DOI: 10.3901/JME.2020.22.101

搭接长度对平纹机织复合材料胶接结构连接性能影响的多尺度分析*

马晓龙 李 成 铁 瑛 侯玉亮 毛振刚
(郑州大学机械与动力工程学院 郑州 450001)

摘要: 针对平纹机织复合材料层合板, 首先基于均匀化方法确定细观模型的性能参数, 其次采用 Hashin 准则分析细观模型损伤过程, 最后引入连续损伤力学模型和内聚力模型建立层合板胶接结构宏观模型。研究表明, 平纹机织复合材料层合板的数值曲线与试验结果吻合较好, 验证多尺度模型的有效性; 搭接长度在 5~15 mm 时, 随着搭接长度的增大, 单搭和双搭胶接结构的极限失效载荷逐渐增大, 并趋于稳定, 而搭接剪切强度逐渐减小; 单搭和双搭胶接结构的失效形式随着搭接长度的增大逐渐由胶层剪切失效过渡到层间分层失效; 相同搭接长度下, 与单搭胶接结构相比, 双搭结构的极限失效载荷较大。基于均匀化方法、Hashin 失效准则、内聚力模型和连续损伤力学模型, 提出一种平纹机织复合材料多尺度模型, 对结构性能设计和使用寿命具有重要意义。

关键词: 多尺度; 均匀化; 胶接结构; 搭接长度

中图分类号: TB332

Multiscale Analysis on the Effect of Lap Length on Bonding Strength of Adhesively Bonding Structures of Plain Weave Composites

MA Xiaolong LI Cheng TIE Ying HOU Yuliang MAO Zhengang
(School of Mechanical and Power Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001)

Abstract: For plain weave composite laminates, the performance parameters of the meso-model are determined based on the homogenization method, followed by the analysis of the meso-model damage process using the Hashin criterion, and finally the continuum damage mechanics (CDM) and cohesive zone model (CZM) are introduced to establish the macro model of adhesively bonded structures of laminates. The research results show that the numerical curves of plain woven composite laminates are in good agreement with the test results, verifying the effectiveness of the multi-scale model. As the overlap length increases from 5 mm to 15 mm, the ultimate failure load of single lap joint (SLJ) and double lap joint (DLJ) gradually increases and tends to be stable, while the overlap shear strength gradually decreases. The failure mode of SLJ and DLJ transforms from the shear failure of the adhesive layer to the interlaminar delamination failure of lamintes with the increasing lap length gradually. In the case of the same overlap length, the ultimate failure load of the DLJ is larger than that of the SLJ. Based on the homogenization method, Hashin failure criterion, CDM and CZM, a multi-scale model of plain weave composite material is proposed, which is of great significance to the design of structural performance and service life.

Key words: multiscale; homogenization; adhesively bonded structure; lap length

0 前言

与传统复合材料相比, 机织复合材料力学性能的可设计性更强。随着纺织技术的发展, 复合材料的机织结构更加多样化, 因此研究机织复合材料的

损伤过程和损伤形式, 有利于更好地应用其优势, 从而提高复合材料的使用寿命。

近年来, 国内外学者基于周期性边界条件, 建立机织复合材料微观纤维束代表性体积单元 (Representative volume element, RVE) 和细观 RVE 渐进损伤模型, 预测了材料整体的强度和弹性性能^[1-6], 并针对复合材料层合板胶接结构做了大量的研究^[7-11]。研究表明, 孔隙缺陷对层压板表面应变分布

* 国家自然科学基金民航联合基金重点(U1833116)和河南省科技攻关(172102210001)资助项目。20191130 收到初稿, 20200525 收到修改稿

的影响是显著的,特别是最大应变值,随孔隙缺陷的增多而明显增大,且通过数值模拟预测的整体刚度比理论值低^[12-13]。张超等^[14-15]利用参数化建模技术,建立了不同编织角及纤维体积分数的 RVE,并对其材料性能进行了系统的研究。ZHOU 等^[16]主要对二维平纹机织复合材料在不同加载条件下的材料失效行为特征及强度进行了预测,结果表明,离轴加载角度为 45° 时,无论拉伸还是压缩,材料强度均达到最小值;同轴拉伸或压缩强度值均达到最大。KUBO 等^[17]对平纹机织复合材料层合板弹塑性分析提出了一种新的均匀化方法。CHEN 等^[18]研究了平纹陶瓷基编织复合材料在面内载荷作用下的横向导热系数,比较和分析了单轴拉伸和剪切载荷对复合材料穿透厚度导热系数的影响。ZHANG 等^[19]建立了三维编织复合材料细观有限元模型,通过对其施加疲劳拉伸载荷,模拟了材料的刚度退化和疲劳损伤演化过程,并对材料寿命进行了预测。ZHAO 等^[20]针对二维三轴编织复合材料提出了一种用于模拟低速冲击的多尺度框架。目前,针对平纹机织复合材料宏观尺度力学性能的研究很少,本文提出了一种基于均匀化方法的多尺度有限元模型,并对其进行了研究。

