit}}$, 根据表 4 和图 10,取 $k_w=0.25$,从而可求出临界每转进给量(简称临界进给量) f_{crit} 为

$$f_{\text{crit}} = \frac{23.8563h^{\frac{3}{2}} - 4F_{\text{Rb}}}{2b_c p_x (\sin \gamma_c + \mu \cos \gamma_c)} \quad (20)$$

按照本次试验研究的条件,将有关数据代入式(20),当 $h=1 \text{ mm}$ 时,计算得 $f_{\text{crit}}=0.0125 \text{ mm/rev}$,对应的 $v_f=37.5 \text{ mm/min}$;当 $h=2 \text{ mm}$ 时,计算得 $f_{\text{crit}}=0.0479 \text{ mm/rev}$,对应的 $v_f=143.7 \text{ mm/min}$ 。

准确了解 CFRP 的钻削分层现象一般较为困难,若对工件进行机械剖切又可能造成二次损伤,为能够在不破坏试件表面形貌的基础上进行观察,本次试验采用侧倾观测的方法进行研究。图 12 为使用崭新的 YG6X 钻头在转速 $n=3000 \text{ r/min}$,进给速度 v_f 分别为 25 mm/min , 45 mm/min , 75 mm/min 和 105 mm/min 的 CFRP 钻孔出口形貌图和反映相应的内部分层情况的壁面放大图,是采用 KEYENCE 超景深显微系统 VHX-2000 的观测结果。其中图 12a 为 $v_f=25 \text{ mm/min}$ 的钻孔出口,在孔出口处有轻微的损伤和撕裂,但无分层缺陷,图 12b 为 $v_f=45 \text{ mm/min}$ 的钻孔出口,出口损伤略有加重,靠近出口处位置开始出现细微的分层区域。图 12c 为 $v_f=75 \text{ mm/min}$ 的出口附近出现了若干明显的分层小裂纹,撕裂区域也更为严重。图 12d 为 $v_f=105 \text{ mm/min}$ 的细观孔貌图,分层缺陷出现较早且较为严重,同时出口的加工损伤和撕裂也更为明显。因为主轴转速不变而进给速度变化,所以本质上就是每转进给量的变化对出口分层的影响。

图 12 不同进给速度下出口形貌及孔壁对比

为进一步判断其内部分层情况,运用有限元仿真软件 ABAQUS 对钻削过程进行了深入分析。通过 VUMAT 子程序建立 CFRP 单向板,按照钻削试验时的四种进给量,利用工作站主机进行仿真模拟。图 13 为有限元仿真的总体设计,其中 CFRP 层与 Cohesive 层用不同颜色表示以方便观察分层现象。图 14 是进给速度 $v_f=25$ mm/min 的仿真结果,出口处有轻微的纤维损伤,但基本没有产生分层缺陷。图 15 是进给速度 $v_f=45$ mm/min 的仿真结果,此图表明,在剩余钻削厚度 h 不足

1 mm 的距离开始出现轻度分层。图 16 和图 17 分别是进给速度 $v_f=75$ mm/min 和 $v_f=105$ mm/min 的仿真结果,在剩余厚度 h 分别约为 1.4 mm 与 2.2 mm 的位置出现分层缺陷。综合以上仿真结果可知,分层缺陷的位置会随着进给速度的增加而上移,同时基体失效范围(俯视图红线区域)随着进给速度的增加而扩大。由于有限元仿真方法的固有误差,仿真结果与理论存在一定差异,但其趋势与理论分析基本一致,出现分层的剩余厚度也在理论分析范围附近。

图 13 CFRP 复合材料钻削有限元仿真

图 14 仿真剖面形貌 $v_f=25$ mm/min

图 15 仿真剖面形貌 $v_f=45$ mm/min 图 16 仿真剖面形貌 $v_f=75$ mm/min 图 17 仿真剖面形貌 $v_f=105$ mm/min

通过试验验证与仿真分析可知,按照钻头下边 CFRP 单层板的厚度 h 来改变每转进给量 f ,可以有效控制或减少出口分层缺陷,这个结论与理论分析结果是一致的。因此临界每转进给量也是变化的。

7 结论

(1) 基于临界轴向力模型可以建立临界每转进给量模型,计算和仿真证明临界每转进给量值不是常数。在钻削 CFRP 单层板时,对应不同剩余厚度的临界每转进给量值与 CFRP 的性能以及钻头几何参数密切相关。因此使用不同刀具时,即使钻削完全相同的材料,其临界每转进给量值也会有所不同;同样,使用完全相同的刀具钻削不同的复合材料,其临界每转进给量值也不同。因此,在确定临界每转进给量时,应考虑所使用的刀具和加工材料的特点。

特点。

(2) 对于 CFRP 单层板(T300/5208),在使用 $\phi 8$ mm 的硬质合金 YG6X 钻头进行干式钻削时,当钻头转速 $n=3\ 000$ r/min,进给量速度 $v_f=25$ mm/min 时,在孔出口有轻微的损伤和撕裂,但无分层缺陷; $v_f=45$ mm/min 时,靠近出口处出现细微的分层区域; $v_f=75$ mm/min 时,出口附近出现较明显的分层小裂纹; $v_f=105$ mm/min 时,分层缺陷离孔口较远且较为严重。将试验条件的有关数据代入本文的临界每转进给量模型计算可知,当钻头下剩余厚度 $h=1$ mm 时,临界每转进给量 $f_{\text{crit}}=0.0125$ mm/rev,即 $v_f=37.5$ mm/min;当 $h=2$ mm 时, $f_{\text{crit}}=0.0479$ mm/rev,对应的 $v_f=143.7$ mm/min。计算结果基本能够定量地预测试验中的分层现象,说明临界每转进给量模型具有一定的实用价值。

