

预应力陶粒混凝土与普通混凝土叠合梁受弯性能研究

肖自强, 诸成烽, 冯楚祥, 李鹏飞, 王建民*

(宁波大学 土木与环境工程学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 为了研究短龄期叠合浇筑间隔时间变化和预应力对叠合梁受弯力学性能的影响, 制作了4根陶粒混凝土与普通混凝土叠合梁, 进行三等分点受弯试验. 对正截面受弯承载力和开裂弯矩进行理论计算, 并与试验结果进行对比. 结果表明: 在同一荷载水平下, 预应力叠合梁裂缝宽度小于非预应力叠合梁; 浇筑间隔时间的变化对预应力叠合梁承载能力的影响不明显; 最大裂缝宽度和平均裂缝宽度随着浇筑间隔时间的延长而增大; 施加预应力能有效抑制裂缝的生成和发展; 陶粒混凝土与普通混凝土叠合梁跨中的混凝土应变沿截面高度基本呈线性变化, 平截面假定依然成立; 随着荷载增加, 预应力叠合梁刚度退化随浇筑间隔时间延长而加快.

关键词: T形叠合梁; 受弯试验; 陶粒混凝土; 后张预应力

中图分类号: TU378.2

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132(2022)03-0025-07

混凝土结构的传统现浇施工工艺在提供便利的同时也出现施工周期长、材料浪费等诸多弊端, 建筑施工技术的升级转型是大势所趋^[1]. 预应力的应用使得混凝土材料能够广泛应用于大跨度、高层和复杂的结构中. 使用预应力混凝土结构既可以发挥高强度钢筋的作用, 又可以利用高性能混凝土的强度, 因此预应力混凝土结构得到了广泛应用^[2]. 建筑装配工业化具有耗能少、污染小、劳动力需求低、生产效率高以及质量高等优点^[3]. 为提高结构的整体性, 装配式混凝土结构中经常采用叠合梁构件, 用于框架梁和楼面梁板等^[4]. 混凝土叠合构件由预制构件与后浇混凝土部分组成, 综合了预制构件和现浇构件的优点. 与混凝土现浇结构相比, 叠合结构节省了脚手架和模板、缩短了施工周期、降低了综合成本^[5-7].

为满足大跨度、高层以及复杂结构的需要, 在预制构件中施加预应力已很普遍. 预应力叠合构件可把2种具有一定性能差异的混凝土材料有机结合, 充分发挥2种材料各自优势, 从而提高结构的综合性能. 因此, 国内外学者对异性材料叠合梁进

行了大量研究. Li等^[8]研究表明, 预应力和超高性能混凝土叠高度的增加可以抑制裂纹的形成和扩展, 组合梁具有良好的整体性, 结合面没有出现滑移和裂纹. 刘安庆等^[9]研究表明, 配筋率的提高比叠合高度的改变对陶粒混凝土叠合梁的开裂弯矩影响更大, 各叠合梁的荷载应变曲线与理论假设吻合. 汪一鸣等^[10]以配筋率和叠合浇筑间隔时间为变量, 研究陶粒混凝土叠合梁的抗剪性能; 结果表明, 配箍率增大, 跨中挠度和最大斜裂缝宽度减小, 极限承载力增大, 且叠合梁整体性能良好, 适当延长叠合浇筑间隔时间, 能够提高叠合梁抗剪性能. Harbi等^[11]将不同混凝土强度叠合的预应力混凝土组合梁置于高温火焰中, 结果表明, 翼缘混凝土强度的增加对极限承载力的影响略有提高. Li等^[12]提出一种新型钢纤维高强混凝土叠合梁, 以钢纤维混凝土截面高度、配筋率和混凝土强度等为影响因素, 研究其抗裂性能. Fang等^[13]研究了用普通混凝土与轻质混凝土组合T梁的抗剪性能, 根据试验结果提出了更准确的预测T形组合梁界面的剪切传递强度公式. 李旺旺^[14]通过活性粉煤灰混凝土与

收稿日期: 2021-06-10.

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

基金项目: 国家自然科学基金(51878360); 宁波市自然科学基金(202003N4136).

