

CLT 楼板耐火极限计算中零强度层厚度取值研究

张晋^{1†}, 陆川¹, 梅方², 王卫昌¹, 李维滨¹

(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 211189;

2. 旭辉控股(集团)有限公司, 上海 201106)

摘要:为研究正交胶合木(CLT)楼板耐火极限计算中的零强度层厚度取值,分别进行了三层、五层 CLT 楼板常温极限承载力试验和耐火极限试验,并基于国内外木结构设计规范,结合忽略横纹层层板的弹性模量、仅考虑其厚度对组合截面惯性矩贡献的简化计算方法与剩余截面法,得到了一种适用于 CLT 楼板高温下零强度层厚度取值的计算方法,分析了 CLT 楼板零强度层厚度随炭化深度的变化规律,比较了 CLT 楼板高温下抗弯承载力在文中零强度层厚度取值下的结果和欧洲规范 EN1995-1-2 中的结果.研究表明:文中计算方法下的计算值与试验值吻合较好.当 CLT 楼板的炭化层到达横、顺纹层胶缝处时,零强度层厚度变化连续;而当炭化深度到达顺、横纹层的胶缝处时,零强度层厚度发生急剧突变.本文计算方法得到的高温下 CLT 楼板抗弯承载力相较于欧洲规范 EN1995-1-2 更合理,对于工程中的 CLT 楼板抗火设计具有更好的参考价值.

关键词:正交胶合木(CLT);零强度层;耐火极限;炭化深度;剩余截面法;抗火设计

中图分类号:TU366.2 TU352.5

文献标志码:A

Study on Thickness Evaluation of Zero-strength Layer in Calculating Fire Resistance of CLT Floor

ZHANG Jin^{1†}, LU Chuan¹, MEI Fang², WANG Weichan¹, LI Weibin¹

(1. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structures of Ministry of Education,

Southeast University, Nanjing 211189, China;

2. CIFI Holdings (Group) Co Ltd, Shanghai 201106, China)

Abstract: In order to study the thickness evaluation of zero-strength layer in the calculation of fire resistance for Cross-Laminated Timber (CLT) floor, the ultimate load-carrying capacity test and fire test of the CLT floors with three and five layers were carried out, respectively. Based on the domestic and foreign wood structure design codes, combined with the simplified design method that ignores the elastic modulus of laminated laminates and only considers the thickness contribution to the moment of inertia of composite sections as well as the reduced cross-section method, a suitable method for the CLT floor was obtained. The variation law of zero-strength layer thickness of CLT floor with charring depth was analyzed. The flexural capacity of CLT floor under high temperature based on the thickness of ze-

* 收稿日期: 2019-01-10

基金项目: 国家重点研发计划项目(2017YFC0703503), National Key R & D Program of China(2017YFC0703503); 国家自然科学基金资助项目(51778143), National Natural Science Foundation of China(51778143)

作者简介: 张晋(1974—), 男, 安徽巢湖人, 东南大学教授, 工学博士

† 通讯联系人, E-mail: zhangjin@seu.edu.cn

ro-strength layer in this paper and the results based on EN1995-1-2 were compared. The results showed that the values by the calculation method agreed well with the experimental values. When the charred layer of the CLT floor reached the glue line between cross and longitudinal-layer, the thickness of the zero-strength layer changed continuously; and when the charring depth reached the glue line between longitudinal and cross-layers, the thickness of the zero-strength layer changed sharply. The bending capacity of CLT floor under high temperature obtained by the calculation method in this paper was more reasonable than the prediction of EN1995-1-2, which had better reference value for the fire resistance design of CLT floor in practice.

Key words: Cross-Laminated Timber (CLT); zero-strength layer; fire resistance; charring depth; reduced cross-section method; fire resistant design

CLT 全称为 Cross-Laminated Timber, 是一种由 3 到 9 层实木锯材或结构复合板材正交组坯, 采用结构胶粘剂压制而成的矩形、直线、平面板材形式的工程木板材产品^[1,2], 主要作为木结构中的楼板和墙体。由于交错层压的设计方式, CLT 在两个方向都具备优良的力学性能, 弥补了木材横纹和顺纹性能差异大的缺陷^[3]。《多高层木结构建筑技术标准》^[4]为我国木结构向高空发展提供了有力支撑, 正交胶合木作为一种适用于多高层木结构建筑的工程木产品, 具有广阔的应用前景。然而木材具有可燃性, 对木结构抗火性能的担忧影响了木结构的应用, 因此研究 CLT 耐火性能对其推广应用具有重要意义。

近年来国外学者已经对 CLT 楼板高温下的承载力开展了试验和理论研究, 取得诸多研究成果。欧洲规范 EN1995-1-2^[5]提供了两种计算木构件在标准受火条件下承载力的计算方法: 强度折减法 and 剩余截面法。剩余截面法最初由 Schaffer^[6]提出, 其试验对象为受火的胶合木梁, 随后 EN1995-1-2^[5]根据大量试验, 将这套方法推广。木材在高温下会发生炭化, 形成没有强度的炭化层。Schaffer^[7]指出在炭化层内侧存在受温度影响的高温分解层, 为了考虑高温分解层力学性能的折减, 将其折算为 7.6 mm 的零强度层, 与炭化层一起形成等效炭化层。EN1995-1-2^[5]中对零强度层厚度的取值为 7 mm。Schmid^[8]研究了 CLT 楼板耐火极限计算方法, 发现使用 EN1995-1-2^[5]计算方法得出的结果与试验有偏差。通过数值模拟计算, Schmid^[9]指出 CLT 零强度层的厚度与众多因素有关, 包括截面形状和截面尺寸、受火面的应力状态(受拉或受压)和受火时间, 并指出 EN1995-1-2^[5]中 7mm 的假定是非保守的; 通过选取 153 个试验模型对剩余截面法进行有限元验证, 研究发现木构件在受拉

