

胶合木端板连接节点低周反复试验与承载力

惠卓^{1,2}, 秦卫红^{1,2}, 李云杰^{1,2}, 吴科夫^{1,2}

(1. 东南大学 混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 210096;

2. 东南大学 国家预应力工程技术研究中心, 江苏 南京 210096)

摘要: 提出一种适用于胶合木节点的内嵌钢板-端板连接形式. 对 2 个具有不同厚度端板的新节点及 1 个常用的内嵌钢板螺栓连接节点进行了低周反复加载试验. 结果表明: 新节点的延性以及耗能能力有较大提高, 端板厚度是影响新节点性能的重要因素. 对新节点的屈服荷载, 根据虚功原理推导了其计算公式; 对新节点的极限承载力, 分析比较了其破坏模式和各模式的承载力计算公式. 计算结果与试验结果符合较好. 基于上述研究, 提出了端板厚度的选取建议.

关键词: 胶合木; 端板连接; 延性; 承载力; 低周反复试验
中图分类号: TU366.3 **文献标志码:** A

Low Cyclic Reversed Experiment and Capacity of Glued Laminated Timber Connections with Steel End Plate

XI Zhuo^{1,2}, QIN Weihong^{1,2}, LI Yunjie^{1,2}, WU Kefu^{1,2}

(1. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structures of the Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, China; 2. National Prestress Engineering Research Center, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: A new type of connection with slotted-in steel plates and steel end plate was proposed for glued laminated timber structures. Experiments on new connections with different thicknesses of steel end plates and a bolted connection with slotted-in steel plates were conducted under low cyclic reversed loading. The results show that the new type connection makes progress in ductility and energy dissipation. Conclusions can also be obtained that there are close correlations between the thickness of the end plate and the performance of the new type connection. A formula for the yield load of the end plate connections was deduced based on virtual work principle. Three failure modes of the new type of connection were analyzed and the bearing capacity

formulas for each mode were deduced. The calculation results of the formulas agree well with those of the experiments. Several suggestions for the selection of the end plate thickness are given.

Key words: glued laminated timber; end-plate connection; ductility; bearing capacity; low cyclic reversed test

胶合木构件的断面尺寸、形状不受天然木材尺寸的限制, 它不仅能满足各种截面形状和大跨构件的需求, 而且降低了大尺寸构件对大直径稀缺原木材料的依赖. 因此, 应用胶合木构件符合我国土木工程可持续发展的要求.

连接节点是木结构的关键. 胶合木内嵌钢板连接节点是一种常见的木节点形式, 节点内部常内嵌 1 块或 2 块钢板, 并用螺栓与木材固定. 这种形式的节点具有一定的半刚性特征, 承载力高且安装方便, 已广泛地应用于包括胶合木桥梁在内的重型木结构.

国外对内嵌钢板连接节点的研究较早. Johansen^[1]首先提出了内嵌单块钢板连接节点在屈服破坏模式下的承载力计算公式, 节点承载力取决于螺栓孔周围木材的局部抗压强度和螺栓的受弯承载力. Sawata 等^[2]则通过试验研究了内嵌钢板数量、钢板间木材厚度以及边缘木材厚度对内嵌多块钢板连接节点承载力的影响, 并给出了相应的承载力计算方法. Lam 等^[3]对内嵌钢板节点的破坏模式和极限荷载的研究表明, 节点在转动荷载作用下, 水平构件在螺栓处易发生横纹劈裂的脆性破坏, 节点破坏转角通常很小(小于 6°).

在国内, 徐德良等^[4]对内嵌单块钢板单个螺栓木连接的顺纹受拉性能进行了试验研究, 结果显示胶合木侧材相对厚度的大小对节点的破坏模式、极

收稿日期: 2017-03-03

基金项目: 国家自然科学基金(51778143, 51378108)

第一作者: 惠卓(1964—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为桥梁与结构工程. E-mail: xizhuoxian@seu.edu.cn

通讯作者: 秦卫红(1968—), 女, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为结构工程. E-mail: qinweihongseu@163.com

限承载力和延性都有重要影响. 张盛东等^[5]进行了内嵌多块钢板连接节点试验, 研究表明侧材厚度与螺栓直径比以及钢板间木材厚度与螺栓直径比会影响节点的破坏模式; 钢板数量和钢板间木材厚度与侧材厚度比越大, 承载力也越大. 王明谦等^[6]通过单调和低周反复加载试验研究了规格材布置方式对胶合木梁柱内嵌钢板节点转动性能的影响. 杨会峰等^[7]对一种混合式植筋胶合木梁柱节点进行单调和低周反复荷载试验, 探讨了节点的承载力和耗能能力等.

随着大跨及重型木结构的发展, 对节点承载力和抗震性能的要求在不断提高. 本文在内嵌钢板连接节点的基础上, 提出一种新型延性节点—内嵌钢板-端板连接节点, 并对该节点进行低周反复试验和理论分析, 探讨其屈服荷载、承载能力、滞回性能和延性等抗震性能.