第一作者: 肖自强(1997-), 男, 江西赣州人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 混凝土结构. E-mail: 1355512087@qq.com

*通信作者: 王建民(1974-), 男, 山西运城人, 博士/副教授, 主要研究方向: 结构抗震和防灾减灾. E-mail: wangjianmin@nbu.edu.cn

普通混凝土预应力叠合构件的抗弯性能试验, 得出了预应力增大开裂荷载和抗弯刚度增大的结果. 王秀格等^[15]通过预应力叠合梁受弯试验, 探讨了二次受力对叠合梁结合面、裂缝和挠度的影响; 研究表明, 叠合梁裂缝的产生和分布主要由叠合构件预制高度与叠合后构件高度之比、叠合构件自重和施工荷载产生的弯矩与正常使用阶段外力产生的弯矩之比及预应力大小决定. Xue 等^[16]通过循环荷载和单调荷载试验发现改进的复合混凝土 T 型梁发生弯曲破坏时其整体性良好; 改进的组合 T 梁与对照梁的滞回曲线相似. 目前相关研究主要以配筋率、预应力、叠合高度和混凝土等级为影响因素探讨异性材料叠合梁的力学性能, 而叠合浇筑间隔时间对轻骨料混凝土叠合梁的影响研究鲜见报道.

本文制作 1 根无预应力陶粒混凝土叠合梁和 3 根预应力陶粒混凝土叠合梁用以研究短龄期叠合浇筑间隔时间变化和预应力对叠合梁受弯力学性能的影响, 并将理论计算结果与实验结果进行对比, 旨在为预应力陶粒混凝土叠合梁在实际工程中的应用提供参考.

1 试验概况

1.1 材料及配合比

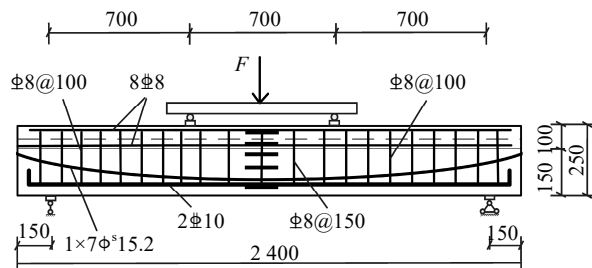
水泥采用积山牌 P·O42.5 普通硅酸盐水泥; 陶粒采用宁波平海建材有限公司生产的椭圆形淤泥陶粒, 筒压强度为 6 MPa, 堆积密度为 $795 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 表观密度为 $1538 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 陶粒 24 h 吸水率为 4.60%; 试验用砂为中砂; 用水为自来水; 粉煤灰采用 II 级粉煤灰; 采用镀铜高强度钢纤维直径 0.22 mm, 长度 13 mm, 长径比 60, 抗拉强度大于 550 MPa; 超高性能合成纤维采用宁波时科新材料科技有限公司生产的纤维, 直径 0.13 mm. 此外, 还采用了减水剂及露骨料水洗剂等其他外加剂. 混凝土配合比及 28 d 抗压强度见表 1.

表 1 混凝土配合比 $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$

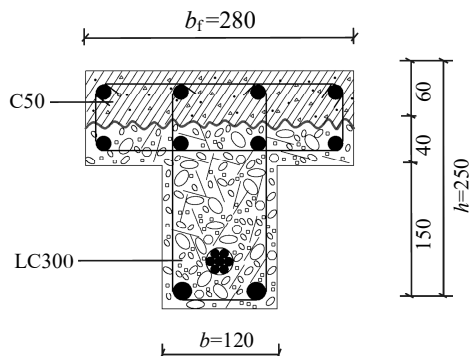
组别	水	水泥	砂	粗骨料	机制砂	粉煤灰	减水剂
LC30	170	470	467	642	—	80	0.004 7
C50	160	475	312	1 083	246	20	—
组别	矿粉/膨胀剂/外加剂	钢纤维/高强纤维		28 d 抗压强度/MPa			
LC30	—	1.5/3		30.5			
C50	36/36/12.65	—		53.8			

1.2 试件的制作及加载

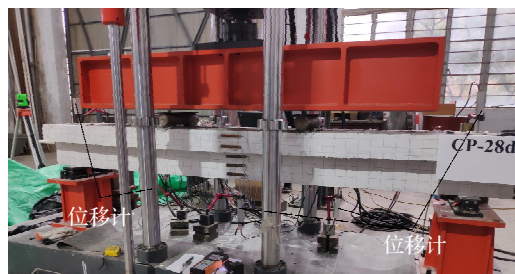
本试验共制作了 4 根 T 形普通混凝土与陶粒混凝土叠合梁, 其中 1 根为无预应力叠合梁, 3 根为后张预应力叠合梁. 叠合梁的几何尺寸及配筋参数如图 1 所示.



(a) 加载示意图



(b) 跨中截面



(c) 试验梁及加载

图 1 叠浇梁参数及加载方案

先按设计要求绑扎叠浇梁钢筋笼骨架, 在钢筋上贴应变片. 首先浇筑底部陶粒混凝土部分, 浇筑结束后在结合面喷洒露骨料水洗剂, 24 h 后用高压水枪冲洗结合面; 待达到规定时间, 再浇筑上部普通混凝土; 自然条件下养护 7 d, 进行预应力张拉与孔道灌浆, 张拉预应力控制为 70 kN; 最后自然养护 28 d. 试验梁分组参数见表 2.

