

CFRP 三维铣削仿真模型的建立及层间损伤分析

秦旭达¹ 唐心凯¹ 葛恩德² 李士鹏¹ 朱圣富¹

(1 天津大学机械工程学院, 天津 300072)

(2 上海飞机制造有限公司航空制造技术研究所, 上海 201324)

文 摘 碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)具有层间结合强度低、各向异性等特点,切削过程中易产生层间损伤。为了对CFRP铣削加工过程中的层间应力、层间损伤进行研究,建立了复合材料三维铣削仿真模型。该模型在结构上采用等效均质建模,层内单元利用VUMAT子程序建立了三维Hashin起始失效准则以及损伤演化过程模型,层间采用Cohesive单元连接以模拟层间损伤的产生及扩展。通过与实验切削力数值的比较,验证了仿真模型的准确性。利用该模型分析了切削力、层间应力及层间损伤随纤维方向角(0°、45°、90°、135°)的变化规律。结果表明:铣削过程加工损伤主要集中在近工件表面。铣削力、层间应力、层间损伤受纤维方向角的影响,纤维方向角为90°与135°时,轴向铣削力较大,层间应力与层间损伤均随纤维方向角的增加而增大,纤维方向角为135°时,层间应力最大,层间损伤最严重。

关键词 碳纤维增强树脂基复合材料,三维切削仿真,层间损伤,纤维角度

中图分类号:TB332

DOI:10.12044/j.issn.1007-2330.2020.01.003

Establishment of 3D Milling Simulation Model for CFRP and Analysis of Interlaminar Damage

QIN Xuda¹ TANG Xinkai¹ GE Ende² LI Shipeng¹ ZHU Shengfu¹

(1 School of Mechanical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072)

(2 Institute of Aeronautical Manufacturing Technology, Shanghai Aircraft Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 201324)

Abstract Carbon fiber reinforced polymers (CFRP) have the characteristics of low interlayer bonding strength and anisotropy and interlaminar damage, are easily generated during the cutting process. In order to study the interlaminar stress and interlaminar damage during the milling process of CFRP, a three-dimensional milling simulation model of composite materials was established. Equivalent homogeneous modeling was adopted in the structure. The three-dimensional Hashin initial failure criterion and damage evolution model were established by using VUMAT subroutine for the intralaminar element. The layers were connected by cohesive element to simulate the generation and expansion of interlaminar damage. The accuracy of the simulation model was verified by comparing the simulation and experimental cutting force values. The model was used to analyze the variation of cutting force, interlaminar stress and interlaminar damage with fiber orientation angle (0°, 45°, 90° and 135°). The results show that the machining damage during milling is mainly concentrated near the surface of the workpiece. Milling force, interlaminar stress and interlaminar damage are effected by fiber orientation angle. When the fiber orientation angle is 90° and 135°, the axial milling force is larger. The interlaminar stress and interlaminar damage increase with the increase of the fiber orientation angle. When the fiber orientation angle is 135°, the interlaminar stress is the largest, and the interlaminar damage is the most serious.

Key words CFRP, 3D FEM cutting, Interlaminar damage, Fiber orientation angle

0 引言

碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)具有比强

收稿日期:2019-08-19

基金项目:国家“高档数控机床与基础制造装备”科技重大专项(2017ZX04013001);天津市自然科学基金(16JCZDJC38300, 17JCQN-JC04000);国家商用飞机制造工程技术研究中心创新基金(COMAC-SFGS-2018-36794)

第一作者简介:秦旭达,1973年出生,博士,教授,研究方向为复合材料加工关键技术。E-mail:qxd@tju.edu.cn.

通信作者:李士鹏,E-mail:shipengli@tju.edu.cn.

度和比模量高、抗腐蚀性和耐疲劳性好等诸多优点,在航空航天领域应用广泛^[1]。虽然大多数复合材料采用近净成形加工,但通常为了满足零件尺寸及装配要求等,需要对复合材料零件进行铣削加工^[2]。但CFRP是一种典型的难加工材料,在加工过程中易产生层间损伤,严重影响加工质量以及工件的使用寿命^[3]。因此,研究CFRP层间损伤产生机理进而减少加工损伤是当前亟需解决的问题。

由于复合材料试件和刀具价格昂贵以及层间损伤不易检测,仅通过实验方法对加工损伤产生机理进行研究需要很高的实验成本。因此有限元仿真与实验相结合的方式逐渐成为一种较优的分析方法。针对复合材料切削的有限元仿真,大部分国内外学者^[4-7]关注二维切削仿真,但二维切削模型无法分析面外失效以及刀具的某些具体角度(螺旋角等)对切削过程的影响,三维切削仿真结果更接近实际,已逐渐成为CFRP仿真建模的关注重点。CFRP三维建模需要自定义CFRP的力学模型,相应理论还未成熟,部分学者已经开始对复合材料三维切削有限元仿真展开研究,例如,A. Vaibhav等人^[8]建立了复合材料三维钻削有限元模型,用Cohesive单元模拟复合材料中的层间分层,分析了钻孔工艺参数对分层损伤的影响。贾振元等人^[9]开发了CFRP/Ti叠层材料三维斜角切削模型,探究了切削不同纤维方向与不同铺层顺序时面下损伤的变化。宿友亮^[10]建立了CFRP的三维正交切削有限元模型,利用该模型对微切削过程进行了仿真,对纤维和树脂的断裂演化过程进行了表征。A. Abena等人^[11]利用光滑粒子流体动力学与有限元相结合的方法建立了CFRP细观三维正交切削模型,仿真精度较好。齐振超^[12]建立了三维钻削CFRP有限元模型,直观表现了分层产生过程和应力场分布规律。综上可知,对于复合材料三维有限元建模的层间损伤研究,三维正交切削模型与钻削模型占绝大多数,且模型中大多未考虑CFRP的刚度退化部分。以往的研究中还没有铣削加工中纤维方向角对层间损伤的影响规律研究。

