

文章编号:1671-1637(2024)05-0113-18

闽浙编木拱桥燕尾榫节点力学模型

杨艳^{1,2}, 郑裔¹, 黄聪燕¹, 韦建刚^{1,3}, 吴庆雄¹, 陈宝春¹

(1. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350108; 2. 福州大学 至诚学院, 福建 福州 350002;
3. 福建理工大学 土木工程学院, 福建 福州 350118)

摘要:开展了闽浙编木拱桥燕尾榫节点足尺模型拟静力试验,分析了闽浙编木拱桥与古建筑木结构中燕尾榫节点受力机理的异同,探讨了燕尾榫节点受力模型应用于闽浙编木拱桥燕尾榫节点的适用性;根据力学平衡和变形协调条件,建立了考虑节点拔榫量与榫卯口缝隙的闽浙编木拱桥燕尾榫节点弯矩转角力学模型与计算公式,并通过试验数据和有限元分析验证了闽浙编木拱桥燕尾榫节点力学模型和节点刚度,揭示了转角位移和加载行程对拔榫量的影响和榫卯口缝隙与两端轴力对燕尾榫节点刚度的影响。研究表明:弹性阶段闽浙编木拱桥燕尾榫节点滞回耗能能力随两端轴力增加而增大,转角大于0.04 rad时构件进入屈服阶段,挤压变形不能恢复,转角达到0.06 rad时滞回曲线斜率停止增长,加载结束后燕尾榫节点未破坏;由于闽浙编木拱桥与古建筑木结构中燕尾榫节点受力机理不同,古建筑木结构中的燕尾榫节点受力模型不适用于闽浙编木拱桥燕尾榫节点,有限元计算所得闽浙编木拱桥燕尾榫节点弯矩转角与试验结果的误差仅为3.2%,弹性正、负最大弯矩与试验值的误差分别为16.7%与-5.2%,说明建立的弯矩转角力学模型可精准反映出节点在转动过程中的弯矩转角变化规律;拔榫量在弹性阶段主要受转角影响,弹塑性阶段则主要受加载控制位移和加载级数影响;榫卯口缝隙从0.06 mm减小至0.01 mm时,节点刚度从29.46 kN·m·rad⁻¹增加至52.24 kN·m·rad⁻¹,反映了燕尾榫节点刚度随榫卯口缝隙的减小而增大的趋势。综上所述,提出的力学模型可为现存闽浙编木拱桥保护、修缮和全桥结构抗震性能研究提供参考。

关键词:桥梁工程;闽浙编木拱桥;力学性能;燕尾榫节点;受力机理;弯矩转角力学模型;节点刚度
中图分类号:U443.22 **文献标志码:**A **DOI:**10.19818/j.cnki.1671-1637.2024.05.008

Mechanical model of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges

YANG Yan^{1,2}, ZHENG Yi¹, HUANG Cong-yan¹, WEI Jian-gang^{1,3},
WU Qing-xiong¹, CHEN Bao-chun¹

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, Fujian, China; 2. Zhicheng College,
Fuzhou University, Fuzhou 350002, Fujian, China; 3. School of Civil Engineering,
Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, Fujian, China)

Abstract: The pseudo-static tests on full-scale models of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges were conducted, the similarities and differences in the force mechanisms of dovetail joints between Min-Zhe woven timber arch bridges and ancient timber buildings were analyzed, and the applicability of the dovetail joint mechanical model in dovetail joints of Min-Zhe woven

收稿日期:2024-04-20

基金项目:国家自然科学基金项目(51408129,52278158);福建省科技计划项目(2022H6009);福州大学科研启动基金项目(XRC-23047)

作者简介:杨艳(1979-),女,福建邵武人,福州大学副研究员,工学博士,从事拱结构、组合结构与木结构研究。

引用格式:杨艳,郑裔,黄聪燕,等. 闽浙编木拱桥燕尾榫节点力学模型[J]. 交通运输工程学报,2024,24(5):113-130.

Citation: YANG Yan, ZHENG Yi, HUANG Cong-yan, et al. Mechanical model of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges[J].
Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2024, 24(5): 113-130.

timber arch bridges was explored. According to the mechanical equilibrium and deformation coordination, the bending moment-rotation mechanical model and calculation formulas of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges were proposed considering the tenon pull-out distance and mortise gap of joints. Through the test data and finite element analysis, the mechanical model and stiffness of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges were verified. The effect of rotation and loading trips on the tenon pull-out distance and that of the mortise gap and axial force on the stiffness of dovetail joints were revealed. Research results show that the hysteresis energy dissipation of the dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges increases with the increase in the axial force in elastic stage. When the rotation is greater than 0.04 rad, the component enters the yield phase, and extrusion deformation cannot recover. When the rotation reaches 0.06 rad, the slope of the hysteresis curve stops growing. The dovetail joints are not damaged after loading. Due to the different force mechanisms of dovetail joints between Min-Zhe woven timber arch bridges and ancient timber buildings, the dovetail joint mechanical model of ancient timber buildings is not suitable for dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges. The error of bending moment-rotation of dovetail joints of Min-Zhe woven timber arch bridges between the finite element value and test value is only 3.2%, and the errors of positive and negative elastic maximum bending moments between finite element values and test values are 16.7% and -5.2%, respectively, indicating that the established bending moment-rotation mechanical model can accurately reflect the bending moment-rotation change law of joints during rotation. The tenon pull-out distance is influenced by the rotation in elastic phase and by the loading control displacement and loading stages in elastoplastic phase. The joint stiffness increases from 29.46 kN·m·rad⁻¹ to 52.24 kN·m·rad⁻¹ when the mortise gap reduces from 0.06 mm to 0.01 mm, indicating that the stiffness of dovetail joints increases with the decrease in the mortise gap. In summary, the proposed mechanical model can provide a reference for protection, repair, and research on the seismic performance of existing Min-Zhe woven timber arch bridges. 5 tabs, 28 figs, 30 refs.

Key words: bridge engineering; Min-Zhe woven timber arch bridge; mechanical property; dovetail joint; force mechanism; bending moment-rotation mechanical model; joint stiffness

Author resume: YANG Yan(1979-), female, associate professor, PhD, yangyan@fzu.edu.cn.

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (51408129, 52278158); Science and Technology Plan Project of Fujian Province(2022H6009); Fuzhou University Research Start-Up Fund (XRC-23047)

0 引 言

根据相关历史资料记载,中国编木拱桥起源于宋朝的汴京,北宋(1032至1033年)年间由山东青州一囚卒首创,这种桥型在宋朝中原地区广泛应用。但随着汴京的衰退,这种桥型在当年盛行的地区就没有再建的记录。20世纪50年代,中国桥梁工作者发现《清明上河图》中最精美的那座汴水虹桥实际上就是北宋时期流行过的编木拱桥。由于这种桥型在当地已经没有实桥留存,在很长的一段时间里,学术界认为这种编木拱桥已经失传^[1]。直到20世纪

80年代,茅以升、唐寰澄等在福建东北部和浙江西南部山区发现了大量与《清明上河图》中的汴水虹桥结构类似的编木拱桥(图1),后经研究确定其为现存的编木拱桥^[2]。由于现存编木拱桥全部位于福建省东北部和浙江省西南部山区,为区别于汴水虹桥,众多研究者将现存的编木拱桥称作闽浙编木拱桥。汴水虹桥和闽浙编木拱两者同属于编木拱体系,其最主要的区别在于:汴水虹桥主拱拱肋通过蔑索绑扎连接,闽浙编木拱桥则全桥采用榫卯结构连接,同时闽浙编木拱桥相比于汴水虹桥在结构和使用功能上均有较大提升^[3-4]。汴水虹桥在宋朝便已取得辉



(a) 主拱编织结构



(b) 立面

图 1 现存闽浙编木拱桥

Fig. 1 Existing Min-Zhe woven timber arch bridges

煌的成就,而现存的闽浙编木拱桥作为世界上唯一修建且有古代桥梁大量遗存的中国编木拱桥的一个分支,更是成为了中国的宝贵文化遗产^[5]。目前,中国编木拱桥建造技术已在 2009 年被联合国教科文组织列入《非物质文化遗产紧急保护名录》,2012 年,22 座闽浙编木拱桥被国家文物局列入《中国世界文化遗产预备名单》^[2,4],因此,研究现存闽浙编木拱桥榫卯节点和全桥结构受力性能,对探索编木拱桥核心技术价值、保护中国编木拱桥传统营造技艺和现存编木拱桥将提供重要参考。

闽浙木拱桥的核心技术价值在于它编织的木拱结构,其主拱结构如图 2 所示,由 2 组不同的纵向拱架系统交错编织搭置,横向通过横梁穿插连接,所有连接节点均采用榫卯结构。主拱第一系统为主受力系统^[6],构件尺寸粗大,由 3 组长拱肋(1 组平肋和 2 组斜肋)卯接于 2 根横梁上,形成三折边形拱结构,拱肋纵长、节点少的设计使其可以传递巨大的轴力,便于将桥梁上部荷载传于基础;主拱第二系统是由 5 组拱肋(1 组平肋、2 组上斜肋和 2 组下斜肋)与 6 根横梁卯接成的五折边形拱结构,构件尺寸相对纤细,穿插交错于第一系统肋梁的空隙中,使桥梁的稳定性和传力合理性得到提高。闽浙编木拱桥全桥所用木构件的连接无需寸钉片铁,全靠卯榫节点,并充分利用木材的力学性能和编织结构的力学特点,科学地解决了利用较短的构件就能实现大跨的结构问题,是中国传统木结构桥梁中技术含量最高的结构形式。

近年来,国内学者对闽浙编木拱桥十分关注,但是对其研究内容主要集中于闽浙编木拱桥的演变过程、组成结构以及施工技术等问题^[2-4,7];对其受力机

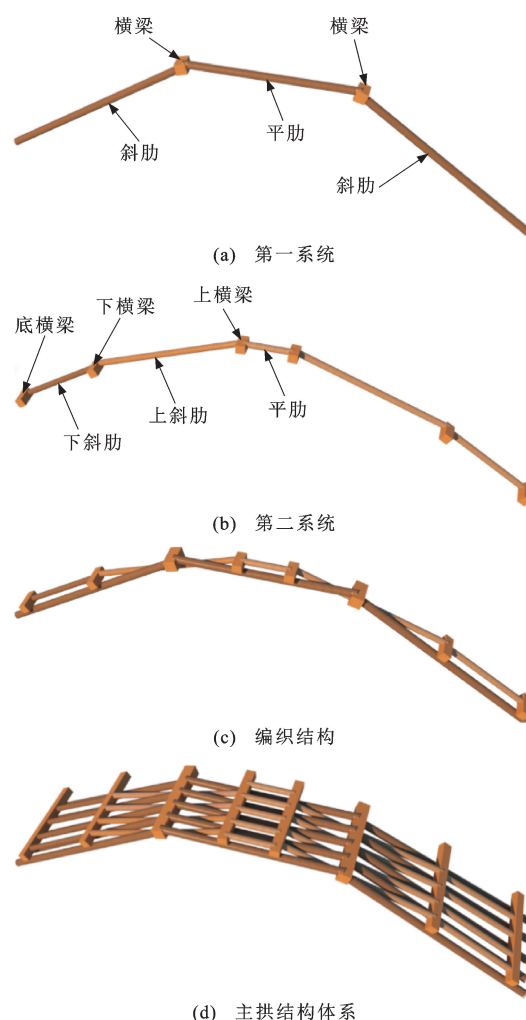


图 2 编木拱桥体系

Fig. 2 System of woven timber arch bridge

理的分析多集中于静载试验分析^[6,8-9]、有限元分析^[6,10]、全桥结构静力分析^[11]、可靠度评估^[12]等。对于其关键传力构造即拱肋与横梁的半刚性榫卯连接节点的力学性能一直未有相关研究。

