

引文格式: 李树健, 戴隆宇, 邹适, 等. CFRP管钻孔加工中管径对钻削轴向力与损伤特性的影响[J]. 航空制造技术, 2022, 65(22): 36-43.
LI Shujian, DAI Longyu, ZOU Shi, et al. Influence of pipe diameter on thrust force and damage characteristics during CFRP pipe drilling[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(22): 36-43.

CFRP 管钻孔加工中管径对钻削轴向力与损伤特性的影响*

李树健, 戴隆宇, 邹适, 李常平, 李鹏南, 邱新义

(湖南科技大学, 湘潭 411201)

[摘要] CFRP 管制造的传动轴具有优越的性能, 被广泛应用于无人机和新能源汽车等高新技术领域。CFRP 管中, 非轴向分布纤维的屈曲程度决定其初始弯曲应力, 并对其钻削过程中的轴向力和加工损伤产生影响。建立了 CFRP 管的钻削有限元仿真模型, 并进一步结合仿真和试验, 研究了管径大小对 CFRP 管钻削轴向力和损伤的影响。结果表明, 本文所建立的 CFRP 管钻削有限元模型具有较高的可靠性; CFRP 管的钻削出、入口易在螺旋槽的剥离力和钻头轴向力的作用下产生严重的推出分层和剥离分层, 最大钻削轴向力随管径的增大而呈现先减小后增大的“V”型变化趋势; 钻削出口存在明显的毛刺和分层损伤, 分层损伤因子随管径的增加变化幅度较小; 钻削入口的材料剥离长度和钻削出口的材料最大挠度均随管径的增大而增大; 最先与钻头接触的材料最大应力随管径增加呈先减小后增加的变化趋势, 在管内径为 12 mm 时应力达到最小。

关键词: CFRP 管; 管径; 有限元仿真; 轴向力; 钻削损伤

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2022.22.036



李树健

副教授, 硕士生导师, 博士, 研究方向为复合材料构件的结构设计、一体化成形、高品质切削加工技术。

碳纤维增强树脂基复合材料 (Carbon fiber reinforced plastic, CFRP) 传动轴具有轻质、耐腐蚀、高比强度比刚度和传递轴向载荷平稳等特性^[1-2], 已在无人机和新能源汽车等高新技术领域广泛应用。例如, 重载油动四旋翼无人机的传动系统和轻量化电动汽车的转向传动系统, 均采用了金属-CFRP 传动轴^[3-4]。为保证复合结构传动轴在工作过程中能稳定传递较高的转动扭矩, 金属接头与 CFRP 管的连接方式主要采用机械连接^[5]。因此, 对 CFRP 管进行钻孔是必要的加工工序。然而, CFRP 作为一种典型的非均质、各向异性材料, 会导致其在钻孔过程中易出现毛

刺、撕裂、分层等加工损伤^[6-7], 对制孔质量产生严重影响。

为实现高质量制孔, 已有学者对纤维复合材料管的钻削进行了研究。Gemi 等^[8-9]对出口侧有/无支撑的纤维复合材料管进行钻削试验, 发现在出口侧添加支撑可有效抑制出口分层。为有效抑制 CFRP 管钻削分层, Hocheng 等^[10]将磁性胶体涂抹在管内壁, 并在刀具侧安装电磁铁, 通过磁场力抑制管壁出口分层, 结果表明分层可减少 60%~80%。但该方法需对制孔后的刀具和管壁进行清洁, 加工效率较低。Hocheng 等^[11]利用管壁结冰产生的内部膨胀力来抑制分层, 该方法解决了磁性胶体法

* 基金项目: 国家自然科学基金(51975208, 52105442, 52275423, 51905169); 湖南省自然科学基金(2020JJ4301)。

带来的不利问题,但对分层损伤的抑制效果略有下降。上述研究虽然揭示了 CFRP 管钻削的出口缺陷形成机理,提出了有效的抑制策略,并得到了可靠的试验数据,但无法获取 CFRP 管钻削过程中的轴向力和加工损伤等有效信息。赵文辉等^[12]对有/无铝合金衬套的 CFRP 管进行了钻削试验和仿真研究,结果表明,在 CFRP 管内外附着铝合金衬套可有效抑制出入口分层,但该研究仅针对单一管径 CFRP 管,并未讨论改变管径时的相关情况。

实际上,CFRP 管中非轴向分布的纤维存在一定的屈曲效应,并承受一定的初始弯曲应力,CFRP 管的管径大小决定了纤维的屈曲程度和初始弯曲应力的大小。在钻孔过程中,会产生应力释放进而影响 CFRP 管的制孔质量,并进一步对复合结构传动轴的长寿命安全服役产生影响。为此,有必要开展不同管径 CFRP 管的钻削损伤研究。本文基于不同直径的 CFRP 管,采用有限元建模仿真和试验验证相结合的方法,提取了相关钻削力、出/入口形貌和孔壁损伤等仿真数据,探讨了制孔过程中管径对材料损伤行为的影响。

1 有限元建模与仿真

1.1 本构模型与失效准则

CFRP 在微观上为纤维与树脂的混合物,在宏观上呈现各向异性特征。若将纤维与树脂分别进行单独建模,计算过程十分复杂和庞大。为了提高计算和仿真效率但又不失普适性,本文将 CFRP 管单层材料视为具有纤维取向的等效均质材料(EHM),令 ε_{ij} 和 γ_{ij} 为应变分量; E_i 为弹性模量; ν_{ij} 为泊松比; G_{ij} 为剪切模量; σ_{ij} 为应力分量, i, j 取 1、2、3。其中,“1”表示沿纤维的方向,“2”和“3”表示垂直于纤维的方向。基于线弹性本构模型,其应力-应变关系可表示为^[13]