本文基于ABAQUS有限元仿真技术,建立可预测层间损伤和刚度退化的CFRP三维铣削有限元模型,分析了切削力、层间应力、层间损伤随纤维方向角的变化规律,对于铣削刀具和工艺优化具有一定的技术参考价值。

1 CFRP三维铣削有限元模型

1.1 CFRP层合板损伤演化理论

建立三维铣削模型为宏观模型,单层板设置为等效均质的模型,不区分纤维与基体^[13-14]。通过自定义子程序(VUMAT)的开发,构建出三维线弹性本

构、三维失效准则及损伤演化在内的复合材料模型,复合材料板层与层之间通过Cohesive单元连接,以模拟层间损伤。

1.1.1 层内损伤演化理论

CFRP损伤起始判据采用Hashin失效准则^[15-16],Hashin准则包含四种不同的失效形式。

纤维拉伸失效($\sigma_{11} \geq 0$):

$$F_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{\sigma_{11}^T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \quad (1)$$

纤维压缩失效($\sigma_{11} < 0$):

$$F_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{\sigma_{11}^C}\right)^2 \quad (2)$$

垂直于纤维方向拉伸失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$):

$$F_{mt} = \left(\frac{1}{\sigma_{22}^T}\right)^2 (\sigma_{22} + \sigma_{33})^2 + \left(\frac{1}{S_{23}}\right)^2 (\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{1}{S_{12}}\right)^2 (\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2) \quad (3)$$

垂直于纤维方向压缩失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$):

$$F_{mc} = \left(\frac{1}{\sigma_{22}^C}\right)^2 \left(\left(\frac{\sigma_{22}^C}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right) (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \left(\frac{1}{2S_{23}}\right)^2 (\sigma_{22} + \sigma_{33})^2 + \left(\frac{1}{S_{23}}\right)^2 (\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{1}{S_{12}}\right)^2 (\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2) \quad (4)$$

式中, F_{ft} 、 F_{fc} 、 F_{mt} 、 F_{mc} 分别是四种失效模式的损伤变量; σ_{11} 、 σ_{22} 、 σ_{33} 、 τ_{12} 、 τ_{13} 、 τ_{23} 是单元积分点处应力张量的分量; σ_{11}^T 、 σ_{11}^C 、 σ_{22}^T 、 σ_{22}^C 分别是纤维方向的拉伸、压缩破坏应力,垂直于纤维方向的拉伸、压缩破坏应力; S_{12} 、 S_{13} 、 S_{23} 分别是1-2平面、1-3平面、2-3平面的剪切破坏应力。

一旦积分点达到损伤起始条件,该点就会进行刚度退化,刚度退化通过刚度退化系数进行控制,而刚度退化系数的演化规律尚未有统一的形式,其中指数损伤演化规律已经被证明是有效的,具有良好的收敛性^[17]。由于Hashin准则包含四种失效条件,与之对应有四种损伤因子 d_i 。

纤维拉伸失效($\sigma_{11} \geq 0$):

$$d_{ft} = 1 - e^{-\frac{\sigma_{11}^T \varepsilon_{11}^T L^C (\sqrt{F_{ft}} - 1)/G_{ft}}{\sqrt{F_{ft}}}} \quad (5)$$

纤维压缩失效($\sigma_{11} < 0$):

$$d_{fc} = 1 - e^{-\frac{\sigma_{11}^C \varepsilon_{11}^C L^C (\sqrt{F_{fc}} - 1)/G_{fc}}{\sqrt{F_{fc}}}} \quad (6)$$

垂直于纤维方向拉伸失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$):

$$d_{mt} = 1 - e^{-\frac{\sigma_{22}^T \varepsilon_{22}^T L^C (\sqrt{F_{mt}} - 1)/G_{mt}}{\sqrt{F_{mt}}}} \quad (7)$$

垂直于纤维方向压缩失效($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$):

$$d_{mc} = 1 - e^{-\frac{\sigma_{2c}^f \varepsilon_{2c}^f L^C (\sqrt{F_{mc}} - 1) G_{mc}}{\sqrt{F_{mc}}}} \quad (8)$$

式中, L^C 为单元的特征长度, G_{ft} 、 G_{fc} 、 G_{mt} 、 G_{mc} 为纤维拉伸、纤维压缩、基体拉伸、基体压缩的断裂能, ε_{ft}^f 、 ε_{fc}^f 、 ε_{mt}^f 、 ε_{mc}^f 为单元积分点处应变张量的分量。

损伤因子 d_i 控制着刚度退化, 如公式(9)所示^[17], 即当满足起始失效准则后, 损伤产生并累积, 损伤因子从0开始增加, 当达到1时, 刚度退化为最小值。当 d_{ft} 达到1时, 即沿纤维方向拉伸完全失效, 单元被删除。

$$\begin{cases} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{cases} = \begin{bmatrix} (1-d_f)C_{11} & (1-d_f)(1-d_m)C_{12} & (1-d_f)C_{13} \\ & (1-d_m)C_{22} & (1-d_m)C_{23} \\ sym & & C_{33} \end{bmatrix} \begin{cases} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \end{cases} \quad (9)$$

$$\text{其中, } d_f = \begin{cases} d_{ft} & \sigma_1 \geq 0 \\ d_{fc} & \sigma_1 < 0 \end{cases} \quad d_m = \begin{cases} d_{mt} & \sigma_2 + \sigma_3 \geq 0 \\ d_{mc} & \sigma_2 + \sigma_3 < 0 \end{cases}$$