目前关于榫卯节点的力学性能普遍集中在古建筑木结构中的榫卯节点上,学者们对古建筑木结构燕尾榫节点受力性能进行过大量研究。谢启芳等^[13-14]提出了以屈服点、极限点为特征点的燕尾榫节点弯矩(M)-转角(θ)双折线模型;徐明刚^[15]基于试验得出了燕尾榫节点力学模型;潘毅等^[16-17]则在前述大量试验基础上综合数值模型,提出了考虑构件材性和尺寸效应的燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型。以上对于燕尾榫节点力学模型的研究均针对中国古建筑,中国古建筑与中国编木拱桥虽然同样采用榫卯连接,但二者的受力机理是否相同,现有理论和力学模型是否适用于编木拱桥燕尾榫节点还有待考证。

本文进行了闽浙编木拱桥燕尾榫节点足尺模型的拟静力试验,通过分析闽浙编木拱桥燕尾榫节点受力机理,根据力学平衡和变形协调条件,建立了考虑节点拔榫量与榫卯口缝隙的闽浙编木拱桥燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型,并推导出节点 $M-\theta$ 计算公式;提出了拔榫量在该力学模型中的处理方法,诠释了轴力作用下燕尾榫节点刚度的影响机理,以期为现存闽浙编木拱桥保护、修缮和全桥结构抗震性能研究提供参考。

1 闽浙编木拱桥榫卯节点面内受力性能试验

1.1 模型试验设计

1.1.1 试件设计与制作

为研究闽浙编木拱桥榫卯节点在面内受力时半刚性的力学性能,且尽可能真实反映榫卯节点在原桥中实际的受力模式,采用图 3(a)所示的面内加载方式,对构件进行如下设计。

试件设计采用“H”形柱,如图 3(b)所示。 BC 为平肋, B 、 C 节点为燕尾榫节点,其与横梁 AB 、 DC 采用半刚性连接,横梁采用贯穿柱的设计,将横梁设计成柱的主要目的是便于加载与试件安放。柱脚采用可动铰支座与地锚连接,由于横梁采用通长的柱子设计且铰接于地面,避免了柱脚下产生弯矩且能保证平肋 BC 与横梁 AB 、 DC 间可以自由平动。横梁柱 BE 、 CG 高出平肋 0.5 m ,其目的是便于水平作动器对构件施加水平推力。当水平力推 F 施加于“H”形柱顶端 E 、 G 端时,结构 $EBCG$ 可成为自平衡体系,其受力均与柱脚下方无关, F' 为支座反力。假设将原桥第二系统各节点均等效为刚性连接,对木拱桥

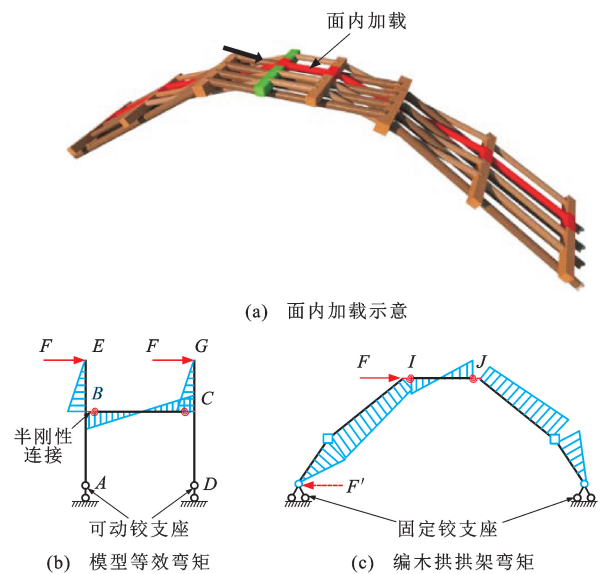


图 3 等效模型

Fig. 3 Equivalent model

第二系统施加水平推力 F ,其弯矩形状见图 3(c),平肋 IJ 的受力与模型“H”形柱平肋 BC 的受力等效,且其两端半刚性节点在水平往复力下所受弯矩均为异号,可认为所设计构件与原桥受力模式等同。需要注意的是,水平推力 F 并不影响构件的受力模式,其最大外力取决于结构的抗力与材料的极限应力。

由于模型尺寸会对构件的 $M-\theta$ 产生影响^[16],在实地调查和统计闽浙 100 多座现存编木拱桥榫卯节点尺寸后^[18],选取典型尺寸设计并制作了闽浙编木拱桥燕尾榫榫卯连接足尺模型,并对其开展面内低周往复荷载试验。试件关键部位尺寸见表 1,燕尾榫试件制作与尺寸构造分别见图 4、5,构件所用木材为杉木。

表 1 构件尺寸

Table 1 Sizes of specimen

构件	横梁		拱肋直径 D_s	燕尾榫			
	宽度 b	高度 h		榫高 h_s	榫头宽 b_t	榫颈宽 b_s	榫长 L_s
尺寸	250	250	220	140	160	140	140

1.1.2 试验加载

试验采用电液伺服作动器通过抱头钢板和抱头螺栓连接横梁进行水平低周往复加载,横梁底铰接于地面,通过对拉螺栓施加轴力模拟木拱桥面内杆件受压的实际情况,加载示意图 6。

《古建筑木结构维护与加固技术标准》(GB/T 50165—2020)中对木构架的位移角限值为 $1/30$,为了确保构件在试验过程中的加载在弹性范围内进行,再取位移角限值的 $1/4$ 作为参考加载位移。经计算,所设计构件的位移角限值的 $1/4$ 水平位移为

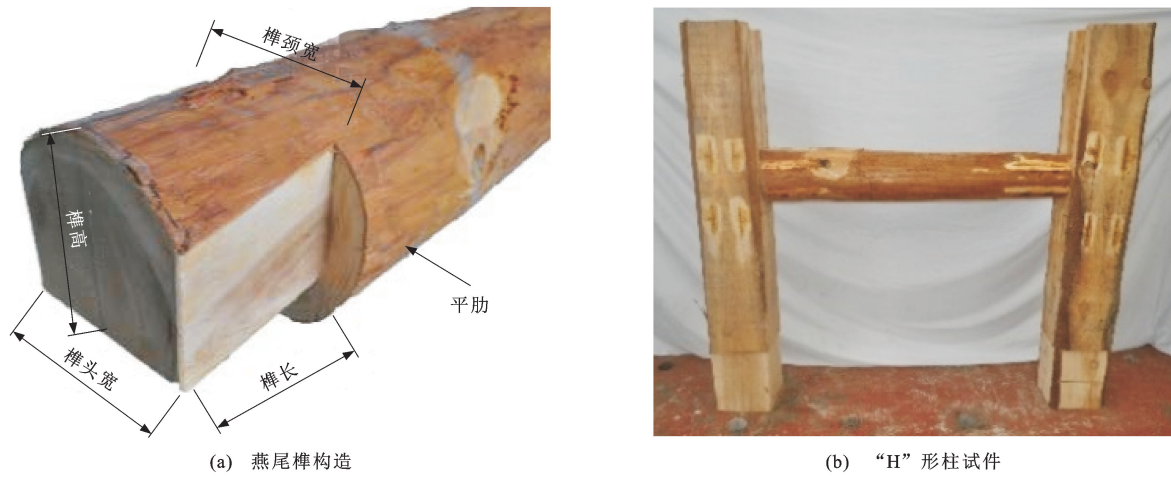


图 4 燕尾榫节点试件
Fig. 4 Dovetail joint specimen

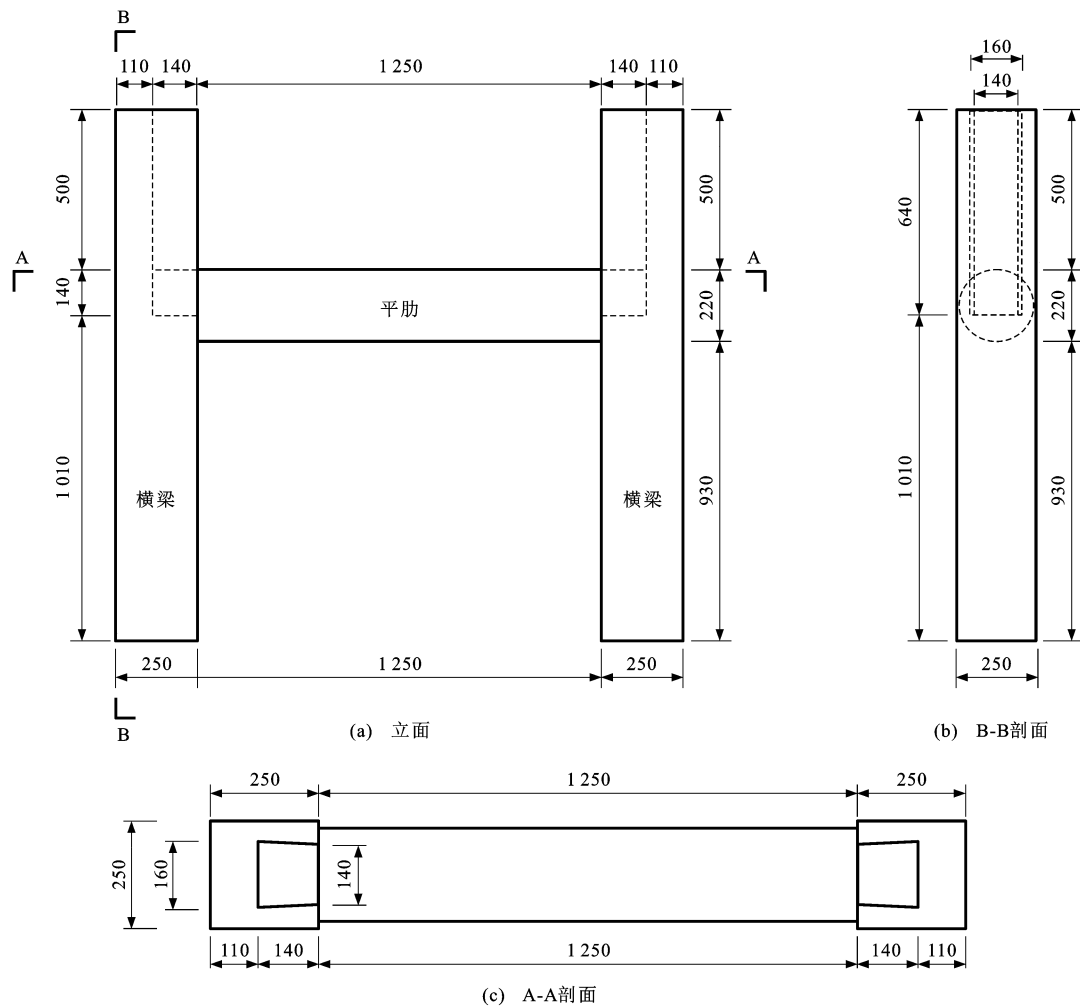


图 5 构件构造(单位:mm)
Fig. 5 Structure of specimen (unit: mm)

14 mm, 记为 Δ_y , 因此, 试验加载分如下两阶段。

(1) 弹性阶段加载: 第 1 级加载位移为 2 mm, 速率为每级 2 mm, 每级循环 1 次, 直到加载至 Δ_y ($\Delta_y = 14$ mm) 终止。

(2) 塑性阶段加载: 初始加载与弹性段相同, 加载至 $\Delta_y = 14$ mm 后, 以 $2\Delta_y$ 、 $3\Delta_y$ 、 $4\Delta_y$ 、... 逐级递增, 每级各循环 3 次, 直至构件破坏。

