

DOI:10.16356/j.2097-6771.2026.01.007

工艺参数对胶螺混合连接性能的影响研究

陈培林¹, 沈金屹², 胡俊山¹, 王翰诚¹, 田威¹

(1.南京航空航天大学机电学院,南京 210016; 2.上海卫星装备研究所,上海 200240)

摘要:为探究拧紧力矩、胶层厚度及螺孔配合量等湿装配工艺参数对编织型复合材料胶螺混合连接结构力学性能及失效模式的影响规律,制备单搭接试件并开展拉伸力学性能试验,采用三维Linde准则与内聚力单元建立胶螺混合连接结构有限元仿真模型,分析不同连接工艺参数对连接结构力学性能、接头刚度分布及损伤演化特征的影响。结果表明:不同拧紧力矩下连接结构具有不同力学性能和失效形式,当拧紧力矩从0 N·m增加至5 N·m时,连接结构的胶层损伤形式逐渐由界面破坏转变内聚破坏,结构失效形式发生变化;胶层厚度的变化会使胶螺混合连接结构的螺栓载荷分担率发生变化,导致其力学性能发生变化,对结构的纤维损伤、基体损伤、分层损伤分布的影响较小,当胶层厚度为0.5 mm时,连接结构性能达到最佳,此时连接结构的载荷分担率最小;随着螺孔配合量的增加,连接接头的刚度先增大后缓慢减小,当间隙量超过0.7%,连接接头中的螺栓与胶层不能协同变形导致其承载能力下降。

关键词:复合材料;湿装配工艺;胶螺混合连接结构;有限元模型;力学性能;失效形式

中图分类号:V214.8 **文献标志码:**A **文章编号:**1005-2615(2026)01-0082-15

Study on Influence of Process Parameters on Performance of Hybrid Bonded/Bolted Joints

CHEN Peilin¹, SHEN Jinyi², HU Junshan¹, WANG Hancheng¹, TIAN Wei¹

(1. College of Mechanical and Electronic Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing 210016, China; 2. Shanghai Institute of Spacecraft Equipment, Shanghai 200240, China)

Abstract: To investigate the effects of wet assembly process parameters including tightening torque, adhesive layer thickness, and bolt hole fit on the mechanical performance and failure modes of braided composite bolt-adhesive hybrid joint structures, single-lap specimens are fabricated and subjected to tensile mechanical testing. A finite element simulation model of the bolt-adhesive hybrid joint is established using the three-dimensional Linde criterion combined with cohesive elements, enabling a systematic analysis of different joint process parameters on influence mechanical performance, joint stiffness distribution, and damage evolution characteristics. The result shows that the structure has different mechanical properties and failure modes under different tightening moments. When the tightening moment increases from 0 N·m to 5 N·m, the adhesive damage gradually changes from interface failure to cohesive failure mode, and the structural failure modes undergo transformation. The change of adhesive thickness effects the load sharing ratio of the joints. It results in the change of joints' mechanical properties. The influence on the fiber damage, matrix damage and layered damage distribution of the structure is small. When the thickness of the adhesive layer is 0.5 mm, the performance of the joint structure is the best, and the load sharing ratio of the joints is the smallest. With the in-

基金项目:国家自然科学基金(52475160);江苏省自然科学基金(BK20231444);安徽省重点研发计划项目(202203a05020039)。

收稿日期:2025-09-26;**修订日期:**2025-12-08

通信作者:胡俊山,男,副教授,博士生导师,E-mail: hujunshan@nuaa.edu.cn。

引用格式:陈培林,沈金屹,胡俊山,等.工艺参数对胶螺混合连接性能的影响研究[J].南京航空航天大学学报(自然科学版),2026,58(1):82-96. CHEN Peilin, SHEN Jinyi, HU Junshan, et al. Study on influence of process parameters on performance of hybrid bonded/bolted joints[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics (Natural Science Edition), 2026, 58(1):82-96.

crease of the hole clearance, the stiffness of the joint first increases and then slowly decreases. Because when the clearance exceeds 0.7%, the bolt and the adhesive in the joint cannot co-deform leading to the decrease of its bearing capacity.

Key words: composites; wet assembly process; hybrid bonded/bolted joints; finite element model; mechanical properties; failure forms

编织型复合材料因其抗疲劳性能优异,承载能力强,腐蚀、冲击抗性高^[1],逐渐应用于飞机结构的制造中。当编织型复合材料应用于飞机油箱或机翼壁板等既需要承受或传递气动载荷,又要具备密封性功能的构件时,其构件之间的连接需采用湿装配工艺(胶层未固化时,采用螺栓紧固件进行装配)。在胶螺混合连接结构中,螺接产生的夹紧力增强了胶层的抗剥离性能,从而提升了整体连接强度;与此同时,胶接能有效分散螺接造成的应力集中,确保接头的密封性。这种协同效应使得胶螺混合连接在力学性能与密封性方面均显著优于单一的螺接或胶接形式^[2-5]。

现有研究主要集中于探讨胶螺混合连接的工艺参数、搭接形式与其最终结构性能、失效模式之间的关联^[6-10]。王衍等^[11]开展试验研究了复合材料-钢板胶螺混合双搭接结构的力学性能,并分析了其连接强度、应变分布与失效形式。程小全等^[12]基于ANSYS平台建立了平织复合材料-钢胶螺混合连接三维损伤扩展模型,设置非线性接触,使得数值结果与仿真结果吻合良好。刘礼平等^[13]基于Hashin三维准则建立了复合材料单搭接双螺栓混合连接接头的有限元仿真模型,研究胶螺混合连接结构的失效机制并分析二次弯曲对其结构的影响。刘志明等^[14]基于ABAQUS建立了复合材料-铝板双搭接胶螺混合连接结构的有限元模型,并且通过构建内聚力单元模拟界面行为,为复合材料-金属混合连接的分析与设计提供一定的参考。而唐玉玲等^[15]通过有限元仿真模型除分析胶螺混合连接接头的损伤演化过程外,还研究了胶层对连接结构中钉载分配的影响,发现加载过程中混合连接中的胶层延缓了螺栓受载,从而改变钉载分配的比例。Kweon等^[16]的试验与数值模拟研究表明,在胶螺混合连接中,螺接部分对提升结构极限载荷的贡献,主要取决于其与胶黏剂强度的相对关系:仅当螺接强度高于胶黏剂强度时,其增强效应才得以充分发挥。Armentani等^[17]采用ANASYS分别建立了胶接和胶螺混合连接的有限元仿真模型。分析结果表明,与纯胶接结构相比,胶螺混合连接在加载过程中由于螺栓预紧力的存在,其胶层中的剪切应力和剥离应力均呈减小趋势。Kelly^[18]分析了多种参数对胶螺混合连接载荷传递效率的影响,

结果表明:螺栓的载荷传递份额与层合板厚度和胶层厚度正相关,而与搭接长度、螺栓节距及胶黏剂模量负相关。

近年来,针对胶螺混合连接性能与失效行为的研究进一步深化。卢奔先等^[19]系统研究了高温环境对GFRP-铝合金胶螺混合连接失效模式的影响,指出温度升高会显著降低承载力并改变胶层损伤扩展路径。李明坤等^[20]基于试验-仿真结合的方法,对复合材料双钉胶螺混合连接开展了多参数优化,揭示了螺距、端距和胶层厚度对承载能力的耦合影响规律。Li等^[21]通过参数化分析定量研究了搭接长度、螺栓直径与胶层厚度对混合连接应力分布及失效模式的作用。Paliwal等^[22]探讨了微型螺栓增强的CFRP混合连接的损伤起始与裂纹扩展机制。Blier等^[23]结合3D-DIC与有限元分析,对胶螺混合接头的拉伸变形与失效过程进行了高精度表征,进一步揭示了胶接-螺接的协同承载行为。

综上所述,尽管国内外在胶螺混合连接的承载机理、损伤演化和工艺参数影响方面已积累大量研究成果,但针对湿装配工艺条件下胶螺混合连接结构的性能变化规律与失效模式仍缺乏系统研究。

因此,本文通过试验研究和仿真分析等方法,分析了湿装配工艺下的拧紧力矩、胶层厚度与螺孔配合量对胶螺混合连接结构损伤演化与失效行为的影响机制,为飞机装配工艺参数设计与应用提供建议。

1 试件模型与试验方法

1.1 试件模型及材料参数

本文采用编织型复合材料层合板、J-168胶黏剂和钛合金六角头干涉螺栓紧固件来研究编织型复合材料胶螺混合连接结构的力学性能分布。试验采用的胶螺混合连接试件为单搭接形式,其规格遵循美国材料与试验协会标准ASTM D5961^[24],具体结构和尺寸如图1所示。为避免试验机夹头对试件施加附加弯矩,连接件两端均粘接了与母材等厚的垫片。编织型树脂基复合材料层合板由山东威海光威复合材料有限公司将WP-3011预浸料通过真空辅助固化成型制成,其单层厚度为0.25 mm,铺层顺序为[0/45]_{3s},共有12层,固化完成后的层合板总厚度为3 mm,其材料力学性能如

表 1 所示。紧固件选用航空领域广泛应用的六角头干涉螺栓,配合平垫圈与螺母使用。干涉螺栓是一类采用“过盈配合”形式安装的航空用紧固件,其特点是螺栓杆直径略大于被连接件螺孔直径。装配时螺栓需施加一定压入力才能压入孔内,使螺栓与孔壁形成可靠的径向接触压力,从而提高连接区的承载能力、减小应力集中并抑制疲劳裂纹萌生。这类螺栓因其较高的疲劳性能和连接刚度,被广泛应用于航空结构(如机翼、机身蒙皮与加强件连

接)。螺栓及螺母由山东蓝天钛金科技有限公司提供,材质为航空级 Ti-6Al-4V 钛合金,平垫圈则由 45# 钢制成。螺栓的力学性能参数如表 2 所示。结构胶黏剂采用航空构件不可拆卸螺栓防松紧固上常用的 J-168 环氧树脂常温固化胶黏剂,由中国黑龙江石油化工研究院提供,其材料参数如表 3 所示。复合材料、胶黏剂与紧固件等材料参数主要依据厂家提供的数据,部分参数结合公开文献中同类材料的典型取值范围进行了适当调整。