1.1.2 层间损伤演化理论

层间通过 Cohesive 单元连接并传递应力, Cohesive 单元应力应变相应如图1所示, 在切削载荷作用下, Cohesive 单元发生线弹性变形, 达到临界等效应力后产生损伤发生刚度退化, 最终单元删除, 层间开裂。

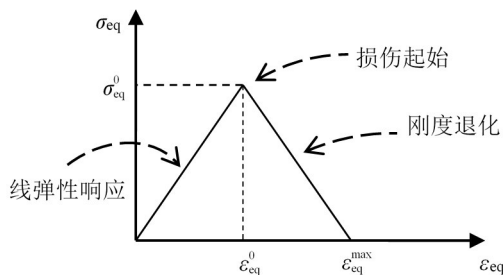


图1 Cohesive 单元应力应变关系

Fig. 1 Stress-strain of cohesive elements

采用二次名义应力准则作为层间单元损伤起始判据, 此准则用公式(10)表示。当各方向的名义应力比的平方和达到1时, 损伤产生。

$$\left[\frac{t_n}{t_n^0} \right]^2 + \left[\frac{t_s}{t_s^0} \right]^2 + \left[\frac{t_t}{t_t^0} \right]^2 = 1 \quad (10)$$

式中, t_n 、 t_s 、 t_t 为界面法向和剪切方向的瞬时应力, t_n^0 、 t_s^0 、 t_t^0 为界面法向和剪切方向的最大名义应力。

关于 Cohesive 单元的损伤演化, 基于能量的损伤演化规律得到广泛应用, 采用基于断裂能的 Power-law 判据确定断裂能在混合模式下的关系如下:

$$\left(\frac{G_n}{G_n^C} \right)^\beta + \left(\frac{G_s}{G_s^C} \right)^\beta + \left(\frac{G_t}{G_t^C} \right)^\beta = 1 \quad (11)$$

式中, G_n 、 G_s 、 G_t 为界面法向及剪切方向的瞬时断裂

能, G_n^C 、 G_s^C 、 G_t^C 为法向及剪切方向破坏所需的临界断裂能, 指数常数 β 为 1.6^[18]。

仿真中使用的 Cohesive 单元的性能参数见表1^[18]。

表1 Cohesive 单元性能参数¹⁾
Tab. 1 Property parameters for Cohesive element

K_n/l N•mm ⁻³	$K_s=K_t/l$ N•mm ⁻³	G_n/l N•mm ⁻¹	$G_s=G_t/l$ N•mm ⁻¹	t/l MPa	$t=t/l$ MPa
10 ⁶	10 ⁶	0.33	1.209	60	110

注: 1) K_n 、 K_s 、 K_t 分别是界面法向和两个剪切方向的刚度值。

1.2 有限元模型设置

三维铣削 CFRP 有限元模型主要由三大部分组成: 刀具、层合板、层间部分, 由于尺寸及层数的增加会导致计算效率急剧降低, 而层间应力及损伤主要集中在切削区, 故将模型简化为如图2所示, 工件的尺寸为 5 mm×3 mm×2 mm, 分为4层, 每层厚 0.5 mm; 层与层之间设置 Cohesive 单元。远离切削区的一侧 1 mm 宽的工件区域设置为完全约束。由于刀具的刚度远大于工件, 为节省计算时间, 将刀具定义为刚体。刀具的具体结构参数见表2。通过控制刀具上参考点的移动和转动以模拟铣削运动过程, 铣削的工艺参数见表3。

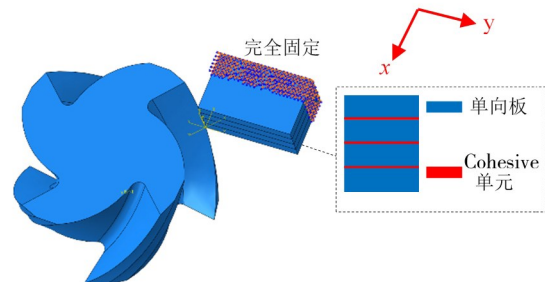


图2 铣削 CFRP 有限元模型

Fig. 2 Finite element model for milling CFRP

表2 刀具结构参数

Tab. 2 Tool geometry parameters

公称直径 Φ /mm	周齿前角 $\gamma/(\circ)$	周齿后角 $\alpha/(\circ)$	螺旋角 $\lambda/(\circ)$
10	10	10	45

表3 切削工艺参数

Tab. 3 Cutting process parameters

主轴转速 $n/r \cdot \text{min}^{-1}$	进给速率 $f/\text{mm} \cdot \text{r}^{-1}$	切削深度 a_p/mm	切削宽度 a_w/mm
4000	0.24	2	1

网格的设置涉及高变形问题的模拟中十分重要, CFRP 单层板的单元网格类型设置为 C3D8R (8 节点三维线性实体, 减缩积分沙漏控制单元), 层间 Cohesive 单元网格类型设置为 COH3D8 (8 节点三维

