



DOI:10.12404/j.issn.1671-1815.2404441

引用格式:林德志,赵月青,陈汇,等.基于逐层钻孔法的碳纤维复合材料层间非均匀残余应力测量[J].科学技术与工程,2025,25(12):4849-4856.

Lin Dezhi, Zhao Yueqing, Chen Hui, et al. Characterization of Non-uniform residual stresses between layers in carbon fiber composite laminates based on layer by the incremental hole-drilling method[J]. Science Technology and Engineering, 2025, 25(12): 4849-4856.

力学

基于逐层钻孔法的碳纤维复合材料层间非均匀残余应力测量

林德志¹, 赵月青¹, 陈汇¹, 赵家业², 席尚宾^{2*}

(1. 上海飞机制造有限公司复合材料中心, 上海 201324; 2. 清华大学柔性电子技术实验室, 嘉兴 314006)

摘要 残余应力严重影响碳纤维增强树脂基复合材料(carbon fiber reinforced polymer, CFRP)的力学性能,甚至诱发材料开裂,因此,准确测量CFRP层合板的层间非均匀残余应力对于其制备工艺改进具有重要意义。通过逐层钻孔法测量CFRP层合板层间非均匀残余应力,采用有限元仿真计算每层释放残余应力与应变之间的标准系数矩阵;利用系数矩阵和实测应变计算CFRP各层残余应力。结果表明:CFRP层合板整体沿厚度方向呈现外压内拉的应力分布;残余应力测量方差随钻孔深度增大而增加,板内越靠近中间的铺层,其层间残余应力值越大,非均匀性越高。

关键词 碳纤维复合材料;层间残余应力;钻孔法;标准系数矩阵;应变

中图分类号 O348.2; 文献标志码 A

Characterization of Non-uniform Residual Stresses between Layers in Carbon Fiber Composite Laminates Based on Layer by the Incremental Hole-drilling Method

LIN De-zhi¹, ZHAO Yue-qing¹, CHEN Hui¹, ZHAO Jia-ye², XI Shang-bin^{2*}

(1. Composite Materials Center, Shanghai Aircraft Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 201324, China;

2. Laboratory of Flexible Electronics Technology, Tsinghua University, Jiaxing 314006, China)

[Abstract] The mechanical properties of carbon fiber reinforced polymer (CFRP) composites are significantly impacted by residual stresses, which can even induce material cracking. Consequently, the accurate measurement of interlayer non-uniform residual stresses in CFRP laminates is of paramount importance for improving their manufacturing processes. The incremental hole-drilling method was employed to measure the interlayer non-uniform residual stresses in CFRP laminates. Finite element simulation was used to calculate the standard coefficient matrix between the released residual stresses and strains released in each layer. Coefficient matrix in conjunction with the measured strains was utilized to compute the residual stresses within each layer of the CFRP. The results indicate that the CFRP laminates exhibit an overall stress distribution characterized by compressive stresses externally and tensile stresses internally along the thickness direction. Furthermore, the measurement variance of residual stresses increases with the increase in drilling depth, and the interlayer residual stress values and their non-uniformity are higher in the layers closer to the center of the plate.

[Keywords] carbon fiber composites; interlayer residual stress; hole-drilling method; standard coefficient matrix; strain

碳纤维增强树脂基复合材料层合板是具备出色的力学性能和结构稳定性、具有高强度和轻质化特性结构材料,通常用于航空航天、汽车工业和体

育用品等领域^[1-3]。对于碳纤维增强树脂基层合板复合材料,层间残余应力是在不同层或区域之间存在的剩余应力,它是由于材料经历了成形、加工、热

收稿日期:2024-06-14; 修订日期:2025-02-10

基金项目:国家商用飞机制造工程研究中心创新基金(COMAC-SFGS-2022-1874)

第一作者:林德志(1987—),男,汉族,山东日照人,硕士,高级工程师。研究方向:复合材料结构强度及工艺仿真分析,E-mail:lindezhi@comac.cc。

*通信作者:席尚宾(1986—),男,汉族,甘肃临洮人,博士,副研究员。研究方向:智能复合材料设计与计算。E-mail:xishangbin@ifet-tsinghua.org。

投稿网址:www.stae.com.cn

处理等工艺过程,导致内部各个层间或区域的应变状态不均匀而形成的^[4-5]。这种不均匀性会导致相邻层之间存在残留的应力差异。层间残余应力可以对材料的性能和行为产生重要影响^[6]。如果层间残余应力超过了材料的强度极限,可能会导致材料的变形、裂纹、失效等问题。此外,层间残余应力还可以影响材料的疲劳寿命、腐蚀行为以及材料的物理性质等。因此,对层间残余应力的准确测量非常重要。具体来说,层间残余应力会引起层合板边缘脱黏,形成层间裂纹,造成整个层合板的刚度和强度下降,使结构过早失效。因此要对碳纤维增强树脂基复合材料进行层间残余应力测试,首先通过层间残余应力测试,可以检测制造过程中产生的应力问题,有助于确保产品的质量符合规范和标准要求,然后层间残余应力会导致材料或构件的变形、开裂或失效,残余应力测试可以帮助评估结构的完整性,并确保其在使用时不会发生意外破坏。最后通过分析层间残余应力的成因和分布情况,可以识别并改进制造过程中引起应力的因素,以优化产品的可靠性和耐久性^[7]。

