

含预埋元件热塑性复合材料共固化智能结构失效行为

李倩, 丁浩, 谭松梨, 张振

(同济大学 航空航天与力学学院, 上海 200092)

摘要: 预埋金属连接件并与碳纤维增强热塑性复合材料共固化是实现航空航天、汽车等重要工程领域结构高性能轻量化和智能化设计的有效手段之一,能够有效避免复合材料钻孔带来的力学性能损失以及纤维不连续引起的局部应力集中。该研究将金属连接件预埋入碳纤维/PA6 预浸料,采用热压成型工艺制备共固化复合材料结构,考察预埋元件周围纤维连续与不连续结构形式对复合材料结构力学行为的影响,结合超声检测技术,分析智能连接结构损伤破坏模式,并建立相对应的有限元模型,探究因局部纤维结构形式不同所带来的复合材料力学性能和失效行为的差异。结果表明:预埋金属件周围的局部纤维结构形式对碳纤维增强热塑性复合材料的力学性能影响不大,但会带来不同的复合材料失效模式。

关键词: 纤维增强复合材料;连接件;界面;力学性能;无损检测

中图分类号: O341;V258

文献标志码: A

Failure Behaviors of Intelligent Structures Formed by Thermoplastic Composites Co-Cured with Embedded Components

LI Qian, DING Hao, TAN Songli, ZHANG Zhen

(School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The application of carbon fiber reinforced thermoplastic composites, co-curing with embedded metal inserts, is one of the effective methods to realize high-performance lightweight and intelligent design of structures in important engineering fields such as aerospace and automobile. It can effectively avoid the loss in the mechanical properties caused by the drilling of

composites and local stress concentration by fiber discontinuity. In this paper, the metal insert was embedded in carbon fiber/PA6 prepreg. The co-cured composites were prepared by the hot-press process. The effects of two different structural forms of continuous and discontinuous fibers around the embedded component on the mechanical behaviors of the composites were investigated. With the aid of the ultrasonic testing technology, the damage and failure modes of intelligent connection structures were analyzed. The influence of the local fiber structure on the mechanical properties and failure behaviors of composites was simulated by adopting the finite element method. The results show that the local fiber structure around the embedded metal inserts has a neglectable influence on the mechanical properties of carbon fiber reinforced thermoplastic composites, but causes different failure modes in composites.

Key words: fiber reinforced composites; insert; interface; mechanical properties; non-destructive detection

如今,复合材料作为一种新兴材料,越来越受到人们的青睐。碳纤维增强复合材料因具有优异的力学性能而被广泛应用于航空航天、汽车等重要工程领域^[1-2]。针对可拆卸安装维护问题,连接结构的使用在工程领域复合材料结构设计中必不可少。传统的复合材料连接方式主要通过钻孔来实现,但钻孔工序不仅会带来纤维损伤,破坏纤维连续性,还会使得构件承载能力因孔周出现应力集中而下降^[3-5]。由此,将金属件预埋入复合材料中共固化成型获得一

收稿日期: 2022-06-18

基金项目: 上海浦江人才计划(21PJ1413500);中国科协青年托举人才计划(2022QNRC001)

第一作者: 李倩(1991—),女,研究员,博士生导师,工学博士,主要研究方向为绿色复合材料力学。

E-mail: 21501@tongji.edu.cn

通信作者: 张振(1989—),男,研究员,博士生导师,工学博士,主要研究方向为复合材料力学与检测。

E-mail: 21508@tongji.edu.cn



论文
拓展
介绍

种集承载功能一体化的智能连接结构是当前有效的替代方案。共固化连接结构在大飞机、高速列车、太空运载器等武器装备及汽车零部件(如座椅等)都有着广泛的应用前景。比如,在新型直升机复合材料主结构尾段,通过设计共固化复合材料连接结构铺层细节和工艺参数,减轻了结构重量,降低了制件成本,充分发挥智能连接结构承载减重作用。

近年来,国内外学者针对金属连接件嵌入复合材料的力学行为问题初步开展了相关研究。Gebhardt 等^[6-7]利用树脂传递模塑成型工艺(RTM)共固化制备含预埋金属件的碳纤维增强环氧树脂复合材料,探究了金属连接件的结构形式对复合材料力学行为的影响。发现金属件底板凸起的结构形式可以增加复合材料的弯曲刚度和金属件连接部分的弯曲强度,新的底板结构形式能够有效阻碍塑性变形的发生从而减少结构的分层现象。对金属底板的表面处理也可以提升金属与复合材料的共固化界面粘结强度。同时,通过增加金属底板的直径和厚度可以有效增强共固化复合材料的承载能力。Pottmeyer 等^[8]借助断层扫描技术呈现了相同的共固化复合材料在拉伸载荷下的失效行为和金属连接件的变形过程。在拉拔载荷作用下,首先会发生金属底板周围纤维断裂以及共固化界面的粘结失效,随后复合材料会出现分层。准静态载荷的下降与金属底板从底部层合板脱粘有关。Magagnato 等^[9]通过实验和数值计算分析了金属连接件对 RTM 充模过程的影响,发现因金属件周围和上方的纤维体积分数较低而容易形成气泡,通过优化金属件几何形状,获得了更优的树脂流动成型参数。Muth 等^[10]评估了在拔出测试中不同载荷工况(热、机械预损伤、动态和循环条件)对复合材料力学性能的影响。结果表明,准静态剩余强度会随着热循环次数的增加而降低,主要因为热循环会引起金属件和复合材料之间的微裂纹;结构承载能力主要取决于加载速度,在较低的加载速度下,金属件与复合材料界面逐步失效,而较高的加载速度下会突然失效。上述一系列实验研究表明含预埋金属件的碳纤维增强热固性复合材料可以有效提升连接结构的整体性能,且呈现渐进损伤的失效行为。然而,热塑性复合材料因冲击性能更为优异且可实现降解,已经被广泛应用于飞机、汽车等结构制造中^[11],目前还未有研究报道该类结构的力学失效行为。此外,建立有效的数值计算模型,评估此类连接结构的力学性能,特别是金属与复合材料相