粘聚力单元), 刀具网格类型为 C3D4(4 节点线性实体)。网格尺寸大小的设置要考虑计算精度及时间效率的平衡, 经过仿真测试, 宏观切削模型网格在 0.1 mm 以内精度较好, 大于 0.1 mm 仿真精度急剧变差, 故单层板单元网格大小设置为 0.1 mm×0.1 mm×0.1 mm; 层间单元厚度为 0.01 mm, 单元网格大小为 0.1 mm×0.1 mm×0.01 mm; CFRP 层合板的单元数量为 34 500 个。刀具为刚体, 不参与计算, 网格大小设置为 0.3 mm, 单元数量为 76 000 个。

刀具与 CFRP 的接触设置为面与节点(刀具的表面与工件的所有节点)的接触, 摩擦因数为 0.5^[19]。

表 4 CFRP 材料性能参数
Tab. 4 Property parameters for CFRP

弹性模量/GPa			剪切模量/GPa			泊松比			拉伸强度/MPa		压缩强度/MPa		剪切强度/MPa			断裂能/ N·mm ⁻¹			
E_{11}	E_{22}	E_{33}	G_{12}	G_{13}	G_{23}	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	σ_{11}^T	σ_{22}^T	σ_{11}^C	σ_{22}^C	S_{12}	S_{13}	S_{23}	G_{ft}	G_{fc}	G_{mt}	G_{mc}
133	8	8	5.32	5.32	3.99	0.25	0.25	0.34	1900	41	1300	170	81	81	81	81.5	106.3	0.28	1.31

工件尺寸大小为 250 mm×120 mm×2.5 mm。如图 3 所示, CFRP 层合板通过两块压板固定以降低切削过程中振动, 刀具采用 $\Phi 10$ mm 硬质合金铣刀, 铣刀结构参数见表 2。铣刀通过逆铣的方式沿着工件的长边缘不断向前进给, 工件厚度为 2.5 mm, 因而切削深度 a_p 为 2.5 mm, 其他工艺参数见表 3。采用 Kistler9257B 三向测力仪对切削力进行测量, 采用 VHX-1500 超景深电子显微镜对加工表面形貌进行观测。

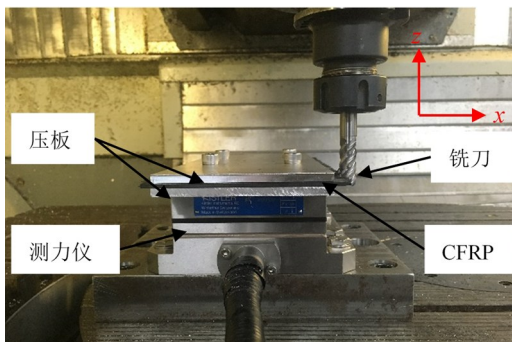


图 3 铣削实验设置

Fig. 3 Milling experimental device

3 仿真结果分析

3.1 切削力

图 4 为铣削 CFRP 单向层合板的三向切削力随纤维方向角的变化规律。由于仿真中模型厚度的增加会导致计算时间的急剧增加, 因此实验与仿真均取单位厚度的切削力(N/mm)进行对比验证, 其中实验与仿真的切削力分别取稳定切削区域的切削力峰值的平均值。通过对比切削不同纤维方向角的 CFRP 产生的切削力可得, y 向切削力(进给切削力)

与此同时, 为避免切削过程中工件内部单元相互嵌入, 对整体模型采用自接触。

模型中时间总长为 0.29 s, 整个模型需在 16 GB 运行内存的计算机上运行 28 h。

2 实验设计

为了研究铣削过程中加工损伤类型及分布, 采用德玛吉五轴加工中心 DMU80T 对四种典型的纤维方向角的 CFRP 层合板进行铣边加工。实验中所用的工件材料为恒神股份有限公司的 CFRP 单向层合板, 碳纤维型号为 T700, 质量密度为 1.21 g/cm³, 材料的其他性能参数见表 4。

与 z 向切削力仿真与实验吻合精度较高, 误差控制在 20% 以下, x 向切削力仿真精度稍差。由于切削仿真是在刀具完全锋利并没有磨损的理想条件下进行的, 因此仿真得到的切削力大部分相比实验切削力偏小。

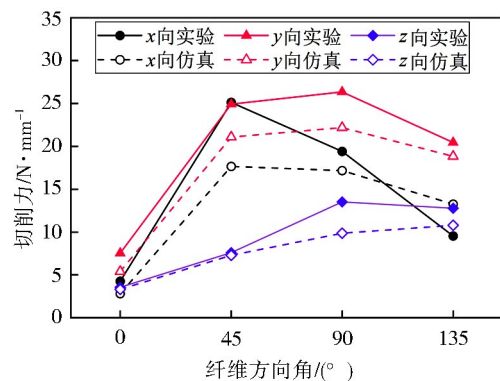


图 4 CFRP 单向板切削力随纤维方向角的变化

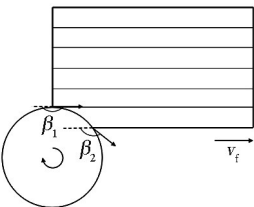
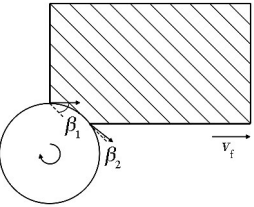
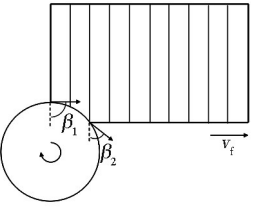
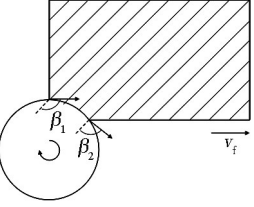
Fig. 4 Variation of cutting force for CFRP unidirectional laminates with fiber orientation angle

