

陶粒混凝土复合叠浇试件黏结滑移性能研究

桑琴扬, 刘安庆, 汪一鸣, 王建民*

(宁波大学 建筑工程与环境学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 装配式混凝土结构中, 使用陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇试件能有效减轻结构自重。影响叠浇构件整体工作性能的关键因素是陶粒混凝土与普通混凝土叠浇结合面的黏结性能。考虑叠合试件叠浇面的处理方式和叠浇间隔时间, 对陶粒混凝土与普通混凝土在叠浇面处的黏结滑移进行试验分析, 结合混凝土黏结机理, 拟合出陶粒混凝土与普通混凝土短龄期复合叠浇试件的黏结抗剪强度与叠浇间隔时间和黏结面处理方式的关系式。建立有限元模型, 采用接触单元及库伦摩擦模型, 对叠浇试件的黏结滑移进行模拟验证。结果表明: 随着叠浇间隔时间的增加, 叠合面处黏结强度逐渐降低, 当叠浇间隔时间超过 2 d 后, 黏结强度逐渐趋于稳定; 使用露骨料水洗剂对界面进行处理比凿毛法更能有效提升黏结强度; 有限元模拟分析与试验结果相吻合。

关键词: 叠浇试件; 陶粒混凝土; 黏结滑移; 有限元模拟

中图分类号: TU502

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2018) 05-0056-07

陶粒混凝土具有较高的强重比(强度/容重)、保温性能良好、绿色环保等优良特性, 在土木工程中得到广泛运用。陶粒混凝土高强轻质的特点表现为陶粒集料的表观密度小、表面孔隙粗糙等, 从而降低了混凝土的容重。相比同强度等级的普通密度混凝土自重下降 25%~30%^[1], 适用于对材料性能有较高要求的大跨度桥梁、高层建筑等工程结构。陶粒骨料主要采用淤泥、工业废渣和黏土烧制等方式生产, 不仅拓宽了原材料来源, 而且可将生活和工业废料变废为宝, 有利于对环境的保护。

陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇作为一种新型混凝土叠浇方式, 对其力学性能研究较少。2007 年由 Iskhakov 等^[2]首次提出拉压区异强混凝土梁叠浇概念。近年来, 周威和郑文忠^[3-4]将截面受压区高度作为影响因素, 并通过设置配筋梯度的方式对叠浇梁抗弯性能进行了研究。张冰杰^[5]、杨丽丹^[6]通过对受拉区浇筑再生混凝土, 受压区浇筑高强混凝土的叠浇梁进行试验, 研究了用再生混凝土代替普通混凝土对叠浇梁整体受弯性能和抗剪性能的影响, 其研究重点是叠浇梁整体力学性

能, 没有对异强混凝土叠浇面上混凝土之间的黏结性能进行深入研究。叠浇构件在受外荷载时协同工作的关键在于叠浇面上混凝土的黏结性能, 这是研究叠浇试件整体受力性能的关键。

本文对陶粒混凝土与普通混凝土短龄期复合叠浇试件的叠浇面黏结性能进行试验研究, 借鉴新老普通混凝土叠浇试验方式, 进行试验和有限元模拟, 分析陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇试件叠浇面上的黏结与滑移的影响因素, 并探讨了黏结机理。

1 试验

1.1 试验方案

试验主要考虑陶粒混凝土和普通混凝土的叠浇间隔时间和叠浇面不同处理方式对黏结面抗剪性能的影响。两种混凝土叠浇其叠浇面抗剪性能研究采用 Z 形试件剪切试验进行, Z 形抗剪试件尺寸如图 1 所示。试验配制强度为 LC30 陶粒混凝土和 C40 普通混凝土, 共制作 9 组 Z 形试件和同批次搅拌浇筑的纯陶粒混凝土与普通混凝土立方体试

收稿日期: 2017-11-12.

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

基金项目: 浙江省自然科学基金 (LY18E080008) .

