

## 木-混凝土螺栓连接力学性能试验及承载力计算模型

熊海贝<sup>1</sup>, 武喆<sup>1</sup>, 欧阳禄<sup>1</sup>, 王治方<sup>1</sup>, 陈佳炜<sup>1,2†</sup>

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092;

2. 南京林业大学土木工程学院, 江苏 南京 210037)

**摘 要:**连接节点的设计是保证木-混凝土混合结构中两种材料协同工作的基础. 为研究常用工程木-混凝土螺栓连接节点的力学性能及破坏模式, 分别选用正交胶合木(Cross-laminated timber, CLT)-混凝土螺栓连接和云杉-松木-冷杉(Spruce Pine Fir, SPF)规格材-混凝土螺栓连接作为试验对象, 设计了27组单调加载试验和低周往复加载试验, 归纳并对比了两类木-混凝土螺栓连接的典型破坏模式. 结果表明: 木-混凝土螺栓连接节点承载力大小与螺栓屈服模式相关, CLT-混凝土螺栓连接相较于SPF-混凝土螺栓连接更易发生双铰破坏, 且CLT-混凝土螺栓连接具有更好的延性. 基于对两类连接力学性能差异的影响机理分析, 考虑钢垫板对承载力的影响, 并引入CLT等效截面, 提出了木-混凝土螺栓连接的承载力力学模型. 计算结果与试验结果对比的平均误差为12.18%, 表明计算值与试验值吻合良好, 可为木-混凝土螺栓连接的设计与应用提供参考.

**关键词:** 木-混凝土混合结构; 螺栓连接; 破坏模式; 力学性能; 计算模型

**中图分类号:** TU399

**文献标志码:** A

## Experimental Study on Mechanical Performance of Timber-concrete Bolted Connections and Bearing Capacity Calculation Model

XIONG Haibei<sup>1</sup>, WU Zhe<sup>1</sup>, OUYANG Lu<sup>1</sup>, WANG Zhifang<sup>1</sup>, CHEN Jiawei<sup>1,2†</sup>

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. College of Civil Engineering, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037, China)

**Abstract:** The design of connections is the foundation for ensuring the cooperative work of both materials in timber-concrete hybrid structures. To investigate the mechanical performance and failure modes of timber-concrete bolted connections, this study selected Cross-laminated timber (CLT)-concrete bolted connections and Spruce Pine Fir (SPF)-concrete bolted connections as experimental subjects, and designed twenty-seven sets of monotonic loading tests and cyclic loading tests. The typical failure modes of the two types of timber-concrete bolted connections were summarized and compared. The findings reveal that a direct correlation between the bearing capacity of timber-concrete bolted connections and the bolt-yielding mode is observed. Compared to SPF-concrete

\* 收稿日期:2023-11-25

**基金项目:**国家自然科学基金面上项目(51978502), General Program of National Natural Science Foundation of China(51978502); 地震工程国际合作联合实验室合作研究项目(TMGFXK-2015-002-2), Research Programs of International Joint Research Laboratory of Earthquake Engineering(TMGFXK-2015-002-2)

**作者简介:**熊海贝(1964—), 女, 上海人, 同济大学教授, 博士生导师, 博士

† 通信联系人, E-mail: jiawei\_chen@njfu.edu.cn

bolted connections, CLT-concrete bolted connections are more prone to double-hinge failure and exhibit better ductility. Through the analysis of the influencing mechanisms behind the mechanical performance differences, accounting for the impact of steel plates, and introducing the equivalent section of CLT, a mechanical model for the bearing capacity of timber-concrete bolted connections was proposed. The calculated values showed an average error of 12.18% compared with experimental results, indicating good agreement with the experimental values, which provides a reliable reference for the design and application of timber-concrete bolted connections.

**Key words:** timber-concrete hybrid structure; bolted connection; failure modes; mechanical performance; calculation models

木材作为一种可再生建材,具有绿色环保、保温隔热等优点.在国家“双碳”战略目标背景下,现代木结构建筑凭借其环境友好、抗震性能优、健康宜居等优势得到迅速发展.随着现代工程技术的发展,单层积材(Laminated Veneer Lumber, LVL)、层板胶合木(Glued Laminated Timber, GLT)、正交胶合木(CLT)等工程木制品的应用也为现代木结构发展提供了更多可能性<sup>[1]</sup>.

木-混凝土混合结构可充分发挥木材和混凝土各自的材性优点.相比于纯木结构,木-混凝土混合结构不仅显著提高了结构的承载力和刚度,还有效改善了结构抗火和隔音性能<sup>[2-4]</sup>,在绿色建筑领域具有广阔的应用前景.现已建成的木-混凝土混合结构多采用上下混合木结构体系或混凝土核心筒木结构体系<sup>[5]</sup>.2022年,高86.6 m的Ascent公寓<sup>[6]</sup>于威斯康星州建成.该建筑1~6层采用混凝土框架结构,7~25层为CLT-混凝土核心筒混合结构体系,是目前全球建成的最高现代木结构建筑.我国首栋高层木-混凝土混合结构建筑——江苏省康复医院的建成也标志着木-混凝土混合结构在国内的发展迈上了新的台阶.

木-混凝土混合结构类型主要包括轻木-混凝土混合结构和重木-混凝土混合结构.由云杉-松木-冷杉按照规定尺寸加工而成的SPF规格材具有剪强度高、易加工等优势,被广泛应用于轻木-混凝土混合结构<sup>[7]</sup>.而重木-混凝土混合结构通常选用CLT等工程木产品作为承重木构件.与SPF规格材不同,CLT是由三层及以上板材垂直正交组坯后胶合而成,两者在受力状态下会呈现不同破坏模式和力学性能.

在木-混凝土混合结构中,连接是实现木与混凝土两种材料充分发挥各自优势的基础<sup>[8]</sup>.国内外学者

围绕木材与混凝土之间的混合连接展开了大量研究<sup>[9-12]</sup>.Auclair等<sup>[13]</sup>提出了一种用于木-混凝土混合结构的含钢筋内芯的圆柱形混凝土抗剪连接件,Ling等<sup>[14]</sup>研究了装配有新型工字钢抗剪连接件木-混凝土组合梁的受弯性能,这些新型连接在提高抗剪承载力的同时也伴随着较高的造价.相较于新型连接件,自攻螺钉、螺栓等销轴类连接件在制造成本和施工速度上有明显的优势.Khorsandnia等<sup>[15]</sup>针对多种适用于木-混凝土的自攻螺钉和螺栓剪力件进行推出试验,结果表明在相同分布方式及数量下,螺栓连接具有更优异的抗剪性能.张婧等<sup>[16]</sup>对三组螺栓连接胶合木-混凝土梁板和木柱组合体开展低周往复试验,结果表明试件破坏均由胶合木梁失效引起,该节点形式满足“强柱弱梁,强节点弱构件”的抗震设计原则.Derenzis等<sup>[17]</sup>研究了轻木剪力墙-混凝土基底螺栓连接的受剪性能,分别对装配有单个和多个螺栓的木-混凝土基底构件进行单调试验和低周往复试验.Fennell等<sup>[18]</sup>对28组轻木剪力墙-混凝土螺栓连接力学性能进行测试,试验结果均表明该木-混凝土螺栓连接具有较好的延性.

另外,目前关于木-木螺栓连接和木-钢混合螺栓连接的承载力计算方法已有广泛讨论<sup>[19-22]</sup>,然而对于木-混凝土混合螺栓连接计算模型还亟待研究.Johansen<sup>[23]</sup>提出了一种用于计算螺栓连接承载力的屈服理论,在木结构销连接中被普遍使用.He等<sup>[24]</sup>通过木-混凝土螺栓连接推出试验,得出节点抗剪强度受混凝土强度和螺栓直径控制.熊海贝等<sup>[25]</sup>对规格材-混凝土单螺栓连接节点进行单调加载试验,结果表明在螺栓与木块之间增加钢垫板可以使试件屈服承载力和极限承载力提高一倍左右.

为研究工程木种类对木-混凝土螺栓连接力学

性能的影响,本文选取 SPF 规格材和 CLT 两种常用结构用木材,通过 27 个木-混凝土螺栓连接试件的单调加载和低周往复加载试验,对其破坏模式和基本力学性能进行比对分析.同时,本文考虑钢垫板对节点承载力的影响,建立了木-混凝土单螺栓连接承载力计算模型,并针对 CLT 的特有界面组成,利用等效截面对其承载力进行计算,为后续木-混凝土螺栓连接性能研究和工程应用提供参考.

1 试验概况

1.1 试件设计

考虑影响木-混凝土螺栓连接力学性能的关键参数,本试验选取木材种类、木材特性、螺栓直径、螺栓强度等级和厚径比 5 个因素,共设计了 15 个试件,对其进行单调加载试验;同时,为了研究动力往复荷载下木-混凝土螺栓连接的破坏模式和滞回性能,设计了 12 个试件进行低周往复加载试验.试件主要设计参数见表 1 和表 2.由于两种木材的加工方式及受力特性的不同,对于 SPF-混凝土螺栓连接,选取厚度作为木材特性考虑因素;对于 CLT-混凝土螺栓连接,选取受力方向作为木材特性考虑因素,其中顺纹试件指在加载方向上,CLT 外部两层层板为顺纹方向而内部层板为横纹方向,横纹试件相反.

