

引文格式: 武卫洲, 刘雪峰, 崔鑫, 等. 基于细观模型的刃口半径对CFRP铣削过程影响[J]. 航空制造技术, 2022, 65(22): 60-67.

WU Weizhou, LIU Xuefeng, CUI Xin, et al. Influence of cutting edge radius on CFRP milling process based on micro-simulation[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(22): 60-67.

基于细观模型的刃口半径对CFRP铣削过程影响*

武卫洲¹, 刘雪峰², 崔鑫², 赵尔华³, 秦旭达¹, 李士鹏¹

(1. 天津大学, 天津 300000;

2. 天津航天长征火箭制造有限公司, 天津 300000;

3. 首都航天机械有限公司, 北京 100076)

[摘要] 刀具刃口半径是影响碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)加工质量的重要因素。为了研究刃口半径对CFRP铣削过程中切削机理的影响规律,建立了二维细观仿真模型,通过试验验证了其准确性。使用该模型分析了不同刃口半径情况下切削力、材料去除过程、面下损伤的变化规律。结果表明,纤维方向角对切削力的影响要大于刃口半径,纤维方向角为45°时,切削力随着刃口半径变大而增大,其他纤维方向角下切削力随刃口半径变化波动较小。随着刃口半径增大,CFRP切削过程由主要是剪切失效转为主要是弯曲失效。刃口半径越小对应面下损伤深度越小,切削力越小,但是会导致刃口处应力过大,有崩刃危险。

关键词: CFRP; 细观仿真; 刃口半径; 切削机理; 面下损伤; 纤维方向角

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2022.22.060



武卫洲

博士研究生,研究方向为难加工材料高效加工、刀具磨损。

碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)具有高比强度、高比模量以及抗腐蚀等优点,被广泛应用于航空航天、汽车、健康医疗等领域^[1]。为了达到零件尺寸和装配要求,通常要对复合材料进行二次加工,铣削就是其中很重要的加工方法之一。CFRP属于典型的难加工材料,由于碳纤维本身具有较高的强度和硬度,极易对刀具产生磨损,反过来刀具的磨损也会对加工质量产生严重影响。研究表明,刀具磨损的主要表现之一为刃口半径的改变^[2-4],刃口半径一般随着磨损程度的增加而发生改变。因此研究刃口半径对CFRP铣削过程的影响尤为重要。

基于切削试验往往无法准确获取CFRP切削区域的应力、应变以及各相的失效过程,而有限元切削仿真则可方便获得动态的材料去除过程。早期的有限元分析主要针对宏观模型, Santiuste等^[5]建立了GFRP和CFRP宏观切削模型,研究了不同纤维切削角度下材料的切削机理。Lasri等^[6]分别使用Hashin准则、最大应力准则和Hoffman准则建立正交切削模型,通过对比研究了不同失效准则下纤维取向对切削力和亚表面损伤的影响。由于宏观模型不能直观揭示纤维和基体的失效模型,微观模型开始广泛应用。Abena等^[7]采用光滑粒子动力学方法(SPH)和

* 基金项目: 国家自然科学基金(52075380); 天津市自然科学基金(21JCYJC00610)。

有限元方法建立了单向 CFRP 的微观正交切削模型,研究发现 SPH 法能更好地预测切削力,作者还对切削机理和切削表面进行了分析。Jiang 等^[8]建立了多尺度模型,从微观和宏观两个层面揭示了切削过程中的变形和失效机理。由于 CFRP 三维微观模型的计算量巨大,因此在研究 CFRP 材料去除过程时,大量研究采用了二维微观模型,并获得了较好的结果^[9-10]。

国内外学者针对 CFRP 加工过程中刃口半径的影响也展开了较多研究。Faraz 等^[11]首先提出用刃口半径作为研究钻削复合材料时刀具磨损的表征,研究发现,刃口半径与进出口分层现象有很强的相关性。Sauer 等^[12]研究了刃口半径对正交切削过程中切削力和切深抗力的影响,发现刃口半径对切深抗力影响较大。还有一些学者把刃口半径作为刀具磨损的指标来研究刀具磨损的机理^[2-4]。

综上所述,刃口半径主要用来研究刀具的磨损,其对 CFRP 切削过程的应力场分布规律和切屑形成机理等具有重要影响。本文基于 Abaqus 建立了 CFRP 二维微观切削模型,分析了不同刃口半径情况下 CFRP 切削力变化规律以及不同的材料去除机理,并通过面下损伤深度与刃口平均应力综合考虑,得到了最优的刃口半径值,对于铣削刀具的优化具有一定的技术参考价值。

1 CFRP 微观模型建立

1.1 材料本构模型及失效准则

碳纤维是一种横观各向同性材料^[7,9],垂直纤维方向的平面内各方向弹性性质相同,而与沿纤维方向的力学性质是不同的。其应力应变关系如下:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_1 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

式中, E_1 和 E_2 分别为纤维方向和垂

直纤维方向的弹性模量; ν_{12} 为材料的泊松比; G_{12} 为该平面内的剪切模量; σ 和 ε 分别为应力和应变。

由于碳纤维在切削过程中表现出脆性材料属性,故其没有塑性变形阶段,满足失效准则时由弹性阶段直接进入损伤演化。本文中采用 Abaqus 自带的二维 Hashin 准则来判断纤维失效,共分为纵向拉伸、纵向压缩、横向拉伸和横向压缩 4 种失效模式,如式(2)所示^[13]。

$$\begin{aligned} & \text{纵向拉伸} (\sigma_1 \geq 0): \\ & \left(\frac{\sigma_1}{X_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \\ & \text{纵向压缩} (\sigma_1 < 0): \\ & \left(\frac{\sigma_1}{X_c} \right)^2 \geq 1 \\ & \text{横向拉伸} (\sigma_2 \geq 0): \\ & \left(\frac{\sigma_2}{Y_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \\ & \text{横向压缩} (\sigma_2 < 0): \\ & \left(\frac{\sigma_2}{Y_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \end{aligned} \quad (2)$$