由图 4 可得, x 向切削力和 y 向(进给方向)切削力均随着纤维方向角的增大先增加后减小, 但纤维方向角为 45° 时 x 向切削力最大, 纤维方向角为 90° 时 y 向切削力最大。z 向切削力随着纤维方向角的增加呈增大趋势, 纤维方向角为 90° 和 135° 时 z 向切削力较大。如表 5 所示, 铣削过程中纤维切削角(纤维切削角为切削速度与纤维方向所成的夹角)是动态变化的, 由于径向切宽为 1 mm, 刀具直径为 10 mm, 切削纤维方向角为 0° 的 CFRP 时, 纤维切削角为大钝角(135° < β < 180°), 此过程破坏形式主要为水平方向的剪切破坏, 故所需的三向切削力均较小; 当纤维方向角为 45° 时, 纤维切削角为小锐角(0° < β < 45°), 破

坏形式主要为沿纤维方向的剪切破坏, x 向与 y 向分力大致相等。而当切削纤维方向角为 90° 的 CFRP 时, 纤维切削角为大锐角 ($45^\circ < \beta < 90^\circ$), 纤维束大部分直接被切断, 故所需的 y 向 (进给方向) 切削力最大; 纤维方向角为 135° 时, 纤维切削角为小钝角 ($90^\circ < \beta < 135^\circ$), 破坏形式主要为弯曲断裂, 所需的切削力小于切削纤维方向角为 90° 的 CFRP 时所需的切削力。

表 5 不同纤维方向角下纤维切削角的变化

Tab. 5 Variation of cutting angle for CFRP unidirectional laminates with different fiber orientation angle

纤维方向角/ $^\circ$	径向切宽/mm	图示	纤维切削角变化范围/ $^\circ$
0	1		180→143
45	1		45→8
90	1		90→53
135	1		135→98

3.2 层间应力

在刀具切削 CFRP 过程中, 层内与层间均产生应力, 如图 5 所示, 但由于层间单元的破坏应力低, 层间应力先达到极值产生损伤, 导致层间产生开裂, 形成撕裂、分层等加工损伤。层间应力与加工损伤有密切的关系, 但层间应力通过实验很难测得, 而利用有限元仿真中的 Cohesive 单元可提取 CFRP 在铣削加工过程中层间应力大小。

加工过程中层间应力随着刀具的移动不断变化, 故本文选取与切削区有一定距离 (保证整个切削过程未被切除) 的 4 个单元 (16 个节点), 如图 6 所示, 提取节点上的层间应力随时间的变化曲线, 取其 16 组数据的平均值作为层间应力大小的参考标准, 在相同位置点的层间应力的平均值越大, 说明层间损伤越严重。

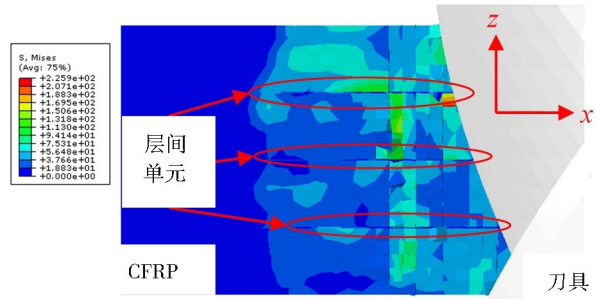


图 5 切削过程中 CFRP 上的应力分布

Fig. 5 Stress distribution on CFRP during cutting

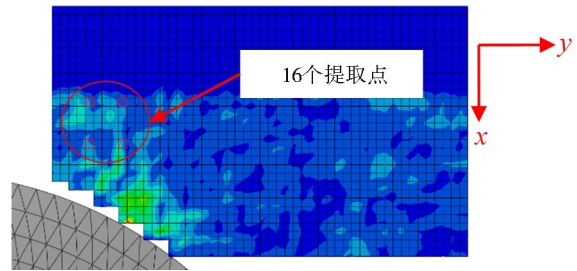


图 6 切削过程中 CFRP 上的应力分布

Fig. 6 Extraction point of interlaminar stress

经计算处理, 图 7 为有限元模型中铣刀铣削 CFRP 产生的层间应力随纤维方向角的变化曲线, 采用 Mises 等效应力表达层间应力大小^[20]。

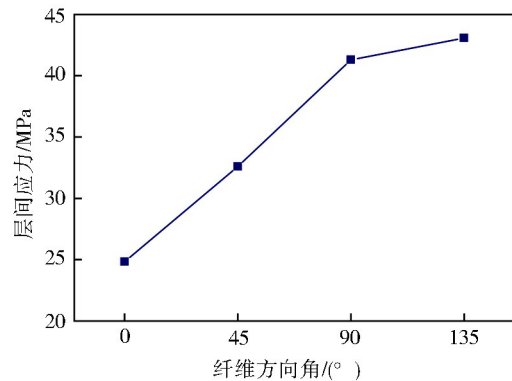


图 7 不同纤维方向角下层间应力变化

Fig. 7 Variation of interlaminar stress with different fiber orientation angle

由图 7 看出, 层间应力随着纤维方向角的增加而增大。纤维方向角为 0° 层间应力最小, 纤维方向角为 135° 时层间应力最大。纤维方向角为 0° 时, 轴向力最小, 相应法向正应力小, 且切削过程容易从界面处断裂, 层间单元所受的剪切应力小, 故层间 Mises