表 1 单调加载试件设计参数  
Tab.1 Design parameters of specimens for monotonic loading tests

试件编号	木材种类	木材特性	螺栓直径 $d/\text{mm}$	厚径比	螺栓强度等级
S-76-14-4.8-M	SPF	76 mm	14	5.43	4.8
S-76-16-4.8-M		76 mm	16	4.75	4.8
S-76-18-4.8-M		76 mm	18	4.22	4.8
S-114-14-4.8-M		114 mm	14	8.14	4.8
S-114-16-4.8-M		114 mm	16	7.13	4.8
S-114-18-4.8-M		114 mm	18	6.33	4.8
S-114-18-8.8-M		114 mm	18	6.33	8.8
C-P-14-4.8-M	CLT	顺纹	14	7.50	4.8
C-P-16-4.8-M		顺纹	16	6.56	4.8
C-P-18-4.8-M		顺纹	18	5.83	4.8
C-P-18-8.8-M		顺纹	18	5.83	8.8
C-T-14-4.8-M		横纹	14	7.50	4.8
C-T-16-4.8-M		横纹	16	6.56	4.8
C-T-18-4.8-M		横纹	18	5.83	4.8
C-T-18-8.8-M		横纹	18	5.83	8.8

表 2 低周往复加载试件设计参数  
Tab.2 Design parameters of specimens for cyclic loading tests

试件编号	木材种类	木材特性	螺栓直径 $d/\text{mm}$	厚径比	螺栓强度等级
S-76-16-C	SPF	76 mm	16	4.75	4.8
S-76-18-C		76 mm	18	4.22	
S-114-16-C		114 mm	16	7.13	
S-114-18-C		114 mm	18	6.33	
C-P-16-C-1	CLT	顺纹	14	6.56	4.8
C-P-16-C-2		顺纹	16	6.56	
C-P-16-C-3		顺纹	18	6.56	
C-P-18-C		顺纹	18	5.83	
C-T-16-C-1		横纹	14	6.56	
C-T-16-C-2		横纹	16	6.56	
C-T-16-C-3		横纹	18	6.56	
C-T-18-C		横纹	18	5.83	

木-混凝土螺栓连接试件尺寸及构造如图 1 所示.试件的混凝土尺寸为 300 mm×500 mm×250 mm,螺栓嵌入混凝土 200 mm 深,钢垫板尺寸为 60 mm×60 mm×5 mm;SPF 为加拿大进口云杉-松-冷杉规格材,尺寸分别为 300 mm×89 mm×76 mm 和 300 mm×89 mm×114 mm;CLT 板材为国产三层铁杉 CLT 板,尺寸为 300 mm×89 mm×105 mm.

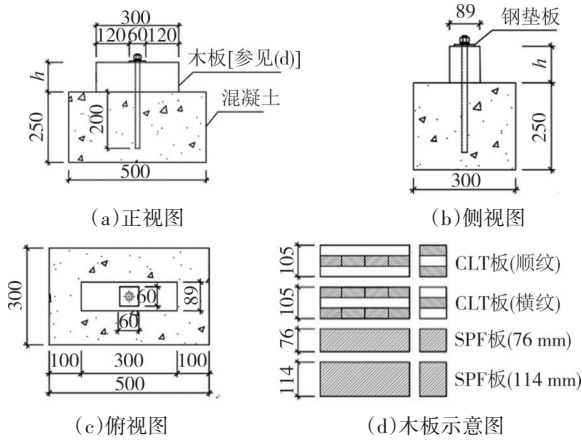


图 1 木-混凝土螺栓连接示意(单位:mm)  
Fig.1 Geometry of timber-concrete bolted connection (unit: mm)

1.2 材料性能

木-混凝土螺栓连接中包括混凝土、钢材和木材三种材料,按相应的规范对三种材料进行材性试验.实测混凝土立方体抗压强度  $F_{cc}$  见表 3,螺栓抗拉强度试验值见表 4,SPF 材性试验结果见表 5,CLT(铁杉)材性试验结果见表 6.



表 3 混凝土标准立方体抗压强度

Tab.3 Test value of compressive strength for concrete

试块编号	混凝土标准立方体边长/mm	$F_{cc,t}/\text{MPa}$	$F_{cc}/\text{MPa}$
1	150	48.53	44.62
2		43.38	
3		41.96	

注:按《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081—2019)要求测试并确定其强度值.

表 4 螺栓抗拉强度试验值

Tab.4 Test value of tensile strength for bolt

强度等级	直径 $d/\text{mm}$	最大力 $F_m/\text{kN}$		$F_m$ 平均值/ kN	抗拉强度 $f_{t,b}/\text{MPa}$
		试样 1	试样 2		
4.8	14	54.86	56.36	55.60	361.18
	16	79.40	77.84	78.62	391.02
	18	96.70	97.21	96.96	381.03
8.8	18	173.22	170.96	172.09	676.27

注:共 4 组,每组 2 个试样,按《金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)要求测试并确定强度值.

表 5 SPF 材性试验结果

Tab.5 Test results of material properties for SPF

性能指标	均值	变异系数/%	试验依据
顺纹抗拉强度	44.66 MPa	17.65	ASTM D143-09
顺纹抗压强度	26.07 MPa	23.79	GB/T 15777-2017
横纹抗拉强度	2.84 MPa	14.73	ASTM D143-09
横纹抗压强度	6.18 MPa	12.85	GB/T 1943-2009
顺纹销槽 承压强度	22.16 MPa	8.04	ASTM D5764-97a
气干密度	0.528 ( $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )	—	GB/T 1933-2009
含水率	13%	—	GB/T 1931-2009

表 6 CLT 材性试验结果

Tab.6 Test results of material properties for CLT

性能指标	均值	变异系数/%	试验依据
顺纹抗压弹模 $E_L$	14 325 MPa	21.80	GB/T 15777-2017
横纹抗压弹模 (径向) $E_R$	1 177 MPa	8.91	GB/T 1943-2009
横纹抗压弹模 (弦向) $E_T$	333 MPa	22.32	GB/T 1943-2009
顺纹销槽承压 强度	30.72 MPa	12.39	ASTM D5764-97a
横纹销槽承压 强度	10.37 MPa	13.10	ASTM D5764-97a
气干密度	0.443 ( $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )	8.70	GB/T 1933-2009
含水率	13.67%	1.18	GB/T 1931-2009

1.3 试验装置与测点布置

试验加载装置如图 2 所示.在试件混凝土块体两侧设置限位移装置,以固定混凝土块.为模拟整块

木楼板的工程实际情况,在木材两侧设置限位装置,对其施加垂直于加载方向的位移约束和转动约束.作动器推动上部木块,采用拉线式传感器测量木块两端沿加载方向的位移,由作动器自带的传感器输出加载点的荷载  $P$  与位移  $\delta$ .

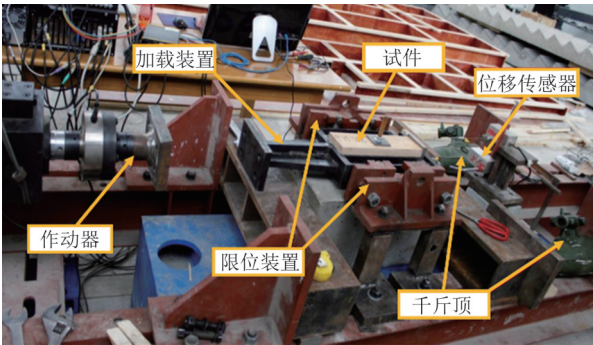


图 2 试验加载装置

Fig.2 Experimental loading setup

1.4 加载制度

单调加载制度参考美国材料与试验协会 ASTM D5652 标准中的建议方法,进行两阶段加载:1)预加载.主要为检测试验所用位移计的工作状态,并消除节点各组成部分可能存在的不良接触.预加荷载为节点承载力预估值的 10%,加载速率为 1.5 mm/min.加载至设定的预加荷载后持荷 2 min,随后卸载.2)正式加载.加载速率为 1.5 mm/min,并持续加载至试件达到破坏位移.

低周往复加载制度参考美国材料与试验协会 ASTM E2126 标准中的方法 B (ISO 16670 标准)进行:1)根据单调加载试验确定的极限位移值的 1.25%、2.5%、5%、7.5% 和 10% 三角形波依次进行一个循环;2)根据单调加载试验确定的极限位移值的 20%、40%、60%、80%、100% 和 120% 三角形波依次进行三个循环,试件破坏时终止试验.

2 单调加载试验结果及分析

2.1 试验现象

通过对 15 组试件进行单调加载试验,记录木材、螺栓和混凝土在单调加载过程中的最终破坏现象,总结为 5 种主要破坏模式(图 3)和两种螺栓屈服模式(图 4).其中破坏模式包括:垫板下木材局部承压破坏(破坏模式 I)、木材劈裂破坏(破坏模式 II)、

销槽承压破坏(破坏模式Ⅲ)、螺栓剪断破坏(破坏模式Ⅳ)和混凝土开裂破坏(破坏模式Ⅴ);螺栓屈服模式包括:单塑性铰屈服(屈服模式Ⅰ)、双塑性铰屈服(屈服模式Ⅱ).单调加载下各试件试验现象及破坏模式见表7.