界面的粘结性能,有助于优化连接参数,为后续耐久性分析奠定基础。

综上所述,本文旨在通过共固化技术,采用热压成型工艺制备含预埋金属连接件的碳纤维增强热塑性复合材料,探究预埋元件周围局部纤维结构形式(连续与不连续)对智能连接结构力学性能的影响;利用超声检测技术,分析此类连接结构在拉拔载荷作用下的损伤破坏模式;考虑热塑性复合材料独特的塑性变形行为,并基于层合板理论和内聚力模型,建立含预埋金属连接件的碳纤维增强热塑性复合材料有限元分析模型,探明其渐进损伤过程,从而建立金属-复合材料界面和复合材料之间界面的性能参数与连接结构整体力学性能之间的相关性,指导共固化复合材料智能连接结构的优化设计。

1 实验材料及方法

1.1 原材料与实验仪器

复合材料试件所用原料为碳纤维(T700)/尼龙(polyamide, PA6)树脂组成的预浸布(日本 Maruhachi 公司),纤维体积分数为 50%。金属连接件定制加工而成,材料为不锈钢 2316,结构如图 1 所示。

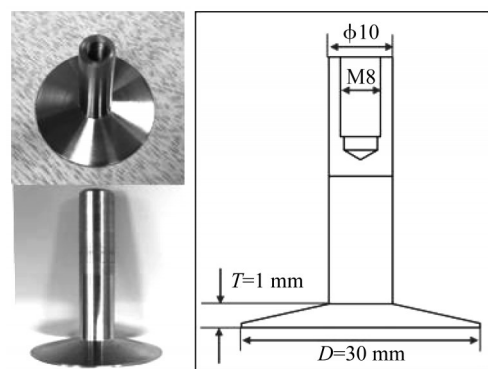


图 1 金属连接件结构与尺寸

Fig. 1 Structure and dimension of metal insert

采用真空热压机(德国 COLLIN 公司)共固化制备含预埋金属件的碳纤维增强热塑性复合材料;利用电子万能试验机(美国 Instron 公司)对共固化复合材料连接结构进行拉拔测试;通过超声检测系统(以色列 ScanMaster 公司)探测并呈现拉拔测试前后共固化复合材料结构的界面状态和测试后的损伤模式。

1.2 复合材料制备

通过热压工艺制备复合材料,将预浸料(图2a)以正交方式铺放入模具(图2b)中,金属底板以下铺设18层(厚3 mm),底板以上铺设6层(厚1 mm),金属连接件周围的纤维分为环绕和开孔两种形式,最终复合材料的铺层方式为 $[0/90]_{6s}$ 。然后升温到260 °C并保持10 min,同时施加0.4 MPa的压力,之后逐渐冷却到室温,释放压力,得到最终复合材料层合板的尺寸为145 mm × 145 mm × 4 mm。

1.3 测试与表征

利用自行设计的夹具在拉拔载荷作用下测试含预埋金属件的碳纤维增强热塑性复合材料的拉伸(拔出)性能(图2c),加载速度为5 mm·min⁻¹。通过超声检测系统测定金属与复合材料界面粘结状态(图2d),其中,检测探头中心频率为5 MHz,扫描速度为100 mm·s⁻¹。

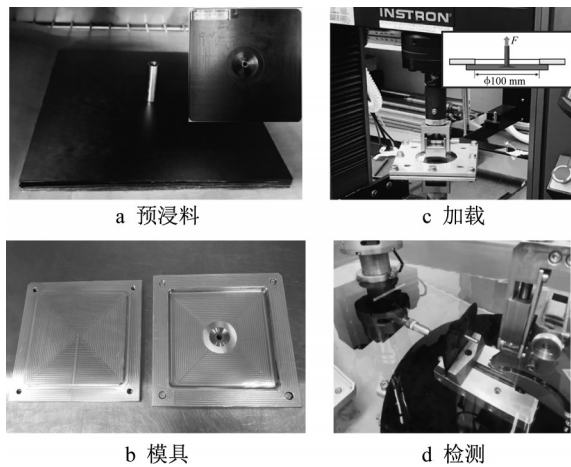


图2 复合材料制备,测试和表征

Fig. 2 Preparation, measurement, and characterization of composites

2 理论模型与有限元建模

2.1 热塑性复合材料弹塑性理论

复合材料为各向异性材料,在各主轴方向表现出不同的性质。Hill^[12]通过引入各向异性特征参数,在Mises屈服准则基础上提出了一种二次型应力屈服准则(式(1)),通过类比Drucker-Prager屈服准则,并考虑各向异性材料的静水压效应,Hill屈服准则广义形式的塑性势函数表达为式(2)。

$$f_{\text{Hill}}(\sigma_{ij}) = H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L(\sigma_{23})^2 + 2M(\sigma_{31})^2 + 2N(\sigma_{12})^2 \quad (1)$$

$$f^* = \sqrt{f_{\text{Hill}}(\sigma_{ij})} + I\sigma_{11} + J\sigma_{22} + K\sigma_{33} \quad (2)$$

