



GFRP方管胶栓混合套管连接承载机制及其全过程响应表征

李若愚 张恒铭 刘承霖 郝旭龙 李达 李峰

Load-bearing mechanism and full-process response characterization of a GFRP square tube bonded-bolted sleeve connection

LI Ruoyu, ZHANG Hengming, LIU Chenglin, HAO Xulong, LI Da, LI Feng

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240019.001>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

基于套管屈曲约束的拉挤型GFRP管轴压性能

Axial compression performance of pultruded GFRP tube based on casing buckling restraint

复合材料学报. 2021, 38(10): 3255–3269 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201222.002>

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

Failure simulation of carbon fiber reinforced epoxy resin composite–aluminum bonded–bolted hybrid joint

复合材料学报. 2019, 36(10): 2308–2315 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20181217.002>

GFRP管–铝合金管纤维缠绕齿连接接头拉伸试验

Tensile experiments on the tooth connections with filament winding between GFRP tube and aluminum alloy tube

复合材料学报. 2018, 35(10): 2678–2688 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20171127.002>

考虑刀具磨损影响的CFRP复合材料钻削轴向力预测

Prediction of thrust force in CFRP composite drilling considering tool wear effect

复合材料学报. 2021, 38(7): 2207–2217 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201111.003>

T700碳纤维增强树脂复合材料气瓶封头非测地线缠绕强度

Non-geodetic winding strength of T700 carbon fiber reinforced resin composite cylinder head

复合材料学报. 2019, 36(12): 2772–2778 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20190324.001>

胶层厚度对碳纤维/双马来酰亚胺树脂复合材料平–折–平混合连接接头力学性能的影响

Effect of adhesive thickness on mechanical properties of carbon fiber/bismaleimide resin composite flat–joggle–flat hybrid (bonded–bolted) joint

复合材料学报. 2020, 37(11): 2825–2832 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200121.003>



扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20240019.001

GFRP 方管胶栓混合套管连接承载机制及其全过程响应表征



分享本文

李若愚, 张恒铭, 刘承霖, 郝旭龙, 李达, 李峰*

(中国人民解放军陆军工程大学 野战工程学院, 南京 210007)

摘要: 纤维增强复合材料 (FRP) 构件的接头部分是结构的潜在薄弱环节, 在结构尺度计算中准确反映接头的全过程行为是 FRP 组合结构的设计难点。本文以压缩工况下拼装式玻璃纤维增强复合材料 (GFRP) 格构柱为结构背景, 以拉挤 GFRP 方管型材的胶栓混合套管连接接头为研究对象, 设计制备了 4 个胶栓混合连接试件和 2 个纯螺栓连接试件, 开展了轴压静载试验, 并建立了考虑胶层失效行为的实体有限元模型。结果表明: 该连接形式具有二次承载特性, 其整体力学行为源于胶层剪切传力机制和螺栓剪切传力机制的叠加结果; 对于本文试件, 二次极值荷载达到了首次极值荷载的 92%, 挤压破坏荷载相较于纯螺栓连接试件平均提升了 49%。针对胶栓混合套管连接, 提出了一种简化建模方法, 并基于连续损伤模型和塑性势理论建立了以力和位移表述的宏观本构, 提炼出了具有明确物理意义的本构参数, 可在结构尺度计算中以较小的计算成本准确考虑接头的全过程行为。宏观本构模型的唯象属性使得简化建模方法对于接头的力学行为描述较为准确, 计算成本较小, 能够适用于压缩工况下拼装式 GFRP 格构柱的结构尺度计算分析。

关键词: 拉挤 GFRP 方管型材; 胶栓混合套管连接; 传力机制; 宏观本构模型; 有限元模型; 格构柱

中图分类号: TB332 文献标志码: A 文章编号: 1000-3851(2024)10-5657-16

Load-bearing mechanism and full-process response characterization of a GFRP square tube bonded-bolted sleeve connection

LI Ruoyu, ZHANG Hengming, LIU Chenglin, HAO Xulong, LI Da, LI Feng*

(College of Field Engineering, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China)

Abstract: The connection region of fiber reinforced polymer (FRP) components is a potential weak link in structures. Accurately reflecting the full-process behavior of the joint in structural scale calculations is a challenging aspect in the design of FRP composite structures. In this study, assembled glass fiber reinforced polymer (GFRP) lattice columns subject to compression loads were used as the structural background, and the focus was on the research of bonded-bolted sleeve connections for pultruded GFRP square tubes. Four hybrid joint specimens and two pure bolted joint specimens were designed and prepared. Axial compression static load tests were conducted, and a solid finite element (FE) model considering the failure behavior of the adhesive layer was established. The results indicate that the connection form exhibits a secondary load-carrying characteristic, and the overall mechanical behavior is derived from the superposition of the adhesive shear and bolt shear load transmitting mechanisms; Regarding specimens in this paper, the secondary peak load reaches 92% of the first, and the bearing failure load is on average increased by 49% compared to pure bolted connection specimens. For the bonded-bolted sleeve connection, a simplified modeling approach is proposed. Based on the continuous damage model and the plastic potential theory, a macroscopic constitutive model in terms of force and displacement is established. This model distills con-

收稿日期: 2023-11-23; 修回日期: 2023-12-31; 录用日期: 2024-01-09; 网络首发时间: 2024-01-19 16:37:05

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240019.001>

基金项目: 国家自然科学基金 (52278288)

National Natural Science Foundation of China (52278288)

通信作者: 李峰, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为交通基础设施应急抢修抢建 E-mail: 83812546@qq.com

引用格式: 李若愚, 张恒铭, 刘承霖, 等. GFRP 方管胶栓混合套管连接承载机制及其全过程响应表征 [J]. 复合材料学报, 2024, 41(10): 5657-5672.

LI Ruoyu, ZHANG Hengming, LIU Chenglin, et al. Load-bearing mechanism and full-process response characterization of a GFRP square tube bonded-bolted sleeve connection[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(10): 5657-5672(in Chinese).

stitutive parameters with clear physical meanings, enabling an accurate consideration of the full-process behavior of the joint in structural-scale calculations at a relatively low computational cost. The phenomenological nature of the macroscopic constitutive model leads to a relatively accurate description of the mechanical behavior of the joint, and the computational cost is small, making it suitable for structural scale calculation analysis of assembled GFRP latticed columns subject to compression loads.

Keywords: pultruded GFRP square-tube profile; bonded-bolted sleeve connection; load transmitting mechanism; macroscopic constitutive model; finite element model; lattice column

近年来,采用拉挤纤维增强复合材料(FRP)型材作为结构的主要受力构件,成为桁架^[1-2]、网壳^[3]、框架^[4]和格构柱^[5-6]等结构进一步减轻自重的一种可行方案。尽管具有潜在减重优势,拉挤FRP型材组合结构在设计理念和工程案例等方面相较于钢结构发展仍很滞后,主要原因之一在于连接可靠性问题是FRP组合结构无法回避的设计难点^[7-9]。

FRP连接接头通常具有渐进破坏特性。连接域材料的局部破坏使得结构在承载过程中产生荷载突变,结构响应表现出“假延性”,但仍具备持荷能力。这种局部破坏产生的强非线性行为为FRP组合结构精细化有限元仿真带来巨大困难。因此,已有FRP结构尺度有限元分析案例往往关注结构线弹性阶段的仿真结果^[10],而忽略了结构“假延性”阶段的剩余承载力,造成设计承载力过于保守,与FRP结构的减重理念相悖。

当前,已有文献通常采用两种常见方法在FRP结构尺度分析中将接头的力学行为纳入其中。方法一是采用一致多尺度方法^[11],例如通过子结构建模技术,对于FRP接头部位采用精细化模型,而其余部位采用梁杆单元模型,后者则为前者提供边界条件。Zhang等^[12]综述了FRP构件胶接接头和螺栓连接接头的精细化建模方法并得出结论:FRP接头的失效行为可以通过非传统有限元技术仿真复现,但除需要清楚基本的弹性参数外,还需要掌握材料或界面的断裂特性,有时还需要将各种各样的缺陷形式考虑在内,并耗费一定的计算资源。

第二种方法是描述性质的唯象方法,通过对构件的连接部分建立特殊连接单元,有关研究实现了在更宏观的分析尺度中正确捕捉接头所受荷载与变形之间的响应关系,其本质上在于用力和变形构造接头的宏观本构模型,并依托某种单元与结构分析建立联系。该方法在混凝土框架结构地震激励分析^[13]、海岸框架钢结构时程分析^[14-16]、含螺栓紧固件机械组件仿真^[17-18]等多个工程领域

中已得到广泛应用。

为深入讨论FRP构件接头的破坏特性和唯象表征问题,本文以Qiu等^[19-20]提出的拉挤玻璃纤维增强复合材料(GFRP)方管型材胶-套管连接方式为基础,借鉴钢结构方管格构柱形式^[21],设计提出一种拼装式GFRP格构柱结构作为最终的工程应用目标。为满足缀杆连接构造需求,参考GFRP方管梁柱接头的常见连接形式^[22],本文在胶-套管连接中增加贯穿螺栓以实现缀杆与弦杆之间的螺栓-端板法兰连接。贯穿螺栓对于胶接接头而言属于冗余构件,其引入使得原本的胶-套管连接演化为胶栓混合套管连接。压缩荷载作用下,接头在粘结失效后必然存在较强的二次承载能力,如在结构设计中仅仅关注接头的初始破坏强度,必然导致过于保守的结构设计结果。

针对前述连接形式,本文首先通过压缩试验探究GFRP方管胶栓混合套管连接接头的全过程力学行为,随后针对该连接接头提出一种简化建模方法,根据试验结果确定基本假设,建立以力和位移表述的宏观本构模型。依托有限元软件的连接器单元技术,将接头的宏观本构整合至连接器单元中,模拟复现试验得到的荷载-位移响应关系曲线。在未来结构设计阶段,通过引入该模型,能够实现在算力耗费较小的前提下将接头的失效行为及其产生的连接效应准确囊括在结构尺度模拟计算中。

1 试验

图1(a)为双肢K型格构柱概念图,取其中一基本单元展示本文设计提出的具体连接形式和结构构型,如图1(b)所示。图1(b)中,方管截面弦杆的纵向拼接接头由胶栓混合套管连接(Bonded-bolted sleeve connection, BBSC)和螺栓-法兰连接两部分组成。在弯曲变形时,法兰板弯曲刚度较小,是弯曲变形的主要贡献者;在承受压缩荷载时,GFRP管与内套管之间的剪切滑移变形是轴向变形的主要组成部分。已有文献表明^[21, 23-24],

