

钢-LVL 组合工字形梁受剪性能研究

刘宏伟¹, 吴时旭¹, 童科挺¹, 张家亮², 李玉顺^{3*}

(1. 宁波大学 土木工程与地理环境学院, 浙江 宁波 315211; 2. 宁波大学科学技术学院, 浙江 宁波 315300;

3. 青岛农业大学 建筑工程学院, 山东 青岛 266109)

摘要: 将单板层积材(LVL)和冷弯薄壁型钢通过结构胶复合形成工字形截面的组合梁, 以组合梁的剪跨比、腹板和翼缘 LVL 厚度为参数, 对 9 根钢-LVL 组合工字形梁进行受剪性能试验, 观察其在不同荷载作用下的破坏现象、破坏形态、应力变化及挠度的发展, 对受剪承载力的影响因素进行分析, 并提出组合梁的跨中挠度及受剪承载力的计算方法. 试验结果表明, 钢-LVL 组合工字形梁的整体工作性能较好, 组合效应显著, 其受剪承载力与剪跨比、腹板厚度及翼缘厚度有关. 当剪跨比小于 2.5 时, 试件表现为明显的剪压破坏, 腹板厚度、翼缘厚度的增加以及剪跨比的减小, 可以有效地提高其极限受剪承载力. 提出了组合梁的跨中挠度和受剪承载力计算模型, 与试验结果吻合良好, 实测挠度与计算挠度误差在 8% 以内, 受剪承载力试验值与计算值平均误差不超过 10%.

关键词: 单板层积材; 冷弯薄壁型钢; 组合梁; 剪跨比; 受剪性能

中图分类号: TU398+.6

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2023) 01-0057-08

随着绿色、节能等理念的不断深入, 建造高效、环保、轻质高强的新型结构已成为当今建筑业发展的趋势^[1]. 近年来, 国内外学者对各种新型组合梁有很多相关的研究. Persaud 等^[2]、Yuan 等^[3]对胶合木-混凝土组合梁进行静力加载试验, 结果表明, 组合梁的强度约为非组合梁的 2 倍, 刚度是非组合梁的 3 倍多, 此外, 组合梁的延性较木梁也大为改善. 单波等^[4]对竹-混凝土组合梁进行了抗弯性能试验, 探讨了连接件类型和数量对组合梁抗弯性能的影响. 苏正等^[5]设计了双腹式钢-木组合梁, 并利用 ABAQUS 有限元软件对影响组合梁承载力及变形的关键因素进行了参数分析. 陈爱国等^[6]用焊接 H 形钢为骨架, 在钢梁的翼缘外表面粘贴木板, 组成工字型截面的组合梁, 并通过试验给出了跨中挠度和承载力的计算方法. 葛玉猛等^[7]通过对冷弯薄壁型钢-重组竹组合梁的受剪试验, 提出了简化的受剪承载力计算公式, 经验证,

钢-竹组合梁组合性能优良.

单板层积材(LVL)作为现代木产品胶合板中的一类, 在力学性能等方面优于天然实木^[8]. 但 LVL 板材存在着弹性模量小、受力各向异性特点较为明显、力学性能受蠕变影响大等缺点, 垂直截面纹理方向的强度相比于顺纹理方向差异显著^[9-11]. 而冷弯薄壁型钢具有材质均匀、强度高等优点, 但在相同承载力下, 构件细长容易出现局部屈曲和整体失稳^[12]. 利用结构胶将 LVL 与薄壁型钢以一定的方式连接成组合梁, 形成的新型组合构件充分利用了两种材料的性能优势, 弥补了单一材料的不足^[13-15]. 因此, 研究钢-LVL 组合构件, 充分发挥不同材料的优势, 达到构件性能优化的目的, 对绿色建筑的发展具有重要的意义.

本文对 9 根钢-LVL 组合工字形梁以不同的剪跨比、腹板和翼缘厚度进行受剪性能试验, 观察在不同荷载作用下梁的破坏现象与变形状况, 分析

收稿日期: 2022-05-28.

宁波大学学报(理工版)网址: <http://journal.g.nbu.edu.cn/>

基金项目: 国家自然科学基金(51978345, 51678310).

第一作者: 刘宏伟(1996-), 男, 甘肃定西人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 钢竹组合结构. E-mail: 3058142664@qq.com

*通信作者: 李玉顺(1968-), 女, 黑龙江五常人, 博士/教授, 主要研究方向: 钢竹组合结构. E-mail: lys0451@163.com

其破坏原因,建立组合梁跨中挠度和受剪承载力的计算公式,并与试验结果进行验证。

1 试验概况

1.1 试件设计与制作

在考虑冷弯薄壁型钢和 LVL 板各自的优势和缺陷后,将二者利用结构胶按特定的方式进行复合,组成工字形截面的组合梁,这种组合方式使荷载作用下的 LVL 板与冷弯薄壁型钢间具有较好的组合效应,LVL 板可以对冷弯薄壁型钢起到约束作用,并加强其稳定性,改善抗屈曲性能。