为模拟拱肋轴压力, 在平肋端部设置力传感器并

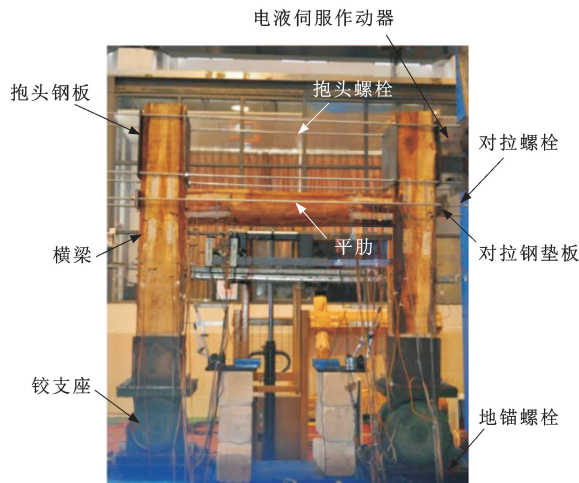


图 6 加载示意

Fig. 6 Schematic of loading

采用对拉螺栓对燕尾榫节点轴压力进行调控。基于刘建新等^[8-9,18]对溪南桥实桥有限元模型分析可知,在廊屋荷载($1.5 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$)和人群荷载($3.5 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$)下拱肋第二系统所受最大轴力 $N=26 \text{ kN}$,溪南桥实桥第二系统拱肋直径为 $D_s=0.19 \text{ m}$,按相同轴压比换算后 $N=35 \text{ kN}$ 。汴水虹桥廊屋作用分析表明,有廊屋时木拱肋的轴力增加近 1 倍^[8],因此在弹性范围内选取 20、35 以及 50 kN 这 3 个轴力工况对燕尾榫节点进行 3 次滞回加载,以研究其弹性范围内的刚度特性。20 kN 轴力荷载工况可模拟无廊屋、人群荷载时的情况。由于塑性时节点已产生较大变形,塑性阶段不作为对燕尾榫节点半刚性特点研究的主要阶段,仅取标准工况 $N=35 \text{ kN}$ 加载至塑性破坏。

1.1.3 测量方案

为了获得构件 $M\theta$ 试验曲线,在平肋和横梁上分别布置 4 个 LVDT 位移传感器,计算榫卯节点转角 θ 。测点和位移计布置如图 7 所示,转角计算公式为

$$\theta = \frac{\Delta_5 - \Delta_6}{L_2} - \frac{\Delta_1 - \Delta_2}{L_1} \quad (1)$$

式中: Δ_1 、 Δ_2 、 Δ_5 和 Δ_6 分别为 LVDT1、LVDT2、LVDT5 和 LVDT6 测得的位移; L_1 为 LVDT1 和 LVDT2 之间距离; L_2 为 LVDT5 和 LVDT6 之间距离。

试验过程中由于平肋和横梁变形很小,可假定其始终在弹性范围内变化^[19],根据平截面假定利用式(2)、(3)分别计算出横梁端弯矩 M_1 和平肋端处弯矩 M_2

$$M_1 = \frac{bh^2 E' \epsilon}{6} \quad (2)$$

$$M_2 = \frac{\pi D_s^3 E' \epsilon}{32} \quad (3)$$

式中: E' 为木材弹性模量; ϵ 为榫卯节点处测量的应变。

取 M_1 和 M_2 中的较大值作为榫卯节点处弯矩 M ,节点应变采用电阻为 120Ω 、丝栅长度为 100 mm 的电阻应变片采集,分别沿平肋、横梁环向布置,如图 7 所示。

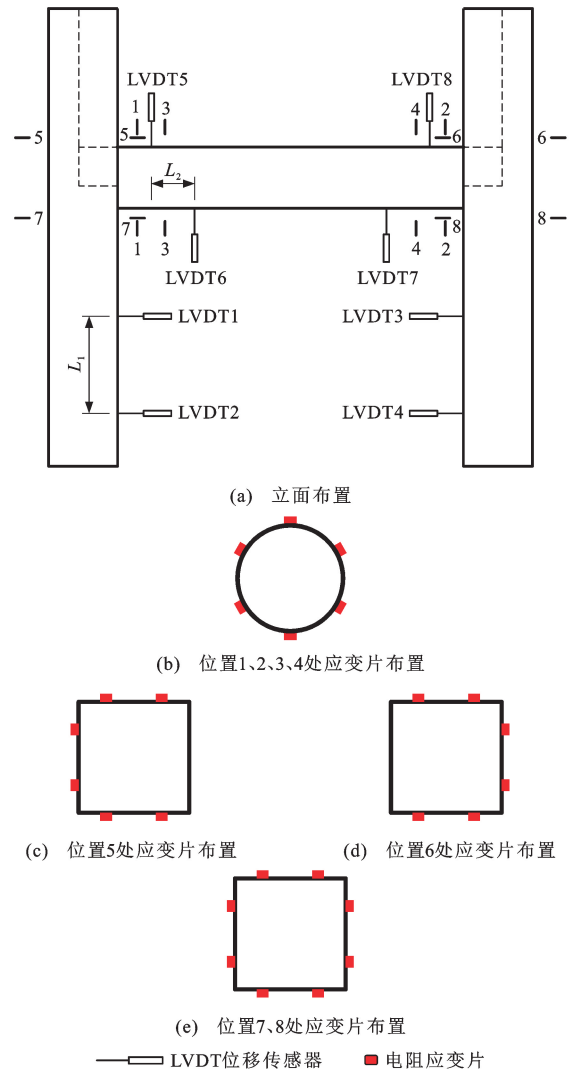


图 7 测量装置

Fig. 7 Measurement set-up

1.2 试验结果

1.2.1 试验概况

弹性加载阶段初,试件无明显变化,随着加载至弹性阶段末,榫卯节点处开始发出轻微响声。塑性阶段加载至 $3\Delta_y$ 时可听见木纤维挤压声,伴随着加载位移的增大响声继续扩大,但构件并未破坏。这是木材纤维随机断裂产生的现象,其剩余有效纤维继续保持持荷状态^[20]。节点附近原有因干缩产生的裂缝随逐级加载位移的增大和级数的增加而继续扩展。最终,因变形过大而停止加载。弹性加载阶

段结束后,燕尾榫节点未破坏,燕尾榫底部出现明显因挤压变形产生的缝隙,由于对拉螺栓施加的水平轴力的存在,加载过程中裂缝出现,加载停止后裂缝

被挤压消失,试验现象如图 8 所示。这与文献[20]中的现象描述一致,加载全过程木材大体处于线性受力阶段。



图 8 试验现象

Fig. 8 Test phenomena

1.2.2 $M-\theta$ 滞回曲线

试验得到燕尾榫的滞回曲线,如图 9 所示。弹性阶段内,滞回环面积随两端轴力增加而增大,其原因是平肋两端轴力致使榫卯节点间相互挤压,缝隙减小,刚度增大,滞回耗能能力增强。当轴力增加到一定程度时,其对刚度的影响逐渐减弱。榫卯节点试件在屈服前滞回曲线基本呈直线,转角大于 0.04 rad 时构件进入屈服阶段,挤压变形不能恢复,转角达到 0.06 rad 时斜率几乎停止增长。在塑性加载阶段可以看出燕尾榫节点在正、反 2 个方向的循环加载中出现了明显的非对称性,其原因有二:其一,塑性加载过程中木材已进入大变形阶段,干缩裂缝扩展不均导致木材损伤程度不同^[21];其二,木材本身具有各向异性的特点,纤维在破坏时具有一定的随机性,导致卸载曲线随机波动,这符合木材在塑性阶段的表现规律^[15,22]。进一步说明木材在进入大变形阶段后已不适于继续承载,研究其弹性阶段的力学响应十分必要。

1.2.3 骨架曲线

构件骨架曲线见图 10,当榫卯节点的水平轴力

从 20 kN 增加到 50 kN 时,燕尾榫节点弹性阶段的刚度 K 分别增加了 2.5% 和 4.3%。

2 现有燕尾榫节点力学模型适用性

2.1 现有燕尾榫节点力学模型适用性讨论

针对古建筑木结构中燕尾榫节点力学模型的研究已有大量成果,选取典型文献^[14],以屈服点、极限点为特征点的燕尾榫节点 $M-\theta$ 双折线模型进行验证,如图 11 所示,将谢启芳等^[14]提出的燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型计算结果与文献[23]中的试验结果进行比较,可见该力学模型能够较合理地反映古建筑木结构燕尾榫节点在转动过程中的弯矩变化情况^[14]。在基于大量试验研究的基础上^[16],且考虑尺寸效应和材性影响的情况下建立的燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型,同样对文献[23]中的试验结果进行验证,可见二者的模型相似性较高。以上 2 个模型均能够合理反映古建筑木结构燕尾榫节点 $M-\theta$ 的变化规律,且潘毅等^[16]提出的力学模型更简洁,可靠度更高。