本文从微观、细观和宏观三个尺度对平纹机织复合材料进行了研究,验证了多尺度模型的有效性;并基于该多尺度模型,对不同搭接长度的平纹机织复合材料层合板单搭和双搭胶接结构进行了损伤分析及极限失效载荷和搭接剪切强度的预测。

1 平纹机织复合材料多尺度模型

1.1 微观纤维束 RVE 模型

在细观层面上,纤维束是由纤维和基体组成的一种单向复合材料,材料参数见表 1^[1]。因为纤维束的材料属性为横观各向同性,所以假设纤维在基体中的分布形式如图 1 所示,这种分布形式能较好地保证纤维束的材料特征。将图 1 中的矩形区域作为微观纤维束 RVE。

图 1 微观纤维束 RVE 模型

在小变形条件下,微观纤维束 RVE 可视为线弹性各项异性材料,其等效应力应变关系可表示为

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{S} \boldsymbol{\sigma} \quad (1)$$

式中, $\boldsymbol{S}$ 为材料的等效柔度矩阵; $\boldsymbol{\varepsilon}$ 和 $\boldsymbol{\sigma}$ 分别为平均应变和平均应力

$$\begin{cases} \boldsymbol{\sigma} = (\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz}, \sigma_{xy}) \\ \boldsymbol{\varepsilon} = (\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{xz}, \varepsilon_{xy}) \end{cases} \quad (2)$$

通过对模型中所有单元的应力、应变进行体积平均,可以得到模型的平均应力和平均应变

$$\begin{cases} \bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{ij} dV \\ \bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dV \end{cases} \quad (3)$$

在周期性边界条件下,依次施加 6 组线性不相关的位移载荷,分别计算每组的平均应力,得到 6 个方程,并求解该方程组得到柔度矩阵 $\boldsymbol{S}$,进而确定纤维束的等效工程弹性常数。另一方面,由于基体和纤维均是各向同性材料,所以采用最大主应力破坏准则来预测纤维束的强度性能,且当任意一种材料的应力达到极限破坏应力时,微观纤维束即视为失效。

表 1 微观纤维束的材料参数

材料参数	环氧树脂	E-玻璃纤维
弹性模量 E/GPa	3.5	73
切变模量 G/GPa	1.296	30
泊松比 ν	0.35	0.22
拉伸强度 X_T/MPa	112	2 760
压缩强度 X_C/MPa	241	2 000
剪切强度 S/MPa	89.6	—

1.2 细观 RVE 渐进损伤模型

平纹机织复合材料的宏观力学性能主要取决于纤维体积分数和纤维束的空间结构。因此,准确建立细观 RVE 模型对材料宏观力学性能的预测尤为重要。确定细观 RVE 模型的主要几何参数如下:纤维束横截面的宽度和厚度以及两纤维束之间的间隙。考虑到纤维束的弯曲,本文将纤维束中心曲线设置为正弦曲线。由于 1×1 细观 RVE 模型在结构上不具有对称性,导致施加周期性边界条件比较困难,所以本文建立了一个 2×2 的细观 RVE 模型。细观 RVE 有限元模型如图 2 所示,该模型较真实地反映了平纹机织复合材料的细观结构。周期性边界条件要求对称边界的网格和节点一致,考虑到细观 RVE 模型结构的复杂性,本文采用 C3D4 单元进行有限元离散。

图 2 细观 RVE 有限元模型

1.2.1 失效准则

平纹机织复合材料失效形式主要包括纤维断裂、基体开裂和纤维基体剪切脱粘。本文采用最大主应力准则作为基体的失效准则, 并采用三维 Hashin 准则作为纤维束的失效准则, 用 e_i ($i=1t, 1c, 2t, 2c, 3t, 3c$) 表示纤维束的失效形式, 当纤维束上某一点的 e_i 值达到 1 时, 则该点开始失效, 三维 Hashin 失效准则表达式如下。

纤维束纵向拉伸失效($\sigma_{11} \geq 0$)

$$e_{1t} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^2}{S_{12}^2} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^2}{S_{13}^2} \right)^2 \quad (4)$$

纤维束纵向压缩失效($\sigma_{11} < 0$)

$$e_{1c} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \quad (5)$$

纤维束横向拉伸失效($\sigma_{22} \geq 0$)

$$e_{2t} = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^2}{S_{12}^2} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^2}{S_{23}^2} \right)^2 \quad (6)$$

纤维束横向压缩失效($\sigma_{22} < 0$)

$$e_{2c} = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}^2}{S_{12}^2} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^2}{S_{23}^2} \right)^2 \quad (7)$$

纤维束法向拉伸失效($\sigma_{33} \geq 0$)

$$e_{3t} = \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^2}{S_{13}^2} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^2}{S_{23}^2} \right)^2 \quad (8)$$