总应力最小。纤维方向角为45°时,轴向力与剪切力均增大,层间 Mises 总应力增加。纤维方向角为90°、135°时轴向力差距不大,即法向正应力相近,纤维方向角为90°时,切削刃能及时切断大部分纤维,但纤维方向角为135°时,纤维在刀刃挤压作用下先发生弯曲,这使得层间单元所受的剪切应力最大,故层间 Mises 总应力最大。

3.3 层间损伤

CFRP 由于层间结合强度低,在切削过程中易产生层间损伤,图8为铣削CFRP层合板层间损伤模拟,由图可定性的观察出切削过程是否产生了层间损伤,但量化的去表征层间损伤的大小对于对比分析十分重要。

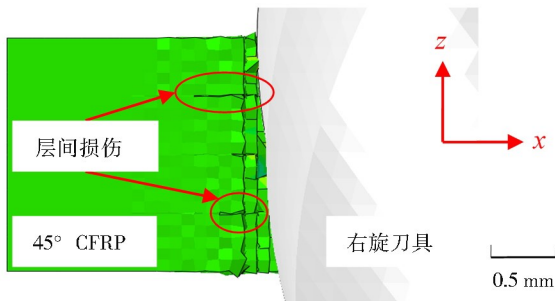


图8 铣削过程分层损伤模拟

Fig. 8 Simulation of delamination in milling process

切削过程中,层间单元在切削力的作用下应力达到极值后会产生刚度退化,当刚度退化到0.99后,材料已基本失去承载能力,可作为层间损伤区域^[8]。故本文将刚度退化系数达到0.99的区域作为层间损伤区域。针对铣削加工的层间损伤提出二维层间损伤因子。二维层间损伤因子是层间损伤区域的面积与被切除材料面积的比值,如图9所示。

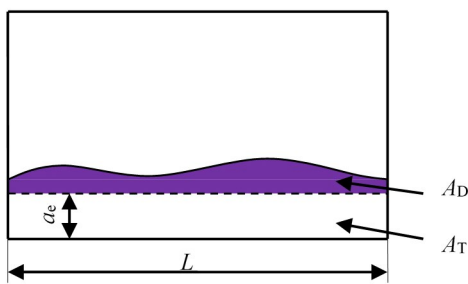


图9 二维层间损伤因子表征示意图

Fig. 9 Schematic diagram of 2D interlaminar damage factor characterization

二维层间损伤因子(F_D)的表达式如下所示:

$$F_D = \frac{A_D}{A_T} \times 100\% \quad (12)$$

式中, A_D 表示层间损伤区域的面积, A_T 为被切除材料的面积, $A_T = a_c \times L$,其中 a_c 为侧铣加工时的切宽, L 为工件被加工一侧的长度。

在右旋铣刀铣削纤维方向角为45°的CFRP有限元结果中,提取上、下二层 Cohesive 单元的刚度退化如图10所示,层间损伤区域的面积 A_D 为红色虚线内的白色区域及红色区域面积之和。利用 Matlab 软件对切削稳定区域的层间损伤图片进行二值化处理,计算出层间损伤面积 A_D 占图片面积的比值以求得分层损伤面积 A_D 的实际大小,进而求得二维层间损伤因子 F_D 。对四种纤维方向角的有限元模型中切削稳定区域后处理得到各自的二维层间损伤因子 F_D 见图11。