1 试验方案

1.1 试件设计

本试验采用北美花旗松胶合木, 材质等级为一

级. 根据《木材顺纹抗压强度试验方法》(GB/T 1935—2009)^[8]和《木材横纹抗压试验方法》(GB/T 1939—2009)^[9]分别加工 5 个试件进行木材顺纹、横纹抗压强度试验, 结果如表 1 所示.

表 1 木材抗压强度

Tab.1 Compressive strength of the timber

试件编号	抗压强度/MPa	
	顺纹	横纹
1	41.88	5.99
2	42.46	5.65
3	38.72	5.43
4	31.62	4.47
5	42.24	4.20
均值	39.38	5.15

本文共有 3 个试件. JD-1 为内嵌钢板螺栓连接节点; JD-2、JD-3 为内嵌钢板-端板连接节点, 端板与内嵌钢板采用焊接连接. 3 个试件的梁、柱及钢板尺寸如表 2、图 1~3 所示(图中括号内数值表示尺寸, 单位 mm). 所有钢板材质均为 Q235B, 螺栓等级为 8.8 级, 公称直径为 20 mm.

表 2 节点木构件及钢板尺寸

Tab.2 Details of the connections and the steel plates

试件编号	木梁尺寸(长×宽×厚)/ (mm×mm×mm)	木柱尺寸(高×长×宽)/ (mm×mm×mm)	钢板尺寸(长×宽×厚)/ (mm×mm×mm)
JD-1	1 000×250×150	1 500×250×250	内嵌钢板 695×250×9
JD-2	1 000×250×150	1 500×250×250	内嵌钢板/端板 445×250×9/470×150×5
JD-3	1 000×250×150	1 500×250×250	内嵌钢板/端板 445×250×9/470×150×10

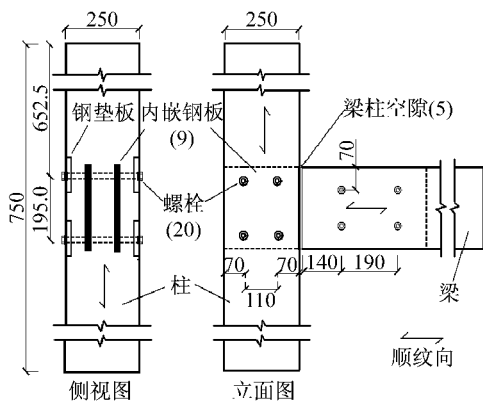


图 1 节点 JD-1 详情(单位:mm)

Fig.1 Details of JD-1(unit: mm)

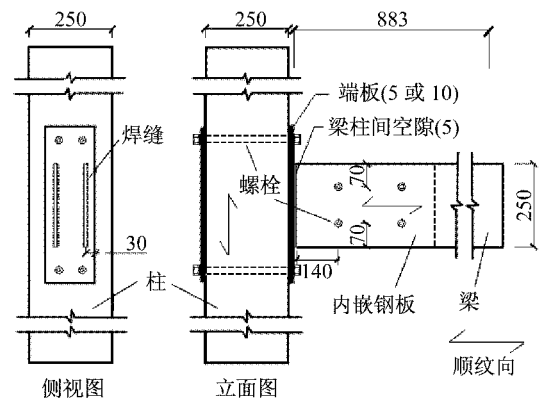


图 2 节点 JD-2 和 JD-3 详情(单位:mm)

Fig.2 Details of JD-2 and JD-3(unit: mm)

1.2 加载制度

本试验为低周反复加载, 加载制度参考地震工程研究大学联盟(CUREE)位移控制反复加载制度^[10], 如图 4 所示. 本文取参考位移 $\Delta=100$ mm. 前期加载速率 $20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, 当循环位移幅值达到 70 mm 后调整为 $50 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$; 前 6 个周期为等

幅加载, 相应的位移幅值为 0.050Δ ; 之后加载分为主循环和次循环, 其中主循环加载的位移幅值由 0.075Δ 逐次增加到 2.500Δ , 相应次循环的位移幅值取主循环位移幅值的 75%, 次循环为 2 次等幅加载.

1.3 试验装置与测量方案

本试验是在南京工业大学木结构实验室进行

的,试验装置与测量方案如图 5 所示.将梁柱节点试件旋转 90°使梁构件竖直,梁顶与水平布置的双通道电液伺服作动器相连.

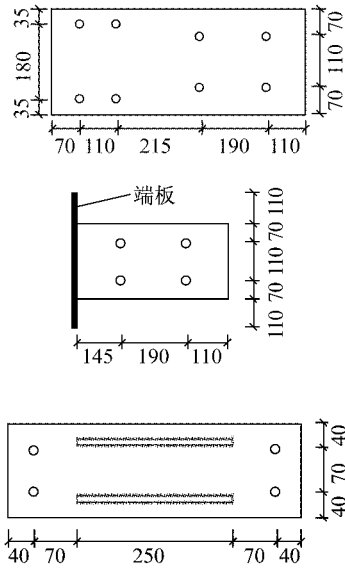


图 3 钢板尺寸(单位:mm)

Fig.3 Dimensions of the steel plates(unit: mm)

位移计 D1 用于量测梁顶端的位移;D2、D3 用于量测木梁的侧移以计算转角;D4 用于量测节点整体的水平位移.节点的弯矩根据作动器施加的荷载和加载点到柱节点区中心即柱螺栓群中心的距离算得;节点的转角为梁相对于柱的转角,根据位移计位置和测量值算得.