当格构式柱子承受轴压或压弯荷载时, 格构柱弦杆往往处于轴力主导工况, 并通过弦杆轴力不同而产生的耦合弯矩抵抗外部弯矩, 且此时缀杆体

系对弦杆产生的剪力可忽略不计。因此, 本文仅在轴压工况下开展胶栓混合套管连接压缩试验, 能够代表一般压缩工况下格构柱中接头的受力工况。

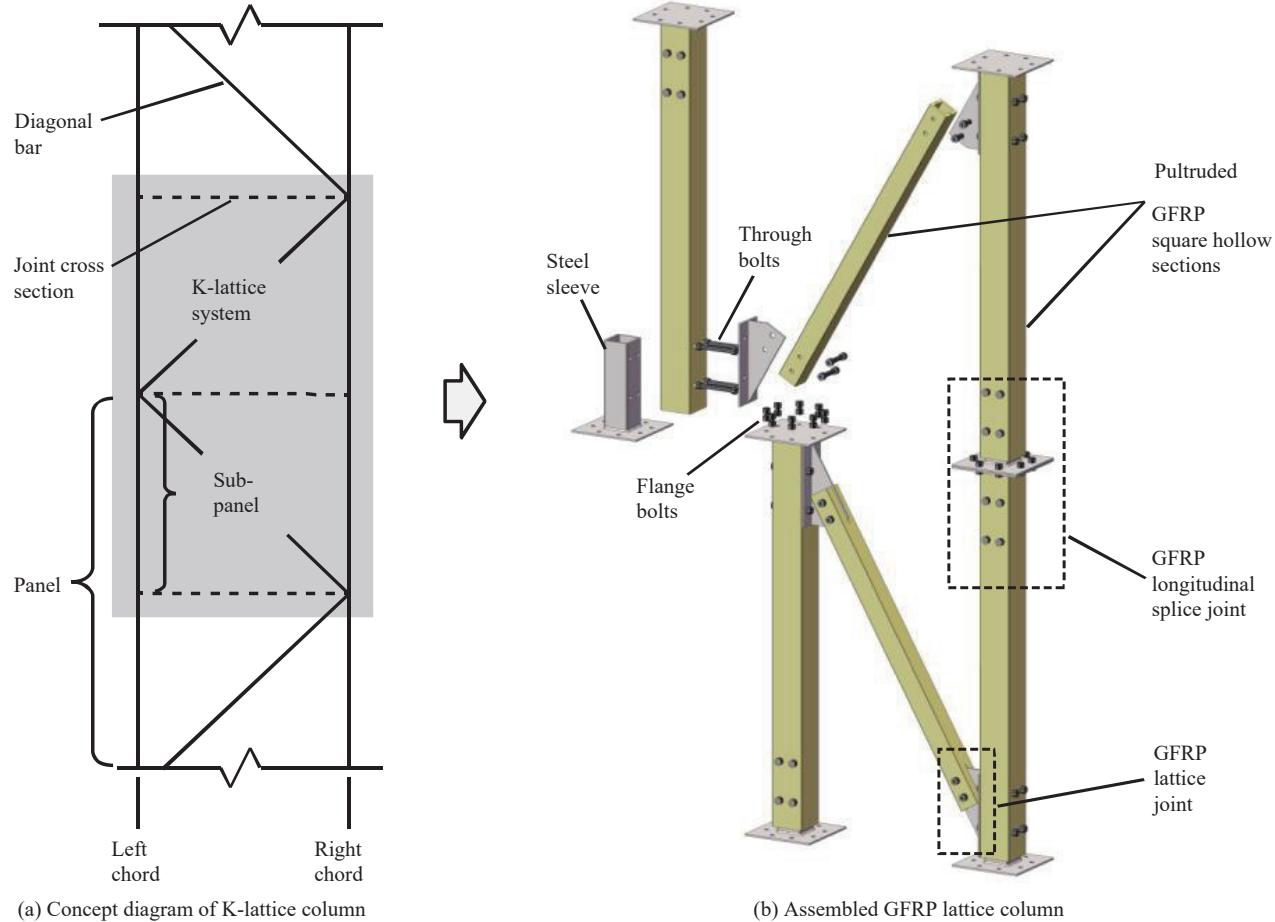


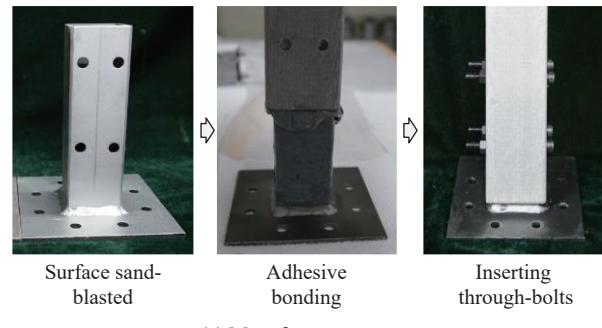
图 1 拼装式玻璃纤维增强复合材料 (GFRP) 双肢格构柱

Fig. 1 Assembled dual-chord glass fiber reinforced polymer (GFRP) lattice column

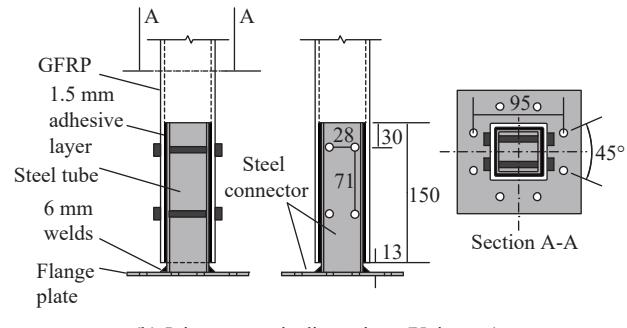
1.1 试件设计和制备

试验共测试了 4 个 BBSC 试件 (编号为 BBSC i , $i=1, 2, 3, 4$), 并与 2 个未施加胶接的同尺寸纯螺栓套管连接试件作对比 (编号为 BSC j (Bolted

sleeve connection), $j=1, 2$)。接头的制备工艺如图 2(a) 所示, 遵循先开孔、后表面处理, 而后粘环环氧胶, 固化后插入螺栓的顺序^[6]。处理试件表面时, 采用 80 μm 砂纸打磨 GFRP 表面, 并用



(a) Manufacture process



(b) Joint geometric dimensions (Unit: mm)

图 2 接头试件制备及几何尺寸

Fig. 2 Manufacture process and geometric dimensions of the joint specimens

0.25 mm 粒径喷砂处理钢套管表面^[25]，最后用丙酮清洗。图 2(b) 为试件设计尺寸图，方管和螺栓尺寸选取上参考了文献 [8]。其中，钢连接器由截面尺寸为 48 mm×48 mm×3 mm 钢方管与 130 mm×130 mm×3 mm 法兰板焊接形成。GFRP 方管的截面尺寸为 60 mm×60 mm×4.5 mm，与钢方管之间预留 1.5 mm 厚的间隙用于填充环氧胶，胶接长度为 150 mm。4 个贯穿螺栓直径为 8 mm，但由于结构为拼装式结构，在 GFRP 管和钢套管上开设了 9 mm 直径螺栓孔，以避免加工误差造成后续拼装困难。

1.2 材料

本文所使用 GFRP 管为由南京斯贝尔复合材料仪征有限公司提供的单向纤维拉挤方管型材。

由厂家依据有关复合材料材性测试规范给出型材的纵向拉伸模量为 27 GPa，后续由作者开展的压缩测试显示材料的压缩模量为 29.7~32.7 GPa。钢连接器的方管为 Q345 等级结构钢。为避免螺栓提前剪切破坏造成试验分析困难^[8]，BBSC 所使用的 M8 贯穿螺栓均为 12.9 级高强螺栓，螺栓仅发挥连接缀杆接头法兰的作用和承担剪切荷载，不通过预紧提供摩擦力^[26]。BBSC 钢套管与 GFRP 管内壁之间粘接采用的是采购自西卡(中国)有限公司的 Sikadur-330CN 双组分环氧浸渍树脂胶。同系列 Sikadur-330 环氧胶的使用可见于文献 [19-20]，材性数据来自于厂商提供的由国家化学建筑材料测试中心给出的结构胶检测报告。本文所使用的材料参数汇总于表 1。

表 1 材料参数

Table 1 Material properties

Component		Modulus/GPa	Strength (Yield strength)/MPa	Poisson's ratio
Pultruded GFRP	Longitudinal	29.7	429-456	0.3
	Transverse	7.55	64.91	
	In-plane shear*	3.0	27	
	Transverse shear*	3.0	33.54	
Steel sleeve		210.0	345.0	0.3
M8 through-bolts*		235.0	1 043	0.42
Sikadur-330CN	Tensile	3.5	41.2	0.28
	Shear	1.37	26.6	

Note: * data taken from Qiu et al^[20].

1.3 试验设置

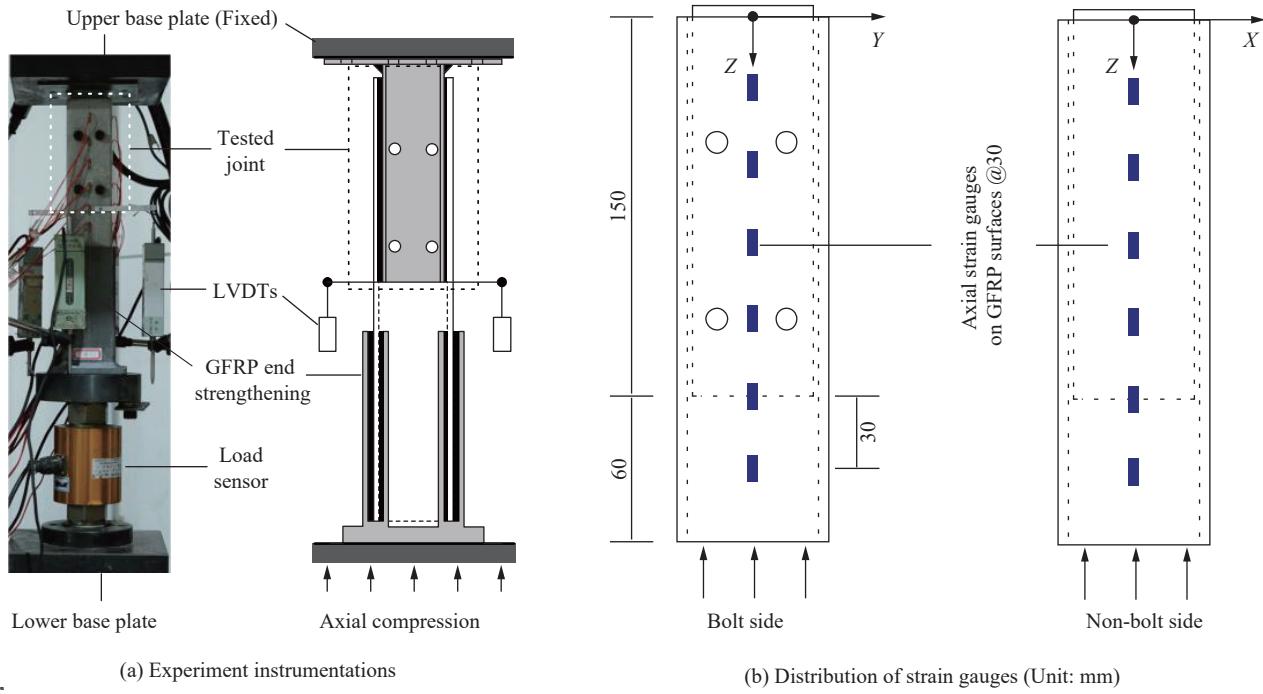
为测试 BBSC 在轴压工况下的力学性能，参考文献 [19] 试验方法，设置了如图 3(a) 所示的接头轴向压缩静载试验。图 3(a) 中，总长 360 mm 的 GFRP 方管放置于由济南试金试验机厂生产的 WE-1000A 型万能试验机上，试件上端为待测试的 BBSC，试件下端用同种环氧胶粘接双层钢套管作为 GFRP 管的端部增强装置，以保证受压时 GFRP 管下端不会发生端部挤压破坏。由于试验机的上部基板位置是固定的，试验时，下部基板以 0.5 mm/min 的速率向上运行，为试件提供均匀压缩荷载。试验中通过 2 个位移计 (LVDT) 测量 BBSC 远离法兰端的端部截面轴向位移，并取平均值作为 BBSC 接头的轴向缩短变形。图 3(b) 为试件的应变测点布置示意图。依据有无螺栓孔，将 GFRP 方管表面区分为有螺栓面和无螺栓面。图 3(a) 中，在正视有螺栓面和右侧无螺栓面，沿中线位置每隔 30 mm 在 GFRP 表面布置纵向应变