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & -\nu_{13}/E_3 \\ -\nu_{23}/E_1 & 1/E_1 & -\nu_{23}/E_3 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{32}/E_2 & 1/E_3 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix} \quad (1)$$

在建模过程中,尽管将单层 CFRP 视为具有纤维取向的等效均质材料,但由于材料特性不同,层内纤维和树脂会产生不同形式的损伤和失效。因此,本文采用三维 Hashin 失效准则来精确描述材料的失效模式^[14]。即:(1)纤维拉伸失效;(2)纤维压缩失效;(3)基体拉伸失效;(4)基体压缩失效。具体表达如下

(1)纤维拉伸失效($\sigma_{11} > 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \frac{(\sigma_{12}^2 + \sigma_{31}^2)}{S_{12}^2} \leq 1 \quad (2)$$

(2)纤维压缩失效($\sigma_{11} \leq 0$):

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 \leq 1 \quad (3)$$

(3)基体拉伸失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} > 0$):

$$\frac{1}{Y_t^2}(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2 + \frac{1}{S_{23}^2}(\sigma_{23}^2 + \sigma_{23}\sigma_{33}) + \frac{1}{S_{12}^2}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{31}^2) \leq 1 \quad (4)$$

(4)基体压缩失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$):

$$\frac{1}{Y_t^2} \left[\left(\frac{Y_c}{2S_{23}} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{4S_{23}^2} + \frac{(\sigma_{23}^2 - \sigma_{23}\sigma_{33})}{S_{23}^2} + \frac{(\sigma_{12}^2 + \sigma_{31}^2)}{S_{12}^2} \leq 1 \quad (5)$$

式中, X_t 、 Y_t 分别为沿纤维和基体方向的拉伸强度; X_c 、 Y_c 分别为沿纤维和基体方向的压缩强度; S_{12} 、 S_{13} 、 S_{23}

为各方向坐标面的剪切强度。

CFRP 管各层之间采用零厚度内聚力黏结单元(Cohesive 单元)粘接,基于双线性粘接模型,其弹性行为可表示为^[15]

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_{mm} & & \\ & K_{ss} & \\ & & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{bmatrix} = \mathbf{K} \delta \quad (6)$$

式中, \mathbf{t} 为应力矩阵; \mathbf{K} 为刚度矩阵; δ 为应变; n 为法向方向; s 、 t 为剪切方向。

Cohesive 单元承受荷载时,采用二次应力准则(QSC)判定损伤的起始,其表达式为^[16]

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\langle t_s \rangle}{t_s^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{\langle t_t \rangle}{t_t^0} \right\}^2 = 1 \quad (7)$$

式中,上标 0 表示峰值。

Cohesive 单元损伤失效的最终判据选用幂指数准则(Power Law),其表达式为^[16]

$$\left\{ \frac{\langle G_I \rangle}{G_{IC}} \right\}^\lambda + \left\{ \frac{\langle G_{II} \rangle}{G_{IIC}} \right\}^\lambda + \left\{ \frac{\langle G_{III} \rangle}{G_{IIIC}} \right\}^\lambda = 1 \quad (8)$$

式中, G_I 、 G_{II} 、 G_{III} 分别为纯 I、II、III 型断裂的界面能量; G_{IC} 、 G_{IIC} 、 G_{IIIC} 为临界能量释放率; λ 为混合模式断裂的修正因子。

1.2 仿真模型

建模过程中,在不考虑麻花钻头磨损和变形的前提下,将其设置为刚体。采用自由网格划分,钻头的整体网格单元类型为四面体结构(C3D10M)。同时,将钻头主要参与切削的主切削刃和横刃网格进行细化,网格尺寸均为 0.15 mm。其余网格划分为 0.5 mm。麻花钻的相关参数如表 1 所示。

使用堆叠方法对 CFRP 管的不同铺层进行几何建模,如图 1(a)所示。为满足模型材料与试验材料保持一致的要求,CFRP 管最外层采用 0/90° 纤维织物层,内部按

[0/45°/90°/135°] 的顺序,共铺设 20 层,各层厚度均为 0.15 mm。假设各层内的纤维均匀分布,且各层之间使用 Cohesive 单元粘接如图 1 (b) 所示。网格单元类型为六面体结构 (C3D8R),分别采用扫描网格法和中性轴算法进行网格划分和网格过渡最小化。对待去除材料的圆形区域进行单元尺寸为 0.15 mm 的网格细化,其余网格划分为 0.5 mm,如图 1 (c) 所示。建模中使用的材料参数来源于文献 [12],具体数值如表 2 所示。同时,为研究管径的影响,设置了 4 种不同直径的 CFRP 管,其参数如表 3 所示。

在边界条件设置方面,工件底部和两端施加完全固定约束,即 $U_x=U_y=U_z=U_{rx}=U_{ry}=U_{rz}=0$,如图 1 (a) 和 (c) 所示。赋予麻花钻 y 方向的旋转运动和沿 y 方向的进给运动。主轴速度和进给量分别为 3000 r/min、0.06 mm/r。CFRP 管与麻花钻之间的接触设置为通用接触,摩擦系数为 0.3^[17]。

2 试验设计

2.1 试验材料及设备

为验证仿真模型的可靠性,设计了不同直径的 CFRP 管在相同钻削条件下的钻削试验。试验所采用的 CFRP 管工件最外层为 0/90° 纤维织物层,内层为单向纤维层,顺序为 [0/45°/90°/135°] 交替铺层,具体尺寸如表 3 所示。试验使用的钻头为 AlTiN 涂层硬质合金标准麻花钻,直径为 4 mm,钻头顶角为 140°。相关加工工艺参数均设定为主轴转速 3000 r/min、进给量 0.06 mm/r。