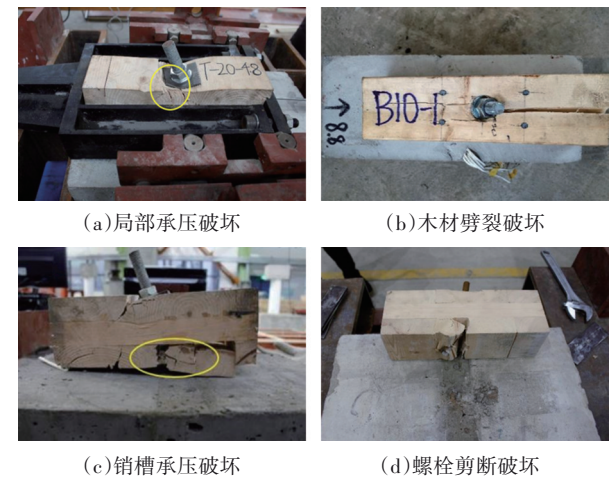


图3 单调加载试验木-混凝土螺栓连接破坏模式

Fig.3 Failure modes of timber-concrete bolted connections in monotonic loading tests

总结单调加载试验现象可知:1)销槽承压破坏大多与局部承压破坏或顺纹劈裂破坏同时出现,SPF-混凝土螺栓连接更多发生木材劈裂破坏,而CLT-混凝土螺栓连接更多发生木材的局部承压破坏,主要原因是由于CLT组胚正交胶合的特性,外层板沿加载方向劈裂时,内层层板会限制劈裂趋势,

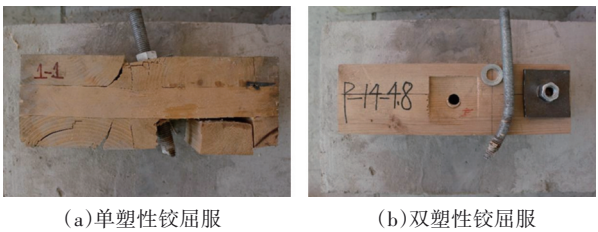


图4 单调加载试验螺栓屈服模式

Fig.4 Bolt yielding modes in monotonic loading tests

从而造成垫板附近的木材局部承压破坏.2)螺栓直径 $d\geq 16\text{ mm}$ 的试件中,CLT-混凝土螺栓连接中螺栓的屈服模式通常为单塑性铰屈服,塑性铰主要发生在CLT与混凝土的界面上;SPF-混凝土螺栓连接中螺栓的主要屈服模式为双塑性铰屈服,塑性铰除了发生在SPF与混凝土的界面上,还发生在SPF内部,这是由于混凝土销槽不易变形,SPF销槽承压强度低于CLT销槽承压强度,更容易产生劈裂.3)对于CLT-混凝土横纹试件,CLT均出现了不同程度的胶结层开裂.由于CLT生产过程中正交胶合的特点,CLT板材在制作加工过程中,应保证胶结层的施胶质量和强度性能.

需要说明的是试验过程中2个试件(试件C-P-18-8.8-M、C-T-18-8.8-M)出现了混凝土开裂现象(破坏模式Ⅴ),属于非正常破坏模式,原因为混凝土强度存在一定离散性,混凝土强度可能低于预期的强度值.

表7 单调加载试验现象及破坏模式

Tab.7 Phenomena and failure modes under monotonic loading tests

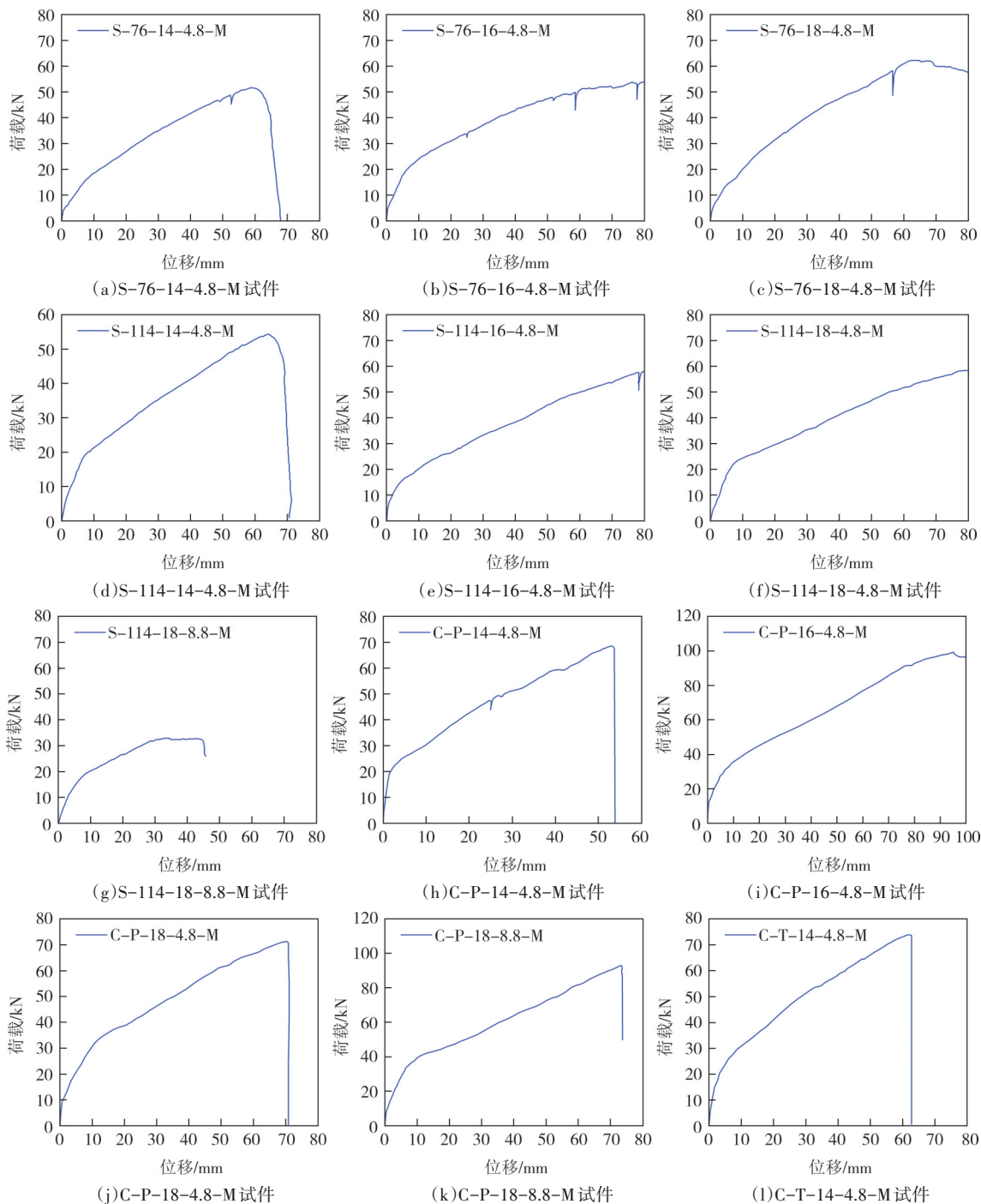
试件编号	木材			螺栓			破坏模式
	木材局部承压破坏	顺纹劈裂	销槽承压破坏	剪断	单铰	双铰	
S-76-14-4.8-M			√	√		√	Ⅲ+Ⅳ
S-76-16-4.8-M		√	√			√	Ⅱ+Ⅲ
S-76-18-4.8-M		√	√			√	Ⅱ+Ⅲ
S-114-14-4.8-M				√		√	Ⅳ
S-114-16-4.8-M		√	√			√	Ⅱ+Ⅲ
S-114-18-4.8-M		√	√			√	Ⅱ+Ⅲ
S-114-18-8.8-M		√	√		√		Ⅱ+Ⅲ
C-P-14-4.8-M				√		√	Ⅳ
C-P-16-4.8-M	√	√			√		Ⅰ
C-P-18-4.8-M				√		√	Ⅳ
C-P-18-8.8-M					√		Ⅴ
C-T-14-4.8-M			√	√		√	Ⅳ
C-T-16-4.8-M	√		√			√	Ⅰ+Ⅲ
C-T-18-4.8-M	√		√	√	√		Ⅰ+Ⅳ
C-T-18-8.8-M	√		√		√		Ⅴ

## 2.2 试验结果分析

### 2.2.1 荷载-位移曲线

单调加载试验下,各试验试件荷载-位移曲线如图 5 所示.总结各试件在加载过程中的变形特征及荷载-位移曲线可知,对于木-混凝土螺栓连接,尽管破坏模式有所不同,但试件的荷载-位移关系按照加载过程基本可分为线弹性阶段、弹塑性阶段和破坏阶段.以试件 S-114-14-4.8-M 为例给出典型荷载-位移曲线的发展过程,见图 6.具体如下:1)弹性阶段.螺栓和木材主要发生弹性变形,节点刚度体现为初始刚度.弹性阶段

位移发展通常小于 15 mm,然后曲线出现转折,节点到达屈服点,曲线开始进入弹塑性阶段,屈服后节点刚度明显降低,但并未产生屈服平台.2)弹塑性阶段.节点刚度以某一恒定值基本保持不变,且弹塑性阶段较长,体现了节点较好的延性.3)破坏阶段.当木材劈裂破坏累积到一定程度时,木材会突然发生劈裂破坏,或者当螺杆弯曲变形达到一定程度时,螺杆突然被剪断.此时,节点进入破坏阶段,荷载急剧下降,当荷载降到零,或者低于 80% 的极限荷载时,节点最终破坏.