试验所用的 LVL 板和冷弯薄壁型钢均由特定厂家生产。组合梁的骨架由 2 根相背对的冷弯薄壁 U 型钢通过结构粘合剂与 3 根 LVL 板复合而成。具体制作过程: (1)对型钢和 LVL 板材进行表面处理,打磨除去型钢和木材外表面的污迹、镀锌层; (2)用脱脂棉蘸取 75% 的酒精分别对打磨后的型钢和 LVL 进行擦拭清洁; (3)进行粘胶,将环氧树脂结构胶中的 A、B 剂按 1:1 的比例搅拌,并将其均匀地涂抹于 U 型钢的腹板面,随即将木材和 2 个背对的 U 型钢粘合,用夹具固定,并用重物对其施压,施压固化时间为 2 d,养护时间为 7 d; (4)采用上述相同的处理方法,对上、下翼缘进行表面处理、抹胶、粘接、施压固化(图 1)。试验设计的 9 根工字形组合梁如图 2 所示,编号依次为 L-1~L-9。

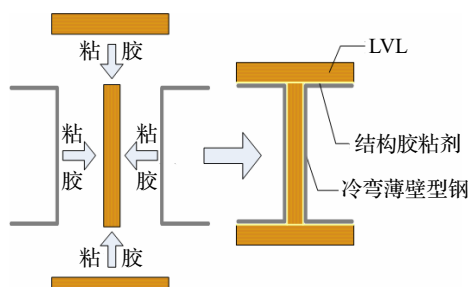


图 1 组合梁制作过程



图 2 钢-LVL 组合梁试件

设置不同的腹板厚度、翼缘厚度和剪跨比进行对比试验,型钢截面长度均为 30 mm+120 mm+30 mm,厚度均为 1.5 mm,计算跨度均为 1.5 m,具体试件参数见表 1。

表 1 试件参数

试件编号	腹板厚度/ mm	翼缘厚度/ mm	构件截面尺寸/ (mm×mm)	剪跨比
L-1	20	20	80×160	1.0
L-2	20	25	80×170	1.0
L-3	20	20	80×160	1.5
L-4	25	20	85×160	1.5
L-5	25	20	85×160	2.0
L-6	25	25	85×170	2.0
L-7	20	20	80×160	2.5
L-8	25	20	85×160	2.5
L-9	25	20	85×160	3.0

1.2 试件材料力学性能

依据 GB/T 228.1-2021《金属材料室温拉伸试验方法》对冷弯薄壁型钢的屈服强度、抗拉强度、弹性模量、泊松比以及屈强比进行测定,具体试验参数见表 2。再根据 GB/T 17657-2013《人造板及饰面人造板理化性能试验方法》对 LVL 的各项指标进行试验,测得 LVL 的抗剪强度为 6.57 MPa,弹性模量为 13 773 MPa,泊松比为 0.33。

表 2 钢材力学性能

厚度/ mm	屈服强度/ (N·mm ²)	抗拉强度/ (N·mm ²)	弹性模量/ (×10 ⁵ MPa)	泊松比	屈强比
1.5	268	329	1.97	0.27	0.82

1.3 试件加载及测试

试验以电液伺服万能试验机作为反力架,通过分配梁实现两点对称静力加载模式(图 3),采取分级加载的方片,为测定弯剪区的剪应力沿梁截面高度的变化情况,在该区段内沿组合梁腹板截面高度布置应变花。在钢-LVL 组合梁的跨中腹板截面上等距布置若干应变片,测定组合梁腹板位置在各级荷载作用下的应变,并在试件的支座端和跨中位置布置位移计来记录组合梁跨中挠度的变化。试验加载装置示意如图 4 所示。

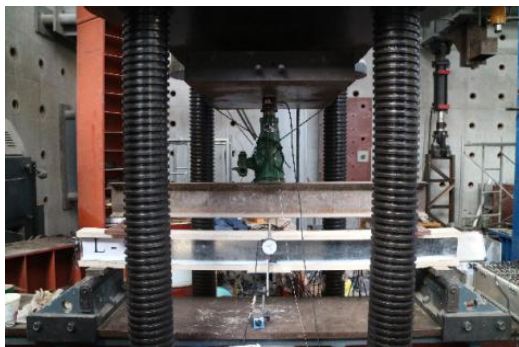


图3 试验加载装置

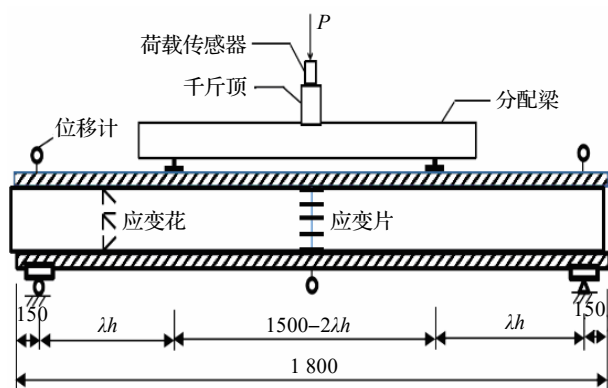


图4 加载装置示意(单位: mm)

2 试验结果及分析

2.1 破坏特征

钢-LVL 组合梁受力过程可分为 3 个阶段, 分别为线弹性阶段、弹塑性阶段以及破坏阶段. 各试件在整个加载试验过程中力学性能较为良好, 有较高的承载力, 其在试验初期组合梁均处于线弹性阶段, 各项性能均表现优良; 在试验中后期根据各组合梁的破坏形态特征进行如下分类.