片。应变、位移计和荷载传感器均连接至静态应变采集箱，以 2 s 每次的速率进行数据采集。试验前，通过扭矩扳手为贯穿螺栓施加 5 N·m 扭矩，保证试验过程中螺栓不松动。

2 实体有限元模型

在有限元显式分析软件 ABAQUS/Explicit 环境下建立了 BBSC 三维实体有限元模型，如图 4(a) 所示。考虑模型为轴压受载工况，为提高模型求解效率，仅建立 1/4 模型。由于试验中法兰、焊缝和端部增强段并非试件变形的主要参与者，有限元模型做了适当省略以降低计算成本。钢套管、螺栓和 GFRP 管均采用三维实体单元 C3D8R 建立，胶层采用 COH3D8 内聚单元。

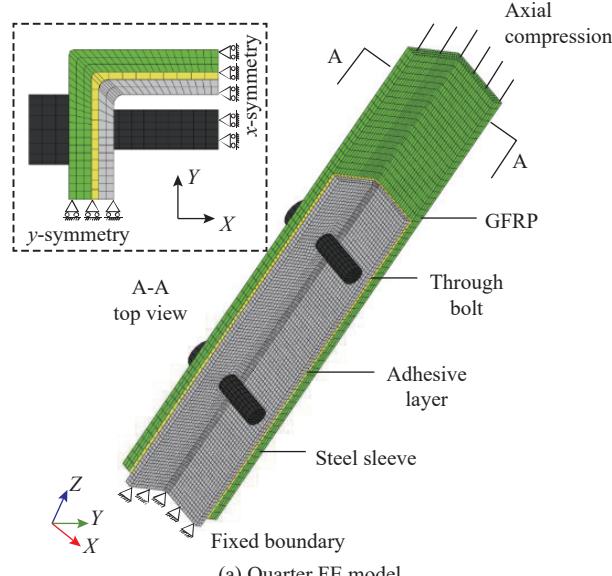
BBSC 是一种包含金属、拉挤 GFRP 型材和环氧胶这 3 种材料的组合构件，压缩工况下荷载-位移响应模拟的准确性取决于 3 种材料的本构模型和各组分间相互接触作用设置是否恰当。模型的



LVDT—Linear variable displacement transducer

图 3 试验总体设置

Fig. 3 Experiment overall setups



(a) Quarter FE model

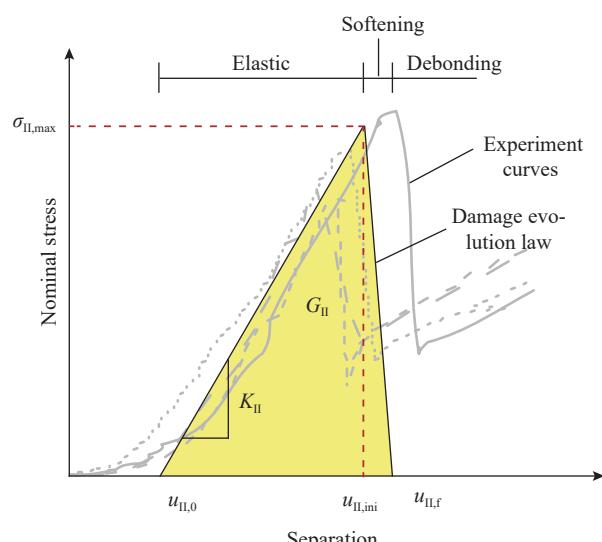
(b) Bilinear traction-separation law for cohesive elements
 $\sigma_{II,max}$ —Mode II shear strength; G_{II} —Mode II fracture energy; K_{II} —Mode II stiffness; $u_{II,0}$ —Mode II separation at zero stress; $u_{II,ini}$ —Mode II separation at damage initiation; $u_{II,f}$ —Mode II separation at complete failure

图 4 胶栓混合套管连接实体有限元 (FE) 模型

Fig. 4 Solid finite element (FE) model for the bonded-bolted sleeve connection

钢材部分(螺栓和套管)采用双线性等向强化本构模型,并假定材料塑性阶段的切线模量缩减至弹性模量的 5%^[27]。视 GFRP 管壁为弹性三维正交各向异性体,赋予正交各向异性工程常数。金属和 GFRP 的材性参数见表 1。

对于胶层,采用连续损伤方法 (Continuum damage modeling method, CDM) 进行建模^[12],即利用内聚单元 COH3D8 在被粘物之间建立一层 1.5 mm 厚度胶层,胶层与被粘物之间设置为绑定接触。GFRP 管与钢管之间涉及三类界面行为:

(1) 钢管与胶体之间界面的脱粘行为；(2) 胶体本身的牵引-分离行为 (Traction-separation behavior)；(3) GFRP 管与胶体之间的脱粘行为。内聚单元与被粘物之间的绑定接触设置忽略了胶体与被粘物之间的粘结界面，因而内聚单元 COH3D8 实际上模拟的是界面与胶体耦合的牵引-分离行为。内聚单元的本构模型为双线性牵引-分离响应模型^[28]，如图 4(b) 所示。该本构模型涉及的材料参数包括法向 (Mode I) 和切向 (Mode II+Mode III) 刚度 K_I 、 K_{II} 、 K_{III} ，对应的极限强度 $\sigma_{I,max}$ 、 $\sigma_{II,max}$ 、 $\sigma_{III,max}$ 和断裂能 G_I 、 G_{II} 、 G_{III} 。通常认为 Mode II 和 Mode III 参数相同，即 $K_{II} = K_{III}$ 、 $\sigma_{II,max} = \sigma_{III,max}$ 、 $G_{II} = G_{III}$ 。断裂能即为名义应力——拉伸或剪切变形曲线下的面积，如图 4(b) 所示。考虑到粘胶工艺及缺陷对胶接性能影响显著^[29]，图 4(b) 中通过下文试验得到的胶层传力阶段荷载-位移曲线确定胶层的 Mode II 材性参数，具体换算方法为

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{II,max}^{\text{nom}} = \frac{\overline{N}_{\max}}{A_a} \\ K_{II} = \frac{\sigma_{II,max}^{\text{nom}}}{(u_{II,ini} - u_{II,0})} \\ G_{II} = \frac{1}{2} \sigma_{II,max}^{\text{nom}} (u_{II,f} - u_{II,0}) \end{array} \right. \quad (1)$$

其中： \overline{N}_{\max} 和 $\sigma_{II,max}^{\text{nom}}$ 分别为胶层破坏时轴压荷载平均值和名义切应力； A_a 为 BBSC 的粘胶面积； $u_{II,0}$ 、 $u_{II,ini}$ 和 $u_{II,f}$ 分别表示图 4(b) 中曲线在初始零应力状态、胶层初始破坏和完全破坏时对应的 Mode II 变形量。根据式(1)，胶层内聚单元 Mode II 材性参数为 $\sigma_{II,max}^{\text{nom}} = 3.98 \text{ MPa}$ ， $K_{II} = 5.65 \text{ N/mm}^3$ ， $G_{II} = 1.78 \text{ N/mm}$ 。胶层法向数据取自使用了同一系列环氧胶的有关文献^[20]，具体数值为 $\sigma_{I,max}^{\text{nom}} = 32.2 \text{ MPa}$ ， $K_I = 2.83 \times 10^3 \text{ N/mm}^3$ ， $G_I = 0.887 \text{ N/mm}$ ；由于文献^[20]未考虑粘胶界面影响，导致其 K_I 值显著大于本文 K_{II} 值，实际上是胶体本身的 Mode I 刚度。为避免胶层法向参数影响实体有限元仿真结果，设置胶层单元的损伤起始准则为最大应力准则：

$$\max \left\{ \frac{\sigma_I}{\sigma_{I,max}}, \frac{\sigma_{II}}{\sigma_{II,max}}, \frac{\sigma_{III}}{\sigma_{III,max}} \right\} = 1 \quad (2)$$

考虑到模型中螺杆、螺帽与 GFRP 之间的接触关系，为模型赋予了通用接触，其中通过“硬接触”方法定义法向接触，以具有 0.1 摩擦系数的“罚方法”定义切向接触。开展了精细化网格 (0.5 mm) 和相对粗糙网格 (1.5 mm、3.0 mm) 模型

计算对比分析。在不考虑 GFRP 损伤的情况下，1.5 mm 全局网格尺寸与精细化网格计算结果相差不大，同时求解效率更高，故后续分析总体上延用 1.5 mm 网格尺寸。

3 试验结果与讨论

3.1 荷载-位移曲线与失效过程

图 5 为试验和实体有限元模型所得荷载与接头压缩变形关系曲线，并在曲线上标出了加载过程中重要事件的对应位置。由于缺少拉挤 GFRP 材料的断裂性能参数，本文实体有限元模型未考虑 GFRP 的渐进损伤行为；而 BBSC 的二次承载行为伴随显著材料损伤，图 5 中仅给出了有限元模型在胶层破坏前后的计算结果，未进一步模拟二次承载行为。表 2 汇总了有关试验结果。对于 BBSC 试件，试验一开始需要消除接触间隙，随后曲线以较大斜率 (平均达到 142.6 kN/mm，取值为 25 kN 至 80% 首个极值荷载之间曲线线性拟合结果) 近似线性地达到首个极值荷载 (即图中标注为 Bond failure 的点)，反映 BBSC 在受载初期具有较大压缩刚度。在快到达极值荷载前，可以听到轻微的胶层开裂声响，但未产生明显荷载突变，表明胶层的局部初始破坏不影响整体性能。在达到首个极值荷载后，由于胶层的突然大规模开裂，曲线产生显著掉载现象，但试件外表面未见明显破坏，如图 6(a1) 所示。螺栓间隙决定了掉载幅值，待螺栓与 GFRP 螺栓孔紧密接触后形成稳定的螺栓受剪传力机制。继续加载，曲线以较小刚度线性上升 (平均约为 34 kN/mm)，直至到达图 5 中标注为 Bearing failure 的点时，曲线进入持载段，

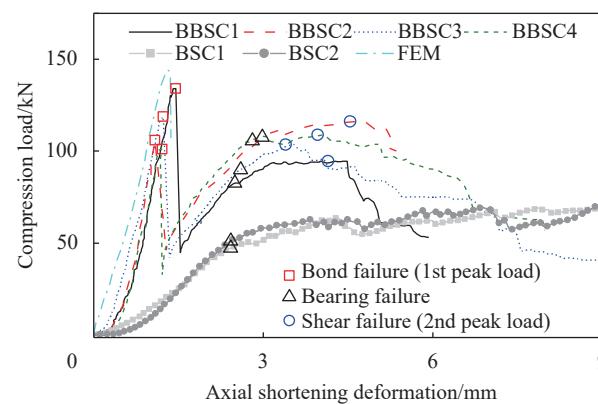


图 5 胶栓混合套管连接试件 (BBSC) 及螺栓套管连接试件 (BSC) 荷载-轴向缩短变形曲线

Fig. 5 Load-axial shortening curves for the bonded-bolted sleeve connection (BBSC) and bolted sleeve connection (BSC) specimens

