

热塑性复合材料-金属胶铆混合接头 刚度预测模型

张红哲¹, 贾煜鑫¹, 鲍永杰², 杨宇星²

(1. 大连理工大学 工程训练中心, 辽宁 大连 116024; 2. 大连海事大学 轮机工程学院, 辽宁 大连 116026)

摘要: 针对汽车轻量化设计中对胶铆混合连接接头解析模型的开发相对较少, 本文提出了一种基于弹簧-质量理论的碳纤维增强热塑性复合材料-金属胶铆混合连接接头承载刚度预测模型, 以深化对混合连接结构刚度的理解。通过准静态拉伸实验验证了弹簧-质量模型的可靠性, 并基于该模型探讨了胶层厚度、搭接长度、铆钉孔直径对接头刚度的影响。结果表明: 随着胶层厚度增加, 接头整体刚度和胶层剪切刚度降低, 胶层厚度每增加 0.01 mm, 胶层剪切刚度平均降低约 1.94%; 增加搭接长度能提升接头整体刚度和胶层剪切刚度, 但会显著降低金属基板的刚度; 随着铆钉孔直径增加, 接头整体刚度和铆钉刚度增加, 但胶层剪切刚度降低, 从而影响接头连接性能。

关键词: 碳纤维增强热塑性复合材料; 弹簧-质量模型; 胶铆混合连接接头; 刚度预测

中图分类号: TG498; U41 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-5497(2026)01-0131-09

DOI: 10.13229/j.cnki.jdxbgxb.20240662

Stiffness prediction model of thermoplastic composites-metal bonded-riveted hybrid joints

ZHANG Hong-zhe¹, JIA Yu-xin¹, BAO Yong-jie², YANG Yu-xing²

(1. Engineering Training Center, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. College of Marine Engineering, Dalian Maritime University, Dalian 116026, China)

Abstract: Given the relatively limited development of analytical models for adhesive-rivet hybrid joints in automotive lightweight design, this paper proposes a load-bearing stiffness prediction model for carbon fiber-reinforced thermoplastic composite-to-metal adhesive-rivet hybrid joints based on spring-mass theory, aiming to deepen the understanding of stiffness in hybrid joint structures. The reliability of the spring-mass model was verified by quasi-static tensile test. Based on the proposed spring-mass model, the effects of adhesive layer thickness, lap length, and rivet hole diameter on the stiffness of the joint structure are discussed. The main conclusions are as follows: with an increase in the thickness of the adhesive layer, both the overall stiffness of the joint and the shear stiffness of the adhesive layer decrease. For every 0.01

收稿日期: 2024-06-14.

基金项目: 国家自然科学基金项目(U21A20165, 52301359); 大连市科技创新基金项目(2022JJ12GX033); 辽宁省应用基础研究项目(2022JH2/101300221).

作者简介: 张红哲(1970-), 女, 副教授, 博士. 研究方向: 复合材料先进制造技术. E-mail: zhanghongzhe@dlut.edu.cn

通信作者: 杨宇星(1991-), 男, 副教授, 博士. 研究方向: 船用复合材料力学性能. E-mail: yangyuxing@dlmu.edu.cn

mm increase, the shear stiffness of the adhesive layer decreases by about 1.94% on average. Increasing the lap length can improve the overall stiffness of the joint and the shear stiffness of the adhesive layer, but it numerically reduces the stiffness of the metal substrate significantly. As the diameter of the rivet hole increases, both the overall stiffness of the joint and the stiffness of the rivet increase, but the shear stiffness of the adhesive layer is reduced, which affects the joint's connection performance.

Key words: carbon fiber reinforced thermoplastic composites; spring-mass model; bonded-riveted hybrid joint; stiffness prediction

0 引言

在汽车结构中,使用同体积的碳纤维增强热塑性复合材料(Carbon fiber reinforced thermoplastic composites, CFRTP)部件替代金属部件可使质量减轻 15%~40%^[1-3]。然而,由于 CFRTP 整体成型部件制造难度大、成本高,限制了其规模化应用,因此在汽车承载结构中,CFRTP 零件与金属零件通过连接方式形成部件更为常用^[4]。铆钉连接因技术简单、成本低廉,在汽车连接结构中应用广泛^[5],但钻孔形成的孔洞周围易产生应力集中,导致接头强度降低^[6,7]。为弥补这一缺陷,加入胶粘剂可更好地分配载荷,缓解钻孔导致的应力集中现象^[8,9]。因此,胶铆混合连接在汽车结构中的应用越来越受到关注^[10]。

胶铆混合连接接头在承载过程中先由铆钉和胶层共同承担载荷,胶层破坏失效后则由铆钉单独承担载荷^[11]。相比单一连接方式胶铆混合连接在峰值载荷、能量吸收等方面更具优势^[12]。目前,大部分学者对混合连接的研究集中在接头设计、制造、仿真等方面^[13],对解析模型的开发相对较少。

现有解析模型多针对单一连接方式。在机械紧固件连接方面,Mccarthy 等^[14]提出了考虑螺栓孔间隙对复合材料多螺栓连接荷载分布影响的弹簧-质量模型,该模型同样适用于预测单钉接头刚度。Olmedo 等^[15]在考虑被连接物几何尺寸、材料力学性能和层合板堆叠顺序对二次弯曲效应影响的基础上,对 Mccarthy 等^[14]的弹簧-质量模型进行了扩展。Yang 等^[16]对弹簧-质量模型进一步扩展,研究了装配间隙对剪切刚度的影响,以及垫片厚度对螺栓刚度的影响。本文研究的机械紧固件为铆钉,其直接与被连接物接触而承载,在弹簧-质量模型中的应用对应螺栓承载阶段。在胶粘剂连接方面,胶层在拉伸过程中虽存在剪切应力和