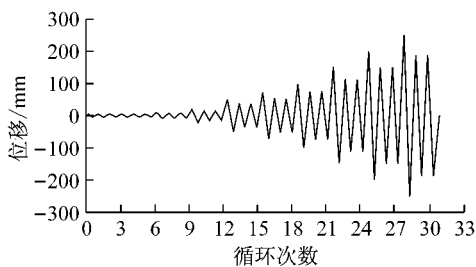


图 4 低周反复荷载位移加载制度

Fig.4 Displacement loading protocol of reversed tests

2 试验现象与破坏特征

对于试件 JD-1,由于螺栓和胶合木构件上的螺栓孔之间会有空隙,加载初期,刚度很低.随着加载的继续,螺栓与螺栓孔之间的空隙被逐渐压紧,节点刚度有明显的提高.随着循环的增加,在螺栓孔处的木梁上产生沿梁纵向的裂缝,并且不断发展.临近极限荷载时,螺栓孔周边木材发生较大的局部变形,并

在原裂缝处出现劈裂破坏,破坏突然且伴随较大响声,裂缝宽度较大(见图 6a),极限位移小.

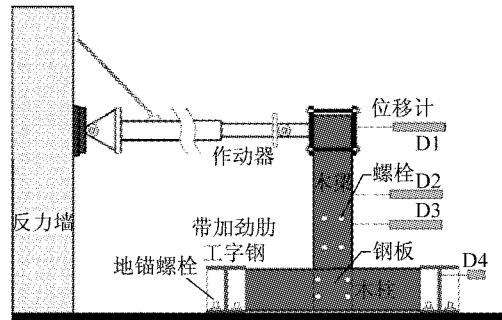
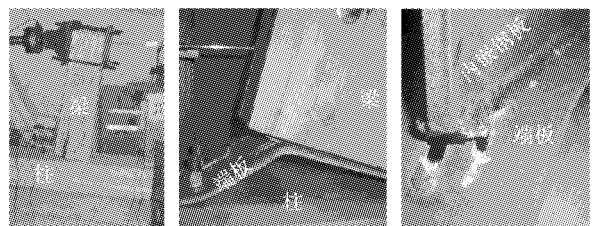


图 5 梁柱节点试验装置与测量布置

Fig.5 Layout of the specimen and the measurements

试件 JD-2 在加载初期,端板贴紧胶合木柱,无明显变形.随着荷载的增加,端板发生翘起,变形随荷载的增大而增大.随后,端板开始屈服,屈服点荷载 $F=2.82$ kN.当加载点位移达到 113 mm 时,胶合木梁发出噼啪声,在木梁螺栓处沿梁纵向产生一条裂缝,然后裂缝稍有发展,但裂缝总体宽度较小.当位移达到 250 mm 时,内嵌钢板与端板的焊缝端部撕裂(见图 6b),试件破坏.

JD-3 与 JD-2 加载初期试验现象相似,但随后的试验现象稍有不同:① 首条裂缝出现在木梁的胶合面上;② 屈服点荷载有提高($F=9.88$ kN);③ 屈服后在胶合木梁螺栓孔处沿木梁纵向产生第 2 条裂缝,总体上裂缝宽度均不大.最后,试件 JD-3 也在内嵌钢板与端板的焊缝端部撕裂(见图 6c),其破坏方式与 JD-2 相同.



a JD-1 b JD-2 c JD-3

图 6 试件最终破坏模式

Fig.6 Failure mode of the members

3 试验结果与分析

3.1 各试件滞回曲线特征

图 7 为 JD-1 的弯矩-转角滞回曲线.从滞回曲线中可以看出,JD-1 在低周反复荷载下出现大量滑移,属于典型的“Z”形,耗能能力较差,残余变形较大.

正、反向加载时滞回曲线不对称.经分析主要有

以下两方面原因:①节点的螺栓孔隙不均匀,导致螺栓与周边木材接触不对称;②木材在正向加载过程中出现的裂缝导致节点在反向加载循环中的刚度下降、转角增大,从而承载力降低。

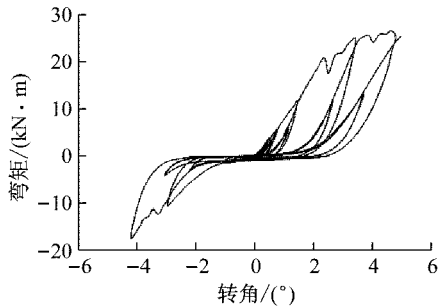


图 7 JD-1 弯矩-转角滞回曲线

Fig.7 Moment-rotation hysteresis curve of JD-1

图 8 为节点 JD-2 的滞回曲线.从图中可以看出,端板连接节点在加载初期的滞回环呈较细长的“梭形”,结构耗能能力较 JD-1 好.试件屈服后滞回环的面积逐渐增加,耗能逐渐增大.到加载后期,滞回曲线由“梭形”向“Z 形”发展,残余变形也逐渐变大。

