

文章编号: 1007-7294(2025)09-1464-11

# 压缩载荷作用下的钢/复合材料 L 型混合结构的失效模式转换

康振航, 俞同强, 刘 昆

(江苏科技大学 船舶与海洋工程学院, 江苏 镇江 212100)

**摘要:** 在船舶结构中, 钢-玻璃纤维增强树脂复合材料(glass fiber reinforced polymer, GFRP) L 型接头和类似部件较为常见。本文设计了带有 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构的钢/GFRP L 型接头, 通过钢/GFRP L 型接头的压缩实验, 研究了胶接长度等参数对 L 型接头性能的影响。在钢/GFRP L 型接头的数值分析中, 考虑 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构胶接界面结构的复杂性和多界面、多尺度的问题, 采用刚度等效法, 将凹槽结构等效为零厚度的内聚力单元层。通过压缩实验与仿真对比, 详细分析了 L 型接头的失效模式与压缩载荷、压缩位移的关系, 并得出当胶接长度为 100 mm 时, 钢/GFRP L 型接头具有更好的抗压性能。

**关键词:** 钢/GFRP 混合结构; 凹槽形貌; 界面增强; 等效模型; L 型接头

**中图分类号:** U661.43 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2025.09.012

## Failure mode shift of steel/composite L-shaped hybrid structure under compressive load

KANG Zhen-hang, YU Tong-qiang, LIU Kun

(School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212100, China)

**Abstract:** Steel/GFRP L-shaped joint and similar components are common in ship manufacture. In this paper, a steel/GFRP L-joint with  $\pm 45^\circ$  groove structure was designed, and the effect of parameters such as glueing length on the performance of the L-joint was investigated through the compression experiments of steel/GFRP L-joints. In the numerical analysis of the steel/GFRP L-joint, the complexity of the  $\pm 45^\circ$  groove structure glueing interface structure and the multi-interface and multi-scale were considered, and the stiffness equivalence method was used to equate the groove structure to a cohesive unit layer of 0 thickness. The failure modes of the L-joint were analyzed in detail concerning the compressive load and displacement by comparing the compression experimental results with the simulation, and the steel/GFRP L-joint exhibits better compressive performance when the bonding length is 100 mm.

**Key words:** steel/GFRP hybrid structure; groove morphology; interface enhancement; equivalent model; L-joint

收稿日期: 2025-03-15

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52171311; 52271279)

作者简介: 康振航(1993-), 男, 博士, 讲师, E-mail: 202200000127@just.edu.cn;

刘 昆(1984-), 男, 博士, 教授, 通讯作者, E-mail: kunliu@just.edu.cn。

## 0 引言

纤维增强复合材料(glass fiber reinforced polymer, GFRP)以其在强度/重量比、设计灵活性和电磁抗性方面的突出性能被广泛应用于现代船舶<sup>[1-4]</sup>。在船舶结构中, L 型钢/GFRP 混合结构和类似部件非常常见,在围壁和甲板的交汇处很容易找到<sup>[5]</sup>。许多学者对上层建筑的结构连接强度进行了研究, L 型接头作为大型船舶混合结构的基本构件之一,学者们重点关注的是对其承载能力和失效模式的研究<sup>[6-9]</sup>。

Qin 等<sup>[10]</sup>研究了受拉载荷作用下混合船体 L 型结构失效模式的转变,分别加工了过渡区域半径( $R$ )为 45 mm、90 mm 和 180 mm 的 L 型接头,并对其进行极限拉伸实验,结果表明不同 L 型接头之间的损坏过程和失效模式存在显著差异。Shen 等<sup>[11]</sup>采用实验方法研究了全尺寸 L 型船舶结构的极限强度和疲劳性能,在静态强度研究的基础上,通过一系列疲劳实验,分析了在不同载荷幅值下的疲劳寿命和失效模式。Li 等<sup>[5]</sup>提出了一种新型的 L 型结构,并通过实验和有限元方法对结构的承载能力和失效模式进行了分析,结果表明该 L 型结构的失效模式主要是增强件的纤维破坏和夹心泡沫的碎裂。Zeng 等<sup>[13]</sup>研究了复合材料夹层 L 型结构在弯曲作用下的失效预测,建立了数值模型来预测接头的承载能力,并通过实验验证了所提出的经验公式的可行性。本文依据前期的不同凹槽形貌接头性能研究,确定了带有 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构的钢/GFRP 接头的性能较好,因此提出一种带有 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构 L 型钢/GFRP 混合结构。

本文的目的是通过 L 型钢/GFRP 混合结构的压缩实验,研究胶接长度对 L 型接头性能的影响。在这项研究中,提出一种带有 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构的 L 型钢/GFRP 混合结构,研究不同胶接长度的 L 型接头在压缩载荷下的失效模式演变。在 L 型钢/GFRP 混合结构的数值分析中,由于 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构胶接界面结构的复杂性和多界面、多尺度的问题,本文采用刚度等效法,将凹槽结构等效为零厚度的内聚力单元层,便于数值分析,并采用代表性体积单元(representative volume element, RVE)模型计算等效内聚力单元的参数。

## 1 钢/GFRP 材料 L 型接头的设计与实验

本文设计了所需的钢/GFRP 材料 L 型接头,图 1 为该 L 型接头组件的拆解示意图。在钢构件的胶接区域构建了 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构图案,采用 VARI 工艺制作 L 型接头,胶层树脂在钢构件凹槽内固化,并将钢构件与 GFRP 构件胶接在一起。树脂胶层部分(图 1 中黄色区域)固化在钢构件凹槽内,形成一体的网格结构,产生互锁效应,增强了 GFRP 与钢的连接强度。设计的 L 型接头夹角为直角,其中一边的 GFRP 构件长度为 150 mm,厚度为 12 mm。

在之前的研究中已经确定 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构的参数,槽深和槽宽分别是 0.75 mm 和 1.414 mm,钢连接件的具体结构如图 2 所示,凹槽的横截面形状为矩形,相邻凹槽之间的距离为 8.00 mm。