状态下分析出零强度层厚度取值结果与 7 mm 吻合较好, 而受压状态下零强度层计算结果偏差很大, 受弯状态下模拟计算结果很分散。Schmid^[8-12]在对于剩余截面法的系列研究中指出 EN1995-1-2^[5]的零强度层厚度取值不完全适合 CLT 的原因如下: CLT 的层板分布是正交异性的, 顺纹层和横纹层的强度、刚度均不同, 因此 EN1995-1-2^[5]中没有考虑 CLT 层板相互交错特性的零强度层厚度取值有待商榷。此外, Schmid^[8]给出了基于数值模拟得到的五层 CLT 楼板零强度层厚度取值的计算公式, 但由于其来源于有限元模拟, 需要对大量的数据结果进行拟合, 不便于应用推广。

国内对 CLT 的研究尚处于起步阶段, 已有学者对 CLT 楼板的力学性能进行了研究, 但暂未有针对 CLT 楼板的抗火性能的相关研究。基于此, 本文对 CLT 楼板的耐火极限进行了试验研究, 并提出了其零强度层厚度取值的计算方法, 可为 CLT 楼板的耐火极限计算提供参考。

1 CLT 楼板试验

1.1 常温极限承载力试验

1.1.1 试验概况

本试验的 CLT 楼板试件由宁波中加低碳新技术研究院有限公司加工厂生产, 采用强度等级为 E1、材质等级为一级的加拿大铁杉。楼板试件长度按照东南大学教育部重点实验室小型多用途试验炉的尺寸调整, 取为 2 200 mm; 宽度取值满足北美规范 PRG-320-2018^[13]中的最小宽度规定, 取为 420 mm; 厚度取值满足美国规范 ASTM-D4761-2013^[14]的跨高比要求, 取为 105 mm。层板组成有 CW3(3×35 mm)和

CW5(5 × 21 mm)两种类型,试件具体参数见表 1.

表 1 CLT 楼板常温试验试件一览表

Tab.1 List of ambient temperature test specimens

试件编号	层板类型	试件尺寸/mm
CW3-1	3 × 35	2 200 × 420 × 105
CW3-2	3 × 35	2 200 × 420 × 105
CW5-1	5 × 21	2 200 × 420 × 105
CW5-2	5 × 21	2 200 × 420 × 105

本文试验参考 GB/T 50329-2012^[15],采用 32 t 千斤顶对 CLT 楼板进行三分点对称加载,并采用分级加载方式,先施加 10%的极限荷载并持荷 5 min 后卸载,再逐级加载,每级荷载增量 10 kN,持续 1 min. 试验过程中进行荷载、挠度和应变等数据的测量与记录. 试验装置如图 1 所示.

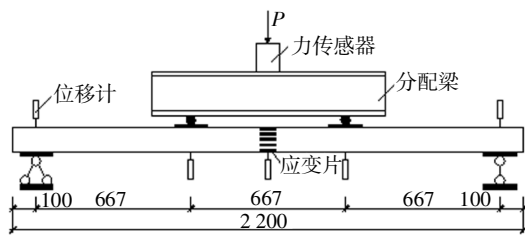


图 1 试验装置(单位:mm)

Fig.1 Test device (unit:mm)

1.1.2 试验结果

CW3-1 和 CW3-2 的破坏模式为滚动剪切破坏,如图 2 所示. CW5-1 和 CW5-2 的破坏模式为底层层板拉伸破坏,如图 3 所示. 试件破坏荷载具体结果见表 2.



图 2 三层 CLT 楼板破坏图

Fig.2 Failure of floor of CLT with 3 layers



图 3 五层 CLT 楼板破坏图

Fig.3 Failure of floor of CLT with 5 layers

表 2 常温极限承载力试验结果

Tab.2 Test results of ultimate bearing capacity at ambient temperature

试件编号	破坏模式	破坏荷载/kN
CW3-1	滚动剪切破坏	79.10
CW3-2	滚动剪切破坏	69.00
CW5-1	底层层板拉伸破坏	46.40
CW5-2	底层层板拉伸破坏	54.00

1.2 耐火极限试验

1.2.1 试验概况

本试验在东南大学混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室小型多用途试验炉中进行,炉腔的长×宽×高为 1 800×1 200×500 mm,炉体四周铺满耐火棉,炉底铺满耐火砖,炉顶采用包裹耐火棉的厚钢板密封. 耐火极限试验时楼板底面为受火面,顶面为背火面,通过在楼板侧面包裹耐火矿棉来实现一维受火,并采用质量块沿楼板长度方向均匀堆载的方式进行加载,用拉线式位移计测量跨中位移. 试件尺寸同常温极限承载力试验,具体相关参数见表 3.

表 3 CLT 楼板耐火极限试验试件一览表

Tab.3 List of fire test specimens

试件编号	层板类型	试件尺寸/mm	施加荷载/(kN·m ²)	持荷水平
F3-10	3×35	2 200×420×105	9.50	8%
F3-15	3×35	2 200×420×105	16.30	14%
F3-20	3×35	2 200×420×105	19.00	18%
F5-10	5×21	2 200×420×105	7.00	9%
F5-15	5×21	2 200×420×105	10.50	14%
F5-20	5×21	2 200×420×105	14.00	18%

本文试验中 CLT 楼板支座间跨度为 $L = 2\ 000$ mm,截面厚度 $d = 105$ mm,参照 GB/T 9978.1-2008^[16]的规定,火灾炉按 ISO834 标准升温曲线进行加热,当跨中挠度超过 $L^2/(400d)$ (即 95mm)或跨中挠度变化率大于 $L^2/(9\ 000d)$ (即 4.2 mm/min)时,认为试件达到耐火极限.