式中: σ_{ij} 为应力分量; H 、 F 、 G 、 L 、 M 和 N 均为各向异性特征参数,可通过单轴和纯剪切试验确定, I 、 J 和 K 表示材料主轴方向的静水压力修正系数。

$$F = \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{Y_2^T + Y_2^C}{2Y_2^T Y_2^C} \right)^2 + \left(\frac{Y_3^T + Y_3^C}{2Y_3^T Y_3^C} \right)^2 - \left(\frac{Y_1^T + Y_1^C}{2Y_1^T Y_1^C} \right)^2 \right\} \quad (3)$$

$$G = \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{Y_3^T + Y_3^C}{2Y_3^T Y_3^C} \right)^2 + \left(\frac{Y_1^T + Y_1^C}{2Y_1^T Y_1^C} \right)^2 - \left(\frac{Y_2^T + Y_2^C}{2Y_2^T Y_2^C} \right)^2 \right\} \quad (4)$$

$$H = \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{Y_1^T + Y_1^C}{2Y_1^T Y_1^C} \right)^2 + \left(\frac{Y_2^T + Y_2^C}{2Y_2^T Y_2^C} \right)^2 - \left(\frac{Y_3^T + Y_3^C}{2Y_3^T Y_3^C} \right)^2 \right\} \quad (5)$$

$$L = \frac{1}{2(Y_{23}^S)^2} \quad (6)$$

$$M = \frac{1}{2(Y_{31}^S)^2} \quad (7)$$

$$N = \frac{1}{2(Y_{12}^S)^2} \quad (8)$$

$$I = \frac{Y_1^C - Y_1^T}{2Y_1^T Y_1^C} \quad (9)$$

$$J = \frac{Y_2^C - Y_2^T}{2Y_2^T Y_2^C} \quad (10)$$

$$K = \frac{Y_3^C - Y_3^T}{2Y_3^T Y_3^C} \quad (11)$$

式中: Y_1^T 、 Y_1^C 、 Y_2^T 、 Y_2^C 、 Y_3^T 、 Y_3^C 分别为材料主轴方向拉伸、压缩强度的绝对值, Y_{23}^S 、 Y_{31}^S 、 Y_{12}^S 为剪切屈服强度的绝对值。

假设复合材料在纤维方向为线弹性,且在2-3平面对称,看作横观各向同性,则材料屈服强度满足:

$$Y_1^T \rightarrow +\infty, Y_1^C \rightarrow +\infty, Y_2^T = Y_3^T, Y_2^C = Y_3^C, Y_{12}^S = Y_{31}^S \quad (12)$$

将式(12)代入式(3)–(11),可得简化后的参数为

$$F = \left(\frac{Y_2^T + Y_2^C}{2Y_2^T Y_2^C} \right)^2 \quad (13a)$$

$$G = H = I = 0 \quad (13b)$$

$$M = N \quad (13c)$$

$$J=K \tag{13d}$$

联立式(2)和(13),广义Hill屈服准则可简化为

$$f^* = \sqrt{\frac{1}{(Y_2^T \Gamma)^2} (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + 2L(\sigma_{23})^2 + 2N((\sigma_{31})^2 + (\sigma_{12})^2) + \frac{1}{Y_2^T} \left(1 - \frac{1}{\Gamma}\right) (\sigma_{22} + \sigma_{33})} \tag{14}$$

式中: $\Gamma = \frac{2Y_2^C}{Y_2^C + Y_2^T}$

定义等效应力为

$$\sigma_{\text{eff}} = \bar{Y} f^* \tag{16}$$

由关联流动法则定义塑性应变增量为

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{\partial f^*}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \tag{15}$$

式中:平均屈服强度 $\bar{Y} = \sqrt{\frac{3}{2(H+F+G)}}$ 。因此,

结合式(15),等效应力可写为

$$\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{3}{2} \left\{ (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + \Gamma^2 \left[2a_{44}(\sigma_{23})^2 + 2a_{66}((\sigma_{31})^2 + (\sigma_{12})^2) \right] \right\}} + \sqrt{\frac{3}{2}} (\Gamma - 1) (\sigma_{22} + \sigma_{33}) \tag{17}$$

式中: $a_{44} = L(Y_2^T)^2$, $a_{66} = N(Y_2^T)^2$ 。

式(21)中: A 和 n 为材料塑性参数,可通过偏轴测试结果获得。

结合式(13),根据单位体积塑性功增量理论,等效应变增量可表达为

$$d\epsilon_{\text{eff}}^p = \frac{d\lambda}{\bar{Y}} = \sqrt{\frac{2F}{3}} d\lambda \tag{18}$$

定义瞬时塑性模量为

$$H_p = \frac{d\sigma_{\text{eff}}}{d\epsilon_{\text{eff}}^p} = \frac{1}{An(\sigma_{\text{eff}})^{n-1}} \tag{22}$$

因此,复合材料弹塑性行为的应力-应变关系为

$$d\epsilon_{ij} = S_{ijkl}^{\text{ep}} d\sigma_{kl} = (S_{ijkl}^e + S_{ijkl}^p) d\sigma_{kl} \tag{19}$$

由此,等效应变增量可写为

$$d\epsilon_{\text{eff}}^p = An(\sigma_{\text{eff}})^{n-1} d\sigma_{\text{eff}} \tag{23}$$

式中: S_{ijkl}^{ep} 为弹塑性柔度; S_{ijkl}^e 为弹性柔度; S_{ijkl}^p 为塑性柔度。

弹性柔度矩阵可根据正交弹性理论求得,塑性柔度矩阵基于塑性流动理论、硬化法则和塑性演化过程进行推导,可表达为

式(15)可重写为

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{\partial \sigma_{\text{eff}}}{\partial \sigma_{ij}} d\epsilon_{\text{eff}}^p \tag{20}$$

$$S_{ijkl}^p = \frac{1}{H_p} \frac{\partial \sigma_{\text{eff}}}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \sigma_{\text{eff}}}{\partial \sigma_{kl}} \tag{24}$$