式中, X_t 、 X_c 、 Y_t 和 Y_c 分别表示纵向拉伸强度、压缩强度以及横向拉伸强度、压缩强度; S_{12} 表示剪切强度。

研究表明, Johnson-Cook 模型能准确描述金属材料及部分树脂材料的动力学行为^[14],因此本文使用 J-C 模型来描述增强树脂的动态本构。其表达为

$$\bar{\sigma} = [A + B \bar{\varepsilon}_p^n] [1 + C \ln \dot{\bar{\varepsilon}}^*] [1 - T^{*m}] \quad (3)$$

式中, A 、 B 、 C 、 m 、 n 均由试验确定。 $\bar{\sigma}$ 为等效应力; $\bar{\varepsilon}_p^n$ 为等效应变; $\dot{\bar{\varepsilon}}^* = \dot{\bar{\varepsilon}}/\dot{\varepsilon}_0$; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$, T_r 为参考温度, T_m 为熔化温度。

基体的失效通过 DUCTILE 准则来判断,达到一定的失效应变时开始进入损伤演化阶段,损伤演化使用断裂能来控制,超过断裂能以后基体单元失效删除。

至于界面层,使用零厚度的“Cohesive 单元”来描述纤维和树脂

基体之间的粘性行为,其应力应变关系如图 1 所示。采用双线性模型,在切削载荷作用下,单元先发生弹性变形,达到临界应力后开始退化,最后单元删除,纤维和基体界面失效,失去粘性作用。本文使用最大应力准则来判断“Cohesive 单元”失效起始,具体模型参数见表 1^[3-5]。

1.2 有限元模型设置

由于微观模型的尺度远小于实际情况,故铣削过程可简化为正交切削,如图 2 所示。其中, θ 为纤维方向角(纤维方向逆时针转动到刀具运动方向所转过的角度)。CFRP 微观有限元模型主要由三大部分组成:纤维相、基体相和界面相。部分模型中,远离切削区域处用等效均质模型(EHM)来代替,对纤维和基体起支撑作用。对底面和远离切削区的一侧设置为完全约束。为了分析切削过程中刀具的受力情况,并未将其设置为刚体,刀具侧边与参考点绑定,通过参考点的移动来控制刀具移动。

网格的设置涉及大变形问题的模拟中十分重要,本文中纤维和基体的单元网格类型设置为 CPS4R(四节点双线性平面应力单元,简化积分,沙漏控制),生成方式为结构性(Structured)四边形(Quad);层间“Cohesive 单元”网格类型设置为 COH2D4(4 节点二维粘聚力单元),生成方式为扫略性(Sweep)。网格尺寸大小的设置要考虑计算精度及时间效率的平衡,通过参考文献以及运算测试,网格尺寸为 0.001 mm 时,

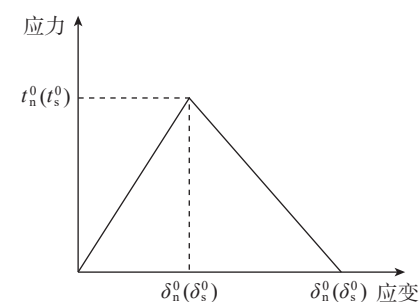


图 1 “Cohesive 单元”应力-应变关系
Fig.1 Stress-strain relation of cohesive element

计算精度可以保证,故单元网格大小设置为 $0.001\text{ mm} \times 0.001\text{ mm}$ 。为了减少运算成本,模型计算时还加入了质量缩放,设置为100。

刀具与 CFRP 的接触设置为面与节点区域(刀具的表面与工件的所有节点)的接触,接触类型为库仑摩擦,摩擦系数为 0.3。与此同时,为避免切削过程中工件内部单元相互嵌入,在设置通用接触外,通过修改 inp 文件方式对整体模型采用自接触。

2 试验设计

为验证 CFRP 微观切削模型的有效性,进而研究其切削力变化规律,设计了如图 3 所示的切削试验,其中沿刀具进给方向为 Y 向,垂直进给方向为 X 向,刀具轴向为 Z 向。

由于切削力容易测得并且对不同纤维方向角比较敏感,所以通过比较试验和仿真的切削力来验证切削模型的准确性。

试验采用了德玛吉五轴联动加工中心 DMU80T 对 4 种纤维方向角的 CFRP 单向板侧铣加工。加工过程中,待加工 CFRP 单向板固定于 Kistler 9257B 三通道测力仪上,测力仪下方与工作台完全固连,为了减少切削过程中的振动,将一块压板置于待加工板之上压紧。测力仪输出数据经过信号放大器及数据采集器处理后,传输到专用计算机处理。试验所用 CFRP 层合板为恒神股份有限公司生产的 T700 型单向层合板,尺寸为 $170\text{ mm} \times 120\text{ mm}$,单层厚度为 0.125 mm ,板厚 5 mm ,共计 40 层。

表 1 CFRP 切削仿真材料参数^[3-5]
Table 1 Material properties of CFRP in simulation^[3-5]