试验梁达到 28 d 标准龄期后, 按图 1(c)所示采用三等分点进行受弯加载试验, 通过分配梁将荷载对称分配到梁的 2 个三分点处, 中间为纯弯曲区段. 试验加载仪器为杭州邦威机电控制工程有限

公司生产的结构疲劳试验系统(PWS-250), 试验开始前先预加载, 如无异常卸载到 0 kN 再开始正式加载. 试验加载采用分级加载, 在达到使用状态试验荷载值(F_s)前, 每级加载值不超过 $0.10F_s$, 接近开裂荷载时, 每级加载值不超过 $0.05F_s$. 开裂后每级加载控制为 10 kN, 无预应力叠合梁到 80 kN 后改用速度 $2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 控制加载, 直至梁被破坏; 后张预应力叠合梁到 120 kN 后, 改用速度 $2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 加载, 直至梁被破坏.

表 2 试件分组及试验参数

试件编号	叠合浇筑间隔时间/d	预应力/kN	配筋率/%
TB-2d	2	—	0.57
CP-2d	2	70	1.08
CP-14d	14	70	1.08
CP-28d	28	70	1.08

2 试验结果及分析

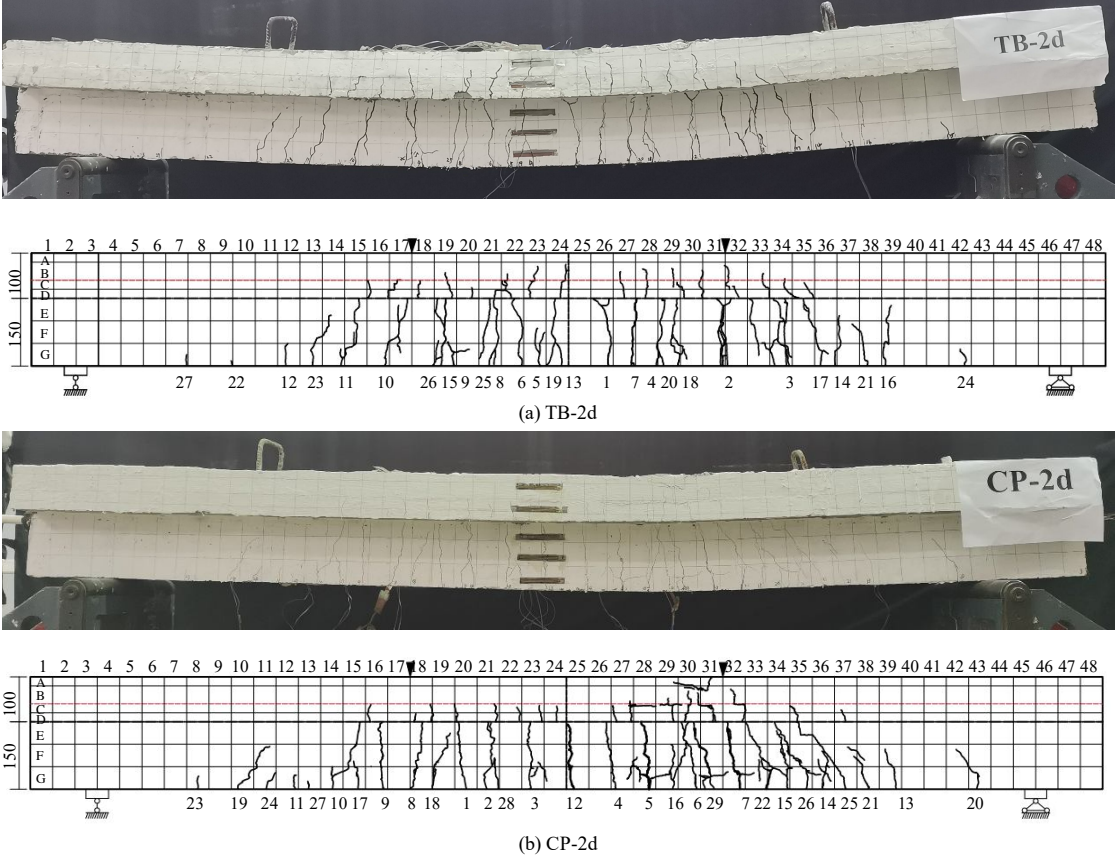
2.1 试验现象及破坏过程

各叠合梁加载变形及破坏过程基本相似, 均表现为典型的适筋梁受弯破坏. 当试验荷载小于开裂弯矩时, 叠合梁处于弹性工作阶段; 达到开裂

弯矩后, 梁中间纯弯曲段底部首先出现竖直裂缝, 钢筋应变开始明显增大; 随着荷载增大, 叠合梁处于带裂缝工作阶段, 受压区混凝土压应变随之加大; 裂缝发展至浇筑结合面位置出现短暂的停滞, 部分主要裂缝穿过浇筑结合面继续向上发展, 而部分裂缝则未继续发展; 随着荷载继续增加, 受拉钢筋屈服, 顶部普通混凝土受压应变显著增大, 最后叠合梁达到极限荷载而破坏. 各叠合梁破坏裂缝分布如图 2 所示.