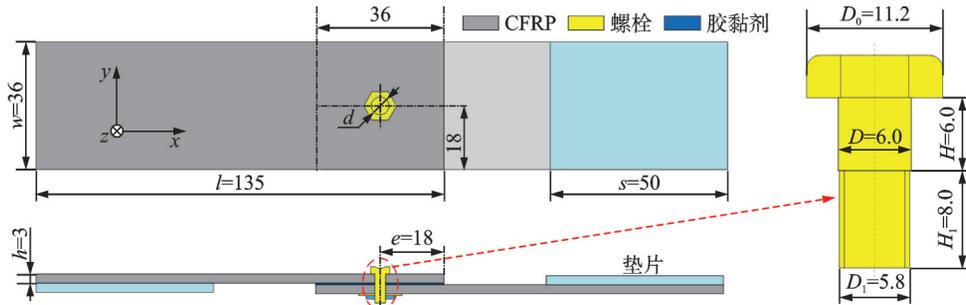


图 1 胶螺混合连接结构示意图

Fig.1 Hybrid bonded/bolted joints

表 1 编织型复合材料层合板材料参数

Table 1 Material parameters of woven composite laminate

材料参数	数值	材料参数	数值
$E_{11}, E_{22}/\text{GPa}$	50	$X_c, Y_c/\text{MPa}$	400
E_{33}/GPa	3.5	Z_1/MPa	73
G_{12}/GPa	2.98	Z_c/MPa	50
$G_{13}, G_{23}/\text{GPa}$	2.31	S_{12}/MPa	50
ν_{12}	0.25	$S_{13}, S_{23}/\text{MPa}$	50
ν_{13}, ν_{23}	0.18	$G_t/(\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2})$	12.5
$X_t, Y_t/\text{MPa}$	670	$G_m, G_d/(\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2})$	1.2

表 2 Ti-6Al-4V 钛合金螺栓的材料参数

Table 2 Material parameters of Ti-6Al-4V titanium alloy bolt

材料参数	数值
E/GPa	112
$\rho/(\text{t}\cdot\text{mm}^{-3})$	4.43×10^{-9}
ν	0.34

表 3 J-168 胶黏剂材料参数

Table 3 Material parameters of J-168 adhesive

材料参数	数值
$\rho/(\text{t}\cdot\text{mm}^{-3})$	2.1×10^{-9}
E/GPa	2 825
G/GPa	1 525
σ/MPa	20
τ/MPa	20
$G_n^c/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.48
$G_s^c/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.96
$G_t^c/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.96

1.2 试验件制备

为系统研究湿装配条件下不同工艺参数对胶螺混合连接结构力学性能与失效行为的影响规律,选取拧紧力矩、胶层厚度及螺孔配合量作为主要工艺参数。上述参数均为胶螺混合连接装配过程中对载荷传递特性和损伤演化行为具有重要影响的关键因素。各参数取值范围的设定综合参考了已有文献中常用参数区间、工程应用经验以及预试验结果,以确保试验方案的合理性和工程代表性。

采用湿装配工艺制备试验件,具体流程如图 2 所示。首先,为保证结构尺寸精度,采用高压水切割工艺对层合板进行加工,以制备连接件试样,然后将试样叠层固定位置以此保证试件上孔的同轴度,之后,采用不同直径的钻绞一体化刀具,并用高精度数控机床以转速 2 000 r/min、进给量 100 mm/min 进行钻孔,以减少加工过程中产生的分层与毛刺和达到预定孔径精度。试验中采用固定螺栓外径、改变孔径的方式实现不同配合量的试验件制备,因此根据试验设计定制了不同直径的刀具,制孔时根据试验件的分组选用对应直径的刀具进行钻孔加工。制孔后,为消除复合材料表面脱模剂对胶接质量的影响,采用 400 目砂纸对胶接区域进行打磨。打磨后,用酒精简单擦拭,再用超声清洗机清洗 2 min,以去除油污与碎屑。随后将试样置于 50 °C 烘箱中烘干 1 h 并冷却 0.5 h,确保表面干燥。然后依据 J-168 胶黏剂的工艺要求,将改性环氧树脂、200# 聚酯胺、703 固化剂及填料按 100:20:12:5

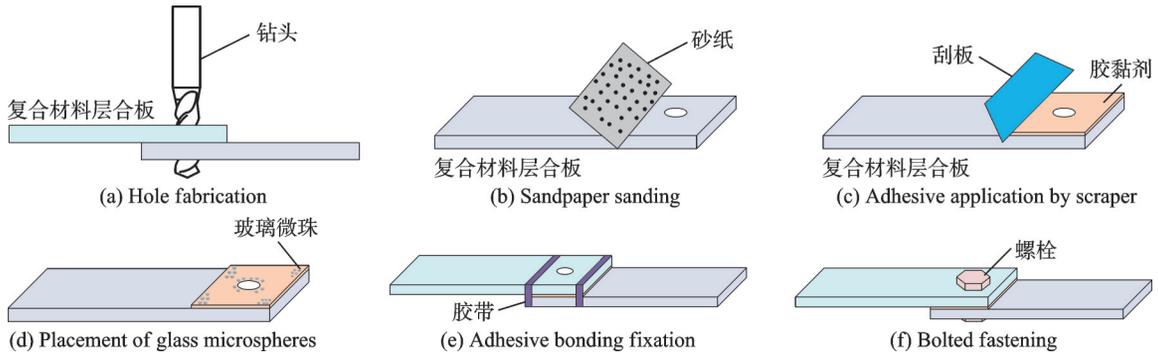


图 2 试验件制备

Fig.2 Specimen preparation

的质量比混合搅拌均匀,用刮板涂在胶接区域。为精确控制胶层厚度,在涂胶后于胶接区边缘及孔周布撒少量特定直径的金属微珠,再将另一块层合板铺叠在胶接区域上。采用与目标胶层厚度一致的金属微珠置于胶层边缘及孔周进行局部限厚。由于微珠不位于胶层主要受力区域且体积分数极低,其对胶层整体力学响应的影响可忽略。完成胶接后

安装螺栓,干涉接头需通过万能试验机以 5 mm/min 的速率压入螺栓,并用 SATA 定力矩扳手将螺母拧至设定扭矩。

最后将胶螺混合连接试件放入精密型复合材料烘箱进行加热固化,设置温度为 35 °C,固化 24 h 以上,固化温度曲线如图 3 所示,固化完成后冷却试验件,完成试验件的制备。

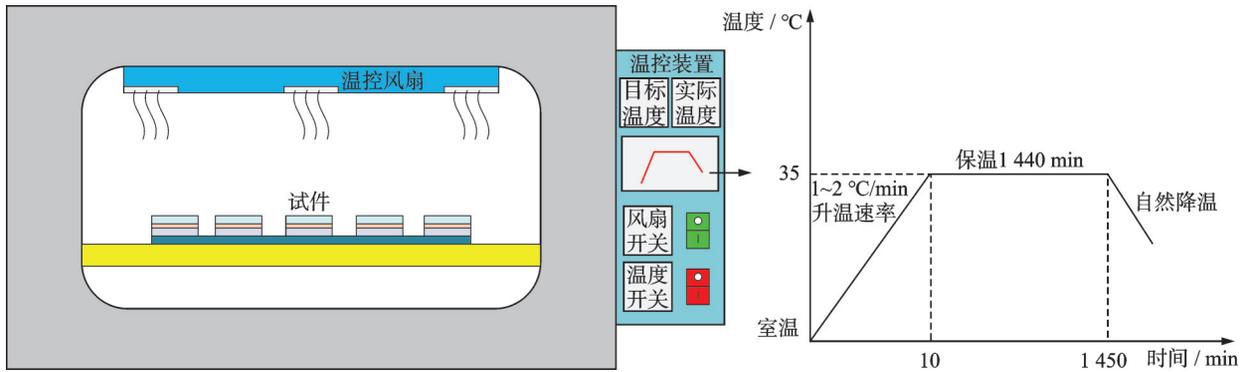


图 3 试件固化过程与曲线

Fig.3 Curing process and curve of specimens

1.3 连接件拉伸试验

为探究不同工艺参数对编织型树脂基复合材料胶螺混合连接结构力学性能的影响,依据 ASTM D5961 标准开展了拉伸强度试验。试验采用 GDW-60 型电子万能试验机(量程 100 kN),如图 4 所示。具体流程如下:将试件两端牢固夹持于试验

机夹头后,先进行 500 N 的预加载再卸载,以消除夹持时产生的间隙或滑动。正式加载以 2 mm/min 的速率进行,直至试件载荷出现大幅度下降为止,全程记录载荷与位移数据。为保证数据可靠性,每种规格试件均重复测试 3 次。

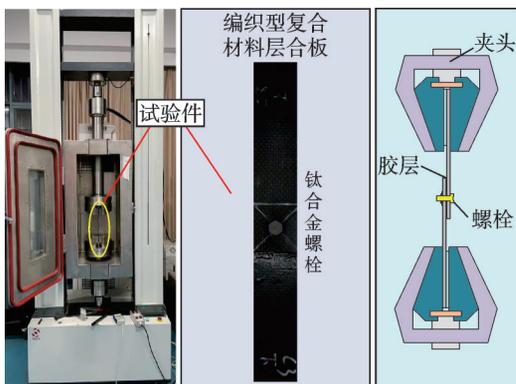


图 4 GDW-60 电子万能拉伸试验机

Fig.4 GDW-60 electronic universal tensile testing machine

2 数值模拟方法

2.1 编织型复合材料的连续损伤模型

为分析编织型复合材料层合板的渐进损伤过程,采用连续损伤分析模型(Continuum damage mechanics, CDM)模拟复合材料层合板的损伤行为,采用基于应变的三维 Linde 失效准则来预测编织型复合材料层合板的损伤萌生与演化,通过编写子程序 VUMAT 实现连续损伤分析模型。其中三维 Linde 准则可以预测纤维损伤、面内基体损伤和面外层间损伤等 3 种损伤形式,其具体三维表达形式如下

(1) 纤维失效

$$f_1 = \sqrt{\frac{\epsilon_{11}^2}{(X_t/C_{11})(X_c/C_{11})} + \left(\frac{1}{X_t/C_{11}} - \frac{1}{X_c/C_{11}}\right)\epsilon_{11}} = \begin{cases} \geq 1 & \text{Failure} \\ < 1 & \text{No failure} \end{cases} \quad (1)$$

(2) 面内基体失效

$$f_2 = \sqrt{\frac{\epsilon_{22}^2}{(Y_t/C_{22})(Y_c/C_{22})} + \left(\frac{1}{Y_t/C_{22}} - \frac{1}{Y_c/C_{22}}\right)\epsilon_{22} + \left(\frac{\epsilon_{12}}{S_{12}/G_{12}}\right)^2} = \begin{cases} \geq 1 & \text{Failure} \\ < 1 & \text{No failure} \end{cases} \quad (2)$$