材料	参数	数值
碳纤维	弹性常数	$E_1=235\text{ GPa}, E_2=14\text{ GPa}, \nu_{12}=0.25, G_{12}=2.8\text{ GPa}$
	纵向强度	$X_t=4.62\text{ GPa}, X_c=3.96\text{ GPa}$
	横向强度	$Y_t=1.5\text{ GPa}, Y_c=3.34\text{ GPa}$
	剪切强度	$\sigma_s=1.5\text{ GPa}$
树脂	弹性常数	$E=3.4\text{ GPa}, \nu=0.35$
	断裂能	0.15 mJ/mm^2
	Johnson-Cook 参数	$A=120\text{ MPa}, B=654.18\text{ MPa}, C=0.124, m=0.304, n=0.772$
界面	法向应力	$t_n=50\text{ MPa}$
	切向应力	$t_s=75\text{ MPa}$
	弹性常数	$K=10^8\text{ N/mm}^3$
	断裂能	$G_n=0.015\text{ mJ/mm}^2, G_s=0.045\text{ mJ/mm}^2$

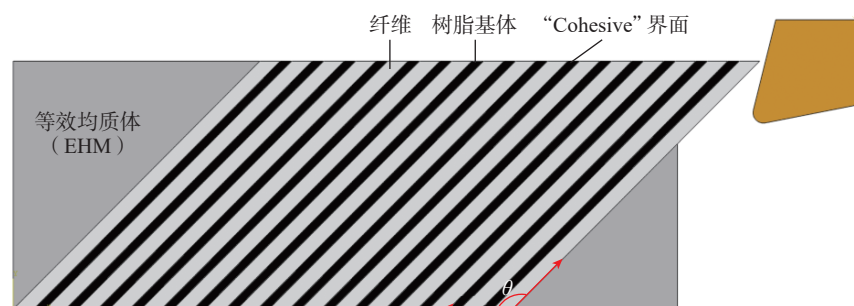


图 2 微观模型示意图
Fig.2 Schematic diagram of micro model

试验采用硬质合金铣刀对 CFRP 单向板进行侧铣加工,其铣削过程便于观测,铣刀片安装于直径 63 mm 的刀盘上,为了排除安装不对称性对试验的影响,同时只安装一个刀片。使用刀具的材料为硬质合金,前角为 14° ,后角为 11° 。另外,为排除铣削过程中涂层材料对刀具磨损的影响,故未对刀具进行涂层处理,具体加工参数见表 2。

3 结果和讨论

3.1 切削力分析

由于铣削试验测得的切削力为沿刀具运动方向和垂直于刀具运动方向的力,而仿真模型是简化模型,对应于铣削过程某一转中刀具与工件接触的过程。为了验证模型的准确性,需要将测得的力 F_x 和 F_y 转换到刀具运动的切向和法向,其中 F_c 即与仿真中的切削力相对应。另外,由于仿真模型的尺度远小于试验尺寸,故取单位厚度的切削力 (N/mm) 进行对比验证。图 4 所示为力转换示意图以及得到的力曲线,试验采用的是逆铣加工,铣刀实际切削厚度逐渐变大,所以力也逐渐变大,对该过程中的力进行平均即可与仿真得到的力进行比较。

图 5 为 4 个典型方向层合板铣削过程中切削力随刃口改变的变化规律,可以看出,除 0° 情况外,仿真和试验的切削力误差均在 10% 左右。秦旭达等^[15]在用仿真模型研究 CFRP 铣削过程中研究证实,误差小

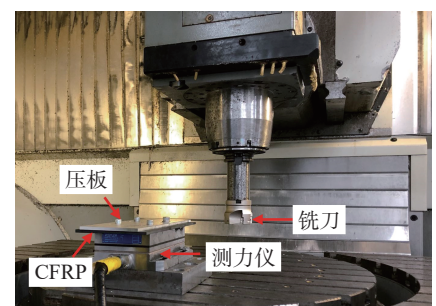


图 3 CFRP 铣削加工试验装置
Fig.3 Setup of CFRP milling experiment

于 20% 可以视为仿真精度较好,故现有误差在可接受范围内。总体来说,仿真值略高于试验值,这与切削方向上模型的长度有关系,由于模型左侧设置为不可失效的等均质模型,导致纤维弯曲到一定程度前就受到后方材料较大的支撑作用,因而需要更大的切削力。

当切削角度为 0° 和 135° 时,切削力随刃口半径的增大变化不明显且趋势一致,这与对应的切削机理有关,这两种情况下都靠刀具推动纤维弯曲达到一定强度从而断裂失效,受刃口影响相对较小。切削角度为 45° 时,随着刃口半径的增加,切削力是不断增加的,由于刃口半径的增加导致刀具切断纤维时接触面积不断增加,从而使切削区域压强减小,需要更大的切削力来达到剪切强度。切削角度为 90° 时,仿真值和试验值虽然波动较小且在一定误差范围内,但是总体趋势不一致,仿真中的切削力随着刃口半径增大有减小的趋势,这可能还与左侧等效均质体的设置有关,刃口半径增大后,刀具对纤维的剪切作用减小,纤维断裂前要经历一定程度的弯曲,而后方不可失效的均质体提供了较大的支撑力,导致切削力出现误差。

另外,看出纤维方向角对切削力的影响比较显著,纤维方向角为 45° 和 90° 时,切削力明显高于 0° 和 135° ,这是由于这两个角度下,主要的破坏形式为剪切破坏,而 0° 和 135° 时,纤维与基体首先脱粘,然后在刀具推动作用下发生弯曲断裂,界面的强度小于纤维的强度,故切削力相对较小。