剥离应力^[17],但载荷传递主要通过胶层的剪切变形完成^[18]。为简化模型,Xiao 等^[19]在计算时只考虑胶层的剪切应力而忽略剥离应力,且用平均剪切应力 $\bar{\tau}$ 替代胶层的剪切应力 τ 。受胶层剪切应力的影响,被连接物在拉伸过程中也会产生剪切应力。Tsai 等^[20]假设被连接物的剪切应力沿厚度方向呈线性变化,并通过实验和数值分析证明了该假设的合理性,尤其在被连接物为复合材料层合板的情况下,更接近实验和数值分析结果。在混合连接方面,Xu 等^[21]提出双弹簧解析模型,用于预测混合接头在准静态载荷下的力学行为,实验与模型结果吻合良好,证明弹簧-质量模型适用于混合连接接头分析。

为了分析汽车 CFRTP-金属部件胶铆混合连接的结构刚度,本文基于前人理论研究^[14,19,20]提出一种弹簧-质量模型,用于预测单搭接胶铆混合连接接头在准静态载荷线性承载阶段(铆钉和胶层共同承担载荷)的刚度,包括接头整体刚度、胶层剪切刚度、铆钉刚度和被连接物刚度,并通过准静态拉伸实验验证所提弹簧-质量模型的可靠性。该单搭接胶铆混合连接弹簧-质量模型进一步揭示了胶层厚度、搭接长度和铆钉孔直径对接头结构刚度的影响规律。

1 单搭接胶铆混合连接弹簧-质量模型

单搭接胶铆混合连接接头示意图及其对应的弹簧-质量模型如图 1 所示。该模型将接头视为由弹簧(代表接头零件的刚度特性)和质量(代表接头零件的质量)组成的系统,用于预测单搭接胶铆混合连接接头在线性承载阶段的力学行为。与 Mccarthy 等^[14]的弹簧-质量模型相比,该模型新增了表示胶层剪切变形的胶层剪切刚度 k_s 。此外,胶层剪切应力的存在会使被连接物(CFRTP 基板和金属基板)在搭接区域产生横向剪切变

形^[20]。这种变形在铆钉(质量 M_4)两侧都存在,分别用剪切刚度 k_{s1} 和 k_{s2} 表示金属基板和CFRTP基板的横向剪切变形,被连接物正应力引起的拉伸变形分别用拉伸刚度 k_{T11} 、 k_{T12} 、 k_{T21} 和 k_{T22} 表示。为简化弹簧-质量模型,可将串联的剪切刚度弹簧和拉伸刚度弹簧合并,得到被连接物的等效刚度弹簧 k_{L11} 、 k_{L12} 、 k_{L21} 和 k_{L22} 。例如, k_{L22} 可由 k_{T22} 和 k_{s2} 合并得到,具体表达式为:

$$k_{L22} = \frac{k_{T22}k_{s2}}{k_{T22} + k_{s2}} \quad (1)$$

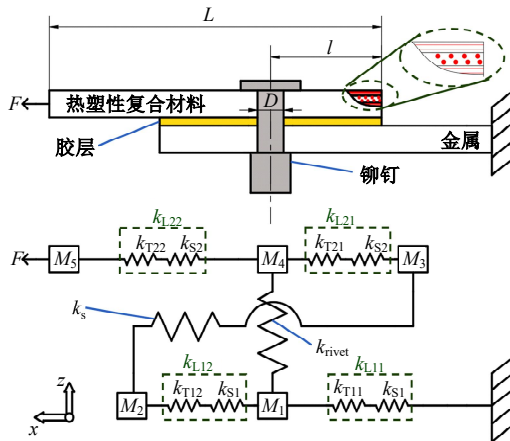


图 1 单搭接胶铆混合连接接头示意图和弹簧-质量模型
Fig. 1 Schematic diagram and spring-mass model of single lap bonded-riveted hybrid joint

由图 1 可知, L 为被连接物的长度; l 为搭接区域长度的一半; D 为铆钉孔直径; F 为施加在 CFRTP 基板端部的载荷; M_5 为 CFRTP 基板在铆钉左侧的质量; M_3 为 CFRTP 基板在铆钉右侧的质量; M_2 为金属基板在铆钉左侧的质量; M_1 为金属基板在铆钉右侧的质量; M_4 为铆钉质量; k_s 为胶层剪切刚度; k_{rivet} 为铆钉刚度; k_{L11} 为金属基板(铆钉右侧的质量)在载荷 F 作用下的刚度; k_{L12} 为金属基板(铆钉左侧的质量)在载荷 F 作用下的刚度; k_{L21} 为 CFRTP 基板(铆钉右侧的质量)在载荷 F 作用下的刚度; k_{L22} 为 CFRTP 基板(铆钉左侧的质量)在载荷 F 作用下的刚度; x_i ($i=1,2,3,4,5$) 为对应质量块在加载方向的位移。在弹簧-质量模型中,质量块 $M_1 \sim M_5$ 只能沿 x 方向自由移动,且所有弹簧仅在水平方向上具有刚度。

考虑到质量块只能沿 x 方向自由运动,图 1 所示的弹簧-质量模型可得到如下形式的线性方程组:

$$M\ddot{x} + K\dot{x} = F \quad (2)$$

式中: M 、 K 分别为质量矩阵和刚度矩阵; $\ddot{x}$ 、 $\dot{x}$ 、 F

分别为加速度矢量、质量位移矢量和载荷矢量。

单搭接胶铆混合连接接头的拉伸实验在准静态条件下进行,因此忽略加速度影响,式(2)简化为:

$$K\dot{x} = F \quad (3)$$

线性方程组中的每个方程源于对应质量块的动力学平衡方程。例如,通过对质量块 M_4 和 M_5 进行受力分析(见图 2),可得到其动力学方程。弹簧-质量模型的线性方程组如式(4)所示。