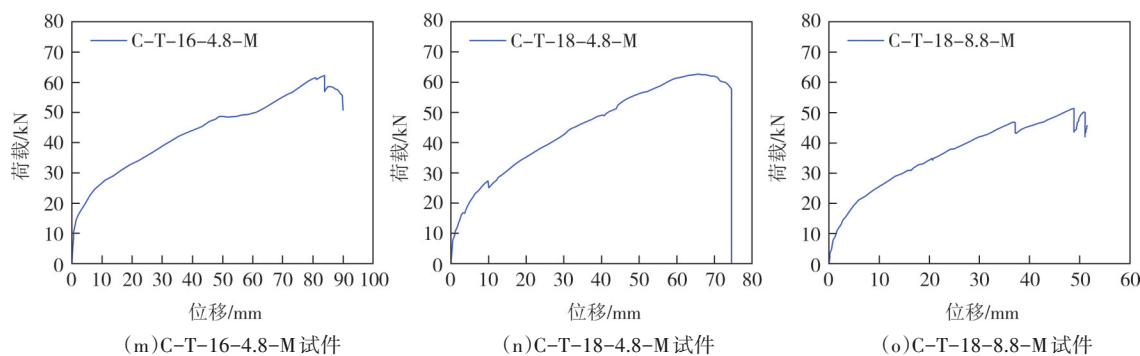


图 5 单调加载试验荷载-位移曲线

Fig.5 Load-displacement curve for monotonic load tests

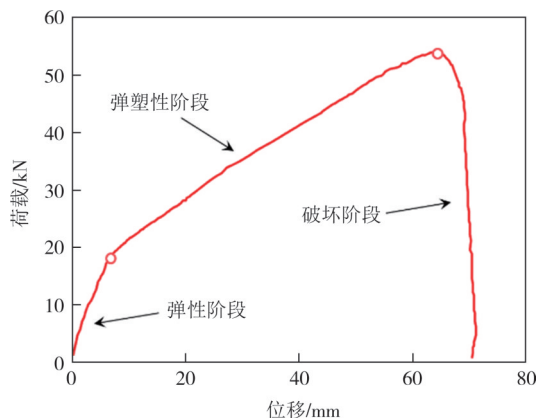


图 6 木-混凝土连接典型荷载-位移曲线

Fig.6 Typical load-displacement curve for timber-concrete connections

2.2.2 力学性能分析

由各组试件荷载-位移曲线得到木-混凝土螺栓连接的各种力学性能参数如表 8 所示,具体参数定

义如下:1)根据美国材料与试验协会 ASTM D5652 标准中对连接屈服点的定义,将荷载-位移曲线弹性阶段直线沿位移轴平移螺栓直径 5% 的距离,得到的平移直线与荷载-位移曲线的交点即为屈服点.屈服点对应的位移即为屈服位移 $\delta_y$ ,屈服点对应的荷载即为屈服荷载 $P_y$ .2)定义荷载-位移曲线中荷载最大值为节点极限承载力 $P_u$ ,极限承载力对应的位移为极限变形 $\delta_u$ .3)定义破坏位移 $\delta_f$ 为试件产生明显破坏或荷载下降至极限荷载的 80% 时对应的位移,破坏位移对应的荷载为破坏荷载 $P_f$ .对于脆性破坏,保守定义极限荷载即为破坏荷载,对应的位移为破坏位移.4)节点延性系数 $\mu$ 定义为破坏位移与屈服位移的比值.5)节点初始刚度 $K_e$ 定义为 10% 极限荷载点与 40% 极限荷载点连线的斜率,即:

$$K_e = (0.4P_u - 0.1P_u) / (\delta_{0.4P_u} - \delta_{0.1P_u}) \tag{1}$$

表 8 单调加载试验力学性能参数

Tab.8 Mechanical performance parameters in monotonic loading tests										
试件编号	破坏模式	厚径比 $h/d$	$P_y/\text{kN}$	$\delta_y/\text{mm}$	$P_u/\text{kN}$	$\delta_u/\text{mm}$	$P_f/\text{kN}$	$\delta_f/\text{mm}$	$K_e/(\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1})$	$\mu$
S-76-14-4.8-M	Ⅲ+Ⅳ	5.43	22.06	14.35	51.57	58.92	51.57	58.92	1.64	4.11
S-76-16-4.8-M	Ⅱ+Ⅲ	4.75	23.40	9.30	53.88	80.18	53.88	80.18	2.82	8.62
S-76-18-4.8-M	Ⅱ+Ⅲ	4.22	27.40	15.38	62.24	64.85	62.24	64.85	1.83	4.22
S-114-14-4.8-M	Ⅳ	8.14	22.45	11.38	54.20	64.01	54.20	64.01	2.10	5.62
S-114-16-4.8-M	Ⅱ+Ⅲ	7.13	24.88	16.20	60.26	91.46	60.26	91.46	1.63	5.65
S-114-18-4.8-M	Ⅱ+Ⅲ	6.33	24.38	9.80	58.98	86.38	58.98	86.38	2.75	8.81
S-114-18-8.8-M	Ⅱ+Ⅲ	6.33	25.18	25.58	60.93	96.01	60.93	96.01	1.02	3.75
C-P-14-4.8-M	Ⅳ	7.50	28.48	7.90	68.52	53.13	64.98	53.82	3.15	6.81
C-P-16-4.8-M	Ⅰ	6.56	41.03	15.76	99.08	95.17	95.73	99.83	2.15	6.33
C-P-18-4.8-M	Ⅳ	5.83	32.66	11.48	71.55	70.51	69.12	70.74	2.52	6.16
C-P-18-8.8-M	Ⅴ	5.83	39.75	10.51	93.14	73.57	64.40	73.76	3.36	7.01
C-T-14-4.8-M	Ⅳ	7.50	30.94	10.23	74.21	62.11	73.75	62.65	2.66	6.12
C-T-16-4.8-M	Ⅰ+Ⅲ	6.56	26.15	9.50	62.25	84.08	50.90	91.10	2.41	9.48
C-T-18-4.8-M	Ⅰ+Ⅳ	5.83	27.31	9.84	62.57	65.56	57.72	74.44	2.50	7.56
C-T-18-8.8-M	Ⅴ	5.83	22.17	7.11	51.36	48.72	51.36	48.72	3.02	6.85



由表 8 可知,木-混凝土螺栓连接在单调加载下的破坏模式与试件厚径比相关,对于 SPF-混凝土螺栓连接,当 SPF 与螺栓厚径比  $h/d \leq 7.13$  时,试件破坏模式以木材劈裂破坏(破坏模式 II)和销槽承压破坏(破坏模式 III)为主,当试件厚径比  $h/d > 7.13$  时,试件易出现螺栓剪断破坏(破坏模式 IV);对于 CLT-混凝土螺栓连接,当 CLT 与螺栓厚径比  $h/d \leq 6.56$  时,试件易发生木材局部承压破坏(破坏模式 I)和销槽承压破坏(破坏模式 III),当试件厚径比  $h/d > 6.56$  时,试件易出现螺栓剪断破坏(破坏模式 IV)。

对比 SPF-混凝土和 CLT-混凝土试件的屈服荷载可知,在相同螺栓强度等级下,相近厚径比的顺纹 CLT-混凝土试件屈服荷载高于 SPF-混凝土试件,这是由于屈服荷载与木材销槽承压强度有关,CLT 顺纹销槽承压强度高于 SPF 的销槽承压强度,故 SPF-混凝土试件的屈服荷载低于 CLT-混凝土试件的屈服荷载。

表 8 给出了各试件的位移延性系数,根据欧洲规范 Eurocode 8 中对连接的分类: $\mu < 4$  为低延性, $\mu > 6$  为高延性, $4 \leq \mu \leq 6$  为中等延性。由此可知,在 SPF-混

凝土单调加载试件中仅试件 S-76-16-4.8-M 和试件 S-114-18-4.8-M 属于高延性范围,其余试件均属于中低延性,而 CLT-混凝土试件均属于高延性范围。由此可见,CLT-混凝土螺栓连接相较于 SPF-混凝土螺栓连接具有更好的延性。除此之外,试件破坏模式与其延性有一定相关性。相比于木材局部承压破坏和销槽承压破坏(破坏模式 I、III)的试件,螺栓剪断破坏(破坏模式 IV)的试件其延性系数偏小,这是由于木材变形能力较强,因此当破坏模式受木材强度性能控制时,试件可产生的位移较大,故延性系数更大。

3 低周往复加载试验结果及分析

3.1 试验现象

记录所有低周往复加载试件最终破坏时木材和螺栓的试验现象,见表 9。木-混凝土螺栓连接在低周往复加载试验中出现多种破坏模式(图 7)。与单调加载试验相比,所有试件垫板均未严重下陷,避免了垫板下木材的局部承压破坏,且在 CLT-混凝土螺栓连接试件中,未出现木材的顺纹劈裂破坏。

表 9 低周往复加载试验现象及破坏模式  
Tab.9 Phenomena and failure modes under monotonic cyclic loading tests

试件编号	木材			螺栓			破坏模式
	木材局部承压破坏	顺纹劈裂	销槽承压破坏	剪断	单铰	双铰	
S-76-16-C				√		√	
S-76-18-C		√		√	√		
S-114-16-C		√		√	√		
S-114-18-C				√		√	
C-P-16-C-1				√		√	
C-P-16-C-2				√		√	IV
C-P-16-C-3				√		√	
C-P-18-C				√		√	
C-T-16-C-1	局部裂纹		√	√		√	
C-T-16-C-2			√	√		√	
C-T-16-C-3	局部裂纹		√	√		√	
C-T-18-C	局部裂纹		√	√		√	

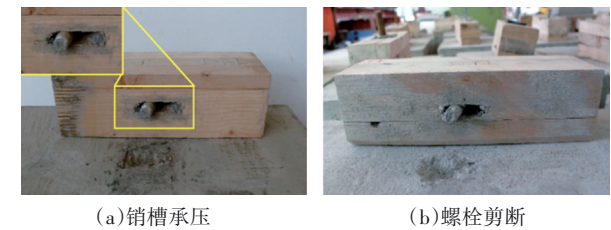


图 7 低周往复加载试验木-混凝土螺栓连接破坏模式  
Fig.7 Test phenomenon of timber-concrete bolted connections in cyclic loading tests

不同于单调加载试验,低周往复荷载下试件均是由螺栓屈服后剪断导致荷载迅速下降至零,为螺栓剪断破坏(破坏模式 IV)起控制作用。CLT-混凝土螺栓连接试件在低周往复荷载下螺栓均出现双塑性铰屈服模式[如图 8(a)(b)所示],塑性铰分别发生在 CLT 与混凝土的界面处及 CLT 板内部,随着位移的增加,螺栓在 CLT 与混凝土界面形成的塑性铰处剪断。SPF-混凝土螺栓试件中螺杆可能出现单塑性铰,



也可能出现双塑性铰[如图8(c)(d)所示].所有试件的混凝土整体完好,但由于螺栓弯曲,在CLT与混凝土接触面上,螺栓塑性铰附近会出现混凝土局部轻微受压破坏.