等效应力 σ_{eff} 和塑性应变 ϵ_{eff}^p 近似满足指数关系:

$$\epsilon_{\text{eff}}^p = A(\sigma_{\text{eff}})^n \tag{21}$$

因此,可将基于弹性应变增量的本构关系写为弹塑性增量形式,对于三维应力状态,基于柔度矩阵的弹塑性本构关系为

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_{11} \\ d\epsilon_{22} \\ d\epsilon_{33} \\ d\epsilon_{12} \\ d\epsilon_{13} \\ d\epsilon_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & -\frac{\nu_{13}}{E_{11}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{22}} + S_{22}^p & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} + S_{23}^p & S_{24}^p & S_{25}^p & S_{26}^p \\ -\frac{\nu_{31}}{E_{33}} & -\frac{\nu_{32}}{E_{33}} + S_{23}^p & \frac{1}{E_{33}} + S_{33}^p & S_{34}^p & S_{35}^p & S_{36}^p \\ 0 & S_{24}^p & S_{34}^p & \frac{1}{G_{12}} + S_{44}^p & S_{45}^p & S_{46}^p \\ 0 & S_{25}^p & S_{35}^p & S_{45}^p & \frac{1}{G_{13}} + S_{55}^p & S_{56}^p \\ 0 & S_{26}^p & S_{36}^p & S_{46}^p & S_{56}^p & \frac{1}{G_{23}} + S_{66}^p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma_{11} \\ d\sigma_{22} \\ d\sigma_{33} \\ d\sigma_{12} \\ d\sigma_{13} \\ d\sigma_{23} \end{bmatrix} \tag{25}$$

式中:

$$S_{22}^p = \frac{1}{H_p} S_A^2 \tag{26a}$$

$$S_{23}^p = \frac{1}{H_p} S_A S_B \tag{26b}$$

$$S_{24}^p = \frac{1}{H_p} S_A S_C \tag{26c}$$

$$S_{25}^p = \frac{1}{H_p} S_A S_D \tag{26d}$$

$$S_{26}^p = \frac{1}{H_p} S_A S_E \tag{26e}$$

$$S_{33}^p = \frac{1}{H_p} S_B^2 \tag{26f}$$

$$S_{34}^p = \frac{1}{H_p} S_B S_C \tag{26g}$$

$$S_{35}^p = \frac{1}{H_p} S_B S_D \quad (26h)$$

$$S_{36}^p = \frac{1}{H_p} S_B S_E \quad (26i)$$

$$S_{44}^p = \frac{1}{H_p} S_C^2 \quad (26j)$$

$$S_{45}^p = \frac{1}{H_p} S_C S_D \quad (26k)$$

$$S_{46}^p = \frac{1}{H_p} S_C S_E \quad (26l)$$

$$S_{55}^p = \frac{1}{H_p} S_D^2 \quad (26m)$$

$$S_{56}^p = \frac{1}{H_p} S_D S_E \quad (26n)$$

$$S_{66}^p = \frac{1}{H_p} S_E^2 \quad (26p)$$

式中:

$$S_A = \frac{3(\sigma_{22} - \sigma_{33})}{2\sigma_{3D}} + \sqrt{\frac{3}{2}}(\Gamma - 1) \quad (27a)$$

$$S_B = \frac{3(\sigma_{33} - \sigma_{22})}{2\sigma_{3D}} + \sqrt{\frac{3}{2}}(\Gamma - 1) \quad (27b)$$

$$S_C = \frac{3\Gamma^2 a_{66} \sigma_{12}}{\sigma_{3D}} \quad (27c)$$

$$S_D = \frac{3\Gamma^2 a_{66} \sigma_{31}}{\sigma_{3D}} \quad (27d)$$

$$S_E = \frac{6\sigma_{23}}{\sigma_{3D}} \quad (27e)$$

$$\sigma_{3D} = \sqrt{\frac{3}{2} \left\{ (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + 4(\sigma_{23})^2 + 2a_{66}\Gamma^2 \left[(\sigma_{31})^2 + (\sigma_{12})^2 \right] \right\}} \quad (27f)$$

2.2 含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拔出有限元模型

采用有限元方法模拟含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)过程,通过商业有限元结构分析软件 ABAQUS/Standard (Implicit) 来

研究金属连接件拔出问题,获得整个拔出过程的应力分布和结构失效过程。基于实验设置,考虑结构几何形状和试验加载方式的对称性,建立四分之一三维对称有限元模型如图 3 所示。

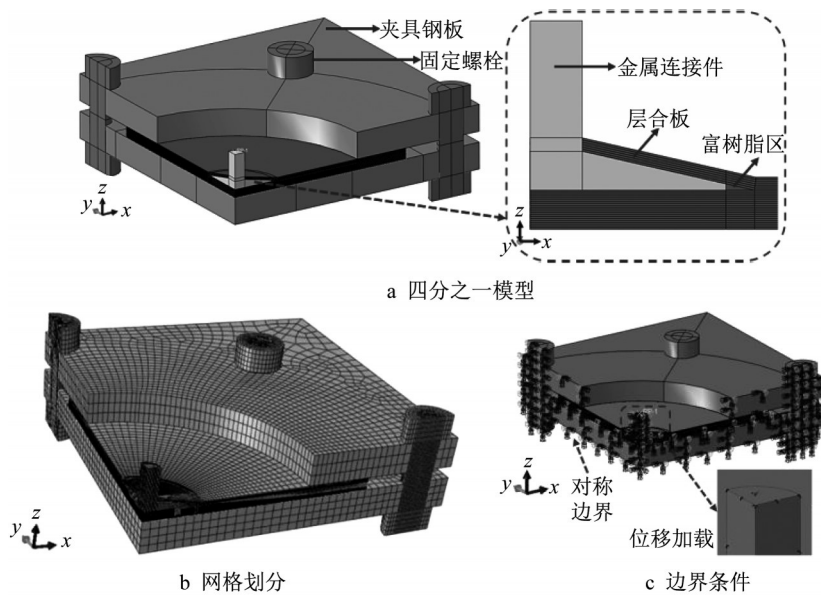


图 3 含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拔出有限元模型,网格划分和边界条件

Fig. 3 Finite element model, meshing, and boundary condition of carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