此时可以在 GFRP 螺栓孔位置观察到明显的挤压破坏(图 6(a2))。在曲线进一步发展至图 5 中标注为 Shear failure 的位置后达到第二极值点, 螺栓孔附近剪应力集中区域产生剪切裂纹, 如图 6(a3) 所示, 接头逐渐丧失承载力。随后裂纹充分延展整个螺栓间距, GFRP 管端部与焊缝挤压接触, 发生如图 6(a4) 所示的 GFRP 整块剪出破坏, 接头

完全丧失承载力。试验结束后, 未在 GFRP 管端部增强段观测到胶层开裂或 GFRP 破坏现象; 观察 GFRP 管的剪出部分, 如图 6(b) 所示, 可见 BBSC 的胶接区域以钢套管和胶层之间的界面破坏为主, 表明粘胶工艺表面处理方式有待优化。但由于本文并不重点关注如何提升胶接界面强度, 这一点在下文中不再讨论。

表 2 BBSC 和 BSC 试件试验结果汇总

Table 2 Summary of the experiment results of BBSC and BSC specimens

Specimen label	A_a/mm^2	$N_{i,\text{exp}}/\text{kN}$	$\overline{N_{i,\text{exp}}}/\text{kN}$	$N_{i,\text{FEM}}/\text{kN}$	$N_{B,\text{exp}}/\text{kN}$	$\overline{N_{B,\text{exp}}}/\text{kN}$	$N_{S,\text{exp}}/\text{kN}$	$\overline{N_{S,\text{exp}}}/\text{kN}$	$K_{a,\text{exp}}/(\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1})$	$K_{a,\text{FEM}}/(\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1})$
BBSC1		132.6			82.5		94.4			
BBSC2	4×48 mm×	105.9			107.5		116.1			
BBSC3	150 mm	118.8	114.6	144.1	90.0	96.4	103.4	105.7	142.63	117.7
BBSC4		101.2			105.5		108.8			
BSC1	0	—	—	—	51.1	49.2	—	—	30.7	—
BSC2		—	—	—	47.3		—	—		

Notes: Subscript exp and FEM denote experiment value and 3D FEM value, respectively; Variables with an overline $\overline{N_x}$ means average value of N_x ; A_a —Adhesive bond area; N_i —Load at bond failure; N_B —Load at bearing failure; N_S —Load at shear failure; K_a —Axial compression stiffness of the joint.

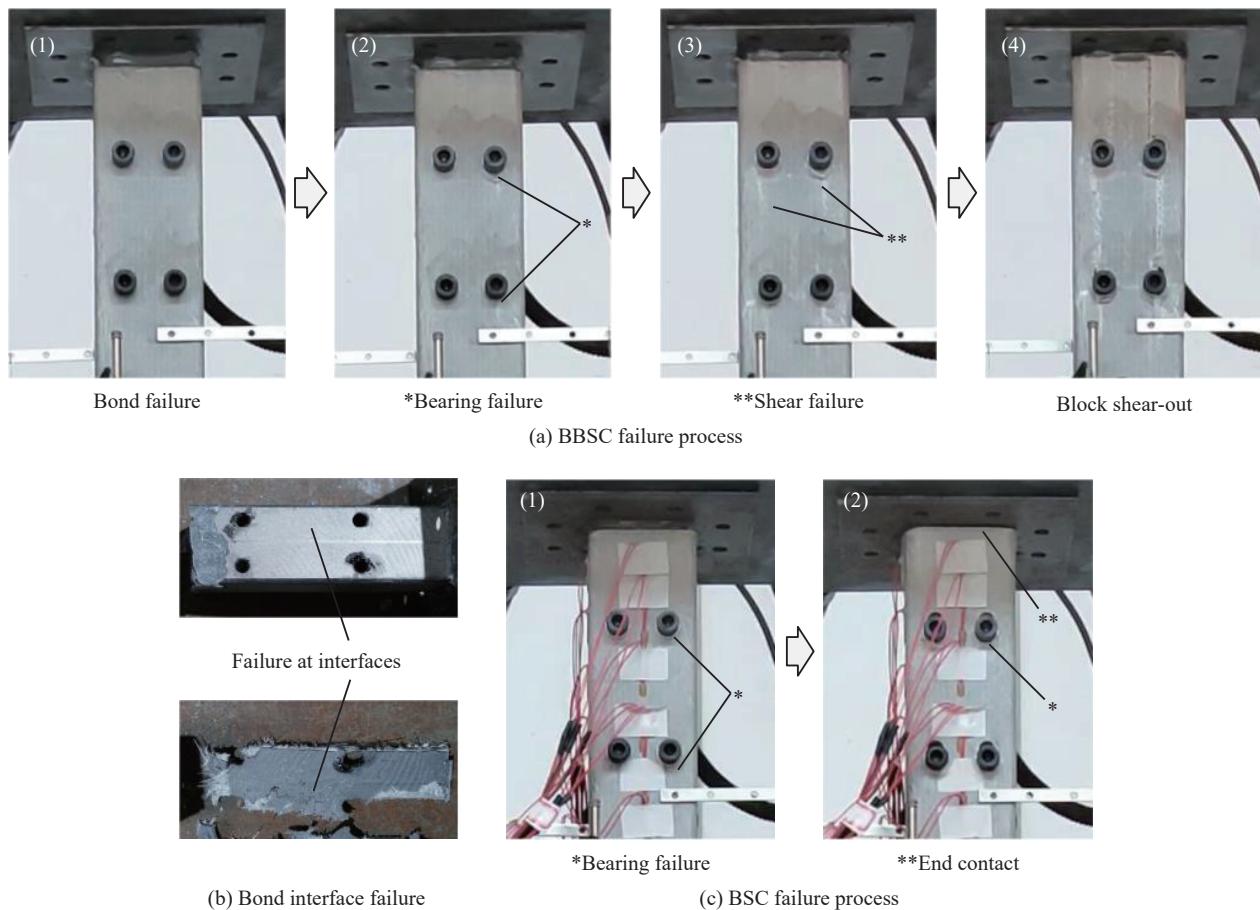


图 6 胶栓混合套管连接和螺栓套管连接试件失效过程

Fig. 6 Failure processes of the bonded-bolted sleeve connection and bolted sleeve connection specimens

图 5 中, 对于 BSC 试件, 曲线间隙消除阶段和螺栓孔挤压破坏过程更为延长, 在荷载仅 50 kN 左右便可观察到 GFRP 螺栓孔挤压破坏裂纹, 如图 6(c1) 所示。随后挤压破坏继续发展, 曲线进入持载段, 直至 GFRP 管端部接触焊缝, 也未在 GFRP 管表面观测到剪切裂纹, GFRP 以螺栓孔挤压破坏为主, 如图 6(c2) 所示。通过图 5 中两种试件曲线对比可以看出, BBSC 与 BSC 的持载行为均是由于 GFRP 螺栓孔的挤压破坏产生的, 但前者的荷载水平比后者平均高出了 47.2 kN。这是由于, BBSC 胶层失效后, 闭口截面管的约束作用使得脱胶界面之间仍存在挤压和摩擦咬合力, 在摩擦咬合力、未破坏胶层和螺栓剪切共同作用下, 胶层连接表现出剩余强度^[19], 整个接头在二次承载阶段表现出高于纯螺栓连接的荷载水平。

3.2 应变响应

图 7(a)~7(c) 分别展示了试件 BBSC1~BBSC3 在胶层破坏前荷载达到 34 kN、67 kN 和 100 kN 时, 试验测得的 GFRP 管表面应变分布情况, 以及实体有限元模型得到的同一应变测量路径上的应变

仿真结果。这 3 个荷载水平分别对应了 BBSC1 胶层破坏强度的 25%、50% 和 75%。由于 3 个试件的极限强度差异相对较大, 图 7(d) 仅展示了试件在首个极值荷载下应变的实测值及其平均值连线, 未与有限元结果作对比。在图 7(a)~7(c) 中, 有限元分布情况与实测应变值大体一致, 但仍存在一定差异。这一误差归结于: 一方面, 试验工装设计上, 试件两端加载面难以实现完全平行, 导致每组试验的应变测量结果存在系统误差; 另一方面, 实体有限元中胶层参数代表了整个粘胶范围内的平均性能, 忽略了粘胶缺陷, 有限元模型 GFRP 表面应变相对于真实测量应变更趋于线性分布。图 8(a)、图 8(b) 分别展示了试件 BSC1 和 BSC2 在 34 kN 和 50 kN 荷载水平下的应变分布情况, 以及对应的有限元结果。这两个荷载水平分别与图 7(a) 和图 5 中 Bearing failure 位置相对应。BSC 试件有限元模型通过在 BBSC 试件有限元模型基础上删去胶层有关单元和接触设置得到。与图 7(a)~7(c) 相比, BSC 试件应变实测值和仿真值吻合相对更好。对比来看, 图 7 和图 8 展现了两

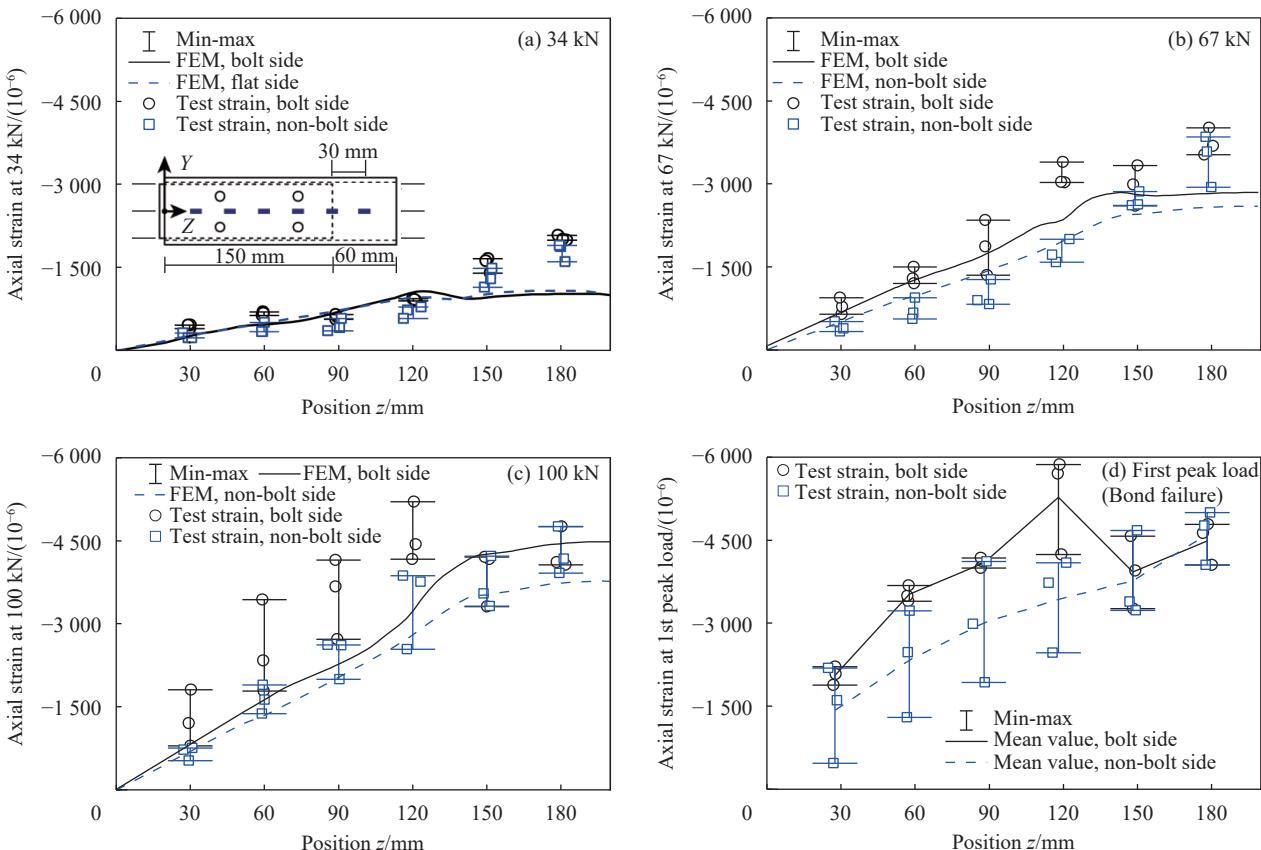


图 7 不同荷载水平下胶栓混合套管连接试件应变响应

Fig. 7 Strain responses of the bonded-bolted sleeve connection specimens at different load levels