由于该构件在木梁螺栓孔处没有产生像 JD-1 那样很宽的裂缝,其正向加载和反向加载的滞回曲线比 JD-1 更加对称。

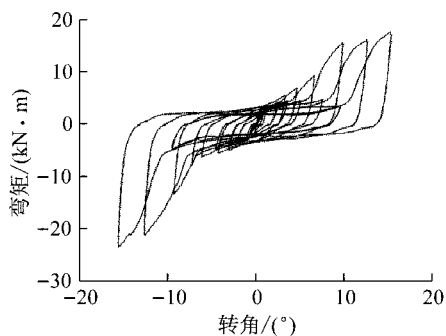


图 8 JD-2 弯矩-转角滞回曲线

Fig.8 Moment-rotation hysteresis curve of JD-2

图 9 为节点 JD-3 的滞回曲线.该节点的滞回曲线与 JD-2 相似.由于端板较厚,JD-3 的屈服荷载比 JD-2 大,每次循环的滞回环所围面积更大,所以滞回环更加饱满,具有更好的耗能能力。

3.2 骨架曲线、承载力和延性

各试件的骨架曲线如图 10 所示.JD-1 在加载初期弯矩-转角关系基本成直线,处于弹性工作阶段;木梁开裂后,刚度虽略有降低,但骨架曲线仍呈上升趋势,承载力仍有较大提高;到加载后期,随着木梁上裂缝的迅速扩展,刚度才明显降低;当荷载

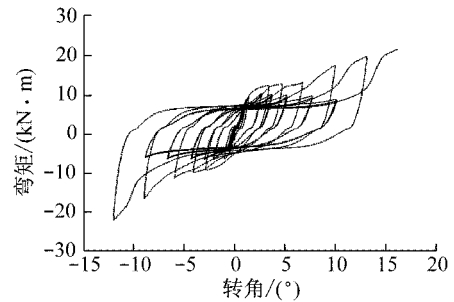


图 9 JD-3 弯矩-转角滞回曲线

Fig.9 Moment-rotation hysteresis curve of JD-3

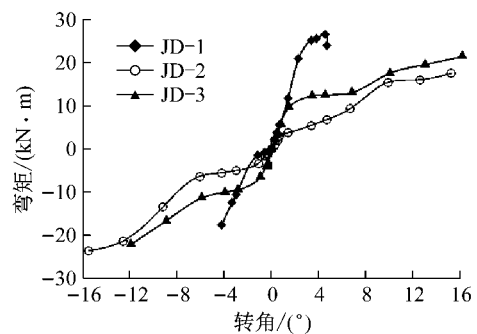


图 10 各试件骨架曲线

Fig.10 Skeleton curves of all connections

达到破坏荷载后,承载力迅速下降.该节点的极限转角小。

在加载初期,JD-2 的骨架曲线也基本为直线,处于线弹性阶段,梁柱相对转角较小;端板屈服后,节点刚度迅速下降,变形迅速增大;在加载后期,节点出现了强化,骨架曲线上所表现的承载力和刚度又进一步增加。

JD-3 的骨架曲线特征与 JD-2 的相似,但由于端板厚度增大了,故屈服荷载有较大提高。

3 个构件骨架曲线相同之处在于:三者的初始刚度较为接近.三者不同之处在于:JD-1 的骨架曲线没有明显转角的屈服阶段,破坏转角很小,延性较差;端板连接节点 JD-2、JD-3 的骨架曲线有明显的屈服点,破坏时最大转角均较 JD-1 大,延性好。

3 个构件相比,在骨架曲线上相同转角下,JD-1 承载力最高,JD-2 承载力最低,JD-3 居中。

根据试件的滞回曲线及骨架曲线可进一步计算出屈服弯矩 M_y 、最大弯矩 M_{max} 、破坏弯矩 M_f 和对应的转角 θ_y 、 θ_{max} 、 θ_f 。

节点刚度根据加载初期弯矩和转角关系曲线的切线计算.考虑到螺栓与栓孔的间隙引起的节点初始刚度偏低的现象,采用极限荷载的 20% 和 40% 的点计算节点的初始刚度 $K^{[11]}$.对没有明显屈服点的 JD-1 节点,屈服弯矩按如下方法确定^[11]:以初始刚

度的 1/6 为斜率作骨架曲线的切线,取该切线与初始刚度切线的交点所对应的弯矩值作为屈服弯矩。

节点的最大弯矩与破坏弯矩则直接从骨架曲线上读出。计算结果如表 3 所示。

表 3 低周反复试验结果
Tab.3 General results of the experiment

试件编号	$K/$ ($\text{kN} \cdot \text{m} \cdot (^{\circ})^{-1}$)	$M_y/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	$\theta_y/ (^{\circ})$	$M_{\max}/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	$\theta_{\max}/ (^{\circ})$	$M_t/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	$\theta_t/ (^{\circ})$	β
JD-1	9.04	19.94	1.98	26.64	4.62	24.07	4.77	2.41
JD-2	7.67	2.82	1.32	17.60	15.28	17.60	15.28	11.57
JD-3	8.44	9.88	2.49	21.44	16.20	21.44	16.20	6.51