由于残余应力“闭锁”的特性使得其在不借助测量技术的情况下评估非常困难,而且残余应力不能简单的实现消除或施加。在目前常见的残余应力测试方法根据测试过程中对构件是否破坏可以分为有损检测^[8]和无损检测^[9-11]两大类,其中有损检测(将具有残余应力的部件从构件中分离或切割出来使应力释放测量其应变的变化求出残余应力)主要包含钻孔法、开槽法。无损检测(利用声、光、磁、电在不损害或不影响被测量对象使用性能的前提下测量残余应力)主要分为 X 射线衍射法、拉曼光谱法、超声波法。其中,X 射线衍射法^[12]、中子衍射法适用于晶体结构材料残余应力的测量,而碳纤维增强树脂基是属于非晶体结构的材料,因此 X 射线衍射法与中子衍射法并不适用于碳纤维增强树脂基复合材料层间残余应力的测量。开槽法^[13]在切割时,当切割深度超过厚度的 75% 将产生与应变计附近噪声相关的不良结果。拉曼光谱和超声波法很少见其应用于复合材料层合板层间残余应力的测量。

碳纤维增强复合材料的单向层片是由纤维和基体复合而成,在微观构造上是不均匀的。叠层复合材料除层片内的不均匀性外,由于铺层材料和铺层方向的不同,沿厚度方向也是不均匀的,呈现层性。在复合材料中存在裂纹、脱层、纤维断裂和空隙等,使局部的位移、应变、应力不连续,很难能够求得精确解。再加上制造过程中工艺和各种参数

的影响,使得计算复合材料及其结构的残余应力变得非常复杂和困难。

鉴于此,采用逐层钻孔法测量碳纤维增强树脂基复合材料(carbon fiber reinforced polymer, CFRP)的非均匀残余应力。首先通过有限元仿真软件构造试件和应变花粘贴的有限元模型,通过仿真标定计算出应变花的标准系数矩阵;之后采用分层加载的方法实现各层标准系数的有限元仿真计算,从而构造出所需的标准释放矩阵;最后通过应变以及标准系数和泊松比的公式转换,计算出各层残余应力的值。通过 CFRP 的非均匀残余应力分布规律可为其成型工艺参数优化以及预防结构失效提供重要参考依据

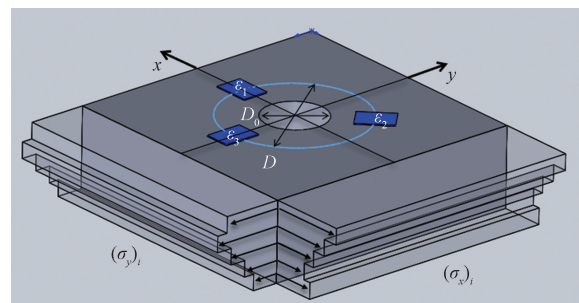
1 逐层钻孔法原理

根据 *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-drilling Strain-gage Method* (ASTM E837-13a)^[14],增量钻孔法指在应变片花几何中心内的小孔内进行逐层钻孔。在去除每一层材料后,在孔周围建立新的应力平衡。在整个孔深范围内,将卸压应变与每一深度增量中先存在的应力联系起来就可以确定深度不均匀的应力分布。图 1 为典型的应变片和用于分析的坐标系统的示意图,其中,正的 x 方向位于应变片 1 的轴旁边,负的 y 方向位于应变片 3 的轴旁边。

释放的应变与应力的关系可表示为

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{22} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

式(1)中: $\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix}$ 为柔度矩阵,其中元素为无量纲参数,如果 x 和 y 为正交各向异性材料的主弹性方向,则 C_{12} 和 C_{32} 项为 0; E_x 和 E_y 分别为复



用阶梯形表示每一层的实际分布应力分别为 $(\sigma_x)_i$ 、 $(\sigma_y)_i$, 其中 i 表示从上往下的层序号; D_0 为钻孔直径

图 1 典型应变花贴法示意

Fig. 1 Typical strain rosette pasting schematic

合材料 x, y 方向上的杨氏模量; σ_{ij} 为应力分量; ε_i 为应变分量。

式(1)中的弹性系数取决于试样材料属性、孔深和应变花尺寸。对于正交各向异性材料,孔有效作用深度取决于材料的离面剪切模量与面内纵向刚度之比。该比率减小会导致孔的有效深度减小。在纵向方向上施加载荷计算校准系数 C_{11} 、 C_{21} 和 C_{31} ; 在横向方向上施加载荷计算校准系数 C_{13} 、 C_{23} 和 C_{33} 。此外,通过施加面内剪切载荷,计算出校准系数 C_{12} 、 C_{22} 和 C_{32} 。这3组标定系数通过有限元仿真计算得到^[15]。