(3) 面外层间失效

$$f_3 = \sqrt{\frac{\epsilon_{33}^2}{(Z_t/C_{33})(Z_c/C_{33})} + \left(\frac{1}{Z_t/C_{33}} - \frac{1}{Z_c/C_{33}}\right)\epsilon_{33} + \left(\frac{\epsilon_{13}}{S_{13}/G_{13}}\right)^2} = \begin{cases} \geq 1 & \text{Failure} \\ < 1 & \text{No failure} \end{cases} \quad (3)$$

式中: f_1, f_2, f_3 分别表示纤维损伤、基体损伤、面外层间损伤系数; $C_{ii} (i=1, 2, 3)$ 是由模量和泊松比组成的刚度矩阵变量; G_{12}, G_{13} 表示初始剪切模量; $\epsilon_{ij} (i, j=1, 2, 3)$ 表示应变; X_t, Y_t, Z_t 分别表示纵向、横向、厚度方向的拉伸强度; X_c, Y_c, Z_c 分别表示纵向、横向、厚度方向的压缩强度; S_{12}, S_{13} 表示面内 ($i-j$ 平面) 剪切强度。

当材料点满足上面判据时, 复合材料内部损伤开始产生, 其强度开始下降。因此, 为描述复合材料强度随载荷增加而不断退化的过程, 采用基于幂指数衰减的材料退化方式来预测复合材料受损后

的刚度变化, 纤维损伤、基体损伤和面外层间损伤变量均可以表示为

$$d_i = 1 - \frac{1}{f_i} e^{-\frac{L_c(1-f_i)S_i^2}{C_i G_i}} \quad i=1, 2, 3 \quad (4)$$

式中: $S_i (S=X, Y, Z)$ 表示材料不同方向上的拉伸强度, $G_i (i=1, 2)$ 表示纤维、基体的断裂韧性, L_c 表示网格单元特征长度。

基于以上建立的连续损伤分析模型, 引入纤维、基体与层间损伤变量, 并耦合至材料的应力-应变关系中, 通过刚度折减来描述材料渐进损伤过程, 其发生损伤后的本构关系可以表示为

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_1 C_{11} & b_1 b_2 C_{12} & b_1 b_3 C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ b_1 b_2 C_{12} & b_2 C_{22} & b_2 b_3 C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ b_1 b_3 C_{13} & b_2 b_3 C_{23} & b_3 C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & b_{12} C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & b_{13} C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & b_{23} C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ 2\epsilon_{12} \\ 2\epsilon_{13} \\ 2\epsilon_{23} \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中损伤降阶因子 b_i 和 b_{ij} 分别表示为

$$b_i = 1 - d_i \quad (6)$$

$$b_{ij} = \frac{2b_i b_j}{b_i + b_j} \quad (7)$$

2.2 内聚力单元的失效准则及损伤演化

为模拟胶层的失效与损伤演化过程, 选择 Cohesive 单元并使用基于双线性本构关系的内聚力模型表征胶接界面的力学响应。

当 Cohesive 单元未发生损伤时, 其具体表达式如下

$$\begin{bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E/T_0 & 0 & 0 \\ 0 & G/T_0 & 0 \\ 0 & 0 & G/T_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中: K_{nn}, K_{ss}, K_{tt} 分别表示胶层的法向拉伸刚度、面内剪切刚度和面外剪切刚度; T_0 表示 Cohesive 单元的初始厚度; $\sigma_n, \sigma_s, \sigma_t$ 分别表示胶层在法向、面内、面外方向所受应力; $\delta_n, \delta_s, \delta_t$ 分别表示 Cohesive 单元节点的法向和两个切向位移。

当 Cohesive 单元进入损伤阶段时, 其具体表达式为

$$\begin{bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{bmatrix} = (1-D) \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_n \\ \epsilon_s \\ \epsilon_t \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$D = \begin{cases} 0 & \delta \leq \delta_0 \\ \frac{\delta_{\max}(\delta - \delta_0)}{\delta(\delta_{\max} - \delta_0)} & \delta_0 < \delta \leq \delta_{\max} \\ 1 & \delta > \delta_{\max} \end{cases} \quad (10)$$

式中: D 为胶层损伤因子, 当 $\delta = \delta_0$ 时, 胶层损伤因子开始计算; 当 $D=1$ 时, 表示胶层完全失效。

为了准确模拟 Cohesive 单元的失效, 采用二次名义应力准则来判别胶层内部损伤萌生, 其表达式为

$$\left\{ \left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^0} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_s^0} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_t^0} \right)^2 = 1 \right. \\ \left. \langle \sigma_n \rangle = \begin{cases} \sigma_n & \sigma_n > 0 \\ 0 & \sigma_n \leq 0 \end{cases} \right. \quad (11)$$

式中: $\langle \sigma_n \rangle$ 表示只考虑拉应力对 Cohesive 单元的影响, 压应力不会引起胶层损伤; $\sigma_n^0, \sigma_s^0, \sigma_t^0$ 分别表

示 Cohesive 单元的法向强度、面内剪切强度、面外剪切强度。 σ_n^0 等于胶层的拉伸强度 σ , 而 σ_s^0 、 σ_t^0 二者相等, 均等于胶层的剪切强度 τ 。

采用基于能量的 B-K 混合损伤演化准则模拟 Cohesive 单元的损伤演化和破坏形式, 其表达式为

$$G^c = G_n^c + (G_s^c - G_n^c) \left(\frac{G_s + G_t}{G_n + G_s} \right)^\eta \quad (12)$$

式中: G^c 表示混合模式下的临界断裂能; G_n^c 、 G_s^c 、 G_t^c 分别表示法向临界断裂能和两个剪切方向的临界断裂能; η 为混合模态指数, 本文取值 1.4。

2.3 编织型复合材料胶螺混合连接结构有限元模型

基于 ABAQUS/Explicit 建立有限元模型如图 5 所示, 为简化胶螺混合连接结构有限元仿真模型, 将六角头螺栓等效为哑铃状几何: 一端由螺栓包络圆简化为圆形端头, 另一端则由融合的螺母与

平垫圈简化为相同结构。螺栓与复合材料的网格类型采用 C3D8R 单元, 并将复合材料层合板孔周网格细化, 胶层的网格类型则选择 COH3D8 单元。

复合材料层合板与螺栓之间的接触选择有限滑移, 具体属性分为切向和法向, 切向选择罚函数, 摩擦系数设置为 0.2, 法向设置为硬接触。胶层与复合材料的接触面通过 Tie 绑定连接。由于 ABAQUS/Explicit 没有直接施加预紧力的模块, 因此需要将螺栓预紧力转换为对螺帽的压力, 通过对螺帽施加压力来模拟螺栓的预紧力。编织型复合材料胶螺混合连接结构有限元模型的边界条件为左端建立参考点 RP-L, 并将连接件的左端与参考点进行耦合, 且对参考点 RP-L 设置完全固定的边界条件, 同样在右端建立参考点 RP-R, 然后将其与连接件右端耦合, 并对 RP-R 沿 x 轴方向设置 2 mm 的位移载荷。

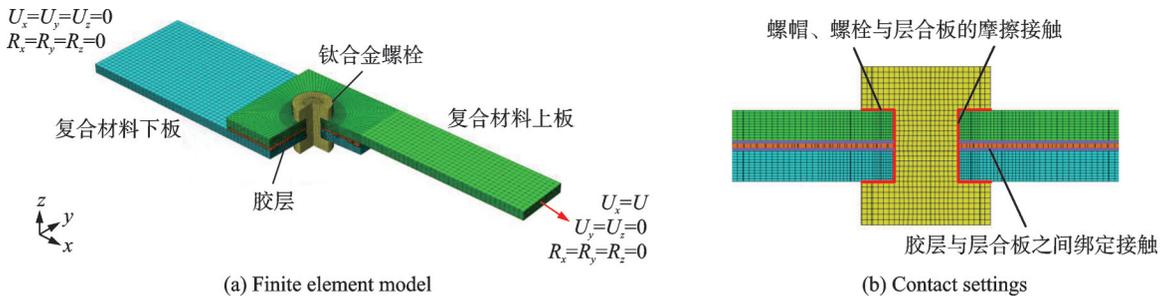


图 5 胶螺混合连接结构有限元模型

Fig.5 Finite element model of hybrid bonded/bolted joints

3 结果讨论与分析

3.1 有限元模型验证

在建立有限元模型后, 首先通过网格敏感性分析验证数值结果的收敛性。针对代表性工况(拧紧力矩 4 N·m、胶层厚度 0.5 mm、干涉量 0%), 分别采用粗、中、细 3 种网格密度进行计算, 对结果进行对比。胶层与孔周复合材料为细化重点区域, 不同网格密度的局部网格如图 6 所示, 从图 6(a)到图 6(c) 网格密度逐渐减小, 由于胶层区域和孔周是最敏感的区域, 主要展示复合材料在胶层区域和孔周附近的网格, 螺栓和胶层根据复合材料的加密情况进行相应加密。具体单元尺寸与对比结果如表 4 所示, 由于复合材料的单层厚度为 0.2 mm, 因此网格厚度均为 0.2 mm。结果显示中密度与细网格的差异小于 5%, 说明模型已达到网格收敛。因此, 本文选用中密度网格进行后续分析, 可以在保证计算效率的同时获得稳定可靠的数值结果。

在确定了合适的网格密度后, 进一步将仿真结果与试验数据进行对比, 以验证所构建模型的物理准确性。首先验证复合材料连续损伤模型的有效

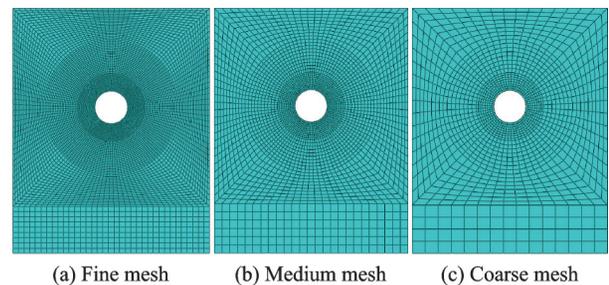


图 6 不同网格密度的局部网格展示

Fig.6 Local mesh display with varying mesh densities

表 4 网格敏感性分析的结果对比

Table 4 Comparison of results from mesh sensitivity analysis

网格类型	最小网格尺寸/ (mm×mm×mm)	胶层断裂 载荷/kN	胶层断裂 位移/mm
粗网格	0.41×0.31×0.2	19.86	1.30
中网格	0.27×0.21×0.2	19.29	1.24
细网格	0.16×0.13×0.2	19.17	1.22

性, 通过复合材料开孔板的拉伸试验来验证模型的准确性。编织型复合材料开孔板尺寸为 225 mm×36 mm×2 mm, 铺层顺序为[0/45]_{2s}, 中心有直径为 6 mm 的孔。整个试验过程根据 ASTM D5766M-