节点延性系数可用于定量地评价节点破坏模式的延性特征。此处,延性系数 β 定义为节点的破坏弯矩对应的转角 θ_t 与屈服弯矩对应的转角 θ_y 之比,如下所示:

$$\beta = \frac{\theta_t}{\theta_y} \quad (1)$$

从表 3 可以看出,与 JD-1 相比,JD-2、JD-3 的最大弯矩对应的转角分别提高了 230%、250%,延性系数分别提高了 380%、170%,表明内嵌钢板-端板连接节点的延性得到很大提升。同样均为端板连接的节点,JD-3 的最大弯矩比 JD-2 提高 21.8%,最大弯矩对应的转角提高 6%;屈服弯矩提高 250%,屈服弯矩对应转角提高 88%。这表明端板厚度的增加不仅能提高其受力性能,而且也有助延性的提升。

在本文试验中,JD-2、JD-3 的延性虽然比 JD-1 提高很多,但屈服荷载和极限承载力均比 JD-1 小,因而有必要研究如何定量分析和计算本文的新型内嵌钢板-端板连接节点的屈服荷载和极限承载力。

4 新型连接节点屈服荷载和承载力

前述试验发现,新型节点出现明显的屈服现象,因而需要对节点的屈服荷载进行定量分析以评价试验节点的力学性能。

4.1 新型连接节点的屈服荷载

试验现象表明,节点的屈服是由端板屈服所决定的。现对端板进行受力分析。

假定螺栓与木柱形成刚性整体,木梁与内嵌钢板也视为刚性。此时,可将端板等效为固定于两端螺栓处的短梁,则木梁由内嵌钢板传到端板的荷载可等效成如图 11 所示的三角形分布的荷载。当端板承受木梁传来的顺时针弯矩时,端板形成绕 C 点的转动机制,此时假定形成如图 11 所示 A、B、C 3 个部位的 3 个塑性铰。

令三角形分布荷载的最大值为 q ,施加在梁上的千斤顶荷载为 P ,作用点与端板的距离为 l ,梁高为

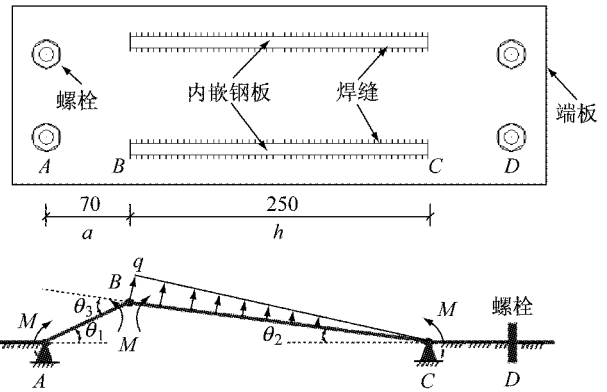


图 11 端板受力计算简图

Fig.11 Mechanical diagram of the end plate

h. 根据 q 与外载 P 在 C 点产生的力矩相等可知

$$Pl = \frac{qh}{2} \frac{2h}{3} \quad (2)$$

在图 11 中,由几何关系可知

$$\frac{\theta_1}{\theta_2} = \frac{h}{a}, \theta_3 = \theta_1 + \theta_2 \quad (3)$$

令端板的塑性铰屈服弯矩为 M ,由虚功原理可知,3 个塑性铰所作内力虚功与 q 所做外力虚功相等,可得

$$2M\theta_3 = \int_0^h q \frac{x}{h} \theta_2 x dx \quad (4)$$

联立(2)~(4)得

$$M = \frac{alP}{2(h+a)} \quad (5)$$

由于端板塑性变形较大,取其屈服弯矩为完全塑性弯矩 $M_p = b_p t_p^2 f_y / 4$,其中 t_p 、 b_p 和 f_y 分别为端板厚度、宽度和屈服强度。由 $M \leq M_p$,据式(5)可得 JD-2 和 JD-3 屈服荷载 P 分别为 2.28 kN 和 9.12 kN。

4.2 木材内嵌多块钢板单螺栓连接的承载力

新型节点的极限承载力也是重点关注的问题。为了计算内嵌钢板-端板连接节点的承载力,首先需要解决内嵌多块钢板的单螺栓连接承载力计算方法。

Eurocode 5^[12]基于 Johansen^[1]的屈服理论给出

了内嵌单块钢板单螺栓连接的破坏模式与承载力计算公式. 在此基础上, 结合文献[2], 内嵌多块钢板螺栓连接可分解成内嵌单块钢板加 $(n-1)$ 块外夹钢板, 承载力计算公式由如下两部分组成:

$$F_u = F_{u,inter} + (n-1)F_{u,out} \quad (6)$$

式中: F_u 为内嵌多块钢板单螺栓连接承载力; $F_{u,inter}$ 为内嵌单块钢板连接承载力; $F_{u,out}$ 为外夹钢板连接承载力; n 为内嵌钢板数 $(n=2, 3, \dots)$.

当内嵌 2 块钢板时, 有如图 12 所示的 6 种破坏模式^[2]. 其中, 模式 1 为螺栓直径较大时发生的木材挤压破坏, 模式 2~6 为螺栓直径过小时在螺栓各个截面分别产生 2~7 个剪切面的破坏. 根据文献[2]

给出的式(1), 若取内嵌钢板数 $n_s=2$, 并令 $M_y = f_y d^3 / 6$, 其中 d 为螺栓直径, f_y 为螺栓屈服强度, 可推导出 6 种破坏模式的承载力计算公式, 如式(7)所示.