基于文献[16]中的假设,用其计算闽浙编木拱

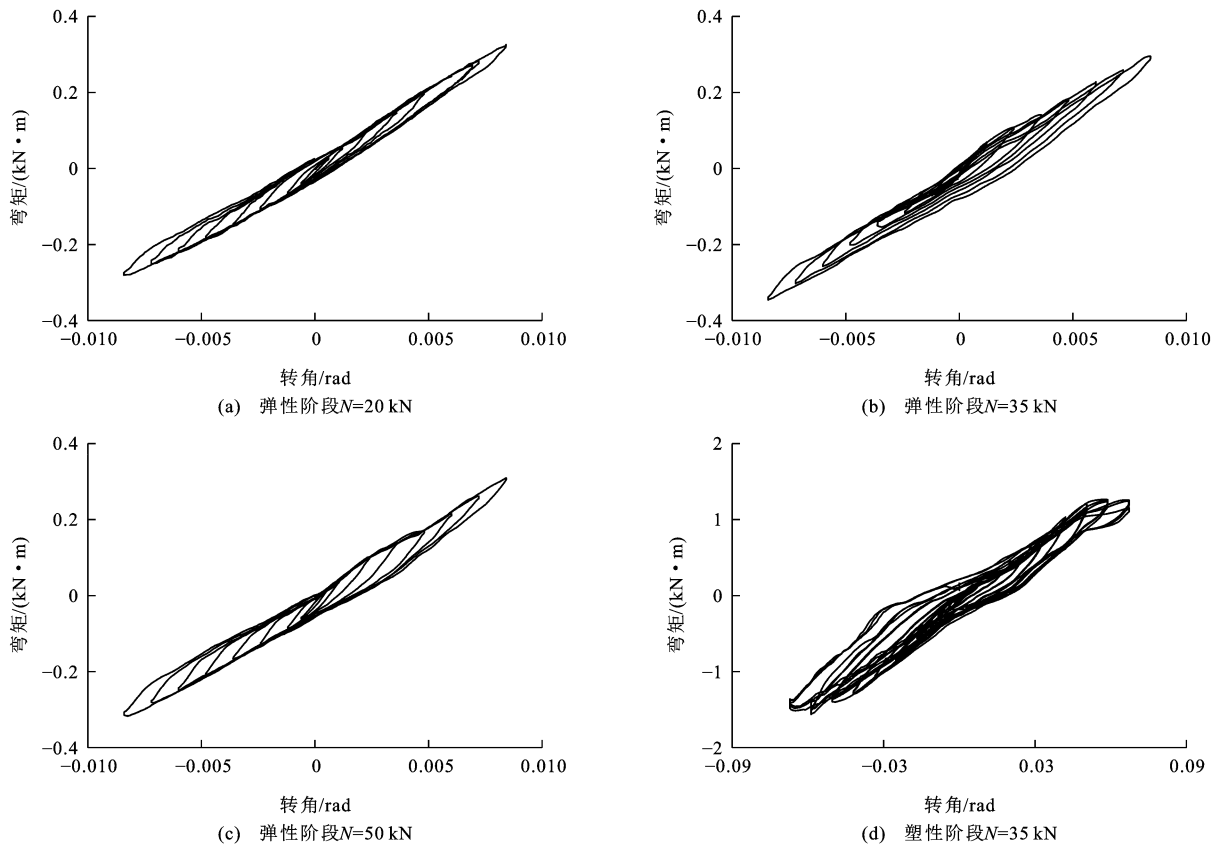


图9 试验滞回曲线

Fig. 9 Hysteretic curves of test

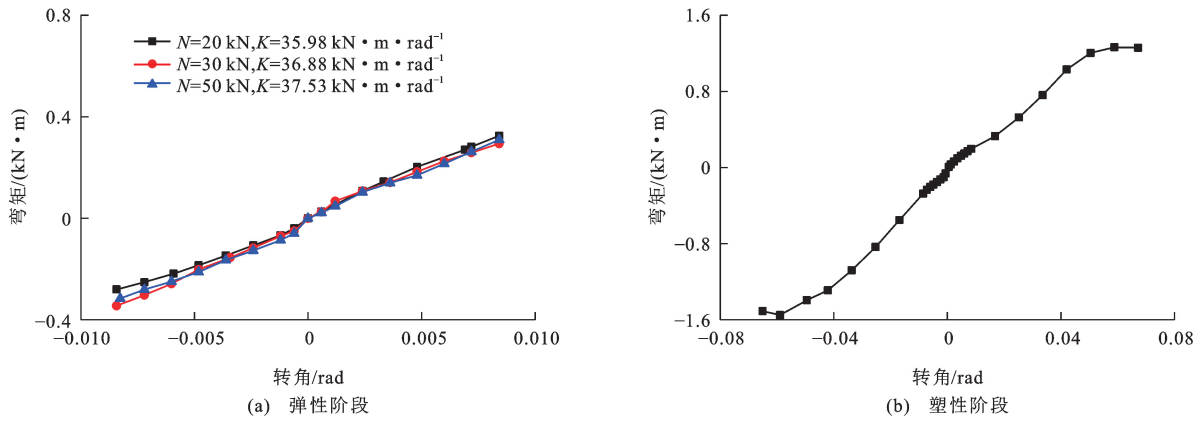


图10 试验骨架曲线

Fig. 10 Skeleton curves of test

桥燕尾榫节点的骨架曲线并与试验结果进行对比,如图12所示。结果发现,文献[16]中计算得到的闽浙编木拱桥燕尾榫节点刚度和弹性最大弯矩分别为 $4.24 \text{ kN} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$ 和 $0.28 \text{ kN} \cdot \text{m}$,比试验值分别减小了 84.7%和 80.1%,无法合理解释编木拱桥燕尾榫节点弯矩-曲率的变化规律。由于榫卯节点间缝隙对节点力学性能产生的影响不可忽略^[17],本文旨在建立考虑节点拔榫量与榫卯口缝隙的闽浙编木拱桥燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型,并合理解释其变化规律。

2.2 现有古建筑木结构燕尾榫节点受力机理

燕尾榫榫卯节点被广泛应用于木结构建筑的节点连接,尤其是用于柱与额枋的连接。燕尾榫榫头大、根部窄,相比于直榫,其有更大的抗拉、抗拔性能。燕尾榫节点既可以转动,又可承受弯矩、剪力 and 轴力共同作用,其节点特性介于铰接与刚接之间,展现出典型的半刚性特点^[22,24]。燕尾榫通过榫头与卯口侧壁间的摩擦力与挤压力平衡外力,这也使得节点具有良好的抗震性能^[25]。

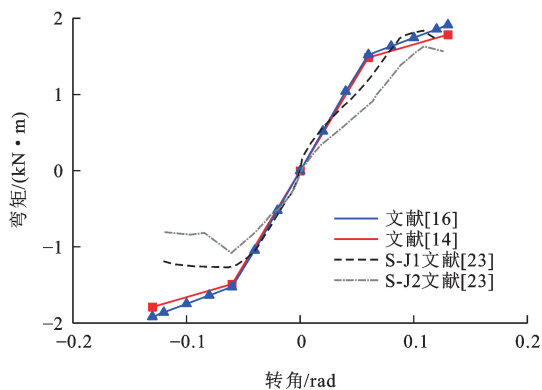


图 11 文献[14]、[16]与[23]中试验结果对比

Fig. 11 Comparison of test results among references [14], [16] and [23]

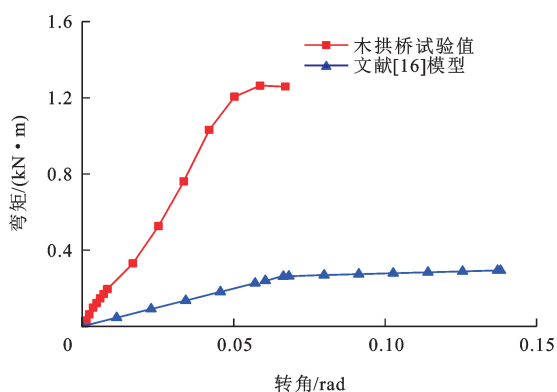


图 12 文献[16]中力学模型骨架曲线与试验结果对比

Fig. 12 Comparison of mechanical model skeleton curves between reference [16] and test results

在木建筑中,通常在额枋与柱连接的榫卯节点处设置平板枋(普柏枋),如图 13 所示。平板枋通过馒头榫与柱相连,底面通过暗销与额枋固定,上方通过暗销固定角大斗和栌斗以承接斗拱,用以传递竖向荷载。这样,在燕尾榫工作时便会受到五面承压的作用。由于平板枋的存在,燕尾榫在往复荷载下的拔榫量减小明显,其节点转动刚度、抗弯刚度均得到提高,弹性阶段明显^[23]。另外,在其他情况下也会用替木补缺燕尾榫节点上部空隙,同样可提高燕尾榫节点刚度^[26]。

对于古建筑木结构燕尾榫节点而言,柱与额枋连接后常会在燕尾榫上方安放替木或平板枋,这样在榫头只转动不拔出时便会产生三面压力,如图 14 中的 N_1 、 N_2 和 N_3 ,其中: N_1 为燕尾榫榫头与弦切面接触后产生的反力; N_2 为燕尾榫顶部与替木接触后产生的反力; N_3 为燕尾榫底部与柱横切面接触后产生的反力,闽浙编木拱桥燕尾榫则不受 N_2 的作用。在滞回过程中,随着位移增大,燕尾榫斜面与榫口将产生拉拔的趋势,使额枋自身产生轴力 N 、弯

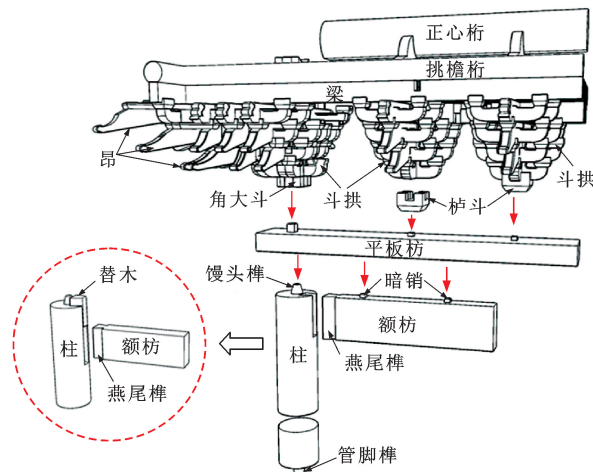


图 13 古建筑木结构榫卯节点

Fig. 13 Mortise and tenon joint of ancient timber buildings

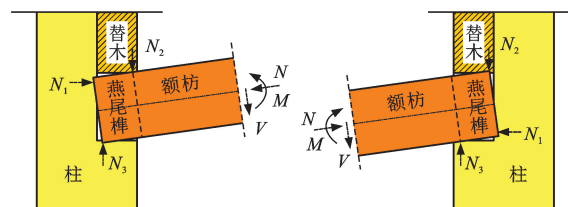


图 14 古建筑木结构燕尾榫节点受力分析

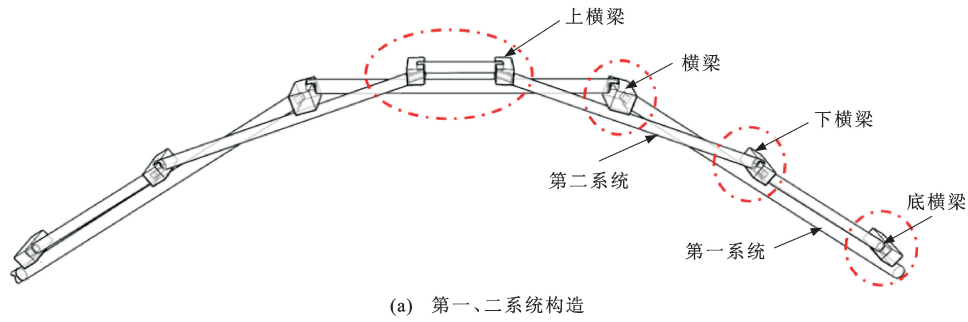
Fig. 14 Force analysis on dovetail joint in ancient timber buildings

矩 M 与剪力 V 。

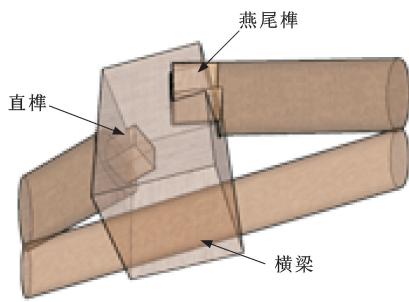
2.3 闽浙编木拱桥燕尾榫节点受力机理

闽浙编木拱桥的节点连接采用了 3 种榫卯连接形式:直榫、透榫和燕尾榫,如图 15(a) 所示。在第一系统中,平肋两端均通过燕尾榫连接在横梁上,斜肋上端则采用直榫的连接方式与平肋共面连接,如图 15(b)所示,斜肋脚部做成“L”形卡在桥台上,如图 15(c)所示。第二系统中,平肋两端仍通过燕尾榫连接在上横梁上,上斜肋上端采用透榫的方式与平肋交错连接,如图 15(d)所示,下端则通过燕尾榫与下横梁连接,如图 15(e)所示。下斜肋两端均采用直榫与底横梁相连。

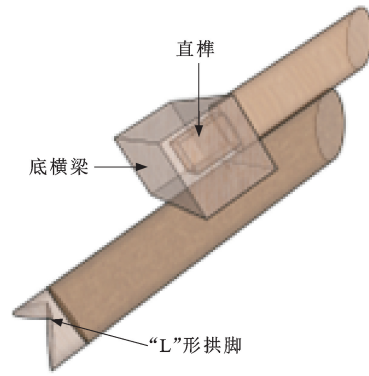
现存的闽浙编木拱桥均上覆廊屋,其上部廊屋结构的恒荷载将使木拱结构处于恒压状态,这将导致燕尾榫节点两端产生永久轴力,如图 16(a)所示,这在古建筑木结构中不会出现,其中 h' 为榫卯口缝隙。此外,在闽浙编木拱桥燕尾榫节点产生转角时(图 16(b)),榫头将绕 O 点转动。由于其上部无约束作用,在受压区 a 榫头将产生向上的微小滑移而几乎不产生水平滑动,这将导致受压区对榫头的压力大幅减小,摩擦力几乎为 0,受压区 c 将是榫头主要承受外力的区域,故在力学分析时,受压区 b 的压