02a测试标准进行,并依照试验件规格,建立相应的有限元模型,并使用基于Linde失效准则的VUMAT子程序,进行编织型复合材料开孔板拉伸仿真。有限元仿真与试验所得的编织型复合材料开孔层合板的载荷-位移曲线如图7所示。采用三维Linde模型的极限载荷值为21.69 kN,试验所得平均值为22.78 kN,相对误差为5.0%,说明三维Linde模型能够较好地模拟编织型复合材料层合板的力学行为。

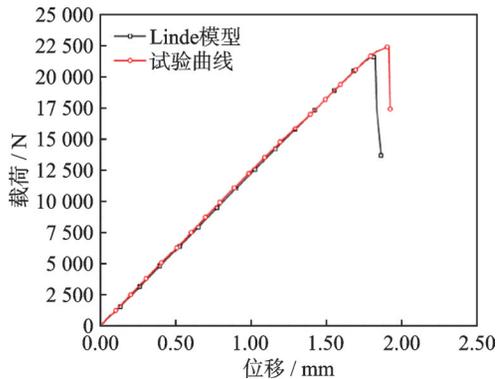


图7 Linde模型仿真与开孔板拉伸试验的载荷-位移曲线
Fig.7 Load-displacement curves from the Linde model simulation and the open-hole plate tensile experiment

基于上述拉伸试验和所建立的有限元模型对编织型复合材料胶螺混合连接结构进行分析。试验与有限元仿真的拉伸载荷-位移曲线如图8所示,在载荷加载初期,曲线斜率基本一致,试验所测得的胶层断裂载荷为18.95 kN,有限元仿真所得的胶层断裂载荷为19.29 kN,误差1.8%,与试验结果吻合较好,验证了有限元仿真模型的准确性和有效性。通过该有限元模型,可以对胶螺混合连接结构的力学行为及其损伤演化特征进行数值表征。

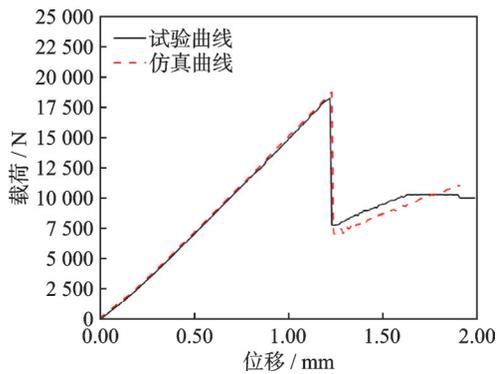


图8 胶螺混合连接结构试验与仿真的载荷-位移曲线
Fig.8 Load-displacement curves of hybrid bonded/bolted joints from experiment and simulation

3.2 拧紧力矩对胶螺混合连接结构性能与失效形式的影响

为了研究拧紧力矩对编织型复合材料胶螺混

合连接结构性能与失效形式的影响,通过湿装配工艺制作6组不同拧紧力矩的试验件,然后对其进行拉伸试验。6组试验件除拧紧力矩外其他条件均一致,具体参数为胶层厚度0.5 mm,螺孔配合干涉量0%。在拉伸试验后,胶螺混合连接结构在不同拧紧力矩下的载荷-位移曲线及基于重复试验统计得到的均值曲线与误差带分别如图9、10所示。为展示试验数据的离散性与重复性,在给出3次重复试验的原始载荷-位移曲线(左侧图像)的同时,另行绘制了基于3次试验数据统计得到的均值曲线及标准误差带(右侧图像),图中阴影区域表示3次重复试验结果的标准差范围($\mu \pm \sigma$)。后续参数分析部分如涉及重复试验,均采用相同方式给出均值曲线与误差带。当拧紧力矩为0~3 N·m时,试验件的载荷-位移曲线如图9所示。在载荷作用下,胶螺混合连接结构首先依靠胶层传递载荷,曲线呈线性上升趋势;当胶层破坏时,拧紧力矩为0~3 N·m的试验件的载荷-位移曲线分别约在载荷

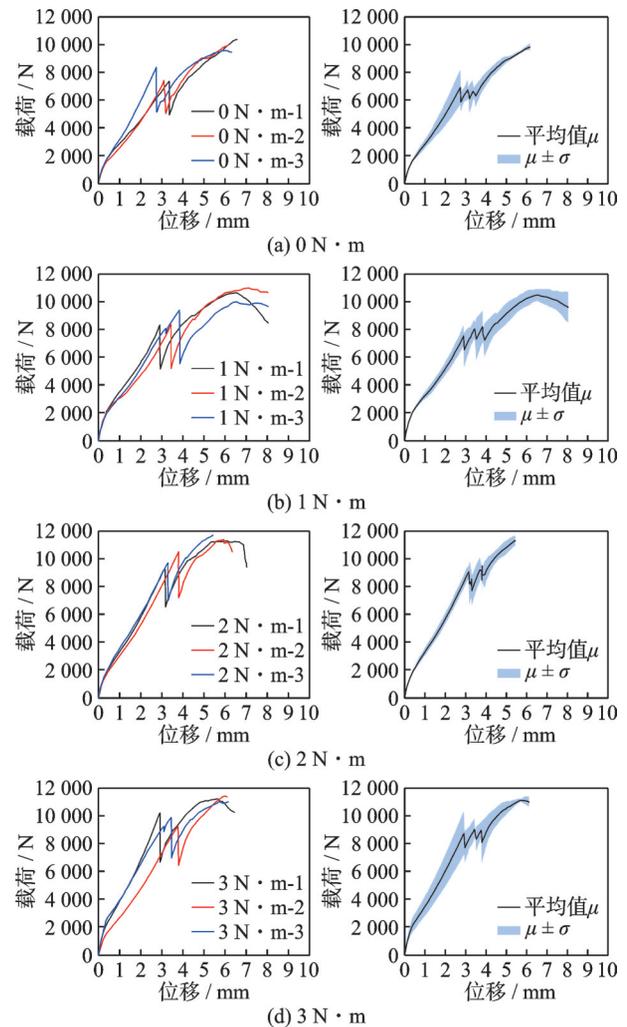


图9 在低拧紧力矩作用下胶螺混合连接结构的载荷-位移曲线

Fig.9 Load-displacement curves of hybrid bonded/bolted joints under low tightening torque

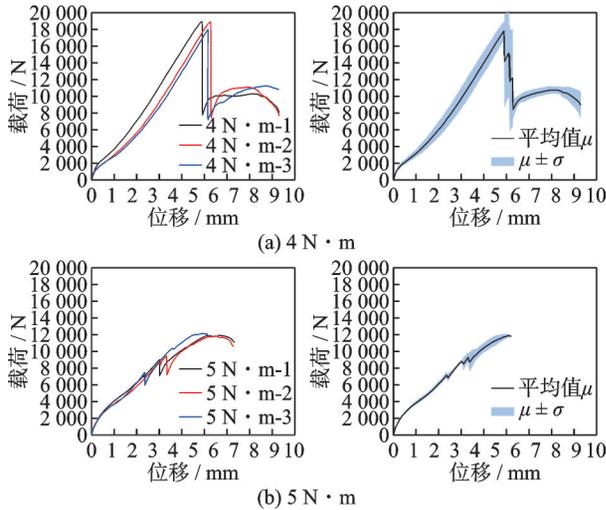


图 10 在高拧紧力矩作用下胶螺混合连接结构的载荷-位移曲线

Fig.10 Load-displacement curves of hybrid bonded/bolted joints under high tightening torque

值(胶层断裂载荷值)为 7 325.57、8 296.43、9 370.26 和 10 223.43 N 时发生下降;之后随着载荷的增加,胶螺混合连接结构只靠层合板与螺栓之间的挤压传递载荷,此时螺孔之间的挤压以弹性变形为主,曲线仍呈线性增加,并且其承受载荷值慢慢超过胶层断裂载荷值;当上下复合材料层合板被挤压失效时,拧紧力矩为 0~3 N·m 下胶螺混合连接结构极限载荷值分别达到 9 747.84、10 488.65、11 235.15 和 11 488.49 N,之后载荷-位移曲线开始发生下降,胶螺连接结构完全失效。从上述分析可知,胶螺混合连接结构的胶层断裂载荷值和极限载荷值均会随拧紧力矩的增加而增加,说明螺栓预紧力的增加能够有效提高胶螺混合连接结构承载能力。

当胶螺混合连接结构的拧紧力矩增加至 4 N·m 时,其载荷-位移曲线如图 10(a)所示,拧紧力矩的增加时胶螺混合连接结构的胶层断裂载荷值上升至 18 941.55 N,并且后续曲线的载荷值并未超过胶层断裂载荷值,此时连接结构的胶层断裂载荷值即为极限载荷值;但当拧紧力矩增加至 5 N·m 时,载荷-位移曲线如图 10(b)所示,其胶层断裂载荷值下降至 8 977.25 N;之后依靠孔与螺栓之间的弹性变形传递载荷,连接结构达到极限载荷值为 11 929.79 N。由以上分析可知,过大的拧紧力矩会减小混合连接结构的胶层断裂载荷值和极限载荷值。

为进一步研究拧紧力矩对胶螺混合连接结构力学性能的影响,引入胶层剪切强度和胶层断裂前连接结构的刚度数值,以此反映试验件抵抗破坏和变形的能力。胶接剪切强度的表达式为

$$\tau = \frac{F_{Af}}{L \times W} \quad (13)$$

式中: τ 为连接件的胶层剪切强度; F_{Af} 为连接件的胶层断裂载荷值; L 和 W 分别为胶接区域长度和宽度。

试验件的刚度按照 ASTM D5961 标准进行计算,其表达式为

$$E^{br} = \frac{\Delta\sigma^{br}}{\Delta\epsilon^{br}} \quad (14)$$

式中: E^{br} 为试验件拉伸刚度; $\Delta\sigma^{br}$ 为胶层断裂前的 Δt 时间内试验件的拉伸应力变化量; $\Delta\epsilon^{br}$ 为胶层断裂前的 Δt 时间内试验件的拉伸应变变化量。

其中试验件的拉伸应力和应变可以分别表示为

$$\epsilon^{br} = \frac{\delta}{2d} \quad (15)$$

$$\sigma^{br} = \frac{F}{d \times h} \quad (16)$$

式中: ϵ^{br} 为试验件的拉伸应变; δ 为在胶层断裂前的试验机夹头的移动位移; d 为螺栓直径; σ^{br} 为在胶层断裂前的试验件的拉伸应力; F 为胶层断裂前的试验件所承受的拉伸载荷; h 为复合材料试样厚度。