纤维束法向压缩失效($\sigma_{33} < 0$)

$$e_{3c} = \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^2}{S_{13}^2} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^2}{S_{23}^2} \right)^2 \quad (9)$$

式中, σ_{11} 、 σ_{22} 和 σ_{33} 为正应力; τ_{12} 、 τ_{13} 和 τ_{23} 为切应力; X_t 、 X_c 、 Y_t 、 Y_c 、 Z_t 、 Z_c 分别为纵向、横向和法向的拉伸与压缩强度, 下标 t、c 分别表示拉伸和压缩; S_{12} 、 S_{13} 和 S_{23} 分别为纵向和两个横向剪切

强度。

1.2.2 损伤演化及刚度退化

当材料达到初始起始损伤准则时, 表现出软化的特征, 性能下降, 其刚度矩阵折减。为了较好地模拟材料损伤演化过程, 本文采用了 FANG 等^[21]提出的损伤演化模型。该模型引入有限单元的特征长度 l 来减小对网格大小的依赖性, 因此等效位移的表达式如下

$$X_{eq}^{i,k} = l \sqrt{\varepsilon_{ii}^2 + \sum_{j=1, j \neq i}^3 \varepsilon_{ij}^2} \quad i=1, 2, \quad k=T \quad (10)$$

损伤演化方程如下

$$D_I = \frac{X_{eq}^{If} (X_{eq}^I - X_{eq}^{IO})}{X_{eq}^I (X_{eq}^{If} - X_{eq}^{IO})} \quad I=1T, 1C, 2T, 2C, 3T, 3C \quad (11)$$

式中, X_{eq}^{IO} 和 X_{eq}^{If} 分别为损伤形式 I 下的初始和最终损伤等效位移。为了提高计算的收敛性, 本文采用了 DUVAUT 等^[22]提出的黏性正则化模型。损伤变量的时间倒数定义如下

$$\dot{d}_I^v = \frac{1}{\eta} (D_I - d_I^v) \quad I=1T, 1C, 2T, 2C, 3T, 3C \quad (12)$$

式中, η 和 d_I^v 分别为黏性系数和正则化损伤变量。

各方向的最终损伤变量可表示为

$$d_1 = \begin{cases} d_{1T}^v & \sigma_{11} \geq 0 \\ d_{1C}^v & \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad d_2 = \begin{cases} d_{2T}^v & \sigma_{22} \geq 0 \\ d_{2C}^v & \sigma_{22} < 0 \end{cases} \quad d_3 = \begin{cases} d_{3T}^v & \sigma_{33} \geq 0 \\ d_{3C}^v & \sigma_{33} < 0 \end{cases} \quad (13)$$

由此, 材料的损伤刚度矩阵可表示为

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} b_1^2 Q_{11} & b_1 b_2 Q_{12} & b_1 b_3 Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & b_2^2 Q_{22} & b_2 b_3 Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & b_3^2 Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & b_{12} Q_{44} & 0 & 0 \\ \text{sym} & & & & b_{13} Q_{55} & 0 \\ & & & & & b_{23} Q_{66} \end{pmatrix} \quad (14)$$

式中, $Q_{i,j}$ ($i, j=1, 2, 3$) 为材料未发生损伤时的刚度矩阵项; $b_1=1-d_1$; $b_2=1-d_2$; $b_3=1-d_3$ 。

$$\begin{cases} b_{12} = \left[\frac{2(1-d_1)(1-d_2)}{2-d_1-d_2} \right]^2 \\ b_{13} = \left[\frac{2(1-d_1)(1-d_3)}{2-d_1-d_3} \right]^2 \\ b_{23} = \left[\frac{2(1-d_2)(1-d_3)}{2-d_2-d_3} \right]^2 \end{cases} \quad (15)$$

1.3 平纹机织复合材料宏观尺度模型

1.3.1 层合板层间与胶层损伤模型

本文平纹机织复合材料层合板层间和胶层损伤模型是基于内聚力(cohesive)单元的双线性本构模型来建立的,其中平纹机织复合材料层合板层间 cohesive 单元厚度为 0.001 mm,胶层 cohesive 单元厚度为 0.12 mm,基于力-分离位移准则和 B-K 断裂准则对层间和胶层单元建立连续损伤机制,胶层的材料参数见表 2^[7]。

表 2 胶层的材料参数

材料参数	数值
弹性模量 E/MPa	3 400
切变模量 G/MPa	3 400
拉伸失效强度 σ/MPa	31.5
剪切失效强度 τ/MPa	36.5
法向临界断裂能 $G_n^c/(\text{N/mm})$	0.9
切向临界断裂能 $G_s^c, G_t^c/(\text{N/mm})$	1.0

图 3 为 cohesive 单元的双线性本构模型,层间和胶层单元未发生失效时,不同方向的本构关系为线性关系,刚度为 K_{nn} 、 K_{ss} 和 K_{tt} 。下标 n 表示拉伸;下标 s 表示剪切;下标 m 表示混合拉伸和剪切。