第一作者: 桑琴扬 (1991—), 男, 江西上饶人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 防灾减灾工程及防护工程. E-mail: 348130339@qq.com

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

件各3个,Z形试件进行陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇抗剪强度试验,立方体试件进行2种混凝土抗压强度试验。

(1)对叠浇间隔时间变量中时间点的选取。首先考虑实际工程中现场混凝土叠浇情况,在先浇混凝土终凝后短时间内进行复合叠浇,根据终凝时间不得迟于10h的要求^[7],设置10h作为一个间隔时间点;其次考虑对预制构件叠浇面的处理时间,先浇陶粒混凝土在浇筑完成终凝后的1~2个工作日进行后浇处理,所以设置24h和48h作为两个间隔时间点;最后考虑有些预制构件从工厂运输到施工现场,以及混凝土结构中的某些部位对混凝土强度要求较高,需要先浇筑的混凝土预制构件具有足够强度后方可进行运输或后浇施工,因此设置一个时间间隔为14d。为此,本试验浇筑间隔时间确定为10、24、48h和14d^[8]。

(2)对叠浇试件叠浇面的处理。考虑到与新老混凝土试验的差异性,本试验采用混凝土露骨料水洗剂处理法和直接人工凿毛法(凿毛4.0mm)。采用液压万能试验机对Z形复合叠浇试件进行加载试验,试验加载装置如图2所示。

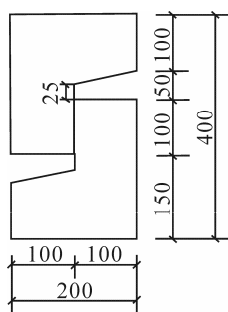


图1 Z形抗剪试件(单位:mm) 图2 试验加载装置



通过加载试验测得Z形整浇试件J-0h;叠浇面凿毛试件ZJ-10h、ZJ-24h、ZJ-48h、ZJ-14d;叠浇面采用露骨料水洗剂处理试件ZL-10h、ZL-24h、ZL-48h、ZL-14d的直剪强度,详见表1。

表1 Z形试件直剪强度

叠浇间隔时间	凿毛处理强度/MPa	露骨料水洗剂强度/MPa
0 h	5.63	5.63
10 h	4.62	4.81
24 h	4.37	4.50
48 h	3.88	4.01
14 d	2.88	3.14

1.2 试件结果分析

由表1可知,随着叠浇间隔时间的延长,两种界面处理方式的复合叠浇Z形试件的直剪强度逐渐降低。在叠浇间隔时间为0~48h范围内,陶粒混凝土与普通混凝土黏结抗剪强度随叠浇间隔时间的延长明显降低。其中叠浇间隔时间为48h的2种不同叠浇面处理方式的黏结抗剪强度的降低分别为68.9%和71.2%左右。叠浇间隔时间为48h后,随叠浇间隔时间的延长,黏结抗剪强度降低逐渐趋于平缓(图3)。叠浇间隔时间为14d的抗剪强度分别为整体浇筑的51.2%和55.8%。

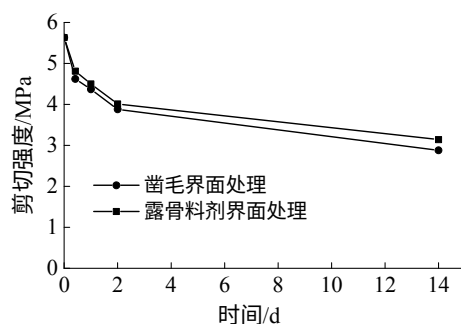


图3 复合叠浇试件黏结抗剪强度随时间变化关系

通过对试验数据进行拟合分析,给出叠浇试件的黏结面抗剪强度随叠浇间隔时间及叠浇面处理方式的拟合关系式为:

$$\tau_t = (1 - kt^n) \tau_0, \quad (1)$$

式中: τ_t 为叠浇间隔时间 t 时陶粒混凝土与普通混凝土界面黏结抗剪强度, MPa; τ_0 为同时浇筑时陶粒混凝土与普通混凝土界面黏结抗剪强度, MPa; t 为叠浇间隔时间, d; k 为常数(与界面处理方式有关); n 为小于1的指数。式(1)中相关拟合系数见表2。

表2 式(1)拟合相关系数

界面处理方式	k	n	相关系数
人工凿毛法	0.228	0.289	0.993
露骨料界面剂	0.205	0.295	0.981

利用式(1)对2种不同界面处理方式的试验结果进行曲线拟合。其中,对人工凿毛法的界面处理的拟合结果为:

$$\tau_t = 5.63(1 - 0.228t^{0.289}), \quad (2)$$

对露骨料界面剂处理的拟合结果为:

$$\tau_t = 5.63(1 - 0.205t^{0.295}). \quad (3)$$

从式(2)和式(3)可知,拟合公式与试验结果相

关性较好. 在相同叠浇间隔时间前提下, 露骨料界面剂处理的黏结面其抗剪强度略高于人工凿毛处理的黏结面抗剪强度.