种截然不同的荷载传递机制造成的影响。图 7(a)~7(c) 中, 在 $z = 150$ ~210 mm 区间内为纯 GFRP 管截面, 该区间应变值变化不大。在 $z = 150$ ~0 mm 范围内为胶层传力区间, 应变值逐渐减小至零应变。在有螺栓面上, 螺栓孔的存在使得该面 GFRP 横截面积减小, 因此有螺栓面上应变

值均大于无螺栓面应变值。在图 8 中, 由 $z = 210$ mm 至 $z = 0$ mm, 应变分布同样呈下降趋势, 但有螺栓面应变在两个螺栓截面处应变值发生陡然变化。显然, 在螺栓截面处, 应力集中发生在螺栓孔区域, 而应变采集路径处于螺栓孔之间, 相对于同一横截面其他位置应变值较小。

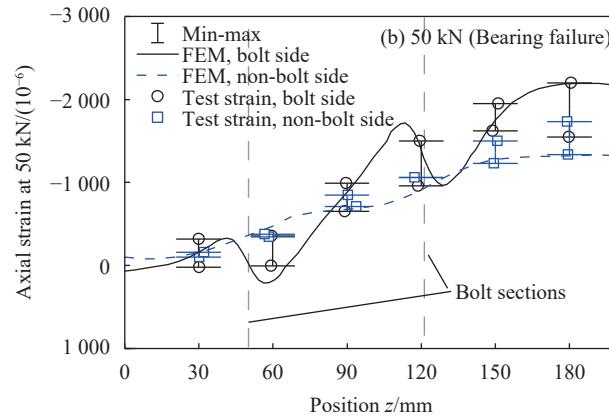
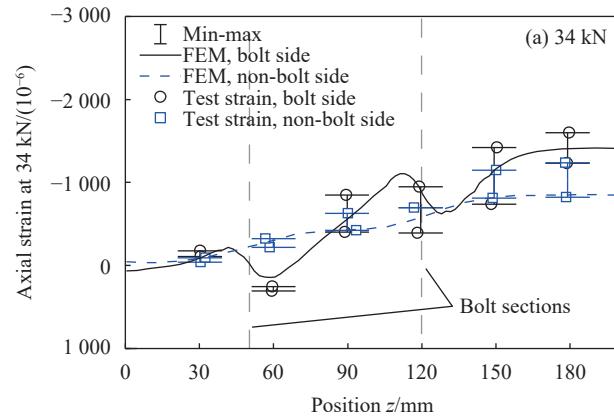


图 8 不同荷载水平下螺栓套管连接试件应变响应

Fig. 8 Strain responses of the bolted sleeve connection specimens at different load levels

3.3 荷载传递机制

从试验结果来看, 胶栓混合套管连接轴压承载全过程可区分为首次承载和二次承载两个阶段。首次承载阶段指接头开始承载至胶层破坏并发生

掉载。二次承载阶段指的是掉载结束后, 荷载开始增加, 直至因 GFRP 剪切破坏而丧失承载力。在上述两阶段, 胶栓混合套管连接的荷载传递机制有所不同, 具体如图 9 所示。

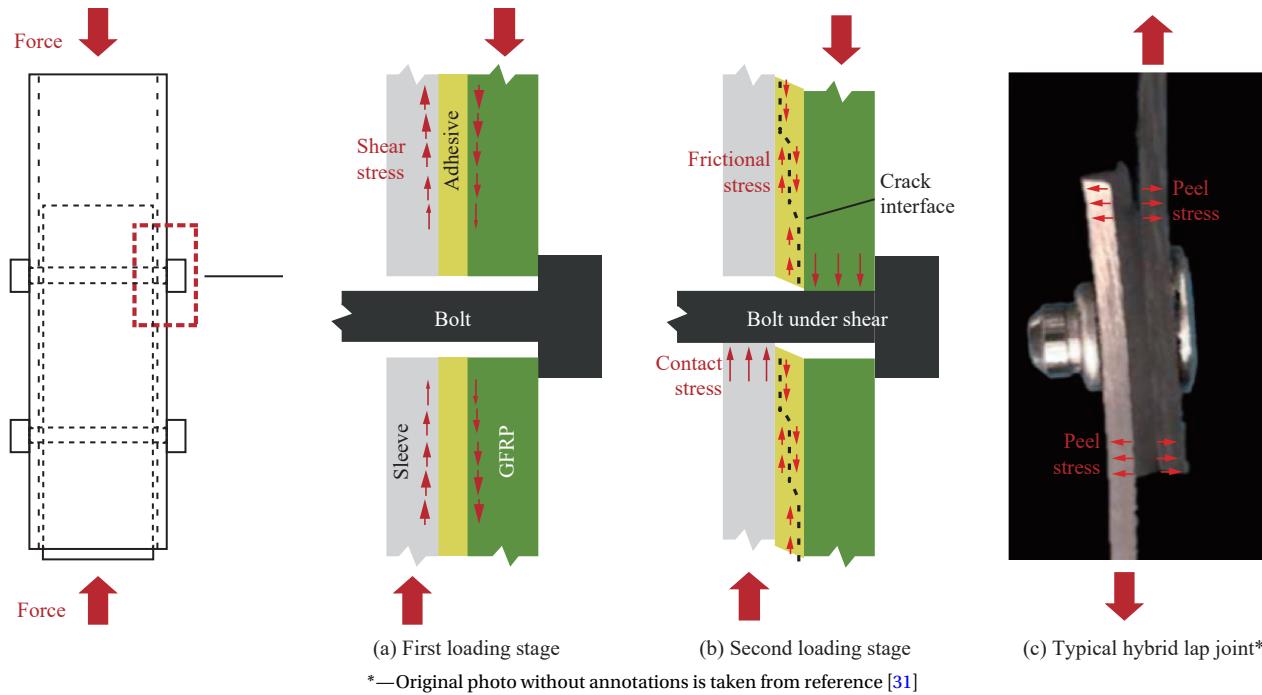


图 9 胶栓混合连接传力机制示意图

Fig. 9 Schematic diagram for the load transmitting mechanism of bonded-bolted connections

在首次承载阶段,如图9(a)所示,由于螺杆与GFRP螺栓孔之间存在间隙,GFRP管内的应力依赖于胶层剪切传递至钢套管。从试验中胶层失效后产生的大幅掉载现象来看,胶层破坏前螺杆与螺栓孔之间并未紧密接触。

在二次承载阶段,如图9(b)所示,胶层失效后持续施加轴向压缩荷载使得螺杆与螺栓孔之间紧密接触,GFRP管内的应力依赖于螺杆受剪传递至钢套管内,此时BBSC接头的压缩刚度与BSC接头的压缩刚度较为接近但前者略大于后者。从图5试验结果来看,BBSC接头的GFRP螺栓孔挤压破坏荷载比BSC接头平均高出了47.2 kN,占比BBSC挤压破坏荷载的49%,表明胶层破坏后界面间的摩擦咬合力是BBSC接头二次承载力的重要来源。

综上所述,通过胶层受剪及胶层破坏后界面摩擦咬合传递应力的内力传递模式在下文中被称为胶层剪切主导机制(Adhesive shear dominated mechanism, ASD);通过螺栓剪切传递构件应力的内力传递模式称为螺栓剪切主导机制(Bolt shear dominated mechanism, BSD)。

单搭接接头拉伸剪切试验是测试胶栓混合连接性能的常用试验方法。如图9(c)所示,搭接接头在胶层破坏后,加载偏心产生的剥离应力造成被粘物之间相互分离,胶层直接退出工作,因此不能反映本文方管胶栓混合接头的组合承载效果。图10汇总了文献[30]和文献[31]开展的胶栓混合搭接接头(编号分别为Hybrid FM300-2M、HJ 0.5)和纯机械紧固搭接接头(编号分别为Bolted、Riveted)试验数据。图中,横坐标为接头的轴向变形,纵

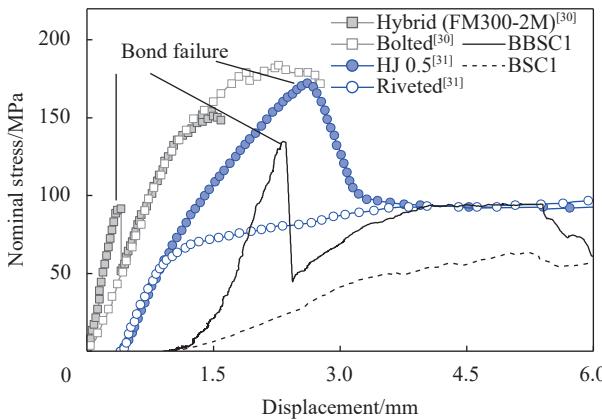


图 10 不同传力机制下接头的名义应力-位移曲线对比

Fig. 10 Comparing the nominal stress-displacement relationship curves of joints with different load transmitting mechanisms

坐标为名义应力,即接头所承受荷载与其所连接的FRP构件横截面积的比值。为便于区分,图10中曲线的起点沿水平方向有所平移。对于上述文献中胶栓混合搭接接头,由于胶层破坏后直接退出工作,混合接头的胶层破坏后平衡路径与纯机械紧固接头的平衡路径趋于一致。但本文BBSC接头的二次承载阶段荷载水平显著高于BSC接头承载能力,体现了较好的组合承载效果。

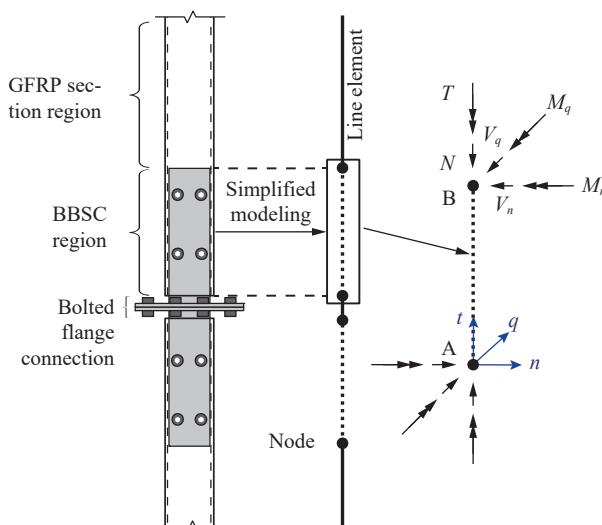
4 接头全过程响应表征

上文研究表明,实体有限元模型模拟胶栓混合接头计算成本大、预测精度影响因素多、模型的合理性取决于是否考虑试件缺陷和材料的破坏性能,是实现GFRP格构柱结构尺度数值分析所存在的现实困难。为此,本节提出了一种针对轴压工况下GFRP管胶栓混合接头的唯象表征方法,以宏观本构模型描述接头所受荷载与变形之间的关系而非从机制层面出发预测接头的响应,从而在GFRP格构柱的结构尺度建模中能够以一种简单的建模方法将接头的破坏行为纳入考虑。