1.2.2 试验结果

试件达到耐火极限时终止受火试验,并进行灭火处理.移除质量块吊出试件时间为 1 min,浇水灭火时间为 2 min. 受火后构件如图 4 所示.

待试件冷却后,从跨中以及四分点处切断,用直尺测量试件截面宽度方向三分点处剩余厚度(以跨中截面为例,见图 5),再由试件原截面厚度减去剩余

厚度得到炭化深度,最后将每根试件炭化深度测量值取平均值,得到平均炭化深度,具体结果见表4.



图4 CLT 楼板受火后照片

Fig.4 CLT floor after fire



图5 试件跨中处截面

Fig.5 Section of specimen at the quarter point

从表4可以看出:①三层 CLT 楼板达到耐火极限时,F3-10 炭化至顶层顺纹层,而 F3-15、F3-20 炭化层则仍处于底层顺纹层,说明底层顺纹层炭化完后楼板高温下承载力将小于常温下承载力的 14%,且说明中间层(即第二横纹层)的炭化程度对楼板高温下承载力的影响可能不大(下文将有理论公式证明);②五层 CLT 楼板达到耐火极限时,所有试件均炭化至第三顺纹层,说明底层顺纹层炭化完后楼板高温下承载力仍大于常温下承载力的 18%,底层顺纹层炭化对高温下承载力的相对削弱程度小于三层 CLT 楼板;③楼板总厚度、持荷比均相同时,五层 CLT 楼板比三层 CLT 楼板耐火极限更长.

表4 耐火极限试验结果

Tab.4 The results of fire test

试件编号	持荷水平	承载能力失效判定标准(跨中)	耐火极限 /min	实测平均剩余截面厚度/mm	平均炭化深度/mm
F3-10	8%	挠度变化率超限	68	43.5	61.5
F3-15	14%	挠度变化率超限	31	75.8	29.2
F3-20	18%	挠度变化率超限	29	77.6	27.4
F5-10	9%	挠度变化率超限	68	47.1	57.9
F5-15	14%	挠度变化率超限	66	48.2	56.8
F5-20	18%	挠度变化率超限	58	50.2	54.8

2 CLT 楼板零强度层取值方法研究

2.1 常温下 CLT 楼板承载力计算方法

欧洲和北美对 CLT 已有二十几年的应用,衍生

出了很多相关理论计算方法.目前有四种计算方法:机械连接理论(Gamma 法)^[17,18]、复合层板理论(K 方法)^[19]、剪切类比理论^[13]以及简化计算方法^[13,19].

北美规范 PRG-320^[13]推荐采用简化计算方法^[13,19]来计算 CLT 楼板的抗弯承载力 M_b' 和抗剪承载力 V' ,具体公式如下:

$$EI_{eff} = (EI)_A + (EI)_B =$$

$$\sum_{i=1}^n E_i \cdot b_i \cdot \frac{h_i^3}{12} + \sum_{i=1}^n E_i \cdot A_i \cdot Z_i^2 \quad (1)$$

$$M_b \leq M_b' = F_b' S_{eff} = F_b' \frac{2EI_{eff}}{E_1 h} \quad (2)$$

$$(Ib/Q)_{eff} = \frac{EI_{eff}}{\sum_{i=1}^{n/2} E_i h_i z_i} \quad (3)$$

$$V_{planer} \leq V' = F_V' (Ib/Q)_{eff} \quad (4)$$

式中: EI_{eff} 为等效抗弯刚度, E_i 为第 i 层层板与外部弯矩垂直方向的弹性模量, b_i 、 h_i 、 A_i 、 Z_i 分别为第 i 层层板的宽度、厚度、截面面积、层板中心到 CLT 楼板中性轴的距离, h 为整个 CLT 楼板截面的厚度, M_b 为施加荷载所产生的弯矩, F_b' 为 CLT 楼板最外层板的抗弯强度, S_{eff} 为有效截面模量, V_{planer} 为施加荷载所产生的剪力, F_V' 为 CLT 楼板最外层板的抗剪强度.

考虑到 CLT 横纹层层板弹性模量相对于顺纹层弹性模量要低得多(横纹层弹性模量通常为顺纹层弹性模量的三十分之一),本文分别在是否考虑横纹层层板弹性模量(均考虑横纹层对截面惯性矩的贡献)的两种情况下,采用上述简化计算方法对常温极限承载力试验的试件进行计算分析,并将考虑横纹层弹性模量情况下的结果与试验结果进行比较.相关计算参数见表5,其中 F_b' 、 E_L 取 CLT 生产商根据《结构用集成材》^[20]所测制作三层、五层 CLT 楼板所用规格材的平均抗弯强度、顺纹弹性模量试验值, F_V' 取清材小试件的平均抗剪强度试验值并根据《木结构设计规范》^[21]进行缺陷折减,横纹弹性模量 E_R 取顺纹层弹性模量 E_L 的三十分之一.承载力计算结果与试验结果的比较见表6.