图 3 中,模型尺寸与试件保持一致,不同组分采用不同的单元类型进行模拟。其中,复合材料层合板(如图中黑色部分所示)的单元类型选为八节点缩减实体单元 C3D8R;金属连接件和富树脂区选用八节点实体单元 C3D8;金属与复合材料界面和复合材料层间界面选用零厚度八节点三维内聚单元 COH3D8,以模拟界

面脱粘行为;不考虑夹具的变形,故上下钢板和螺栓设为刚体。对靠近金属连接件区域的网格进行细化,细化后的网格尺寸为 0.5 mm。在界面单元中,界面张开位移定义为单元上下面对应节点间的相对位移。采用二次名义应力准则作为内聚力模型损伤初始准则判断内聚单元的损伤萌生,同时选用双线型内聚定律,基于

能量的损伤演化扩展准则来描述损伤演化。复合材料层合板的强度失效准则选用Hashin失效准则。利用位移控制,在金属连接件顶端均匀地施加沿轴向方向位移,夹具钢板底面固定。复合材料层合板与夹具钢板之间的界面施加接触行为,基于Coulomb摩擦模型,均采用有限滑移的面面接触算法,并设定摩擦系数为0.3。因取四分之一模型进行计算,所以在金属连接件和复合材料层合板的对称面上施加对称边界条件,即对称平面上的节点是对称约束的。

为了对比金属连接件周围纤维连续和不连续对连接结构整体力学行为的影响,在有限元模型中考虑纤维

方向,如图4所示,分别设定纤维环绕金属件分布和纤维切断分布。对于纤维连续分布,利用MATLAB®软件,根据模型实际几何尺寸,获取金属连接件周围纤维方向向量,以离散场方式代入有限元模型。

用于有限元分析的材料参数按照ASTM标准根据复合材料拉伸、压缩、剪切性能测试确定,列于表1。表中, G_{ft} 、 G_{fc} 、 G_{nc} 、 G_{sc} 分别为纤维拉伸、纤维压缩、界面法向压缩、界面切向压缩断裂能, K_m 、 K_{ss} 、 K_{tt} 为法向和两个切向方向界面刚度, τ_{nm} 、 τ_{ss} 、 τ_{tt} 为法向和两个切向方向剪切强度, G_m 、 G_{ss} 、 G_{tt} 为法向和两个切向方向断裂韧性。

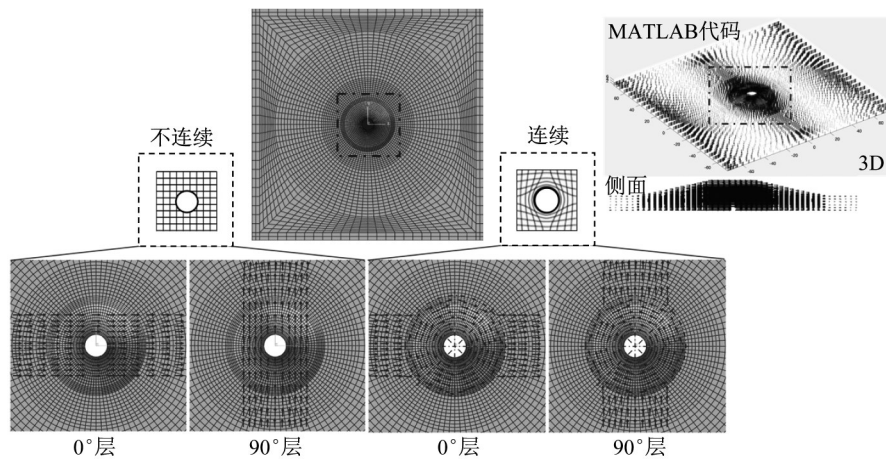


图4 含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料金属连接件周围纤维走向分布

Fig. 4 Fiber direction distribution around metal insert of carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

表1 有限元模型中含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料的几何参数和材料性能

Tab. 1 Geometrical parameters and material properties of carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert in finite element model

基体性能		金属连接件(不锈钢)性能	
弹性模量 E_m /GPa	2.1	弹性模量 E_s /GPa	210
泊松比 ν_m	0.37	泊松比 ν_s	0.3
热膨胀系数 $\alpha_m / 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	65	热膨胀系数 $\alpha_s / 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	17
碳纤维/PA6 预浸料性能			
弹性模量 [$E_{11}/E_{22}/E_{33}$] /GPa	103/3.12/3.12		
剪切模量 [$G_{12}/G_{13}/G_{23}$] /GPa	2.0/2.0/1.8		
泊松比 [$\nu_{12}/\nu_{13}/\nu_{23}$]	0.36/0.36/0.39		
失效强度 $X_t/X_c/Y_t/Y_c/S$ /MPa	895/626/25/52/37		
断裂能 $G_{ft}/G_{fc}/G_{nc}/G_{sc}$ /($\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$)	112.7/25.9/5.6/9.3		
界面性能			
界面刚度 [$K_m/K_{ss}/K_{tt}$] /($10^9 \text{N}\cdot\text{mm}^{-3}$)	金属与复合材料界面	复合材料之间界面	
	50 000/50 000/50 000	50 000/50 000/50 000	
剪切强度 [$\tau_{nm}/\tau_{ss}/\tau_{tt}$] /MPa	8/12/12		25/37/37
断裂韧性 [$G_m/G_{ss}/G_{tt}$] /($\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$)	0.2/0.8/0.8		5.6/9.3/9.3

3 结果与讨论

热塑性复合材料的影响

3.1 纤维连续性对含预埋金属连接件碳纤维增强

通过实验测试和有限元分析获得的含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)的力

一位移曲线如图 5 所示。从曲线可以看到,预埋金属连接件周围的纤维连续性对连接结构的整体力学响应没有影响。主要因为金属连接件周围切断的纤维区域较小,对连接结构的承载能力影响不大。通过比较发现,有限元模拟结果与实验结果吻合较好。