2 有限元模拟分析

2.1 混凝土材料模型

使用 ANSYS 有限元软件进行相关模拟分析. 考虑到 Z 形混凝土试件滑移与破坏为高度非线性计算, 普通混凝土和陶粒混凝土的应力—应变关系分别采用《混凝土结构设计规范》^[9]所提出的本构模型和欧洲国际委员会提出的 CEP/FIP 本构模型^[10]. 在 ANSYS 有限元软件中采用多线性等向强化模型输入普通混凝土和陶粒混凝土的应力—应变关系时, 为保证曲线斜率的非负性, 将下降段的应力值等效为极限应力值 σ_0 , 对其下降段进行如下改进:

$$\sigma = \begin{cases} [2\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} - (\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0})^2]\sigma_0, & \varepsilon \leq \varepsilon_0, \\ \sigma_0, & \varepsilon_0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{cu}, \end{cases} \quad (4)$$

$$\sigma = \begin{cases} [\frac{a(\varepsilon/\varepsilon_0) - (\varepsilon/\varepsilon_0)^2}{1 + (a-2)(\varepsilon/\varepsilon_0)}]\sigma_0, & \varepsilon \leq \varepsilon_0, \\ \sigma_0, & \varepsilon_0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u, \end{cases} \quad (5)$$

式中: ε_0 为极限应力 σ_0 对应的应变; ε 为混凝土应变, $a=E_0/E_p$, E_0 为陶粒混凝土原点切线弹性模量, E_p 为陶粒混凝土的峰值割线弹性模量, 在进行非线性分析时, $\varepsilon_{cu}=0.0038$.

2.2 单元及材料属性

在分析陶粒混凝土与普通混凝土叠浇界面的黏结滑移性能时, 需考虑混凝土的破坏对试件黏结与滑移的影响. 混凝土采用 Solid65 单元, 其强度准则采用 Solid65 单元所特有的 W-W 准则定义. 为研究 Z 形叠浇试件界面上的黏结—滑移, 考虑混凝土叠浇界面两侧的骨料咬合作用及混凝土剪力传递尤为关键, 所以需要设置混凝土单元切线方向上的剪切模量 βG (β 是剪力传递系数, 且 $0 < \beta < 1$). 借鉴文献^[9], 将混凝土的裂缝张开剪力传递系数设定为 0.5, 裂缝闭合剪力传递系数设定为 1.0. 陶粒混凝土轴心抗拉强度取值 3.9 MPa, 普通混凝土轴心抗拉强度取值 5.8 MPa. 为使模型计算结果更加精确, 加快计算收敛速度, 关闭轴心抗拉强度开关. 在叠浇试件陶粒混凝土与普通混凝土的界

面上, 采用无厚度面-面接触单元, 接触单元实常数设定和单元赋值时需保证目标单元和接触单元共用一个实常数^[11].

2.3 叠浇黏结面模型

陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇在叠浇面上的内力主要由 3 部分组成: 陶粒混凝土与普通混凝土表面的化学黏结力、摩擦力和机械咬合力^[12]. 在对陶粒混凝土和普通混凝土叠浇试件叠浇面的直剪试验进行模拟分析时, 先考虑试件叠浇面的物理特性, 再建立相应的数学模型. 采用 8 结点无厚度接触单元 Conta173 和目标单元 Targe170 对叠浇面进行模拟. 在 ANSYS 有限元软件中, 求解接触面上剪切问题的算法大致分为罚函数法、纯拉格朗日乘子法和扩展拉格朗日乘子法. 本文采用扩展拉格朗日乘子法, 相关算法的物理方程为:

$$P = \begin{cases} 0, & u_n > 0, \\ K_n u_n + \lambda_{i+1}, & u_n \leq 0, \end{cases} \quad (6)$$

$$\lambda_{i+1} = \begin{cases} \lambda_i + K_n u_n, & u_n > \varepsilon, \\ \lambda_i, & u_n \leq \varepsilon, \end{cases} \quad (7)$$

式中: P 为法向接触应力; K_n 为法向刚度; λ_i 为第 i 迭代步的拉格朗日乘子构成的分量, 其值以每个迭代单元计算; u_n 为接触间距大小; ε 为侵入容差.