表5 CLT 楼板相关计算参数

Tab.5 Relevant calculation parameters of CLT floor

层板数	F_b' /MPa	F_V' /MPa	E_L /MPa	E_R /MPa
CW3	35	1.37	10 900	363
CW5	29	1.37	10 200	340

表 6 常温下 CLT 楼板承载力计算值与试验值比较

Tab.6 Comparisons between calculated and experimental values of CLT floor bearing capacity at ambient temperature

层板数	考虑横纹层	忽略横纹层	试验值 $M_b/(kN \cdot m)$	受弯承载力 相对误差 $(M'_b - M_b)/M_b \times 100\%$	考虑横纹层	忽略横纹层	试验值 V_{planer}/kN	受剪承载力 相对误差 $(V'_1 - V_{\text{planer}})/V_{\text{planer}} \times 100\%$
	弹性模量的	弹性模量的			弹性模量的	弹性模量的		
	受弯承载力 $M'_b/(kN \cdot m)$	受弯承载力 $M_b/(kN \cdot m)$			受弯承载力 $M'_b/(kN \cdot m)$	受弯承载力 $M_b/(kN \cdot m)$		
CW3	26.04	26.01	24.70	5.43%	38.79	38.74	37.03	4.75%
CW5	17.88	17.73	16.74	6.81%	46.54	46.86	25.09	85.49%

从表 2 的试验现象来看, CW5 的破坏模式为弯曲破坏, CW3 的破坏模式为滚动剪切破坏。

从表 6 的计算结果来看, CW5 的破坏荷载试验值与弯曲破坏理论值相近, 误差为 6.81%; 而 CW3 破坏时的弯矩、剪力试验值和相应理论计算值误差分别为 5.43% 与 4.75%, 这说明采用弯曲破坏模式计算三层 CLT 楼板的承载力产生的误差将很小. 在上述前提下, 考虑到楼板在底部单面受火条件下截面的有效厚度会随着炭化深度的增加而减少, 而截面有效厚度的减少对抗弯承载能力的削弱远大于抗剪承载力, 故认为本文耐火极限试验中三层、五层 CLT 楼板高温下承载力均可按抗弯承载力公式计算。

此外, 从表 6 可以看出, 采用简化方法计算 CLT 楼板承载力时, 横纹层层板弹性模量的考虑与否对计算结果影响很小, 故本文将采用忽略横纹层层板的弹性模量、仅考虑横纹层层板厚度对组合截面惯性矩贡献的简化计算方法 (以下简称忽略横纹层弹模的简化计算方法) 来计算 CLT 楼板高温下的承载力。

2.2 高温下 CLT 楼板承载力计算方法

图 6 给出了木材高温下截面各部分的分布情况. 高温下的木材沿截面高度方向存在温度梯度. 其中, 温度超过 300 °C 的部分会形成没有强度的炭化层; 温度在 20~300 °C 的部分为高温分解层, 温度越高, 其力学性能越低; 其余部分为常温层, 其材性按常温时强度考虑。

欧洲规范 EN1995-1-2^[5]提供了一种计算木构件高温下承载力的方法: 剩余截面法. 其基本思想是将高温下的木构件分为零强度区域的等效炭化层和全强度区域的等效常温层两部分, 即在高温分解层厚度为 40 mm 的前提下, 根据图 7 中木材材性随截面厚度变化的折减系数, 依据静力等效的原则, 将高温分解层拆分为零强度层和全强度层, 并分别与炭化层和常温层结合形成等效炭化层和等效常温层, 计算高温下承载力时仅考虑等效常温层, 简化了计算工作。

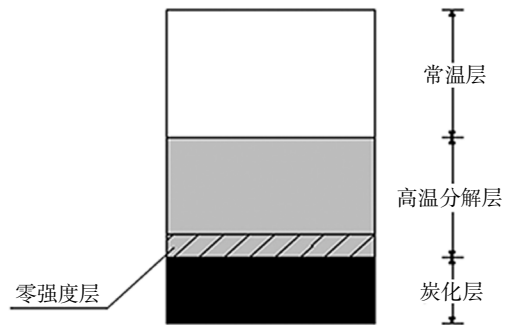


图 6 木材单面受火时的截面构成示意

Fig.6 Section composition of wood under fire on one side

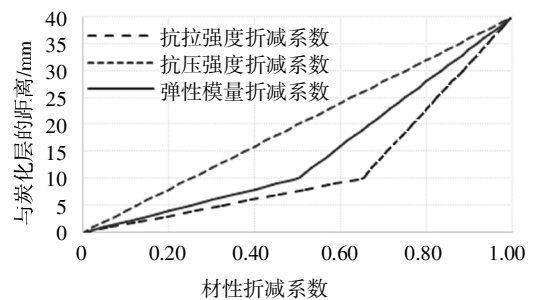


图 7 材性折减系数变化曲线

Fig.7 Change curve of wood property reduction coefficient

欧洲规范 EN1995-1-2^[5]建议零强度层厚度 d 的取值满足以下规律:

$$d = k_0 d_0 \tag{5}$$

$$k_0 = \min \left\{ \frac{t}{20}, 1 \right\} \tag{6}$$

式中: $d_0 = 7 \text{ mm}$; t 为受火时间, 单位为 min.

本文结合忽略横纹层弹模的简化计算方法和剩余截面法来计算 CLT 楼板高温下的承载力. 由于计算时忽略横纹层的弹性模量, 当等效炭化层达到横纹层、使横纹层作为剩余截面最外层时, 最外层的横纹层的厚度对整个剩余截面的中性轴没有影响, 对剩余截面的等效抗弯刚度也没有影响. 故本文假定当剩余截面最外层为横纹层、采用(2)式计算承载力时, 整个截面的厚度中不计入最外层的横纹层层板

厚度.

图8为按照欧规 EN1995-1-2^[5]中零强度层厚度取值,并采用剩余截面法和忽略横纹层弹模的简化计算方法计算三层和五层 CLT 楼板的抗弯承载力随炭化深度的变化曲线, M_i/M 为不同等效炭化深度(炭化层+零强度层)下抗弯承载力与常温下全截面的抗弯承载力之比.