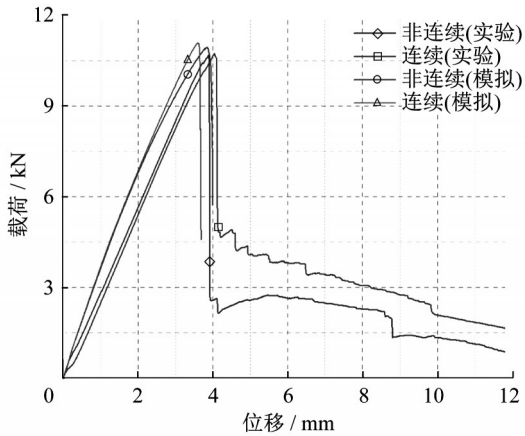


图 5 金属连接件周围纤维连续与不连续分布碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)实验和有限元力-位移曲线

Fig. 5 Failure modes of punched and steered carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

图 6 呈现了含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拔出测试后的宏观失效模式。金属连接件底板与底部的复合材料层合板完全脱开,即共固化粘结失效,拔出的金属连接件的底板未发生明显的塑性变形。对于纤维连续与不连续的两种结构,金属连接件周围的复合材料表现出不同的失效模

式。当切断金属连接件处的纤维时,金属底板上部的复合材料层合板出现十字型裂纹;当保持金属连接件周围的纤维连续性时,金属底板上部的复合材料层合板会从金属底板边缘区域开始出现纤维断裂和基体开裂,呈现环型的破坏模式。

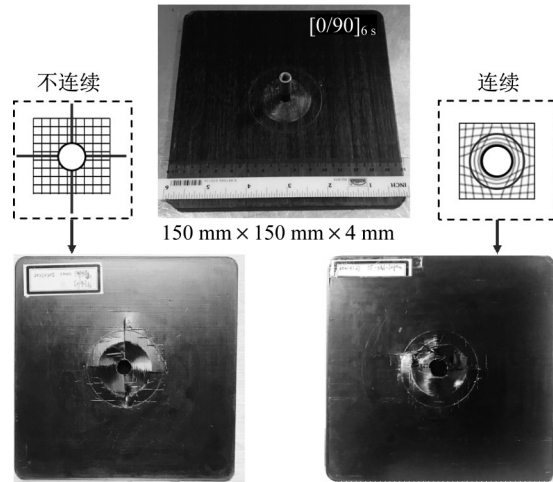


图 6 金属连接件周围纤维连续与不连续分布碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)测试后失效模式

Fig. 6 Failure modes of the punched and steered carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

结合超声检测表征和显微观察,图 7 和图 8 分别呈现了金属连接件周围纤维连续与不连续分布碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)测试后微观形貌和超声扫描图像。

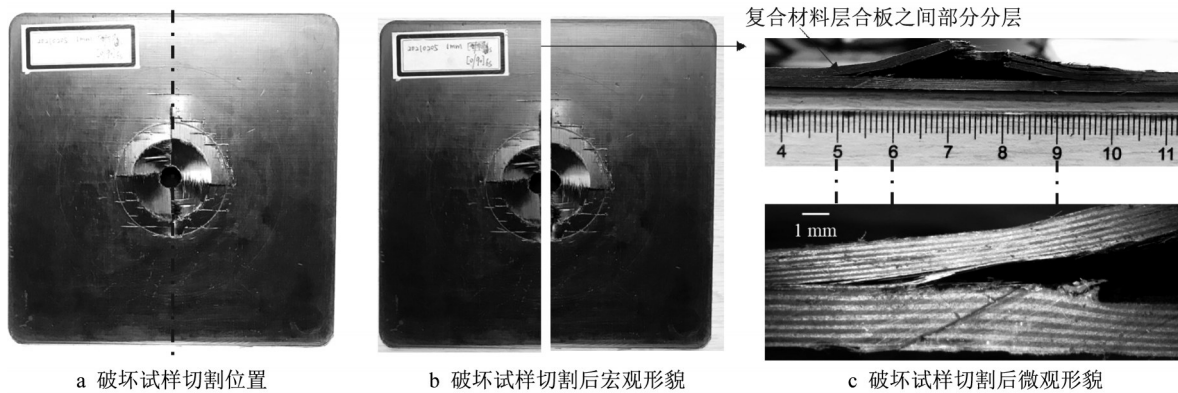


图 7 金属连接件周围纤维连续与不连续分布碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)测试后微观形貌

Fig. 7 Micrographs on punched and steered carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

可以发现对于纤维连续与不连续分布情况,复合材料层合板底部均未出现纤维和基体的损伤破坏。金属连接件因与复合材料层合板脱粘而被完全

拔出,金属连接件底板与复合材料交界处的富树脂区会发生开裂,并沿金属连接件底板边缘呈现复合材料层合板分层现象。超声扫描的结果表明分层区

域较小,这一点与文献报道的含预埋金属连接件碳纤维增强热固性复合材料不同,主要是因为热塑性复合材料的塑性行为延缓了分层裂纹的扩展。但纤维连续与不连续分布情况下分层面积和层合板整体

损伤破坏分布不同,这也是导致局部纤维结构形式对含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料最终破坏模式的影响差异的原因。