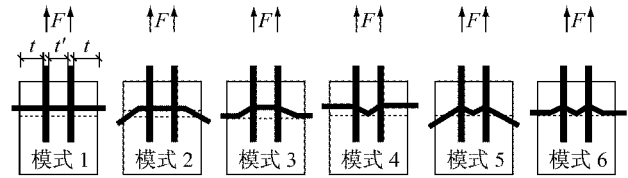


图 12 破坏模式

Fig. 12 Failure modes

$$F_u = \min \begin{cases} f_e d (2t + t'), & \text{破坏模式 1} \\ 2f_e dt \left(\sqrt{2 + 4 \frac{M_y}{f_e dt^2}} - 1 \right) + f_e dt', & \text{破坏模式 2} \\ 4 \sqrt{M_y f_e d} + f_e dt', & \text{破坏模式 3} \\ 2f_e d + 4 \sqrt{M_y f_e d}, & \text{破坏模式 4} \\ 2f_e dt \left(\sqrt{2 + 4 \frac{M_y}{f_e dt^2}} - 1 \right) + 4 \sqrt{M_y f_e d}, & \text{破坏模式 5} \\ 4n \sqrt{M_y f_e d}, & \text{破坏模式 6} \end{cases} \quad (7)$$

式中: t 为内嵌钢板之外的木材宽度; t' 为内嵌钢板之间木材宽度; f_e 为木材斜纹抗压强度.

$F_d = 0.625P$; a, d 处螺栓合力与梁纵向(即木材顺纹方向)的夹角 α 分别为 64.2° 和 54.2° .

4.3 新型连接节点的极限承载力计算

本文所述的端板连接节点的破坏分为梁端内嵌钢板连接破坏、柱螺栓破坏和端板焊缝破坏 3 种形式. 其最终承载力由这 3 种破坏的承载力最小值决定.

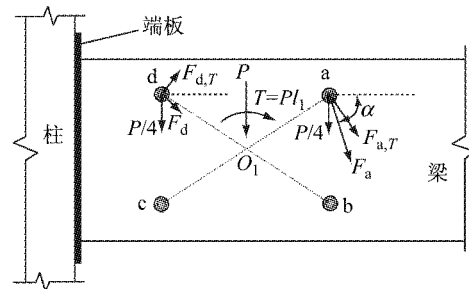


图 13 单个螺栓的受力

Fig. 13 Resultant of a single bolt

4.3.1 梁端内嵌钢板连接破坏

首先讨论梁端内嵌钢板连接破坏的承载力. 如图 13 所示, 外荷载传递到梁端时, 使梁螺栓群同时受到扭矩和剪力的作用, 其中剪力等于外荷载 P , 扭矩 $T = Pl_1$ (荷载作用点到梁螺栓群几何形心 O_1 的距离 $l_1 = 641 \text{ mm}$). 现采用如下假定: ① 剪力平均分配到每个螺栓上; ② 在扭矩作用下, 每个螺栓所受剪力的方向与该螺栓与螺栓群几何形心 O_1 的连线垂直(剪力的大小为 $F_{i,T}$, $i = a, b, c, d$), 螺栓的总剪力可叠加求得; ③ 当木梁发生较大位移时, 梁端将会与木柱接触受压, 因而对木梁承载力有一定贡献. 因为梁柱间有一个较小的空隙(见图 1), 所以此部分贡献很小, 故文中偏于安全地忽略其影响.

求得单个螺栓的剪力和受力方向后, 还需知道木材的斜纹抗压强度, 才能最终求出内嵌钢板连接的承载力. 斜纹承压强度计算可参照规范[13]中公式, 如下所示:

$$f_e = \left[\frac{f_c}{1 + (f_c / f_{c,90} - 1) (\alpha - 10) / 80} \sin \alpha \right], \quad 10^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (8)$$

式中: $f_c, f_{c,90}$ 分别为胶合木顺纹抗压强度与横纹抗压强度; α 为受力方向与木材顺纹方向的夹角.

以图 13 中 a 处螺栓为例, 其所受剪力 F_a 由扭矩引起的力 $F_{a,T}$ 和剪力引起的力 $P/4$ 合成. 由几何关系可算得 a, d 处螺栓受力分别为 $F_a = 0.840P$,

将表 1 中数据代入式(8), 可得 a, d 处木材的斜纹承压强度分别为 $f_{e,a} = 7.79 \text{ MPa}$ 和 $f_{e,d} = 9.14$

MPa. 由于 $F_d < F_a$, 而 $f_{e,d} > f_{e,a}$, 故破坏点必定始于 a 处.

根据第 4.2 节中式(7)可分别计算出 6 种破坏模式下的承载力(见表 4). 由表 4 可知, 此内嵌钢板连接的破坏取决于破坏模式 1. 最不利点 a 处所受合力满足 $F_a \leq F_u$, 从而可得节点承载力 $P=24.48$ kN.