与预应力叠合梁相比, 无预应力叠合梁 TB-2d 的裂缝出现较早, 且裂缝发展速度较快; 翼缘部分有较多裂缝穿过浇筑结合面向上发展. 而预应力叠合梁翼缘上裂缝穿过结合面的较少, 主要集中在加载点附近, 剪跨区翼缘裂缝基本没有穿过浇筑结合面.

由表 3 可知, 裂缝数量、最大裂缝宽度和平均裂缝宽度变化趋势相同, 均随着荷载的增大而增加; 相同荷载水平下, TB-2d 最大裂缝宽度和平均裂缝宽度均大于预应力叠合梁; 随着浇筑间隔时间的延长, 在同一荷载水平下, 平均裂缝宽度随浇筑间隔时间增加而略有增加, 最大裂缝宽度也有相似



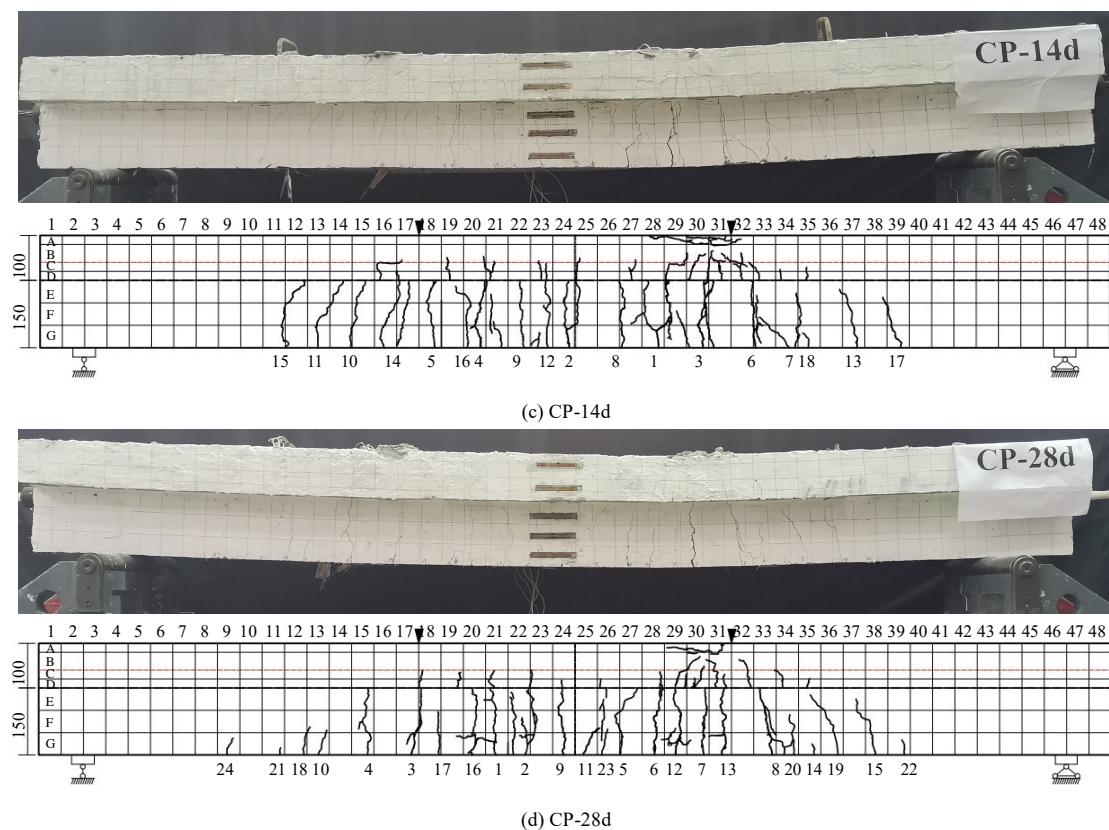


图2 各叠合梁破坏裂缝分布

的变化规律. CP-14d 和 CP-28d 在 100 kN 荷载下, 平均裂缝宽度分别比 CP-2d 大 12.42% 和 18.01%.