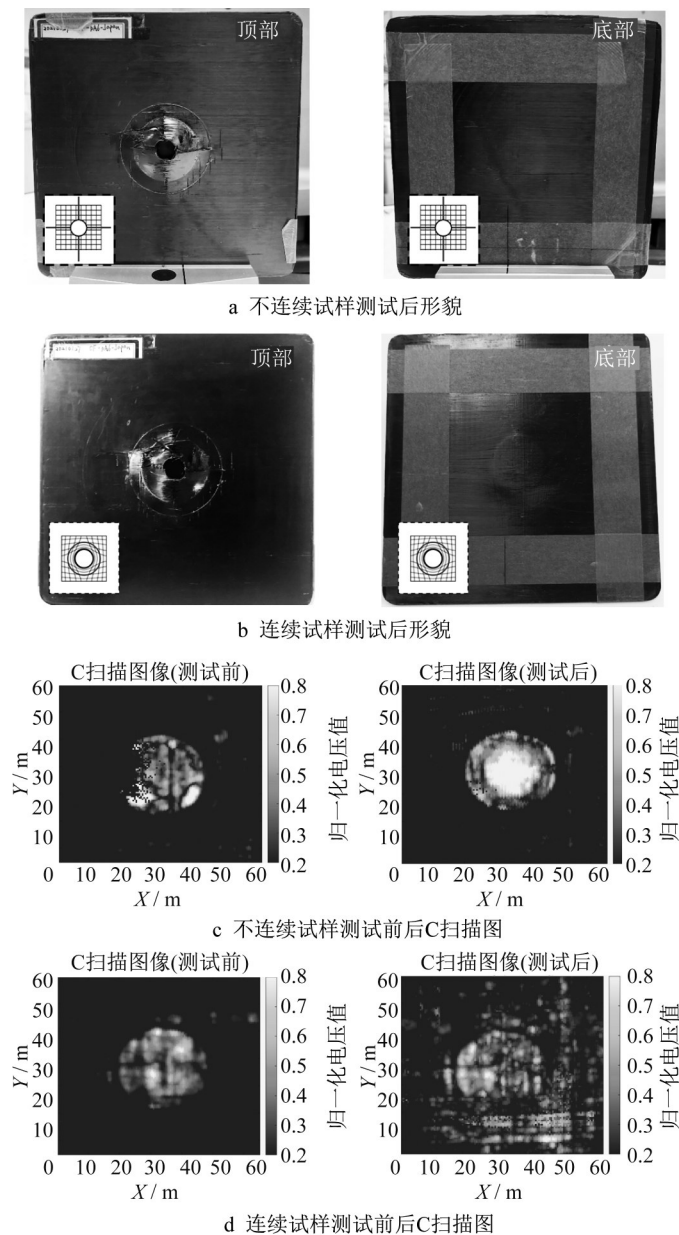


图 8 金属连接件周围纤维连续与不连续分布碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)测试前后形貌和超声扫描图像

Fig. 8 Macrographs and C-scan images on punched and steered carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

3.2 含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拔出失效机制分析

图 9 显示了含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拔出过程中达到第一个峰值力时有限元模拟的纤维、基体和界面的损伤情况,并对比了局部纤维结构形式对模拟结果的影响。

通过与实验结果对比可以看出,在达到第一个

峰值力时,金属连接件底板和底部复合材料层合板之间界面出现完全分层,复合材料的损伤主要集中在金属连接件底板所在的区域范围,局部纤维结构形式主要影响界面和基体的损伤状态,对纤维损伤的影响较小。