图 3 cohesive 单元的双线性本构模型

层间和胶层中的 cohesive 单元采用二次名义应力准则来判断损伤起始^[8]

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_t^0} \right\}^2 = 1 \quad (16)$$

式中, t_n^0 为层间和胶层单元的法向强度; t_s^0 和 t_t^0 为剪切强度。当等式成立时, cohesive 单元开始失效;当 cohesive 单元开始发生损伤后,其本构关系为^[7]

$$t = (1 - D) \text{diag}(K_{nn}, K_{ss}, K_{tt}) \delta \quad (17)$$

式中, D 为损伤系数,其取值范围为[0, 1]; $D=0$ 时,表示材料未失效; $D=1$ 时,表示材料完全失效;材料的刚度退化过程和最终失效位移由单元的临界应变能释放率 G^C 来控制,其中 G^C 为图 3 中力-分离位移曲线下的面积^[7]。

内聚力 cohesive 单元的损伤失效过程由 B-K 断裂准则来预测

$$G^C = G_n^C + (G_s^C - G_n^C) \left(\frac{G_s}{G_T} \right)^\eta \quad (18)$$

式中, $G_s = G_s + G_t$; $G_T = G_n + G_s$; G_s^C , G_t^C 和 G_n^C 分别为两个剪切方向和法向的临界断裂能; η 与复合材料参数有关,在本文中,取 $\eta=1.45$ 。

1.3.2 宏观有限元模型

本文将细观 RVE 模型进行分块,每一块叫做一个子胞。根据细观 RVE 模型的几何对称性,可以将其划分为两种类型的子胞(0° 和 90°),具体划分子胞的方法如图 4 所示,将一个 2×2 的细观 RVE 分成上下两层,共 32 个子胞。编写 Python 脚本提取子胞的材料性能,把每一个子胞等效为一块单向复合材料层合板,并基于层合板理论及建模方法在 ABAQUS 中将子胞扩展成宏观尺度模型。层合板采用 C3D8 单元,层间和胶层采用 COH3D8 单元,层合板划分网格方式为 Structure,层间和胶层划分网格方式为 Sweep,扫略方向沿胶层厚度方向。为了使数值和试验保持一致,模型的一端完全固定,另一端施加纵向位移载荷,已知应力应变表达式为

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \quad (19)$$

$$\varepsilon = \frac{U}{L_p - 2L_e} \quad (20)$$

式中, σ 为应力; F 为载荷; S_0 为横截面积; ε 为应变; U 为位移; L_p 为层合板总长度; L_e 为夹持端长度。

图 4 细观 RVE 模型分块示意图

1.3.3 胶接结构有限元模型

采用 ASTM 标准 D5868-01 和 D3528-96(2002),并基于 ABAQUS 有限元分析软件建立单搭和双搭胶接结构有限元模型。应用与第 1.3.2 节相同的方法建立胶层、层间以及层合板。接头的一端完全固定,

另一端施加纵向单轴拉伸位移载荷。图 5a 和图 5b 分别是单搭、双搭胶接结构有限元模型, 通过对胶接结构设置 3 种网格尺寸, 法向尺寸 0.15 mm 保持不变, 纵向和横向尺寸相等, 分别为 0.3 mm、0.6 mm 和 0.9 mm, 极限失效载荷变化幅度最大为 0.16 kN, 为了节约计算成本, 选择单元网格大小为 0.6 mm × 0.6 mm × 0.15 mm。为了研究搭接长度对平纹机织复合材料胶接结构连接性能的影响, 本文分析了 5 种不同搭接长度的单搭和双搭胶接结构。已知胶接结构的搭接剪切强度表达式为

$$\tau_L = U_L / (L \times B) \quad (21)$$

式中, τ_L 为搭接剪切强度; U_L 为极限失效载荷; L 为搭接长度; B 为搭接宽度。

图 5 胶接结构有限元模型

2 周期性边界条件

在基于 RVE 模型的有限元分析中, 必须施加周期性边界条件对其进行数值模拟, 详见参考文献[23-24]。周期性边界条件可以保证相邻 RVE 变形协调和应力连续。在 RVE 模型的对应边界面上, 位移的约束方程可表示为^[23]

$$u_i^{k+} - u_i^{k-} = \bar{\varepsilon}_{ij} \Delta x_j^k = C_i^j \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (22)$$

式中, $\bar{\varepsilon}_{ij}$ 为单胞平均应变; Δx_j^k 为常量; 常量 C_1^1 、 C_2^2 、 C_3^3 分别为 3 个方向的平均拉压变形分量; 其余 3 个常量分别为剪切变形分量。