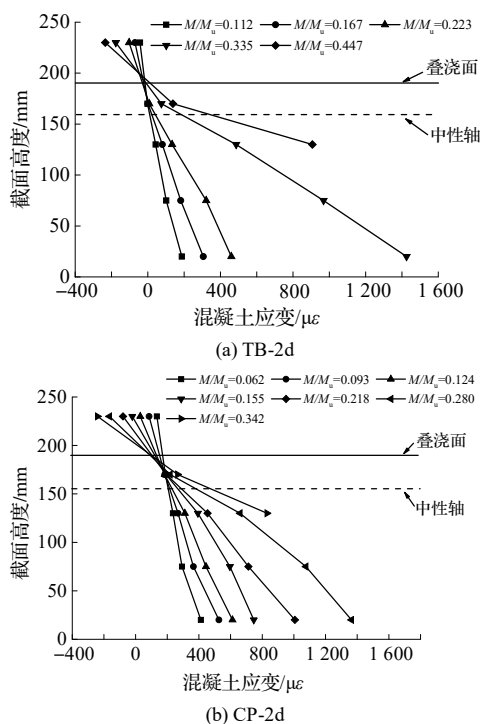
表3 叠合梁最大裂缝宽度与平均裂缝宽度

编号	M/M_u	裂缝数量/条	$\omega_{\max}/\text{mm}$	ω_m/mm	$\omega_{\max}/\omega_m$
TB-2d	0.223	1	0.01	0.010	1.00
	0.447	14	0.02	0.013	1.54
	0.670	19	0.21	0.114	1.84
	0.893	27	1.05	0.633	1.65
CP-2d	0.155	1	0.01	0.010	1.00
	0.342	17	0.03	0.021	1.43
	0.529	24	0.12	0.071	1.69
	0.622	29	0.23	0.161	2.05
CP-14d	0.161	2	0.01	0.010	1.00
	0.354	14	0.07	0.033	2.12
	0.548	18	0.20	0.111	1.80
	0.644	23	0.25	0.181	1.38
CP-28d	0.163	1	0.01	0.010	1.00
	0.359	16	0.05	0.029	1.72
	0.555	23	0.20	0.119	1.68
	0.653	24	0.26	0.190	1.37

注: M_u 为极限弯矩试验值; $\omega_{\max}$ 为最大裂缝宽度; ω_m 为平均裂缝宽度.

2.2 跨中正截面应变分布

各叠合试验梁沿跨中正截面高度布置混凝土应变片, 测量混凝土沿截面高度的应变变化(图 3).



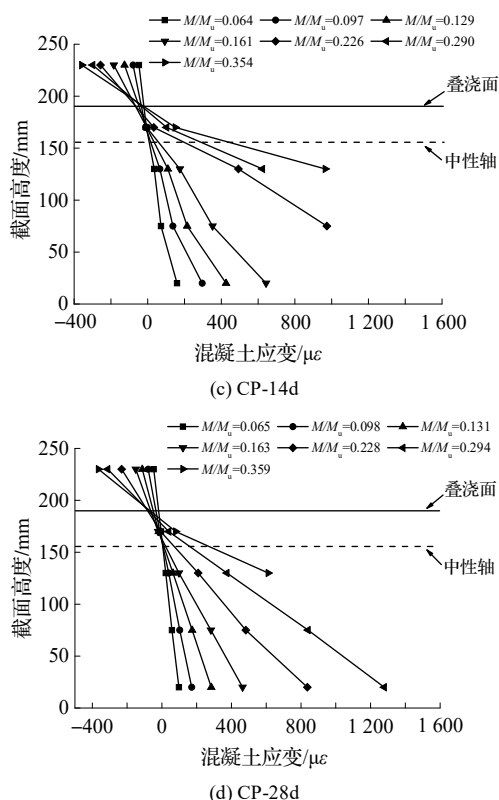
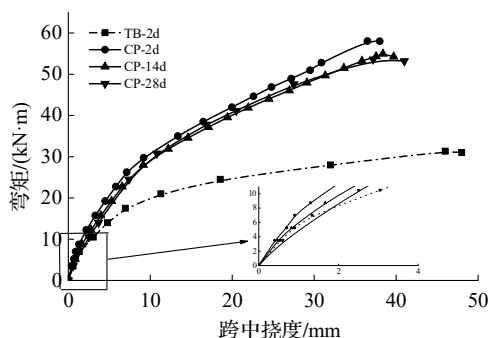