### 3.2 试验结果分析

#### 3.2.1 荷载-位移曲线

低周往复加载试验下的各试件荷载-位移滞回曲线如图9所示.由滞回曲线可见:SPF-混凝土试件与CLT-混凝土试件的荷载-位移曲线整体形状相似,呈反S型.在低周往复加载过程中,由于螺栓孔逐渐扩大,试件滞回曲线存在“捏缩”现象.相较于CLT-混凝土试件,SPF-混凝土试件“捏缩”现象更为明显,这是由于CLT内外层板材之间垂直正交的特性,可更好地限制螺栓孔洞的扩大.

各个试件的荷载-位移骨架曲线见图10.由骨架曲线可知,各试件的荷载-位移骨架曲线整体呈反S

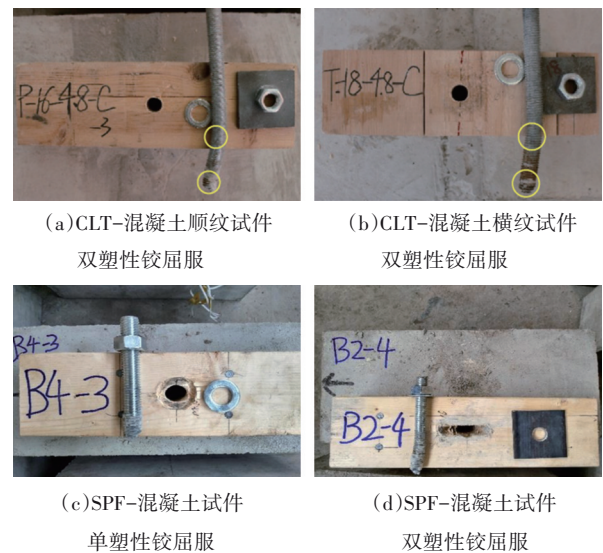


图8 低周往复加载试验螺栓屈服模式

Fig.8 Bolt yielding modes in cyclic loading tests

型,当木材塑性开始发展以及螺栓弯曲屈服,骨架曲

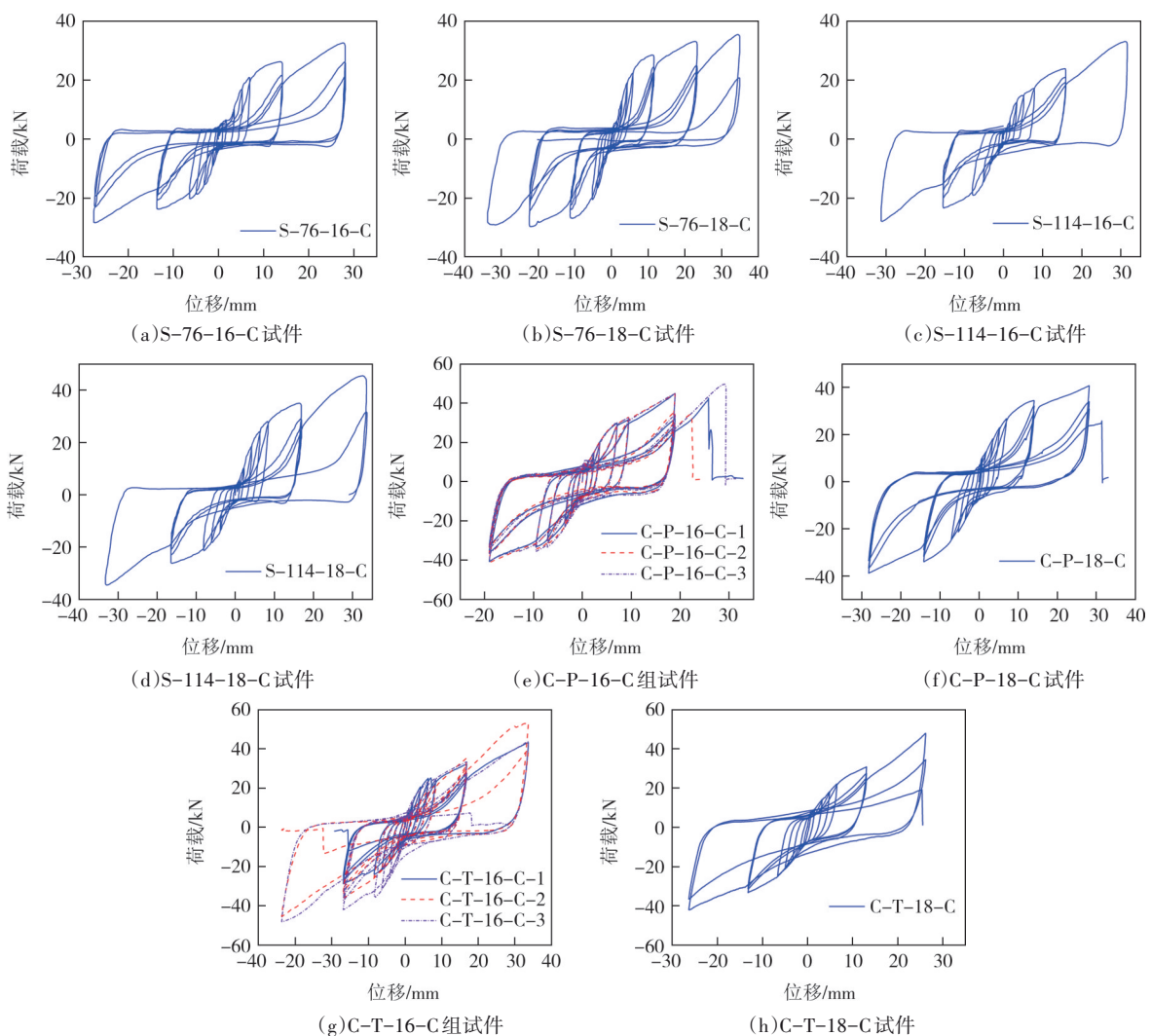


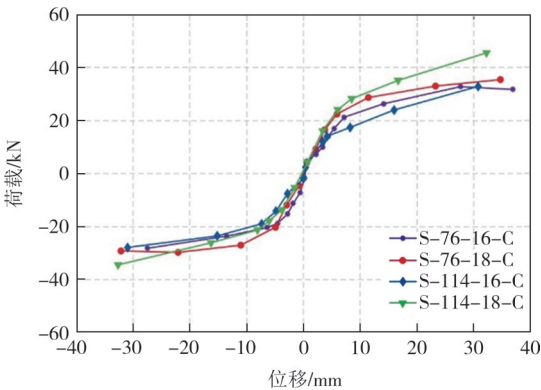
图9 低周往复加载试验滞回曲线

Fig.9 Hysteresis curve for cyclic loading tests

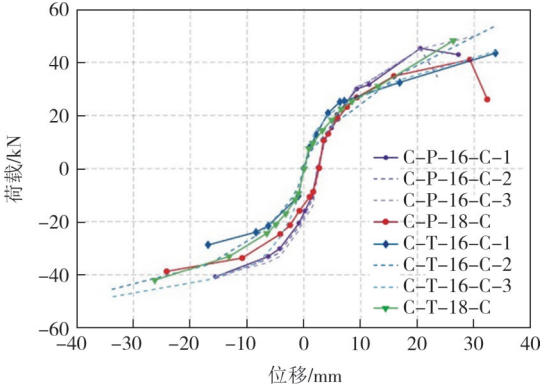
线斜率明显减小;随着荷载继续增加,试件的变形发展加快,刚度在此阶段明显降低,节点逐渐达到承载力.由于部分试件通常在峰值荷载后的第 1 循环即发生螺栓剪断破坏,故其荷载-位移骨架曲线没有下降段.

3.2.2 力学性能分析

通过木-混凝土螺栓连接节点低周往复加载试验的荷载-位移骨架曲线得到各试件的力学性能参数,见表 10.以试件 S-76-18-4.8-M、试件 S-76-18-C、试件 C-P-18-4.8-M 和试件 C-P-18-C 为例,将低周往复加载下试件滞回曲线与单调加载下试件荷载位移曲线进行对比(图 11).由图 11 和表 10 可知,同样参数的试件,低周往复试验加载中的极限位移通常小于 40 mm,仅为单调加载试验位移的 40%~50%.这是由于螺栓进入塑性阶段后,在往复荷载作用下,塑性变形逐渐累积,当螺栓冷弯性能较差时,容易折断,与单调加载试验相比,延性有所降低.同时,不同于单调加载试验,在低周往复作用下 CLT-混凝土连接试件均发生双塑性铰屈服,这是由于 CLT 横纹层板销槽承压刚度和强度远低于顺纹层板,因而所施加荷载主要通过顺纹层板传递至螺栓.在往复荷载作用下,螺栓主要在两个部分(横纹试件为内部顺纹层板及木板与混凝土交界处,顺纹试件为外部两层顺纹层板)承受拉压交替应力作用,因此



(a)SPF-混凝土螺栓连接试件



(b)CLT-混凝土螺栓连接试件

图 10 低周往复加载试验试件荷载-位移骨架曲线  
Fig.10 Load-displacement skeleton curve for cyclic loading test specimens

易发生双塑性铰屈服.