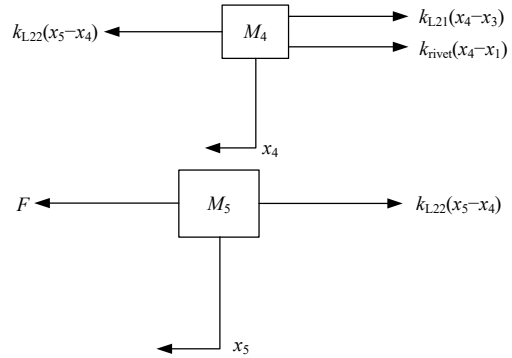


图 2 质量 M_4 、 M_5 受力分析

Fig. 2 Force analysis of mass M_4 , M_5

$$\begin{bmatrix} K_1 & -k_{L12} & 0 & -k_{rivet} & 0 \\ -k_{L12} & K_3 & -k_s & 0 & 0 \\ 0 & -k_s & K_4 & -k_{L21} & 0 \\ -k_{rivet} & 0 & -k_{L21} & K_2 & -k_{L22} \\ 0 & 0 & 0 & -k_{L22} & k_{L22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ F \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中: $K_1 = k_{L11} + k_{L12} + k_{rivet}$; $K_2 = k_{L21} + k_{L22} + k_{rivet}$; $K_3 = k_{L12} + k_s$; $K_4 = k_{L21} + k_s$ 。

如图 3 所示,假设被连接物的剪切应力 $\tau_i(x)$ ($i=1,2$)沿其厚度方向呈线性变化^[20],则 $\tau_i(x)$ 可表示为胶层剪切应力 $\tau(x)$ 的函数:

$$\tau_1(x) = \tau(x)(1 - z_1/t_1), 0 \leq z_1 \leq t_1 \quad (5)$$

$$\tau_2(x) = \tau(x)z_2/t_2, 0 \leq z_2 \leq t_2 \quad (6)$$

式中: z_1 、 z_2 分别为金属基板、CFRTP 基板剪切应力在厚度方向上的坐标; t_1 为金属基板的厚度; t_2 为 CFRTP 基板的厚度; $\tau_1(x)$ 为金属基板的剪切应力; $\tau_2(x)$ 为 CFRTP 基板的剪切应力; $\tau(x)$ 为胶层剪切应力。

被连接物的剪切应变满足 $\gamma_i(x) = \tau_i(x)/G_i$,将式(5)(6)代入该式,得到被连接物剪切应变 $\gamma_i(x)$ 的表达式为:

$$\gamma_1(x) = \frac{\tau(x)(1 - z_1/t_1)}{G_1} \quad (7)$$

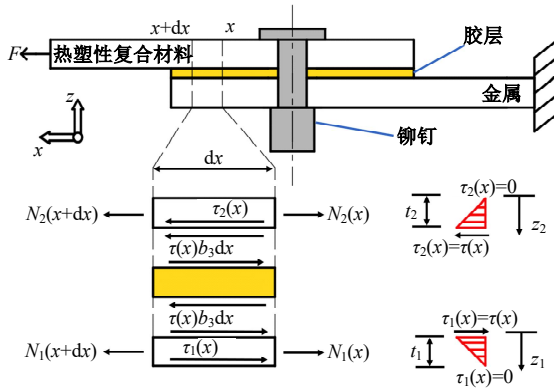


图3 被连接物剪切应力分析

Fig. 3 Shear stress analysis of connected objects

$$\gamma_2(x) = \frac{\tau(x)z_2}{t_2 G_2} \quad (8)$$

式中: G_1 为金属基板的剪切模量; G_2 为CFRTP基板的剪切模量。

考虑到被连接物的剪应变 $\gamma_i(x)$ 和承载载荷 F , 可推导出被连接物的剪切刚度 k_{si} ($i=1, 2$) 如式(9)(10)所示。在数值计算过程中, 胶层剪切应力 $\tau(x)$ 由平均剪切应力 $\bar{\tau}$ 替代^[22]。

$$k_{s1} = \frac{F}{\int_0^{t_1} \gamma_1(x) dz_1} = \frac{G_1(2b_3l - A_r)}{t_1} \quad (9)$$

$$k_{s2} = \frac{F}{\int_0^{t_2} \gamma_2(x) dz_2} = \frac{G_2(2b_3l - A_r)}{t_2} \quad (10)$$

式中: A_r 为铆钉孔的面积; b_3 为胶层宽度; l 为搭接区域长度的一半。

假设被连接物的正应力 σ_i 在厚度方向上不变, 考虑到其承载载荷 F 及其在 x 方向上的拉伸变形, 得到被连接物的拉伸刚度为:

$$k_{T11} = \frac{F}{\int_0^{L_1-(l+D/2)} \frac{\sigma_1}{E_{L1}} dx} = \frac{E_{L1}b_1t_1}{L_1-(l+D/2)} \quad (11)$$

$$k_{T12} = \frac{F}{\int_0^{l-D/2} \frac{\sigma_1}{E_{L1}} dx} = \frac{E_{L1}b_1t_1}{l-D/2} \quad (12)$$

$$k_{T21} = \frac{F}{\int_0^{l-D/2} \frac{\sigma_2}{E_{L2}} dx} = \frac{E_{L2}b_2t_2}{l-D/2} \quad (13)$$

$$k_{T22} = \frac{F}{\int_0^{L_2-(l+D/2)} \frac{\sigma_2}{E_{L2}} dx} = \frac{E_{L2}b_2t_2}{L_2-(l+D/2)} \quad (14)$$