3 结果与分析

3.1 渐进损伤分析

图 6 给出了细观 RVE 模型在单轴拉伸载荷作用下的损伤形式, 灰色代表完全失效, 黑色代表完好。在数值模拟中, 经向纤维束承受纵向拉伸载荷, 纬向纤维束承受横向拉伸载荷。由表 1 和表 2 可知, 纤维束的纵向拉伸强度和基体的拉伸强度均比纤维束的横向拉伸强度大, 所以当 $\varepsilon=0.51\%$ 时, 纬向纤维束的边缘开始出现损伤, 随着 ε 增大, 纤维束的损伤逐渐向中间扩展, 当 $\varepsilon=0.69\%$ 时, 基体开始出现损伤, 基体的损伤形式从基体内部逐渐扩展至表面。当 $\varepsilon=1.13\%$ 时, 经向纤维束出现损伤, 当 $\varepsilon=1.32\%$ 时, 经向纤维束最终断裂失效。

图 6 细观 RVE 经向拉伸损伤

3.2 材料参数的确定

在周期性边界条件下, 本文分别施加纵向拉伸、横向拉伸、法向拉伸、纵横剪切、纵法剪切和横法剪切 6 种线性不相关位移载荷, 基于式(3)编写

Python 脚本, 提取模型发生损伤之前的平均应力和平均应变, 计算出纤维束的弹性性能; 通过模拟不同载荷下的应力应变关系得到纤维束的强度。纤维束等效材料性能参数见表 3。

表 3 纤维束等效材料参数

材料参数	数值
纵向弹性模量 E_1/GPa	59.117
横向弹性模量 E_2/GPa	24.420
纵横切变模量 G_{12}/GPa	8.928
横法切变模量 G_{23}/GPa	9.255
纵横泊松比 ν_{12}	0.245
横法泊松比 ν_{23}	0.338
纵向拉伸强度 X_{1T}/MPa	2 204.3
横向拉伸强度 X_{2T}/MPa	96.5
纵向压缩强度 X_{1C}/MPa	1 638.3
横向压缩强度 X_{2C}/MPa	200.9
纵横剪切强度 S_{12}/MPa	61.3
横法剪切强度 S_{23}/MPa	65.2

在确定子胞的强度和弹性性能时, 每个子胞在理论上都是完全一样的, 但是由于细观 RVE 结构的复杂性, 导致提取不同子胞的应力应变曲线会有一定的误差。为了尽可能减小这种误差, 本文分别提取三个不同位置子胞的应力应变曲线。图 7 给出了子胞在纵向、横向以及纵横剪切载荷作用下的应力应变曲线, 可以看出, 三条应力应变曲线转折点的应力、应变值差别都在 5% 以内, 并且都表现出了非线性的特征。本文将三次提取的强度和弹性性能的平均值作为子胞各个方向的材料性能, 子胞的材料性能参数详见表 4。

图 7 子胞应力应变曲线

表 4 子胞等效材料参数

材料参数	数值
纵向弹性模量 E_1 /GPa	31.626
横向弹性模量 E_2 /GPa	15.509
纵横切变模量 G_{12} /GPa	3.382
横法切变模量 G_{23} /GPa	3.523
纵横泊松比 ν_{12}	0.18
横法泊松比 ν_{23}	0.38
纵向拉伸强度 X_{1T} /MPa	414.95
横向拉伸强度 X_{2T} /MPa	426.31
纵向压缩强度 X_{1C} /MPa	88.55
横向压缩强度 X_{2C} /MPa	225.60
纵横剪切强度 S_{12} /MPa	79.11
横法剪切强度 S_{23} /MPa	79.11

3.3 宏观模型的验证

图 8 给出了平纹机织复合材料宏观尺度模型在纵向单轴拉伸载荷作用下的数值与试验结果, 试验详见文献[1], 其中数值模型的材料和边界条件与试验完全一致。可以看出, 在加载的初始阶段, 材料未发生任何形式的损伤, 应力应变表现出良好的线性关系, 随着载荷的增大, 当应变达到点 A ($\varepsilon=0.55\%$) 时, 层合板内部开始发生基体损伤, 曲线出现拐点; 当应变达到点 B ($\varepsilon=1.38\%$) 时, 层合板内部开始发生纤维断裂失效, 应力达到最大值。应力应变曲线在拉伸过程中表现出双线性关系, 当基体未发生损伤失效时, 数值模拟曲线与试验曲线吻合较好; 当基体开始发生损伤失效, 数值模拟与试验结果的失效应变产生差异, 这是由于细观 RVE 分块模型等效扩展为宏观尺度模型时, 细观 RVE 分块模型内部边界力学性能不连续, 如图 4 所示, 与层合板真实情况存在一定的误差。已知试验的拉伸强度平均值为 243.1 MPa, 本文选取曲线的最高点作为拉伸强度, 数值模拟结果为 232.4 MPa, 数值结果与试验结果的相对误差为 4.4%, 验证了该模型在预测拉伸强度时具有较高的预测精度。