Z 形试件的力学模型采用库伦摩擦模型^[13](式(8)和图 4). 模型中两个接触面开始相互滑动前, 在接触面上会产生剪应力, 这一状态称为黏结状态. 在库伦摩擦模型中需定义一个等效剪应力 T_{AUMAX} , 在某一法向压应力 σ_n 作用下, 当接触面上的剪切应力达到等效剪应力 $T_{AUMAX}=f_c \times 0.553$ 时^[14], 叠浇面直接进入滑移状态, 模型表达式为:

$$\tau = \mu \sigma_n + F_{Cohn}, \quad (8)$$

式中: μ 为摩擦系数, 反映接触面之间的粗糙程度; F_{Cohn} 为黏聚力, 反映了接触面间的初始黏聚力大小.

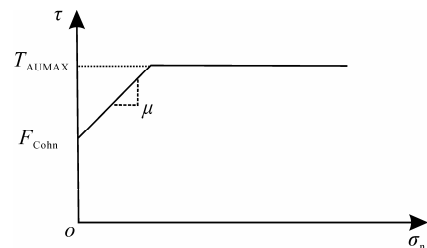


图4 黏结面上的摩擦模型

(1) 试验考虑叠浇面上人工凿毛处理和涂抹露

骨料界面剂,使界面形成 4 mm 左右凹凸面,从而增加了叠浇面上的粗糙程度.根据叠浇面上的粗糙程度,将两种模型中接触单元的摩擦系数定义为 1.0,见表 3.

表 3 混凝土结合面摩擦系数^[15]

结合面状态	摩擦系数
未处理自然混凝土表面与后浇混凝土界面	0.6 λ
人为凿毛 4 mm 左右凹凸面	1.0 λ
整浇混凝土	1.4 λ

注: λ 为轻型混凝土时取 0.75, 为普通混凝土时取 1.0.

(2) Z 形直剪型剪切试验中,陶粒混凝土与普通混凝土黏结界面上无法线方向外荷载作用,所以在库伦摩擦模型中法向应力 $\sigma_n=0$.

(3)当混凝土叠合面上的剪应力值小于黏聚力时,两种混凝土之间无相对滑动,两种混凝土单元之间的剪应力随外荷载的增大而增大;当混凝土叠合面上的剪应力值超过黏聚力时,部分接触单元开始相对滑动,两种混凝土单元之间的剪应力随外荷载的增大保持不变.

(4)在研究叠浇间隔时间长短对叠浇面抗剪强度影响时,先浇陶粒混凝土表面水化凝结反应已经逐步趋于稳定,后浇普通混凝土由于叠浇间隔时间不同,叠合面上黏结力随之变化.根据试验用凿毛法和露骨料界面剂的叠浇面黏结力随叠浇间隔时间的变化关系(式(2)和式(3)),定义两种叠浇黏结面模型接触单元的黏结力 F_{Cohn} .

(5)两种不同集料且不同强度的混凝土叠合浇筑试件,由于两种混凝土的硬化收缩率、温度应力和徐变值等因素的差异会在叠浇面上产生微小裂缝,这些裂缝的存在使得试件的受力分析更加复杂.为更好地模拟分析陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇试件叠浇面的抗剪强度,需要通过接触单元实常数(初始距离)定义混凝土之间的初始缝隙宽度.本研究设定混凝土之间初始缝隙宽度为 0.1 mm^[16].

2.4 试件有限元模型

化学黏结力通过黏结力 F_{Cohn} 进行分析,摩擦力和机械咬合力通过库伦模型中的摩擦系数进行研究.为研究陶粒混凝土与普通混凝土复合叠浇其黏结面的黏结强度,对叠浇面附近区域的单元进行局部细致划分,并将黏结面简化为平面进行

研究.对 Z 形试件中陶粒混凝土部分和普通混凝土部分分别赋予不同材料属性,在两部分混凝土的接触面上使用接触单元进行黏结—滑移模拟,结果如图 5 和图 6 所示.