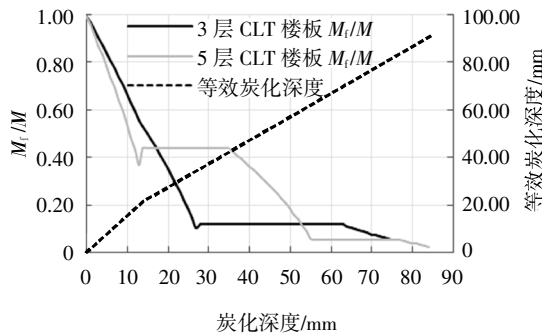


图8 CTL 楼板抗弯承载力-炭化深度曲线

Fig.8 Bending capacity - charring depth curve of CLT floor

从图8可以看出,当等效炭化层在底层顺纹层、且顺纹层剩余厚度很小时得到的抗弯承载力与等效炭化层达到第一层横纹层的抗弯承载力相比,前者比后者更低(图8中曲线转折处尖角).根据公式(1)和(2),当等效炭化层位于底层顺纹层时,构件整体截面厚度 h 包含了横纹层的厚度,等效抗弯刚度 EI_{eff} 减少的幅度大于整体截面减少的幅度,故抗弯承载力始终处于下降阶段;但当等效炭化层发展至横纹层的那一刻,由于本文假定当剩余截面最外层为横纹层时不考虑其厚度,整体截面厚度 h 急剧下降,而等效抗弯刚度 EI_{eff} 不变,导致由公式(2)计算出抗弯承载力有所增加,以至于出现图8中转折处尖角.

实际上,构件随着受火时间的增加炭化层厚度增加并接近横纹层的过程中,并不会出现抗弯承载力先下降再上升的情况.参照文献[12,22],当等效炭化层接近横纹层时,若计算出的抗弯承载力小于等效炭化层达到横纹层时的抗弯承载力,则假定前者与后者相同,得到修正的曲线见图9.

由图9可以看出:当等效炭化层在底层顺纹层增加时,CLT 楼板抗弯承载力下降较快.但当等效炭化层达到横纹层时,曲线会出现一段平台,CLT 楼板抗弯承载力没有下降.由此可得,等效炭化层处于顺纹层还是横纹层,对 CLT 楼板的抗弯承载力的变化

规律有很大影响.

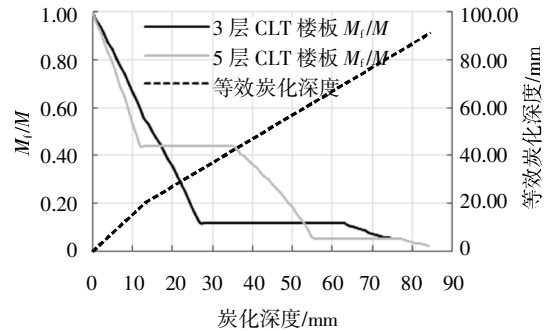


图9 修正后的 CTL 楼板抗弯承载力-炭化深度曲线

Fig.9 Corrected bending capacity - charring depth curve of CLT floor

2.3 CLT 楼板零强度层厚度计算方法

由于 CLT 楼板具有顺纹层、横纹层交错布置的特性,欧规 EN1995-1-2^[5]中恒定的零强度层厚度 $d_0 = 7 \text{ mm}$ 的取值可能对其不适用,当炭化层达到横纹层时,其零强度层厚度取值与在顺纹层厚度的取值可能不同.

本文在高温分解层取 40 mm 的前提下,基于炭化层所到达深度,提出了适用于 CLT 楼板作为抗弯构件的零强度层厚度 d 的计算方法.以本文中底部单面受火的 105 mm 厚的 CLT 楼板为例,具体计算步骤如下:

1)将 105 mm 厚的 CLT 截面划分为 105 层厚度为 1 mm 的截面区域,并从受火面开始依次对其进行编号;

2)设置高温分解起始层 $i = 1$;

3)依据高温分解层取 40 mm 的前提,取 i 层至 $(i+39)$ 层为高温分解层(若 $i+39 > 105$ 则取 i 层至 105 层为高温分解层),层内的材性折减系数按照图7确定,计算出高温分解层内材性折减后的 CLT 楼板截面抗弯承载力 M_1 ;

4)假定此时零强度层厚度取值为 $(d) \text{ mm}$,即从受火面开始 $(i+d) \text{ mm}$ 范围内材料强度为 0 、 $(i+d) \text{ mm}$ 至截面背火面范围内取常温下材料强度,得到带有未知参数 d 的抗弯承载力 M_2 的表达式;

5)令 $M_2 = M_1$,求解出该一元方程,即可得到此炭化深度下 CLT 楼板零强度层厚度 d ;

6)设置高温分解起始层 $i=i+1$,重复步骤(2)~(5),计算 CLT 楼板炭化深度为 $i=i+1$ 时的零强度层厚度 d ,直至整个楼板截面接近完全炭化后停止计算.

7)由于本计算方法假定高温分解层厚度取恒定的 40 mm ,而在受火初期,热量并没有足够的时间向炭化层内侧充分扩散.欧规 EN1995-1-2^[5]认为高温分

解层在受火 20 min、炭化深度达到 13 mm 时厚度才稳定为 40 mm(即公式(6)). 故本文参考 EN1995-1-2^[5]的做法,修正炭化层达到 13 mm 前的零强度层厚度取值,使零强度层厚度从零开始,随着炭化深度的增加而线性增加至炭化深度为 13 mm 时的零强度层厚度计算值.