对于金属连接件周围纤维连续分布的情况,基体表现出环型的损伤开裂,这与实验的结果较为吻

合,而复合材料分层区域较纤维非连续分布的结构略大。复合材料达到第一个峰值力时基体的损伤使

得继续加载时纤维逐步发生断裂。

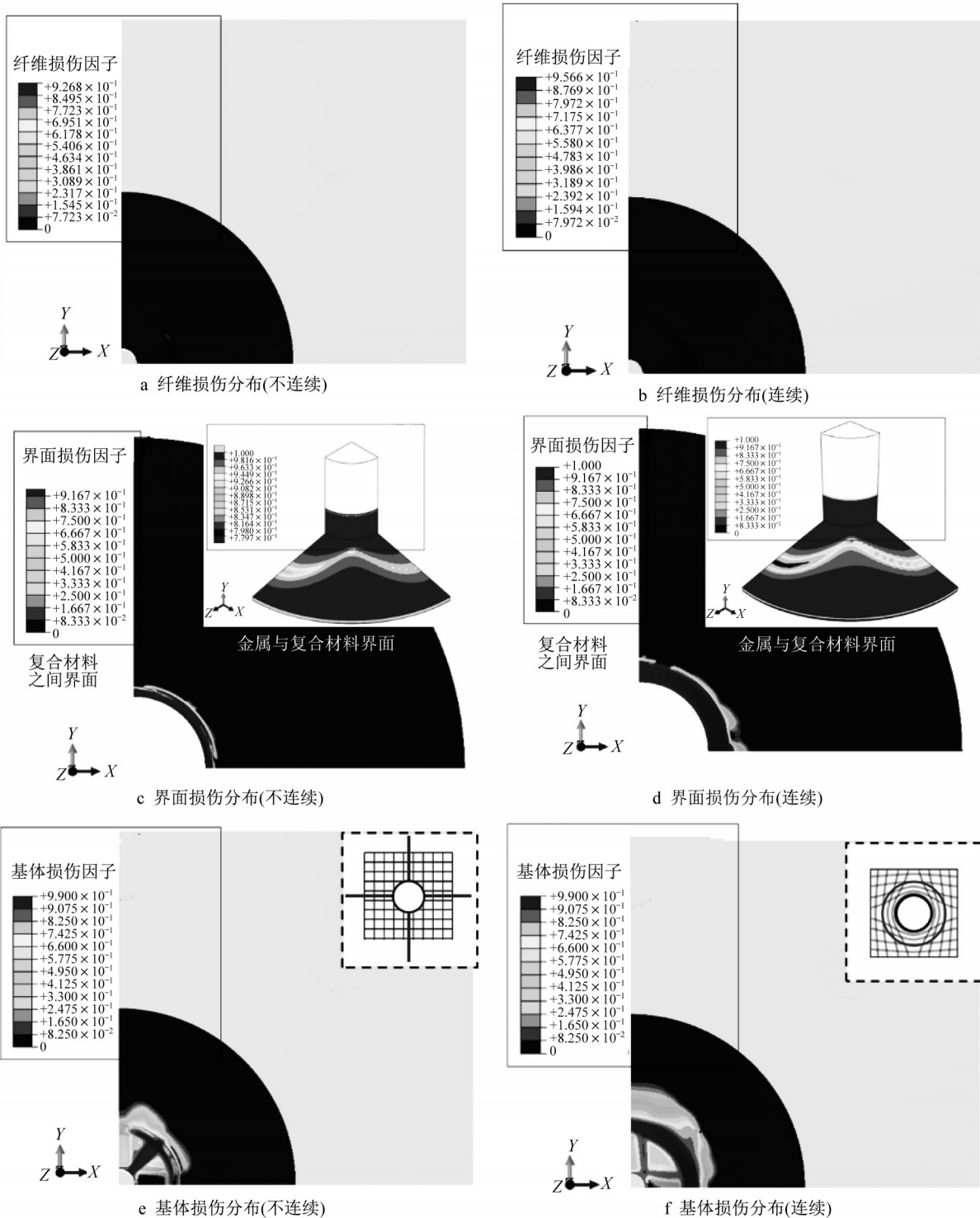


图9 含预埋金属连接件碳纤维增强热塑性复合材料拉伸(拔出)过程有限元模拟分布云图

Fig. 9 Numerical results of carbon fiber reinforced thermoplastic composites with embedded metal insert

4 结语

本文采用热压成型工艺共固化制备含预埋金属

连接件碳纤维增强热塑性复合材料智能结构,主要针对其拉伸(拔出)测试过程中的失效行为开展了实验和有限元分析,并改变金属连接件周围纤维连续

性,揭示了局部纤维结构形式对连接结构整体力学行为的影响机制。主要结论如下:

(1)预埋金属件周围的局部纤维结构形式对碳纤维增强热塑性复合材料的力学性能影响不大,但会带来不同的复合材料失效模式。对于金属连接件周围纤维不连续的复合材料,其破坏模式呈现十字型纤维断裂;对于纤维绕金属连接件连续的复合材料,呈现出纤维沿金属底板边缘断裂的环型破坏模式。

(2)碳纤维热塑性复合材料层合板之间的分层始于金属连接件底板边缘,结合超声检测表征,发现分层区域较小,这点与文献报道的含预埋金属连接件碳纤维增强热固性复合材料不同。主要源于热塑性复合材料的塑性行为延缓了分层裂纹的扩展。超声无损检测技术可以帮助准确识别共固化复合材料连接结构的破坏模式。

(3)通过显微观察发现在金属连接件周围会出现基体开裂,而复合材料层合板底层未出现纤维和基体损伤。

(4)对比实验和有限元模拟结果,力-位移曲线中的第一个峰值力主要由金属连接件底板和底部复合材料层合板之间界面的分层引起。建立的有限元模型模拟结果与实验结果吻合较好,模型有助于指导共固化复合材料连接结构的优化设计。

作者贡献声明:

李倩:概念与方法提出、建模分析、实验测试、数据分析、论文撰写。

丁浩:实验测试。

谭松梨:建模分析。

张振:实验验证、学术指导、论文修改、项目资助。

参考文献:

- [1] SUDHIN A, REMANAN M, AJEESH G, *et al.* Comparison of properties of carbon fiber reinforced thermoplastic and thermosetting composites for aerospace applications [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2020, 24: 453.
- [2] GARDIE E, PARAMASIVAM V, DUBALE H, *et al.* Numerical analysis of reinforced carbon fiber composite material for lightweight automotive wheel application [J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, 46: 7369.
- [3] XIAO Yi, ISHIKAWA T. Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints (part I: Experimental investigation) [J]. *Composites Science and Technology*, 2005, 65(7): 1022.
- [4] XIE Yuanhong, XIAO Yi, LYU Jiaxin, *et al.* Influence of creep on preload relaxation of bolted composite joints: Modeling and numerical simulation [J]. *Composite Structures*, 2020, 245: 112332.
- [5] 余海燕, 李佳旭, 周辰晓. 碳纤维复合材料与高强度钢板螺栓连接拉伸性能 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2018, 46(5): 8.
YU Haiyan, LI Jiaxu, ZHOU Chenxiao. Tensile properties of bolted joints between CFRP and high strength steel plate [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2018, 46(5): 8.
- [6] GEBHARDT J, FLEISCHER J. Experimental investigation and performance enhancement of inserts in composite parts [J]. *Procedia CIRP*, 2014, 23: 7.
- [7] GEBHARDT J, POTTMEYER F, FLEISCHER J, *et al.* Characterization of metal inserts embedded in carbon fiber reinforced plastics [J]. *Materials Science Forum*, 2015, 825(1): 506.
- [8] POTTMEYER F, BITTNER J, PINTER P, *et al.* In-situ CT damage analysis of metal inserts embedded in carbon fiber-reinforced plastics [J]. *Experimental Mechanics*, 2017, 57(15): 1.
- [9] MAGAGNATO D, SEUFFERT J, BERNATH A, *et al.* Experimental and numerical study of the influence of integrated load transmission elements on filling behavior in resin transfer molding [J]. *Composite Structures*, 2018, 198: 135.
- [10] MUTH M, POTTMEYER F, KAWA B. Failure behaviour of metal inserts embedded in CFRP subsequent to thermal, mechanical and cyclic pre-damage [J]. *Composite Structures*, 2020, 236: 111877.
- [11] 徐秋红, 谭臻, 闫焯, 等. 国内碳纤维增强热塑性复合材料研究进展 [J]. *工程塑料应用*, 2014, 42(7): 122.
XU QiuHong, TAN Zhen, YAN Ye, *et al.* Research progress on domestic carbon fiber reinforced thermoplastic composite [J]. *Engineering Plastics Application*, 2014, 42(7): 122.
- [12] Hill R. *The mathematical theory of plasticity* [M]. Oxford: Oxford University, 1998.