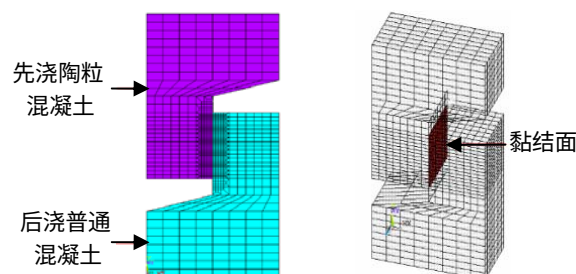


图 5 Z 形试件整体模型 图 6 Z 形试件叠浇面模型

2.5 施加载荷约束及有限元求解

在 Z 形试件底部施加 X、Y、Z 方向的约束,约束各方向上的位移,用以模拟试验加载时底座固定情况;试件顶部加载方式为位移加载,选取顶部所有节点进行均布加载模拟试验.

模拟混凝土之间的滑移为非线性求解过程,使用 Newton-Raphson 非对称迭代法计算更易使计算结果收敛.设置合理的荷载子步数与平衡迭代次数,荷载子步数与平衡迭代次数越多计算结果越精确,但计算所需时间也越长.本文最大平衡迭代次数设定为 80,计算过程中,每个子步迭代次数最小设为 50,最大为 150.

采用静力非线性分析,设置 5 个荷载步进行加载用以模拟试验加载过程.在第一次计算时,将切向刚度系数设置为一个较小的保守值,以保证计算结果能收敛,再通过调整切向刚度系数,不断试算,得出最终结果.

3 试验与有限元模拟结果分析

图 7 为采用露骨料界面剂处理且叠浇间隔时间为 14 d 的复合叠浇试件有限元模拟加载过程中第 1、3、5 荷载步所对应的 von mises 应力云图及叠浇面剪应力云图.

由图 7 可知,加载过程中两种混凝土叠浇面附近区域应力明显大于叠浇面较远处区域的应力,说明叠浇面起到承载作用.其剪应力大小随位移荷载增加而增大,随后产生滑移,这与试验现象相符.叠浇面上的切应力分布不均匀,顶部与底部靠近中间区域的切应力大于叠浇面其他部分.