试验中,使用专用夹具将 CFRP 管固定在 KVC800/1 四坐标立式加工中心上进行钻削。通过由 Kistler-9253B 三向压电式测力仪、Kistler 5080A 电荷放大器、PCIM-DAS1602/16 数据采集卡和切削力采集软件 Dynoware 组成的采集系统,对钻削轴向力进行采集,以稳定切削阶段的平均轴向力为参考,试验条件如图 2 所示。试验后,采用超景深三维显微

系统 (KEYENCE, VHX-500FE) 对 CFRP 管钻削入/出口损伤形貌提取后进行损伤因子评价和分析。

2.2 加工缺陷的评价方法

为评价不同直径 CFRP 管在钻削过程的损伤情况,对毛刺和分层损伤进行损伤因子定义与计算。毛刺损伤因子 F_{burr} 和分层损伤因子 F_{da} 的计算方法分别如式 (9) 和 (10) 所示^[18]。

$$F_{burr} = \frac{\sum_1^n S_i}{4\pi D_0^2} \quad (9)$$

表 2 CFRP 的材料属性
Table 2 Material properties of CFRP

属性	参数
密度/(kg·m ⁻³)	$\rho=1790$
弹性模量/MPa	$E_1=115000; E_2=E_3=6430$
泊松比	$\nu_{12}=\nu_{13}=0.34; \nu_{23}=0.28$
剪切模量/MPa	$G_{12}=G_{13}=G_{23}=6000$
拉伸强度/MPa	$X_t=1500; Y_t=30$
压缩强度/MPa	$X_c=700; Y_c=100$
剪切强度/MPa	$S_{12}=S_{13}=60; S_{23}=30$

表 1 麻花钻参数

Table 1 Parameters of the twist drill

直径/mm	顶角/(°)	密度/(kg·m ⁻³)	弹性模量/GPa	材料	泊松比
4	140	14600	580	AlTiN 涂层	0.22

表 3 CFRP 管的几何尺寸

Table 3 Geometric dimensions of CFRP pipes mm

编号	管内径 d_1	管外径 d_2
1	10	16
2	12	18
3	14	20
4	16	22

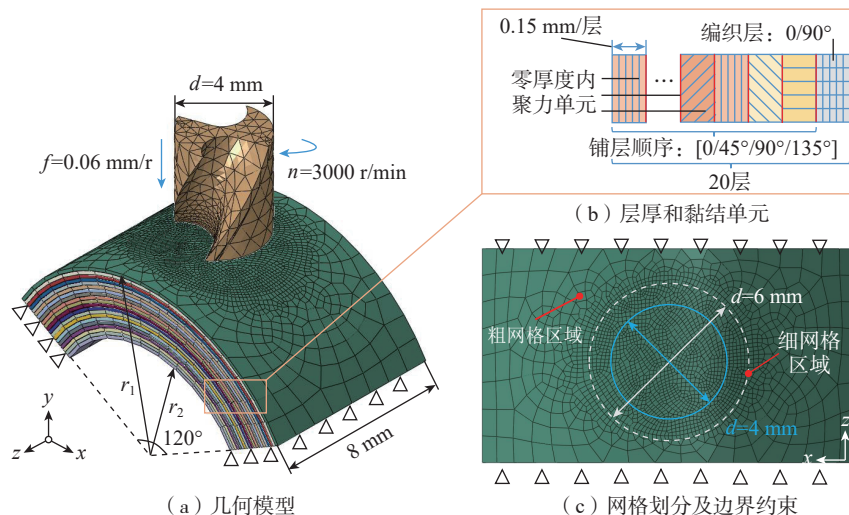


图 1 CFRP 管钻孔有限元模型

Fig.1 Finite element model of CFRP pipe drilling

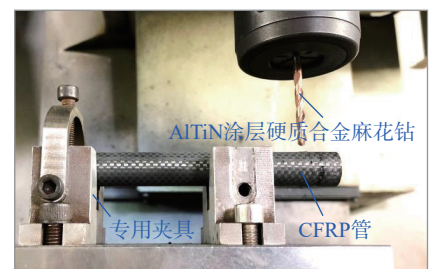


图 2 CFRP 管钻削试验装置

Fig.2 Experimental device of CFRP pipe drilling

$$F_{da} = \alpha \frac{D_{\max}}{D_0} + \beta \frac{A_{\max}}{A_0} \quad (10)$$

式中, S_i 为第 i 根毛刺面积; D_0 为孔的公称直径; D_{\max} 为最大损伤直径; A_0 为实际分层面积; A_{\max} 为以 D_{\max} 为直径的最大分层区域面积。 α 、 β 为权重因子, 分别由式(11)和(12)计算。

$$\beta = \frac{A_0}{A_{\max} - A_0} \quad (11)$$

$$\alpha = 1 - \beta \quad (12)$$

如图3所示, 在不同管径的 CFRP 管钻削过程中, 由于加工面为弧面, 需对分层损伤的评价因子进行再次修正, 修正后最大损伤直径 D'_{\max} 和公称直径 D'_0 分别按式(13)和(14)计算。

$$D'_{\max} = 0.5d_1 \cdot \arcsin \frac{D_{\max}}{d_1} \quad (13)$$

$$D'_0 = 0.5d_1 \cdot \arcsin \frac{D_0}{d_1} \quad (14)$$

式中, d_1 为 CFRP 管内壁的直径。

3 结果与讨论

3.1 轴向力分析与模型验证

图4为不同管径的 CFRP 管在给定主轴转速和进给量分别为 3000 r/min 和 0.06 mm/r 的条件下, 试验钻削轴向力的时变曲线。可以观察到, 所有 CFRP 管的钻削轴向力时变曲线的总体变化趋势与钻削 CFRP 层合板时相似, 均为先增加, 当达到峰值之后逐渐呈平稳变化趋势, 然后开始减小直至降为 0。其过程具体可分为以下 4 个阶段。