依据试验结果,在压缩荷载作用下,该接头具有两阶段特性,由两种受力机制共同决定,因而可以分阶段进行表征,视整体响应为两种受力机制的叠加结果。

4.1 运动学

考虑含纵向拼接接头的弦杆简化为如图11所



T—Torque; N—Axial force; M—Bending moment; V—Shear force

图 11 采用线单元构造弦杆接头简化模型

Fig. 11 Developing simplified model for the joints of chords using line elements

示线单元特征模型。针对其中胶栓混合套管连接部分单独建立坐标系 \mathbf{n} - \mathbf{q} - \mathbf{t} , 其中 \mathbf{t} 为由 A 指向 B 的切向, \mathbf{q} 和 \mathbf{n} 分别为面外和面内法向。单元 AB 承受由弦杆其他部分传递而来的内力, 包括轴力 N_{B} 、 N_{A} , 剪力 $V_{n,\text{B}}$ 、 $V_{q,\text{B}}$ 、 $V_{n,\text{A}}$ 、 $V_{q,\text{A}}$, 弯矩 $M_{n,\text{B}}$ 、 $M_{q,\text{B}}$ 、 $M_{n,\text{A}}$ 、 $M_{q,\text{A}}$ 和扭矩 T_{B} 、 T_{A} 。节点 A、B 的平动自由度和转动自由度分别表示为 \mathbf{u}_{A} 、 \mathbf{u}_{B} 和 ϕ_{A} 、 ϕ_{B} 。

在此基础上, 单元 AB 的变形包括如下几个方面:

(1) 轴向变形

$$\Delta u = (\mathbf{u}_{\text{A}} - \mathbf{u}_{\text{B}}) \cdot \mathbf{t} \quad (3)$$

(2) 剪切变形

$$\begin{aligned} \Delta v_n &= (\mathbf{u}_{\text{A}} - \mathbf{u}_{\text{B}}) \cdot \mathbf{n} \\ \Delta v_q &= (\mathbf{u}_{\text{A}} - \mathbf{u}_{\text{B}}) \cdot \mathbf{q} \end{aligned} \quad (4)$$

(3) 弯曲变形

$$\begin{aligned} \Delta \phi_n &= (\phi_{\text{A}} - \phi_{\text{B}}) \cdot \mathbf{n} \\ \Delta \phi_q &= (\phi_{\text{A}} - \phi_{\text{B}}) \cdot \mathbf{q} \end{aligned} \quad (5)$$

(4) 扭转变形

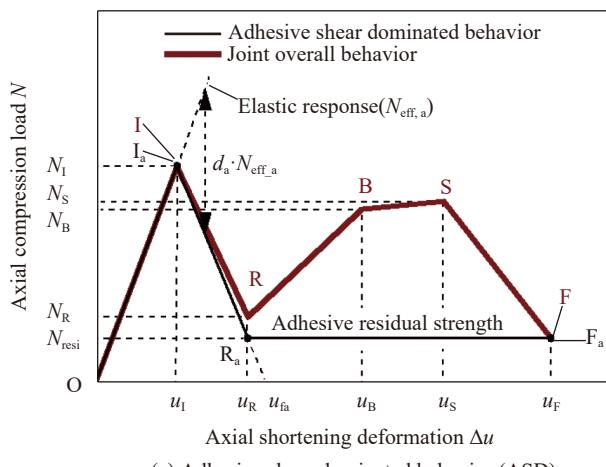
$$\Delta \phi_t = (\phi_{\text{A}} - \phi_{\text{B}}) \cdot \mathbf{t} \quad (6)$$

接头内力与变形之间的关系为:

$$\mathbf{F}_{\text{int}} = \mathbf{D}(\mathbf{u}) \cdot \mathbf{u} \quad (7)$$

其中: $\mathbf{F}_{\text{int}} = \{N, V_n, V_q, T, M_n, M_q\}^T$; $\mathbf{D}(\mathbf{u})$ 为与接头变形相关的 6 阶刚度矩阵; $\mathbf{u} = \{\Delta u, \Delta v_n, \Delta v_q, \Delta \phi_n, \Delta \phi_q\}^T$ 。

当只考虑平面内变形, 且忽略接头剪切变形



N_{I} —轴向载荷在损伤开始时; N_{S} —轴向载荷在剪切失败时; N_{B} —轴向载荷在轴承失败时; N_{R} —第二载荷阶段的初始载荷; N_{resi} —由胶层残余强度贡献的轴向载荷; u_{I} —损伤开始时的变形; u_{R} —第二载荷阶段的初始变形; u_{fa} —胶层完全剪切失败时的变形; u_{B} —轴承失败时的变形; u_{S} —剪切失败时的变形; u_{F} —完全接头失败时的变形; $N_{\text{S},\text{b}}$ —由 BSD 在剪切失败时贡献的轴向载荷; $N_{\text{B},\text{b}}$ —由 BSD 在轴承失败时贡献的轴向载荷; $N_{\text{R},\text{b}}$ —由 BSD 在第二载荷阶段开始时贡献的轴向载荷

图 12 两种受力机制的本构关系曲线示意图

Fig. 12 Schematic diagram of the constitutional relationship curves of the two load transmitting mechanisms

情况下, BBSC 接头的变形分量只包含 Δu 和 $\Delta \phi_q$, 此时接头所受内力与接头变形之间的关系简化为

$$\begin{Bmatrix} N \\ M_q \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & \\ & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta \phi_q \end{Bmatrix} \quad (8)$$

在本文仅考虑接头轴向压缩行为的情况下, 式(8)可进一步简化为只考虑轴力和轴向变形之间的关系: $N = D_{11}\Delta u$ 。接头的纵向压缩行为被区分为胶层剪切主导和螺栓剪切主导两部分, 因此有

$$N(\Delta u) = N_{\text{a}}(\Delta u) + N_{\text{b}}(\Delta u) = [D_{11,\text{a}}(\Delta u) + D_{11,\text{b}}(\Delta u)]\Delta u \quad (9)$$

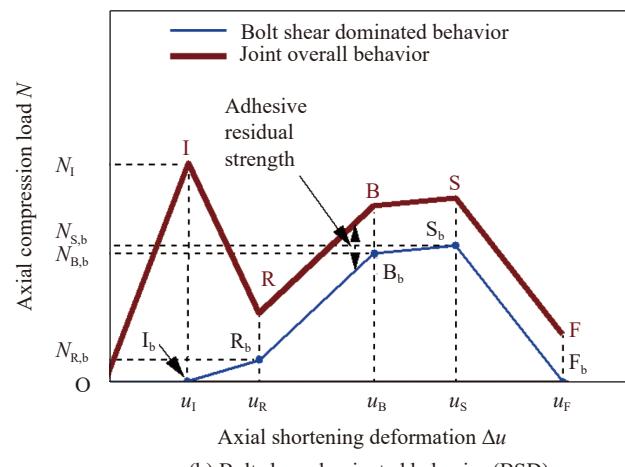
其中: N_{a} 和 N_{b} 分别为胶层剪切主导机制和螺栓剪切主导机制各自承担的轴向荷载; $D_{11,\text{a}}$ 和 $D_{11,\text{b}}$ 为对应的轴压刚度。

4.2 胶层剪切主导行为

图 12(a) 描述了胶层剪切主导机制所分担的轴向荷载与接头变形之间的关系曲线。假设荷载 N_{a} 以线性特征增长至极值荷载 N_{I} , 而后发生脆性破坏, 荷载突降至胶接残余承载力水平 N_{resi} , 并在后续过程中保持该承载力。在点 R_{a} 之前, 胶层剪切主导机制的行为类似于线弹性——线性退化本构, 因而 N_{a} 与 Δu 之间的关系可描述为

$$\begin{cases} N_{\text{a}} = N_{\text{eff},\text{a}}d_{\text{a}} \\ N_{\text{eff},\text{a}} = D_{11,\text{a}}\Delta u \end{cases} \quad (10)$$

其中: $N_{\text{eff},\text{a}}$ 为纯弹性情况下胶层所承受的有效荷载; d_{a} 为胶层的损伤变量。



依据接头变形所处阶段不同, d_a 取值也有所变化, 具体为

$$d_a = \begin{cases} 0, & 0 \leq \Delta u < u_I \\ 1 - \frac{u_I(u_{fa} - \Delta u)}{\Delta u(u_{fa} - u_I)}, & u_I \leq \Delta u < u_R \\ 1 - \frac{N_{resi}}{D_{11,a}\Delta u}, & \Delta u \geq u_R \end{cases} \quad (11)$$

式中: d_a 取值为 0 表示没有发生胶层损伤, $d_a = 1$ 表示完全脱胶不存在任何剩余承载力; u_I 和 u_{fa} 分别表示胶层初始破坏和胶层完全破坏时接头的轴向压缩位移量; u_R 表示二次承载阶段起始位置接头的轴向压缩位移量。

4.3 螺栓剪切主导行为

图 12(b) 描述了螺栓剪切主导机制作用下, N_b 与 Δu 之间的关系曲线。假设在 I_b 点之前, 螺栓不参与工作; 在曲线到达明显的螺栓孔挤压破坏点 B_b 前, 螺栓剪切主导行为是非线性弹性的。在 B_b-S_b 段, GFRP 在螺栓孔区域产生明显挤压破坏, 因而假定该阶段可类比为金属材料的塑性强化行为, 并在剪切破坏点 S_b 之后产生塑性损伤。由于缺乏接头反向加载试验, 本节暂不考虑接头的反向加载规律; 接头处 GFRP 剪切破坏会造成结构承载力完全丧失, 因此也不考虑 S_b 点之后的行为。

基于上述假设, 接头的压缩变形增量可以分为弹性和塑性两部分:

$$d\Delta u = d\Delta u^e + d\Delta u^p \quad (12)$$

式中, 上标 e 和 p 分别表示弹性和塑性。在单轴压缩工况下, 接头的后继屈服函数为

$$Q(N_b, \Delta u^p) = N_b - N_{B,b}^*(\Delta u^p) = 0 \quad (13)$$

由于不考虑反向加载行为, 式 (13) 中可认为 Δu^p 即为内变量, $N_{B,b}^*(\Delta u^p)$ 为强化规律函数, 其在未产生塑性变形时的初始值为 $N_{B,b}$ 。

基于塑性势理论, 考虑塑性流动法则:

$$d\Delta u^p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial N_b} \quad (14)$$

其中, λ 为任意常数。对式 (13) 进行微分, 并将式 (14) 代入, 得:

$$\frac{\partial Q}{\partial N_b} dN_b + \lambda \frac{\partial Q}{\partial \Delta u^p} \frac{\partial Q}{\partial N_b} = 0 \quad (15)$$

对于式 (12), 同时考虑式 (14), 有:

$$d\Delta u = D_{11,b}^{-1} dN_b + \lambda \frac{\partial Q}{\partial N_b} \quad (16)$$