试件 L-1~L-4 的剪跨比较小, 其中 L-1 和 L-2 的剪跨比为 1.0, L-3 和 L-4 为 1.5, 4 根试件的破坏特征类似, 以 L-2 为例, 试件在施加 65 kN 荷载时, 开始发出细微的响声, 支座处第一次出现细微的受压裂纹, 此时组合梁的跨中挠度为 3.69 mm. 荷载继续加大, LVL 有持续的纤维撕裂和挤压的声音, 当荷载增加至 88 kN 时, 支座处开始出现裂纹并沿着层间方向向支座两边扩散, 跨中挠度此时达到 6.90 mm. 当加荷至 92 kN 时, 组合梁支座附近出现了严重的局部脱胶现象, 层间胶合失效(图 5), 梁端部下翼缘钢材屈曲, 构件发生破坏, 破坏对应的跨中挠度为 8.87 mm.



图5 L-2 支座处下翼缘板开裂和钢材屈曲

试件 L-5 和 L-6 的剪跨比为 2.0, 二者翼缘板的厚度有所区别, 其他参数均相同, 受力过程和破坏现象较为一致. 以试件 L-5 为例, 加载至 48 kN 时, 组合梁开始发出轻微的 LVL 纤维挤压声音, 支座处下翼缘 LVL 板纵向开裂, 此时跨中挠度为 6.62 mm. 当加至 60 kN 时, 加载点附近 LVL 板出现裂纹, 上翼缘钢材屈曲, 且下翼缘纵向裂缝发展为斜向裂缝, 破坏时的跨中挠度为 8.69 mm(图 6).



图6 L-6 加载点处钢材屈曲及 LVL 板斜向开裂破坏

试件 L-7~L-9 的剪跨比分别为 2.5、2.5 和 3.0, 3 根梁的破坏呈现明显的受弯破坏特征. 以 L-7 为例, 加载至 20 kN 时, 组合梁开始发出第一次较大的声响, 但是无明显破坏现象, 此时跨中挠度为 4.8 mm. 当继续加至 30 kN 时, 组合梁跨中下翼缘的 LVL 开始出现板微裂纹, 跨中挠度达到 7.0 mm. 随着荷载继续加大, 有持续的 LVL 纤维断裂声音, 一直到荷载为 50 kN 时, 随着一声巨响, 跨中下翼缘冷弯薄壁型钢与 LVL 板之间大面积脱胶, 随之 LVL 断裂而破坏, 最终挠度达到 11.67 mm(图 7).



图7 L-7 组合梁跨中下翼缘脱胶破坏

对试验现象和试验数据进行分析, 发现钢-LVL 组合梁破坏形态主要有 3 种: (1)当剪跨比小于

2.0 时, 梁支座附近发生脱胶, 端部下翼缘钢材屈曲变形而破坏, 其破坏的主要原因是胶层界面粘结力不足以抵抗其承受的剪应力而导致破坏; (2) 当剪跨比等于 2.0 时, 上翼缘集中力作用点处钢材屈曲破坏, 支座下翼缘 LVL 板斜向开裂破坏, 主要是因为梁支座附近承担剪力较大, 发生了剪压破坏; (3) 当剪跨比大于 2.0 时, 组合梁跨中下翼缘冷弯薄壁型钢与 LVL 板大面积脱胶, 而后 LVL 断裂而破坏, 其破坏特征类似于受弯破坏. 对于 L-1~L-6 组合梁, 主要为前 2 种破坏形式, 且在破坏的过程中没有明显的阶段区分. 将组合梁跨中挠度达 $L/250$, 即 6 mm 时所承受的荷载作为容许荷载, 其容许荷载与破坏荷载的比值在 66.1%~92.0%之间, 最大的跨中挠度可以达到跨度的 $1/150$. 而第 3 种破坏的主因是由于组合梁剪跨比较大, 组合梁跨中下翼缘被撕裂而破坏, 即梁 L-7~L-9 的破坏形式. 3 根梁的容许荷载与破坏荷载的比值在 47.8%~59.6%之间, 最大的跨中挠度可以达到跨度的 $1/125$.