不同拧紧力矩下的胶层剪切强度与接头刚度如图 11 所示。图中数据均为 3 次重复试验的平均值,并同时给出了基于 3 次试验所计算的标准误差棒,以体现数据的离散性与重复性。从图中可知,当拧紧力矩从 0 N·m 增至 4 N·m 时,连接结构的胶层剪切强度逐渐增加,接头刚度也逐渐增加,与极限载荷值的变化趋势一致。当拧紧力矩达到 4 N·m 时,试验件的胶层剪切强度和接头刚度均达到最大值。在这个阶段,增加拧紧力矩可以给胶螺混合连接结构提供更大的压力,使胶层与上下层合板之间紧密贴合,减少连接界面缺陷,同时也给胶螺混合连接结构拉伸过程中提供更大的夹紧力,

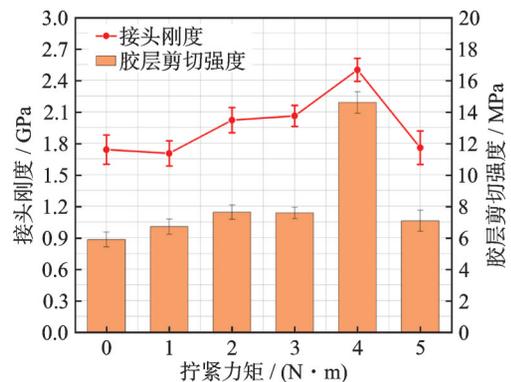


图 11 不同拧紧力矩下胶螺混合连接结构的胶层剪切强度和接头刚度

Fig.11 Adhesive layer shear strength and joint stiffness of hybrid bonded/bolted joints under varying tightening torques

延缓胶接界面的失效,提高整体结构的强度。然而,随着拧紧力矩的继续增加,当拧紧力矩增加到 $5\text{ N}\cdot\text{m}$ 时,连接结构的胶层剪切强度下降了 51.54% ,接头刚度下降了 29.69% ,这是因为螺栓预紧力的增大虽然可以提高连接结构承载强度,但也会加强孔周的应力集中,对胶层施加应力,减小胶接强度,造成螺接与胶接承载能力不匹配,降低了连接结构的承载强度。

利用数值模拟分析胶层在不同拧紧力矩下的损伤演化行为,并借助 HIROX 超景深三维数字显微镜观察胶螺混合连接界面的失效形式,来分析不同拧紧力矩下胶层的损伤演化和失效形式。不同拧紧力矩对胶螺混合连接损伤演化过程与失效的影响如图 12 所示。图中的云图表示胶层的界面损伤情况,蓝色区域表示胶层界面没有损伤,区域颜

色由绿、黄到橙、红说明界面损伤程度逐渐提高,红色区域表示胶层界面基本完全损伤。从试验结果可知,随着拧紧力矩的增加,胶层的损伤形式逐渐由界面破坏转变为内聚破坏,反映在云图上就是损伤区域逐渐减小。当拧紧力矩为 $0\text{ N}\cdot\text{m}$ 时,此时胶层界面强度较低,仿真结果显示界面损伤面积占比约为 66% ,并且集中在胶层边缘,边缘胶层承受主要载荷,胶层失效形式为界面破坏;随着拧紧力矩的增加,云图结果显示胶层界面损伤面积在逐渐减小,这并非说明胶层的损伤情况好转,而是表明胶层损伤形式逐渐由界面破坏转变为内聚破坏。事实上,拧紧力矩的增加提高了上下两侧层合板与胶层之间的夹紧力,延缓了胶层界面损伤的扩展,促使胶层内部承受更多载荷。因此,胶层损伤逐渐由界面破坏转变为内聚破坏。

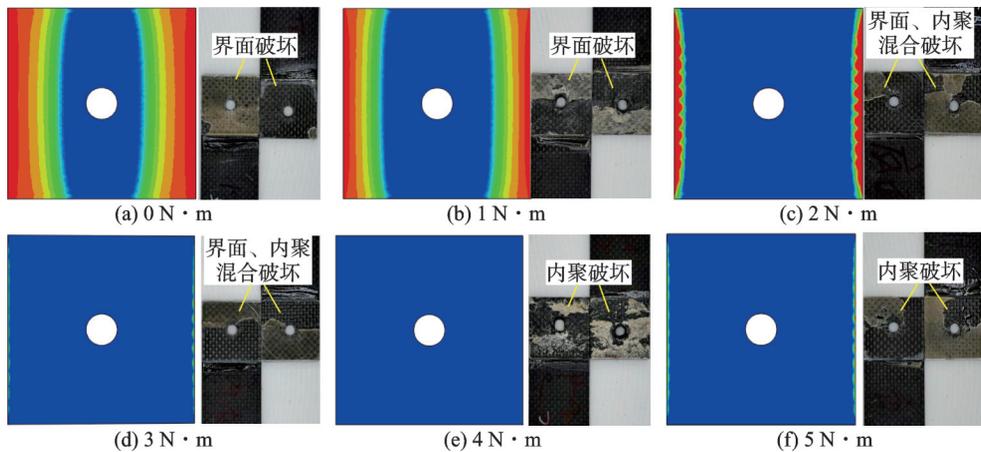


图 12 不同拧紧力矩下胶层损伤演化与失效形式

Fig.12 Adhesive layer damage evolution and failure forms under varying tightening torques

为进一步揭示不同拧紧力矩与胶层损伤、结构失效模式之间的内在联系,将拉伸试验后的混合连接构件纵向剖开,采用 HIROX 超景深三维数字显微镜对承载面的损伤形式进行观察分析,不同拧紧力矩下胶螺混合连接结构的损伤形式如图 13 所示。结合载荷-位移曲线、有限元胶层损伤分布以及三维数字显微镜的断面观察,可将胶层的损伤演化规律概括为以下过程。

在加载初期,胶层与层合板之间的界面处于良好贴合状态,剪切应力主导承载,载荷-位移曲线呈线性上升。随着载荷持续增加,搭接端部及孔周区域出现较高的剪切和剥离应力集中,胶层损伤首先在边缘萌生。对于拧紧力矩较小的工况,预紧力对界面压紧效果有限,使得界面容易发生局部开裂,因此图 12 中损伤主要集中在胶层边缘,形成典型的界面破坏。在这一阶段,胶层承载能力衰减后,载荷逐步向螺栓-孔壁承压区转移。

随着拧紧力矩增大,预紧力增强了胶层与上下

面板的压紧效果,抑制了边缘界面剥离,使更多载荷由胶层内部承担。此时损伤区域由边缘向孔周集中,图 12 显示的失效特征逐渐由界面破坏转变为内聚破坏,反映出胶层内部剪切主导的破坏机制。由于载荷在胶接区与螺接区之间的重分配,螺栓逐渐产生弯曲并诱导孔周局部应力集中。

当载荷达到极限水平后,胶层有效承载区被破坏或严重退化,结构主要依靠螺栓承载及摩擦传递载荷。此时图 13 所示的宏观损伤形态逐渐形成:拧紧力矩较小时,由于胶层破坏较早,结构主要发生铺层弯曲与局部纤维/基体损伤;而在较大拧紧力矩下,螺栓承担更高载荷,孔周区域出现显著的纤维断裂、基体压溃、分层扩展以及螺栓偏转等典型特征。

综上所述,通过“损伤萌生-扩展-最终失效”的链条分析可以看出:拧紧力矩改变了胶层边缘与内部的应力分布状态,从而决定了损伤从界面向内聚的转变趋势,并最终影响整体结构的失效模式。

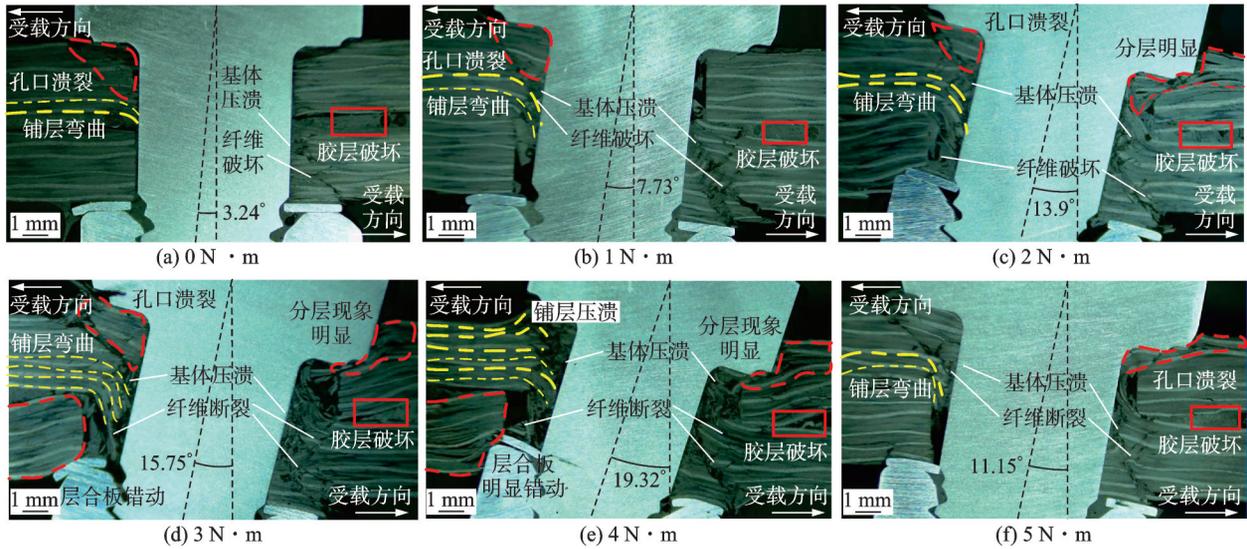


图 13 不同拧紧力矩下连接结构损伤失效形式

Fig.13 Damage and failure forms of joint structures under different tightening torques

3.3 胶层厚度对胶螺混合连接结构性能与失效形式的影响

为了研究胶层厚度对胶螺混合连接结构性能的影响,使用湿装配工艺方法制作 5 组不同胶层厚度的试验件,5 组试验件除胶层厚度外其他条件均一致,具体参数为拧紧力矩 4 N·m,螺孔配合干涉量 0%。对其进行拉伸试验后,胶螺混合连接结构在不同胶层厚度下的载荷-位移曲线及统计结果分别如图 14~16 所示。当连接结构的胶层厚度设置为 0.2~0.4 mm 时,各个连接结构的载荷-位移曲线变化趋势相似,如图 14(a,b) 所示,均经历了初始线性上升阶段、胶层失效阶段、弹性增长阶段以及非线性下降阶段。当胶层厚度为 0.2 mm 时,其载荷-位移曲线会在 8 505.5 N 发生下降,而当胶层厚度增至 0.4 mm 时,其曲线会在 10 721.1 N 发生下降,但两者曲线仍会随着载荷的增加持续上升,分