采用商业有限元分析软件进行建模,复材板分为上下 A、B 两块板, A 板模型大小为 100 mm(长) × 100 mm(宽) × 1.552 mm(高), 选用应变圆直径 $D = 1$ mm, 应变栅的尺寸为 1 mm × 1 mm 的 B 型应变花进行数值模拟, 盲孔直径 d 取 1 mm, 对 A 板模型进行 8 次钻孔, 每次钻孔增量为 0.194 mm。设定碳纤维增强树脂基层合板复合材料的弹性模量 $E_1 = 195\ 000$ MPa, $E_2 = 8\ 580$ MPa, $E_3 = 8\ 580$ MPa, 其中 3 个方向的 3 个泊松比分别为 $U_{12} = 0.344\ 7$, $U_{13} = 0.344\ 7$, $U_{23} = 0.424\ 7$, 另外 3 个方向的剪切模量分别为 $G_{12} = 4\ 570$ MPa, $G_{13} = 4\ 570$ MPa, $G_{23} = 3\ 060$ MPa。对孔壁施加均匀的压应力 1 000 MPa, 划分网格采用 6 面 8 节点的 C3D8R 单元。

根据层合板的实际尺寸在有限元软件中输入其尺寸参数, 复材板分为上下 A、B 两块板, A 板 100 mm(长) × 100 mm(宽), B 板长 200 mm 宽 100 mm, 建好模型后再对其进行模拟钻孔, 由于钻头直径为 1 mm, 所以只需在复材板上绘制 1 mm 的小孔, 对其进行拉伸与切除等操作最后得到模型。再对其进行每层复合材料的纤维方向的指派, A 板的厚度为 1.552 mm, 总共有 8 层, 每层厚 0.194 mm, A 板为对称铺层, 其方向为 $(45^\circ/90^\circ/-45^\circ/-0^\circ)_s$ 。图 2(a) 为 A 板 100 mm × 100 mm 的建模图及网格分割, 图 2(b) 为 B 板 200 mm × 100 mm 的建模图。

再进行 A 板与 B 板之间的装配, 采用绑定约束对其进行绑定, 网格采用 C3D8R 六面体单元进行网

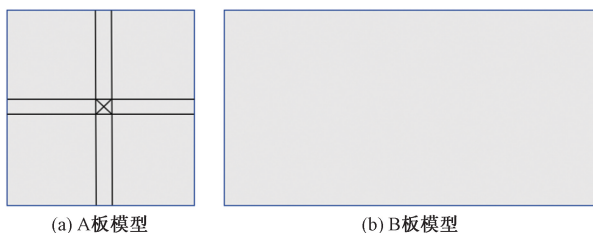


图 2 复合材料板建模

Fig. 2 Modeling of composite material plates

格划分, 再进行载荷的施加以及约束的绑定, 在施加载荷时, 需要把笛卡尔坐标系转化为圆柱坐标系, 根据进行完以上步骤后再对其进行结果计算, 通过观察其仿真结果, 在 3 块应变片的表面区域提取应变, 然后再对其进行取平均值作为最后的应变输出。提取每块应变片的应变后, 根据式(1), 就可以算出每层的标定系数。网格划分是仿真的关键步骤, 该模型采用 8 节点线性砖等参单元(C3D8R)进行网格划分。

整体网格划分如图 3 所示, 网格划分单元总数为 47 760, 对于网格加密两倍后与未加密之前的网格应力结果进行对比分析, 发现应力分布基本一致, 因此, 划分的网格密度合理。

对模型中的小孔孔壁施加载荷, 因此在这里需要将直角坐标系中应力分量转化到极坐标系中去, 极坐标转换公式为

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \sigma_x \cos^2 \varphi + \sigma_y \sin^2 \varphi + \tau_{xy} \sin 2\varphi \\ \sigma_\varphi = \sigma_x \sin^2 \varphi + \sigma_y \cos^2 \varphi - \tau_{xy} \sin 2\varphi \\ \tau_{\rho\varphi} = (\sigma_x - \sigma_y) \sin \varphi \cos \varphi + \tau_{xy} \cos 2\varphi \end{cases} \quad (2)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma_x (\cos \theta)^2 + \sigma_y (\sin \theta)^2 + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (3)$$

$$\sigma_{\theta r} = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \sin(2\theta) + \tau_{xy} \cos 2\theta \quad (4)$$

$$\text{Load1: } \sigma_x = \sigma, \sigma_y = \tau_{xy} = 0 \quad (5)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma (\cos \theta)^2 \quad (6)$$

$$\sigma_{\theta r} = -\sigma \sin \theta \cos \theta \quad (7)$$

$$\text{Load2: } \sigma_y = \sigma; \sigma_x = \tau_{xy} = 0 \quad (8)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma (\sin \theta)^2 \quad (9)$$

$$\sigma_{\theta r} = \sigma \sin \theta \cos \theta \quad (10)$$

$$\text{Load3: } \tau_{xy} = \sigma; \sigma_x = \sigma_y = 0 \quad (11)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma \sin 2\theta \quad (12)$$

$$\sigma_{\theta r} = \sigma \cos 2\theta \quad (13)$$

式中: σ_ρ 、 σ_φ 、 $\tau_{\rho\varphi}$ 为 ρ - φ 转轴变换后的应力分量; φ 为转角; σ_x 、 σ_y 、 τ_{xy} 为 x - y 转轴变换后的应力分量; σ_{rr} 、 $\sigma_{\theta r}$ 为极坐标下的应力分量; σ 为当前应力状态; Load1 表示仅 x 方向受正应力的状态; Load2 表示仅