2.2 荷载—跨中挠度曲线

从组合梁受剪试验的荷载—跨中挠度曲线(图 8)中可以看出, 试件 L-1~L-9 在加载初期至中期, 即荷载小于极限荷载的 $1/2\sim 2/3$ 时, 其跨中挠度随荷载的增加基本呈线性关系, 此阶段为线弹性阶段. 随着荷载的增加, 试件进入了弹塑性发展阶段, 此时荷载已超过极限荷载的 $1/2\sim 2/3$, 挠度的增长明显加快. 试件 L-7~L-9 剪跨比较大, 跨中挠度随荷载的增加呈线性增长的现象更为明显, 最终因跨中下翼缘脱胶及 LVL 拉断破坏, 达到其极限承载力.

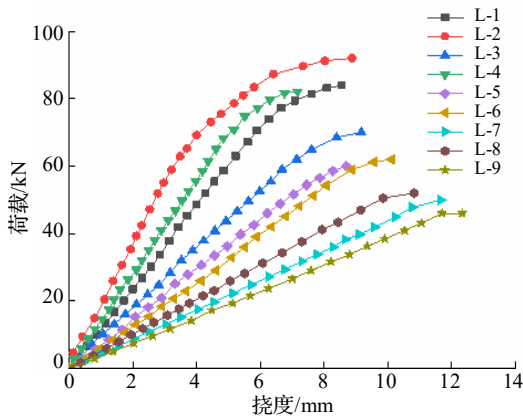


图 8 荷载—跨中挠度曲线

2.3 跨中横截面应变曲线

各组合梁跨中截面应变随截面高度的变化情况较为相似. 以试件 L-3 为例, 其构件高度—应变曲线如图 9 所示, 结合梁中性轴处应变值随荷载的变化分析, 中性轴处应变始终为 0, 随着荷载的增加, 应变呈现正向增加的趋势, 跨中截面的应变分布与截面高度基本呈线性关系. 当荷载达到极限荷载的 $1/2\sim 2/3$ 时, 中性轴处于梁高中心位置, 发生弯曲变形后仍保持为平面, 说明组合梁的跨中截面变形符合平截面假定.

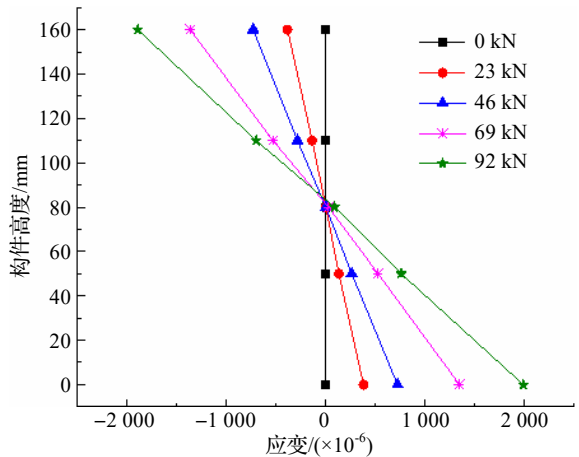


图 9 L-3 跨中截面应变沿截面高度分布

2.4 承载力试验结果及影响因素

根据钢结构设计规范^[16], 本文以 $f \leq L/250$, 即将梁的跨中挠度 6 mm 作为组合梁正常使用极限状态下的跨中容许挠度, 并将此时试件承受的弯矩和剪力作为正常使用极限状态下的截面承载力, 试验结果见表 3.

表 3 试验结果

试件 编号	正常使用极限状态		承载能力极限状态		
	剪力/kN	弯矩/ (kN·m)	剪力/kN	弯矩/ (kN·m)	跨中挠度/ mm
L-1	30.5	4.88	42	6.72	8.56
L-2	42.0	6.72	46	7.36	8.87
L-3	26.0	6.24	35	8.40	9.17
L-4	39.0	9.36	41	9.84	7.16
L-5	22.0	7.04	30	9.60	8.69
L-6	20.5	6.56	31	9.92	10.11
L-7	13.0	5.20	25	10.00	11.67
L-8	15.5	6.20	26	10.40	10.84
L-9	11.0	5.28	23	11.04	12.34