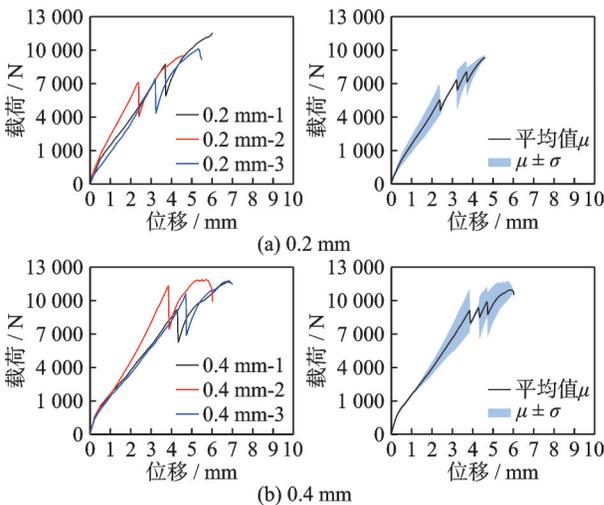


图 14 胶层厚度为 0.2~0.4 mm 试验件载荷-位移曲线
Fig.14 Load-displacement curves of specimens with adhesive layer thicknesses ranging from 0.2 mm to 0.4 mm

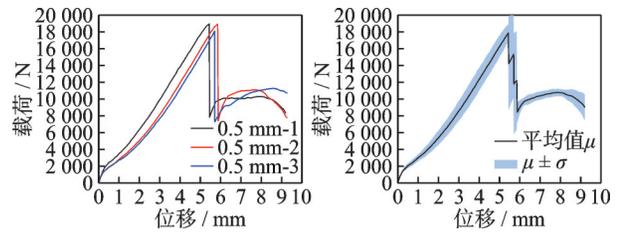


图 15 胶层厚度为 0.5 mm 试验件载荷-位移曲线
Fig.15 Load-displacement curves of specimens with an adhesive layer thickness of 0.5 mm

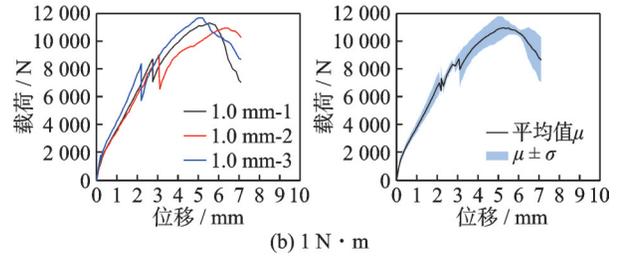
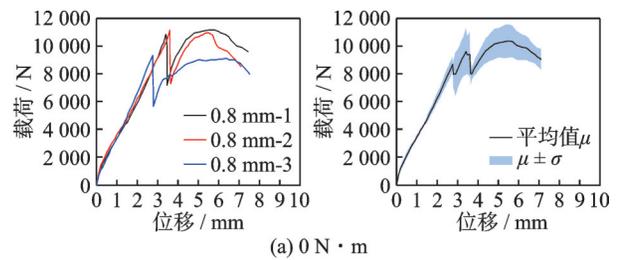


图 16 胶层厚度为 0.8~1.0 mm 试验件载荷-位移曲线
Fig.16 Load-displacement curves of specimens with adhesive layer thicknesses ranging from 0.8 mm to 1.0 mm

别达到极限载荷 11 772.89 和 11 284.18 N。由以上分析可知,增加胶层厚度会有效提高连接结构胶层断裂载荷值,但不会改变其极限载荷值,这是因为此时混合连接结构中胶层厚度的改变只会影响胶层剪切性能,而其极限载荷值的大小只由拧紧力矩决定的。

当胶层厚度继续增至 0.5 mm 时,其载荷-位移曲线如图 15 所示,虽然也经历了初始线性上升阶

段,胶层失效阶段,弹性增长阶段以及非线性下降阶段,但曲线会在载荷值 18 941.55 N 时发生下降,并且之后随着载荷的增加,载荷值虽然会继续上升,但其上升幅度不大并且不会超过胶层断裂载荷值,此时连接结构的胶层断裂载荷值即为极限载荷值,这说明此时混合连接结构中胶接强度较好,能够极大提高连接结构的力学性能。

然而,将试验件的胶层厚度增至 0.8 和 1.0 mm 时,其载荷-位移曲线如图 16(a,b) 所示,此时曲线变化趋势虽然与胶厚 0.2~0.4 mm 的试验件相似,但其载荷-位移曲线分别在 10 505.2 和 9 071.25 N 发生下降,然后两者曲线随载荷的增加继续上升,分别达到极限载荷 11 160.1 和 11 892.1 N。从中可以发现过大的胶层厚度只会降低连接结构的胶层断裂载荷,不会对连接结构的极限载荷值产生影响,说明胶层厚度也是影响胶螺混合连接结构强度的重要因素之一。

为进一步分析胶层厚度对连接结构性能的影响,引入了螺栓载荷分担率,其表达式为

$$e_{\text{ls}} = \frac{F_{\text{B}}}{F_{\text{Af}}} \quad (17)$$

式中: e_{ls} 为试验件的螺栓载荷分担率; F_{B} 为胶层失效时相应的螺栓连接所承受的载荷; F_{Af} 为胶螺混合连接胶层失效时的载荷值。

不同胶层厚度下连接结构的胶层剪切强度和螺栓载荷分担率之间的对应关系如图 17 所示。从图中看出,当胶层厚度设置为 0.6 mm 时,胶层剪切强度达到最大值 14.59 MPa,螺栓载荷分担率达到最小值 56%,说明此时连接件中胶接和螺接两者均匀分配载荷,连接件的承载强度达到最佳;而当胶层厚度继续分别增至 0.8 和 1.0 mm 时,胶层剪切强度分别下降至 8.11 和 6.87 MPa,分别减少了 44.41% 和 52.91%,螺栓载荷分担率分别上升至

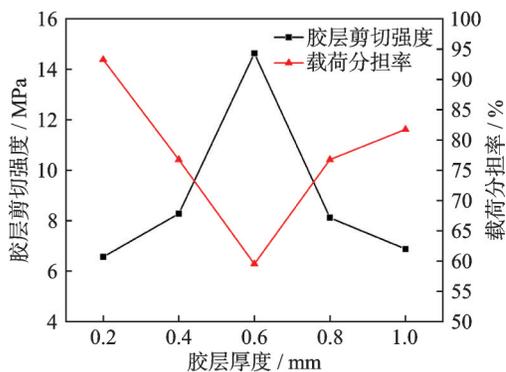


图 17 不同胶层厚度下胶螺混合连接结构胶层剪切强度和螺栓载荷分担率

Fig.17 Adhesive layer shear strength and bolt load-sharing ratio of hybrid bonded/bolted joints with different adhesive layer thicknesses

76.71% 和 81.72%,分别增加了 36.96% 和 45.89%。胶层厚度的增加,导致胶层厚度分布不均匀,胶层内部缺陷增多,降低连接件的胶层剪切强度,改变了连接件中螺接与胶接载荷分配比例,使螺接承受的载荷增大,胶接承受载荷减小,从而导致混合连接结构的胶层剪切强度开始下降,螺栓载荷分担率开始上升。

为进一步分析胶层厚度对胶螺混合连接结构中胶层剥离应力分布的影响,取拧紧力矩为 3 N·m,螺孔配合量为干涉量 0% 的连接结构,沿宽度方向对称轴线对不同拧紧力矩下连接结构的胶层剥离应力 S_{33} 进行有限元仿真分析并画出加载点均为 0.3 mm 的胶层剥离应力曲线,如图 18 所示。从图中可知,胶层厚度的变化不会改变胶层剥离应力分布,胶层的两端具有较大的剥离应力值,使得胶黏剂的法向更容易产生剥离失效,胶层中间(靠近螺孔)的应力为负值,而其他区域的应力值近乎为 0,但随着胶层厚度的增加,胶层边缘的剥离应力在逐渐增加,说明胶层厚度的增加会加重剥离应力在胶层两端的集中,但当胶层厚度增加至 0.5 mm,其两端的剥离应力又降低了,说明选取合适的胶层厚度,不仅有效延缓胶层损伤演化,还能减小剥离应力的集中。

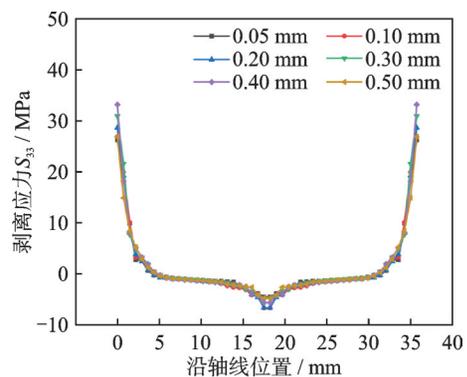


图 18 不同胶层厚度下混合连接结构的胶层剥离应力 S_{33}
Fig.18 Adhesive layer peel stress S_{33} of hybrid bonded/bolted joints with different adhesive layer thicknesses

此外,为分析胶层厚度对胶螺混合连接结构失效形式的影响规律,建立了胶层厚度为 0.2~0.4 mm 的胶螺混合连接结构有限元仿真模型,对其损伤分布进行分析,如图 19 所示,以此分析不同胶层厚度对胶螺混合连接结构损伤形式的影响。由图 19 可知,纤维损伤、基体损伤和分层损伤变量主要分布在螺孔受挤压一侧并垂直于受力方向。由于胶层失效后,连接结构通过螺孔与层合板之间的挤压传递载荷,受载端层合板的纤维损伤呈条状向外延伸,固定端的纤维损伤呈带状向外延伸;螺栓在次弯曲的作用下,开始发生倾斜,导致上下螺栓头压