表 10 低周往复加载试验力学性能参数

Tab.10 Mechanical performance parameters in cyclic loading tests

试件编号	破坏模式	厚径比 $h/d$	$P_y / \text{kN}$	$\delta_y / \text{mm}$	$P_u / \text{kN}$	$\delta_u / \text{mm}$	$P_f / \text{kN}$	$\delta_f / \text{mm}$	$K_e / (\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	$\mu$
S-76-16-C	IV	4.75	22.68	6.07	32.66	27.62	32.66	27.62	3.12	4.55
S-76-18-C	IV	4.22	22.84	6.07	35.48	34.53	35.48	34.53	4.61	5.69
S-114-16-C	IV	7.13	15.04	5.18	33.10	31.11	33.10	31.11	3.47	6.00
S-114-18-C	IV	6.33	24.26	6.34	45.49	32.61	45.49	32.61	4.52	5.14
C-P-16-C-1	IV	6.56	24.90	4.83	44.94	18.98	42.53	25.83	5.70	5.34
C-P-16-C-2	IV	6.56	25.16	4.86	44.78	18.96	34.28	22.17	5.62	4.56
C-P-16-C-3	IV	6.56	28.38	6.45	49.64	29.20	49.64	29.20	4.38	4.53
C-P-18-C	IV	5.83	25.15	5.69	40.78	28.14	25.90	31.44	4.91	5.52
C-T-16-C-1	IV	6.56	24.12	5.81	43.35	33.60	43.35	33.60	4.32	5.78
C-T-16-C-2	IV	6.56	25.89	9.86	53.68	33.58	53.68	33.58	2.57	3.41
C-T-16-C-3	IV	6.56	23.04	6.21	43.94	33.60	43.94	33.60	3.50	5.41
C-T-18-C	IV	5.83	23.51	7.02	48.09	26.20	48.09	26.20	3.27	3.73

值得注意的是,通过对比试件 S-76-16-C 和试件 S-114-16-C 低周往复加载试验结果可知,在相同螺栓强度和螺栓直径条件下,木材厚度为 76 mm 的试件屈服荷载较木材厚度为 114 mm 的试件高出 51%.这是由于在低周往复荷载下,试件破坏模式主

要受螺栓控制,根据 Johansen 屈服理论<sup>[26]</sup>,螺栓连接节点承载力与其破坏模式相关.而试件 S-76-16-C 螺栓屈服模式为双塑性铰屈服,试件 S-114-16-C 螺栓屈服模式为单塑性铰屈服.对比试件 S-114-18-C 与试件 C-P-18-C、试件 C-T-18-C 可知,在相同螺

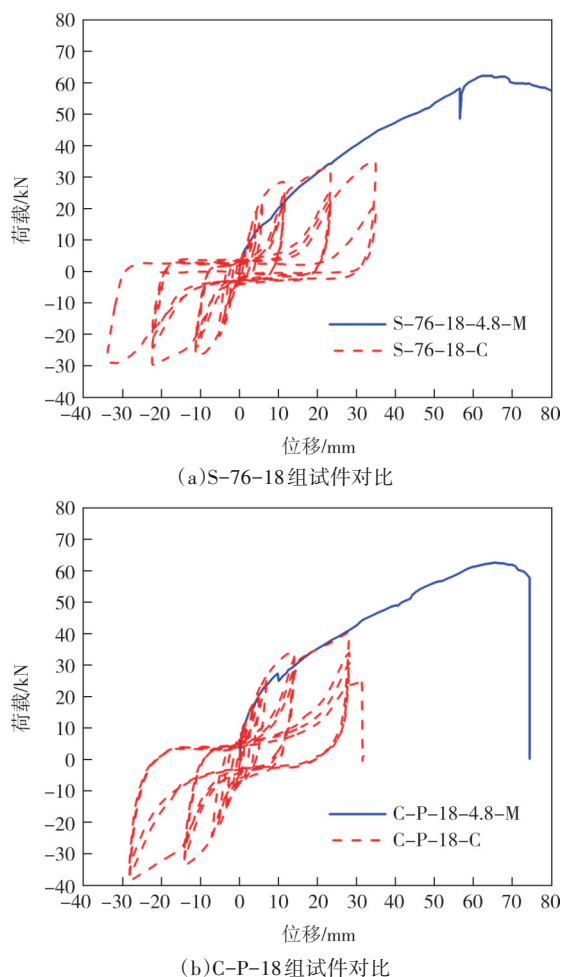


图 11 单调加载与低周往复试验荷载-位移曲线对比  
Fig.11 Comparison of load-displacement curves under monotonic loading and cyclic loading

栓屈服模式(双塑性铰屈服)下,三个试件的屈服承载力和极限承载力相差均不超过 11%。然而试件 S-114-16-C(单塑性铰屈服)的屈服承载力和极限承载力均低于试件组 C-P-16-C(双塑性铰屈服)和试件组 C-T-16-C(双塑性铰屈服)。因此可得出结论:木-混凝土螺栓连接在螺栓剪切破坏模式(破坏模式 IV)下,连接节点承载力大小与螺栓屈服模式相关,木材厚度与木材种类对连接节点屈服承载力影响不明显,在相同螺栓直径与螺栓强度条件下,螺栓发生双塑性铰屈服的试件承载力通常高于螺栓发生单塑性铰屈服的试件。

#### 4 木-混凝土螺栓连接力学性能理论分析

在美国设计规范 NDS—2015、加拿大规范 CSA O86、欧洲设计规范 Eurocode 5 等设计规范中,提供了木-钢混合结构和木-木混合结构的节点承载力计

算公式。然而,现有计算公式并不适用于木-混凝土混合节点的承载力计算。一方面常用木-混凝土螺栓连接通常不采用钢垫板,螺母提供的竖向作用力相对较小,因而现有计算公式未考虑此钢垫板的影响。另一方面,由于 CLT 的正交组胚特性,在进行 CLT-混凝土螺栓连接节点承载力计算时,仅考虑顺纹或横纹方向的承压强度将会造成计算结果的较大误差。因此本文考虑钢垫板的影响,提出适用于木-混凝土螺栓连接的节点承载力计算模型,并结合 CLT 特有的板材构造,提出 CLT 等效截面用于节点承载力计算。

##### 4.1 节点承载力计算方法

根据木-混凝土螺栓连接试验现象可知,由于混凝土刚度及强度远大于木块及螺栓,在该类连接中螺栓嵌固于混凝土的部分相当于固结,因此在本承载力计算理论推导过程中不考虑混凝土的破坏模式。同时,由于钢垫板尺寸较大、强度较高,在试验过程中未观察到钢垫板失效,因此将钢垫板视作刚体。此外,将木块及螺栓视为理想弹塑性体,基于 Johansen 理论,将木-混凝土单螺栓连接划分为三种破坏模式:1)破坏模式一,螺杆长细比较小,木材销槽处被螺杆均匀挤压破坏,即木材销槽承压破坏;2)破坏模式二,螺栓长细比适中,螺杆绕与混凝土交界处发生刚直转动,产生一个塑性铰的单铰屈服破坏;3)破坏模式三,螺栓长细比较大,螺杆绕与混凝土交界处转动,产生一个塑性铰,同时近螺母处螺杆产生第二个塑性铰,即双铰屈服破坏。图 12 为木-混凝土螺栓连接节点受力情况示意图。

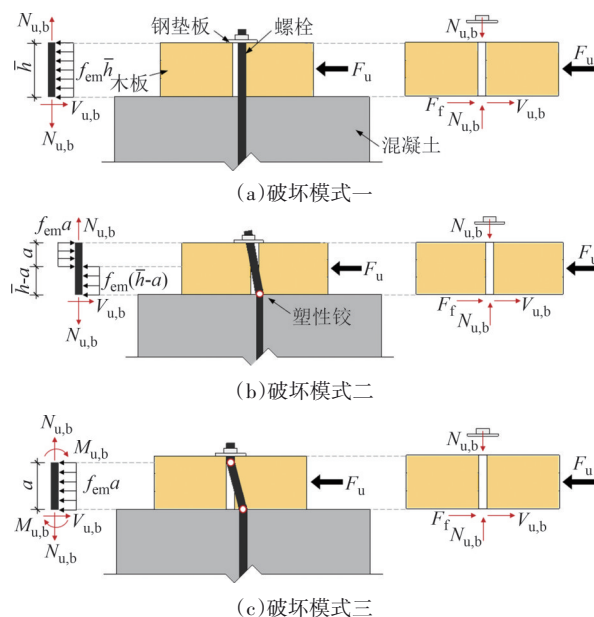


图 12 木-混凝土螺栓连接节点受力分析

Fig.12 Force analysis of timber-concrete bolted connection



破坏模式一[图 12(a)]中,假定木材销槽均匀受压,在破坏时达到屈服.在水平荷载作用下,钢垫板向木块提供竖向作用力 $N_{u,b}$ ,随着螺栓变形增大, $N_{u,b}$ 不断增大,并在木材与螺栓之间产生不可忽视的摩擦力 $F_f$ ,因而节点承载力由两部分组成,取木块为隔离体进行受力分析,力的平衡:

$$F_u = V_{u,b} + F_f \quad (2)$$

其中

$$F_f = \mu \times N_{u,b} \quad (3)$$

$$N_{u,b} = A_b \times f_{t,b} = \frac{\pi d^2}{4} \times f_{t,b} \quad (4)$$

式中: $F_u$ 为木-混凝土螺栓节点承载力; $V_{u,b}$ 为螺栓水平向承载力; $\mu$ 为木材与混凝土摩擦系数; $d$ 为螺栓直径; $f_{t,b}$ 为螺栓抗拉强度; $A_b$ 为螺栓截面积.