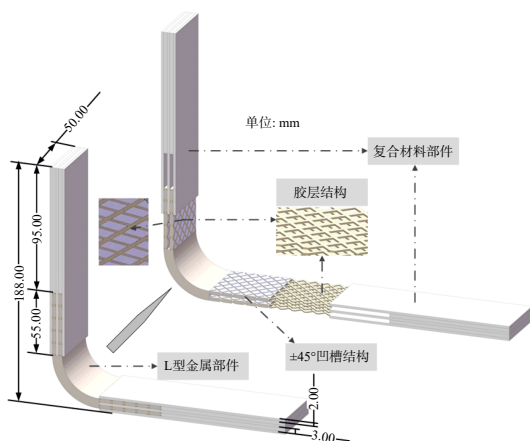


图 1 钢/GFRP 材料 L 型接头组件拆解示意图  
Fig.1 Schematic diagram of steel/GFRP L-joint

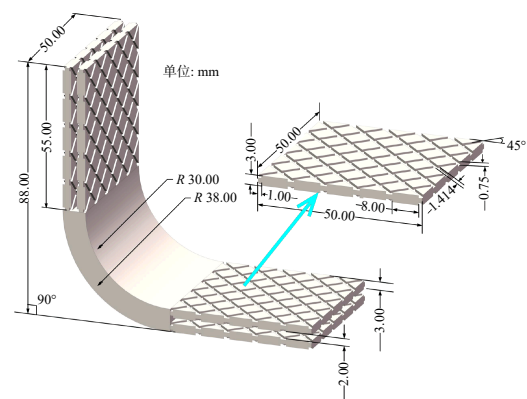


图 2 钢/GFRP L 型接头的钢质连接件  
Fig.2 Steel connecting parts in steel/GFRP L-joint

为探究胶接长度对钢/GFRP L型接头的影响,制作了7种不同胶接长度的L型钢构件,如图3所示,其胶接区域长度分别为25.00 mm、40.00 mm、55.00 mm、70.00 mm、85.00 mm、100.00 mm和115.00 mm。

本文中钢/GFRP L型接头试件采用真空辅助成型工艺(vacuum assisted resin infusion, VARI)工艺制成,如图4所示。使用VARI工艺成型时,分别制作L型接头两侧的钢/GFRP结构,并在钢部件处粘贴密封胶,防止真空袋内树脂流入未参与固化的钢板凹槽内。玻璃纤维布与 $\pm 45^\circ$ 凹槽钢板的铺设顺序按照L型接头的设计方案进行铺设。

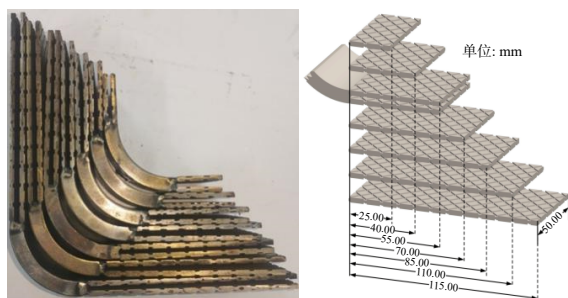


图3 不同胶接长度的L型钢构件

Fig.3 Steel L-shaped components with different bonding lengths

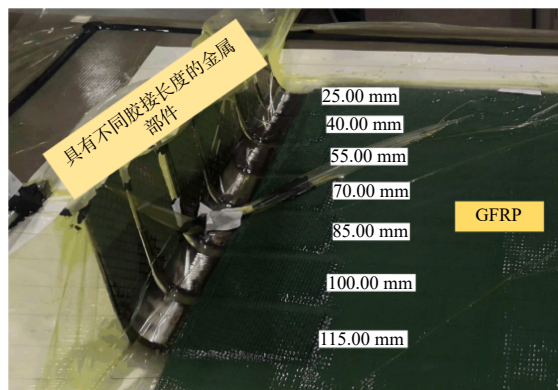


图4 钢/GFRP L型接头的VARI制作工艺

Fig.4 VARI fabrication process of steel/GFRP L-joint

每种参数尺寸的L型接头有3个试件,成品示意图如图5所示(以胶接长度115 mm的L型接头为例)。从图5可以看出,GFRP构件由两层3.00 mm和三层2.00 mm的GFRP板组成,玻璃纤维布由单层单向纤维组成,采用 $0^\circ$ 和 $90^\circ$ 对称铺层,厚度为0.25 mm,面密度为 $400 \text{ g/m}^2$ ,钢构件采用的是 $45^\circ$ 钢<sup>[14-15]</sup>。

为研究所设计的钢/GFRP L型接头的力学性能,设计了L型接头的压缩实验,实验装置及试件的夹持方法如图6所示。在实验过程中,L型接头的两端由预制钢夹具固定,施加的负载通过执行器的位移来控制,执行器的速度设置为 $2.5 \text{ mm/min}$ 。

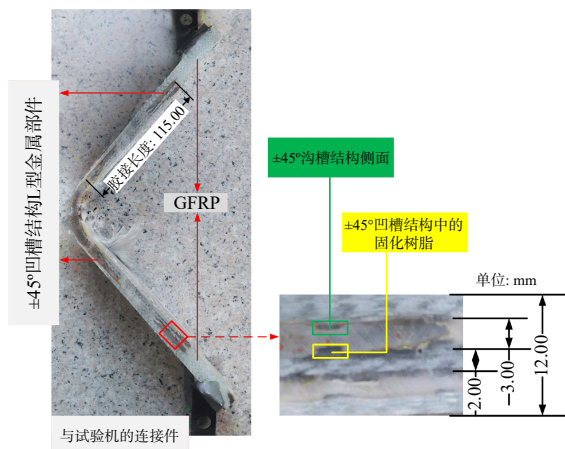


图5 钢/GFRP L型接头试件

Fig.5 Test specimen of steel/GFRP L-joint

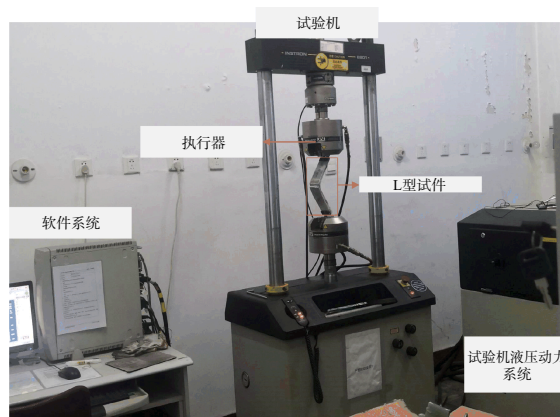


图6 钢/GFRP L型接头的压缩实验

Fig.6 Compression test of steel/GFRP L-joint

## 2 数值分析

### 2.1 钢/GFRP L 型接头的等效界面模型

本文采用直接等效法将复杂凹槽结构等效为零厚度的内聚单元层。采用材料力学方法或弹性力学方法直接求解各构件的应力应变, 然后对宏观等效应力求平均值<sup>[16]</sup>。直接等效法主要适用于求解结构简单的材料的等效刚度。在本研究中, 直接等效法用于等效刚度估计与计算。