图 8 宏观尺度模型纵向单轴拉伸应力应变曲线

图 9 给出了宏观尺度模型在纵向单轴拉伸载荷下的失效形式, 灰色代表失效, 黑色代表完好。可以看到, 当 $\varepsilon=0.55\%$ 时, 层合板内部开始发生基体损伤; 当 $\varepsilon=1.38\%$ 时, 层合板内部发生纤维断裂, 验证了宏观尺度模型纵向单轴拉伸应力应变曲线分别在点 A 和 B 处出现拐点。

图 9 宏观尺度模型纵向单轴拉伸失效形式

图 10 给出了平纹机织复合材料宏观尺度模型在纵向单轴压缩载荷作用下的数值模拟应力应变曲线与文献[11]中的试验应力应变曲线。可以看出, 数值模拟曲线与试验曲线比较吻合, 数值模拟和试验的失效应变分别是 1.39% 和 1.19%, 相对误差为 16.8%, 原因在于分块提取子胞的材料性能时存在一定的误差。已知试验的压缩强度为 309.4 MPa, 本文选取曲线的最高点为压缩强度, 数值模拟结果为 314.2 MPa, 相对误差为 1.55%, 验证了该模型在预测压缩强度时具有较高的预测精度。

图 10 宏观尺度模型纵向单轴压缩应力应变曲线

3.4 搭接长度对胶接结构连接性能的影响

在平纹机织复合材料多尺度模型的基础上, 本文研究了搭接长度对胶接结构连接性能的影响。图 11 给出了不同搭接长度单搭和双搭胶接结构的极限失效载荷。对于单搭胶接结构, 搭接长度从 5 mm 增加到 7.5 mm 时, 极限失效载荷增加了 1.5 kN, 之后搭接长度每增加 2.5 mm, 极限失效载荷增加速度减缓, 这是因为搭接长度从 7.5 mm 开始胶接结构逐渐发生层间失效; 对于双搭胶接结构, 搭接长度从 5 mm 到 7.5 mm 以及从 7.5 mm 到 10 mm 极限失效

载荷分别增加了 3.6 kN 和 3.5 kN, 但是搭接长度从 12.5 mm 开始, 随着搭接长度的增大极限失效载荷没有明显增加, 原因是搭接长度为 12.5 mm 时, 胶接结构出现基体开裂和纤维断裂。可以看出, 在相同的搭接长度下, 双搭胶接结构的极限失效载荷是单搭胶接结构的 1.77~2.34 倍, 所以双搭的连接性能更好。

图 11 不同搭接长度的单搭和双搭胶接结构的极限失效载荷

图 12 分别给出了搭接长度 5 mm、7.5 mm 和 15 mm 单搭胶接结构达到极限失效载荷时, 胶层和邻近胶层的层间的损伤失效形式, 灰色代表完全失效, 黑色代表完好。可以看出, 当搭接长度为 5 mm 时, 胶层完全失效, 邻近胶层的层间未发生失效; 当搭接长度为 7.5 mm 时, 胶层完全失效, 邻近胶层的层间出现分层失效, 失效面积为 4.15%; 当搭接长度为 15 mm 时, 胶层的失效面积为 32.3%, 邻近胶层的层间完全失效。因此, 随着搭接长度的增大, 单搭胶接结构的失效形式逐渐由胶层自身剪切失效转变为邻近胶层的层间分层失效。

图 12 不同搭接长度单搭胶接结构的胶层及层间失效

图 13 分别给出了搭接长度 5 mm 和 15 mm 双搭胶接结构达到极限失效载荷时, 胶层和邻近胶层的层间的损伤失效形式。图 13a 为胶层自身剪切失效, 可以看出, 当搭接长度为 5 mm 时, 胶层完全失效; 当搭接长度为 15 mm 时, 胶层失效面积为 6.9%。图 13b 为中间被连接件邻近胶层的层间分层

失效, 可以看出, 当搭接长度为 5 mm 时, 该层间仅部分区域出现损伤, 未发生失效; 当搭接长度为 15 mm 时, 该层间完全失效。图 13c 为下端被连接件邻近胶层的层间分层失效, 可以看出, 当搭接长度在 5~15 mm 时, 该层间均未发生失效。因此, 当搭接长度在 0~5 mm 变化时, 双搭胶接结构的损伤失效形式和单搭胶接结构损伤失效形式一致, 均为胶层自身剪切失效, 随着搭接长度的增加, 失效形式逐渐从胶层剪切失效转变为中间被连接件邻近胶层的层间分层失效, 而下端被连接件邻近胶层的层间未发生分层失效, 原因在于上端和下端被连接件承受的载荷分别是中间被连接件的一半。

图 13 不同搭接长度双搭胶接结构的胶层及层间失效

图 14 给出了搭接长度为 15 mm 单搭和双搭胶接结构的破坏形貌。可以看到, 单搭和双搭胶接结构均产生了较大的横向翘曲变形, 且单搭胶接结构的上端和下端被连接件均发生了严重的层间剥离, 双搭胶接结构中仅有中间被连接件发生了层间剥离, 验证了上端和下端被连接件承受的载荷分别是中间被连接件的一半。