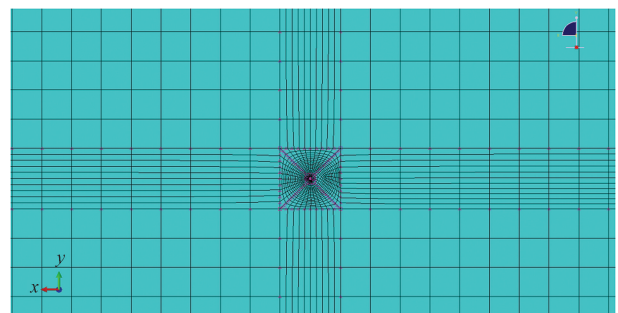


图 3 几何模型网格划分

Fig. 3 Geometric model mesh division

y 方向受正应力的状态; Load3 表示仅受切应力的状态。

通过极坐标公式转化可以将直角坐标系的载荷转化成柱坐标系下的载荷, 分别为径向载荷与周向载荷。选择在双向等值应力场对标定系数矩阵进行仿真标定, 因此任意场处的应力都是已知的, 根据弹性力学中的极坐标转换公式, 再根据式(1)~式(13)可以将笛卡尔坐标系下的应力转化为圆柱坐标系。

应变片的覆盖区域作为应变的提取区域, 为了计算残余应力, 必须确定校准系数的准确值, 计算方法如图 4 所示。这些系数取决于孔的半径和所用量具的几何形状。为了计算标定系数, 对材料施加已知的数值应力场, 并计算孔周围的松弛应变, 采用有限元模型进行计算。

对于增量 1, 有

$$\varepsilon_k^1 = C_{11kl} \sigma_l^1 \quad (14)$$

式(14)中: ε_k^1 为第一层增量 1 下的松弛应变变量; C_{11kl} 为第 1 层增量 1 下的标定系数; σ_l^1 为第 1 层的残余应力(模拟施加)。

在有限元模拟实验中, 直角坐标系下的应力已给定, 3 个应变区域的应变通过 3 块应变片测得。因此对于增量 1 的标定系数就可以被计算出来。

对于增量 2, 有

$$\varepsilon_k^2 = C_{21kl} \sigma_l^1 + C_{22kl} \sigma_l^2 \quad (15)$$

式(15)中: ε_k^2 为增量 1 和增量 2 下的总松弛应变变量; C_{21kl} 和 C_{22kl} 分别为第 2 层增量 1 和增量 2 下的标定系数; σ_l^2 为第 2 层的残余应力。

式(15)等号右侧 $C_{21kl} \sigma_l^1 + C_{22kl} \sigma_l^2$ 分别为第 1 次和第 2 次增量的残余应力对测量到的表面总应变的贡献; 其中, 可以计算出, 以同样的方式, 材料中残余应力的梯度是由一个增量一个增量地确定

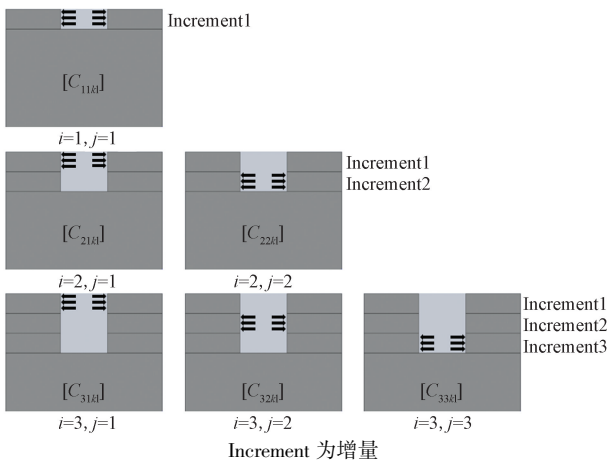


图 4 负载情况下计算不同矩阵的校准系数

Fig. 4 Calculate calibration coefficients for different matrices under load conditions

的, 直到量具的灵敏度极限深度。对于增量 2 也就是第 2 层的标定系数, 通过第 2 层的总应变减去第 1 层的应变可以与增量 1 相同再计算第 2 层的标定系数, 即 $C_{22kl} \sigma_l^2 = \varepsilon_k^2 - C_{21kl} \sigma_l^1$ 。

对于增量 3, 有

$$\varepsilon_k^3 = C_{31kl} \sigma_l^1 + C_{32kl} \sigma_l^2 + C_{33kl} \sigma_l^3 \quad (16)$$

式(16)中: ε_k^3 为总松弛应变变量; C_{31kl} 、 C_{32kl} 和 C_{33kl} 分别为第 3 层增量 1、增量 2 和增量 3 下的标定系数; σ_l^3 为第 3 层的残余应力。