本文对钢/GFRP L 型接头的压缩实验进行数值分析, 并建立等比例的数值模型, 加载条件与实验条件相同, 如图 7 所示。图 7 为钢/GFRP L 型接头模型的网格以及加载条件。钢/GFRP L 型接头模型由钢部件(图 7(a))、GFRP 部件(图 7(b)、(c))和界面内聚单元层(图 7(d)、(e)、(f))组成。钢部件和 GFRP 部件被划分为 24 675 个单元, 单元类型为 C3D8R。钢部件(图 7(a))由 2 层厚度为 3.00 mm 的钢构件凹槽板和一个厚度为 8.00 mm 的 90°拐角组成。GFRP 部件由 3 层 2.00 mm 的 GFRP 板(图 7(c))和 2 层 3.00 mm 的 GFRP 板(图 7(b))组成。界面内聚单元层主要由三种不同的内聚层组成, 分别为钢板平面与 GFRP 之间界面内聚层(图 7(d))、等效的零厚度内聚单元层(图 7(e))和 GFRP 的界面内聚单元层(图 7(f))。内聚力单元采用 COH3D8 单元格式, 考虑到分析时间和收敛性问题, 采用双线性本构模型的牵引-分离定律(traction-separation law, TSL)<sup>[17-19]</sup>。固态树脂、45#钢和 GFRP 的材料参数如表 1、表 2 所示。

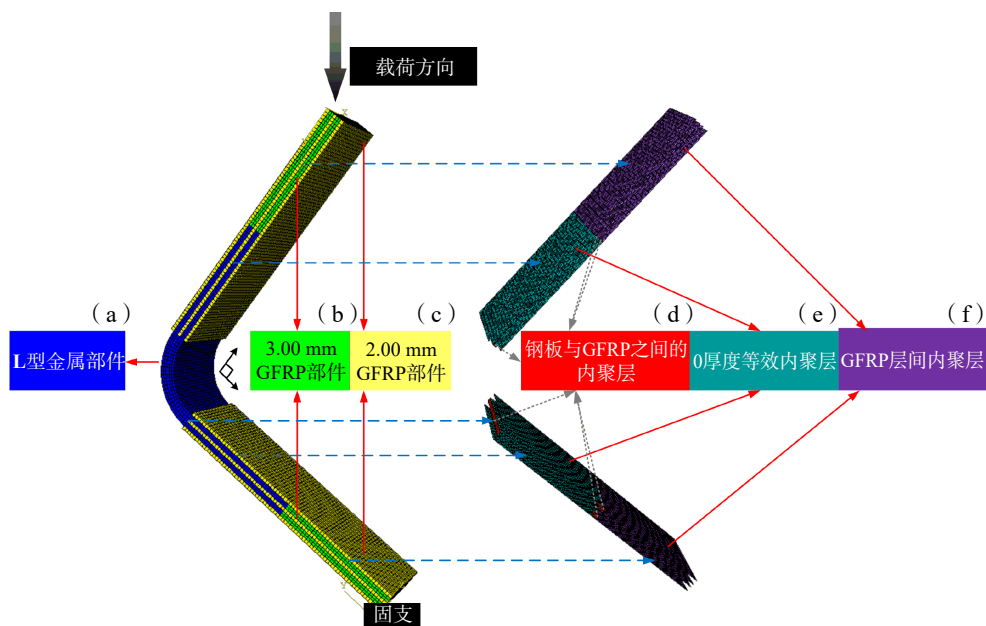


图 7 钢/GFRP L 型接头模型网格以及加载条件

Fig.7 Steel/GFRP L-joint model mesh and loading conditions

表 1 固态树脂和 45#钢的性能参数

Tab.1 Material parameters of solid resin and 45# Steel

Derakane 411 固态树脂		45# 钢	
拉伸强度 /MPa	83	弹性模量/GPa	210
拉伸模量 /GPa	2.9	泊松比	0.275
弯曲强度 /MPa	148	密度/( kg·m <sup>-3</sup> )	7900
弯曲模量 /GPa	3.4	极限强度/MPa	600
冲击强度 / (kJ·m <sup>-2</sup> )	19	屈服应力/MPa	355

表2 玻璃纤维增强树脂复合材料的材料参数  
 Tab.2 Material parameters of glass fiber reinforced polymer ( GFRP )

			弹性模量 /GPa			泊松比					
$E_{11}$	$E_{22}$	$E_{33}$	$G_{12}$	$G_{13}$	$G_{23}$	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$			
20	6.545	6.545	3.545	3.545	1.52	0.3	0.3	0.45			
材料强度 /MPa			$X_t$	$X_c$	$Y_t$	$Y_c$	$Z_t$	$Z_c$	$S_{12}$	$S_{13}$	$S_{23}$
			560	450	10.42	106	10.42	106	13.7	13.7	6

注: $E_{11}$ 、 $E_{22}$ 和 $E_{33}$ 是复合材料主方向上的拉伸模量,  $G_{12}$ 、 $G_{13}$ 和 $G_{23}$ 是复合材料的剪切模量,  $\nu_{12}$ 、 $\nu_{13}$ 和 $\nu_{23}$ 是复合材料的泊松比, 其中, 1代表纤维方向, 2代表垂直于纤维的方向, 3代表垂直于1和2平面的方向。 $X_t$ 、 $Y_t$ 和 $Z_t$ 是复合材料主方向上的拉伸强度,  $X_c$ 、 $Y_c$ 和 $Z_c$ 是复合材料主方向上的抗压强度,  $S_{13}$ 、 $S_{23}$ 和 $S_{12}$ 是复合材料的剪切强度。