A 阶段: 麻花钻横刃接触 CFRP 管。此时主切削刃开始参与切削, 随着参与切削的主切削刃长度增加, 钻削轴向力逐渐增加直到最大值。

B 阶段: 麻花钻外圆转角接触 CFRP 管。此时主切削刃完全参与切削, 单位时间内材料去除体积相同, 钻削轴向力达到峰值并保持相对平稳。

C 阶段: 麻花钻接近出口侧。未切削侧材料对纤维的约束力减小, 轴向力降低。

D 阶段: 麻花钻开始钻出 CFRP

管。钻削轴向力随单位时间内材料去除体积的减小而降低, 直至麻花钻完全钻出时, 钻削轴向力趋于 0。

对比不同管径下 CFRP 管钻削过程中的轴向力时变曲线可知, 在 A、B、C、D 4 个钻削阶段内, 钻削轴向力总体上随管径增大而增大。由于管径越小 CFRP 管中非轴向分布的纤维屈曲越严重, 弯曲纤维上侧受到的拉应力和下侧受到的压应力越大。纤维初始弯曲应力越大, 横刃和主切削刃切除纤维所需的力就越小, 即轴向力越小。观察 B 阶段末的轴向力时变曲线发现, 轴向力在该处局部存在快速降低的现象。这是因为, 存在初始弯曲的纤维被切断后需要释放其弯曲形变势能, 从而对后刀面

产生较强的回弹效应, 在管面附近的纤维受到上侧材料的约束较弱, 对后刀面回弹效应显著, 而在管内部纤维受到上侧材料的约束强, 后刀面回弹效应弱, 因此钻削轴向力变小。轴向力快速下降后, 紧接着在 C 阶段初出现小幅度快速上升。这是因为接近出口处纤维所受的约束减弱, 使得纤维在一定程度上释放了形变势能, 从而使得轴向力略微增大。

图5展示了主轴转速和进给量分别为 3000 r/min 和 0.06 mm/r 时, 钻削不同管径 CFRP 管的最大轴向力的仿真及试验结果。可以看出, 10-16 mm、12-18 mm、14-20 mm、16-22 mm, 不同管径下 CFRP 管钻削的仿真值和试验值的平均误差分

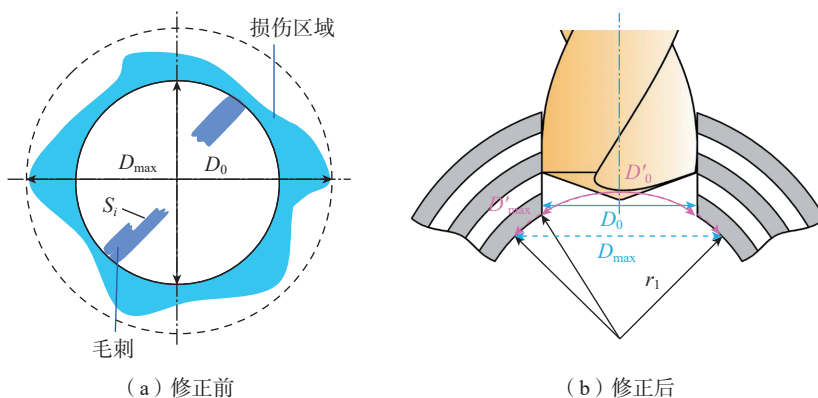


图3 CFRP 管钻削出口分层损伤因子计算示意图

Fig.3 Sketch map of calculation of the delamination damage factor for CFRP pipe drilling

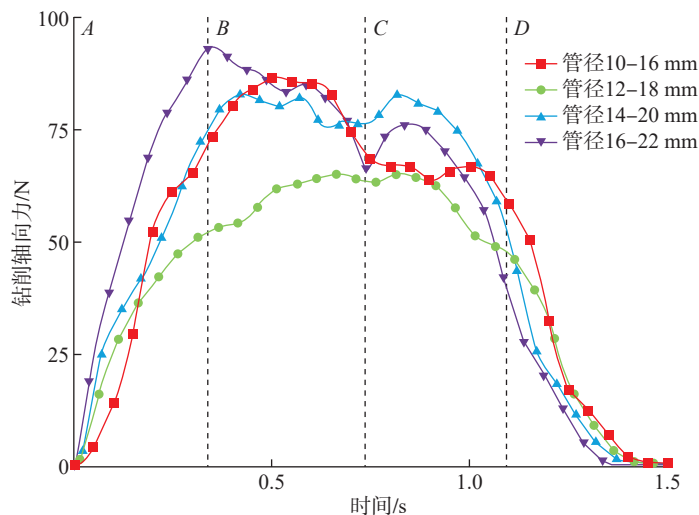


图4 CFRP 管试验钻削轴向力时变曲线

Fig.4 Time-varying curve of axial force in experimental drilling of CFRP pipes

别为 6.8%、13.8%、8.9%、9.2%，平均误差值均较小，表明本文中所建立的仿真模型具有较高的可信度。进一步对比不同管径下的最大钻削轴向力，可以发现随着管径增大，最大钻削轴向力出现先减小后增大的“V”型趋势。其主要原因在 CFRP 管成型时，部分弯曲过大的纤维产生了弯曲断裂，使得纤维的弯曲变形能得到释放，从而增大了轴向力。