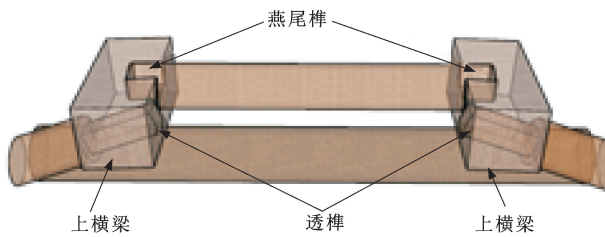
(a) 第一、二系统构造



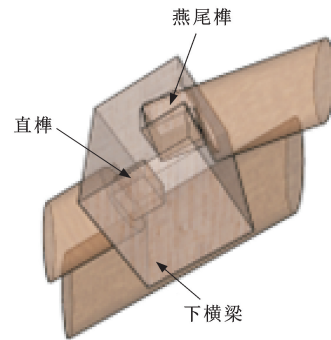
(b) 横梁位置榫卯节点



(c) 底横梁位置榫卯节点



(d) 上横梁位置榫卯节点



(e) 下横梁位置榫卯节点

图 15 编木拱桥榫卯节点

Fig. 15 Mortise and tenon joint of woven timber arch bridge

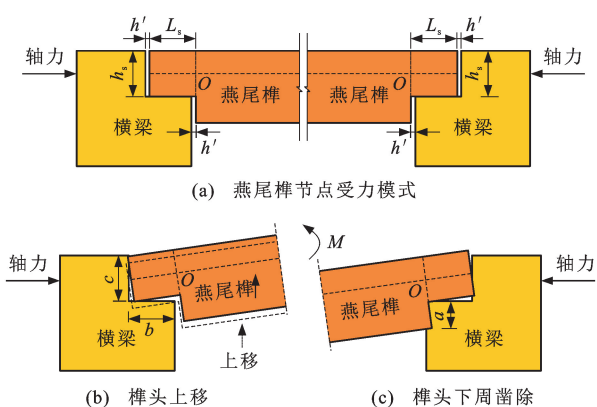


图 16 编木拱桥燕尾榫节点受力分析

Fig. 16 Force analysis for dovetail joints of woven timber arch bridge

逆向转动时,受压区 a 对榫卯节点的影响可忽略不计。针对上述闽浙编木拱桥燕尾榫节点的受力特点,并根据力学平衡和变形协调条件,建立考虑节点拔榫量与榫卯口缝隙的编木拱桥燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型与计算公式,以为闽浙编木拱桥结构的抗震性能、修缮与保护提供理论基础。

3 闽浙编木拱桥燕尾榫节点力学模型

3.1 木材本构模型

闽浙编木拱燕尾榫节点在受力过程中主要以横纹受压为主。由于木材横纹受压的特殊性,在受力初期变形与承压力基本呈线性关系;在承压力达到一定限度后变形急剧增加,二者进入非线性阶段,应力达到比例极限;随后变形随承压力的增加缓慢增长,继续达到硬化点;应力增加超过硬化点后木材已

进入大变形阶段,已不适于继续承载,因此,在理论计算中常把木材横纹受压应力-应变曲线简化成双折线模型^[15,27],如图 17 所示,即

$$\sigma_c = \begin{cases} \epsilon_c E_R & 0 \leq \epsilon_c \leq \epsilon_0 \\ f_{cu,R} & \epsilon_0 \leq \epsilon_c \leq \epsilon_{cu} \end{cases} \quad (4)$$

式中: σ_c 为木材压应力; ϵ_c 为木材压应变; E_R 为木材横纹受压弹性模量; $f_{cu,R}$ 为木材横纹极限抗压强度; ϵ_0 为木材横纹抗压强度达到 $f_{cu,R}$ 时的应变; ϵ_{cu} 为木材横纹抗压极限应变, $\epsilon_c = \epsilon_0$ 时 2 个公式等效。

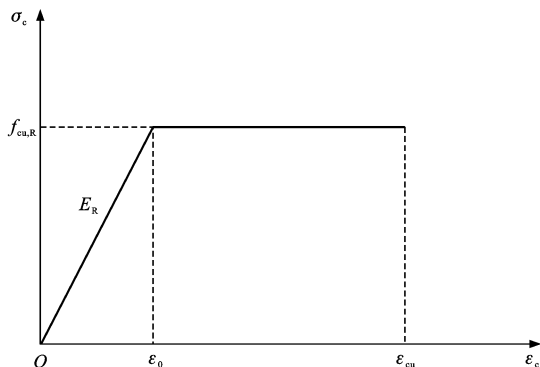


图 17 木材横纹受压双折线本构模型

Fig. 17 Double-line constitutive model of wood under transverse compression

3.2 燕尾榫节点 M-θ 力学模型

3.2.1 基本假定

由于闽浙编木拱燕尾榫节点通常在受压过程中表现为不均匀的局部受压,应力应变复杂,为便于计算,现提出如下基本假定:①忽略榫头自身变形,可认为榫头在转动时仅发生刚体运动,可由转角 θ 和拔榫量 δ_0 确定榫头各点位移^[15,27];②假定榫头侧面摩擦力对刚度的贡献为 0,由于榫头侧面摩擦力产生的弯矩约占总弯矩的 0~6%^[15],因此,忽略摩擦力对榫头弯矩的贡献;③榫头与榫卯口受压均为局部受压,由于横梁榫卯口为顺纹接触,燕尾榫榫头为横纹接触,且木材顺纹受压是横纹受压的 10 倍以上,因此,可假定横梁为完全刚性,燕尾榫榫头采用图 17 所示木材横纹受压双折线应力-应变简化模型;④榫头侧面始终处于均匀挤压状态,各点挤压量相同^[14-15];⑤如图 16(b)和(c)所示,由于榫头上部无约束作用,区域 b 对其承压很小,区域 a 因构造措施被凿除,因此,忽略区域 a、b 所产生的压力与摩擦力对榫头的影响;⑥木材摩擦因数为定值;⑦弹性阶段假定挤压区的压力 σ 与挤压变形 δ 成正比,即

$$\sigma = k\delta = aE_s\delta \quad (5)$$

式中: k 为应力转换系数; a 为试验回归参数; E_s 为榫头受压弹性模量。

3.2.2 模型推导

(1)几何方程

榫头在循环加载时需要经历 4 个阶段,即正向加载、正向卸载、反向加载以及反向卸载。正向加载与正向卸载阶段榫卯节点的变形相同,但运动趋势不同,因此,上述 2 个状态摩擦力相反。反向加载与反向卸载与上述同理。

燕尾榫节点几何尺寸如图 16(a)所示,正向加载及正向卸载如图 18(a)所示,榫头绕 O 点转动,并假设转动过程中 O 点位置始终不变。此时榫头与榫卯口仅有一个受压区 c,受压区最大挤压变形为 δ_c ,相应的挤压区长度为 m_c ,最大挤压变形位置距横梁的距离为 x_c ,可导出如下几何关系

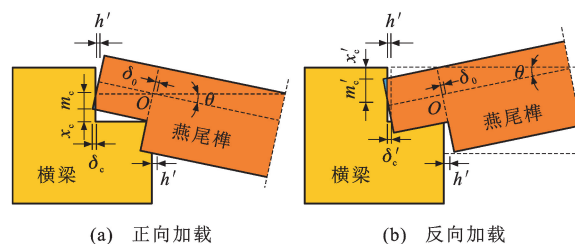


图 18 节点变形

Fig. 18 Joint deformations

$$\delta_c = L_s [\cos(\theta) - 1] + \frac{h_s \tan\left\{\frac{\theta[\cos(\theta) + 1]}{2}\right\}}{2} - \delta_0 \cos(\theta) - h' \quad (6)$$

$$m_c = \frac{\delta_c}{\tan(\theta)} + \delta_c \tan(\theta) = \frac{1}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \left\{ L_s [\cos(\theta) - 1] + \frac{h_s}{2} \tan\left[\frac{\theta(\cos(\theta) + 1)}{2}\right] - \delta_0 \cos(\theta) - h' \right\} \quad (7)$$

$$x_c = \left[L_s + \frac{h_s \tan(\theta/2)}{2} \right] \sin(\theta) - \delta_0 \cos(\theta) \quad (8)$$

若 $\delta_c \leq 0$, 均取 $\delta_c = 0$ 。

反向加载、卸载时节点变形如图 18(b)所示,受压区最大挤压变形为 δ'_c ,相应的挤压区长度为 m'_c ,最大挤压变形位置距横梁距离为 x'_c ,即

$$\delta'_c = L_s [\cos(\theta) - 1] + \frac{h_s}{2} \tan\left\{\frac{\theta[\cos(\theta) + 1]}{2}\right\} - \delta_0 \cos(\theta) - h' \quad (9)$$

$$m'_c = \frac{\delta'_c}{\tan(\theta)} + \delta'_c \tan(\theta) - \delta_0 \sin(\theta) = \frac{1}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \left\{ L_s [\cos(\theta) - 1] + \frac{h_s}{2} \tan\left[\frac{\theta(\cos(\theta) + 1)}{2}\right] - \delta_0 \cos(\theta) - h' \right\} - \delta_0 \sin(\theta) \quad (10)$$

$$x'_c = \left[L_s + \frac{h_s}{2} \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \sin(\theta) \quad (11)$$

(2) 平衡方程

考虑平面问题的静力学方法从平衡条件可获得平衡方程。正向加载和卸载的挤压区位置、形状以及挤压力的位置和大小均相同,仅运动趋势相反,摩擦力反向^[15,27]。正向加载受力阶段如图 19 所示,挤压区合力 N_c 作用于挤压变形图形成心位置处,相应的摩擦力为 f_c , N_c 距转动中心的力臂为 y_{cl} 。

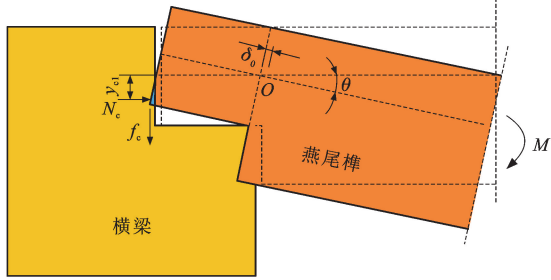


图 19 正向加载时节点受力状态

Fig. 19 Forward-loading state of joint

正向加载阶段力矩平衡方程为

$$M = N_c y_{cl} + f_c L_s \quad (12)$$

正向卸载阶段力矩平衡方程为

$$M = N_c y_{cl} - f_c L_s \quad (13)$$

燕尾榫节点反向受力状态如图 20 所示,挤压区合力为 N_c ,相应的摩擦力为 f'_c , N_c 至转动中心的力臂为 y'_{cl} 。

反向加载阶段力矩 M' 平衡方程为

$$M' = N_c y_{cl} + f_c L_s \quad (14)$$

反向卸载阶段力矩 M' 平衡方程为

$$M' = N_c y_{cl} - f_c L_s \quad (15)$$

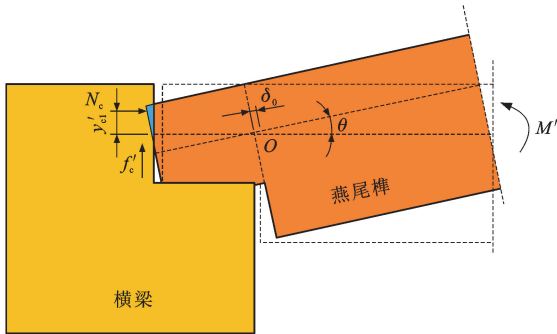


图 20 反向加载时节点受力状态

Fig. 20 Reverse-loading state of joint

(3) 物理方程

物理条件即需确定应力与应变的关系,且物理方程与加载阶段无关^[15,27]。当最大挤压应力小于等于木材屈服强度时,整个挤压区处于弹性阶段;当挤压区应力大于木材横纹受压屈服强度时,部分挤压区进入塑性阶段。下面分别根据弹性阶段与弹塑