## 2.2 GFRP 失效准则

基于 3D Hashin 失效准则建立了 GFRP 连续损伤力学本构模型, 并编写了矢量化用户材料 (vectorized user-material, VUMAT) 子程序, 模拟钢-GFRP 接头中 GFRP 的失效过程, 3D Hashin 应力失效准则的表达式<sup>[20]</sup> 如式(1)~(6)所示。

纤维拉伸失效( $\sigma_{11} \geq 0$ ):

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

纤维压缩失效( $\sigma_{11} < 0$ ):

$$-\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right) = 1 \quad (2)$$

基体拉伸失效( $\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{1}{S_{23}^2}\right)(\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 = 1 \quad (3)$$

基体压缩失效( $\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$ ):

$$\frac{1}{Y_c} \left[ \left(\frac{Y_c}{2S_c}\right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{1}{S_{23}^2}\right)(\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 = 1 \quad (4)$$

拉伸分层失效( $\sigma_{33} \geq 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{23}}\right)^2 = 1 \quad (5)$$

压缩分层失效( $\sigma_{33} < 0$ ):

$$\left(\frac{\tau_{12}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{23}}\right)^2 = 1 \quad (6)$$

式中,  $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{22}$ 、 $\sigma_{33}$ 、 $\tau_{12}$ 、 $\tau_{13}$ 和 $\tau_{23}$ 是复合材料主方向应力, 其中, 1代表纤维方向, 2代表垂直于纤维方向, 3代表垂直于1、2平面;  $X_t$ 、 $Y_t$ 和 $Z_t$ 是复合材料主方向的拉伸强度,  $X_c$ 、 $Y_c$ 和 $Z_c$ 是复合材料主方向的压缩强度,  $S_{13}$ 、 $S_{23}$ 和 $S_{12}$ 是复合材料的剪切强度。

根据复合材料的应力-应变本构关系, 利用材料的刚度计算了流程开始时增量步中各单元点的应力分量, 采用 3D Hashin 失效准则判定是否会发生失效, 如果发生失效, 新的单元刚度矩阵将根据材料刚度退化规则重新计算<sup>[20-21]</sup>。

## 2.3 等效内聚层参数的确定

确定等效零厚度内聚单元层的材料参数, 除了刚度之外, 还定义了初始裂纹和基于能量的裂纹扩展准则。层间损伤使用的判据是牵引-分离定律, 如公式(7)所示:

$$\left(\frac{\sigma_n}{N}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{S}\right)^2 = 1 \quad (7)$$

式中,  $\sigma_n, \sigma_t$  和  $\sigma_s$  分别是相对于法线方向和剪切方向的拉应力,  $N, T$  和  $S$  代表它们的临界值。选择基于 Low-Power 准则(如公式(8)所示)、线性软化和混合模式的指数损伤演化规律。

$$\frac{G_\varepsilon}{G_{\varepsilon c}} = \left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^{a_m} + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^{a_n} \quad (8)$$

式中,  $G_\varepsilon = G_I + G_{II}$  指总能量释放率, 下标 I、II 对应二种模式; 指数  $a_m$  和  $a_n$  的值通常选择为 1 或 2, 本文取值为 1; 模式 I 或 II 的牵引位移曲线下的面积相当于失效时释放的临界能量  $G_{IC}$  和  $G_{IIC}$ , 如公式(9)所示:

$$G_{IC} = \frac{N\delta_I^f}{2}, \quad (9)$$

$$G_{IIC} = \frac{T\delta_{II}^f}{2}$$

式中,  $\delta_I^f$  和  $\delta_{II}^f$  分别是极限开口和切向位移<sup>[22]</sup>。当退化准则参数  $SDEG = \frac{G_\varepsilon}{G_{\varepsilon c}} = 1$  时, 零厚度内聚层完全失效。

本文采用 RVE 模型获取零厚度等效内聚单元层参数。选取胶接区域的代表性体积单元(representative volume element, RVE), 如图 8 所示。本文所建立的 RVE 模型如图 9 所示, 由 GFRP 部件、胶层结构和钢部件 3 部分组成, 整体为 10.00 mm×10.00 mm×3.00 mm 的长方体, 划分为 394 224 个 C3D8R 单元(如图 9 所示)。此外, 在钢部件和胶层结构之间定义了一个零厚度的内聚层(图 9 中的红色区域)。在数值分析中, 需要施加周期性边界条件以确保计算的准确性<sup>[23]</sup>, 数值建模时通过引入参考点和建立参数约束来实现 RVE 的周期性边界条件。

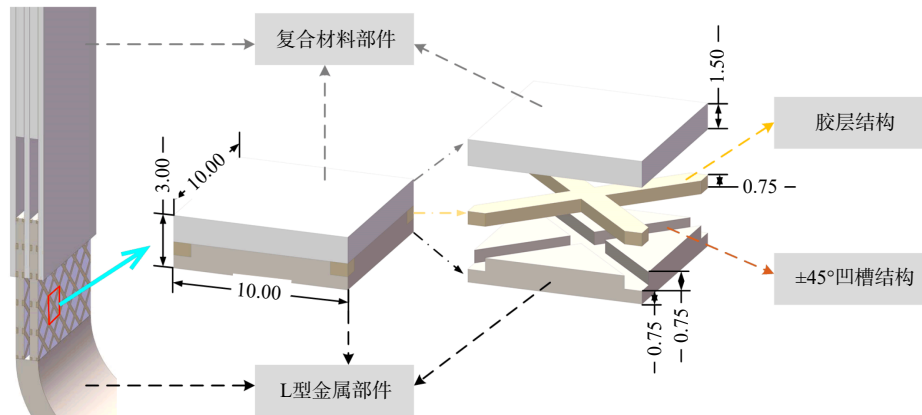


图 8 RVE 的选取

Fig.8 Selection of RVE

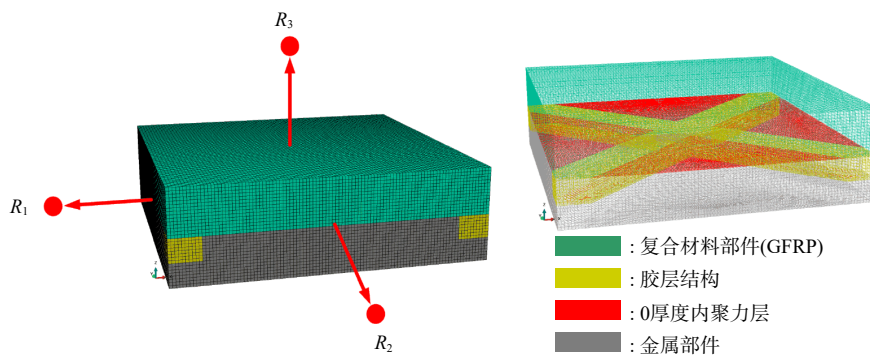


图 9 RVE 的组件和网格划分

Fig.9 Meshing and components of the RVE

对±45°凹槽结构进行剪切和拉拔模拟,得到的载荷-位移曲线如图 10 所示,图中括号内数据分别为失效位移和极限载荷。根据得到的数据和公式(7)~(9),可计算等效零厚度内聚单元层的参数,计算结果如表 3 所示。