图 14 搭接长度为 15 mm 的胶接结构破坏形貌

图 15a 给出了单搭胶接结构在不同搭接长度下的极限失效载荷及搭接剪切强度变化曲线。可以看出, 搭接剪切强度与搭接长度呈非线性的关系, 当搭接长度在 5~15 mm 时, 搭接剪切强度随着搭接长度的增大而减小。图 15b 给出了双搭胶接结构在不同搭接长度下的极限失效载荷及搭接剪切强度变化曲线。可以看出, 当搭接长度在 5~10 mm 时, 与搭接长度 5 mm 相比, 采用搭接长度 10 mm 的双

搭接胶接结构极限失效载荷增大了 47.4%，而搭接剪切强度减小了 2.97%；当搭接长度在 12.5~15 mm 时，双搭接胶接结构的极限失效载荷增大幅度为 0.3%，而搭接剪切强度下降幅度为 16.4%，原因在于胶接结构出现了严重的基体开裂和分层失效。

图 15 不同搭接长度胶接结构的极限失效载荷和搭接剪切强度变化曲线

4 结论

本文基于均匀化方法建立微观纤维束 RVE、细观 RVE 和宏观尺度平纹机织复合材料有限元模型，并在此模型的基础上，对平纹机织复合材料胶接结构进行了数值分析，结论如下。

(1) 宏观尺度平纹机织复合材料有限元模型能够有效地预测材料整体的应力应变关系，验证了该多尺度模型的有效性。

(2) 当搭接长度在 5~15 mm 时，平纹机织复合材料单搭和双搭胶接结构的极限失效载荷随着搭接长度的增大逐渐增大，并趋于稳定，而搭接剪切强度随着搭接长度的增大逐渐减小。在相同搭接长度下，与单搭胶接结构相比，双搭胶接结构的极限失

效载荷是单搭的 1.77~2.34 倍。

(3) 平纹机织复合材料胶接结构的失效形式与搭接长度有关。随着搭接长度的增大，单搭和双搭胶接结构的失效形式逐渐由胶层自身剪切失效过渡到邻近胶层的层合板层间分层失效。

参 考 文 献

- [1] 王新峰, 周光明, 周储伟, 等. 基于周期性边界条件的机织复合材料多尺度分析[J]. 南京航空航天大学学报, 2005, 37(6): 730-735.
WANG Xinfeng, ZHOU Guangming, ZHOU Chuwei, et al. Multi-scale analysis of damage evolution in woven composite materials[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2005, 37(6): 730-735.
- [2] 于平, 周平, 吴承伟, 等. 二维平纹编织复合材料压缩力学行为研究[J]. 计算力学学报, 2008, 25(2): 224-228.
YU Ping, ZHOU Ping, WU Chengwei, et al. Analysis of compressive mechanical behaviors of 2-D plain woven composites[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2008, 25(2): 224-228.
- [3] MELRO A R, CAMANHO P P, PIRES F M A, et al. Micromechanical analysis of polymer composites reinforced by unidirectional fibres: Part II – Micromechanical analyses[J]. International Journal of Solids & Structures, 2013, 50(11-12): 1906-1915.
- [4] 曾翔龙, 王奇志, 苏飞. 含缺陷 C/SiC 平纹机织复合材料拉伸力学行为数值模拟[J]. 航空材料学报, 2017, 37(4): 61-68.
ZENG Xianglong, WANG Qizhi, SU Fei, et al. Numerical simulation of C/SiC plain weave composites with defects under unidirectional tension[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2017, 37(4): 61-68.
- [5] 惠新育, 许英杰, 张卫红, 等. 平纹编织 SiC/SiC 复合材料多尺度建模及强度预测[J]. 复合材料学报, 2019, 36(10): 2380-2388.
HUI Xinyu, XU Yingjie, ZHANG Weihong, et al. Multi-scale modeling and strength prediction of plain woven SiC/SiC composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2019, 36(10): 2380-2388.
- [6] WANG H, WANG Z W. Quantification of effects of stochastic feature parameters of yarn on elastic properties of plain-weave composite. Part 1: Theoretical modeling[J]. Composites Part A, 2016(84): 147-157.
- [7] 毛振刚, 侯玉亮, 李成, 等. 搭接长度和铺层方式对