此外，在加工参数为 $n=3000$ r/min、 $f=0.06$ mm/r 下，不同管径 CFRP 管的出口形貌如图 6 (a) 所示。可以看出，不同管径 CFRP 管的钻削出口均存在明显的毛刺和分层损伤。根据式 (10) 可知，为了量化分层损伤，需提取最大损伤直径 D_{max} 、孔公称直径 D_0 、最大分层区域面积 A_{max} 和实际分层面积 A_0 的相对大小。 D_{max} 和 D_0 可直接测量获得， A_{max} 和 A_0 的比值则通过图像处理软件分别采集标定的黄色区域和白色区域的像素数进行计算，如图 6 (b) 所示。最终，获得 10-16 mm、12-18 mm、14-20 mm、16-22 mm 不同管径下的出口侧分层损伤因子分别为 1.17、1.16、1.20、1.23。不同管径下试验与仿真的分层损伤因子对比如图 7 所示，试验与仿真的整体误差相对较小，最大误差为 6.5%。因此，通过对最大轴向力、出口分层损伤因素的综合比较，仿真分析与试验结果的一致性吻合较好。

3.2 不同管径 CFRP 管的钻削损伤分析

根据麻花钻进入 CFRP 管的时间顺序，将不同管径 CFRP 管的钻削过程分成 4 个阶段，即钻头主切削刃部分进入工件阶段、主切削刃完全进入工件阶段、横刃即将钻出工件阶段和主切削刃完全脱离工件阶段。截取仿真结果的剖面云图 (图 8)，并对整个钻削过程进行描述和分析。按照切削基本原理，横刃可以分为两个区段，即钻头轴向中心线附近的楔劈

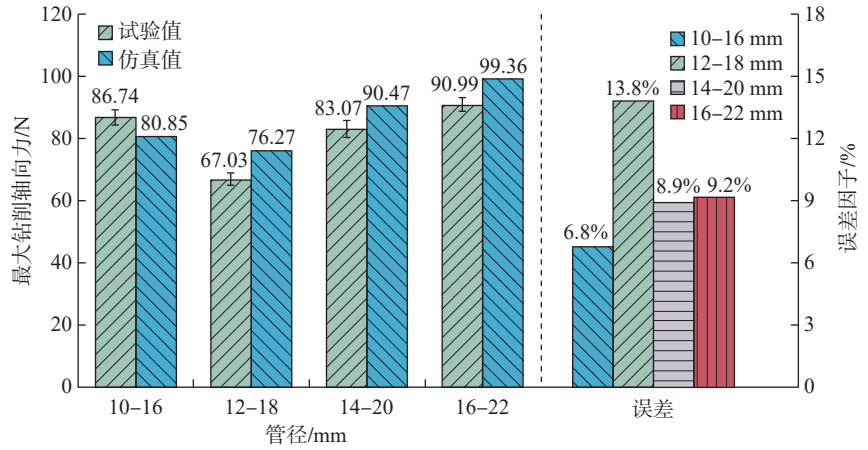


图 5 最大轴向力的仿真结果和试验结果
Fig.5 Simulation and experimental results of maximum axial force

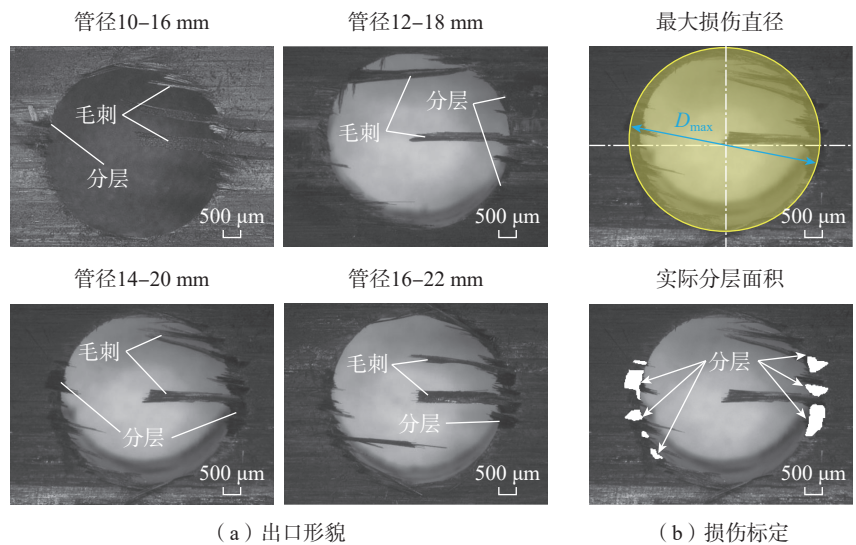


图 6 CFRP 管的出口形貌与分层损伤标定

Fig.6 Outlet morphology and delamination damage calibration of CFRP pipes

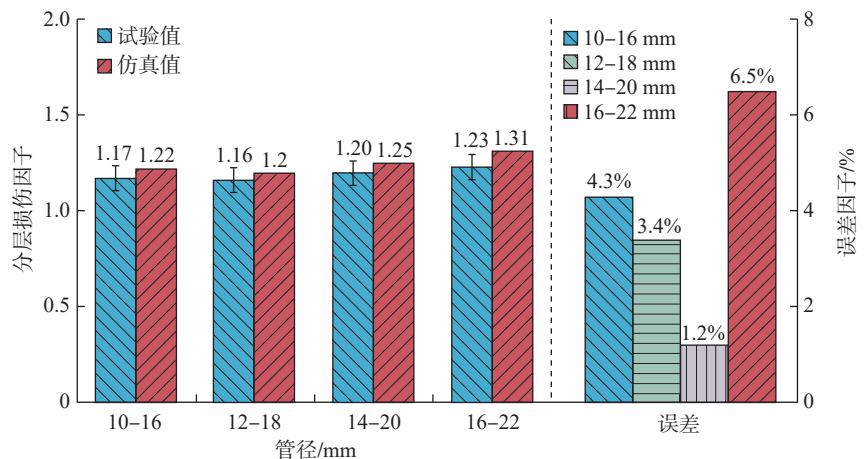


图 7 仿真与试验的出口分层损伤因子对比

Fig.7 Comparison of delamination damage factors at exit for simulation and experiment