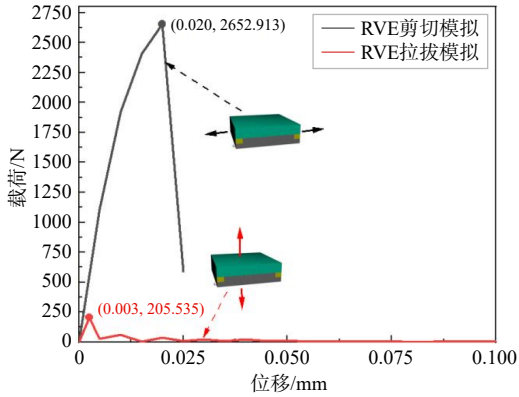


图 10 剪切和拉拔模拟的载荷-位移曲线

Fig.10 Load-displacement curve of the shear and pull-out simulation

表 3 等效界面的初始刚度、层间强度和断裂韧性

Tab.3 Initial stiffness, interlaminar strength and fracture toughness of the equivalent interface

初始刚度/ (MPa·mm <sup>-1</sup> )		层间强度/ MPa		断裂韧性/ (J·mm <sup>-2</sup> )	
Mode I	Mode II	Mode I	Mode II	Mode I	Mode II
$K_n$	$K_t$	$N$	$T$	$G_{IC}$	$G_{IIC}$
1822.13	4211.66	2.05	26.53	0.085	2.65

### 3 结果与讨论

根据失效模式的不同,将不同胶接长度的 L 型混合结构分为 3 组进行讨论。为了便于对 L 型钢/GFRP 混合结构的失效模式进行分析,文中将 L 型混合结构拆解并分别命名,如图 11 所示。在图 11 中标注了钢部件、GFRP 部件和胶层 (cohesive) 结构的组成:钢部件各组件定义为钢(3.00 mm)-1、钢(3.00 mm)-2 和钢(8.00 mm)-1; GFRP 部件各组件定义为 GFRP(2.00 mm)-1、GFRP(2.00 mm)-2、GFRP(2.00 mm)-3、GFRP(3.00 mm)-1 和 GFRP(3.00 mm)-2;胶层结构由三种不同的 Cohesive 单元组成(参考图 7),分别定义为 C-1、C-2 和 C-3。C-1 由四层独立的 Cohesive 单元层构成,分别定义为 C-1-1、C-1-2、C-1-3 和 C-1-4,同理,C-2 各组件定义为 C-2-1、C-2-2 和 C-2-3,C-3 各组件定义为 C-3-1、C-3-2、C-3-3、C-3-4。

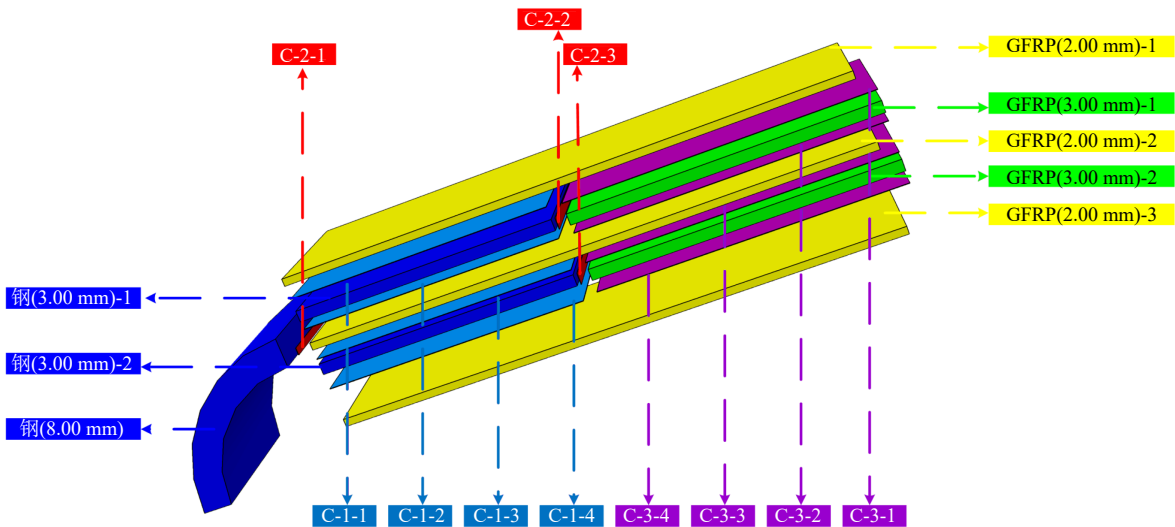


图 11 L 型钢/GFRP 混合结构拆解图

Fig.11 Schematic diagram of disassembly of steel/GFRP L-joint

### 3.1 胶接长度 25 mm L 型接头

图 12 为胶接长度 25 mm L 型接头的载荷-位移曲线,从图中可以看出,模拟与实验的极限载荷非常接近,分别为 2065.02 N 和 2071.02 N,相差 2.67%。有限元模型中的 L 型接头整体刚度要高于实验值,造成两者刚度误差的原因主要有两个:一是由于 L 型接头的独特几何形状,在施加初始压缩载荷后,会在胶接区域产生小缺陷,胶接区域的小缺陷会导致刚度显著下降;二是由于面内剪切非线性,主要存在于胶接界面复杂的±45°凹槽结构,随着负载的增加,非线性变得更加显著。综合效应得出,实验中的位移结果要大于模拟结果,模拟与实验达到极限载荷时的相应位移分别为 4.95 mm 和 5.34 mm,相差 7.30%。