图 10 和图 11 为采用上述理论计算出的本文耐火极限试验中三层、五层 CLT 楼板零强度层厚度 d 随炭化深度的变化曲线. 从图 10、图 11 中可以看出当炭化层达到顺、横纹层的胶缝处时,零强度层厚度会发生急剧的突变;而当炭化层达到横、顺纹层的胶缝处时,零强度层厚度变化连续.

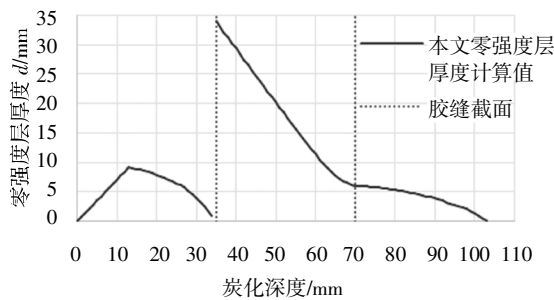


图 10 三层 CLT 楼板零强度层-炭化深度变化图

Fig.10 Zero-strength layer thickness - charring depth curve of CLT floor with 3 layers

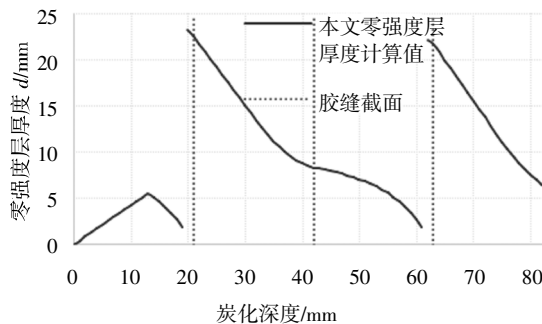


图 11 五层 CLT 楼板零强度层-炭化深度变化图

Fig.11 Zero-strength layer thickness - charring depth curve of CLT floor with 5 layers

此外,五层 CLT 楼板的零强度层厚度随炭化深度的增加呈现一定的周期性,即在炭化层达到第三层胶缝处时,零强度层取值再次回到接近 23 mm 的峰值点.

2.4 本文试验下的零强度层厚度及承载力对比

对前述耐火极限试件,测得其剩余截面厚度,再利用忽略横纹层弹模的简化计算方法计算出达到耐火极限试验值所需等效常温层截面厚度,前者减去后者所得差值,即为零强度层厚度推定值. 将此试验值与前述计算值进行对比,列于表 7. 同时,将试件的实测剩余截面厚度分别减去欧规中零强度层厚度(7 mm)及本文零强度层厚度计算值,得到两种情况下的等效常温层厚度,由此值计算出相应的高温下抗弯承载力,并与持荷水平得到的试验值进行对比,亦列于表 7.

由表 7 可知:试件 F3-10 零强度层计算值与试验值差异较大,其余试件零强度层计算值与试验值均较为吻合. 分析其原因,F3-10 的误差是因为炭化深度达到了中间横纹层,而横纹层中存在由于制作时未压实而产生的空隙,这导致热量通过空隙影响到顶层顺纹层,以致构件提早达到耐火极限,进而导致测出的剩余截面偏大、实测零强度层厚度偏大.

2.5 本文与欧规不同零强度层厚度取值下承载力对比

本文采用上述计算出的零强度层厚度取值,得到三层和五层 CLT 楼板高温下抗弯承载力随炭化深度的变化曲线,如下图 12 和图 13 所示. 与采用 EN1995-1-2^[5]中 7 mm 零强度层计算得出的抗弯承载力比较可知:

1)对于三层 CLT 楼板,当炭化深度在顺纹层增加时,抗弯承载力下降明显,本文方法所得抗弯承载力略小于欧规 EN1995-1-2^[5]方法所得抗弯承载力;当炭化深度在横纹层增加时,本文方法所得抗弯承

表 7 零强度层厚度推定值与计算值对比及高温下抗弯承载力对比

Tab.7 Comparison of extrapolated and calculated values of zero-strength layer thickness and the bending capacity at high temperature

试件编号	实测剩余截面厚度/mm	所需等效常温层截面厚度/mm	零强度层厚度推定值/mm	本文零强度层厚度计算值/mm	欧规零强度层厚度取值下抗弯承载力/(kN·m)	本文零强度层厚度取值下抗弯承载力/(kN·m)	高温下抗弯承载力试验值/(kN·m)
F3-10	43.5	29.4	14.1	10.2	2.9	2.7	2.0
F3-15	75.8	71.4	4.4	4.5	3	3	3.4
F3-20	77.6	72.5	5.1	5.5	3	3.8	4.0
F5-10	47.1	43.9	3.2	4.1	0.9	1.0	1.5
F5-15	48.2	46.0	2.2	4.7	0.9	1.0	2.2
F5-20	50.2	47.6	2.6	5.7	1.1	1.7	2.9

载力仍有所下降,但由于此时抗弯承载力只有常温下承载力的11%,此下降值相对于常温承载力十分有限,导致出现与采用欧规 EN1995-1-2^[5]方法所得曲线中相似的平台。

2)对于五层 CLT 楼板,当炭化深度在顺纹层增加时,两者情况相差不大;但当炭化深度达到横纹层后,本文方法所得抗弯承载力曲线有所下降,与 EN1995-1-2^[5]的平台情况不同.原因是五层 CLT 楼板横纹层层板厚度只有 21 mm,当楼板炭化至第一处(即第一顺纹层与第二横纹层交界处)胶缝时,40 mm 厚的高温分解层中已有 19 mm 厚的第三顺纹层.由于横纹层层板弹性模量远小于顺纹层层板(本文取为零),此时高温分解层等效的零强度层中将包含顺纹层部分,故抗弯承载力明显小于欧规取值下的结果.此外,随着炭化层在横纹层中继续增加,高温分解层中顺纹层所占比例越来越大,零强度层中顺纹层所占比例也越来越大,抗弯承载力也越来越低.以上表明,此情况下,相对于本文计算结果,由欧规 EN1995-1-2^[5]中恒定的 7 mm 厚的零强度层取值得到的抗弯承载力偏大,偏不安全。