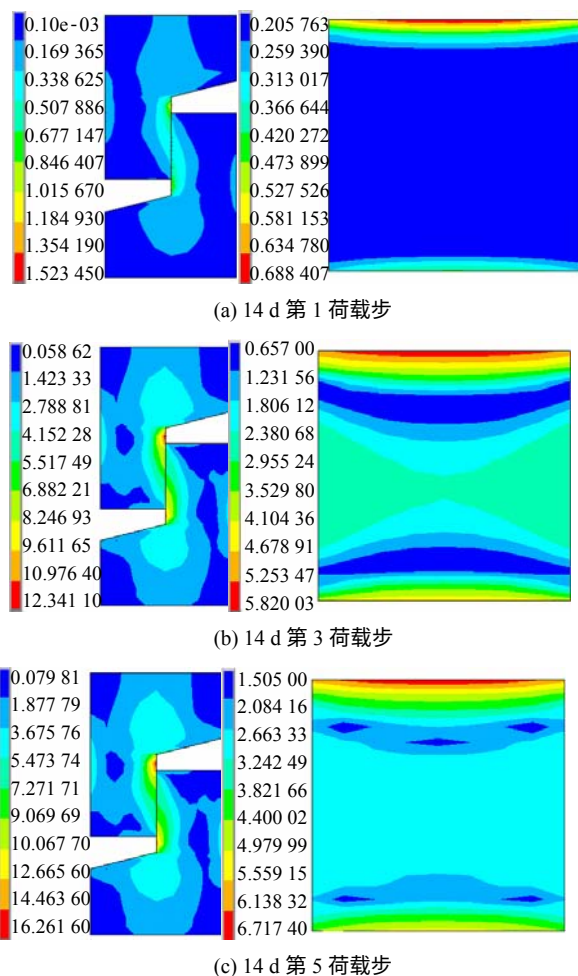


图 7 Z 形试件整体 von mises 与叠浇面剪应力云图

对比分析各试件的试验与模拟结果,对于两种处理方式的叠浇面,整体浇筑试件(叠浇间隔时间为零)叠浇面上的黏结抗剪强度及法向抗拉强度较高,试件的破坏点起始于叠浇面上下端部试件的拐点处,破坏主要是压弯破坏形式。在有限元模拟中表现为试件上下两部分在发生滑移的同时,拐点处局部混凝土单元由于达到极限强度而发生压溃破坏。叠浇间隔时间为 24、48 h 和 14 d 的叠浇试件,其叠浇面黏结抗剪强度及法向抗拉强度随叠浇间隔时间的增加而减弱,试件的破坏起始于叠浇面上或叠浇面附近,试件破坏主要是剪切破坏形式;在有限元模拟中表现为上下两部分试件的滑动。各试件的有限元模拟结果和试验相吻合(图 8)。

图 9 为各试件的有限元模拟及试验的剪切滑移强度曲线。对于两种处理方式的叠浇面,当叠浇间隔时间为 0 h 和 10 h,试件的试验结果和有限元

模拟结果较为一致;当叠浇间隔时间为 24、48 h 和 14 d 试件的试验结果和有限元计算结果曲线前期较为一致。

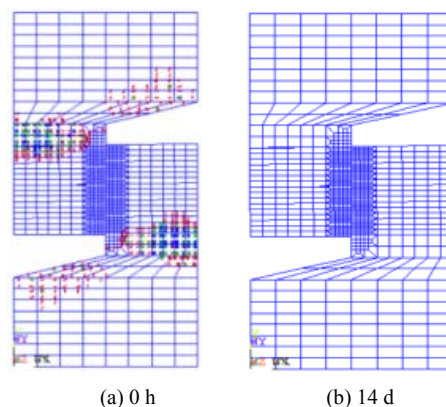


图 8 在第 5 荷载步时 Z 形试件的裂缝分布

参考《混凝土结构设计规范》^[16],无筋混凝土叠合面剪切强度计算公式为:

$$\tau_1 = V / (bh), \quad (9)$$

其中: τ_1 为名义剪应力计算的混凝土叠浇界面黏结剪切强度, MPa; V 为平行于叠合面的剪力, N; b 为后浇层叠合面换算宽度, mm; h 为叠浇试件的有效高度, mm。

在 ANSYS 有限元后处理中,编辑单元表输出模型叠浇面上剪应力数值。试验数据计算结果和有限元模型计算结果见表 4。

表 4 Z 形试件直剪试验名义剪应力计算与模拟结果

试件编号	τ_1 /MPa	τ_2 /MPa	r /%
Z-0h	5.63	5.23	7.1
ZJ-10h	4.62	4.32	6.5
ZL-10h	4.81	4.63	3.8
ZJ-24h	4.37	4.21	3.7
ZL-24h	4.52	4.32	4.4
ZJ-48h	3.88	3.81	1.8
ZL-48h	4.01	4.02	0.2
ZJ-14d	2.88	2.67	7.3
ZJ-14d	3.14	3.09	1.6

注: τ_1 为名义剪应力; τ_2 为模拟结果; $r = |\tau_2 - \tau_1| / \tau_1 \times 100\%$ 。

从表 4 可得出,名义剪应力计算结果与有限元计算出的剪应力对比,两者的误差在 1.6%~7.3%之间,有限元计算结果与名义剪应力计算结果吻合较好。在有限元计算结果中叠浇面上数值偏低,其原因是有限元计算中将混凝土考虑为均质材料,