取螺栓为隔离体进行受力分析,力的平衡:

$$V_{u,b} = f_{em} \times \bar{h} \times d \quad (5)$$

式中: $f_{em}$ 为木材销槽承压强度, $\bar{h}$ 为木材等效截面高度.对于 SPF, $\bar{h}$ 取实际界面高度;对于 CLT, $\bar{h}$ 需根据层胚方向进行计算.不同正交胶合方式的 CLT 板材如图 13 所示,顺纹方向销槽承压强度为 $f_{em,0}$ ,横纹方向销槽承压强度为 $f_{em,90}$ ,则对于顺纹板材,截面等效高度可由式(6)计算得出:

$$f_{em,0} \times \bar{h} = 2 \times f_{em,0} \times t + f_{em,90} \times t \quad (6)$$

结合式(2)~式(6),得到销槽承压破坏下木-混凝土螺栓节点承载力计算公式:

$$F_u = f_{em} \times \bar{h} \times d + A_b \times \mu \times f_{t,b} \quad (7)$$

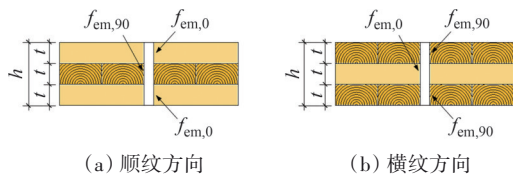


图 13 CLT 板材截面

Fig.13 Section of CLT panel

在破坏模式二[图 12(b)]中,螺栓塑性铰产生在木块与混凝土交界处,假定螺栓与销槽在破坏时均达到屈服,螺栓与销槽交点至木块顶端垂直距离为 $a$ .取木块为隔离体进行受力分析,力的平衡:

$$F_u = V_{u,b} + F_f \quad (8)$$

式中: $F_f$ 的计算方式与破坏模式一相同.计算螺栓水平方向承载力 $V_{u,b}$ 时,取螺栓为隔离体进行受力分析:

$$V_{u,b} + f_{em} \times d \times a = f_{em} \times d \times (\bar{h} - a) \quad (9)$$

$$M_{u,b} + f_{em} \times d \times a \times (\bar{h} - \frac{a}{2}) = \frac{f_{em}}{2} \times d \times (\bar{h} - a)^2 \quad (10)$$

$$M_{u,b} - W_y \cdot f_y = (d^3 \cdot f_y) / 6 \quad (11)$$

式中: $M_{u,b}$ 为螺栓截面塑性极限抗弯弯矩; $f_y$ 为螺栓屈服强度,对于 4.8 级螺栓, $f_y = 320$  MPa;对于 8.8 级螺栓, $f_y = 640$  MPa.结合式(8)~式(11),得到单塑性铰破坏模式下木-混凝土螺栓节点承载力计算公式:

$$F_u = f_{em} \times d \times \bar{h} \times \left( \sqrt{2 + \frac{2f_y d^2}{3f_{em} \bar{h}^2}} - 1 \right) + A_b \times \mu \times f_{t,b} \quad (12)$$

在破坏模式三[图 12(c)]中,螺栓塑性铰分别产生在木块内部和木块与混凝土交界处,假定螺栓与销槽在破坏时均达到屈服,两塑性铰间垂直距离为 $a$ ,所取隔离体力的平衡和弯矩平衡公式为:

$$F_u = V_{u,b} + F_f \quad (13)$$

$$V_{u,b} = f_{em} \times a \times d \quad (14)$$

$$2M_{u,b} = \frac{f_{em}}{2} \times d \times a^2 \quad (15)$$

结合式(13)~式(15),得到双塑性铰破坏模式下木-混凝土螺栓节点承载力计算公式:

$$F_u = 2d^2 \sqrt{\frac{f_y \cdot f_{em}}{6}} + A_b \times \mu \times f_{t,b} \quad (16)$$

木-混凝土螺栓节点承载力理论计算公式总结如下:

$$\left\{ \begin{array}{ll} F_u = f_{em} \times \bar{h} \times d + A_b \times \mu \times f_{t,b}, & \text{破坏模式一;} \\ F_u = f_{em} \times d \times \bar{h} \times \left( \sqrt{2 + \frac{2f_y d^2}{3f_{em} \bar{h}^2}} - 1 \right) + A_b \times \mu \times f_{t,b}, & \text{破坏模式二;} \\ F_u = 2d^2 \sqrt{\frac{f_y \cdot f_{em}}{6}} + A_b \times \mu \times f_{t,b}, & \text{破坏模式三} \end{array} \right. \quad (17)$$

式中: $F_u$ 为节点承载力; $f_{t,b}$ 为螺栓极限抗拉强度; $d$ 为螺栓直径; $\mu$ 为木材与混凝土摩擦系数,结合试验与有限元模拟结果,此处取 $\mu=0.35$ .

## 4.2 承载力理论值与试验值对比

在《木结构设计标准》(GB 50005—2017)中对销轴类紧固件有承载力计算公式:



$$F_u = k_{min} \times h \times d \times f_{em} \tag{18}$$

其中,  $k_{min}$  为木材销槽承压最小有效长度系数, 取值如下:

$$\left\{ \begin{aligned} k_{min} &= \min \{ R_e R_t, 1.0 \}, && \text{破坏模式一;} \\ k_{min} &= \frac{R_e}{2 + R_e} \left( \sqrt{\frac{2(1 + R_e)}{R_e} + \frac{1.647(2 + R_e)k_{ep}f_yd^2}{3R_ef_{es}l^2}} - 1 \right), && \text{破坏模式二;} \\ k_{min} &= \frac{d}{l} \left( \sqrt{\frac{1.647R_ek_{ep}f_y}{3(1 + R_e)f_{es}}} \right), && \text{破坏模式三} \end{aligned} \right.$$

$$\tag{19}$$

式中:  $k_{ep}$  为弹塑性强化系数, 取  $k_{ep} = 1.0$ ;  $R_t = t_m/l$ ,  $t_m$  为较厚构件厚度, 取混凝土中螺栓埋入深度 200 mm,  $l$  为木材厚度;  $R_e = f_{em}/f_{es}$ ,  $f_{em}$  为较厚构件销槽承压强度, 按 1.57 倍混凝土立方抗压强度标准值取值,  $f_{es}$  为木材销槽承压强度.

为验证本研究所提出的木-混凝土单螺栓连接承载力计算公式(式 17), 对试验试件进行承载力计算, 同时, 根据《木结构设计标准》(GB 50005—2017) 对试验试件进行承载力计算, 并与试验结果进行对比. 计算结果如表 11 所示.

表 11 试件承载力计算值与试验值对比

Tab.11 Comparison of test results and computed values of the load-carrying capacity

试件编号	破坏模式	试验值/kN	理论计算公式		GB 50005—2017 计算公式	
			计算值/kN	误差/%	计算值/kN	误差/%
S-76-14-4.8-M	三	51.57	46.32	10.18	10.65	79.33
S-76-16-4.8-M	一	53.88	55.10	2.26	26.94	49.99
S-76-18-4.8-M	一	62.24	65.94	5.94	30.31	51.29
S-114-14-4.8-M	三	54.20	48.50	10.52	10.65	80.33
S-114-16-4.8-M	一	60.26	63.34	5.11	40.41	32.92
S-114-18-4.8-M	一	58.98	67.46	14.38	45.47	22.90
S-114-18-8.8-M	一	60.93	79.28	30.11	45.47	25.37
C-P-14-4.8-M	三	68.52	49.91	27.16	10.66	84.43
C-P-16-4.8-M	一	99.08	84.29	14.93	40.26	59.36
C-P-18-4.8-M	三	71.55	74.88	4.65	17.63	75.36
C-T-14-4.8-M	三	74.21	59.26	20.15	9.43	87.29
C-T-16-4.8-M	一	62.25	56.11	9.86	28.81	53.71
C-T-18-4.8-M	二	62.57	64.55	3.16	20.37	67.43

由表 11 可知, 本研究所提出的承载力计算值与试验值吻合良好. 除试件 S-114-18-8.8-M、C-P-14-4.8-M 以外, 计算值与试验值误差最小为 2.26%, 误差最大值为 20.15%, 验证了所提力学模型具有合理性. 需要说明的是, 试件 S-114-18-8.8-M 计算值与试验值误差为 30.11%, 计算值高出试验值 8.35 kN, 这是由于承载力计算公式中假定螺栓达到了极限抗拉承载力, 然而当螺栓直径较大时, 在连接节点最终破坏阶段, 螺栓并未达到极限抗拉承载力, 因此节点承载力理论值会高于试验值. 对于试件 C-P-14-4.8-M, 理论值与试验值之间 27.16% 的误差可能因为, 在承载力计算公式中, 直径为 14 mm 的螺栓屈服强度取值为 320 MPa, 然而螺栓实际屈服强度高于 320 MPa. 同样地, 对于其余螺栓直径为 14 mm 的试件, 节点承载力试验值也均大于计算值. 此外, 值得注意的是, 比较试件 S-76-16-4.8-M 和试件 S-76-18-4.8-M、试件 S-114-16-4.8-M 和试件 S-114-18-

4.8-M 的承载力试验值可知, 当 SPF 木材厚度为 76 mm 时, 木-混凝土螺栓连接承载力随着螺栓直径的增加而增加; 然而当 SPF 厚度为 114 mm 时, 螺栓直径增加的同时承载力出现细微降低. 这种现象出现的原因, 在破坏模式一下, 由式(17)可知, 木材厚度与螺栓直径对木-混凝土螺栓连接承载力均有影响. 当木材厚度为 76 mm 时, 16 mm 与 18 mm 螺栓节点承载力计算值分别为 55.1 kN 和 65.94 kN, 差距明显; 当木材厚度为 114 mm 时, 两者承载力计算值分别为 63.34 kN 和 67.46 kN, 较为接近, 表明木材厚度较大时, 螺栓直径对承载力影响权重降低.