齿及其两侧对称分布的切削刃^[19]。在 CFRP 管钻削过程中,楔劈齿首先随轴向进给连续楔入工件,材料受挤压作用而与切削刃形成接触,切削刃的强烈挤压作用使得入口材料出现较为严重的应力集中现象。随后,主切削刃参与切削,材料被有效切除,CFRP 管上最大应力位置转移至与主切削刃接触处。主切削刃所切削的材料首先在刃口的挤压作用下产生层间开裂,随钻头旋转,开裂后的上部材料被压入前刀面,并在切削断裂之前螺旋上升。该动作使得上部材料受到向上的剥离力,从而将上部材料与受轴向力推挤的下部材料分离,进而产生剥离分层。当钻头接近出口时,由于材料支撑强度减弱,钻

尖底部的材料在横刃轴向力作用下产生弯曲变形,并产生层间脱粘、开裂。在钻头持续进给作用下,层间开裂不断扩展直至超过孔的公称直径,从而形成推出分层。推出分层的扩展导致出口处材料的上侧约束不断减弱,从而使材料不能被有效去除并形成毛刺。

为进一步分析管径对 CFRP 管钻削损伤的影响,对仿真数据进行了提取和分析。所提取的数据包括在仿真剖面图上测得的入口剥离长度 l_r 、出口最大挠度 w_c 和最先与钻头接触的材料网格的最大应力 σ_{max} ,如图 9 所示。在横刃进入工件过程中,该网格的应力逐渐增大,直至失效前达到最大值,然后骤减为零。对比不同

管径状态下相同位置网格的最大应力可以发现,最大应力总体上随着管径的增大而增大。这是因为,随着管径的增大,管面的初始弯曲应力减小,横刃破坏材料所需的轴向力越大。观察图 8 发现,在 CFRP 钻削入口处存在严重的材料剥离现象,且剥离长度(l_r)的大小与管径相关。由图 9 可知,入口剥离长度(l_r)随管径的增大而增大。这主要与剥离分层的形成机制有关^[20]。此外,CFRP 管径越小,越难产生剥离分层^[21]。由于出口处纤维所受的约束较弱,在钻头轴向力的作用下,纤维产生挠曲变形,宏观上表现为出口处管壁的挠度。图 9 表明,出口最大挠度(w_c)随 CFRP 管径的增大而增大。这是