3.2 不同刃口半径下材料失效行为分析

研究表明,纤维方向角是影响 CFRP 切削的重要因素,所以讨论刃口半径对切削机理影响主要从以下 4 个不同纤维方向角展开。

图 6 所示为纤维方向角为 0° 时,不同刃口半径下的切削过程,可以直

观地观察到 0° 情况下的材料失效机理。刃口半径较小时,刃口上方的纤维先与基体脱粘,然后纤维顺着前刀面被抬起发生弯曲,弯曲到一定程度达到纤维的拉伸强度或压缩强度发生断裂;刃口正前方的少量纤维在刀具推动下产生屈曲,进而失效,形成大量长条状切屑;刃口下方的材料基本不受影响。从图 6 (a) 和 (b) 可看出,刃口半径为 $2\ \mu\text{m}$ 和 $5\ \mu\text{m}$ 的失效机理是基本相同的,随着刃口半径的增加,刀具对下方纤维产生向下的压力,导致接触刀具的一层纤维在压缩作用下失效,并且从图 6 (c) 和 (e) 可以看出切削过程中会产生实

际前角为 0° 的情况,部分纤维不会沿着前刀面排除,而是发生屈曲,故切削力会稍微增大。

图 7 所示为纤维方向角为 45° 时,不同刃口半径下的切削过程。从图 7 (a) 和 (b) 中可以看出,刃口半径很小的时候,刃口与纤维接触面积小,刃口对纤维的横向挤压作用很容易达到横向压缩强度,纤维几乎是直接被切断的,同时也伴随有一定的纤维弯曲,导致纤维和基体脱粘,产生裂缝。随着刃口半径的增大,纤维很难被直接切断,而是先受到刀具刃口的挤压作用发生弯曲,当一侧的拉伸强度或压缩强度达到强度极限时断裂失

表 2 铣削加工参数

Table 2 Parameters of milling processing

主轴转速 $N/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$	线速度 $v/(\text{mm} \cdot \text{s}^{-1})$	进给速率 $f/(\text{mm} \cdot \text{r}^{-1})$	切削深度 a_p/mm	切削宽度 a_c/mm
600	2000	0.03	2	5

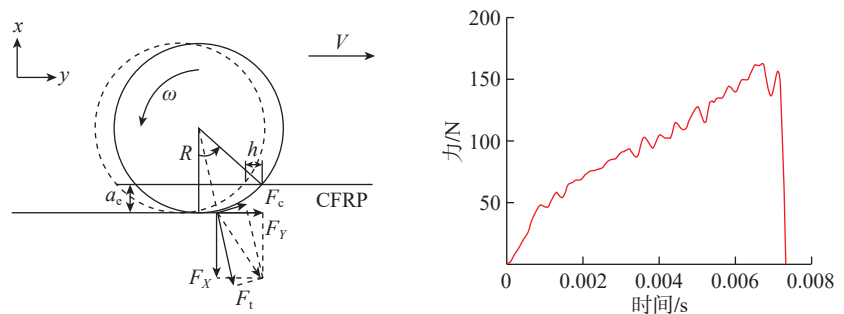


图 4 铣削试验切削力示意图

Fig.4 Schematic diagram of cutting force in milling experiment

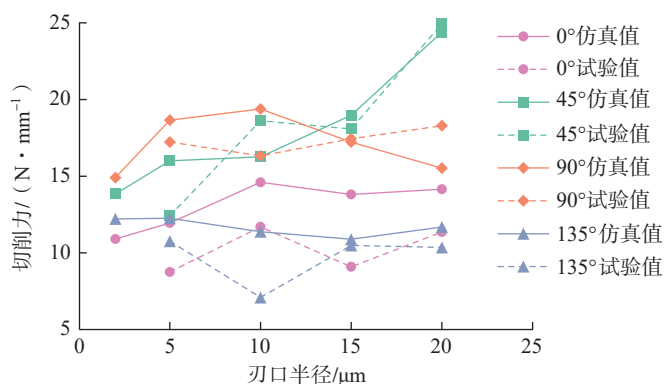


图 5 CFRP 单向板切削力随刃口半径的变化

Fig.5 Variation of cutting force for CFRP unidirectional laminates with cutting round edge

效。因此,该过程需要更大的切削力。

图 8 所示为纤维方向角为 90° 时,不同刃口半径下的切削过程,可以看出,刃口半径很小时,材料的失效包括刃口处纤维的剪切失效和面下的弯曲断裂失效。纤维方向角为 90° 时,纤维不容易顺着前刀面排出,从而在前刀面堆积,随着刃口半径增大,刃口与纤维接触面积增大后,很难达到纤维的压缩强度,使刀具前方的纤维产生更大的弯曲,断裂点在切削表面以下,形成纤维拔出。从图 8

(e) 看出,当刃口半径增大到一定程度时,切削过程的失效主要是弯曲断裂,进而造成严重的面下损伤。

图 9 所示为纤维方向角为 135° 时,不同刃口半径下的切削过程,可以看出,切削 135° 纤维时,主要是刀具前刀面与纤维表面接触,使其发生弯曲,纤维和基体开始大范围脱粘,随着切削过程进行,刀具的推进导致纤维在面下发生断裂,断裂的纤维由于缺少束缚,直接变成块状切屑。该过程中,主要是前刀面与材料接触,

刃口很少直接参与切削过程,故刃口半径变化对切削 135° 纤维过程影响不大,从切削力变化也可以看出。

3.3 表面质量分析

经过 3.1 节中切削力的验证,本文中微观切削模型可以较为准确地模拟 CFRP 切削过程,故使用模型中的面下损伤来对加工质量进行分析。面下损伤通过测量待加工表面和失效单元的最远垂直距离来获得。