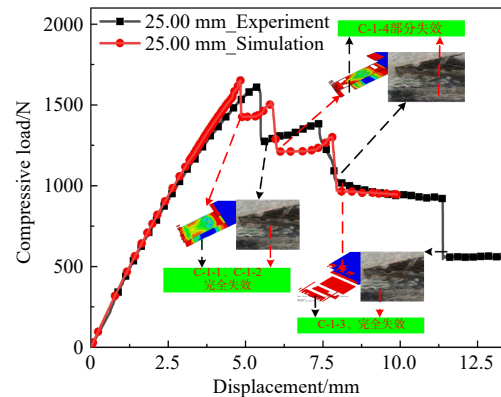


图 12 胶接长度 25 mm L 型接头的载荷-位移曲线  
Fig.12 Load-displacement curves of L-joint with a bonding length of 25 mm

关于图 12 中的曲线形态做如下推论:第

1 次载荷突降是由于 C-1-1 和 C-1-2 的完全失效,导致钢(3.00 mm)-1 与 GFRP(2.00 mm)-1、GFRP(2.00 mm)-2 的胶接界面完全分离,在实验和模拟中均可观察到明显的分离现象。随着压缩位移的增加,C-1-4 发生部分失效,引起钢(3.00 mm)-2 与 GFRP(2.00 mm)-3 的胶接界面不完全分离,形成了第 2 次载荷突变。第 3 次载荷突降是由于 C-1-3 完全失效,钢(3.00 mm)-2 与 GFRP(2.00 mm)-2 的胶接界面完全分离,在实验和模拟试件上均可观察到明显的裂纹。在实验与模拟的最后阶段,C-1-4 依然在承受剪切载荷,C-3-1 承受了剥离载荷,导致了钢(3.00 mm)-1 和钢(3.00 mm)-2 发生了塑性形变,虽然位移在不断增加,但是压缩载荷保持了平稳。模拟与实验的失效模式相吻合。

### 3.2 胶接长度 40.00 mm、55.00 mm 和 70.00 mm L 型接头

表 4 为不同胶接长度 L 型接头实验和模拟曲线的极限载荷及相应位移。从表 4 中可以看出,当胶接长度变化时,L 型混合结构的极限载荷和压缩位移并没有明显的改变。

表 4 不同胶接长度 L 型接头实验和模拟曲线的极限载荷及相应位移

Tab.4 Comparison of experimental and simulated results of ultimate loads and corresponding displacements of L-joints with different bonding lengths

胶接长度 /mm	极限载荷			压缩位移		
	实验/N	模拟/N	差值	实验/mm	模拟/mm	差值
40.00	2166.25	2310.2	6.65%	6.95	6.47	6.91%
55.00	2075.22	2261.32	8.97%	6.41	5.59	12.79%
70.00	2071.91	2208.36	6.59%	6.42	6.2	3.43%

图 13 为不同胶接长度的 L 型接头的载荷-位移曲线。从图中可以看出,在第 1 次突降之前,载荷有一个较为明显的缓慢增长阶段,在载荷突变时,C-1-1、C-1-2 和 C-1-3 都发生了部分失效,C-1-1 的 SDEG 值更低,虽然压缩载荷发生较大幅度的下降,但胶接界面没有完全分离。虽然 C-1-1 最开始发生损伤(在 GFRP(2.00 mm)-1 与钢(3.00 mm)-1 的边界有裂纹),但承载的主要是 C-1-2 和 C-1-3。当 C-1-2 和 C-1-3 完全失效时,载荷-位移曲线发生了第 2 次变化,即 GFRP(2.00 mm)-2 与钢(3.00 mm)-1、钢(3.00 mm)-2 的胶接界面完全分离,在实验与模拟中均可发现明显裂纹。在曲线平稳阶段,结构进入稳定阶段。从曲线中可以看出实验与模拟的第 2 次载荷变化时的位移相差较大,但整体曲线趋势吻合,且失效模式对应较好,实验与模拟具有较好的相互验证作用。