式中: E_{L1} 为金属基板的弹性模量; E_{L2} 为CFRTP基板的纵向等效弹性模量; b_1 为金属基板的宽度;

b_2 为CFRTP基板的宽度; L_1 为金属基板的长度; L_2 为CFRTP基板的长度; D 为铆钉孔的直径。

铆钉刚度 k_{rivet} 的计算公式由前人整理得出, 如式(15)所示, 其中包括铆钉剪切刚度 k_{sh-b} 、铆钉弯曲刚度 k_{bend-b} 、被连接物的承载刚度 k_{be-pli} ($i=1, 2$)、考虑二次弯曲效应的实验系数 β ^[23,24] (对于铆接工况取, $\beta=1$ ^[25])。

$$k_{rivet} = \left[\frac{1}{k_{sh-b}} + \left[\frac{1}{k_{bend-b}} + \frac{1}{k_{be-pl1}} + \frac{1}{k_{be-pl2}} \right] (1 + 3\beta) \right]^{-1} \quad (15)$$

$$k_{sh-b} = \frac{3G_r A_r}{2(t_1 + t_2)} \quad (16)$$

$$k_{bend-b} = \frac{E_r t_1 t_2}{2(t_1 + t_2)} \quad (17)$$

$$k_{be-pl1} = t_1 E_{L1} \quad (18)$$

$$k_{be-pl2} = t_2 \sqrt{E_{L2} E_{T2}} \quad (19)$$

式中: G_r 为铆钉的剪切模量; E_r 为铆钉的弹性模量; E_{T2} 为CFRTP基板的横向等效弹性模量。其中, G_r 的表达式为:

$$G_r = \frac{E_r}{2(1 + \nu_r)} \quad (20)$$

式中: ν_r 为铆钉的泊松比。

胶层的剪切变形由剪切刚度弹簧表征, 胶层剪切刚度 k_s 在数值计算过程中等同于采用平均剪切应力 $\bar{\tau}$ 进行计算^[26], 具体表达式为:

$$k_s = \frac{F}{t_3 \gamma} = \frac{F}{t_3 \bar{\tau}} \quad (21)$$

式中: G_3 为胶层的剪切模量; γ 为胶层的剪应变。平均剪切应力 $\bar{\tau}$ 由式(22)计算得到:

$$\bar{\tau} = \frac{F}{2b_3l - A_r} \quad (22)$$

联立式(21)(22), 可得:

$$k_s = \frac{(2b_3l - A_r)G_3}{t_3} \quad (23)$$

本文模型的计算在Matlab中完成。将接头载荷值 F 代入式(4), 即可得到单搭接胶铆混合连接接头弹簧-质量模型中各质量块的位移 x_i 。其中, 质量 M_5 的位移 x_5 对应接头在线性承载阶段的总位移。考虑到接头在线性承载阶段的极限载荷 F_{max} 和极限位移 x_{max} , 接头整体刚度 k 的表达式为:

$$k = \frac{F_{max}}{x_{max}} \quad (24)$$

2 模型验证

本文选取CFRTP和6061-T6铝合金作为被连接物材料。其中,CFRTP层合板以T700/PA6为预浸料,采用热压工艺制成,其堆叠顺序为[0°/90°/0°/90°/0°/90°/0°/90°/0°],总厚度为2.7 mm,具体力学性能参数由中国科学院宁波材料技术与工程研究所提供。铆钉选用304不锈钢抽芯铆钉,胶粘剂选用Araldite AV138M/HV998双组份环氧胶粘剂。表1、表2汇总了CFRTP、6061-T6铝合金、304不锈钢、Araldite AV138M/HV998的力学性能^[11,27,28]。接头尺寸按照ASTM D1002-01和ASTM D5868-01试验标准进行设计,基板、胶层和铆钉的几何尺寸如图4所示。

表 1 CFRTP 力学性能

Table 1 Mechanical properties of CFRTP

参数	变量	数值
纤维方向弹性模量/GPa	E_1	138
基体方向弹性模量/GPa	E_2	13.8
面内剪切模量/GPa	G_{12}	3.7
泊松比	ν	0.3
纤维方向拉伸失效强度/MPa	X_T	2107
纤维方向压缩失效强度/MPa	X_C	814.5
基体方向拉伸失效强度/MPa	Y_T	81.4
基体方向压缩失效强度/MPa	Y_C	139.8
面内剪切强度/MPa	G_{12}	34.7

单搭接胶铆混合连接接头的制备包括钻孔、粘接、铆接、固化4个步骤。钻孔在数控机床上完成,铆钉孔直径比铆钉直径大0.2 mm。为保证粘接质量,对搭接区域表面进行预处理。首先使用

表 2 不同材料的力学性能

Table 2 Mechanical properties of different materials

参数	304 不锈钢	6061-T6 铝合金	Araldite AV 138M/HV998
弹性模量/GPa	193	69	4.89±0.81
剪切模量/GPa	—	—	1.56±0.01
泊松比	0.25	0.33	0.35

丙酮溶液清洁CFRTP基板和6061-T6铝合金基板的搭接区域表面,其次使用120目砂纸沿0°/90°两个方向对搭接区域表面进行打磨,最后再次使用丙酮溶液进行二次清洁完成预处理。将Araldite AV138M/HV998双组份环氧胶粘剂按照5:2的比例混合均匀后,涂抹在搭接区域,同时在搭接区域表面放置直径为0.5 mm的铜线以保证胶层厚度,并使用燕尾夹固定接头。铆接使用拉铆枪完成,铆钉从CFRTP基板一侧插入,铆钉墩头在6061-T6铝合金板基板一侧成形。固化在真空干燥箱中完成,温度选择60℃,时间选择1 h。每种工艺参数下的单搭接胶铆混合连接接头都至少制备5个。将制备好的接头放在UTM5504SYXL电子万能试验机上进行准静态拉伸实验,加载速度为1.3 mm/min,如图5所示。

胶铆混合连接接头的载荷-位移曲线如图6所示。当接头位移为0~0.41 mm时,由铆钉和胶层共同承担载荷。当位移为0~0.38 mm时载荷呈线性增加;当位移为0.38~0.41mm时出现刚度变化,原因是胶层边缘出现损伤导致载荷下降;当位移为0.41~0.42 mm时胶层沿黏接线逐渐失效,载荷逐渐下降直至胶层完全破坏。当接头位移为0.42~11 mm时,由铆钉单独承担载荷,载荷