图 10 所示为不同纤维方向角加工时面下损伤深度随刃口半径的变

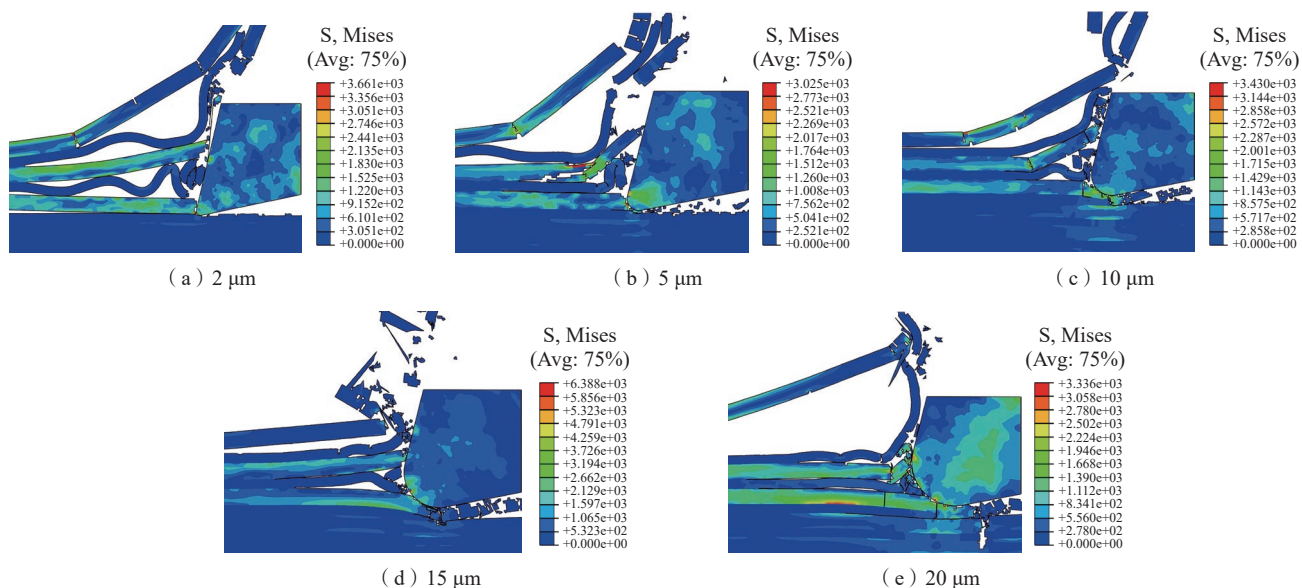


图 6 纤维方向角为 0° 时不同刃口半径对应切削过程

Fig.6 Cutting process under different cutting edge rounding when fiber orientation is 0°