表 4 各破坏模式下承载力

Tab. 4 Bearing capacity of different failure modes

破坏模式	F_u /kN
1	20.57
2	33.67
3	39.35
4	27.04
5	47.78
6	53.46

4.3.2 柱螺栓破坏

柱与端板连接的 2 排螺栓同时承受弯矩和剪力, 计算简图如图 14 所示. 假定端板为完全刚性, 则剪力由各螺栓平均分担, 而在弯矩作用下, 螺栓群的转动中心取为下排螺栓 2 处, 则柱螺栓连接的承载力取决于上排螺栓 1(同时承受拉力和剪力作用)的承载力.

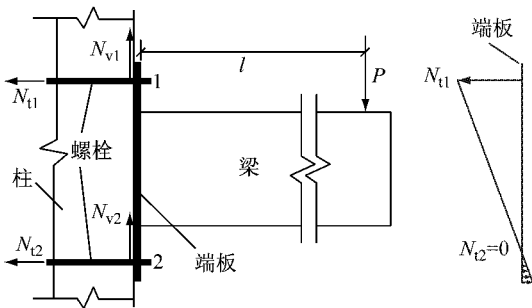


图 14 柱螺栓破坏计算简图

Fig. 14 Mechanical diagram of bolt failure mode

螺栓同时承受拉力和剪力应该满足下式^[14]:

$$\sqrt{\left(\frac{N_v}{N_{v,b}}\right)^2 + \left(\frac{N_t}{N_{t,b}}\right)^2} \leq 1 \quad (9)$$

$$N_v \leq N_{c,b} \quad (10)$$

式中: N_v 、 N_t 分别为一个螺栓所受剪力和拉力; $N_{v,b}$ 、 $N_{t,b}$ 、 $N_{c,b}$ 分别为螺栓受剪、受拉和承压承载力设计值.

本文 $l=883$ mm, 螺栓的 $N_{v,b}=100.531$ kN, $N_{t,b}=97.92$ kN, $N_{c,b}=0$, $N_v=N_{v1}=N_{v2}$, $N_t=N_{t1}$. 由式(9)算得的柱螺栓破坏所决定的节点承载力 $P=84.10$ kN.

4.3.3 端板焊缝破坏

在外荷载作用下, 梁内嵌钢板和端板之间的焊

缝处于弯矩和剪力的共同作用. 2 个试件的焊脚尺寸 $h_f=4$ mm, 焊缝长度 l_w 为内嵌钢板宽度. 按规范[14]中的公式(见式(11)~(13))计算焊缝强度, 可知节点承载力为 21.32 kN, 如下所示:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_f}{\beta_f}\right)^2 + \tau_f^2} \leq f_{t,w} \quad (11)$$

$$\sigma_f = \frac{N_y}{h_e l_w} \quad (12)$$

$$\tau_f = \frac{N_x}{h_e l_w} \quad (13)$$

式中: $f_{t,w}$ 为角焊缝的计算强度; β_f 为正面角焊缝强度增大系数, 此处为反复荷载, 所以取为 1.0; h_e 、 l_w 分别为焊缝的计算厚度和计算长度. 式(12)作用力 N_y 垂直焊缝长度方向, 式(13)作用力 N_x 平行焊缝长度方向.

4.4 破坏模式分析与讨论

由第 4.3 节计算结果可知, 节点的梁端内嵌钢板连接破坏、柱螺栓破坏及端板焊缝破坏所决定的承载力分别为 24.48、84.10、21.32 kN, 所以节点的承载力应由最小值即端板焊缝破坏的 21.32 kN 所控制. 试验现象显示的最终破坏也是端板焊缝破坏, 两者吻合.

现对计算结果进行进一步讨论.

(1) 为便于分析, 将 JD-2 和 JD-3 的屈服荷载和极限承载力的计算值和试验值列于表 5. 由表 5 可知, JD-2、JD-3 屈服荷载和极限承载力的计算值与试验值吻合较好.

表 5 节点屈服荷载、极限荷载的计算值和试验值对比

Tab. 5 Comparison between theoretical and experimental yield capacity and bearing capacity

试件编号	屈服荷载			极限承载力		
	计算值/ kN	试验值/ kN	误差/ %	计算值/ kN	试验值/ kN	误差/ %
JD-2	2.28	2.82	-19.1	21.32	17.60	21.1
JD-3	9.12	9.88	-7.7	21.32	21.44	-0.6

注: 误差计算以试验值为基准.

(2) 由试验现象和理论计算结果(见式(2)~(5)、表 5)可知, 端板厚度对节点的屈服荷载有较大影响. 从表 5 中试验值可以得出, 端板厚度增加 1 倍, 屈服荷载提高 250%, 极限承载力提高 22%. 在实用设计方法上, 应控制端板厚度的最大值(如对本次试验的 2 个节点, 经计算该值为 16 mm), 使得屈服荷载小于极限荷载(3 种破坏模式极限荷载的最小值), 这样就能确保节点在最终破坏发生之前屈服并充分耗能, 发生的是延性破坏而不是脆性破坏.