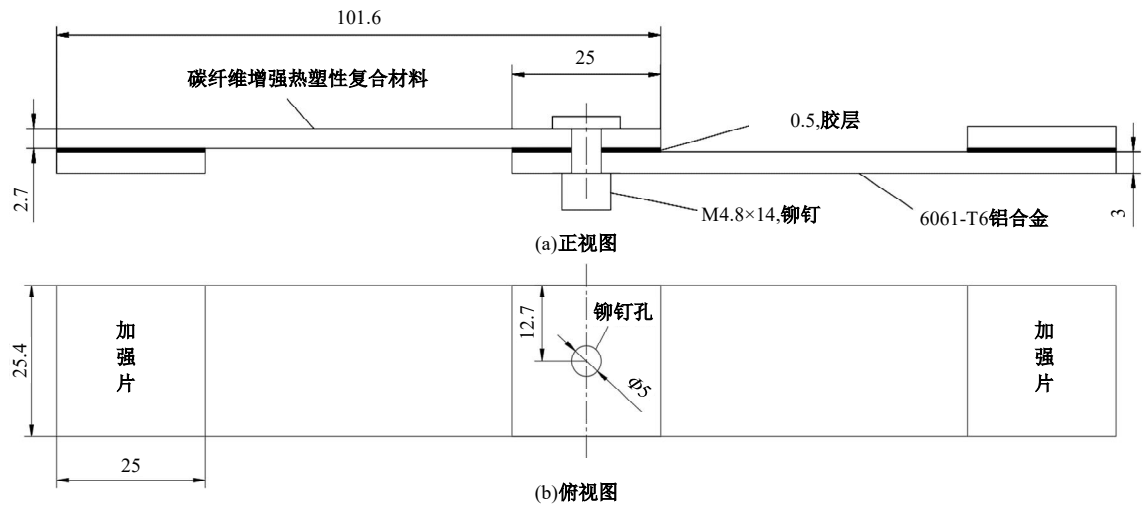


图 4 基板、胶层和铆钉的尺寸示意图(单位:mm)

Fig. 4 Size schematic of substrate, adhesive layer and rivet(unit:mm)

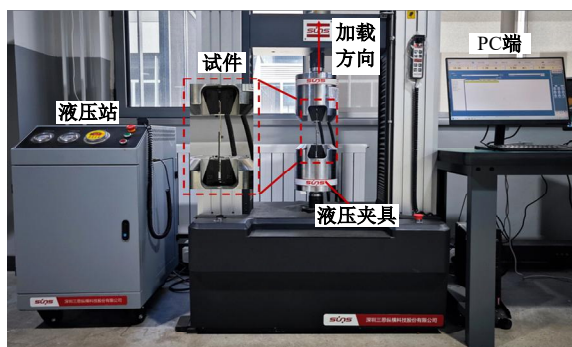


图5 实验设备及布置

Fig. 5 Test equipment and layout

在此阶段呈非线性增加,达到峰值后载荷进入退化阶段。接头的最终失效模式表现为CFRTP基板从铆钉孔边缘延伸至板边缘发生断裂,同时铆钉因受到挤压发生严重变形。

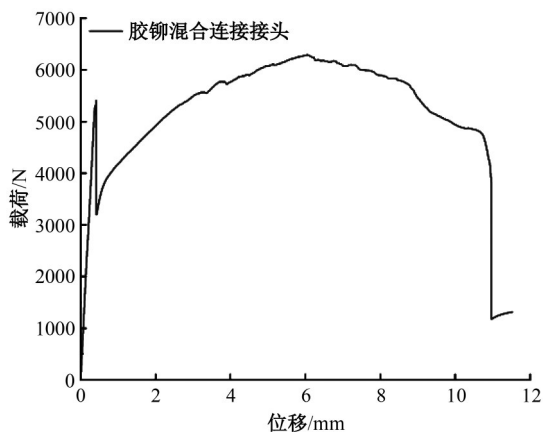


图6 载荷-位移曲线

Fig. 6 Load-displacement curves

单搭接胶铆混合连接接头弹簧-质量模型的预测位移与实验数据对比见图7(彩图见电子版,下同)。将实验测得的载荷 F 代入式(4),得到接

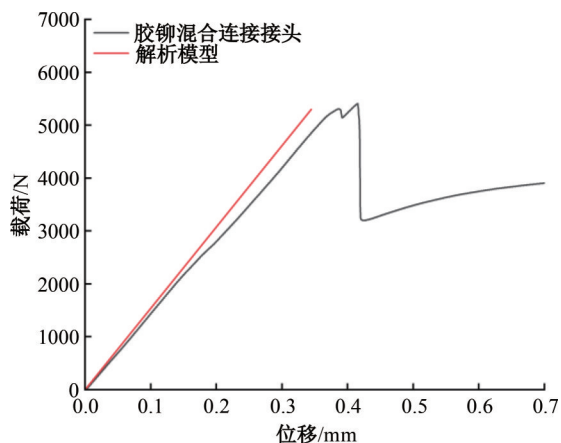


图7 弹簧-质量模型预测位移值与实验数据对比

Fig. 7 Comparison of predicted displacement value of spring-mass model with experimental data

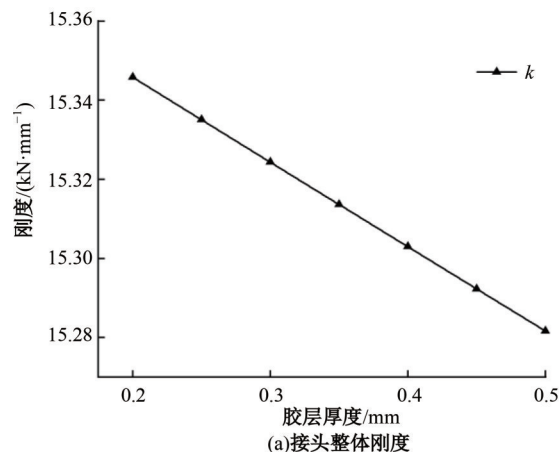
头的预测位移。将预测位移与实验测得的位移进行对比分析,结果显示,模型预测位移与实验数据之间存在一定的误差,误差约为10.91%。尽管如此,但模型的预测结果与实验数据在整体趋势上吻合良好,表明该模型在预测单搭接胶铆混合连接接头准静态载荷线性承载阶段(由铆钉和胶层共同承担载荷)的刚度方面具有较高的准确性。