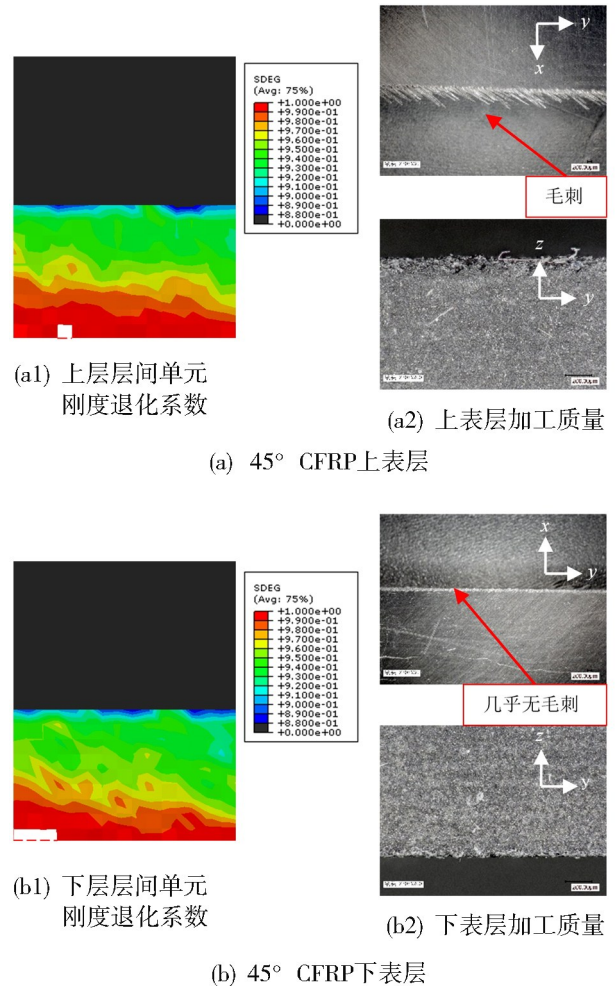


图10 不同位置的层间损伤

Fig. 10 Interlaminar damage in different position

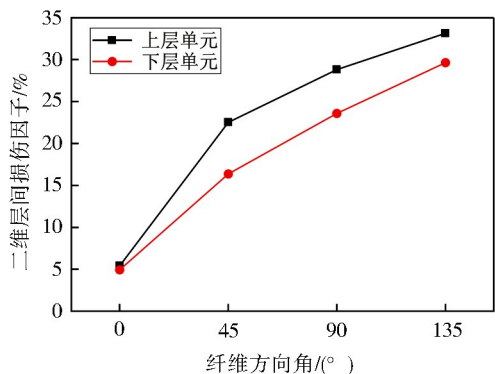


图11 二维层间损伤因子

Fig. 11 2D interlaminar damage factor

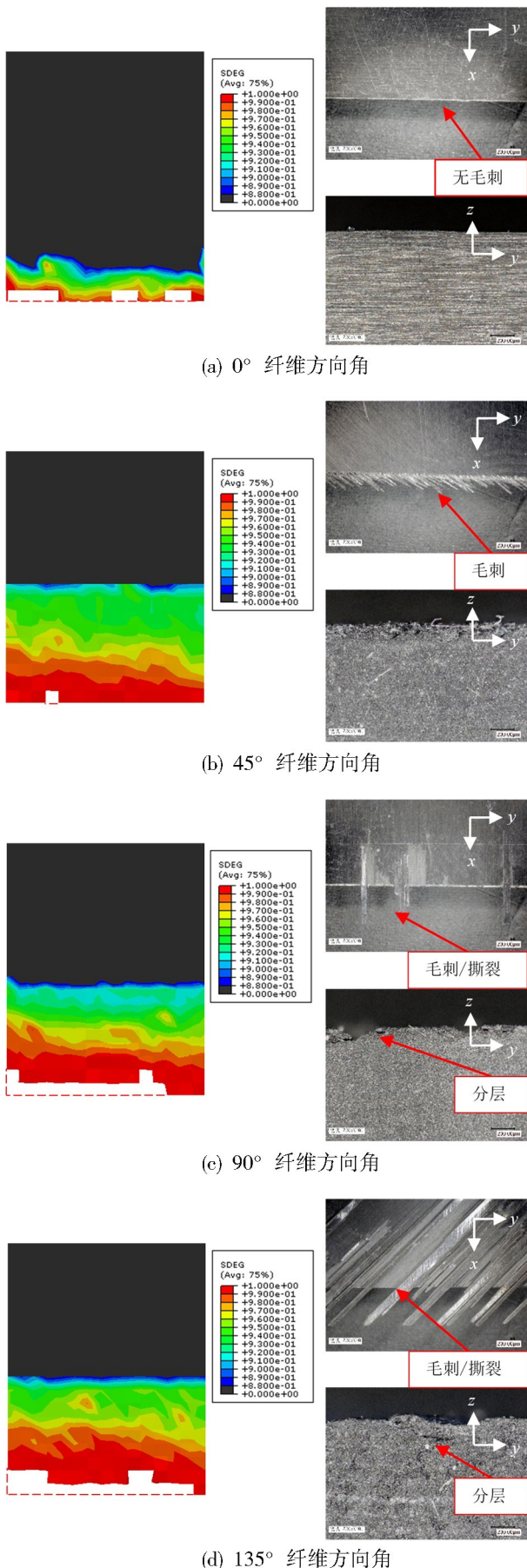


图 12 纤维方向角对层间损伤的影响
Fig. 12 Effect of fiber orientation angle on interlaminar damage

由图 10 与图 11 可以看出,当刀具切削四种纤维方向角的 CFRP 时,均呈现上层单元损伤大于下层单元损伤的规律。这是因为刀具为右螺旋铣刀,切削时切削刃产生一个向上的切削分力 CFRP 上表面的上部没有约束,故层间损伤最大,层间损伤后产生毛刺、撕裂等加工损伤。CFRP 下表面在切削应力挤压下也有部分失效,但上侧有材料的约束,故下表面的层间损伤较小。

由于分层、撕裂、毛刺等加工损伤集中在工件的上表面,故针对工件的上层层间单元进行分析,由图 11 和图 12 得层间损伤区域随纤维方向角的增加而增大。纤维方向角为 0° 时,层间应力最小,几乎没有层间损伤,加工表面质量最好;纤维方向角为 45° 时,受沿着纤维方向剪切失效的影响,纤维与基体界面开裂,但由于纤维方向角的影响,未切除的纤维束在刀具进给方向的反方向,纤维束不易被掀起,CFRP 内部产生较小的层间损伤,已切削的部分则因纤维与基体界面开裂形成丝状毛刺。纤维方向角为 90° 时,大部分纤维束被直接切断,未切断的纤维束由于纤维束与刀具进给方向成 90° ,受剪切应力的作用产生层间损伤,纤维束被掀起,形成撕裂以及片状毛刺,层间损伤较大;纤维方向角为 135° 时,未切除的纤维束在刀具进给方向的同方向,大部分纤维束不能被切断,受弯矩应力的作用 CFRP 内部沿着纤维方向产生层间损伤,纤维束基本都被掀起形成撕裂和片状毛刺。由此可得,纤维方向角为 135° 时,层间损伤最大。