- CFRP 层合板胶接结构连接性能和损伤行为的影响[J]. 复合材料学报, 2020, 37(1): 121-131.
- MAO Zhengang, HOU Yuliang, LI Cheng, et al. Effect of lap length and stacking sequence on strength and damage behaviors of adhesively bonded CFRP laminates[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(1): 121-131.
- [8] 梁祖典, 燕瑛, 张涛涛, 等. 复合材料单搭接胶接接头试验研究与数值模拟[J]. 北京航空航天大学学报, 2014, 40(12): 1786-1792.
- LIANG Zudian, YAN Ying, ZHANG Taotao, et al. Experimental investigation and numerical simulation of composite laminate adhesively bonded single-lap joints[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2014, 40(12): 1786-1792.
- [9] 苗学周, 李成, 铁瑛, 等. 补片形状和尺寸对复合材料胶接修补的影响[J]. 机械工程学报, 2014, 50(20): 63-69.
- MIAO Xuezhou, LI Cheng, TIE Ying, et al. Influence of patch shape and size on adhesively bonded composite repair[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2014, 50(20): 63-69.
- [10] 孙振辉, 铁瑛, 侯玉亮, 等. 相对冲击位置和补片层数对胶接修理 CFRP 层合板抗冲击性能的影响[J]. 复合材料学报, 2019, 36(5): 1114-1123.
- SUN Zhenhui, TIE Ying, HOU Yuliang, et al. Effect of relative impact location and patch layer number on impact resistance of adhesive repaired CFRP laminates[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2019, 36(5): 1114-1123.
- [11] HOU Y L, TIE Y, LI C, et al. Low-velocity impact behaviors of repaired CFRP laminates: Effect of impact location and external patch configurations[J]. *Composites Part B*, 2019, 163: 669-680.
- [12] WANG P, LEI H, ZHU X, et al. Effect of manufacturing defect on mechanical performance of plain weave carbon/epoxy composite based on 3D geometrical reconstruction[J]. *Composite Structures*, 2018, 199(1): 38-52.
- [13] 卢子兴, 徐强, 王伯平, 等. 含缺陷平纹机织复合材料拉伸力学行为数值模拟[J]. 复合材料学报, 2011, 28(6): 200-207.
- LU Zixing, XU Qiang, WANG Boping, et al. Numerical simulation of plain weave composites with defects under unidirectional tension[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2011, 28(6): 200-207.
- [14] 张超, 许希武, 郭树祥. 二维二轴 1×1 编织复合材料细观结构模型及力学性能有限元分析[J]. 复合材料学报, 2011, 28(6): 215-222.
- ZHANG Chao, XU Xiwu, GUO Shuxiang. Microstructure model and finite element analysis of mechanical properties of 2D 1×1 biaxial braided composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2011, 28(6): 215-222.
- [15] 严雪, 许希武, 张超. 二维三轴编织复合材料的弹性性能分析[J]. 固体力学学报, 2013, 34(2): 140-151.
- YAN Xue, XU Xiwu, ZHANG Chao. Analysis of elastic properties of 2D triaxial braided composites[J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2013, 34(2): 140-151.
- [16] ZHOU Y, LU Z, YANG Z. Progressive damage analysis and strength prediction of 2D plain weave composites[J]. *Composites Part B Engineering*, 2013, 47(3): 220-229.
- [17] KUBO G, MATSUDA T, SATO Y. A novel basic cell modeling method for elastic-viscoplastic homogenization analysis of plain-woven laminates with nesting[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 146-147: 497-506.
- [18] CHEN M M, ZHANG D X, GONG J H. Predictions of transverse thermal conductivities for plain weave ceramic matrix composites under in-plane loading[J]. *Composite Structures*, 2018, 202: 759-767.
- [19] ZHANG C, CURIEL J L, BUI T Q. Meso-scale progressive damage modeling and life prediction of 3D braided composites under fatigue tension loading[J]. *Composite Structures*, 2018, 201: 62-71.
- [20] ZHAO Z Q, DANG H Y, ZHANG C, et al. A multi-scale modeling framework for impact damage simulation of triaxially braided composites[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2018, 110: 113-125.
- [21] FANG G D, LIANG J, LU Q, et al. Investigation on the compressive properties of the three dimensional four-directional braided composites[J]. *Composite Structures*, 2011, 93: 392-405.
- [22] DUVAUT G, LIONS J L, JOHN C W. Inequalities in mechanics and physics[D]. Berlin Heidelberg: Springer Verlag, 1976.
- [23] 薛亚红, 陈继刚, 闫世程, 等. 二维机织复合材料力学分析中的周期性边界条件研究[J]. 纺织学报, 2016, 37(9): 70-77.
- XUE Yahong, CHEN Jigang, YAN Shicheng, et al. Periodic boundary conditions for mechanical property

analysis of 2-D woven fabric composite[J]. Journal of Textile Research, 2016, 37(9): 70-77.

- [24] 陈继刚, 薛亚红, 闫世程, 等. 二维机织复合材料弹性常数的有限元法预测[J]. 复合材料学报, 2016, 33(8): 1702-1709.

CHEN Jigang, XUE Yahong, YAN Shicheng, et al. Finite element prediction of elastic constants for 2D woven

fabric composite[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(8): 1702-1709.

作者简介: 马晓龙, 男, 1994 年出生。主要研究方向为机织复合材料力学。

E-mail: 843720771@qq.com

李成(通信作者), 男, 1962 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为复合材料力学。

E-mail: chengli@zzu.edu.cn