性阶段进行推导。

(a) 弹性阶段

受压区 c 的应力转换系数为 k_c ,根据基本假定⑦可得到挤压力 N_c 为

$$N_c = \frac{m_c b_s k_c \delta_c}{2} \quad (16)$$

弹性阶段挤压力位于挤压变形图形成心。

正向加、卸载力臂为

$$y_{cl} = \frac{h_s}{2} - \left(x_c + \frac{m_c}{3} \right) \quad (17)$$

反向加、卸载力臂为

$$y'_{cl} = \frac{h_s}{2} - \left(x'_c + \frac{m'_c}{3} \right) \quad (18)$$

摩擦力等于正压力乘以摩擦因数,根据假定⑥,摩擦因数用 μ 表示为

$$f_c = f'_c = \mu N_c = \frac{b_s k_c \mu m_c \delta_c}{2} \quad (19)$$

(b) 弹塑性阶段

弹塑性阶段节点受力状态如图 21 所示。榫头变形状态与弹性阶段相同,将变形区分为弹性区和塑性区。受压区 c 达到极限抗压强度时对应的变形为 δ_{cl} ,弹性区长度和弹塑性区长度分别用 m_{c1} 和 m_{c2} 表示,由几何关系可得

$$m_{c1} = \frac{\delta_c m_c}{\delta_{cl}} = \frac{m_c f_{cu,R}}{\delta_c k_c} \quad (20)$$

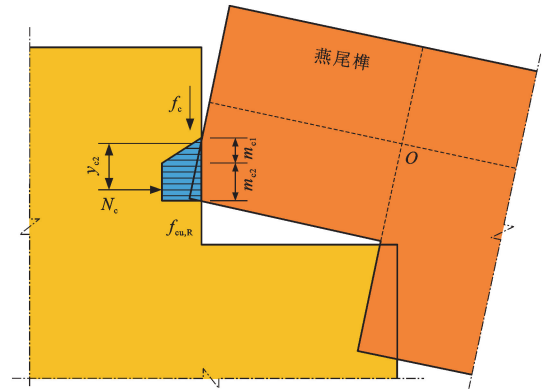


图 21 弹塑性阶段正向加载节点变形

Fig. 21 Joint deformation during elastoplastic phase under forward-loading

根据基本假定③,弹塑性区应力均保持在屈服强度不变;根据基本假定⑦弹性区应力线性分布,有

$$N_{c1} = \frac{1}{2} b_s f_{cu,R} m_{c1} \quad (21)$$

$$N_{c2} = b_s f_{cu,R} m_{c2} \quad (22)$$

式中: N_{c1} 为弹性变形单独产生的挤压力; N_{c2} 为塑性变形单独产生的挤压力。

根据基本假定③,弹塑性阶段挤压力合力 N_c 为

弹性区和塑性区的挤压力之和,作用点位于梯形应力图形心,即

$$N_c = N_{c1} + N_{c2} = \frac{b_s f_{cu,R} (m_{c1} + 2m_{c2})}{2} \quad (23)$$

正向加、卸载挤压力合力力臂 y_{c2} 为

$$y_{c2} = \frac{h_s}{2} - \left\{ x_c + \frac{[1 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c) + (f_{cu,R}/(\delta_c k_c))^{-1}]^2/3}{2 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c)} m_c \right\} \quad (24)$$

反向加、卸载合力力臂与式(24)表达相同,仅需将 δ_c 、 m_c 和 x_c 换为 δ'_c 、 m'_c 和 x'_c 即可。由于 $\delta_c = \delta'_c$,且实际计算时榫卯节点转角 θ 较小,可将 m_c 、 x_c 、 m'_c 和 x'_c 分别简化为

$$\delta_c = \delta'_c = L_s [\cos(\theta) - 1] + \frac{\theta h_s}{2} - \delta_0 - h' \quad (25)$$

$$x_c = L_s \sin(\theta) + h_s \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) - \theta \delta_0 \quad (26)$$

$$M = \begin{cases} \frac{\delta_c^2 b_s k_c}{\sin(2\theta)} \left[\frac{h_s}{2} - x_c - \frac{\delta_c}{3\sin(\theta)\cos(\theta)} + \mu L_s \right] & 0 < \theta \leq \theta_y \\ \frac{b_s f_{cu,R} \delta_c}{\sin(2\theta)} \left(2 - \frac{f_{cu,R}}{\delta_c k_c} \right) \left\{ \frac{h_s}{2} - x_c - \frac{\delta_c}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \frac{1 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c) + [f_{cu,R}/(\delta_c k_c)]^2/3}{2 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c)} + \mu L_s \right\} & \theta_y < \theta < \theta_u \end{cases} \quad (31)$$

$$M' = \begin{cases} \frac{\delta_c - \delta_0 \theta^2}{\sin(2\theta)} b_s k_c \delta_c \left[\frac{h_s}{2} - x'_c - \frac{\delta_c - \delta_0 \theta^2}{3\sin(\theta)\cos(\theta)} + \mu L_s \right] & 0 < \theta \leq \theta_y \\ \frac{b_s f_{cu,R}}{\sin(2\theta)} \left(2 - \frac{f_{cu,R}}{\delta_c k_c} \right) \frac{\delta_c - \delta_0 \theta^2}{\sin(2\theta)} \left\{ \frac{h_s}{2} - x'_c - \frac{\delta_c - \delta_0 \theta^2}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \frac{1 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c) + [f_{cu,R}/(\delta_c k_c)]^2/3}{2 - f_{cu,R}/(\delta_c k_c)} + \mu L_s \right\} & \theta_y < \theta < \theta_u \end{cases} \quad (32)$$

式中: θ_y 为节点屈服转角; θ_u 为节点极限转角。

4 拔榫量计算

榫卯节点中关于拔榫量的研究极少,但其不可忽略。已有研究表明,拔榫量与往返路程之间具有很好的线性关系^[15],一定条件下其也应与转角存在一定的线性关系。在弹性阶段,由于初始加载控制位移微小,拔榫量主要受转角控制,随着加载级数与加载控制位移成倍数的增加,至弹塑性阶段拔榫量已逐渐不受转角控制,因此,文献[20]中所述拔榫量仅为转角的函数这一观点并不足以信服。假设拔榫量在每次循环下为一定值,且每次循环下均有增加,弹性范围的拔榫量为

$$\delta_0 = 45\theta - 0.06 \quad (33)$$

在弹塑性阶段,拔榫量受第 i 级加载控制位移 Δ_i 与每级加载循环次数 n 影响,其公式为

$$\delta_{ij} = \delta_i + \frac{(j-1)(\delta_{i+1} - \delta_i)}{n_i} \quad (34)$$

$$\delta_i = 0.025\Delta_i \quad (35)$$

式中: δ_{ij} 为第 i 级加载第 j 次循环下峰值转角对应的拔榫量; n_i 为第 i 级加载循环总次数; δ_i 为第 i 级加载下峰值转角对应的拔榫量。

计算过程中,弹性阶段与弹塑性阶段相交位置

$$m_c = \frac{\delta_c}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \quad (27)$$

$$x'_c = L_s \sin(\theta) + \frac{\theta h_s \sin(\theta)}{4} \quad (28)$$

$$m'_c = \frac{\delta_c - \delta_0 \theta^2}{\sin(\theta)\cos(\theta)} \quad (29)$$

将式(16)、(17)、(19)和(27)代入式(12)可得到弹性阶段正向加载 $M-\theta$ 表达式为

$$M = \frac{\delta_c^2 b_s k_c}{\sin(2\theta)} \left[\frac{h_s}{2} - x_c - \frac{\delta_c}{3\sin(\theta)\cos(\theta)} + \mu L_s \right] \quad (30)$$

将式(19)、(20)、(23)、(24)和(27)代入式(12)可得弹塑性阶段正向加载 $M-\theta$ 表达式(31),正向加载弹性与弹塑性阶段 $M-\theta$ 骨架曲线表达式见式(31);同理,可得反向加载弹性与弹塑性阶段 $M-\theta$ 骨架曲线见式(32)

的拔榫量取最大值。

徐明刚^[15]对燕尾榫框架节点拔榫量进行了试验研究,并测量了各级加载制度下的拔榫量,虽然试验中未考虑轴力作用,但本文仍采用其结果与本文计算结果进行趋势性对比,以验证本文推导公式的合理性。利用式(33)~(35)计算其在第 3~5 级加载制度下的拔榫量,每级循环 2 次,计算结果与试验值进行比较,结果如图 22 所示,可知:拔榫量计算值与试验值平均误差为 23.43%,原因在于文献[15]

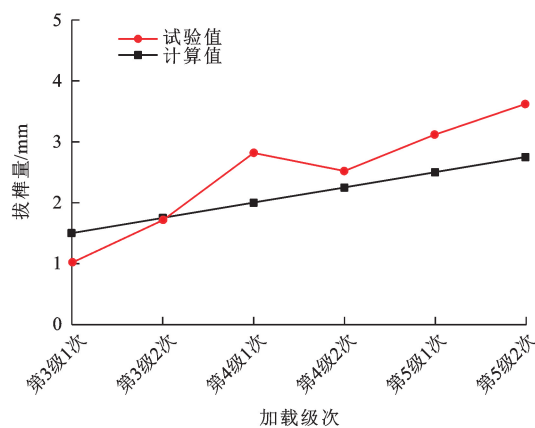


图 22 拔榫量计算值与试验值对比

Fig. 22 Comparison of tenon pull-out distances between calculation and test values

中燕尾榫节点两端不存在轴力,故试验拔榫量略高于计算值;另一方面,计算值与试验值趋势相同,表明上述拔榫量公式可用于节点分析中。

5 试验结果与力学模型验证

5.1 模型参数选取

木材弹性模量采用超声波法实测的杉木顺纹弹性模量 $E_L = 9\ 349\ \text{MPa}$ ^[9],当缺乏试验值时,其他各个方向力学性能根据《木结构设计手册》(第四版)所述取值,横纹切向弹性模量 E_T 和径向弹性模量 E_R 与顺纹弹性模量 E_L 比值分别近似取 0.05 和 0.10。横纹切向剪切模量 G_{LT} 、横纹径向剪切模量 G_{LR} 、顺纹剪切模量 G_{RT} 与顺纹弹性模量 E_L 比值分别近似取 0.06、0.075 和 0.018。由此可求得杉木材性参数见表 2, μ_{LR} 、 μ_{LT} 和 μ_{RT} 分别为径切面内、弦切面内和顺纹面内的泊松比。将拟静力试验构件的几何参数和物理参数代入本文力学模型进行实现,拔榫量依据拟静力加载方式按照式(33)~(35)进行计算,结果见表 3。应力转换系数是与弹性模量相关的参数,参阅文献[15],取 $k_c = 6\ \text{N} \cdot \text{mm}^{-3}$ 。木材摩擦因数参考相关试验及研究^[15,27-28]取 $\mu = 0.4$ 。模型参数汇总于表 4。

表 2 有限元模型中杉木材性参数

Table 2 Material property parameters of Chinese fir for finite element model

参数	E_R/MPa	E_L/MPa	E_T/MPa	μ_{LT}	μ_{RT}	μ_{LR}	G_{LR}/MPa	G_{LT}/MPa	G_{RT}/MPa
取值	934.9	9 349	467.5	0.2	0.47	0.43	701	561	168

5.2 试验结果验证

利用本文给出的力学模型计算编木拱桥燕尾榫节点的骨架曲线,计算结果与试验骨架曲线的对比见图 23,可见:加载初期,弯矩随着转角增大缓慢增加,正向加载阶段,提出的力学模型可以很好地拟合试验弹性、弹塑性阶段曲线的变化趋势,二者趋势一致;反向加载阶段弹性增长与试验曲线出现微小偏离,其原因在力学模型中,需要区分弹性极限与屈服点的位置,但关于屈服点与弹性极限尚缺少明确定义,且弹性极限更难求出,再加上木材本身属于纤维材料,破坏之前几乎没有残余变形^[29],因此,理论模型和试验值在界定屈服点时均较为困难;反向加载进入弹塑性阶段后模型曲线与试验曲线拟合良好;转角继续增大时,模型曲线可以很好地计算出峰值荷载以及下降段对应的转角。