(3) 每转进给量是重要的钻削工艺参数, 既可以控制又比钻削轴向力更直观, 根据钻尖下不同剩余厚度所对应的临界每转进给量值的变化规律对分层缺陷的影响, 探索减少或避免出口分层缺陷的变进给量钻削方法, 对 CFRP 复合材料制孔技术的改进具有重要意义。但目前这方面的数据资料还比较少, 本文给出的临界进给量分析方法对此项工作具有一定的参考价值。

参 考 文 献

- [1] ABENA A, SOO S L, ESSA K. Modelling the orthogonal cutting of UD-CFRP composites; Development of a novel cohesive zone model[J]. *Composite Structures*, 2017, 168: 65-83.
- [2] SORRENTINO L, TURCGETTA S, BELLINI C. A new method to reduce delaminations during drilling of FRP laminates by feed rate control[J]. *Composite Structures*, 2018, 186: 154-164.
- [3] BRINKSMEIER E, FANGMANN S, RENTSCH R. Drilling of composites and resulting surface integrity[J]. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 2011, 60(1): 57-60.
- [4] TSAO Chungchen, HE Hocheng, CHEN Yangche. Delamination reduction in drilling composite materials by active backup force[J]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2012, 61(1): 91-94.
- [5] CHEN Wenchou. Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1997, 37(8): 1097-1108.
- [6] MIHAI-BOGDAN L, PAUL X. Experimental analysis of drilling fiber reinforced composites[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2011, 51: 937-946.
- [7] HE Hocheng, DHARAN C K H. Delamination during drilling in composite laminates[J]. *Trans. ASME*, 1990, 112: 236-239.
- [8] JAIN S, YANG D C H. Delamination-Free Drilling of Composite Laminates[J]. *Journal of Engineering for Industry*, 1992, 116:4(4): 475-481.
- [9] TSAO Chungchen, CHEN Wenchou. Prediction of the location of delamination in the drilling of composite laminates[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 70: 185-189.
- [10] PIQUET R, FERRET B, LACHAUD F, et al. Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills [J]. *Composites: Part A*, 2000, 31: 1107-1115.
- [11] PIERRE R, LANDON Y, LACHAUD F, et al. Analytical models of composite material drilling[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2011, 52(5-8): 609-617.
- [12] GIROT F, DAU F, GUTIERREZ M. New analytical model for delamination of CFRP during drilling[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, 240: 332-343.
- [13] NASIR A A A, AZMI A I, LIH T C, et al. Experimental study towards determination of critical feed for minimization of delamination damage in drilling flax natural fibre composites[J]. *Procedia CIRP*, 2018, 77: 191-194.
- [14] JIA Zhenyuan, ZHANG Chong, WANG Fuji, et al. An investigation of the effects of step drill geometry on drilling induced delamination and burr of Ti/CFRP stacks[J]. *Composite Structures*, 2020, 235, 11786.
- [15] WON M S, DHARAN C K H. Chisel edge and pilot hole effects in drilling composite laminates[J], *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2002, 124(2): 242-247.
- [16] TSAO Chungchen, HE Hocheng. The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2003, 43: 1087-1092.
- [17] XU Jinyang, AN Qinglong, CHEN Min. A comparative evaluation of polycrystalline diamond drills in drilling high-strength T800S/250F CFRP[J]. *Composite Structures*, 2014, 117: 71-82.
- [18] LI Maojun, SOO S L, ASPINWALL D K, et al. Study on tool wear and workpiece surface integrity following drilling of CFRP laminates with variable feed rate strategy[J]. *Procedia CIRP*, 2018, 71: 407-412.
- [19] LANGELLA A, NELE L, MAIO A. A torque and thrust prediction model for drilling of composite materials[J]. *Composites Part A*, 2005, 36(1): 83-93.
- [20] 孟庆勋, 姜寿山, 刘书暖, 等. CFRP 层合板制孔周期内轴向力分布规律研究[J]. *机械工程学报*, 2018, 54(11): 110-120.
- MENG Qingxun, JIANG Shoushan, LIU Shunuan, et al. Study of Thrust Force Distribution in a Drilling Cycle during Drilling of CFRP Laminates[J]. *Journal of*

- Mechanical Engineering, 2018, 54(11): 110-120.
- [21] ZHANG Yuxi, WU Dan, CHEN Ken. A theoretical model for predicting the CFRP drilling-countersinking thrust force of stacks[M]. Composite Structures, 2019, 209: 337-348.
- [22] HEIDARY H, MEHRPOUYA M A. Effect of backup plate in drilling of composite laminates, analytical and experimental approaches[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 136: 323-332.
- [23] 张少实, 庄茁. 复合材料与粘弹性力学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- ZHANG Shaoshi, ZHUANG Zhuo. Composite materials and viscoelastic mechanics[M]. Beijing: China Machine Press, 2011.
- [24] 白明华, 刘洪彬. 工程弹性力学基础[M]. 北京: 机械工业出版社, 1996.
- BAI Minghua, LIU Binbin. Foundation of engineering elastic mechanics[M]. Beijing: China Machine Press, 1996.
- [25] JOHNSON K L. 接触力学[M]. 徐秉业, 罗学富, 刘信声等译. 北京: 高等教育出版社, 1992.
- JOHNSON K L. Contact mechanics[M]. Translated by XU Bingye, LUO Xuefu, LIU Xinsheng, et al. Beijing: Higher Education Press, 1992.

作者简介: 王东, 男, 1990 年出生, 博士。主要研究方向为超声辅助加工, 复合材料加工。

E-mail: atan_wang@163.com

焦锋(通信作者), 男, 1971 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为精密超精密加工、超声辅助加工。

E-mail: jiaofeng@hpu.edu.cn