3 弹簧-质量模型参数化研究

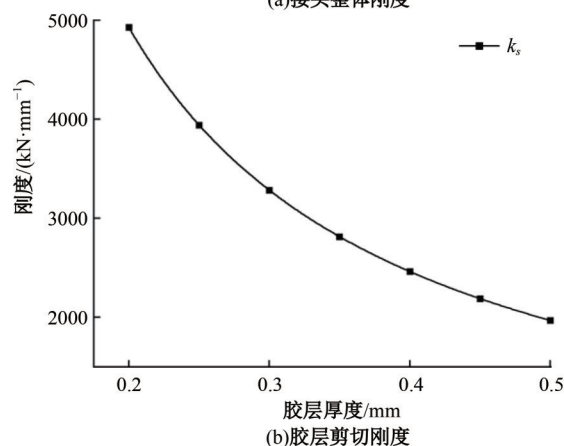
模型极限载荷值设定为5 000 N,接头几何尺寸与图4所示尺寸一致。

3.1 胶层厚度

胶层厚度变化主要对接头整体刚度 k 、胶层剪切刚度 k_s 产生影响。为探究其影响规律,本文选取0.2~0.5 mm范围内的胶层厚度进行分析,具体结果如图8所示。在图8(a)中,接头整体刚度 k 随着胶层厚度 t_3 的增加呈线性减小,从0.2 mm到0.5 mm减少约0.42%。在图8(b)中,胶层剪切刚度 k_s 随着胶层厚度 t_3 的增加逐渐减小,从0.2 mm到0.5 mm减少约60%。结果表明,胶层



(a)接头整体刚度



(b)胶层剪切刚度

图8 胶层厚度对刚度的影响

Fig. 8 Effect of adhesive layer thickness on stiffness

厚度 t_3 对胶层剪切刚度 k_s 的影响显著,当胶层厚度 t_3 从 0.2 mm 增加至 0.5 mm 时,每增加 0.01 mm,胶层剪切刚度 k_s 平均降低约 1.94%。胶层剪切刚度远大于接头整体刚度,原因是在实际拉伸过程中,胶层剪切变形的纵向位移远小于接头总位移。因此,在制备胶铆混合连接接头的过程中,适当减小胶层厚度,可以有效提升接头的连接性能。

3.2 搭接长度

搭接长度变化主要对接头整体刚度 k 、胶层剪切刚度 k_s 和被连接物刚度 k_{L11} 、 k_{L12} 、 k_{L21} 、 k_{L22} 产生影响,本文选取 20~50 mm 范围内的搭接长度进行分析,具体结果如图 9 所示。在图 9(a)中,接头整体刚度 k 随着搭接长度的增加而增大,从 20 mm 到 50 mm 增加约 5.15%。在图 9(b)中,胶层剪切刚度 k_s 随着搭接长度的增加呈线性增加,从 20 mm 到 50 mm 增加约 156.09%。在图 9(c)中,被连接物刚度 k_{L11} 和 k_{L22} 随着搭接长度的增加呈线性增加,从 20 mm 到 50 mm 分别增加约 31.79% 和 31.53%,被连接物刚度 k_{L12} 和 k_{L21} 随着搭接长度的增加而逐渐减小,从 20 mm 到 50 mm 分别减小约 61.91% 和 62.92%。结果表明,增加搭接长度能有效提升胶铆混合连接接头的整体刚度 k 和胶层剪切刚度 k_s ,但会显著降低金属基板的刚度。

3.3 铆钉孔直径

铆钉孔直径变化主要对接头整体刚度 k 、胶层剪切刚度 k_s 、铆钉刚度 k_{rivet} 和被连接物刚度 k_{L11} 、 k_{L12} 、 k_{L21} 、 k_{L22} 产生影响,本文选取 3~7 mm 范围内的铆钉孔直径 D 进行分析,具体结果如图 10 所示。在图 10(a)中,接头整体刚度 k 随着铆钉孔直径 D 的增加而增大,从 3 mm 到 7 mm 增大 5.2%。在图 10(b)中,胶层剪切刚度 k_s 随着铆钉孔直径 D 的增加而逐渐减少,从 3 mm 到 7 mm 减少约 5.05%。在图 10(c)中,铆钉刚度 k_{rivet} 随着铆钉孔直径 D 的增加而逐渐增大,从 3 mm 到 7 mm 增大 3.17%。在图 10(d)中,被连接物刚度 k_{L21} 、 k_{L11} 、 k_{L12} 随着铆钉孔直径 D 的增加而增大,从 3 mm 到 7 mm 分别增大 19.98%、3.16% 和 19.42%;被连接物刚度 k_{L22} 随着铆钉孔直径的增加而减少,从 3 mm 到 7 mm 减少约 3.19%。结果表明,随着铆钉孔直径的增加,胶铆混合连接接头