在燕尾榫节点试验曲线中以文献[29]中提到的

表 3 拔榫量计算参数

Table 3 Calculation parameters for tenon pull-out distance

加载级次	Δ_i/mm	δ_0/mm	θ/rad
1	2	按式(30)确定	0.000 58
2	4		0.000 58
3	6		0.001 20
4	8		0.002 41
5	10		0.003 61
6	12		0.004 81
7	14		0.006 00
8	28		0.007 19
	28		0.008 42
	28		0.016 81
9	42		0.025 23
	42		0.033 62
	42	1.45	0.042 03
10	56	1.45	0.050 42
	56	1.52	0.058 81
	56	1.63	0.067 17
	70	1.75	

表 4 燕尾榫节点力学参数

Table 4 Mechanical parameters of dovetail joint

参数名称	$k_c/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-3})$	E_R/MPa	$f_{cu,R}/\text{MPa}$	h'/mm	μ
数值	6	934.9	3	0.05	0.4

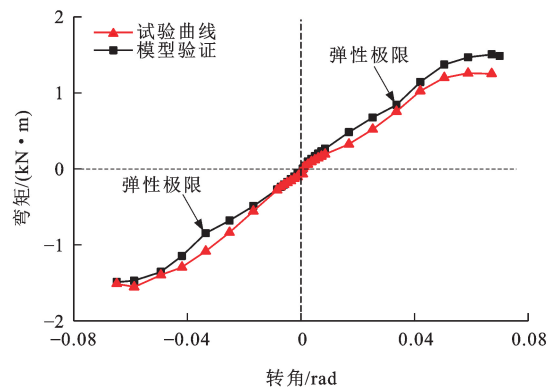


图 23 骨架曲线对比

Fig. 23 Comparison of skeleton curves

方法,可近似找出屈服点,大致判断在 0.04 rad 左右,见图 24。式(31)和(32)的第 1 部分为弹塑性阶段公式,二者可以直接计算出曲线的拐点、峰值以及下降段,其曲线特征为先上升,再进入拐点,最后平缓下降。严格来说弹性极限位置是力学模型式(31)、(32)计算终止点,但是相较于屈服点,弹性极限更难确定。故可近似选取屈服点来近似弹性极限,本模型取 0.033 62 rad,该值为试验中第 9 级加载,并循

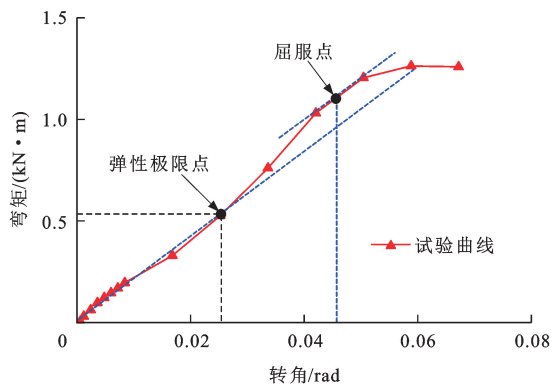


图 24 屈服点确定

Fig. 24 Yield point determination

环第 2 次时水平位移所对应的转角，并假定在此点之前拔榫量均与转角 θ 呈线性关系。在力学模型的推导中，弹性阶段公式采用胡克定律假设，而胡克定律仅适用于计算出完全弹性范围内的点，式(31)、(32)的第 1 部分应在弹性极限内计算。一旦应力超过弹性极限，曲线呈非线性行为，构件进入弹塑性阶段^[30]，如图 24 所示，因此，弹性与弹塑性交界点确定的不准确将导致误差的产生。由于在试件加工过程中，燕尾榫节点各个接触面间缝隙以及木材缺陷导致的承压力或者摩擦力分布不均匀，木材本身在受拉、压下应力的随机跌落现象^[20]等均会导致理论计算值与试验值的偏差。但从整体上看，提出的力学模型可以较精准地反映出燕尾榫节点在转动过程中的弯矩转角变化规律。且该公式可以取转角 0.001 rad 作为步长进行取点计算，可满足实际工程应用。

5.3 有限元模型验证

5.3.1 有限元模型建立

采用 ANSYS 有限元软件进行建模，进一步验证提出的力学模型的有效性。采用 SOLID45 单元模拟木框架三维实体结构，采用 TARGE170 单元作为目标面来模拟卯口，采用 CONTA174 单元作为接触面来模拟榫头。通过实常数定义接触面摩擦因数和罚刚度，通过定义相同的实常数号来识别接触对，燕尾榫框架模型共定义 8 对接触对。采用六面体单元进行映射网格划分，约束“H”柱底面中心线上单排节点的 3 个平动自由度和 2 个转动自由度来模拟柱脚铰接情况，如图 25 所示。

低周往复荷载试验通过对拉螺栓在平肋上施加轴力，本文有限元建模时通过对拉钢垫板间设置钢绞线并施加预应力来模拟轴力工况。模型采用静力分析，并选择完全 Newton-Raphson 法，计入大变

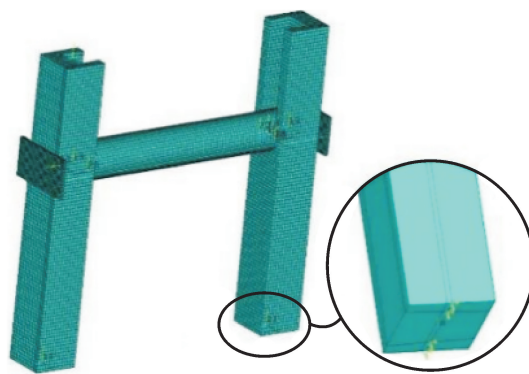


图 25 有限元模型

Fig. 25 Finite element model

形效应。分析过程中开启自动时间步，以便于计算出最优时间步长。榫卯节点有限元模型弯矩通过选取合适截面映射应力到相应路径上，并沿路径进行应力积分得到。

5.3.2 有限元模型验证

有限元模型、试验曲线以及力学模型计算结果的骨架曲线见图 26，结果表明提出的力学模型仍表现出较强的适用性。3 种方法得到的刚度和正、反向弯矩见表 5，其中正、反向弯矩分别取节点转角 $\theta = \pm 0.06$ rad 时的弯矩。在刚度计算上，提出的力学模型的计算结果与试验曲线更接近，误差仅为 3.2%。因为力学模型计算过程中提出的假设忽略了榫头摩擦力对弯矩的贡献等影响因素，因此，在一定程度上减小了刚度的计算值。而有限元模型则反映出构件在无缺陷状态下接近理想的实际结果，因此，2 种方法对试验情况的反映会有所差异；有限元模型与试验曲线在正、反 2 个方向弯矩均不相等，因为随着滞回次数和加载级数的增加，燕尾榫节点的拔榫量在正、反 2 个方向并不等同^[15]，而本文提出

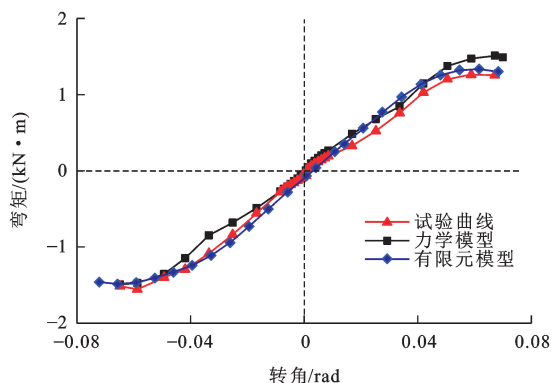


图 26 有限元模型骨架曲线与力学模型骨架曲线、试验骨架曲线对比

Fig. 26 Comparison of skeleton curves among finite element model, mechanical model and test

表5 燕尾榫节点试验与模型结果对比

Table 5 Comparison between test and modelling results for dovetail joint

项目	刚度/(kN·m·rad ⁻¹)	相对误差/%	正向弯矩/(kN·m)	相对误差/%	反向弯矩/(kN·m)	相对误差/%
试验	27.74		1.26		-1.55	
有限元	30.88	11.3	1.34	6.4	-1.47	-5.2
力学模型	26.85	-3.2	1.47	16.7	-1.47	-5.2

的力学模型为了简化计算,忽略了正、反方向拔榫量的差异,且不考虑实际试验中木材干缩裂缝的随机影响,因此,计算得到的正、反弹性最大弯矩相等,其与试验值的误差分别为16.7%和-5.2%。综上所述,本文提出的力学模型可以准确地描述燕尾榫节点的力学规律。

6 节点刚度分析

由于编木拱桥燕尾榫节点两端存在轴力,而轴力又对刚度有影响。试验结果表明燕尾榫节点的水平轴力从20 kN增加到50 kN时,节点弹性阶段的刚度分别增加了2.5%和4.3%^[18]。

对力学模型进行参数分析可发现,随着榫卯口缝隙的减小,燕尾榫节点弹性阶段刚度增大。力学模型计算结果表明,榫卯口缝隙从0.06 mm减小至0.01 mm时,燕尾榫节点刚度 K 可从29.46 kN·m·rad⁻¹增加至52.24 kN·m·rad⁻¹,如图27所示,这与试验结果相符,可见,随着燕尾榫两端轴力的增加,榫头与榫口挤压紧实,使其缝隙变小,在转动过程中所需弯矩增加;随着缝隙减小得越多,弯矩在微小转角下迅速增加,初始斜率快速增加;由于木材间缝隙的减小,在相同转角下榫头与榫口的接触面积更大,其作用力更大,对节点产生的转

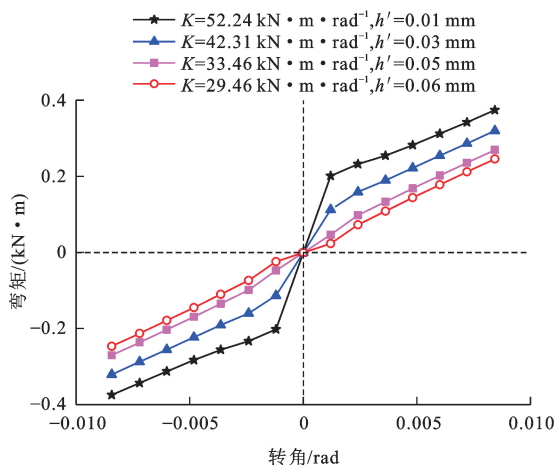


图27 模型预测的弹性阶段不同榫卯口缝隙的骨架曲线

Fig. 27 Skeleton curves for different mortise gaps at elastic phase predicted by model

动弯矩便会更大,便产生了弯矩普遍提高的现象,进一步增大了节点刚度,因此,在一定程度上可以利用榫卯口缝隙来反映燕尾榫两端的轴力。

图28为弹性阶段在燕尾榫节点两端施加不同轴力下的试验骨架曲线与采用力学模型在不同榫卯口缝隙下计算的骨架曲线对比,可见:二者趋势相同,进一步反映了燕尾榫节点在弹性阶段的刚度随榫卯口缝隙的减小而增大。

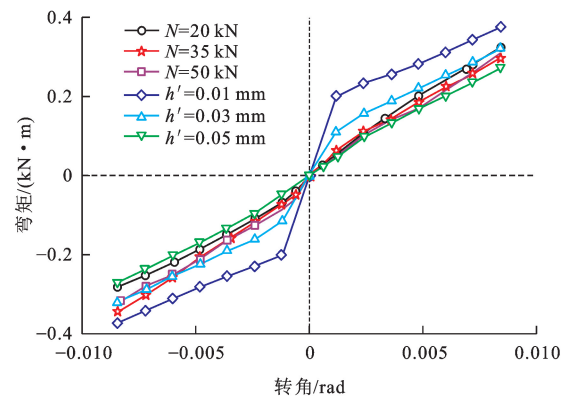


图28 不同轴力下模型预测值与试验骨架曲线对比

Fig. 28 Comparison of skeleton curves between model predictions and test values under different axial forces