式(16)等号右侧 $C_{31kl} \sigma_l^1 + C_{32kl} \sigma_l^2 + C_{33kl} \sigma_l^3$ 分别为第 1 次和第 2 次和第 3 次增量的残余应力对测量到的表面总应变的贡献。材料中残余应力的梯度是由各增量依次确定的, 直到量具的灵敏度极限深度。对于增量 2 也就是第 2 层的标定系数, 通过第 2 层的总应变减去第 1 层的应变就可以与增量 1 相同再计算第 2 层的标定系数。同理第三层的标定系数与增量 1, 增量 2 求解方式相同, 即 $C_{33kl} \sigma_l^3 = \varepsilon_k^3 - C_{31kl} \sigma_l^1 - C_{32kl} \sigma_l^2$ 。

在此应用中, 详细介绍了计算 $[45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ]$ 碳纤维增强树脂基复合材料层压板校准系数的不同步骤(下标 s 表示不同方向的预浸料铺层反对称)。使用 ABAQUS 对材料进行三维建模。A 板层合板每层厚度为 0.194 mm。对于给定的增量, 使用 3 种不同的负载情况, 校准系数的计算公式为

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} c_{ij11} & c_{ij12} & c_{ij13} \\ c_{ij21} & c_{ij22} & c_{ij23} \\ c_{ij31} & c_{ij32} & c_{ij33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x^j \\ \sigma_{xy}^j \\ \sigma_y^j \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^i \\ \varepsilon_2^i \\ \varepsilon_3^i \end{Bmatrix} \quad (17)$$

式(18)中: $c_{ijkl} = C_{ijkl} \sqrt{E_x E_y}$ 为校准系数, 其中 C_{ijkl} 为标定系数; σ_x^j 、 σ_{xy}^j 、 σ_y^j 为第 j 层模拟施加的应力分量; ε_1^i 、 ε_2^i 、 ε_3^i 为第 j 层增量 1~i 下的总松弛应变。

(1) 载荷 1。横向单轴拉应力用来计算 c_{ij11} 、 c_{ij21} 、 c_{ij31} , 即

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} c_{ij11} & c_{ij12} & c_{ij13} \\ c_{ij21} & c_{ij22} & c_{ij23} \\ c_{ij31} & c_{ij32} & c_{ij33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x^j \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^i \\ \varepsilon_2^i \\ \varepsilon_3^i \end{Bmatrix} \quad (18)$$

(2) 载荷 2。横向单轴拉应力用来计算 c_{ij13} 、 c_{ij23} 、 c_{ij33} , 即

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} c_{ij11} & c_{ij12} & c_{ij13} \\ c_{ij21} & c_{ij22} & c_{ij23} \\ c_{ij31} & c_{ij32} & c_{ij33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \sigma_y^j \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^i \\ \varepsilon_2^i \\ \varepsilon_3^i \end{Bmatrix} \quad (19)$$

(3) 载荷 3。剪切应力用来确定 c_{ij12} 、 c_{ij22} 、 c_{ij32} , 即

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} c_{ij11} & c_{ij12} & c_{ij13} \\ c_{ij21} & c_{ij22} & c_{ij23} \\ c_{ij31} & c_{ij32} & c_{ij33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ \sigma_{xy}^j \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^i \\ \varepsilon_2^i \\ \varepsilon_3^i \end{Bmatrix} \quad (20)$$

这三种载荷作用在孔壁上。因此,从笛卡尔坐标系到柱坐标系的改变是必要的,网格划分也是仿真的关键步骤。网格越好,结果越准确。该模型采用8节点线性砖等参单元(C3D8R)进行网格划分。无论几何参数如何,网格都以保证其质量的方式配置。

2 实验及结果

测试的试件为CFPR预浸料通过树脂传递模塑工艺制备层合板,预浸料为正交编织布,预浸料铺层为45°/90°/-45°/0°,共20层,制备的板材如图5所示。

钻孔试验采用 *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-drilling Strain-gage Method* (ASTM E837-13a)。钻孔机如图6所示。采用柔性轴钻孔以及通过高精密的手动控制器控制两个方向的平移。通过程控软件实现钻孔机钻取与应变花同心对齐的1 mm直径盲孔,钻头速度约为22 000 r/min。