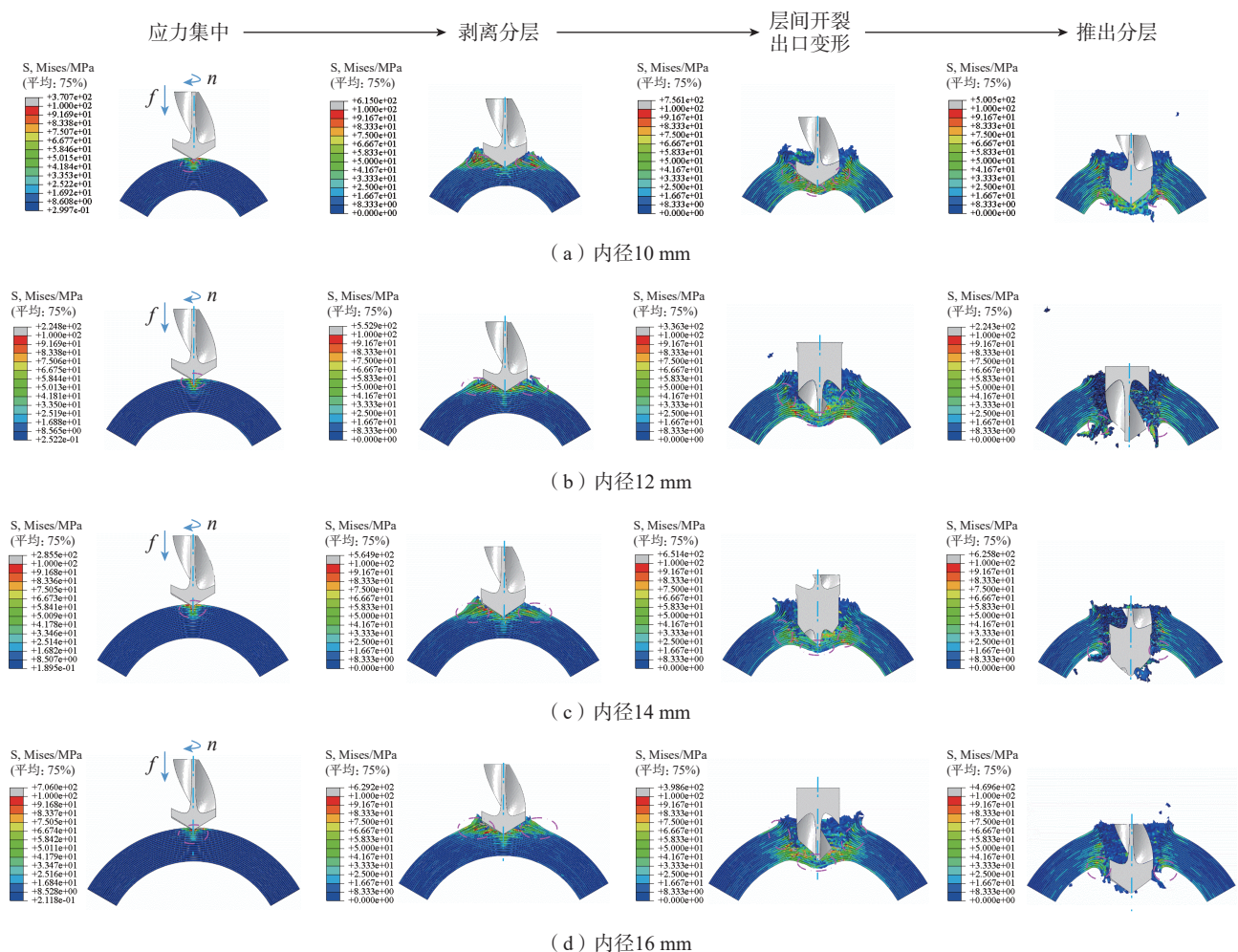


图 8 不同管径的 CFRP 管钻削应力云图 ($n=3000$ r/min, $f=0.06$ mm/r)

Fig.8 Nephogram of drilling stress of CFRP pipes with different diameters ($n=3000$ r/min, $f=0.06$ mm/r)

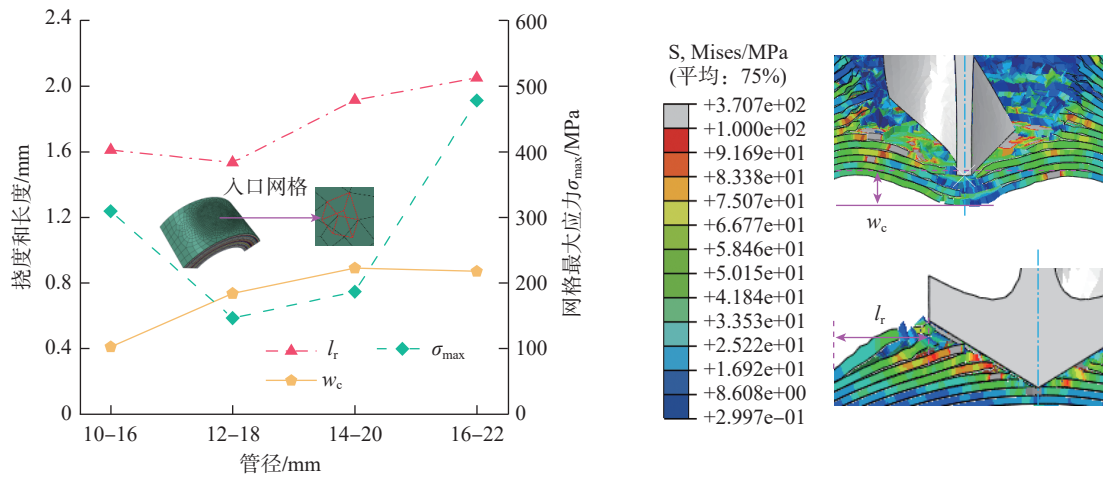


图9 代表网格单元的仿真数据

Fig.9 Simulation data of the representative grid element

因为,管径越小 CFRP 管中非轴向分布的纤维屈曲越严重,弯曲纤维上侧受到的拉应力和下侧受到的压应力越大。纤维初始弯曲应力越大,横刃和主切削刃切除纤维所需的力就越小,即轴向力越小,从而使得纤维向下的挠曲变形小,即 w_c 减小。

4 结论

本文建立了 CFRP 管的钻削有限元仿真模型,并通过不同管径的 CFRP 管钻削试验验证了模型的可靠性。结合仿真和试验,研究了管径大小对 CFRP 管钻削轴向力和损伤的影响,得出如下结论。

(1) 分别对 10 mm、12 mm、14 mm 和 16 mm 管径的 CFRP 管开展有限元仿真和钻削试验,结果表明,最大轴向力的误差分别为 6.8%、13.8%、8.9%、9.2%,分层损伤误差分别为 4.3%、3.4%、1.2%、6.5%,且试验值和仿真值均出现先减小后增大的“V”型趋势,证实了有限元仿真模型的可靠性。

(2) CFRP 管的钻削出/入口易在钻头轴向力和剥离力的作用下产生严重的推出分层和剥离分层,最大钻削轴向力随管径的增大而呈现先减小后增大的“V”型变化趋势,且轴向力在主切削刃完全进入工件阶

段末出现局部下降,在横刃即将钻出工件阶段初期的增幅较小。

(3) 钻削出口存在明显的毛刺和分层损伤,分层损伤因子随管径的增加变化幅度较小;钻削入口的材料剥离长度和钻削出口的材料最大挠度均随管径的增大而增大;最先与钻头接触的材料最大应力随管径增加呈先减小后增加的变化趋势,在管内径为 12 mm 时应力达到最小。

参考文献

[1] CHEN R, LI S J, LI P N, 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(11-12): 5017-5031.

[2] 徐锦泱, 密思佩, 明伟伟, 等. 纤维增强复合材料切削仿真研究进展[J]. 航空制造技术, 2018, 61(22): 16-23.

XU Jinyang, MI Sipei, MING Weiwei, et al. Research advances in cutting modeling of fiber reinforced polymer composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2018, 61(22): 16-23.

[3] XU J Y, YIN Y K, DAVIM J P, et al. A critical review addressing drilling-induced damage of CFRP composites[J]. Composite Structures, 2022, 294: 115594.

[4] LI S J, ZOU S, DAI L Y, et al. Damage mechanism of carbon fiber reinforced plastic pipe based on reverse and forward curvature drilling[J]. Composite Structures, 2022, 292: 115700.

[5] LI C P, ZHAO Y F, QIU X Y, et al. Interface mechanical damage mechanism in machining carbon fiber-reinforced plastic/Ti stacks based on a three-dimensional microscopic oblique cutting model[J]. Composite Structures, 2022, 279: 114737.