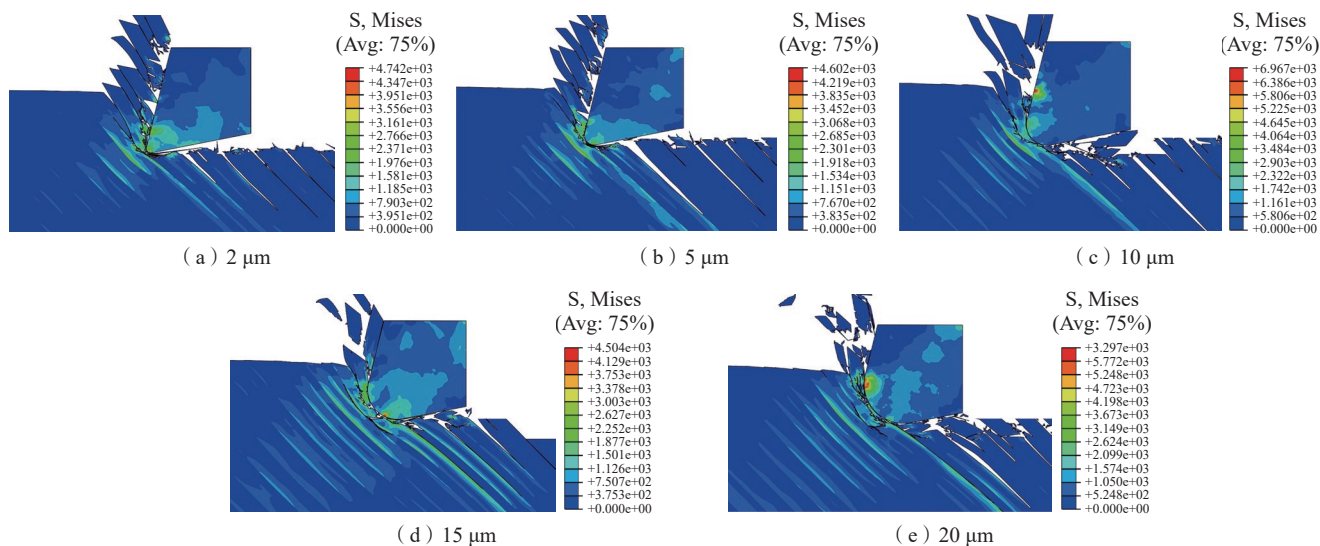
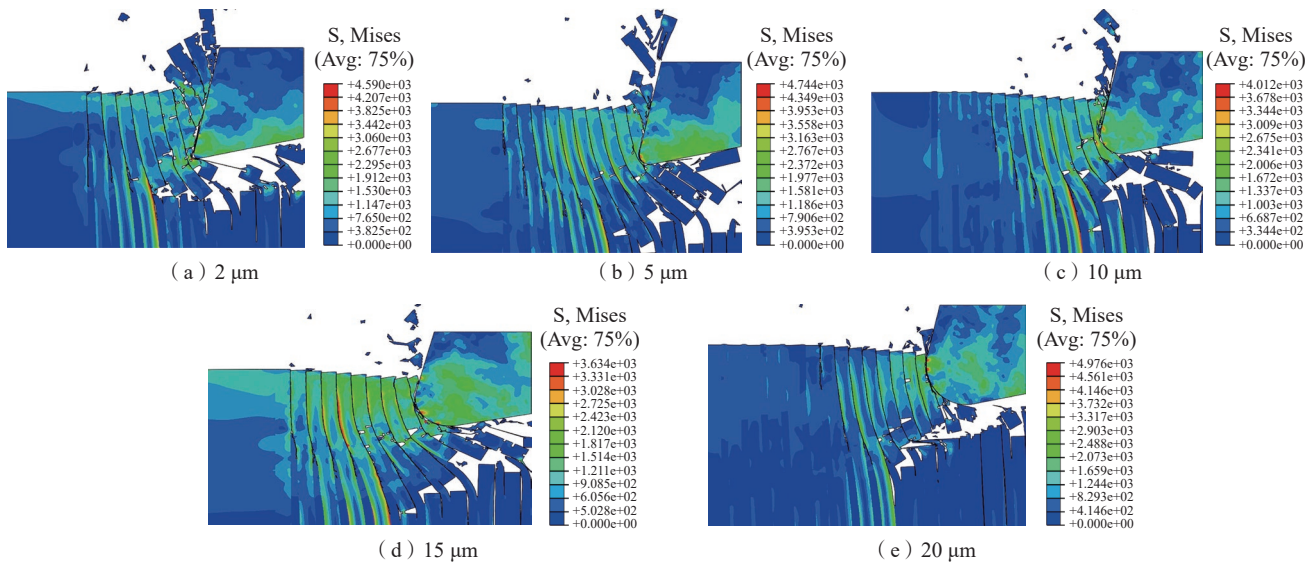
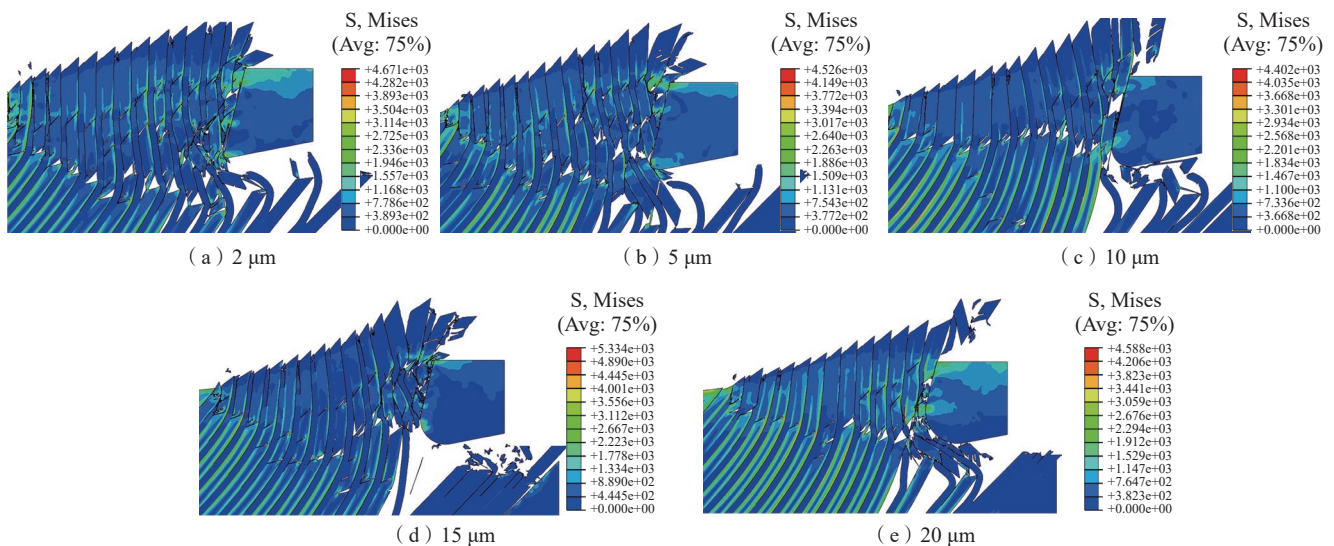


图 7 纤维方向角为 45° 时不同刃口半径对应切削过程

Fig.7 Cutting process under different cutting edge rounding when fiber orientation is 45°

图8 纤维方向角为 90° 时不同刃口半径对应切削过程Fig.8 Cutting process under different cutting edge rounding when fiber orientation is 90° 图9 纤维方向角为 135° 时不同刃口半径对应切削过程Fig.9 Cutting process under different cutting edge rounding when fiber orientation is 135°

化规律,可以看出,除加工 135° 纤维方向角以外,面下损伤深度随着刃口半径的增大而增大,并且 0° 和 45° 的加工质量相对较好,这与实际情况相符。当纤维方向角为 135° 时,结果显示刃口半径为 $10\ \mu\text{m}$ 能获得更好的加工质量。

考虑到CFRP的各向异性,切削表面在刀具进给方向和垂直于进给方向往往表现出不同的特性,线粗糙度 R_a 不能很好地表征表面的加工质量,故使用面粗糙度 S_a 来对加工表

面进行分析。使用共聚焦激光显微镜对不同切削角度下加工表面进行观察测量,如图11所示,其中每个角度均为使用刃口半径为 $20\ \mu\text{m}$ 刀具切削后的示意图。纤维方向角为 0° 时,由图11(a)可以看出平行的纤维分布于表面,表面质量相对较好;对于 45° 和 90° ,刃口半径较大时,切削表面出现裂缝和凹槽,与3.2节中分析的纤维拔出以及纤维与基体脱粘相吻合,表面质量稍差;纤维方向角为 135° 时,表面出现明显的起伏,

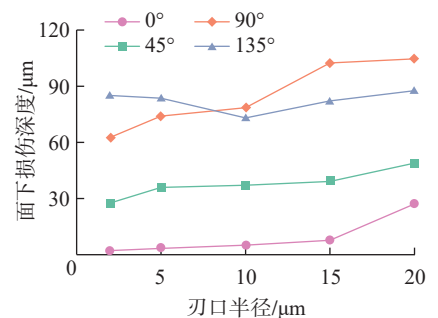


图10 CFRP 微观模型面下损伤随刃口半径的变化

Fig.10 Variation of subsurface damage for CFRP micro model with cutting round edge