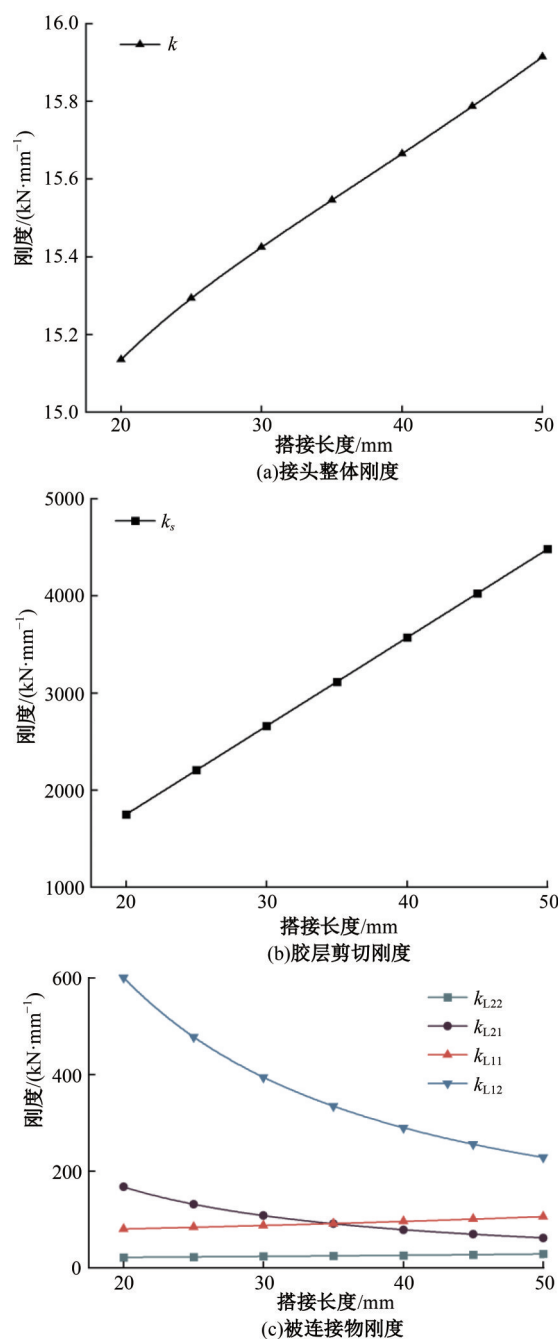


图 9 搭接长度对刚度的影响
Fig. 9 Effect of lap length on stiffness

的接头整体刚度、铆钉刚度均呈上升趋势。这一现象可归因于:铆钉孔直径增大使铆钉与被连接物的接触面积增加,进而提升接头承载能力。然而,随着铆钉孔直径的增加,胶层剪切刚度呈下降趋势。这一现象可归因于:随着铆钉孔直径的增加,胶层在搭接区域的面积减小,导致胶层剪切应力集中在较小的区域内,进而使胶层剪切刚度降低。因此,合理调整铆钉孔直径,可在一定程度上提高胶铆混合连接接头的连接性能。

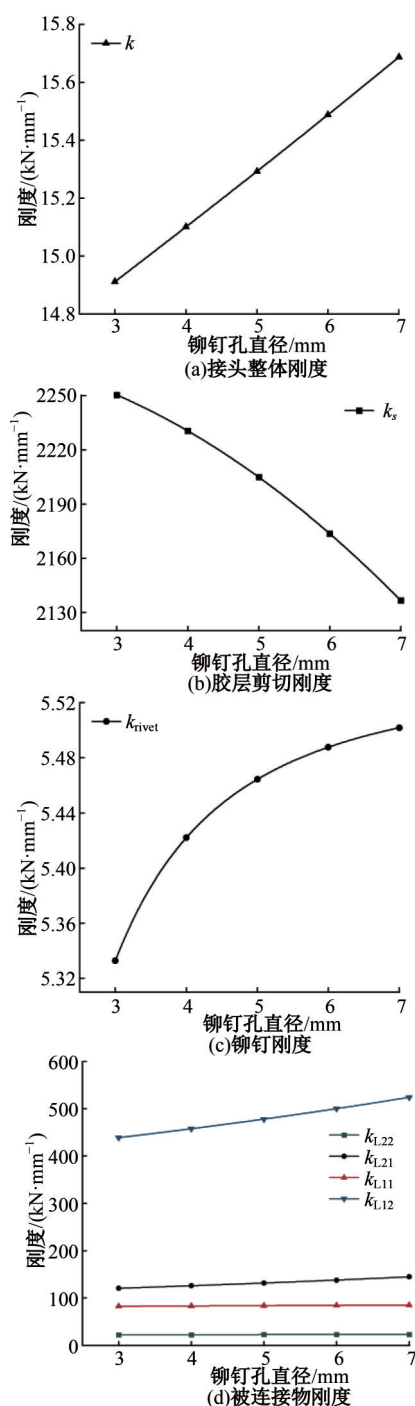


图 10 铆钉孔直径对刚度的影响

Fig. 10 Effect of rivet hole diameter on stiffness

4 结 论

(1) 随着胶层厚度的增加,胶层剪切刚度呈下降趋势,胶层厚度在 0.2~0.5 mm 范围内每增加 0.1 mm,胶层剪切刚度平均减少约 1.94%。这表明,在适当的厚度范围内,减少胶层厚度有利于提高接头连接性能。

(2) 增加搭接长度有助于提升接头整体刚度

和胶层剪切刚度,搭接长度在 20~50 mm 范围内每增加 1 mm,接头整体刚度平均增加约 0.17%,胶层剪切刚度平均增加约 5.04%。然而,增加搭接长度会显著降低金属基板的刚度。因此,在设计接头的过程中需综合考虑搭接长度对接头连接性能的影响。

(3) 随着铆钉孔直径在 3~7 mm 范围内每增加 1 mm,接头整体刚度平均增加约 1.04%,铆钉刚度平均增加约 0.63%,而胶层剪切刚度平均减少约 1.01%。因此,适当调整铆钉孔尺寸,可有效提升胶铆混合连接接头的整体性能。

参考文献:

- [1] 邓海,王超,杨京浩,等. 碳纤维增强热塑性复合材料研究进展[J]. 吉林大学学报:工学版, 2023, 53(1): 18-30.
Deng Hai, Wang Chao, Yang Jing-hao, et al. Research progress of carbon fiber reinforced thermoplastic composites[J]. Journal of Jilin University(Engineering and Technology Edition), 2023, 53(1): 18-30.
- [2] Feng Z W, Zhao H Y, Tan C W, et al. Nanosecond laser ablation for improving the strength of CFRTP and aluminum alloy adhesively bonded joints[J]. Composite Structures, 2021, 274: No. 114369.
- [3] Li Y Y, Meng S, Gong Q M, et al. Experimental and theoretical investigation of laser pretreatment on strengthening the heterojunction between carbon fiber-reinforced plastic and aluminum alloy[J]. ACS Applied Materials and Interfaces, 2019, 11(24): 22005-22014.
- [4] Di Franco G, Fratini L, Pasta A. Analysis of the mechanical performance of hybrid(SPR/bonded) single-lap joints between CFRP panels and aluminum blanks [J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2013, 41: 24-32.
- [5] 周利,秦志伟,刘杉,等. 热塑性树脂基复合材料连接技术的研究进展[J]. 材料导报, 2019, 33(19): 3177-3183.
Zhou Li, Qin Zhi-wei, Liu Shan, et al. Progress on joining technology of thermoplastic resin matrix composites[J]. Materials Reports, 2019, 33(19): 3177-3183.
- [6] Kumar S A, Rajesh R, Pugazhendhi S. A review of stress concentration studies on fibre composite panels with holes/cutouts[J]. Journal of Materials: Design and Applications, 2020, 234(11): 1461-1472.
- [7] Othman A R, Jadee K J, Ismadi M. Mitigating stress concentration through defense hole system for im-

- provement in bearing strength of composite bolted joint, part 1: numerical analysis[J]. *Journal of Composite Materials*, 2017, 51(26): 3685-3699.
- [8] Soykok I F. End geometry and pin-hole effects on axially loaded adhesively bonded composite joints[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2015, 77: 129-138.
- [9] Sun G Y, Xia X G, Liu X L, et al. On quasi-static behaviors of different joint methods for connecting carbon fiber reinforce plastic(CFRP) laminate and aluminum alloy[J]. *Thin-walled Structures*, 2021, 164: No. 107657.
- [10] Han S L, Guang X J, Li Z Y, et al. Joining processes of CFRP-Al sheets in automobile lightweighting technologies: a review[J]. *Polymer Composites*, 2022, 43(12): 8622-8633.
- [11] Chen Y W, Yang X J, Li M J, et al. Mechanical behavior and progressive failure analysis of riveted, bonded and hybrid joints with CFRP-aluminum dissimilar materials[J]. *Thin-walled Structures*, 2019, 139: 271-280.
- [12] Zhang H, Zhang L, Liu Z, et al. Research in failure behaviors of hybrid single lap aluminum-CFRP(plain woven) joints[J]. *Thin-walled Structures*, 2021, 161: No. 107488.
- [13] Bodjona K, Lessard L. Hybrid bonded-fastened joints and their application in composite structures: a general review[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2016, 35(9): 764-781.
- [14] McCarthy M A, McCarthy C T, Padhi G S. A simple method for determining the effects of bolt-hole clearance on load distribution in single-column multi-bolt composite joints[J]. *Composite Structures*, 2006, 73(1): 78-87.
- [15] Olmedo A, Santiuste C, Barbero E. An analytical model for the secondary bending prediction in single-lap composite bolted-joints[J]. *Composite Structures*, 2014, 111: 354-361.
- [16] Yang Y, Liu X, Wang Y, et al. An enhanced spring-mass model for stiffness prediction in single-lap composite joints with considering assembly gap and gap shimming[J]. *Composite Structures*, 2018, 187: 18-26.
- [17] Goland M, Reissner E. The stresses in cemented joints[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1944, 11(1): 17-27.
- [18] De Bruyne N A. The strength of glued joints[J]. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 1944, 16(4): 115-118.
- [19] Xiao X, Foss P H, Schroeder J A. Stiffness prediction of the double lap shear joint, part 1: analytical solution[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2004, 24(3): 229-237.
- [20] Tsai M Y, Oplinger D W, Morton J. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1998, 35(12): 1163-1185.
- [21] Xu P F, Zhou Z G, Liu T Z, et al. A novel double-spring analytical model for hybrid GLARE joints: model development, validation, parameter study and global sensitivity analysis[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 177: No. 105606.
- [22] 赵波. 混元胶接单搭接头的应力与刚度分析[J]. *机械强度*, 2009, 31(1): 95-103.
Zhao Bo. Stress and stiffness analysis of bi-adhesive bonded single-lap joints[J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2009, 31(1): 95-103.
- [23] Tate M B, Rosenfeld S J. Preliminary investigation of the loads carried by individual bolts in bolted joints[R]. Washington: U. S. Langley Memorial Aeronautical Laboratory, 1946.
- [24] Nelson W D, Bunin B L, Hart-Smith L J. Critical joints in large composite aircraft structure[R]. Long Beach: Douglas Aircraft Company, 1983.
- [25] 黄河源, 赵美英, 万小鹏, 等. 一种复合材料螺栓连接结构非线性刚度模型及应用[J]. *西北工业大学学报*, 2018, 36(1): 66-73.
Huang He-yuan, Zhao Mei-ying, Wan Xiao-peng, et al. A composite bolted joints non-linear stiffness model and its application[J]. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, 2018, 36(1): 66-73.
- [26] Owens J F P, Lee-Sullivan P. Stiffness behaviour due to fracture in adhesively bonded composite-to-aluminum joints II. experimental[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2000, 20(1): 47-58.
- [27] 侯文彬, 刘璟琳, 陈广义, 等. 胶层缺陷对胶接-拉铆搭接剪切接头力学性能影响研究[J]. *机械工程学报*, 2019, 55(24): 37-44.
Hou Wen-bin, Liu Jing-lin, Chen Guang-yi, et al. Effect of defects in adhesive layer on the mechanical property of hybrid bond-riveted lap shear joint[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2019, 55(24): 37-44.
- [28] Campilho R D S G, Banea M D, Neto J A B P, et al. Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2013, 44: 48-56.