4 结论

通过建立的包含 CFRP 层间、层内单元损伤演化的三维铣削 CFRP 有限元模型,探究了切削力、层间应力与层间损伤随纤维方向角的变化关系,同时针对层间损伤基于刚度退化理论提出了二维层间损伤因子,实现了动态切削过程中的层间损伤仿真预测。已验证的三维铣削 CFRP 有限元模型可用于对于刀具结构以及加工工艺参数的优化。通过仿真结果分析,得出以下结论:

(1) 通过对比宏观铣削模型与实验测得的切削力可知, x 向和 y 向切削力均随着纤维方向角的增大先增加后减小,纤维方向角为 90° 和 135° 时 z 向切削力较大。仿真与实验结果变化规律一致。

(2) 层间应力随着纤维方向角的增加而增大,纤维方向角为 135° 时,层间应力最大。

(3) 层间损伤与层间应力随纤维方向角的变化趋势一致,纤维方向角为 0° 时,层间损伤最小;纤维方向角为 135° 时,层间损伤最严重。

参考文献

- [1] 杜善义. 先进复合材料与航空航天[J]. 复合材料学报, 2007, 24(1): 1-12.
- DU S Y. Advanced composite materials and aerospace engineering[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2007, 24(1): 1-12.
- [2] 王昌赢, 文亮, 明伟伟, 等. 碳纤维增强复合材料铣削加工技术研究进展[J]. 航空制造技术, 2015, 14: 76-80.
- WANG C Y, WEN L, MING W W, et al. Research progress in milling of carbon fiber reinforced polymer [J]. Aeronautical manufacturing Technology, 2015, 14: 76-80.
- [3] 高汉卿, 贾振元, 王福吉, 等. 基于细观仿真建模的CFRP细观破坏[J]. 复合材料学报, 2016, 33(4): 758-767.
- GAO H Q, JIA Z Y, WANG F J, et al. CFRP mesoscopic destruction based on mesoscopic simulation modeling [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(4): 758-767.
- [4] 高汉卿. 碳纤维增强树脂基复合材料宏细观切削过程仿真[D]. 大连: 大连理工大学, 2016.
- GAO H Q. The macro and micro simulation of cutting carbon fiber reinforced plastic composites [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2016.
- [5] 路冬, 李志凯, 融亦鸣, 等. 基于宏观各向异性碳纤维增强树脂基复合材料的切削仿真[J]. 复合材料学报, 2014, 31(3): 584-590.
- LU D, LI Z K, RONG Y M, et al. Cutting simulation of carbon fiber reinforced resin matrix composite material based on macroscopic anisotropy [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2014, 31(3): 584-590.
- [6] 贾振元, 殷俊伟, 王福吉, 等. 基于CFRP切削过程仿真的面下损伤形成分析[J]. 机械工程学报, 2016, 52(17): 58-64.
- JIA Z Y, YIN J W, WANG F J, et al. FEM simulation analysis of subsurface damage formation based on continuously cutting process of CFRP [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(17): 58-64.
- [7] ABENA A, SOO S L, ESSA K. A Finite element simulation for orthogonal cutting of UD-CFRP incorporating anovel fibre-matrix interface model [J]. Procedia CIRP, 2015, 31: 539-544.
- [8] PHADNIS V A, MAKHDUM F, ROY A, et al. Drilling in carbon/epoxy composite: Experimental investigations and finite element implementation [J]. Composites: Part A, 2013, 47: 41-51.
- [9] JIA Z Y, CHEN C, WANG F J, et al. Three-dimensional oblique cutting model for sub-surface damage analysis in CFRP/Ti stack composite machining [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 96(1): 643-655.
- [10] SU Y L. Effect of the cutting speed on the cutting mechanism in machining CFRP [J]. Composite Structures, 2019, 220: 662-676.
- [11] 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.
- [12] 齐振超. CFRP/金属叠层结构钻削力建模与分层控制方法研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2015.
- QI Z C. Drilling force modeling and delamination suppression strategy analysis of cfrp-metal stacks [D]. Xian: Northwestern Polytechnical University, 2015.
- [13] MAHDI M, ZHANG L C. A finite element model for the orthogonal cutting of fiber-reinforced composite materials [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2001, 113(1): 373-377.
- [14] AROLA D, SULTAN M B, RAMULU M. Finite element modeling of edge trimming fiber reinforced plastics [J]. Journal of American Society of Mechanical Engineers, 2002, 124(1): 32-41.
- [15] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites [J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47(2): 329-334.
- [16] HASHIN Z, ROTEM A. A fatigue criterion for fiber-reinforced materials [J]. Journal of Composite Materials, 1973, 7(4): 448-464.
- [17] YANG L, YAN Y, KUANG N. Experimental and numerical investigation of aramid fibre reinforced laminates subjected to low velocity impact [J]. Polymer Testing, 2013, 32(7): 1163-1173.
- [18] ISBILIR O, GHASSEMIEH E. Three-dimensional numerical modelling of drilling of carbon fiber-reinforced plastic composites [J]. Journal of Composite Materials, 2014, 48(10): 1209-1219.
- [19] SANTIUSTE C, SOLDANI X, MIGUELEZ M H. Machining FEM model of long fiber composites for aeronautical components [J]. Composite Structures, 2010, 92(3): 691-698.
- [20] 秦旭达, 李永行, 王斌, 等. CFRP纤维方向对切削过程影响规律的仿真研究[J]. 机械科学与技术, 2016, 35(3): 472-476.
- QIN X D, LI Y H, WANG B, et al. Simulation of effect of fiber direction on cutting process of CFRP [J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2016, 35(3): 472-476.