[6] 单晨伟, 吕晓波. 碳纤维增强复合材料铣削和钻孔技术研究进展[J]. 航空制造技术, 2016, 59(15): 34-41.

SHAN Chenwei, LÜ Xiaobo. Research progress on milling and drilling of carbon fiber reinforced composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(15): 34-41.

[7] 李树健, 陈蓉, 李常平, 等. 一种超声超低温冰层支撑辅助 CFRP 钻削方法[J]. 复合材料学报, 2022, 39(3): 1044-1054.

LI Shujian, CHEN Rong, LI Changping, et al. A method of CFRP drilling assisted by ultrasonic, cryogenic temperature and ice support[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2022, 39(3): 1044-1054.

[8] GEMI L, KÖKLÜ U, YAZMAN Ş, et al. The effects of stacking sequence on drilling machinability of filament wound hybrid composite pipes: Part-1 mechanical characterization and drilling tests[J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 186: 107787.

[9] GEMI L, MORKAVUK S, KÖKLÜ U, et al. The effects of stacking sequence on drilling machinability of filament wound hybrid composite pipes: Part-2 damage analysis and surface quality[J]. Composite Structures, 2020, 235: 111737.

[10] HOCHENG H, TSAO C C, LIU C S, et al. Reducing drilling-induced delamination in composite tube by magnetic colloid back-up[J].

CIRP Annals, 2014, 63(1): 85–88.

[11] HOCHENG H, TSAO C C, CHEN H T. Utilizing internal icing force to reduce delamination in drilling composite tubes[J]. Composite Structures, 2016, 139: 36–41.

[12] 赵文辉, 张伟东, 段振云, 等. 基于分层损伤分析的碳纤维增强树脂复合材料–金属传动轴扭转性能 [J]. 复合材料学报, 2021, 38(5): 1476–1486.

ZHAO Wenhui, ZHANG Weidong, DUAN Zhenyun, et al. Torsion properties of carbon fiber reinforced polymer composite-metal transmission shaft based on delamination damage analysis[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(5): 1476–1486.

[13] PRAKASH C, SEKAR K S V. 3D finite element analysis of slot milling of unidirectional glass fiber reinforced polymer composites[J]. Journal of the Balkan Tribological Association, 2017, 23(3): 497–514.

[14] HASHIN Z. Fatigue failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of

Applied Mechanics, 1981, 48(4): 846–852.

[15] MI Y, CRISFIELD M A, DAVIES G A O, et al. Progressive delamination using interface elements[J]. Journal of Composite Materials, 1998, 32(14): 1246–1272.

[16] PHADNIS V A, MAKHDUM F, ROY A, et al. Drilling in carbon/epoxy composites: Experimental investigations and finite element implementation[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2013, 47: 41–51.

[17] FEITO N, LÓPEZ-PUENTE J, SANTIUSTE C, et al. Numerical prediction of delamination in CFRP drilling[J]. Composite Structures, 2014, 108: 677–683.

[18] DAVIM J P, RUBIO J C, ABRAO A M. A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates[J]. Composites Science and Technology, 2007, 67(9): 1939–1945.

[19] 王东, 焦锋. 基于横刃轴向力的

CFRP 钻孔分层临界进给量研究 [J]. 机械工程学报, 2021, 57(3): 255–266.

WANG Dong, JIAO Feng. Study on critical feed rate of delamination based on thrust force of chisel edge during CFRP drilling[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2021, 57(3): 255–266.

[20] 王春浩, 李鹏南, 李树健, 等. CFRP 钻削加工过程的分层缺陷研究进展 [J]. 兵器材料科学与工程, 2019, 42(6): 109–115.

WANG Chunhao, LI Pengnan, LI Shujian, et al. Research progress on delamination defect in CFRP cutting process[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2019, 42(6): 109–115.

[21] GEIER N, SZALAY T, TAKÁCS M. Analysis of thrust force and characteristics of uncut fibres at non-conventional oriented drilling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastic (UD-CFRP) composite laminates[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 100(9–12): 3139–3154.

Influence of Pipe Diameter on Thrust Force and Damage Characteristics During CFRP Pipe Drilling

LI Shujian, DAI Longyu, ZOU Shi, LI Changping, LI Pengnan, QIU Xinyi
(Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China)

[ABSTRACT] The transmission shaft made of CFRP pipe is widely used in high-tech fields such as UAV and new energy vehicles because of the excellent performances. The buckling degree of non-axially distributed fibers in CFRP pipe determines its initial bending stress, which affects the axial force and machining damage during drilling process. In this presented paper, a finite element simulation model of CFRP pipe drilling is established, and the influence of pipe diameter on the thrust force and damage characteristics during CFRP pipe drilling is further studied by combining with simulation and experiment. The results show that the established finite element model of CFRP pipe drilling has high reliability. The drilling outlet and inlet of CFRP pipe are easy to produce serious push out delamination and peel delamination under the action of the stripping force of spiral groove and the axial force of drill bit. The drilling axial force and outlet delamination damage show a “V” trend with the increase of pipe diameter. There are obvious burr and delamination damage at the drilling outlet, and the delamination damage factor changes slightly with the increase of pipe diameter. The stripping length of the material at the drilling inlet and the maximum deflection of the material at the drilling outlet increase with the increase of the pipe diameter. The maximum stress of the material that contacts the drill bit first decreases first and then increases with the increase of pipe diameter, and reaches the minimum when the inner diameter of the pipe is 12 mm.

Keywords: CFRP pipe; Pipe diameter; Finite element simulation; Thrust force; Drilling damage

(责编 晓月)