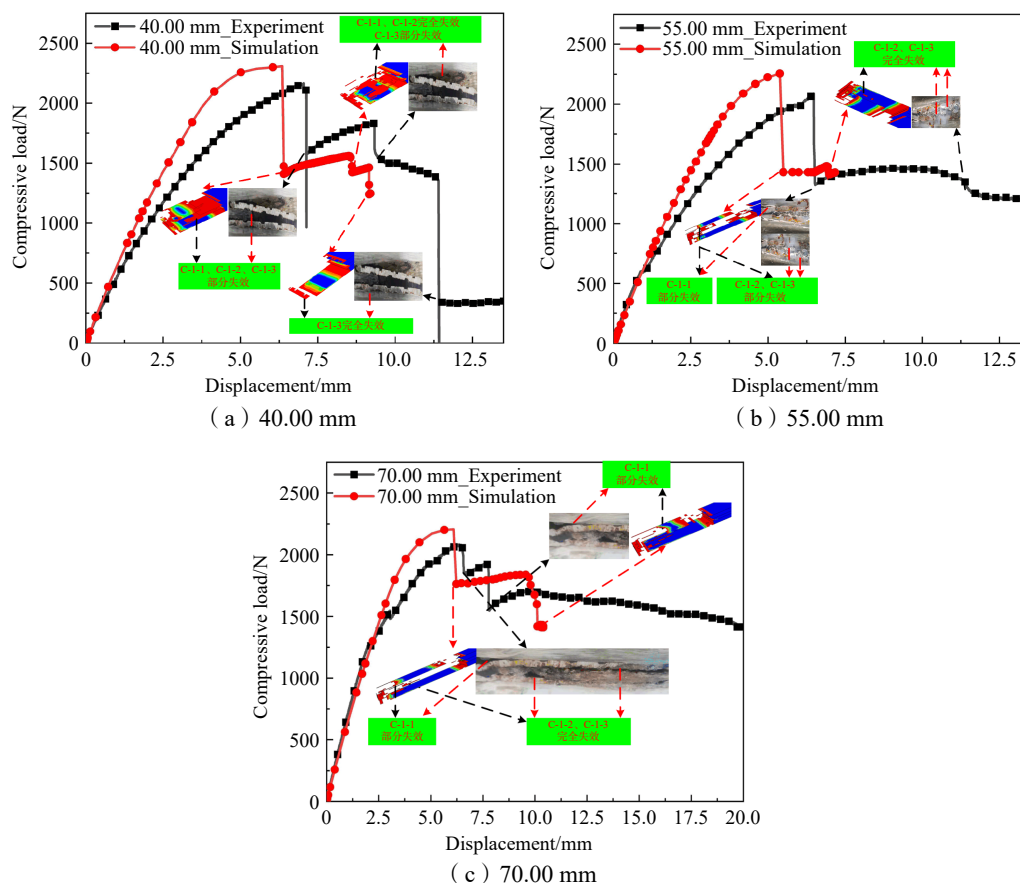


图 13 不同胶接长度 (40.00 mm, 55.00 mm 和 70.00 mm) 的 L 型接头的载荷-位移曲线

Fig.13 Load-displacement curves of L-joint with different bonding lengths

### 3.3 胶接长度 85.00 mm、100.00 mm 和 115.00 mm L 型接头

表 5 为不同胶接长度 L 型接头实验和模拟曲线的极限载荷及相应位移。从表中可以看出, 极限载荷和压缩位移的值均大于表 4 中的极值, 说明混合结构试件承载性能随着胶接长度的增加而提高。

表 5 不同胶接长度的 L 型接头的极限载荷及相应位移的实验和模拟结果

Tab.5 Experimental and simulated results of ultimate loads and corresponding displacements of L-joints with different bonding lengths

胶接长度/mm	极限载荷			压缩位移		
	实验/N	模拟/N	差值	实验/mm	模拟/mm	差值
85.00	2050.47	2234.21	8.96%	7.35	6.96	5.31%
100.00	2615.07	2680.36	2.50%	11.56	11.05	4.41%
115.00	2422.13	2550.25	5.29%	16.57	15.11	8.81%

图 14 为不同胶接长度的 L 型接头的载荷-位移曲线。从图 14(a)~(b)中可以看出, L 型接头的载荷变化主要是由 C-1-2 和 C-1-3 的失效引起的。从初始的 C-1-1、C-1-2 和 C-1-3 的部分失效到 C-1-2 和 C-1-3 的完全失效, 整体结构的损坏从 GFRP(2.00 mm)-1 与钢(3.00 mm)-1 发生部分剥离, 到 GFRP(2.00 mm)-2 与钢(3.00 mm)完全剥离, 在图 13(a)和(b)中可以看到明显的裂缝。图 14 中, C-1-1 在初期也出现了部分失效, 在实验和模拟中都发现了明显的小范围剥离现象, C-1-1 的未完全失效保证了钢(8.00 mm)能够持续承载, 即载荷-位移曲线在最终阶段不发生剧烈波动。当载荷达到最大值时, 载荷缓慢下降并且出现了相当长的平台期, 当实验结束时也没有明显的载荷变化。达到极值载荷后, L 型接头具有一定的剩余强度, 也从另外一方面验证了混合结构具有较高的损伤容限。

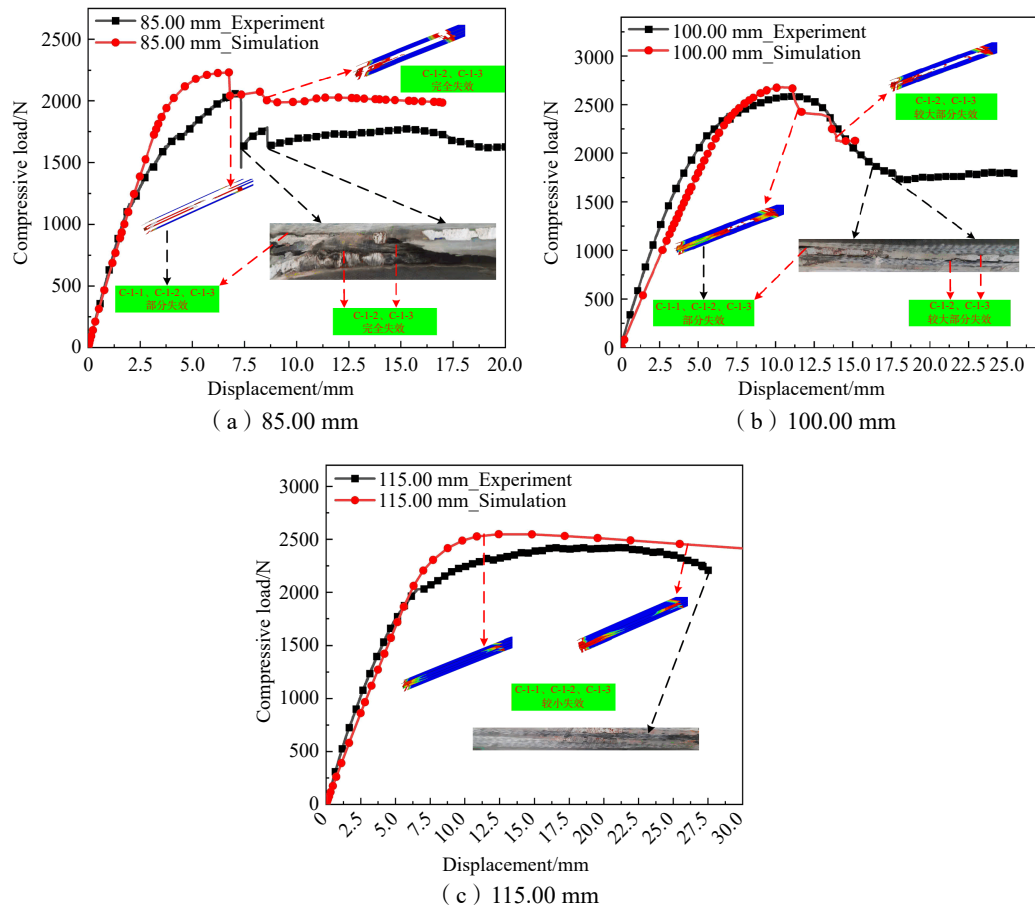


图 14 不同胶接长度 (85.00 mm, 100.00 mm 和 115.00 mm) 的 L 型接头的载荷-位移曲线

Fig.14 Load-displacement curves of L-joints with different bonding lengths

## 4 结 论

本文设计了一种带 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构的钢/GFRP 材质 L 型接头, 分析了不同胶接长度对 L 型接头力学性能的影响。在对 L 型接头的模拟分析中, 将 $\pm 45^\circ$ 凹槽结构等效为零厚度的内聚力单元层。最后对比分析了实验和模拟两种方法得到的极限载荷、位移和失效模式, 由此验证了本文模拟方法的适用性。