开始钻孔作业前,对应变仪的读数进行置零。启动钻孔设备并增量钻孔,直到切割穿过应变花背

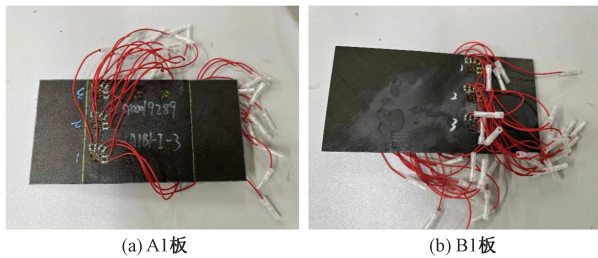


图5 试验复合材料板材

Fig. 5 Experimental composite laminates

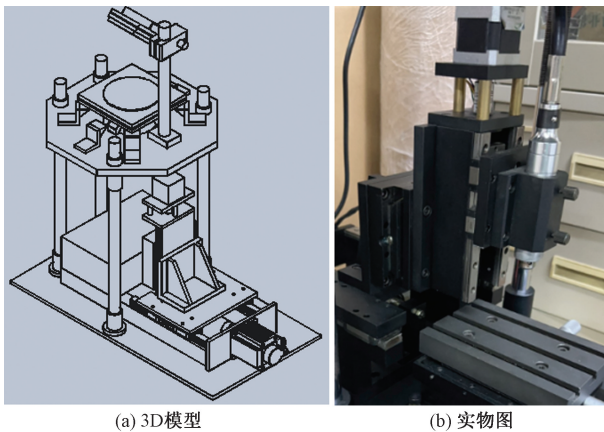


图6 钻孔设备

Fig. 6 Drilling machine

衬材料并轻微刮伤工件表面。该点对应于“零”刀具深度。在达到“零”点后停止钻孔设备,并确认应变花应变读数没有显著变化。使用新读数作为后续应变测量的零点。启动钻孔设备完成一次增量步钻取,之后停止钻孔设备并记录应变仪每个应变片的读数。重复增加步长完成钻孔,然后进行应变测量,总共4个等间距步长(在本测试中采用B型应变花)。

依据层合板单层厚度,将A/B面钻孔步长与增量步数设置如表1所示。

取A1B7-II板A-1、A-2、A-3孔的钻孔数据,以及B板B-1、B-2、B-3孔的钻孔数据进行计算,其结果如表2所示。

A1B7-II板A-1、A-2、A-3孔以及背面B-1、B-2、B-3孔的残余应变释放曲线如图7所示。

表1 复合材料层合板A/B面钻孔步长与增量步数设置
Table 1 Setting of drilling step length and incremental step number for A/B surface of composite laminates

序号	A面(步长0.194 mm)/ mm	B面(步长0.226 mm)/ mm
0	0	0
1	0.322 4	0.354 4
2	0.516 4	0.580 4
3	0.710 4	0.806 4
4	0.904 4	1.032 4
5	1.098 4	1.258 4
6	1.292 4	1.484 4
7	1.486 4	—
8	1.680 4	—

表2 A1B7-II板A-1、A-2、A-3、B-1、B-2、B-3应力
Table 2 Stress of A1B7 II plates A-1, A-2, A-3, B-1, B-2, B-3

指标	第1层	第2层	第3层	第4层	
A-1 应力	σ_x	58	-184	-603	-147
	σ_{xy}	-128	613	729	864
	σ_y	31	-121	-123	-319
A-2 应力	σ_x	75	-165	-342	-678
	σ_{xy}	-132	67	595	885
	σ_y	330	-108	-106	-549
A-3 应力	σ_x	-38	20	700	340
	σ_{xy}	649	721	-294	-109
	σ_y	-100	-162	-153	-108
B-1 应力	σ_x	59	-185	-604	-148
	σ_{xy}	-128	613	729	864
	σ_y	31	-121	-123	-319
B-2 应力	σ_x	-53	55	90	509
	σ_{xy}	88	2	-198	-272
	σ_y	-140	-110	-375	-862
B-3 应力	σ_x	38	-22	162	698
	σ_{xy}	65	99	-439	-277
	σ_y	-100	-287	-580	-193