试验中以剪跨比、腹板厚度和翼缘厚度为参数, 探究各参数变化时组合梁受剪承载力的变化情况。

(1)剪跨比. 剪跨比的变化实质上反映了梁弯剪应力共同作用下的相互关系, 随着剪跨比的改变, 梁的破坏形态也逐渐发生变化. 当剪跨比小于 2.5 时, 组合梁出现集中力作用处开裂以及钢材屈曲等破坏特征; 当剪跨比大于等于 2.5 时, 梁跨中下翼缘开裂. 对比试件 L-1 和 L-3、L-4 和 L-5、L-8 和 L-9, 剪跨比分别从 1.0 增加到 1.5、1.5 增加到 2.0、2.5 增加到 3.0, 其极限承载力分别降低 16.67%、26.83%、11.54%, 组合梁跨中挠度依次增加 0.61 mm、1.53 mm、1.50 mm. 可见其受剪承载力与剪跨比呈负相关, 其剪跨比变化的挠曲线对比如图 10 所示. (2)腹板厚度. 以试件 L-3、L-4、L-7、L-8 为例, 分别比较腹板厚度的增加对受剪承载力的影响, 比较 L-3 和 L-4, 组合梁腹板厚度增加了 5 mm, 其受剪承载力增加了 17.1%; 比较 L-7 和 L-8 时, 组合梁腹板厚度增加了 5 mm, 其极限承载力提高了 4.0%. 说明当组合梁腹板高度一致时, 腹板厚度越大, 则腹板的刚度越大, 其受剪承载力也就越强, 但腹板厚度对组合梁的承载力影响随着剪跨比的增大而减小, 如图 11 所示. (3)翼缘厚度. 以试件 L-1、L-2、L-5、L-6 为例, 分别比较翼缘厚度的影响, 由 L-1 和 L-2 可知, 翼缘厚度增加 5 mm, 其受剪承载力增加了 9.5%; 比较 L-5 和 L-6 可知, 翼缘厚度增加 5 mm, 其极限承载力提高了 3.3%. 因此, 梁的翼缘可以分担一部分承载力, 翼缘厚度的增加对组合梁的承载能力有明显的贡献, 如图 12 所示.

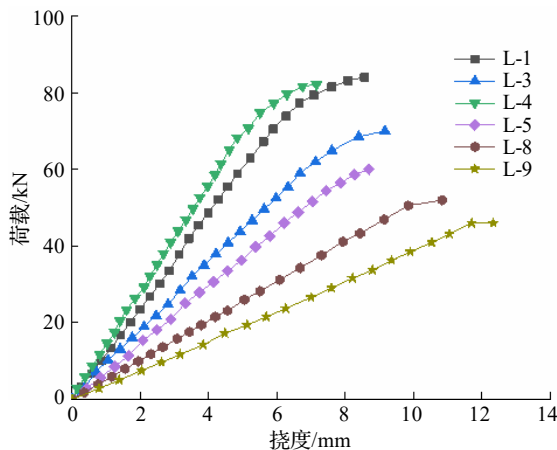


图 10 剪跨比变化的挠曲线对比

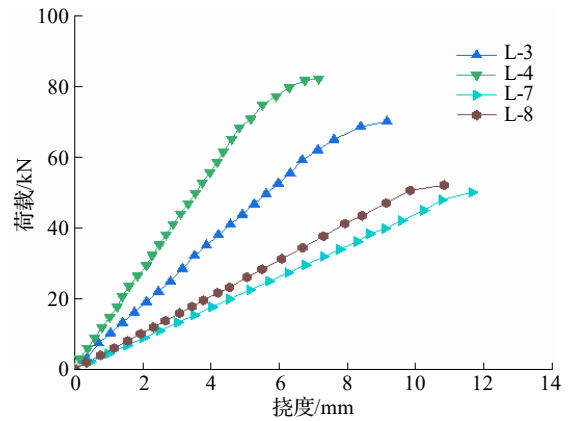


图 11 腹板厚度变化的挠曲线对比

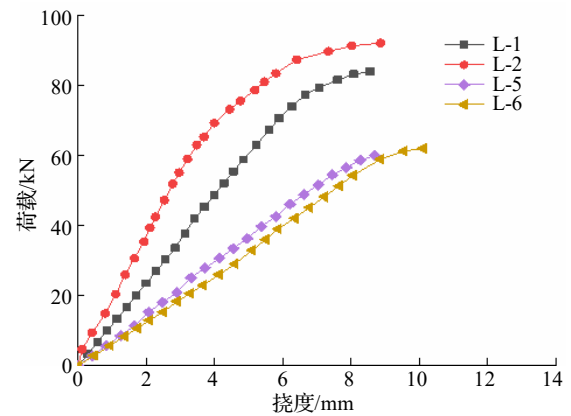


图 12 翼缘厚度变化的挠曲线对比

3 跨中挠度及截面承载力

3.1 跨中挠度

依据钢-LVL 组合梁的变形特点, 由文献[17-18]引入钢-LVL 组合梁变形发展系数和正常使用极限状态下理想弹性材料的抗弯刚度, 则钢-LVL 组合工字梁跨中挠度计算式为

$$\delta = \beta_b \frac{Pal^2}{48EI} (3 - 4\alpha^2), \quad (1)$$

式中: β_b 为钢-LVL 组合构件变形发展系数, 当 $l \leq 3.0$ m 时, $\beta_b = 1.2$; P 为组合梁的跨中挠度为 6 mm 时的加载荷载; a 为集中力作用点到支座的距离; l 为组合梁的跨度; $\alpha = a/l$; EI 为组合梁抗弯刚度, $EI = EI_x = E_{wb}I_{wb} + E_{fb}I_{fb} + E_sI_s$, 其中, E 为组合梁弹性模量, I 、 I_x 分别为钢-LVL 组合梁对形心轴和对 x 轴的惯性矩, E_{wb} 、 E_{fb} 分别为 LVL 腹板、翼缘的弹性模量, I_{wb} 、 I_{fb} 分别为 LVL 截面腹板、翼缘对形心轴的惯性矩, E_s 为冷弯薄壁型钢的弹性模量, 取值为 2.06×10^5 N·mm⁻², I_s 为冷弯薄