对不同胶接长度的 L 型接头的失效模式进行分析, 得出以下结论: 当胶接长度小于 100.00 mm 时, L 型接头的抗压缩性能随胶接长度的增加而增加; 当胶接长度大于 100.00 mm 时, L 型接头的抗压缩性能随胶接长度的增加而减弱。当胶接长度发生变化时, L 型接头的失效模式也会发生较大变化。最终得出, 当胶接长度为 100 mm 时, L 型接头的压缩强度最高。

## 参 考 文 献:

- [1] Khosravani M, Weinberg K. Experimental investigations of the environmental effects on stability and integrity of composite sandwich T-joints: Experimentelle untersuchung des umwelteinflusses auf die belastbarkeit von T-stößen in sandwich-platten[J]. Materialwiss Werkstofftech, 2017, 48(8): 753–759.
- [2] Santiuste Romero C, Sánchez S, Barbero Pozuelo E. A comparison of progressive-failure criteria in the prediction of the dynamic bending failure of composite laminated beams [J]. Composite Structures, 2010, 92(10): 2406–2414.
- [3] 李晓文, 朱兆一, 李 妍, 等. 复合材料-金属混合船舶极限强度研究综述[J]. 船舶力学, 2020, 24(5): 681–692.

- LI Xiaowen, Zhu Zhaoyi, Li Yan, et al. A review on ultimate strength of composite-metal hybrid ships[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2020, 24(5): 681–692. (in Chinese)
- [4] 李晓文, 邵 菲, 朱兆一, 等. 船舶轻量化 T 型连接结构设计及强度试验 [J]. *船舶力学*, 2018, 22(4): 454–463.  
Li Xiaowen, Shao Fei, Zhu Zhaoyi, et al. Design and strength test of lightweight T joints for ships[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2018, 22(4): 454–463. (in Chinese)
- [5] Li H, Tu S, Liu Y, et al. Mechanical properties of L-joint with composite sandwich structure[J]. *Composite Structures*, 2019, 217: 165–174.
- [6] Shen W, Yan R, Luo B, et al. Ultimate strength analysis of composite typical joints for ship structures[J]. *Composite Structures*, 2017, 171: 32–42.
- [7] Kim J, Park B, Han Y. Evaluation of fatigue characteristics for adhesively-bonded composite stepped lap joint[J]. *Composite Structures*, 2004, 66(1–4): 69–75.
- [8] 夏 奕, 李华东, 梅志远, 等. 复合材料加筋板-钢板连接结构静力试验与数值分析[J]. *船舶工程*, 2022(5): 44.  
Xia Yi, Li Huadong, Mei Zhiyuan, et al. Static tests and numerical analysis of composite reinforced plate-steel plate connection structure[J]. *Ship Engineering*, 2022(5): 44. (in Chinese)
- [9] LI Yongsheng, WANG Weibo. Mechanical behaviors of adhesively-bonded, bolted and hybrid composite-to-steel joints[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2011, 15(9): 1052–1064. (in Chinese)
- [10] Qin K, Yan R, Cui M, et al. Failure mode shift of sandwich composite L-Joint for ship structures under tension load[J]. *Ocean Engineering*, 2020, 214: 107863.
- [11] Shen W, Luo B, Yan R, et al. The mechanical behavior of sandwich composite joints for ship structures[J]. *Ocean Engineering*, 2017, 144: 78–89.
- [12] Feih S, Shercliff H. Adhesive and composite failure prediction of single-L joint structures under tensile loading[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2005, 25(1): 47–59.
- [13] Zeng H, Yan R, Xu L. Failure prediction of composite sandwich L-joint under bending[J]. *Composite Structures*, 2018, 197: 54–62.
- [14] Kinvi-Dossou G, Boumbimba R M, Bonfoh N, et al. Innovative acrylic thermoplastic composites versus conventional composites: Improving the impact performances[J]. *Composite Structures*, 2019, 217: 1–13.
- [15] Zhang J, Xie Q, Xie Y, et al. Investigation of mechanical performances of composite bolted joints with local reinforcements[J]. *Science and Engineering of Composite Materials*, 2018, 25(1): 75–83.
- [16] Liu Y, Chen X. Evaluations of the effective material properties of carbon nanotube-based composites using a nanoscale representative volume element[J]. *Mechanics of Materials*, 2003, 35(1–2): 69–81.
- [17] Nguyen K H, Ju H W, Truong V H, et al. Delamination analysis of multi-angle composite curved beams using an out-of-autoclave material[J]. *Composite Structures*, 2018, 183: 320–330.
- [18] Truong V H, Kwak B S, Roy R, et al. Cohesive zone method for failure analysis of scarf patch-repaired composite laminates under bending load[J]. *Composite Structures*, 2019, 222: 110895.
- [19] Truong V H, Nguyen K H, Park S S, et al. Failure load analysis of C-shaped composite beams using a cohesive zone model[J]. *Composite Structures*, 2018, 184: 581–590.
- [20] Ahamed J, Joosten M, Callus P, et al. Ply-interleaving technique for joining hybrid carbon/glass fibre composite materials[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2016, 84: 134–146.
- [21] Dvorak G J, Zhang J, Canyurt O. Adhesive tongue-and-groove joints for thick composite laminates[J]. *Composites Science and Technology*, 2001, 61(8): 1123–1142.
- [22] Mostofinejad D, Mofrad M H, Hosseini A, et al. Investigating the effects of concrete compressive strength, CFRP thickness and groove depth on CFRP-concrete bond strength of EBROG joints[J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 189: 323–337.
- [23] Amacher R, Cugnoni J, Botsis J, et al. Thin ply composites: Experimental characterization and modeling of size-effects[J]. *Composites Science and Technology*, 2014, 101: 121–132.