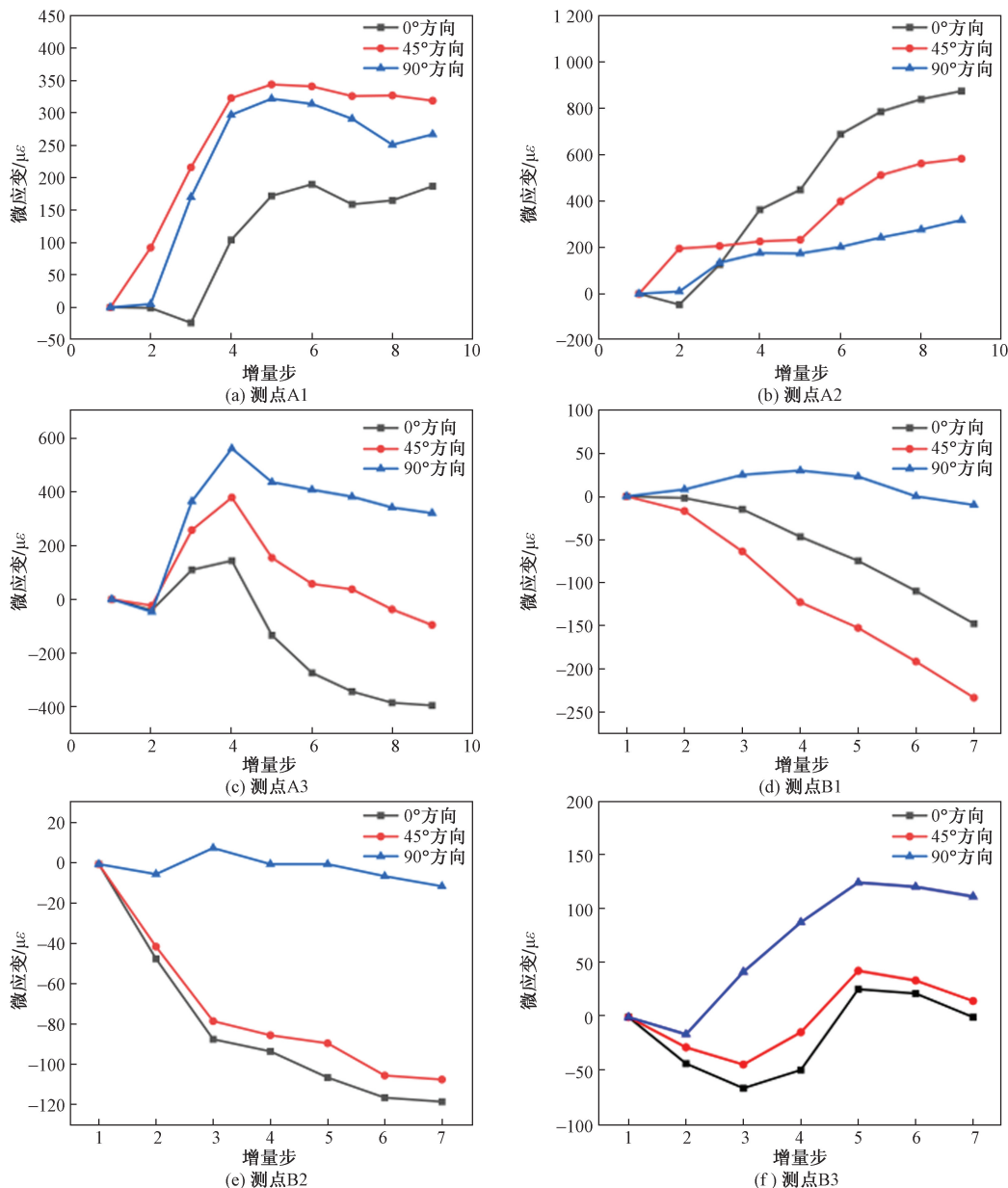


图7 残余应变释放曲线

Fig. 7 Residual strain release curves

经统计,各层残余应力测量均值与方差如图8所示。

3 误差分析

根据惠斯顿电桥的基本原理对实验误差进行分析。选用的测试电源电压为6 V,待测电阻阻值为1 000 Ω。比例臂比值法得到的实验数据如表3所示。

根据表4可知,在待测电阻接近其中一个比例臂电阻阻值时,比例臂的比值越接近1,电桥的灵敏度越高,其引起的仪器误差越小。因此,在该实验的测量中应该尽可能使 $R_1 = R_2$,即实验中1/4桥桥

臂电阻值均在 $(120 \pm 0.1) \Omega$ 。

4 结论

逐层钻孔法是表征碳纤维增强树脂基复合材料层合板层间残余应力的有效方法。通过有限元分层加载的方法标定计算出复合材料层合板各层的应变花标准系数矩阵;并通过逐层钻孔测量的应变数据以及标准系数和泊松比的公式转换,计算出各层残余应力的值。通过对各层残余应力测量结果的分析,得到如下结论。

(1) 板材整体延厚度防线呈现外压内拉的应力分布。

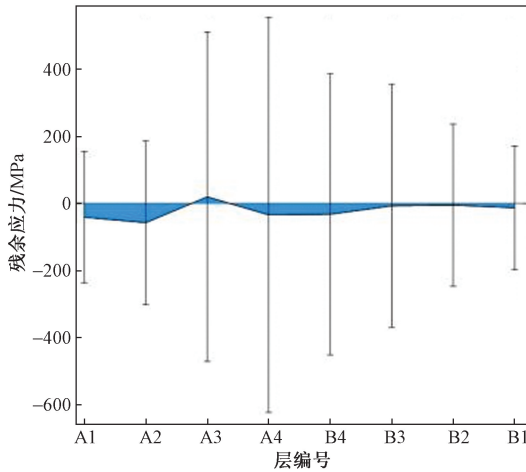


图8 各层残余应力测量均值与方差

Fig. 8 Mean and variance of residual stress measurements for each layer

表3 电桥的灵敏度与比例臂比值的关系

Table 3 Relationship between sensitivity of electric bridges and proportional arm ratio

参数	数值		
参考电阻 R_1/Ω	100	1 000	1 000
参考电阻 R_2/Ω	1 000	1 000	100
比例臂电阻 R_s/Ω	10 009.0	1 000.4	100
待测电阻 R_x/Ω	1 000.9	1 000.4	1 000.0
电桥左臂电阻 $\Delta R_{sL}/\Omega$	630.0	21.2	4.6
电桥右臂电阻 $\Delta R_{sR}/\Omega$	740.0	24.4	5.0
电桥电阻 $\Delta R_s/\Omega$	685.0	22.8	4.8
电桥灵敏度 S/div	73.1	219.4	104.2
比例臂比值 $\Delta R_x/\Omega$	2.7	0.9	1.9