7 结语

(1)闽浙编木拱桥燕尾榫节点足尺模型的拟静力试验结果表明,加载结束后燕尾榫节点未破坏,燕尾榫底部出现明显因挤压变形后留下的缝隙;弹性阶段平肋两端轴力致使榫卯节点间相互挤压,缝隙减小,刚度增大,节点滞回耗能能力随两端轴力增加而增大;转角大于0.04 rad时构件进入屈服阶段,挤压变形不能恢复,转角达到0.06 rad时滞回曲线斜率几乎停止增长。

(2)闽浙编木拱桥与古建筑木结构中的燕尾榫节点由于其构造和受力状态的不同导致其受力机理有显著差异,利用现有古建筑木结构燕尾榫节点力学模型计算得到的节点刚度和弹性最大弯矩比闽浙编木拱桥燕尾榫节点的试验值分别小了84.7%和80.1%,因此,古建筑木结构中的燕尾榫节点受力模型不适用于闽浙编木拱桥燕尾榫节点。

(3)针对闽浙编木拱桥燕尾榫节点的受力特点,对其在往复荷载下各个阶段进行了受力分析,得到各阶段的几何方程、平衡方程和物理方程;考虑节点拔榫量和榫卯口缝隙的影响,建立了闽浙编木拱桥燕尾榫节点 $M-\theta$ 力学模型与计算公式;计算结果表明提出的力学模型的节点刚度与试验值的误差为 3.2%,计算得到的正、反弹性最大弯矩与试验值的误差分别为 16.7%与 -5.2%,由此验证了 $M-\theta$ 力学模型与计算公式的正确性。

(4)闽浙编木拱桥燕尾榫节点在弹性阶段的拔榫量主要受转角影响,二者近似呈线性关系;在弹塑性阶段则主要受加载控制位移与每级加载循环次数的影响;燕尾榫节点两端轴力的增加是通过减小榫卯口缝隙从而提高节点刚度来实现的。力学模型计算结果表明,榫卯口缝隙从 0.06 mm 减小至 0.01 mm 时,燕尾榫节点刚度可从 $29.46 \text{ kN} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$ 增加至 $52.24 \text{ kN} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$ 。

(5)本文研究了闽浙编木拱桥燕尾榫节点面内受力状态下的力学模型,下一步可研究闽浙编木拱桥燕尾榫节点面外受力力学模型和直榫节点面内、外受力机理与力学模型,从而进一步为研究木拱桥整体性能提供理论基础。

参考文献:

References:

- [1] CHEN Pei-shan. A study report on an ancient Chinese wooden bridge Hongqiao[J]. Structural Engineering International, 2008, 18(1): 84-87.
- [2] ZHOU Hai-fei, LENG Jia-wei, ZHOU Man, et al. China's unique woven timber arch bridges[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers—Civil Engineering, 2018, 171(3): 115-120.
- [3] 曹春平. 闽浙木拱桥[J]. 中国名城, 2009(8): 36-40.
CAO Chun-ping. Min-Zhe timber arch bridge[J]. China Ancient City, 2009(8): 36-40. (in Chinese)
- [4] YANG Yan, NAKAMURA S, CHEN Bao-chun. Traditional construction technology of China timber arch bridges[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 58: 777-784.
- [5] 陈宝春,刘君平. 世界拱桥建设与技术发展综述[J]. 交通运输工程学报, 2020, 20(1): 27-41.
CHEN Bao-chun, LIU Jun-ping. Review of construction and technology development of arch bridges in the world[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2020, 20(1): 27-41. (in Chinese)
- [6] YANG Yan, NAKAMURA S, CHEN Bao-chun, et al. Mechanical behavior of Chinese woven timber arch bridges[J]. Engineering Structures, 2019, 195: 340-357.
- [7] YANG Yan, NAKAMURA S, CHEN Bao-chun, et al. The origin of timber arch bridges in China[J]. Journal of JSCE, 2014, 2(1): 54-61.
- [8] 刘建新. 闽浙木拱桥受力行为研究[D]. 福州: 福州大学, 2011.
LIU Jian-xin. Research on structural behavior of timber arch bridges in Fujian and Zhejiang[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2011. (in Chinese)
- [9] 纪丹琳. 闽浙木拱桥受力性能试验研究[D]. 福州: 福州大学, 2013.
JI Dan-lin. Experimental research on structural behavior of Min-Zhe timber arch bridge[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2013. (in Chinese)
- [10] 欧加加. 木拱廊桥受力机理的有限元分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2014.
OU Jia-jia. The finite element analysis of mechanical mechanism on the covered timber arch bridge[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2014. (in Chinese)
- [11] DENG Hua, YANG Shun-li. Geometric construction and static analysis on timber-arched structural system of Shouning Timber-Arched Lounge Bridge[J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2019, 371(2): 022049.
- [12] HAN Yi-dan, CHUN Qing, WANG Hao-yu. Quantitative safety evaluation of ancient Chinese timber arch lounge bridges[J]. Journal of Wood Science, 2022, 68(1): 4.
- [13] 谢启芳,杜彬,张凤亮,等. 古建筑木结构燕尾榫节点弯矩-转角关系理论分析[J]. 工程力学, 2014, 31(12): 140-146.
XIE Qi-fang, DU Bin, ZHANG Feng-liang, et al. Theoretical analysis on moment-rotation relationship of dovetail joints for Chinese ancient timber structure buildings[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(12): 140-146. (in Chinese)
- [14] 谢启芳,杜彬,钱春宇,等. 古建筑木结构燕尾榫节点弯矩-转角模型研究[J]. 工程力学, 2016, 33(8): 39-44.
XIE Qi-fang, DU Bin, QIAN Chun-yu, et al. Study on the moment-rotation model of the dovetail mortise-tenon joint of ancient timber buildings[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(8): 39-44. (in Chinese)
- [15] 徐明刚. 中国古建筑木结构榫卯节点抗震性能研究[D]. 南京: 东南大学, 2011.
XU Ming-gang. Study of aseismatic behavior of mortise-tenon joints in Chinese ancient timber buildings[D]. Nanjing: Southeast University, 2011. (in Chinese)
- [16] 潘毅,张启,王晓玥,等. 古建筑木结构燕尾榫节点力学模型研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(8): 151-159.
PAN Yi, ZHANG Qi, WANG Xiao-yue, et al. Research on mechanical model of dovetail joint for Chinese ancient timber structures[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(8): 151-159. (in Chinese)
- [17] 潘毅,安仁兵,王晓玥,等. 古建筑木结构透榫节点力学模型研究[J]. 土木工程学报, 2020, 53(4): 61-70.
PAN Yi, AN Ren-bing, WANG Xiao-yue, et al. Study on mechanical model of through-tenon joints in ancient timber structures[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(4): 61-70. (in Chinese)
- [18] 黄聪燕. 考虑榫卯节点实际刚度的闽浙木拱桥受力性能研

- 究[D].福州:福州大学,2018.
- HUANG Cong-yan. Research on the mechanical performance of Min-Zhe timber arch bridges with the actual-rigid characteristic of mortise and tenon joints[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2018. (in Chinese)
- [19] 张海彦.木结构古建筑的结构动力特性分析[D].西安:西安建筑科技大学,2008.
- ZHANG Hai-yan. Dynamic analysis of the Chinese historical timber buildings[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2008. (in Chinese)
- [20] 张利朋,谢启芳,刘伊津,等.循环荷载作用下木材顺纹受力特性与本构模型研究[J].土木工程学报,2024,57(3):42-58.
- ZHANG Li-peng, XIE Qi-fang, LIU Yi-jin, et al. Research on the mechanical properties and constitutive model of wood under parallel-to-grain cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2024, 57(3): 42-58. (in Chinese)
- [21] 王春生,陈惟珍,陈艾荣.桥梁损伤安全评定与维护管理策略[J].交通运输工程学报,2002,2(4):21-28.
- WANG Chun-sheng, CHEN Wei-zhen, CHEN Ai-rong. Damage safety assessment and maintenance management strategy of bridges[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2002, 2(4): 21-28. (in Chinese).
- [22] 薛建阳,张鹏程,赵鸿铁.古建木结构抗震机理的探讨[J].西安建筑科技大学学报(自然科学版),2000,32(1):8-11.
- XUE Jian-yang, ZHANG Peng-cheng, ZHAO Hong-tie. Study on the aseismic mechanism of historic timber structural building[J]. Journal of Xi'an University of Architecture and Technology (Natural Science Edition), 2000, 32(1): 8-11. (in Chinese)
- [23] 谢启芳,杜彬,向伟,等.古建筑木结构燕尾榫节点抗震性能及尺寸效应试验研究[J].建筑结构学报,2015,36(3):112-120.
- XIE Qi-fang, DU Bin, XIANG Wei, et al. Experimental study on seismic behavior and size effect of dovetail mortise-tenon joints of ancient timber buildings [J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(3): 112-120. (in Chinese)
- [24] 隋 奕,赵鸿铁,薛建阳,等.中国古建筑木结构铺作层与柱架抗震试验研究[J].土木工程学报,2011,44(1):50-57.
- SUI Yan, ZHAO Hong-tie, XUE Jian-yang, et al. Experimental study of the seismicity of dougong and wooden frame in Chinese historic buildings[J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(1): 50-57. (in Chinese).
- [25] 薛建阳,赵鸿铁,张鹏程.中国古建筑木结构模型的振动台试验研究[J].土木工程学报,2004,37(6):6-11.
- XUE Jian-yang, ZHAO Hong-tie, ZHANG Peng-cheng. Study on the seismic behaviors of Chinese ancient wooden building by shaking table test[J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(6): 6-11. (in Chinese).
- [26] 杨艳华,王俊鑫,徐彬.古木建筑榫卯连接 M- θ 相关曲线模型研究[J].昆明理工大学学报(理工版),2009,34(1):72-76.
- YANG Yan-hua, WANG Jun-xin, XU Bin. Research of interaction curves model of mortise-tenon joint in historic timber buildings[J]. Journal of Kunming University of Science and Technology (Science and Technology), 2009, 34(1): 72-76. (in Chinese)
- [27] 潘毅,王超,唐丽娜,等.古建筑木结构直榫节点力学模型的研究[J].工程力学,2015,32(2):82-89.
- PAN Yi, WANG Chao, TANG Li-na, et al. Study on mechanical model of straight-tenon joints in ancient timber Structure[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(2): 82-89. (in Chinese)
- [28] 高永林,陶忠,叶燎原,等.传统木结构典型榫卯节点基于摩擦机理特性的低周反复加载试验研究[J].建筑结构学报,2015,36(10):139-145.
- GAO Yong-lin, TAO Zhong, YE Liao-yuan, et al. Low-cycle reversed loading tests study on typical mortise-tenon joints of traditional timber building based on friction mechanism[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(10): 139-145. (in Chinese)
- [29] 冯鹏,强翰霖,叶列平.材料、构件、结构的“屈服点”定义与讨论[J].工程力学,2017,34(3):36-46.
- FENG Peng, QIANG Han-lin, YE Lie-ping. Discussion and definition on yield points of materials, members and structures[J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(3): 36-46. (in Chinese)
- [30] 吴明涛,梅丽丹,郭楠,等.工程竹材力学性能及破坏机理研究[J].建筑与材料,2022,344:128082.
- WU Ming-tao, MEI Li-dan, GUO Nan, et al. Mechanical properties and failure mechanisms of engineering bamboo scrimber[J]. Construction and Building Materials, 2022, 344: 128082.