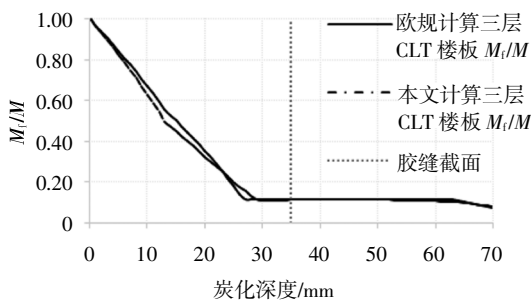


图 12 三层 CLT 楼板承载力-炭化深度曲线
Fig.12 Bending capacity - charring depth curve of three-layer CLT floor

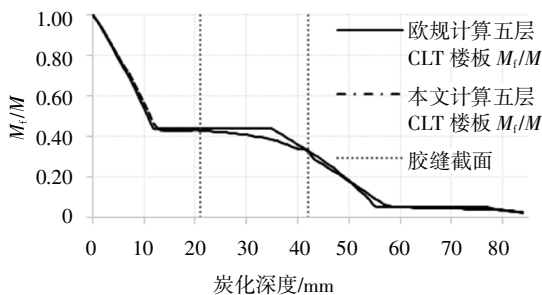


图 13 五层 CLT 楼板承载力-炭化深度曲线
Fig.13 Bending capacity - charring depth curve of five-layer CLT floor

2.6 高温下承载力计算结果的试验验证

以 Fragiaco^[23,24]的耐火极限试验为例,其试件

为五层 CLT 楼板,尺寸为 5 600×600×150 mm,层板厚度由下至上分别为 42、19、28、19 和 42 mm,抗弯强度为 41.79 MPa,顺纹抗弯弹性模量为 12 564 MPa.试件底部单面受火,简支在跨度为 5 m 的支座上.试验施加 10 kN/m² 的均布荷载,得到耐火极限为 99 min,平均炭化速率为 0.67 mm/min.本文以 99 min 作为已知条件,利用本文提出的零强度层厚度计算方法来计算高温下 CLT 楼板的承载力,与试验所施加的荷载进行对比,计算过程如下:

1)炭化层深度 $d_{\text{char},0}$:

$$d_{\text{char},0} = \beta_0 t = 0.67 \times 99 = 66.33 \text{ mm}$$

2)各层层板剩余厚度:

$$h_5 = 42 \text{ mm}, h_4 = 19 \text{ mm}, h_3 = 22.67 \text{ mm}$$

采用 2.3 节提出的计算零强度层厚度的方法计算出此时零强度层厚度 $d = 8.57 \text{ mm}$.

3)减去零强度层后各层层板剩余厚度:

$$h_5 = 42 \text{ mm}, h_4 = 19 \text{ mm}, h_3 = 14.10 \text{ mm}$$

4)高温下的抗弯承载力:

$$Z_5 = 11.83 \text{ mm}, Z_4 = 18.67 \text{ mm}, Z_3 = 35.22 \text{ mm}$$

$$EI_{\text{eff}} = (EI)_A + (EI)_B$$

$$= \sum_{i=1}^n E_i \cdot b_i \cdot \frac{h_i^3}{12} + \sum_{i=1}^n E_i \cdot A_i \cdot Z_i^2$$

$$= 2.24 \times 10^{11} \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

$$M_b \leq F_b' \frac{2EI_{\text{eff}}}{E_i h} = 19.88 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

$$= 19.88 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

5)本文理论计算值与试验值对比:

试验施加荷载为 10 kN/m² 的均布荷载,跨中弯矩为 18.75 kN·m,相对误差为 6.03%。

EN1995-1-2 计算值与试验值对比:

EN1995-1-2^[5]零强度层厚度取为 7 mm,剩余截面厚度为 $h_5 = 42 \text{ mm}$, $h_4 = 19 \text{ mm}$, $h_3 = 22.67 - 7 = 15.67 \text{ mm}$,计算出的理论承载力为 21.33 kN·m,相对误差为 13.76%。

从以上结果对比可以看出,本文零强度层取值相较于 EN1995-1-2^[5]更加接近试验真实承载力,表明本文计算方法具有更好的参考价值。

3 结论

1)楼板总厚度和持荷比都相同的情况下,五层 CLT 楼板比三层 CLT 楼板耐火极限更高。

2)欧洲规范 EN1995-1-2^[5]中恒定的零强度层厚度取值对 CLT 楼板不适用,原因是未考虑 CLT 楼板

交错层压的特性,零强度层厚度在顺、横纹层的取值有较大差异。

3)将忽略横纹层弹模的简化计算方法和剩余截面法相结合,得出一种适用于 CLT 楼板零强度层厚度取值的计算方法,计算结果与本文试验结果吻合较好。

4)当 CLT 楼板的炭化深度到达横、顺纹层的胶缝处时,零强度层厚度变化连续;而当炭化深度到达顺、横纹层的胶缝处时,零强度层厚度会发生急剧的突变。

5)本文零强度层厚度取值下的 CLT 楼板抗弯承载力,相较于欧规 EN1995-1-2^[5]中零强度层厚度取值下的抗弯承载力更合理,对于工程中的 CLT 楼板抗火设计具有更好的参考价值。