注:div 在示波器中表示电压单位,即每格表示的电压。

表4 电桥灵敏度及误差统计

Table 4 Sensitivity and error statistic of electric bridge

参数	数值
参考电阻 $R_1 = R_2/\Omega$	1 000
待测电阻 R_x/Ω	1 000.4
阻值变化量 $\Delta R/\Omega$	22.8
电桥灵敏度 S/div	219.4
比例臂比值 $\Delta R_x/\Omega$	0.9
桥臂电阻不确定度 $u_c(R_x)$	1.0
相对不确定度 $u_c(R_x)$	0.11

(2) A 板延厚度方向呈现外压内拉的应力分布,外部平局压应力介于 $-30 \sim -60$ MPa,内部平均拉应力为 20 MPa。

(3) B 板整体表现为压应力,平局压应力介于 $-5 \sim -35$ MPa,平局压应力水平低于 A 面板。

(4) A 板和 B 板的残余应力测量方差随钻孔深度增大而增加,表明复合材料板内越靠近中间的铺层,其层间残余应力值越大,非均匀性越高。

参 考 文 献

[1] 包建文,蒋诗才,张代军. 航空碳纤维树脂基复合材料的发展现状和趋势[J]. 科技导报, 2018, 36(19): 52-63.
 Bao Jianwen, Jiang Shicai, Zhang Daijun. Development status and trends of aerospace carbon fiber resin matrix composites[J]. Science & Technology Review, 2018, 36(19): 52-63.

[2] Wang W, Dai Y, Zhang C, et al. Micromechanical modeling of fiber-reinforced composites with statistically equivalent random fiber distribution[J]. Materials, 2016, 9(8): 624.

[3] 张国胜. 体育器材中碳纤维增强塑料的应用研究[J]. 塑料工业, 2019, 47(6): 166-169.
 Zhang Guosheng. Research on the application of carbon fiber reinforced plastics in sports equipment[J]. China Plastics Industry, 2019, 47(6): 166-169.

[4] Fiedler B, Hojo M, Ochiai S. The influence of thermal residual stresses on the transverse strength of CFRP using FEM[J]. Composites Part A, 2002, 33(10): 1323-1326.

[5] Liang S, Gning P B, Guillaumat L. Properties evolution of flax/epoxy composites under fatigue loading[J]. International Journal of Fatigue, 2014, 63(3): 36-45.

[6] 王猛,郭飞,于静巍,等. 热残余应力对考虑微观孔隙碳纤维增强环氧树脂复合材料横向拉伸性能的影响[J]. 复合材料学报, 2019, 36(5): 1101-1113.
 Wang Meng, Guo Fei, Yu Jingwei, et al. Influence of thermal residual stress on transverse tensile properties of carbon fiber reinforced epoxy resin composites considering micro-porosity[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2019, 36(5): 1101-1113.

[7] 薛景,王晓洁,王喜占,等. 碳纤维增强树脂基复合材料固化残余应力评估方法研究现状[J]. 固体火箭技术, 2023, 46(2): 253-262.
 Xue Jing, Wang Xiaojie, Wang Xizhan, et al. Research status of evaluation methods for residual stress in carbon fiber reinforced resin matrix composites after curing[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2023, 46(2): 253-262.

[8] 王建花,钱林方,袁人枢. 小孔释法测纤维增强复合材料残余应力的释放系数[J]. 材料科学与工程学报, 2007(2): 211-213.
 Wang Jianhua, Qian Linfang, Yuan Renshu. Release coefficient of residual stress in fiber reinforced composites measured by small hole drilling method[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2007(2): 211-213.

[9] 徐虹,滕宏春,崔波,等. 残余应力非破坏性测量技术的发展现状简介[J]. 理化检验(物理分册), 2003(11): 595-598.
 Xu Hong, Teng Hongchun, Cui Bo, et al. Introduction to the development status of nondestructive measurement technology for residual stress[J]. Physical Testing and Chemical Analysis (Part A: Physical Testing), 2003(11): 595-598.

[10] 刘敏,席尚宾. 分布式传感采集系统的远距离传输实现方法[J]. 科学技术与工程, 2024, 24(18): 7733-7738.
 Liu Min, Xi Shangbin. Methodology for long-distance transmission in distributed sensing acquisition systems[J]. Science Technology and Engineering, 2024, 24(18): 7733-7738.

[11] 王伟. 复合材料结构的超声应力无损检测技术研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.
 Wang Wei. Research on ultrasonic nondestructive testing technology

- gy for stress in composite structures[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2021.
- [12] 马昌训, 吴运新, 郭俊康. X射线衍射法测量铝合金残余应力及误差分析[J]. 热加工工艺, 2010, 39(24): 5-8.
Ma Changxun, Wu Yunxin, Guo Junkang. Measurement of residual stress in aluminum alloys by X-ray diffraction and error analysis [J]. Hot Working Technology, 2010, 39(24): 5-8.
- [13] 沈旭凯. 开槽法测试混凝土工作应力试验与研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2007.
Shen Xukai. Testing and research on working stress of concrete using slotting method[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2007.
- [14] ASTM. Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method; ASTM E837-13 [S]. West Conshohocken, PA: ASTM, 2013.
- [15] Wu T, Tinkloh S R, Trster T, et al. Determination and validation of residual stresses in CFRP/metal hybrid components using the incremental hole drilling method [J]. Journal of Composites Science, 2020, 4: 1-19.