图3 各叠合梁跨中截面混凝土应变

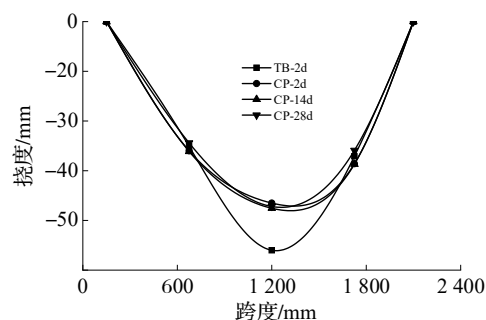
由图3可见,叠合梁受叠浇间隔时间与预应力因素影响,跨中正截面应变沿截面高度变化及发展存在一定差异。开裂荷载前跨中混凝土应变基本呈线性分布与发展,且开裂前中性轴位置保持不变;开裂后随着荷载增加,中性轴位置逐渐上升,梁底部应变不再保持为平截面。

2.3 跨中弯矩—挠度曲线

4根试验梁的跨中弯矩—挠度曲线如图4所示。从图4可见,当弯矩小于开裂荷载弯矩(M_{cr})时,各叠合梁曲线无明显差异。当弯矩达到开裂弯矩后,相比于CP-2d和TB-2d刚度明显降低,跨中挠度明显增加。这是由于叠合梁TB-2d配筋率较低,开裂后叠合梁延性较好。预应力叠合梁初始刚度随叠合浇筑间隔时间的延长而降低。随着荷载逐渐增加,CP-2d荷载—跨中挠度曲线明显偏离,CP-14d与CP-28d曲线趋势基本一致,表明随着施加荷载逐步增大,叠合梁CP-2d刚度退化比CP-14d和CP-28d略微偏小。由图4(b)可见,1/4跨与跨中挠度呈“低—高—低”变化趋势;在1/4跨长处,TB-2d与预应力叠合梁挠度相差不大,但跨中挠度相差较大。各叠合梁最终破坏弯矩见表4。



(a) 弯矩—跨中挠度曲线



(b) 极限荷载下挠度曲线

图4 弯矩—挠度曲线

表4 试验结果对比

试件 编号	$M_{cr}/$ (kN·m)	$M_{cr1}/$ (kN·m)	$M_{cr}/$ M_{cr1}	$M_u'/$ (kN·m)	$M_{u1}/$ (kN·m)	$M_u'/$ M_{u1}
TB-2d	7.00	6.99	1.00	31.35	27.64	1.13
CP-2d	8.75	7.42	1.18	58.04	53.94	1.08
CP-14d	8.75	7.42	1.18	54.31	53.94	1.01
CP-28d	8.75	7.42	1.18	53.63	53.94	0.99

注: M_{cr1} 为开裂弯矩计算值; M_{u1} 为极限弯矩计算值。

2.4 理论计算

叠合梁正截面受弯承载力参照《混凝土结构设计规范》,按整浇T梁方法计算(图5)。根据截面水平力和力矩平衡,建立如下方程:

$$M_{u1} \leq (f_y A_s + f_{py} A_p)(h_0 - x/2) + f_y' A_s'(h_1 - a_s' - x/2),$$

混凝土受压区高度计算公式为:

$$\alpha_1 f_c b_f x = f_y A_s + f_y' A_s' + f_{py} A_p,$$

式中: α_1 为系数,取 1.0; f_c 为混凝土轴心抗压强度实测值; f_y 和 f_y' 分别为腹板和翼缘纵向钢筋抗拉强度设计值; f_{py} 为预应力筋抗拉强度设计值; A_s 和 A_s' 分别为腹板和翼缘受拉纵向钢筋截面面积; A_p 为预应力筋截面面积; b_f 为翼缘计算宽度; x 为受压区高度; h_0 为截面有效高度; h_1 为翼缘高度; a_s' 为翼缘受拉区钢筋合力点至边缘距离。

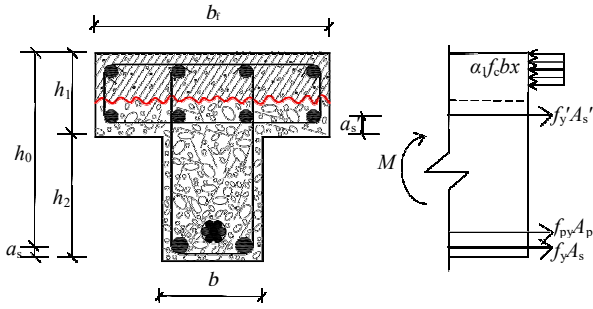


图5 极限弯矩计算简图

参考文献[17], 开裂弯矩根据截面应力分析法计算(图6).