参考文献

- [1] 何敏娟,孙晓峰,李征. 正交胶合木结构在地震作用下的层间位移角研究[J]. 特种结构,2017(1):8-13.
HE M J, SUN S F, LI Z. Inter-story drifts research of the cross-laminated timber structure under seismic load [J]. Special Structures, 2017(1):8-13. (In Chinese)
- [2] 王志强,付红梅,罗欢,等. 速生杨木横向层正交胶合木滚动剪切性能 [J]. 南京工业大学学报(自然科学版),2016,38(5):116-120.
WANG Z Q, FU H M, LUO H, et al. Planar shear properties of fast-growing poplar in hybrid cross laminated lumber [J]. Journal of Nanjing Tech University (Natural Science Edition), 2016, 38(5): 116-120. (In Chinese)
- [3] 尹婷婷. CLT 板及 CLT 木结构体系的研究 [J]. 建筑施工,2015(6):758-760.
YI T T. Study on CLT board and CLT timber structure system [J]. Building Construction, 2015(6):758-760. (In Chinese)
- [4] GB/T 51226-2017 多高层木结构建筑技术标准[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2017:10.
GB/T 51226-2017 Technical standard for multi-story and high rise timber buildings [S]. Beijing:China Architecture and Building Press, 2017:10. (In Chinese)
- [5] EN 1995-1-2:2004, Eurocode5, Part 1-2:General - structural fire design [S]. Brussels:European Committee for Standardization, 2004:21-29.
- [6] SCHAFFER E L. Structural fire design:wood [R]. Research paper FPL450. Madison, WI:United States Department of Agriculture, 1984:8.
- [7] SCHAFFER E L, MARX C M, BENDER D A, et al. Strength validation and fire endurance of glued-laminated timber beams [R]. Research paper FPL467. Madison, WI:United States Department of Agriculture, 1986:8-10.
- [8] SCHMID J, KONIG J, KOHLER J. Fire-exposed cross-laminated timber - Modelling and tests [C]// 11th World Conference on Timber Engineering 2010. Trentino, Italy:Trees and Timber Institute, 2010:3268-2377.
- [9] SCHMID J, JUST A, KLIPPEL M, et al. The reduced cross-section method for evaluation of the fire resistance of timber members:discussion and determination of the zero-strength layer[J]. Fire Technology, 2015, 51(6SI):1285-1309.
- [10] SCHMID J, KLIPPEL M, JUST A, et al. Review and analysis of fire resistance tests of timber members in bending, tension and compression with respect to the Reduced Cross-Section Method[J]. Fire Safety Journal, 2014, 68:81-99.
- [11] SCHMID J, KONIG J, JUST A. The reduced cross-section method for the design of timber structures exposed to fire-background, limitations and new developments [J]. Structural Engineering International, 2012, 22(4):514-522.
- [12] SCHMID J, MENIS A, FRAGIACOMO M, et al. Behaviour of loaded cross-laminated timber wall elements in fire conditions [J]. Fire Technology, 2015, 51(6):1341-1370.
- [13] PRG-320-2018 Standard for performance-rated cross laminated timber [S]. Washington:The Engineered Wood Association, 2018:10-20.
- [14] ASTM D4761-13 Standard test methods for mechanical properties of lumber and wood-base structural material [S]. West Conshohocken, PA:ASTM International, 2013:2-7.
- [15] GB/T 50329-2012 木结构试验方法标准[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2012:15-21
GB/T 50329-2012 Standard for test methods of timber structures [S]. Beijing:China Architecture and Building Press, 2012:15-21. (In Chinese)
- [16] GB/T 9978.1-2008 建筑构件耐火试验方法[S]. 北京:中国标准出版社,2008:14.
GB/T 9978.1-2008 Fire-resistance tests-elements of building construction[S]. Beijing:Standards Press of China, 2008:14. (In Chinese)
- [17] EN 1995-1-1:2004, Eurocode5, Part 1-1:General - common rules and rules for buildings[S]. Brussels:European Committee for Standardization, 2004:76-80.
- [18] 龚迎春. 国产日本落叶松正交胶合木制备工艺及力学性能评价[D]. 北京:中国林业科学研究院,2017:96.
GONG Y C. Preparation process and mechanical properties of domestic Japanese larch cross-laminated timber[D]. Beijing:Chinese Academy of Forestry, 2017:96. (In Chinese)
- [19] KARACABEYLI E, DOUGLAS B. CLT handbook:cross-laminated timber (US edition) - Chapter 3:Structural design of cross-laminated timber elements [M]. Pointe -Claire:FPIInnovations and American Wood Council, 2013:8-14.
- [20] GB/T 26899-2011 结构用集成材[S]. 北京:中国标准出版社, 2011:10-15.
GB/T 26899-2011 Structural glued laminated timber[S]. Beijing:Standards Press of China, 2011:10-15. (In Chinese)
- [21] GB 50005-2003 木结构设计规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2003:147.
GB 50005-2003 Code for design of timber structures [S]. Beijing:China Architecture and Building Press, 2003:147. (In Chinese)
- [22] MENIS A, FRAGIACOMO M, CLEMENTE I. Fire resistance of unprotected cross-laminated timber floor panels:Parametric study and simplified design[J]. Fire Safety Journal, 2019, 107(7):104-113.
- [23] FRAGIACOMO M, MENIS A, CLEMENTE I, et al. Experimental and numerical behaviour of cross-laminated timber floors in fire conditions [C]// Pierre Quenneville. World Conference on Timber Engineering 2012 - Strength and Serviceability - Extreme Events. Auckland, New Zealand:WCTE 2012 Committee, 2012:36-44.
- [24] FRAGIACOMO M, MENIS A, CLEMENTE I, et al. Fire resistance of cross-laminated timber panels loaded out of plane [J]. Journal of Structural Engineering, 2013, 139(12):04013018-1-12.