式 (16) 左乘 $(\partial Q / \partial N_b) D_{11,b}$, 并代入式 (15), 得:

$$\frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} d\Delta u = -\lambda \frac{\partial Q}{\partial \Delta u^p} \frac{\partial Q}{\partial N_b} + \lambda \frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} \frac{\partial Q}{\partial N_b} \quad (17)$$

并可从式 (17) 解得:

$$\lambda = \left(\frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} / \left(\frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} \frac{\partial Q}{\partial N_b} - \frac{\partial Q}{\partial \Delta u^p} \frac{\partial Q}{\partial N_b} \right) \right) d\Delta u \quad (18)$$

将式 (18) 代入左乘 $D_{11,b}$ 后的式 (16), 整理得到:

$$dN_b = \left(D_{11,b} - \left(\frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} \frac{\partial Q}{\partial N_b} \right) / \left(\frac{\partial Q}{\partial N_b} D_{11,b} \frac{\partial Q}{\partial N_b} - \frac{\partial Q}{\partial \Delta u^p} \frac{\partial Q}{\partial N_b} \right) \right) d\Delta u \quad (19)$$

其中, 括号内的项目即为弹塑性刚度 $D_{11,b}^{ep}$ 。根据式 (13), 可以求得式 (19) 中的偏分项:

$$\frac{\partial Q}{\partial N_b} = 1, \quad \frac{\partial Q}{\partial \Delta u^p} = -\frac{dN_{B,b}^*}{d\Delta u^p} \quad (20)$$

从而将式 (19) 进一步化简为

$$dN_b = \left(D_{11,b} - \frac{D_{11,b} D_{11,b}}{D_{11,b} + dN_{B,b}^*/d\Delta u^p} \right) d\Delta u \quad (21)$$

其中, $dN_{B,b}^*/d\Delta u^p$ 为强化规律函数曲线的切线斜率, $D_{11,b}$ 根据 N_b 的大小有所变化如下式, 其中 N_R 和 N_{resi} 分别为接头二次承载阶段的起始承载力和由胶层剩余强度提供的承载力:

$$D_{11,b} = \begin{cases} \frac{N_R - N_{resi}}{u_R - u_I}, & N_b < N_R - N_{resi} \\ \frac{N_B - N_{resi}}{u_B - u_R}, & N_b \geq N_R - N_{resi} \end{cases} \quad (22)$$

4.4 模型参数

本节根据 4.1~4.3 节建立的 BBSC 接头宏观本构, 总结模型所需参数。具体包括如下内容:

(1) 与胶层剪切主导行为有关的量: 胶层极限强度 N_I 、 u_I , 以及定义退化行为的量 N_{resi} 、 u_R ;

(2) 与螺栓剪切主导行为有关的量 $N_{R,b}$ 、 u_R 和 $N_{B,b}$ 、 u_B , 实际上在胶接剩余强度已知情况下等价于确定 N_R 和 N_B ; 强化规律曲线 $N_{B,b}^*(\Delta u^p)$, 同理等价于确定 图 12(b) 中 BS 段曲线 $N_b^{B-S}(\Delta u)$, 通过在 Δu 中减去弹性变形 Δu^e 得到 Δu^p 。在线性强化假设下, 只需要确定 N_S 、 u_S 即可。

上述参数是存在明确物理意义的, 其中与胶层剪切受力机制和螺栓剪切受力机制有关的强度和刚度等参数可以通过解析方法 [32-35] 或精细化仿真方法确定。但胶栓接头的有关参数与粘胶缺陷、螺栓间隙、脱胶界面摩擦力、FRP 损伤破坏等难以定量评估的因素有关, 只有在严格控制上述因

素的前提下, 解析方法和精细化有限元模型才能有效预测相关参数。实际工程结构中上述因素往往是难以精确控制的, 因此, 开展接头试验仍是获取前述参数的有效途径。本节所建立模型的实际工程意义在于, 通过开展小尺度的接头试验确定接头参数后, 能够进一步以较小的试验成本和建模计算成本辅助考虑接头破坏行为时结构层面的设计计算。

5 数值案例

5.1 胶栓混合套管连接接头

本节针对第3节压缩试验中典型试件BBSC1进行表征建模。第4节所建立的接头全过程宏观本构可以通过二次开发方法整合至两节点线单元中^[14, 17-18]。但作为一种更便捷的实现途径, 也可以充分利用现有有限元软件提供的便利条件, 将宏观本构整合至某些自定义单元中。本节利用ABAQUS提供的自定义连接器单元CNN2D3, 将上述本构模型的参数(表3)作为单元的属性参数。通过设置连接器单元类型为“TRANSLATOR”来限制连接器的剪切变形、弯曲变形以及扭转变形。采用双连接器单元并联技术, 为两单元之一赋予“线弹性-损伤演化”行为, 为另一单元赋予“非线性弹性-塑性强化”行为。并联技术使得两单元行为的叠加效果与式(9)所描述的内力-变形关系能够保持一致。为连接器单元赋予重复加、卸载的位移控制荷载, 求解时采用了非线性静力求解器, 并限制最大增量步为0.005。

表3中参数依据前文压缩试验获得, 具体确定依据如下所述。直接提取图5中曲线的关键位置数据如表4所示。表4中, 下标exp表示该参数直接取自试验荷载-位移曲线。由于试验初始阶段存在间隙消除过程, 还需对表4中位移数据进行修正, 减去间隙消除过程产生的位移, 而荷载数据不做改动:

$$\begin{cases} u_X = u_{X,exp} - \left(u_{I,exp} - \frac{N_{I,exp}}{K_{a,exp}^{BBSC}} \right), & X = I, R, B, S \\ N_X = N_{X,exp} \end{cases} \quad (23)$$

根据4.3节基本假设, 图12(b)中I_b-R_b段曲线斜率取为BSC试件的平均压缩刚度, 从而得到胶接剩余承载力N_{resi}为

$$N_{resi} = N_R - K_{a,exp}^{BSC} (u_R - u_I) \quad (24)$$

至此, 确定了BBSC1接头简化模型宏观本构的全部参数如表3所示。

表3 BBSC1 简化模型宏观本构参数

Table 3 Macroscopic constitutive parameters for the simplified model of BBSC1

Adhesive shear dominated behavior	Bolt shear dominated behavior
N _I	132.60 kN
u _I	0.89 mm
u _R	0.97 mm
N _{resi}	42.31 kN
—	—

表4 BBSC1 荷载-位移曲线关键位置数据

Table 4 Key position data of the BBSC1's load-displacement curve

First loading stage	Second loading stage
N _{I,exp}	132.60 kN
u _{I,exp}	1.45 mm
K _{a,exp} ^{BBSC}	149.1 kN/mm
K _{a,exp} ^{BSC}	30.7 kN/mm
—	—
—	N _{S,exp}
—	u _{S,exp}

Notes: (u_{I,exp}, N_{I,exp}), (u_{B,exp}, N_{B,exp}), and (u_{S,exp}, N_{S,exp}) correspond to the bond failure, bearing failure, and shear failure points in Fig. 5, respectively; (u_{R,exp}, N_{R,exp}) corresponds to the start point of the second loading stage; K_{a,exp}^{BBSC} and K_{a,exp}^{BSC} are the compression stiffness of the BBSC and BSC joint, respectively.

图13(a)对比了简化建模方法与试验所得荷载-位移曲线, 同时给出了两种受力机制在受载全过程所分担的压缩荷载。表征模型与试验结果走势基本一致。图13(b)展现了受载全过程中描述ASD损伤行为的变量d_a值变化情况, 其计算公式见式(11)。在卸载路径上, 由于宏观本构假定了胶接存在剩余承载力, 因而在达到首个极值点后持续加载d_a值将不断趋于1.0, 只有在假定胶层不存在任何剩余承载力时d_a值方可等于1.0; 卸载时d_a值保持不变, 即卸载不会产生胶层损伤。

5.2 胶栓混合搭接接头

本节对文献[30]中胶栓混合单搭接接头(试件编号Hybrid FM300-2M)进行表征建模。该接头采用了牌号为Cytec FM300-2M的高模量环氧胶, 其拉伸模量达到2.4 GPa, 可以忽略在胶层破坏前螺栓所承担的剪力; 被粘物为T650/5320单向CFRP预浸料, 铺层为[45/0/-45/90]_{4s}。在拉伸荷载作用下, 试件在荷载达到11.29 kN时发生了胶层破坏并掉载至6.37 kN, 随后螺栓剪切机制发挥作用直至荷载达到16.78 kN时出现了CFRP螺栓孔的“延性”破坏。根据3.3节的有关讨论, 可以假定该接头试件在胶层破坏后胶接不具有剩余承载能力, 因此N_{resi}=0 kN。有关宏观本构参数汇总

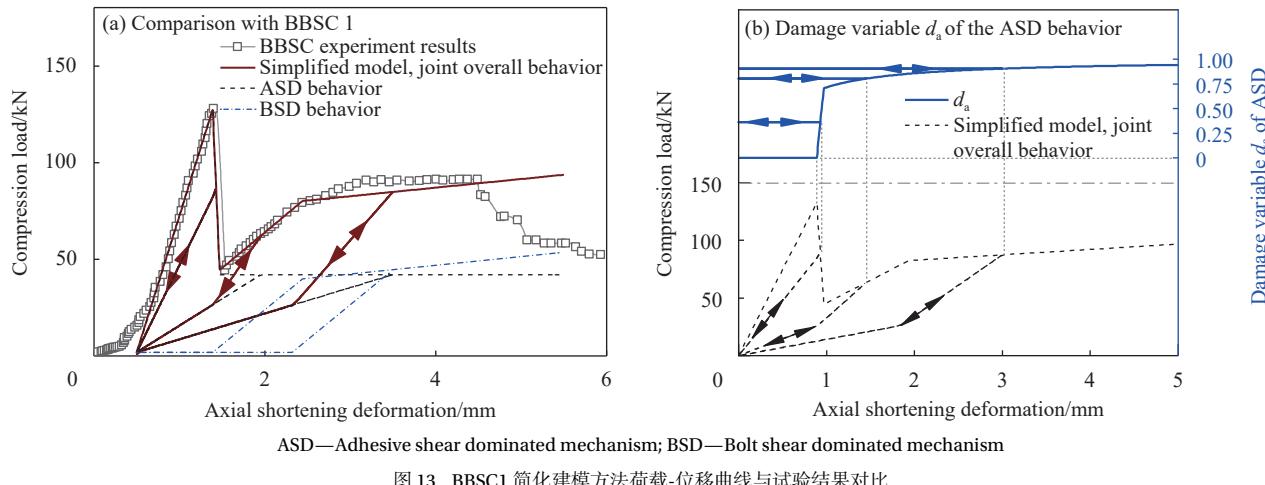


图 13 BBSC1 简化建模方法荷载-位移曲线与试验结果对比

Fig. 13 Comparison of the load-displacement curves of BBSC1 obtained through the simplified modeling method and experiments

于表 5, 参数确定方法及建模技术与 5.1 节相同, 但荷载工况为拉伸。

表 5 文献 [30] 中胶栓混合搭接接头简化模型宏观本构参数

Table 5 Macroscopic constitutive parameters for the simplified model of the bonded-bolted lap joint from the reference [30]