壁型钢对截面形心轴的惯性矩。

将试件 L-1~L-9 在正常使用极限状态下的跨中挠度计算值和试验值进行比较,如图 13 所示,其试验曲线与理论曲线之间的误差相对较小,梁 L-2 误差在 8%以内,其余梁误差均不超过 5%。

3.2 受剪承载力

根据材料力学中开口薄壁梁的弯曲剪力流理论,工字梁腹板中最大剪应力发生在中性轴处,最小剪应力发生在腹板与翼缘交界处,根据文献[19-20],组合梁腹板承担的剪应力远大于翼缘承担的剪应力。本文在计算组合梁受剪承载力时,将梁腹板两侧的薄壁型钢视为对 LVL 板受剪承载力的加强,考虑翼缘对受剪承载力的提高,由文献[21],引入翼缘板剪力贡献系数 ζ ,取值为 1.04,同时引入以下假定:

- ①截面应变符合平截面假定;
- ②LVL 板发生剪切破坏即表示组合梁破坏;
- ③钢板与 LVL 板有效粘结,不考虑界面滑移;
- ④LVL 板力学性能相对稳定,抗剪强度不随尺寸变化。

根据文献[21],结合试验结果分析,在考虑组合梁翼缘对受剪承载力的贡献以及剪跨比影响的情况下,得出承载力极限状态下钢-LVL 组合工字形梁的受剪承载力公式:

$$V = \frac{1.75}{1+\lambda} \cdot \frac{\zeta f_t I_n b_n}{S_n}, \quad (2)$$

式中: λ 为剪跨比; f_t 为 LVL 的抗剪强度,取值为 6.57 MPa; I_n 为 LVL 和薄壁型钢组合作用下的腹板截面惯性矩, $I_n = (bh^3 + 2t_s \alpha h_s^3) / 12$; b_n 为 LVL 和薄壁型钢组合作用下的腹板截面有效宽度,