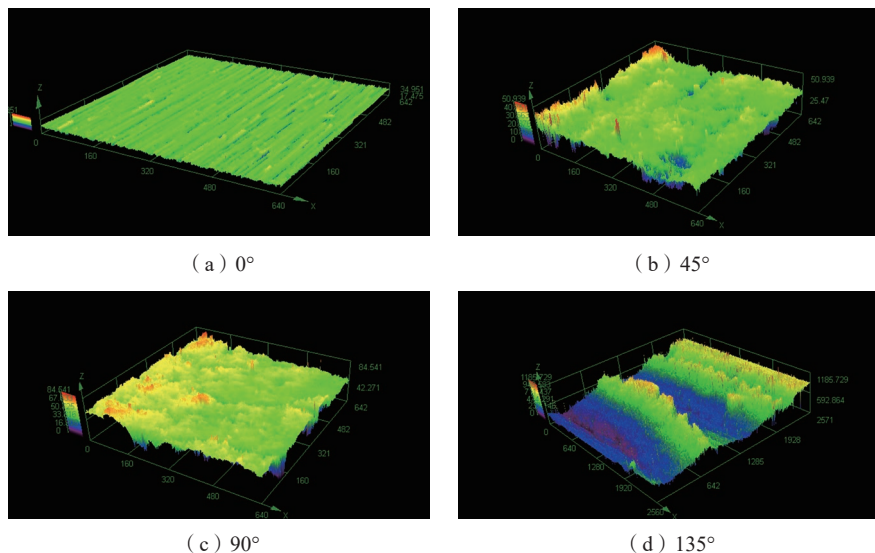


图 11 不同纤维角度表面共聚焦显微镜拍摄示意图

Fig.11 Schematic diagram of surface under different fiber orientations using confocal micro-scope

这是由纤维的块状脱落导致的。图 12 所示为 0° 、 45° 和 90° 纤维方向角时得到的面粗糙度 S_a 随刃口半径变化示意图,由于 135° 时粗糙度量级明显高于其他 3 种情况,故未进行展示。可以看出,刃口半径小于 $15 \mu\text{m}$ 时,面粗糙度的变化比较小,随着刃口半径继续增大, 45° 和 90° 情况下面粗糙度会急剧增加,但是纤维方向角为 0° 时,粗糙度随刃口半径变化较小,这主要由上文分析的失效机理决定。

3.4 不同刃口半径对刀具切削应力的影响分析

从以上结果可看出,刃口半径越小,铣削过程中切削力越小,并且加工质量也越好,而刃口半径太小可能导致刃口处的应力集中,有崩刃危险,故对刀具刃口处的应力进行了分析。

图 13 所示为不同纤维方向角加工时刃口平均应力随刃口半径的变化规律,可以看出随着刃口半径增大,刃口处平均应力普遍减小;刃口半径从 $2 \mu\text{m}$ 到 $5 \mu\text{m}$ 时,刃口平均应力下降最快,这是由于刃口半径为 $2 \mu\text{m}$ 时刀具与工件接触面积太小导致应力集中,因此刃口半径增加到 $5 \mu\text{m}$ 时接触面积变大引起的平均应

力减小效果较为显著。当纤维方向角为 45° 和 135° 时,刃口半径从 $15 \mu\text{m}$ 到 $20 \mu\text{m}$ 过程中平均应力增大,可能是由于刃口半径超过一定范围后,剪切能力明显减弱,达到剪切强度之前刀具对纤维挤压作用增强,所以应力增大。当刃口半径为 $2 \mu\text{m}$ 时,刃口平均应力显著大于其他情况,最高可达到 3174MPa ,这是由于仿真中为了减少计算成本,刀具设置为刚体,应力超过刀具强度也不能造成单元删除。而钨钴硬质合金抗弯强度一般为 $1000\sim 3000 \text{MPa}$,应力过大很容易导致刃口崩刃,并且磨损速度加快,所以不建议使用刃口半径为 $2 \mu\text{m}$ 的刀具。

实际工程应用中使用多向板,其切削过程中很难同时控制不同层的纤维切削角以及对应的刀具刃口半径。从整体来看, $2 \mu\text{m}$ 时过小的刃口半径导致较大切削应力,易出现崩刃;而较大的刃口半径易发生切削损伤。因此在本文研究的刃口半径参数选值内, $5 \mu\text{m}$ 的刃口半径较为合适。

4 结论

(1) 通过对比不同纤维方向角和

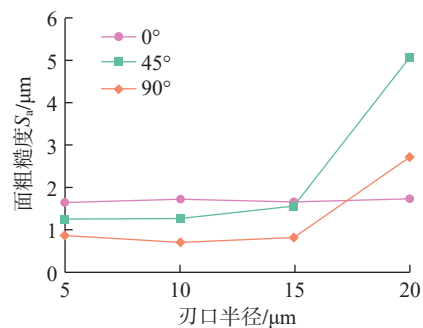


图 12 表面粗糙度随刃口半径的变化

Fig.12 Variation of surface roughness with cutting round edge

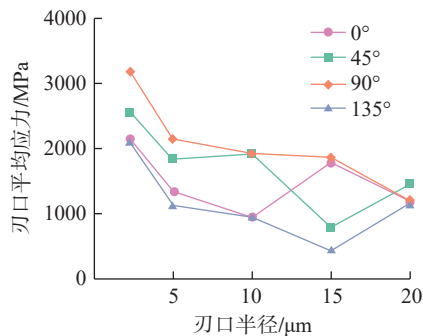


图 13 CFRP 微观模型刃口平均应力随刃口半径的变化

Fig.13 Variation of average stress of tool for CFRP micro model with cutting round edge