Adhesive shear dominated behavior	Bolt shear dominated behavior		
N_I	11.29 kN	N_R	6.37 kN
u_I	0.3636 mm	N_B	16.78 kN
u_R	0.4064 mm	u_B	1.0695 mm
N_{resi}	0 kN	N_S	19.01 kN
—	—	u_S	1.4759 mm

图 14 为简化建模方法与试验结果对比图。与图 13(a)相比, 由于该模型假定胶层不具备剩余承载力, 因此螺栓剪切主导行为 (BSD) 与接头在

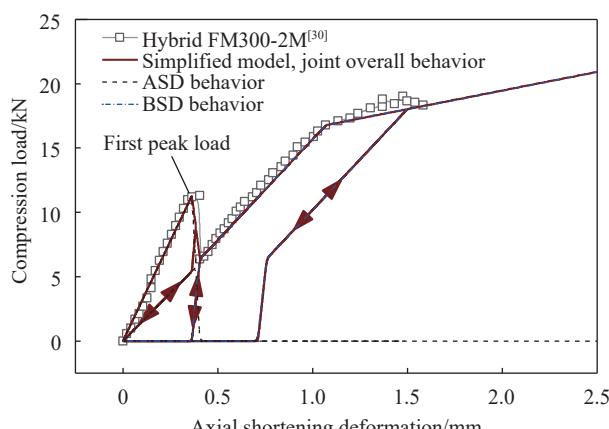


图 14 文献 [30] 中胶栓混合单搭接接头简化建模方法荷载-位移曲线与文献中试验结果对比

Fig. 14 Comparison of the load-displacement curves obtained through the simplified modeling method and experiments from the reference [30] of the bonded-bolted lap joint

首个极值点后的平衡路径是相同的。综合图 13(a)、图 14 对比情况来看, 本文所提出的简化建模方法对于具有两阶段特征的轴向受载胶栓混合接头表征都是有效的。

6 结论

(1) 拉挤玻璃纤维增强复合材料 (GFRP) 方管型材的胶栓混合套管连接在轴压荷载作用下呈现出两阶段特征: 首次承载阶段表现出“线弹性-脆性破坏”行为, 二次承载阶段呈现延性破坏行为。本文胶栓混合套管连接试件在首次承载阶段轴压刚度平均达到 142.63 kN/mm, 二次刚度平均达到 34 kN/mm。首个极值荷载平均值为 114.6 kN, 总体上略高于二次极值荷载, 平均为 105.7 kN。该结果表明, 为避免过于保守的结构设计, 对于采用该接头所设计的临时支撑用格构柱, 其承载力极限状态分析或连续倒塌分析应考虑接头的全过程破坏行为。

(2) 对比来看, 轴压工况下 GFRP 方管的纯螺栓套管接头破坏过程更为延长, 具有延性破坏特征, 但初始压缩刚度仅 30.7 kN/mm, 在荷载仅达到平均 49.2 kN 时便产生显著的螺栓孔挤压破坏, 相较于胶栓混合套管接头的螺栓孔挤压破坏荷载降低了 47.2 kN。该结果表明胶层破坏后仍具有剩余承载力, 使得本文胶栓混合套管连接试件挤压破坏荷载相较于螺栓套管连接试件平均提升了 49%。

(3) 胶栓混合套管接头的全过程受力存在两个主导机制, 一是通过胶层受剪以及胶层破坏后界面间摩擦咬合传递应力的内力传递模式 (胶层剪切主导机制); 二是通过螺栓剪切传递构件应力的

内力传递模式(螺栓剪切主导机制)。在二次承载阶段,方管的闭口截面形式使得破坏界面间保持紧密接触,界面间的摩擦咬合应力使得接头总的荷载水平相较于纯螺栓连接得到显著提升。

(4) 利用胶层剪切主导机制下接头响应曲线与“线弹性-线性退化”材料本构的相似性,以及螺栓剪切主导机制下接头响应曲线与金属材料塑性强化本构的相似性,为GFRP胶栓混合套管接头建立了以接头力和位移表述的宏观本构模型,提出了简化建模方法,提炼了物理意义明确的本构参数。有关数值案例表明该模型对于具有轴载两阶段特征的接头都具有一定的适用性。在未来结构设计阶段,可以通过相对较少的建模计算成本辅助考虑接头破坏行为时结构层面的设计计算。

参考文献:

- [1] YANG X, BAI Y, DING F. Structural performance of a large-scale space frame assembled using pultruded GFRP composites[J]. *Composite Structures*, 2015, 133: 986-996.
- [2] ZHU R, LI F, SHAO F, et al. Static and dynamic behaviour of a hybrid PFRP-aluminium space truss girder: Experimental and numerical study[J]. *Composite Structures*, 2020, 243: 112226.
- [3] LUO F J, HUANG Y, HE X, et al. Development of latticed structures with bolted steel sleeve and plate connection and hollow section GFRP members[J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 137: 106-116.
- [4] BOSCATO G, CASALEGNO C, RUSSO S, et al. Buckling of built-up columns of pultruded fiber-reinforced polymer C-sections[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2014, 18(4): 04013050.
- [5] 陈勇,许金一,谢芳,等. GFRP 输电塔 T 形节点抗弯承载力 [J]. 复合材料学报, 2024, 41(5): 2609-2622.
CHEN Yong, XU Jinyi, XIE Fang, et al. Flexural bearing capacity of T-shaped joints in GFRP transmission towers[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2024, 41(5): 2609-2622(in Chinese).
- [6] 詹易. 纤维增强复合材料 (FRP) 格构柱基本性能研究 [D]. 南京: 东南大学, 2016.
ZHAN Yang. Performance evaluation of lattice columns using pultruded fiber-reinforced polymer (FRP) structural profiles[D]. Nanjing: Southeast University, 2016(in Chinese).
- [7] XIE L, BAI Y, QI Y, et al. Pultruded GFRP square hollow columns with bolted sleeve joints under eccentric compression[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 162: 274-282.
- [8] LUO F J, BAI Y, YANG X, et al. Bolted sleeve joints for connecting pultruded FRP tubular components[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2016, 20(1): 04015024.
- [9] LUO F J, YANG X, BAI Y. Member capacity of pultruded GFRP tubular profile with bolted sleeve joints for assembly of latticed structures[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2016, 20(3): 04015080.
- [10] BAI Y, YANG X. Novel joint for assembly of all-composite space truss structures conceptual design and preliminary study[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2013, 17(1): 130-138.
- [11] 赵宪忠, 闫伸. 空间结构连续性倒塌机制与设计对策 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018: 24-31.
ZHAO Xianzhong, YAN Shen. Mechanism and design strategies for the progressive collapse of spatial structures[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2018: 24-31(in Chinese).
- [12] ZHANG H, ZHANG L, LIU Z, et al. Numerical analysis of hybrid (bonded/bolted) FRP composite joints: A review[J]. *Composite Structures*, 2021, 262: 113606.
- [13] YU D H, LI G, DONG Z Q, et al. A fast and accurate method for the seismic response analysis of reinforced concrete frame structures considering beam-column joint deformation[J]. *Engineering Structures*, 2022, 251: 113401.
- [14] ALANJARI P, ASGARIAN B, KIA M. Nonlinear joint flexibility element for the modeling of jacket-type offshore platforms[J]. *Applied Ocean Research*, 2011, 33(2): 147-157.
- [15] ALANJARI P, ASGARIAN B, SALARI N. Elastic tubular joint element for modelling of multi-brace, uni-planar tubular connections[J]. *Ships and Offshore Structures*, 2014, 10(4): 404-415.
- [16] ASGARIAN B, ALANJARI P, AGHAEIDOOST V. Three-dimensional joint flexibility element for modeling of tubular offshore connections[J]. *Journal of Marine Science and Technology*, 2015, 20(4): 629-639.
- [17] VERWAERDE R, GUIDAULT P A, BOUCARD P A. A nonlinear finite element connector for the simulation of bolted assemblies[J]. *Computational Mechanics*, 2020, 65(6): 1531-1548.
- [18] VERWAERDE R, GUIDAULT P A, BOUCARD P A. A nonlinear finite element connector model with friction and plasticity for the simulation of bolted assemblies[J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2021, 195: 103586.
- [19] QIU C, DING C, HE X, et al. Axial performance of steel splice connection for tubular FRP column members[J]. *Composite Structures*, 2018, 189: 498-509.
- [20] QIU C, BAI Y, ZHANG L, et al. Bending performance of splice connections for assembly of tubular section FRP members: Experimental and numerical study[J]. *Journal*

of Composites for Construction, 2019, 23(5): 04019040.

[21] LIANG Z S, HAN L H, HOU C. Trussed square concrete-filled steel tubular hybrid structures subjected to axial compression[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2023, 211: 108171.

[22] ZHANG Z J, BAI Y, XIAO X. Bonded sleeve connections for joining tubular glass fiber-reinforced polymer beams and columns: Experimental and numerical studies[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2018, 22(4): 04018019.

[23] ZHENG L Q, LI G H, ZHOU J Z, et al. Behavior of three-chord concrete-filled steel tube built-up columns subjected to eccentric compression[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2021, 177: 106435.

[24] XU L, GUO Z X, BASHA S H. Compressive behavior of fabricated coupled composite columns under eccentric loads[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 160: 107385.

[25] TENG J G, FERNANDO D, YU T, et al. Treatment of steel surfaces for effective adhesive bonding[C]//The 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010). Beijing: Tsinghua University Press, 2010: 865-868.

[26] JASPART J P. Eurocode 3: Design of steel structures—Part 1.8—Design of joints (UK edition): prEN 1993-1-8: 2002[S]. Berlin: European Convention for Constructional Steelwork, 2017: 69-70.

[27] LIU X, TAO Y, CHEN X, et al. Seismic performance of bolted flange splicing joints for CFST columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 196: 107412.

[28] EL ZAROUG M, KADIOGLU F, DEMIRAL M, et al. Experimental and numerical investigation into strength of bolted, bonded and hybrid single lap joints: Effects of adherend material type and thickness[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2018, 87: 130-141.

[29] FAME C M, RAMÔA CORREIA J, GHAFOORI E, et al. Damage tolerance of adhesively bonded pultruded GFRP double-strap joints[J]. *Composite Structures*, 2021, 263: 113625.

[30] BODJONA K, FIELDING S, HEIDARI-RARANI M, et al. Effect of adhesive layer compliance on strength of single-lap hybrid bonded-bolted joints[J]. *Composite Structures*, 2021, 261: 113324.

[31] ZHANG H, SONG Z, ZHANG L, et al. Effect of hydro-thermal environment on the fatigue fracture mechanism of single lap aluminum-CFRP hybrid (riveted/bonded) joints[J]. *International Journal of Fatigue*, 2022, 165: 107177.

[32] BARUT A, MADENCI E. Analysis of bolted-bonded composite single-lap joints under combined in-plane and transverse loading[J]. *Composite Structures*, 2009, 88(4): 579-594.

[33] OLMEDO A, SANTIUSTE C, BARBERO E. An analytical model for predicting the stiffness and strength of pinned-joint composite laminates[J]. *Composites Science and Technology*, 2014, 90: 67-73.

[34] QIU C, FENG P, YANG Y, et al. Joint capacity of bonded sleeve connections for tubular fibre reinforced polymer members[J]. *Composite Structures*, 2017, 163: 267-279.

[35] PAROISSIEN E, LACHAUD F, SCHWARTZ S. Modelling load transfer in single-lap adhesively bonded and hybrid (bolted/bonded) joints[J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2022, 130: 100811.