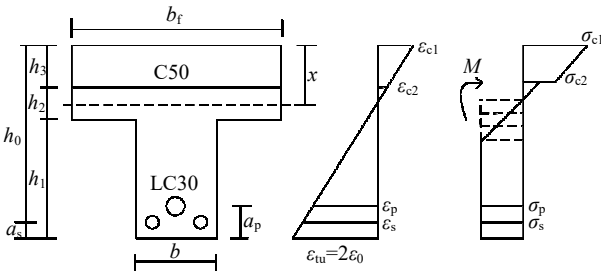


图6 开裂弯矩计算简图

假定混凝土的最大拉应变(\$\varepsilon_{tu}\$)达到2倍的受拉峰值应变(\$\varepsilon_{t0}\$)时截面开裂^[18], 由于钢筋与混凝土具有相互黏结作用, 近似认为\$\varepsilon_s = \varepsilon_{tu}\$, 根据材料应力—应变关系, 可得如下方程:

$$f_t = E_{LC} \varepsilon_{t0} = 0.5 E_{LC} \varepsilon_{tu}, \quad \sigma_c = E_c \varepsilon_c, \quad \sigma_s = E_s \varepsilon_s.$$

利用构件纵向平衡条件\$\sum X = 0\$, 可得受压区高度(\$x_{cr}\$):

$$f_t h_1 b + f_t (h_2 + h_3 - x) b_f + \sigma_p A_p + \sigma_s A_s = \frac{1}{2} \varepsilon_{c2} E_{LC} (x - h_3) b_f + \frac{1}{2} (\varepsilon_{c1} E_c + \varepsilon_{c2} E_c) h_3 b_f,$$

由构件的力矩平衡条件\$\sum M = 0\$, 可得:

$$M_{cr1} \leq f_t (h_2 + h_3 - x) b_f \left(\frac{h_2 + h_3 - x}{2} \right) + f_t h_1 b \left(h - x - \frac{1}{2} h_1 \right) + \sigma_p A_p (h - x - a_p) + \sigma_s A_s (h - x - a_s) + \frac{1}{2} \sigma_{c2} (x - h_3) b_f \frac{2}{3} (x - h_3) + \sigma_{c2} h_3 b_f \left(x - \frac{h_3}{2} \right) + \frac{1}{2} (\sigma_{c1} - \sigma_{c2}) h_3 b_f \left(x - \frac{h_3}{3} \right),$$

式中:\$f_t\$为陶粒混凝土抗拉强度;\$E_{LC}\$、\$E_c\$、\$E_s\$分别为陶粒混凝土、普通混凝土、钢筋的弹性模量;\$\varepsilon_c\$为混凝土应变;\$\varepsilon_s\$为受拉纵筋应变;\$f_t\$为陶粒混凝土抗拉强度;\$\sigma_c\$为混凝土受压应力;\$\sigma_s\$为钢筋受拉应力;\$a_p\$为预应力筋合力点至边缘距离;\$\sigma_p\$为预应力

筋受拉应力;\$\sigma_{c1}\$、\$\varepsilon_{c1}\$为混凝土上表面应力、应变;\$a_s\$为腹板纵筋合力点至边缘距离;\$\sigma_{c2}\$、\$\varepsilon_{c2}\$为结合面处应力、应变;\$h_1\$、\$h_2\$、\$h_3\$为高度(图6).

由表4可知, 叠合梁受弯承载能力和开裂弯矩计算值与试验值吻合良好, 比值在0.99~1.18之间. 试验结果表明, 规范中预应力梁的正截面承载能力的计算公式对陶粒混凝土与普通混凝土预应力叠合梁仍然适用; 由应力—应变关系推导的开裂弯矩公式应用在预应力陶粒混凝土叠合梁可行.

3 结论

(1)考虑短期浇筑间隔时间的变化及预应力的施加, 试验所设计的陶粒混凝土与普通混凝土叠合梁均发生典型的受弯适筋梁破坏, 浇筑结合面未发生明显剪切滑移及破坏; 试验加载过程中, 裂缝发展到浇筑结合面处出现短暂停滞再发展现象, 施加预应力能有效提高构件的抗裂性, 抑制裂缝的生成与发展.

(2)浇筑间隔时间对叠合梁极限承载力影响不明显; 荷载达到开裂弯矩前, 无预应力叠合梁初始刚度与同条件下预应力叠合梁初始刚度相差不大, 预应力叠合梁初始刚度随着浇筑间隔时间延长而减小; 达到开裂弯矩后, 无预应力叠合梁刚度降低较快, 预应力叠合梁刚度退化随着浇筑时间延长略有加快.

(3)与预应力叠合梁相比, 无预应力叠合梁的裂缝出现较早, 且裂缝发展速度较快; 翼缘部分有较多裂缝穿过浇筑结合面向上发展. 而预应力叠合梁翼缘上裂缝穿过结合面的较少, 主要集中在加载点附近, 剪跨区翼缘裂缝基本没有穿过浇筑结合面.