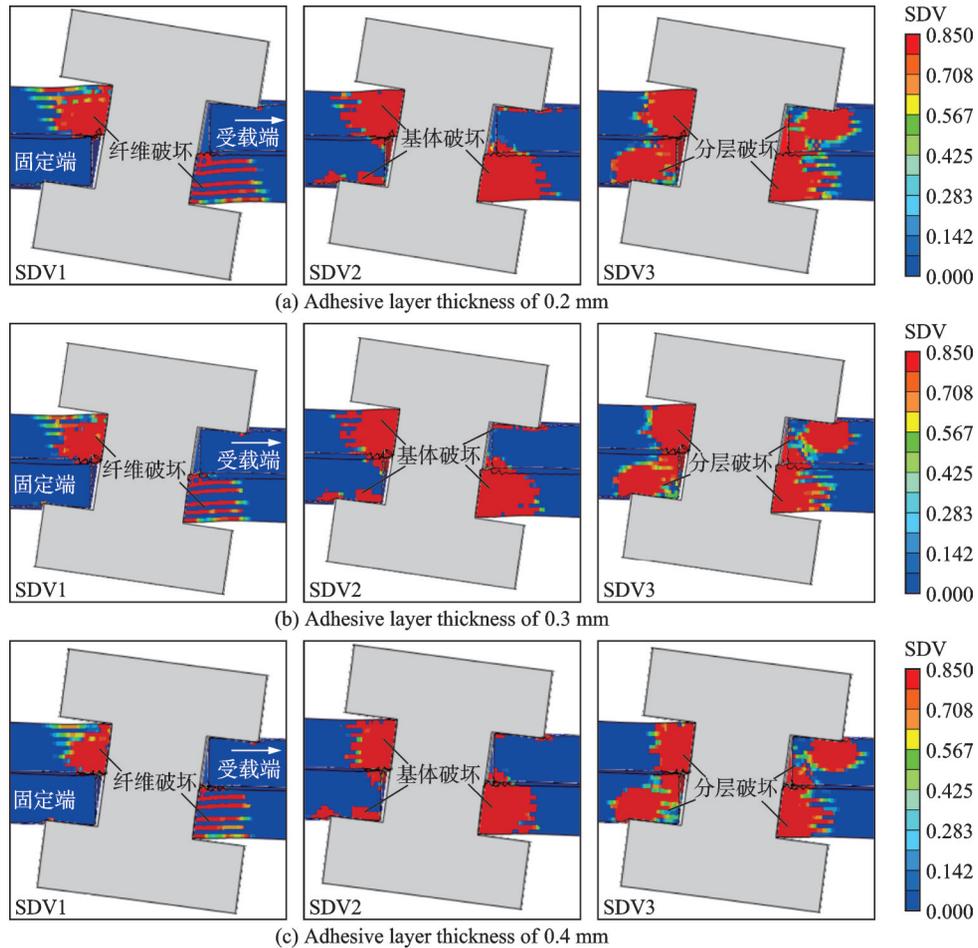


图 19 不同胶层厚度下胶螺混合连接结构损伤扩展云图

Fig.19 Damage propagation contour maps of hybrid bonded/bolted joints with different adhesive layer thicknesses

入层合板中,因此分层损伤不仅分布在螺孔受挤压的一侧,还分布在螺栓头下方,呈带状分布在上下层合板。

3.4 螺孔配合量对胶螺混合连接结构性能与失效形式的影响

为了研究螺孔配合量对胶螺混合连接结构性能

的影响,使用湿装配工艺方法制作 4 组不同螺孔配合量的试验件,4 组试验件除螺孔配合量外其他条件均一致,具体参数为胶层厚度 0.5 mm,拧紧力矩 4 N·m。对其进行拉伸试验后,胶螺混合连接结构在不同螺孔配合量下的载荷-位移曲线及统计结果如图 20 所示。

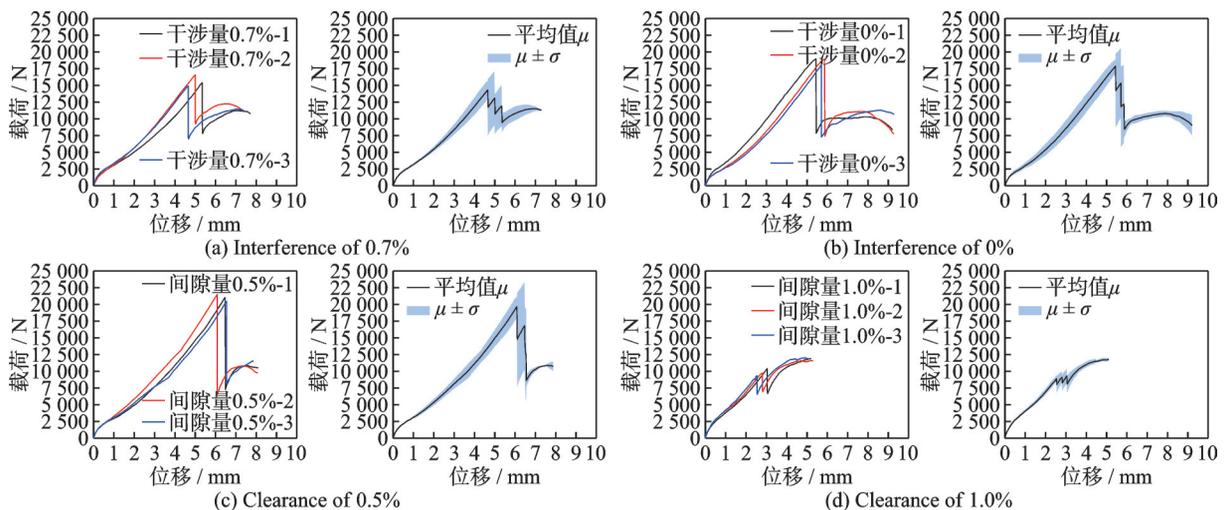


图 20 不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构载荷-位移曲线

Fig.20 Load-displacement curves of hybrid bonded/bolted joints with varying bolt hole fits

为进一步探究螺孔配合量对连接结构力学性能的影响,不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构极

限载荷值与接头刚度分布如图 21 所示。当干涉量从 0.7% 减少到 0% 时,极限载荷值和接头刚度呈

线性增长,其极限载荷值和接头刚度分别增加 17.39%、12.52%;当配合量从干涉量 0% 减少至间隙量 0.5% 时,连接结构的极限载荷值达到最大值 21.32 kN,接头刚度缓慢下降,减少 5.12%;当间隙量增加至 1.0% 时,连接接头的极限载荷值急剧下降,接头刚度保持平缓状态。造成这种现象的原因是一开始干涉量的减小,不仅可以有效保证螺栓与孔壁之间紧密接触,还能降低孔壁出现损伤的风险,提高连接结构强度,而螺孔配合量变为间隙量 0.5% 时,胶黏剂在螺栓预紧力的作用下填充孔壁与螺栓之间的空隙中,防止孔壁出现损伤,保证连接结构的完整性,以此提高连接结构强度;但当间隙量超过 0.5% 时,胶黏剂无法填充在空隙中,导致连接结构承载时胶接与螺接分开承载,降低整体连接结构强度。

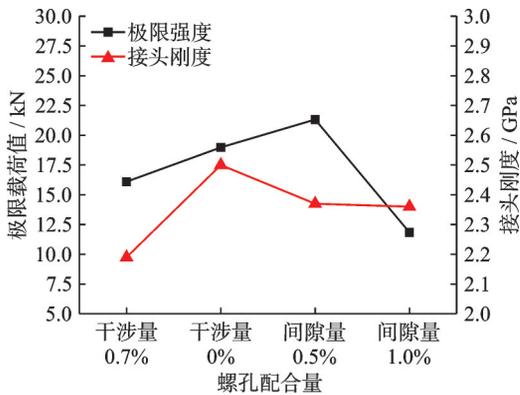


图 21 不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构胶层剪切强度和接头刚度

Fig.21 Adhesive layer shear strength and joint stiffness of hybrid bonded/bolted joints with varying bolt hole fits

为了具体解释当螺孔配合量超过间隙量 0.5% 时连接件的力学性能开始下降的原因,对不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构进行受力分析,其示意图如图 22 所示。当螺孔配合量为间隙量 0.5% 时,填充在螺栓与孔壁之间的胶层与层合板之间的胶层受到剪切应力 F_{shear} 发生变形的同时,螺栓也会受到弯矩 M_0 的作用,开始偏转,形成夹角 θ_0 ,从而导致螺栓与胶层协同变形,促使螺接与胶接共同承载,均匀分配胶层和螺栓的载荷,能够有效提高胶螺混合连接结构的承载强度与刚度;但当螺孔配合量大于间隙量 0.5% 时,螺孔与层合板孔壁之间的间隙增大,胶层无法填充空隙之中,导致胶层在受剪切应力 F_{shear} 发生变形的同时,在螺栓预紧力的作用下,螺栓不发生倾斜偏转,致使结构在受载时螺栓与胶层之间无法协同变形,不能通过螺栓与孔壁之间的挤压传递载荷,只能依靠胶层剪切变形和螺帽与层合板之间的界面摩擦力来传递载荷,这使得混合连接中的胶接和螺接分开承载,从而降低了整体混合连接结构的强度与刚度。

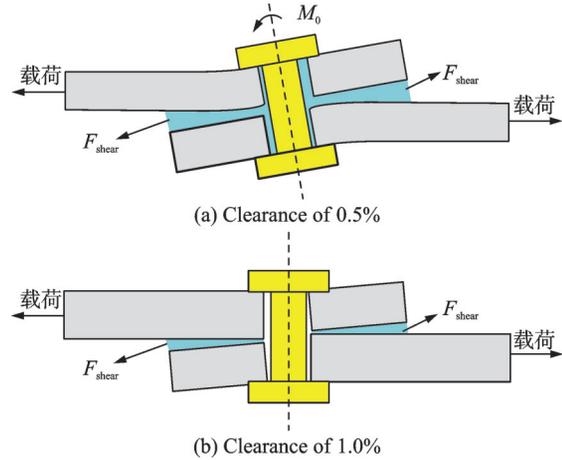
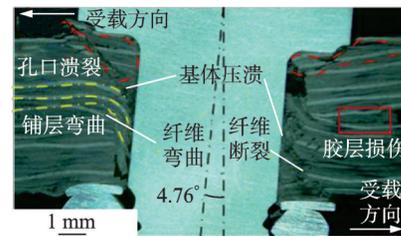
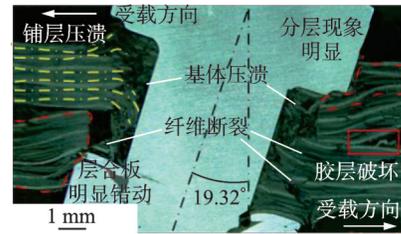


图 22 不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构的受力分析
Fig.22 Force analysis of hybrid bonded/bolted joints with varying bolt hole fits

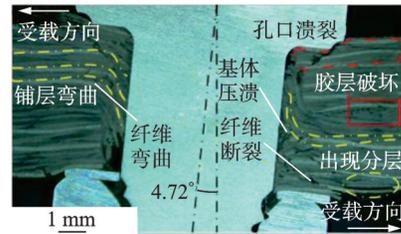
不同螺孔配合量对编织型复合材料胶螺混合连接结构损伤形式如图 23 所示。当干涉量为 0.7%,复合材料上下板的受载端的主要破坏形式为纤维断裂、基体压溃且存在孔口压溃,螺栓偏转