同时, 由表 11 可得, 对于破坏模式二、破坏模式三下的试件, 《木结构设计标准》(GB 50005—2017) 承载力计算值较小, 误差偏大. 这可能是因为此类公式在进行木-混凝土螺栓连接承载力计算时, 将混凝土一端当作木块来计算其销槽承压强度及长度, 从而低估了混凝土对螺杆的嵌固作用. 此外, 规范公式

中未考虑钢垫板的增强作用,也可能对计算结果造成影响.由此可见,《木结构设计标准》(GB 50005—2017)中螺栓连接承载力计算公式对于木-混凝土连接的适用性还有较大提升空间,本研究所提出的木-混凝土螺栓连接承载力计算公式可为后续研究提供参考.

## 5 结论

1)木-混凝土螺栓连接节点的破坏模式包括:垫板下木材局部承压破坏、木材劈裂破坏、销槽承压破坏和螺栓剪断破坏.螺栓的屈服模式包括单塑性铰屈服和双塑性铰屈服.

2)在单调荷载作用下,木-混凝土螺栓连接荷载-位移关系的发展过程通常包括线弹性阶段、非线性阶段和破坏阶段.SPF-混凝土螺栓连接相较于CLT-混凝土螺栓连接更易发生单铰破坏,CLT-混凝土螺栓连接相较于SPF-混凝土螺栓连接具有更好的延性.

3)在低周往复荷载作用下,SPF-混凝土螺栓连接试件和CLT-混凝土螺栓连接试件均受螺栓剪切破坏控制.当试件破坏模式为螺栓剪切破坏时,木材厚度和木材种类对连接节点屈服承载力影响不明显,屈服承载力大小与螺栓屈服模式相关.在相同螺栓直径与螺栓强度条件下,螺栓发生双塑性铰屈服的试件承载力通常高于螺栓发生单塑性铰屈服的试件.

4)本研究考虑钢垫板的影响,建立木-混凝土螺栓连接力学模型,并提出CLT等效截面用于节点承载力计算.利用此模型所推导的木-混凝土螺栓连接承载力计算公式与试验值吻合良好,平均误差为12.18%,验证了此力学模型的有效性.

## 参考文献

- [1] 刘伟庆,杨会峰.现代木结构研究进展[J].建筑结构学报,2019,40(2):16-43.  
LIU W Q, YANG H F. Research progress on modern timber structures[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(2): 16-43. (in Chinese)
- [2] 王明谦,许清风,宋晓冰,等.正交胶合木-混凝土组合楼板凹槽连接节点抗火性能研究[J].土木工程学报,2024,57(3):1-11.  
WANG M Q, XU Q F, SONG X B, et al. Study on single shear performance of notched connections of CLT-concrete composite floor in fire[J]. China Civil Engineering Journal, 2024, 57(3): 1-11. (in Chinese)
- [3] 张晋,陆川,梅方,等. CLT楼板耐火极限计算中零强度层厚度取值研究[J].湖南大学学报(自然科学版),2020,47(3):73-81.  
ZHANG J, LU C, MEI F, et al. Study on thickness evaluation of zero-strength layer in calculating fire resistance of CLT floor[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2020, 47(3): 73-81. (in Chinese)
- [4] 王雪亮,李菁,王秀鑫,等.轻木-混凝土混合结构木制层间隔震体系的振动台试验研究[J].建筑结构学报,2022,43(12):233-242.  
WANG X L, LI J, WANG X X, et al. Shaking table tests on mid-story wood isolation system of wood-concrete hybrid structure[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(12): 233-242. (in Chinese)
- [5] 何敏娟,陶铎,李征.多高层木及木混合结构研究进展[J].建筑结构学报,2016,37(10):1-9.  
HE M J, TAO D, LI Z. State-of-the-art of research advances on multi-story timber and timber-hybrid structures[J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(10): 1-9. (in Chinese)
- [6] FERNANDEZ A, KOMP J, PERONTO J. Ascent - challenges and advances of tall mass timber construction[J]. International Journal of High-Rise Buildings, 2020, 9(3): 235-244.
- [7] 任海青,郭伟,费本华,等.轻型木结构房屋用杉木规格材机械应力分等研究[J].建筑材料学报,2010,13(3):363-366.  
REN H Q, GUO W, FEI B H, et al. Mechanical stress grading of Chinese fir dimension lumber for light wood structure houses[J]. Journal of Building Materials, 2010, 13(3): 363-366. (in Chinese)
- [8] 江雨辰,胡夏闽.木-混凝土组合梁研究综述[J].建筑结构学报,2019,40(10):149-157.  
JIANG Y C, HU X M. Literature review of timber-concrete composite beams[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(10): 149-157. (in Chinese)
- [9] FERNANDES F P D, DIAS A A, NETO J M. Experimental and numerical analysis on timber-concrete connections with glued reinforcing bars[J]. Engineering Structures, 2023, 277: 115437.
- [10] ZHU W X, YANG H F, LIU W Q, et al. Experimental investigation on innovative connections for timber-concrete composite systems[J]. Construction and Building Materials, 2019, 207: 345-356.
- [11] 程东辉,杜园元,王丽,等.木-混凝土连接性能试验研究[J].沈阳建筑大学学报(自然科学版),2014,30(4):626-635.  
CHENG D H, DU Y Y, WANG L, et al. Test research on performance of wood-concrete connection[J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2014, 30(4): 626-635. (in Chinese)
- [12] 袁帅,贺国京,易锦,等.木-混凝土组合梁受力性能试验研究[J].四川建筑科学研究,2019,45(1):42-47.  
YUAN S, HE G J, YI J, et al. Experimental study on mechanical behavior of Timber-Concrete Composite (TCC) beam[J]. Sichuan

- Building Science, 2019, 45(1): 42–47. (in Chinese)
- [13] AUCLAIR S C, SORELLI L, SALENIKOVICH A. A new composite connector for timber–concrete composite structures[J]. Construction and Building Materials, 2016, 112: 84–92.
- [14] LING Z B, LI Z, LU F, et al. Flexural strengthening of timber–concrete composite beams using mechanically fastened and externally bonded combining mechanically fastened strengthening techniques [J]. Journal of Building Engineering, 2023, 78: 107645.
- [15] KHORSANDNIA N, VALIPOUR H, SCHÄNZLIN J, et al. Experimental investigations of deconstructable timber–concrete composite beams [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(12): 04016130.
- [16] 张婧, 胡夏闽, 洪万, 等. 胶合木–混凝土组合梁与木柱组合体抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(1): 131–139. ZHANG J, HU X M, HONG W, et al. Experimental study on seismic performance of subassemblages between glulam–concrete composite beam and glulam column [J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(1): 131–139. (in Chinese)
- [17] DERENZIS A, KOCHKIN V, EHRLICH G. Evaluation of wood sole plate anchorage to concrete under monotonic and cyclic loading [C]//Structures Congress 2010. Orlando, Florida, USA. Reston, VA: American Society of Civil Engineers, 2010: 808–819.
- [18] FENNEL W A, LINE P, MOCHIZUKI G L, et al. Report on laboratory testing of anchor bolts connecting wood sill plates to concrete with minimum edge distance [C]// Proceedings of the 9th U. S. National and 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering. Toronto, Ontario, Canada: Structural Engineers Association of California (SEAOC) Seismology Committee, 2009: Paper No. 490.
- [19] 冯立, 肖岩, 单波, 等. 胶合竹结构梁柱螺栓连接节点承载力试验研究[J]. 建筑结构学报, 2014, 35(4): 230–235. FENG L, XIAO Y, SHAN B, et al. Experimental study on bearing capacity of glulam beam–column bolted joints [J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(4): 230–235. (in Chinese)
- [20] 顾伟, 陆伟东. 胶合木–铝合金填板螺栓连接节点性能的试验研究[J]. 四川建筑科学研究, 2018, 44(2): 41–46. GU W, LU W D. Experimental study on the performance of glued wood–aluminum alloy bolted joints [J]. Sichuan Building Science, 2018, 44(2): 41–46. (in Chinese)
- [21] HASSANIEH A, VALIPOUR H R, BRADFORD M A, et al. Modelling of steel–timber composite connections: validation of finite element model and parametric study [J]. Engineering Structures, 2017, 138: 35–49.
- [22] 徐德良, 刘伟庆, 周叮, 等. 胶合木与胶合木螺栓连接力学性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(7): 93–100. XU D L, LIU W Q, ZHOU D, et al. Experimental study of bolted glued timber–to–timber joints [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(7): 93–100. (in Chinese)
- [23] JOHANSEN K W. Theory of timber connections [J]. International Association of Bridge and Structural Engineering Publication, 1949, 9: 249–262.
- [24] HE G J, XIE L, WANG X A, et al. Shear behavior study on timber–concrete composite structures with bolts [J]. BioResources, 2016, 11(4): 9205–9218.
- [25] 熊海贝, 付豪, 欧阳禄. 木–混凝土单螺栓连接抗剪承载力试验及参数化分析[J]. 结构工程师, 2018, 34(3): 136–144. XIONG H B, FU H, OUYANG L. Experimental and parametric analysis on the shear bearing capacity of single–bolted wood–concrete connection [J]. Structural Engineers, 2018, 34(3): 136–144. (in Chinese)
- [26] 祝恩淳, 潘景龙, 周晓强, 等. 木结构螺栓连接试验研究及承载力设计值确定[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(4): 54–63. ZHU E C, PAN J L, ZHOU X Q, et al. Experiments of load–carrying capacity of bolted connections in timber structures and determination of design value [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(4): 54–63. (in Chinese)