(4)在试验加载过程中, 各叠合梁跨中正截面混凝土应变与荷载基本成正比, 说明平截面的假定对施加预应力的陶粒混凝土与普通混凝土的叠合梁同样成立. 通过应力—应变关系推导得出的开裂弯矩公式适用于预应力陶粒混凝土叠合梁; 预应力陶粒混凝土叠合梁的正截面承载力仍可以按规范计算.

参考文献:

- [1] 杨宜. 装配混凝土结构重点分项工程及部位与传统施工效率质量对比分析[J]. 建筑结构, 2020, 50(S2):489-498.

- [2] 李瑞鸽. 全预应力混凝土梁动力性能研究及有效预应力识别[D]. 武汉: 华中科技大学, 2009.
- [3] 李儒光, 肖洪吉, 卢雪松, 等. 装配式建筑发展及提升策略[J]. 黄冈师范学院学报, 2020, 40(6):56-61.
- [4] 王俊, 田春雨, 颜锋, 等. 拼接混凝土叠合梁受弯性能试验研究[J]. 建筑科学, 2015, 31(11):57-61.
- [5] 柳旭东, 王东辉, 刘帅, 等. 新型带肋预应力混凝土叠合板试验研究[J]. 工业建筑, 2016, 46(5):98-101.
- [6] 李杰, 黄鹏飞, 陈以一, 等. 无支撑钢筋桁架混凝土叠合板受力性能试验研究[J]. 结构工程师, 2013, 29(4):132-139.
- [7] Akmaluddin, Murtiadi S. Hybrid precast concrete column and sandwich concrete beam under static loading[J]. Procedia Engineering, 2013, 54:286-298.
- [8] Li W W, Ji W Y, An M Z, et al. Flexural performance of composite prestressed UHPC-NC T-girders[J]. Journal of Bridge Engineering, 2020, 25(9):04020064.
- [9] 刘安庆. 纤维陶粒混凝土叠合构件黏结性能试验研究[D]. 宁波: 宁波大学, 2017.
- [10] 汪一鸣, 王建民, 刘安庆, 等. 异性混凝土叠浇梁抗剪性能试验研究[J]. 建筑结构, 2019, 49(17):98-102; 141.
- [11] Harbi N A, Izzet A F. Performance of post-fire composite prestressed concrete beam topped with reinforced concrete flange[J]. Civil Engineering Journal, 2018, 4(7):1595-1609.
- [12] Li C Y, Ding X X, Zhao S B, et al. Cracking resistance of reinforced SFRFLC superposed beams with partial ordinary concrete in compression zone[J]. The Open Civil Engineering Journal, 2016, 10(1):727-737.
- [13] Fang Z C, Jiang H B, Liu A R, et al. Horizontal shear behaviors of normal weight and lightweight concrete composite T-beams[J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2018, 12(1):1-21.
- [14] 李旺旺. 预应力 RPC-NC 叠合梁抗弯性能研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2018.
- [15] 王秀格, 乔兰, 尚自端. 预应力叠合梁受弯性能的试验研究[J]. 辽宁工程技术大学学报(自然科学版), 2008, 27(1):69-72.
- [16] Xue W C, Hu X, Yang Y J. Full-scale tests on composite concrete T-beams subjected to cyclic and monotonic loading[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings, 2019, 172(9):671-684.
- [17] 张欢欢. 钢纤维高强陶粒混凝土梁抗弯性能试验研究[D]. 泉州: 华侨大学, 2015.
- [18] 丁大钧. 钢筋混凝土构件抗裂度裂缝和刚度[M]. 南京: 南京工学院出版社, 1986.

Flexural performance of prestressed ceramsite concrete and normal concrete composite beams

XIAO Ziqiang, ZHU Chengfeng, FENG Chuxiang, LI Pengfei, WANG Jianmin*
(School of Civil and Environmental Engineering, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: In order to study the influence of the short-term aged casting interval time change and the prestress on the flexural mechanical properties of the composite beams, four composite beams of ceramsite concrete and normal concrete were designed for three equal point bending test analysis. The theoretical calculation of the flexural capacity and the cracking moment of the normal section were conducted, and the comparison and analysis with the test results were carried out. The test results showed that, at the same load level, the crack width of the prestressed composite beam is smaller than that of the non-prestressed composite beam. The change of the casting interval time has no obvious influence on the load-bearing capacity of the prestressed composite beam. The maximum crack width and average crack width increase with the casting interval time. Applying prestress can effectively restrain the formation and development of cracks. The mid-span concrete strain of the ceramsite concrete and normal concrete composite beam varies linearly along the section height, and the plain section assumption is still valid. As the load increases, the stiffness degradation of the pre-stressed composite beam increases with the prolonging of the casting interval.

Key words: composite T-girder; bending test; ceramsite concrete; post-tensioned prestressed

(责任编辑 史小丽)