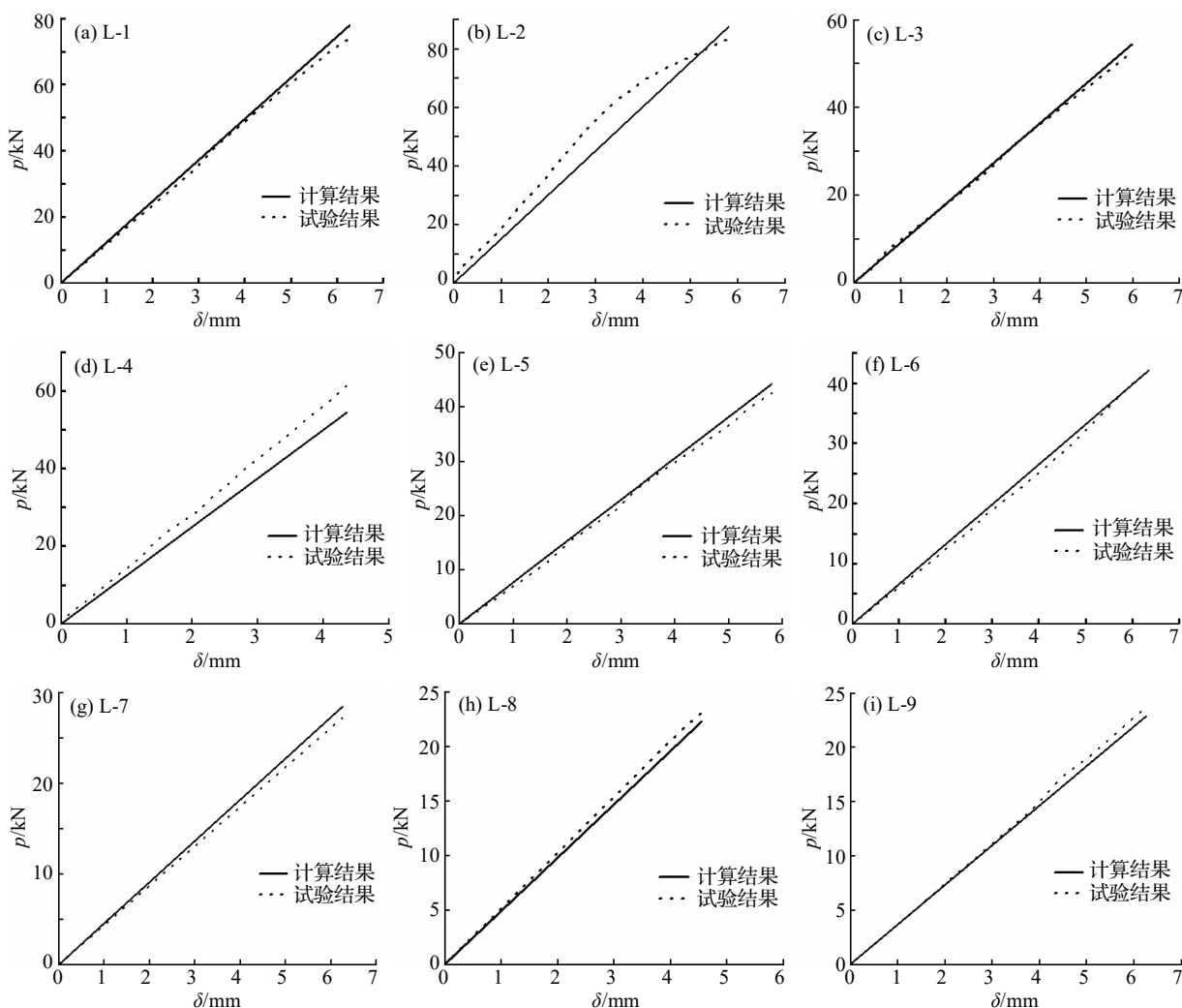


图 13 组合梁荷载—跨中挠度计算值与试验值比较

$b_n = b + 2t_s\alpha$; S_n 为 LVL 和薄壁型钢组合作用下的腹板截面面积矩, $S_n = (bh^2 + 2t_s\alpha h_s^2)/8$; b 为 LVL 腹板厚度; h 为 LVL 腹板高度; t_s 为薄壁型钢截面厚度; h_s 为薄壁型钢截面高度; α 为 LVL 截面换算系数, $\alpha = E_s/E_c$.

LVL 所受剪力计算公式为

$$V_c = \frac{1.75}{1+\lambda} \cdot \frac{\zeta f_t I_c b}{S_c}, \quad (3)$$

式中: I_c 为腹板中 LVL 截面惯性矩, $I_c = bh^3/12$; S_c 为腹板中 LVL 的截面面积矩, $S_c = bh^2/8$.

分析表 4 可知, 组合梁受剪承载力试验值与理论值之间误差较小, 冷弯薄壁型钢与 LVL 板组合效应较好, 其中梁 L-4 的误差较大是由于剪跨比较小, 集中力作用点距离支座较近, 导致支座处的局部压坏, 使得组合梁无法再继续承载, 其他误差均不大于 10%.

表 4 受剪承载力计算值与试验值比较

试件编号	剪跨比	V/kN	V'/kN	V_c/kN	V_s/kN	$\Delta/\%$
L-1	1.0	42	40.12	6.38	33.74	4.48
L-2	1.0	46	42.75	6.78	35.97	7.07
L-3	1.5	35	32.09	5.10	26.99	8.31
L-4	1.5	41	36.16	6.38	28.32	11.81
L-5	2.0	30	28.91	4.52	24.39	3.63
L-6	2.0	31	30.71	5.65	25.06	0.90
L-7	2.5	25	26.33	3.64	22.69	5.32
L-8	2.5	26	24.78	4.56	20.22	4.70
L-9	3.0	23	21.68	3.96	18.12	5.73

注: V 是组合梁承载力试验值; V' 是承载力理论值; V_c 是木材承担的剪力值; V_s 是钢材承担的剪力值; $\Delta = |(V' - V)/V| \times 100\%$.

4 结论

通过对 9 根冷弯薄壁型钢-LVL 组合梁的受剪性能试验研究, 可得以下结论:

(1)LVL 板与型钢通过胶粘剂形成的工字形组合梁在受力过程中具有较好的粘结整体性, 组合梁发挥了钢材与 LVL 板材各自的优良性能, 且组合效果显著, 整体工作性能突出. 其正常使用极限状态下受剪承载力达到了极限承载力的 1/2 以上, 具有较高的受剪承载力.

(2)组合梁在抗剪性能试验中主要有以下 3 种破坏形式: ①支座处 LVL 板局压破坏; ②集中力作

用点处局压破坏, 支座下翼缘 LVL 板斜向开裂破坏; ③跨中下翼缘 LVL 开裂破坏. 容许荷载与破坏荷载的比值在 47.8%~92.0%之间, 最大的跨中挠度可以达到跨度的 1/125.

(3)对剪跨比、腹板厚度和翼缘厚度等影响组合梁抗剪性能的因素进行分析: 组合梁的抗剪承载力随着剪跨比的增加而减小; 腹板厚度越大, 组合梁的抗剪性能越突出; 组合梁翼缘厚度增加对组合梁的抗剪性能有一定的贡献.

(4)正常使用极限状态下的跨中荷载—挠度试验曲线与理论曲线较为吻合, 相对误差不超过 8%. 将计算所得的组合梁抗剪承载力理论值与试验值进行比较, 发现数据较为吻合, 平均误差为 5.77%.