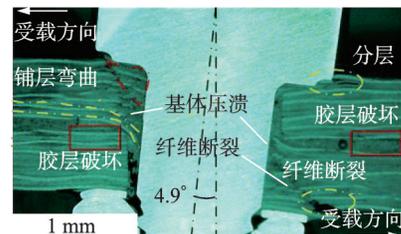
(a) Interference of 0.7%



(b) Interference of 0%



(c) Clearance of 0.5%



(d) Clearance of 0.7%

图 23 不同螺孔配合量下胶螺混合连接结构损伤形式
Fig.23 Damage forms of hybrid bonded/bolted joints with varying bolt hole fits

角达到 4.76° ;当干涉量为 0% 时,适当的干涉量可以增强连接结构承载性能,导致上下层合板在胶层断裂时承受了较大的载荷值,因此层合板的失效模式为上下层合板出现铺层压溃且伴有严重的错动和分层现象,螺栓偏转角也达到了 19.32° 。而当间隙量为 0.5% 时,胶黏剂填充在螺孔与孔壁之间,减小胶层断裂时高载荷对上下层合板的影响,因此上下板出现铺层弯曲、纤维断裂以及基体压溃,螺栓偏转角减小至 4.72° 。当间隙量超过 0.7% 时,胶黏剂虽然无法填充在间隙中起到保护上下层合板的作用,但是此时连接结构的胶层断裂载荷降低,螺栓偏转角仅有 4.9° ,上下板的受载端也只出现铺层弯曲、纤维断裂以及基体压溃等损伤。

4 结 论

针对湿装配工艺对胶螺混合连接结构性能与失效形式的影响进行了试验研究、有限元仿真分析和损伤失效观察,得出了以下结论:

(1) 基于三维渐进损伤分析方法与内聚力模型,建立了编织型胶螺混合连接结构的有限元模型,成功模拟了其在拉伸载荷下的损伤演化过程与力学响应。该模型的有效性得到了试验验证,仿真结果与试验数据吻合良好,胶层断裂载荷的预测值与试验值接近。

(2) 编织型复合材料胶螺混合连接结构的承载性能与胶层失效形式与拧紧力矩相关,拧紧力矩由 $0 \text{ N}\cdot\text{m}$ 变化至 $5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 时,连接结构的胶层失效形式由界面脱粘破坏逐渐转变为内聚破坏,再转变为界面、脱粘混合破坏,当拧紧力矩取 $4 \text{ N}\cdot\text{m}$ 时,试件的拉伸性能达到最佳。

(3) 随胶层厚度的增加,连接结构力学性能先增大后减小,螺栓载荷分担率先减小后增大,当胶层厚度为 0.5 mm 时连接结构的胶层断裂载荷达到最大值,胶层边缘剥离应力最下,对应的螺栓载荷分担率为 56%,达到最小值,促使胶接和螺接均匀分担载荷。

(4) 螺孔配合量影响连接接头中螺栓与胶层在承载过程中变形的协同性,从而改变螺接与胶接的承载方式,间接影响其力学性能,当干涉量为 0% 时,连接接头的刚度达到最大值,当间隙量为 0.7% 时,连接接头的承载能力达到最佳。

本研究结论基于特定湿装配条件下的胶螺混合连接结构,其参数范围包括限定的螺栓规格、胶层厚度及构件几何尺寸等,因此所得力学性能与失效模式主要适用于上述构型。在此范围之外,如结构尺度比例变化、胶层材料性能差异、螺栓预紧力

水平显著调整或连接几何形式不同,力学响应可能发生偏移,结论的普适性仍需进一步验证。然而,本研究揭示的主要力学变化趋势和失效影响机制具有一定参考意义,可为类似湿装配胶螺混合连接的工程设计与制造工艺提供指导。具体而言,当结构尺寸变化时,拧紧力矩通常需随构件尺度适度提高以确保有效夹紧,胶层厚度宜根据铺贴工艺能力与固化压缩特性调整,而螺孔配合量可结合装配间隙与定位精度按比例优化。上述原则并非直接外推的定量关系,而是基于力学趋势给出的工程化参数选取思路,可为实际制造中的初步设计和工艺决策提供参考。

参考文献:

- [1] CHAE H G, KUMAR S. Making strong fibers[J]. *Science*, 2008, 319(5865): 908-909.
- [2] 谢鸣九. 复合材料连接技术[M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2016.
XIE Mingjiu. Composite material connection technology [M]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University Press, 2016.
- [3] LOPEZ-CRUZ P, LALIBERTÉ J, LESSARD L. Investigation of bolted/bonded composite joint behaviour using design of experiments[J]. *Composite Structures*, 2017, 170: 192-201.
- [4] STEWART M. An experimental investigation of composite bonded and/or bolted repairs using single lap joint designs[C]//Proceedings of the 38th Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, 2013.
- [5] 王瑞峰. 复合材料胶铆混合连接与胶接修理的力学性能对比研究[D]. 天津: 中国民航大学, 2023.
WANG Ruifeng. A comparative study of mechanical property of bonded repair and adhesive-rivet hybrid repair of composite laminate[D]. Tianjin: Civil Aviation University of China, 2023.
- [6] QIAN H, SUN C T. Performance of a composite double strap joint with attachments[C]//proceedings of Joining and Repair of Composite Structures. West Lafayette: Purdue University, 2004.
- [7] CHOWDHURY N, CHIU W K, WANG J. A review of damage tolerant design, certification and repair in metals compared to composite materials[J]. *Advanced Materials Research*, 2014, 891: 1597-1602.
- [8] MATSUZAKI R, SHIBATA M, TODOROKI A. Improving performance of GFRP/aluminum single lap joints using bolted/co-cured hybrid method[J]. *Composites Part A: Applied Science & Manufacturing*, 2008, 39(2): 163.
- [9] KUMAR B, SUN C T, WANG P H, et al. Adding additional load paths in a bonded/bolted hybrid joint

- [J]. *Journal of Aircraft*, 2010, 47(5): 1593-1598.
- [10] 邹鹏, 倪迎鸽, 毕雪, 等. 胶螺混合连接在复合材料结构中的研究进展[J]. *航空工程进展*, 2021, 12(1): 1-12.
ZOU Peng, NI Yingge, BI Xue, et al. Research development on bonded-bolted hybrid joint in composite structure[J]. *Advances in Aeronautical Science and Engineering*, 2021, 12(1): 1-12.
- [11] 王衍, 陈涛, 张天骏. 碳纤维复合材料板与钢板胶-螺混合双搭接接头拉伸性能试验研究[J]. *工业建筑*, 2014, 44(10): 10-15.
WANG Xian, CHEN Tao, ZHANG Tianjun. Experimental study on tensile behaviors of hybrid CFRP-steel double-lap joints using bolts and adhesive[J]. *Industrial Construction*, 2014, 44(10): 10-15.
- [12] 程小全, 汪源龙, 张纪奎, 等. 平面编织复合材料胶螺混合连接接头拉伸性能分析[J]. *固体力学学报*, 2011, 32(4): 346-352.
CHENG Xiaoquan, WANG Yuanlong, ZHANG Jikui, et al. Tensile performance analysis of combined adhesive and bolted joints for plain woven composites [J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2011, 32(4): 346-352.
- [13] 刘礼平, 段科好, 徐卓, 等. 碳纤维增强树脂基复合材料层合板胶螺混合连接失效机制[J]. *复合材料学报*, 2023, 40(1): 590-600.
LIU Liping, DUAN Kehao, XU Zhuo, et al. Failure mechanism of carbon fiber reinforced polymer bonded-bolted hybrid connection[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2023, 40(1): 590-600.
- [14] 刘志明, 许昶. 碳纤维增强环氧树脂复合材料与铝板胶螺混合连接接头失效仿真[J]. *复合材料学报*, 2019, 36(10): 2308-2315.
LIU Zhiming, XU Chang. Failure simulation of carbon fiber reinforced epoxy resin composite-aluminum bonded-bolted hybrid joint[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2019, 36(10): 2308-2315.
- [15] 唐玉玲, 任煜赫, 张峻霞, 等. 胶层对复合材料多螺栓连接力学性能及钉载分配的影响[J]. *复合材料学报*, 2023, 40(6): 3601-3612.
TANG Yuling, REN Yuhe, ZHANG Junxia, et al. Effect of the adhesive layer on mechanical properties and load distribution in multi-bolt composite joints[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2023, 40(6): 3601-3612.
- [16] KWEON J H, JUNG J W, KIM T H, et al. Failure of carbon composite-to-aluminum joints with combined mechanical fastening and adhesive bonding[J]. *Composite Structures*, 2016, 75(1/2/3/4): 192-198.
- [17] ARMENTANI E, LAISO M, CAPUTO F, et al. Numerical FEM evaluation for the structural behaviour of a hybrid (bonded/bolted) single-lap composite joint[J]. *Procedia Structural Integrity*, 2018, 8: 137-153.
- [18] KELLY G. Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints[J]. *Composite Structures*, 2005, 69(1): 35-43.
- [19] 卢弈先, 曹东风, 胡海晓, 等. 高温环境对胶螺混合连接复合材料结构失效行为的影响[J]. *复合材料学报*, 2024, 41(12): 6845-6858.
LU Yixian, CAO Dongfeng, HU Haixiao, et al. Effect of elevated temperature on failure behavior of hybrid bolted-bonded joints in composite structures[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2024, 41(12): 6845-6858.
- [20] 李明坤, 郑艳萍, 熊勇坚, 等. 复合材料双钉胶螺混合连接接头多参数优化设计[J]. *宇航材料工艺*, 2022, 52(1): 39-44.
LI Mingkun, ZHENG Yanping, XIONG Yongjian, et al. Multi-parameter optimization design of composite double-bolt hybrid bonded-bolted joints[J]. *Aerospace Materials & Technology*, 2022, 52(1): 39-44.
- [21] LI X, CHENG X, GUO X, et al. Tensile properties of a hybrid bonded/bolted joint: Parameter study[J]. *Composite Structures*, 2020, 245: 112329.
- [22] PALIWAL I, RAMJI M. Failure behavior of single-lap CFRP hybrid joints fastened using micro-bolt[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2023, 153: 107599.
- [23] BLIER R, MONAJATI L, MEHRABIAN M, et al. The tensile behavior of hybrid bonded bolted composite joints: 3D-digital image correlation versus finite element analysis[J]. *Materials*, 2024, 17(7): 1675.
- [24] ASTM International. Standard test method for bearing response of polymer-matrix composite laminates: ASTM D5961/D5961M-05e1[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2005.

(编辑:夏道家)