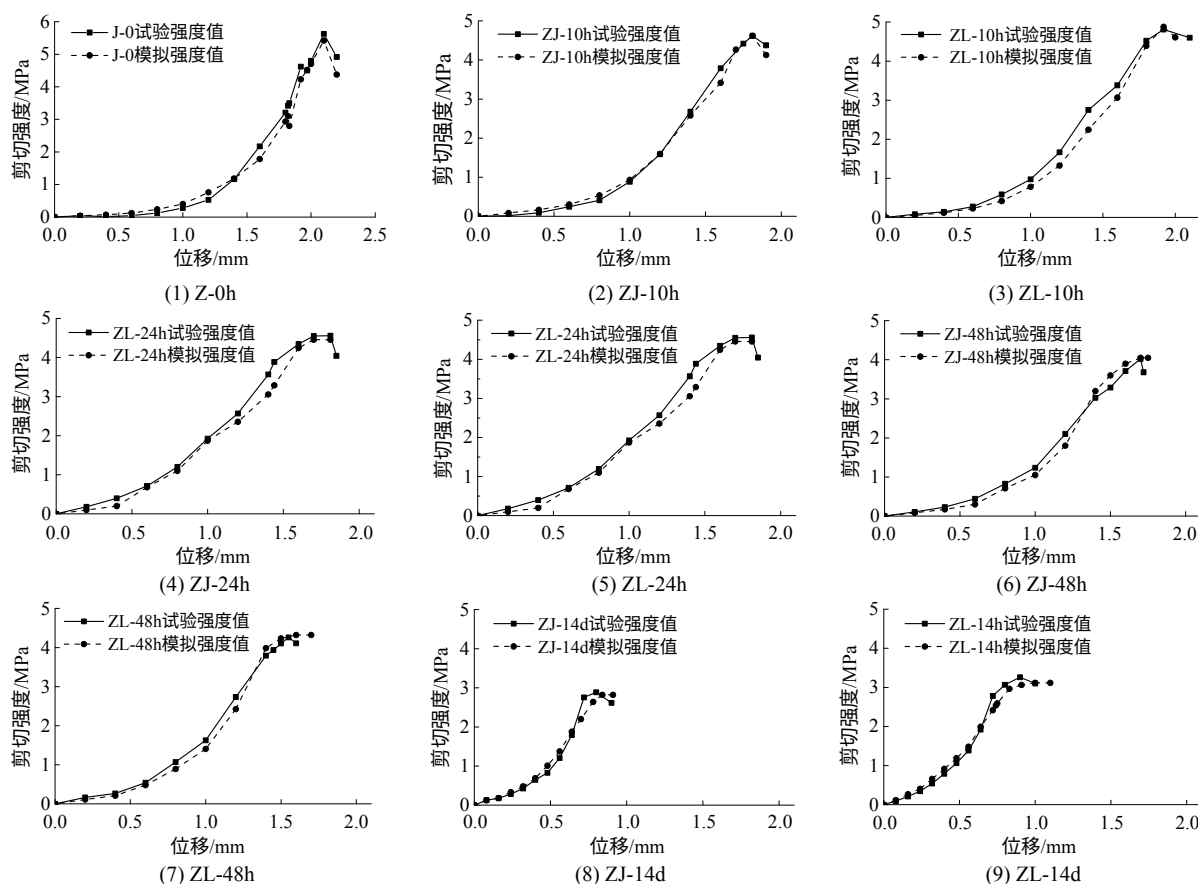


图9 Z形试件叠浇面剪切—滑移曲线试验结果与有限元计算结果对比

而在试验中有少许陶粒分布在黏结面上受剪破坏造成混凝土抗剪强度有所提升。

4 有限元模型的推广与验证

利用有限元抗剪模型和叠合面黏结抗剪强度随时间变化的拟合公式, 对使用露骨料界面剂且叠浇间隔为 7 d 的试件进行模拟, 并利用拟合公式计算得出其叠浇面抗剪强度为 3.59 MPa, 数值分析位移外荷载大小取为 1.25 mm (在叠浇间隔时间为 48 h~14 d 的位移范围内)模拟结果如图 10 所示。

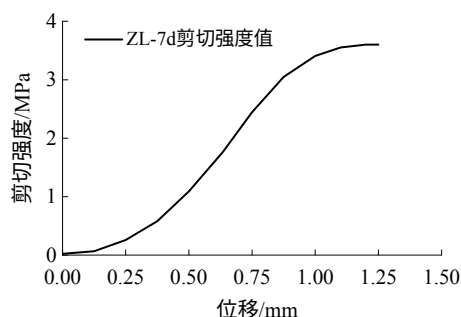


图10 露骨料界面剂叠浇试件有限元模拟的剪切—位移曲线

从模拟结果可得出, 当位移达到 1.2 mm 时, 叠浇面抗剪强度为 3.51 MPa, 与拟合公式的计算值相差为 2.23%, 说明有限元抗剪计算模型与叠浇面黏结抗剪强度随时间变化的拟合公式相关性较好, 两者在短龄期陶粒混凝土与普通混凝土叠合试件抗剪计算中具有普遍适用性。