参考文献:

- [1] 娄万里, 任海青. 木结构建筑的特征及在我国的发展前景[J]. 木材工业, 2015, 29(5):20-23.
- [2] Persaud R, Symons D. Design and testing of a composite timber and concrete floor system[J]. Structural Engineer, 2006, 84(4):22-30.
- [3] Yuan S, He G J, Yi J. Analysis of mechanical properties and a design method of reinforced timber-concrete composite beams[J]. Mechanics of Composite Materials, 2019, 55(5):687-698.
- [4] 单波, 邓钧远, 叶芯, 等. 胶合竹-混凝土组合梁抗弯性能试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2021, 48(1):154-162.
- [5] 苏正, 曹宝珠, 董金爽. 双腹式钢-木组合梁试验研究及有限元分析[J]. 海南大学学报(自然科学版), 2020, 38(4):379-386.
- [6] 陈爱国, 李登辉, 方超, 等. H 形钢-木组合梁受弯性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(S1):261-267.
- [7] 葛玉猛, 李玉顺, 童科挺, 等. 薄壁型钢-重组竹组合工字形梁受剪性能研究[J]. 森林工程, 2018, 34(6):72-79.
- [8] 常思宇, 邢东, 王喜明, 等. 单板层积材生产工艺及性能研究进展[J]. 林产工业, 2020, 57(7):9-11.
- [9] 钟永, 邢新婷, 任海青, 等. 结构用单板层积材的斜纹承压力学性能[J]. 建筑材料学报, 2014, 17(1):115-119.
- [10] 彭立民, 宫武敦. 单板层积材力学性能研究[J]. 木材加工机械, 2006, 17(3):8-11.
- [11] El Haouzali H, Marchal R, Bléron L, et al. Mechanical properties of laminated veneer lumber produced from ten cultivars of poplar[J]. European Journal of Wood and Wood Products, 2020, 78(4):715-722.

- [12] 樊昊华. 钢木组合结构研究综述[J]. 住宅与房地产, 2019(27):102.
- [13] 刘洋, 陈志华, 安琦, 等. 轻型钢木组合剪力墙抗侧性能试验研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2017, 50(S1):78-83.
- [14] 张如玉, 杨宝磊, 李国东, 等. 钢木组合结构研究综述[J]. 山西建筑, 2019, 45(11):52-53.
- [15] 张也, 徐飞扬, 杨鸿达, 等. 集中荷载下钢木组合梁试验研究及有限元分析[J]. 北京林业大学学报, 2021, 43(8):127-136.
- [16] GB 50017—2003. 钢结构设计规范[S].
- [17] 聂建国. 钢-混凝土组合梁结构: 试验、理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [18] 《建筑结构静力计算手册》编写组. 建筑结构静力计算手册[M]. 2版. 北京: 中国建筑工业出版社, 1998.
- [19] 聂建国, 陈林, 肖岩. 钢-混凝土组合梁正弯矩区截面的组合抗剪性能[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2002, 42(6):835-838.
- [20] 薛建阳, 成果, 赵鸿铁, 等. 钢-混凝土组合梁在负弯矩作用下抗剪性能的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2008, 29(S1):83-87.
- [21] 唐静. 薄壁型钢-重组竹组合梁受力性能研究[D]. 宁波: 宁波大学, 2014.

Experimental study on shear behavior of steel-LVL composite I-shaped beams

LIU Hongwei¹, WU Shixu¹, TONG Keting¹, ZHANG Jialiang², LI Yushun^{3*}

(1.School of Civil & Environmental Engineering and Geography Science, Ningbo University, Ningbo 315211, China;

2.College of Science and Technology of Ningbo University, Ningbo 315300, China;

3.School of Civil Engineering, Qingdao Agricultural University, Qingdao 266109, China)

Abstract: The laminated veneer lumber (LVL) and cold-formed thin-walled steel are bonded with structural adhesive to form a composite I-shaped beam. The 9 composite beams are tested for shear performance with different shear span ratios, web and flange thicknesses, failure patterns, and stress changes. The deflection development of composite beams under various loads is observed, and the failure mechanism of composite beams is analyzed. The influence factors of shear bearing capacity are discussed, and the calculation method is proposed for the shear capacity of composite beams. The test results show that the overall working performance of steel-LVL composite I-beam is good, and the combination effect is obvious. When the shear-span ratio is less than 2.5, the failure characteristic of the specimen is obvious shear-compression failure. The increase of web thickness and flange thickness and the decrease of shear-span ratio can effectively improve the ultimate shear capacity. The calculation model of mid-span deflection and shear capacity of composite beams is established, which is in good agreement with the experimental results. The error between measured deflection and calculated deflection is within 5%, and the average error between experimental and calculated shear capacity is less than 10%.

Key words: laminated veneer lumber; cold-formed thin-walled steel; composite beam; shear-span ratio; shear performance

(责任编辑 韩 超)