刃口半径情况下铣削 CFRP 时切削力的大小可知,切削力受纤维方向角影响要大于刃口半径。纤维方向角为 45° 时,切削力随刃口半径变化最为敏感,而其他纤维方向角影响较小。

(2) 纤维方向角为 0° 、 45° 和 90° 时,随着刃口半径增大,纤维失效过程主要原因由剪切断裂转变为弯曲断裂。纤维方向角为 135° 时,由于其独特的切削机理而受刃口半径影响较小。

(3) 加工质量随刃口半径增加而变差,但是刃口半径过小,会造成刀具应力过大,对于 CFRP 铣削等断续切削过程,刀具刃口半径建议在 $5 \mu\text{m}$ 以上以防止崩刃。

参考文献

[1] 蒋晓捷,胡小平,苏飞,等. CFRP 制孔加工缺陷及制孔技术的研究进展 [J]. 机

械设计与制造, 2021(8): 79–82.

[1] JIANG Xiaojie, HU Xiaoping, SU Fei, et al. Review of the defects and the drilling technology of CFRP[J]. Machinery Design & Manufacture, 2021(8): 79–82.

[2] CHEN T, GAO F, LI S, et al. Experimental study on cutting tool wear in milling carbon fiber composites with spiral staggered diamond-coated milling cutter[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 98(1): 413–419.

[3] NGUYEN D, ABDULLAH M S B, KHAWARIZMI R, et al. The effect of fiber orientation on tool wear in edge-trimming of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) laminates[J]. Wear, 2020, 450: 203213.

[4] BUSE H, FEINLE P. Model system studies of wear mechanisms of hard metal tools when cutting CFRP[J]. Procedia Engineering, 2016, 149: 24–32.

[5] SANTIUSTE C, SOLDANI X, MIGUÉLEZ M H. Machining FEM model of long fiber composites for aeronautical components[J]. Composite Structures, 2010, 92(3): 691–698.

[6] LASRI L, NOUARI M, EL MANSORI M. Modelling of chip separation in

machining unidirectional FRP composites by stiffness degradation concept[J]. Composites Science and Technology, 2009, 69(5): 684–692.

[7] ABENA A, ESSA K. 3D micro-mechanical modelling of orthogonal cutting of UD-CFRP using smoothed particle hydrodynamics and finite element methods[J]. Composite Structures, 2019, 218: 174–192.

[8] JIANG H, REN Y, LIU Z. Micro- and macro-scale simulation for axial cutting machining behaviors of 2D triaxially braided composites[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 156: 1–13.

[9] ABENA A, SOO S L, ESSA K. A finite element simulation for orthogonal cutting of UD-CFRP incorporating a novel fibre-matrix interface model[J]. Procedia CIRP, 2015, 31: 539–544.

[10] RENTSCH R, PECAT O, BRINKSMEIER E. Macro and micro process modeling of the cutting of carbon fiber reinforced plastics using FEM[J]. Procedia Engineering, 2011, 10: 1823–1828.

[11] FARAZ A, BIERMANN D, WEINERT K. Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates[J]. International Journal of

Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(15): 1185–1196.

[12] SAUER K, WITT M, PUTZ M. Influence of cutting edge radius on process forces in orthogonal machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRP)[J]. Procedia CIRP, 2019, 85: 218–223.

[13] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47: 329–334.

[14] SU Y. Effect of the cutting speed on the cutting mechanism in machining CFRP[J]. Composite Structures, 2019, 220: 662–676.

[15] 秦旭达, 唐心凯, 葛恩德, 等. CFRP 三维铣削仿真模型的建立及层间损伤分析[J]. 宇航材料工艺, 2020, 50(1): 22–29.

QIN Xuda, TANG Xinkai, GE Ende, et al. Establishment of 3D milling simulation model for CFRP and analysis of interlaminar damage[J]. Aerospace Materials and Technology, 2020, 50(1): 22–29.

通讯作者: 李士鹏, 讲师, 博士, 研究方向为航空航天材料的高效加工、刀具设计和刀具涂层。

Influence of Cutting Edge Radius on CFRP Milling Process Based on Micro-Simulation

WU Weizhou¹, LIU Xuefeng², CUI Xin², ZHAO Erhua³, QIN Xuda¹, LI Shipeng¹

(1. Tianjin University, Tianjin 300000, China;

2. Tianjin Long March Launch Vehicle Manufacturing Co., Ltd., Tianjin 300000, China;

3. Captial Aerospace Machinery Corporation Limited, Beijing 100076, China)

[ABSTRACT] The cutting edge radius is an important factor affecting the machining quality of carbon fiber reinforced polymers (CFRP). In order to study the influence of cutting edge radius on cutting mechanism in CFRP milling process, a two-dimensional micro simulation model was established. The accuracy of the cutting model was verified by comparing the cutting force obtained from the experiment with the simulation value. Using this model, the changing rules of cutting force, cutting mechanism and subsurface damage under different cutting edge radius were analyzed. The results show that the influence of fiber orientation on cutting force is greater than that of cutting edge radius. When the fiber orientation is 45°, the cutting force increases with the increase of edge radius, but fluctuates less at the other fiber direction angles with the change of edge radius. With the increase of the cutting edge radius, the cutting process of CFRP changes from shear failure to bending failure. Small cutting edge radius causes small subsurface damage depth and small cutting force. However, it will lead to excessive stress at the edge, and there is a risk of tipping.

Keywords: CFRP; Micro-simulation; Cutting edge radius; Cutting mechanism; Subsurface damage; Fiber orientation

(责编 大漠)