(3) 在满足最大厚度条件的端板选择中, 还可

以根据期望的节点屈服荷载与极限荷载的比值来选择端板厚度(该比值也不宜过小,如本文中 JD-2 所采用端板厚度过小,导致其屈服荷载过小,应改进)。例如,可将节点的屈服荷载与极限荷载的比值定为 1/1.3(荷载效应的标准组合与基本组合之比),这样就能保证在正常使用时节点不会屈服,节点具有较高的刚度,在达到承载能力极限状态同时节点又能够达到屈服阶段,具有较高的耗能能力。

5 结论与展望

(1) 胶合木内嵌钢板螺栓连接节点在低周反复荷载下会出现螺栓孔处木材横纹劈裂,这种破坏模式所对应的滞回环所围面积小,耗能差。设计良好的内嵌钢板-端板连接节点可以使得端板先屈服,然后才发生破坏。节点的滞回环所围面积大,耗能能力和节点延性得到了明显改善。

(2) 本文所推导的端板屈服和端板破坏所决定的木框架节点承载力公式计算结果与试验值吻合较好。

(3) 本文所采用的内嵌钢板-端板连接木框架节点具有较强的可设计性。可根据结构需要和设计者的意图选择钢端板厚度,以控制节点的破坏模式和保证节点具有一定的延性。

胶合木端板连接节点具有明显的半刚性特性,其节点刚度的影响因素、计算方法和对整体结构刚度的影响有待于进一步研究。

参考文献:

- [1] JOHANSEN K W. Theory of timber connections [M]. Bern: International Association of Bridge and Structural Engineering, 1949.
- [2] SAWATA K, SASAKI T, KANETAKA S. Estimation of shear strength of dowel-type timber connections with multiple slotted-in steel plates by European yield theory[J]. Journal of Wood Science, 2006, 52(6): 496.
- [3] LAM F, SCHULTE-WREDE M, YAO C C, *et al.* Moment resistance of bolted timber connections with perpendicular to grain reinforcements[C]//Proceeding of the World Conference Timber Engineering. Miyazaki: Engineered Wood Products Association, 2008: 978-985.
- [4] 徐德良,刘伟庆,杨会峰,等.木材-钢填板螺栓连接的承载力试验研究[J].南京工业大学学报(自然科学版),2009,31(1):87.
- XU Deliang, LIU Weiqing, YANG Huifeng, *et al.* Experimental study on bearing capacity of bolted wood-steel-wood connection in timber structures [J]. Journal of Nanjing University of Technology (Natural Science), 2009, 31(1): 87.
- [5] 张盛东,范新海,屈文俊,内嵌多块钢板销式木连接力学性能研究[J].同济大学学报(自然科学版),2012,40(8):1163.
- ZHANG Shengdong, FAN Xinhai, QU Wenjun. Mechanical behavior of dowel-type timber connections with multiple slotted-in steel plates[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2012, 40(8): 1163.
- [6] 王明谦,宋晓滨,顾祥林,等.胶合木梁柱螺栓-钢填板节点转动性能研究[J].建筑结构学报,2014,35(9):141.
- WANG Mingqian, SONG Xiaobin, GU Xianglin, *et al.* Study on rotational behavior of bolted glulam beam-to-column connections with slotted-in steel plates[J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(9): 141.
- [7] 杨会峰,凌志彬,刘伟庆,等.单调与低周反复荷载作用下胶合木梁柱延性抗弯节点试验研究[J].建筑结构学报,2015,36(10):131.
- YANG Huifeng, LING Zhibin, LIU Weiqing, *et al.* Experimental study on ductile moment-resisting beam to column glulam connections under monotonic and reversed cyclic loads [J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(10): 131.
- [8] 中国国家标准化管理委员会.木材顺纹抗压强度试验方法:GB/T 1935—2009[S].北京:中国标准出版社,2009.
- Standardization Administration of the People's Republic of China. Method of testing in compressive strength parallel to grain of wood: GB/T 1935—2009[S]. Beijing: China Standards Press, 2009.
- [9] 中国国家标准化管理委员会.木材横纹抗压试验方法:GB/T 1939—2009[S].北京:中国标准出版社,2009.
- Standardization Administration of the People's Republic of China. Method of testing in compression perpendicular to grain of wood: GB/T 1939—2009 [S]. Beijing: China Standards Press, 2009.
- [10] KRAWINKLER H, PARISI F, IBARRA L, *et al.* Development of a testing protocol for wood frame structures [M]. Stanford: Stanford University, 2001.
- [11] HEINE C P. Simulated response of degrading hysteretic joints with slack behavior[D]. Virginia: Virginia Polytechnic Institute and State University, 2001.
- [12] European Committee for Standardization. Eurocode 5, design of timber structures, Part 1-1: general rules and rules for buildings [S]. Bruxelles: (CEN)ENV, 1995.
- [13] 中华人民共和国建设部.木结构设计规范:GB 50005—2003 [S].北京:中国建筑工业出版社,2003.
- Ministry of Construction of the People's Republic of China. Code for design of timber structures: GB 50005—2003 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2003.
- [14] 中华人民共和国建设部.钢结构设计规范:GB 50017—2003 [S].北京:中国计划出版社,2003.
- Ministry of Construction of the People's Republic of China. Code for design of steel structures: GB 50017—2003 [S]. Beijing: Chinese Planning Press, 2003.