5 结语

本文对陶粒混凝土与普通混凝土短龄期间隔时间叠浇而成的 Z 形试件进行抗剪试验, 并通过有限元模拟分析得出以下结论:

(1) 随着叠浇间隔时间的增大, 陶粒混凝土与普通混凝土在叠浇黏结界面上的黏结剪切强度逐渐降低; 采用露骨料界面剂处理方式, 可有效保证叠浇界面的整体性及粗骨料的完整性, 对于后期界面浇筑成形及承受荷载, 骨料能更好地发挥作用, 一定程度上可提升叠浇试件的黏结抗剪强度。

(2) 本文所建立的有限元模拟分析结果与试验结果误差在可接受范围内(小于 7.5%), 说明所建立

的直剪试件有限元模型相对准确地考虑到叠浇间隔时间及界面处理方式等因素的影响,所采用的库伦摩擦模型合理地模拟出叠浇试件黏结面剪切强度的变化规律。

参考文献:

- [1] 陈剑红. 浅论轻集料混凝土的应用与发展[J]. 科技资讯, 2009(24):1.
- [2] Iskhakov I, Ribakov Y A. Design method for two-layer beams consisting of normal and fibered high strength concrete[J]. Materials & Design, 2007, 28(5):1672-1677.
- [3] 周威, 郑文忠. 配筋梯度混凝土梁极限承载力分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2012, 44(2):17-22.
- [4] 周威, 郑文忠. 配筋梯度混凝土梁裂缝宽度实用计算方法[J]. 土木工程学报, 2011, 44(5):42-49.
- [5] 张冰杰. 异强再生混凝土叠浇梁受弯性能研究[D]. 泉州: 华侨大学, 2013.
- [6] 杨丽丹. 异强叠浇复合混凝土梁抗剪性能研究[D]. 泉州: 华侨大学, 2014.
- [7] GB50666-2011. 混凝土结构工程施工规范[S].
- [8] 汪一鸣, 刘安庆, 桑琴扬, 等. 不同剪跨比下陶粒混凝土叠浇梁抗剪性能试验研究[J]. 宁波大学学报(理工版), 2017, 30(5):58-63.
- [9] GB 50010-2010. 混凝土结构设计规范[S].
- [10] CEB-FIP MC90. Design of concrete structures[S].
- [11] 路晓宇, 王新敏. 基于 ANSYS 的梁-壳单元连接方法研究[J]. 建筑结构, 2017, 47(S2):561-566.
- [12] 林高峰. 考虑叠合面摩擦滑移的装配式混凝土结构性能与分析方法[D]. 杭州: 浙江大学, 2015.
- [13] 赵卫平. 基于 ANSYS 接触分析的黏结-滑移数值模拟[J]. 建筑科学与工程学报, 2011, 28(2):44-51.
- [14] 王金梅, 张迎宾, 赵兴权, 等. 用点接触模拟滑面的滑坡稳定性分析方法[J]. 岩土力学, 2017, 38(9):2746-2756.
- [15] ACI318-95. Building code requirement for structural concrete[S].
- [16] 王鹏. 混凝土收缩引起叠合面时变应力的仿真分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2006.

Study on bond-slip performance of ceramsite concrete and normal concrete graded pouring specimen

SANG Qin-yang, LIU An-qing, WANG Yi-ming, WANG Jian-min*

(Faculty of Architectural, Civil Engineering and Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: In the prefabricated concrete structure, the use of ceramsite concrete and normal concrete composite graded pouring specimens can effectively reduce the dead loads of structures. The key factor that affects the overall working performance of the graded pouring component is the bonding performance of ceramsite concrete and normal concrete. In this paper, two factors are considered: the treatment method of overlapped specimen joint and the interval time of graded pouring. Combined with the concrete bonding mechanism on the basis of the experiments, the relation formula is obtained for the bond shear strength with regard to superposed pouring interval and bonding surface treatment method of ceramsite concrete and normal concrete with short age composite graded pouring specimens. Based on the experiment, a finite element model is established to analyze the bond-slip at the overlap surface between the ceramsite concrete and normal concrete. Results indicate that: With the increase of graded pouring interval, the bond strength of the overlap surface decreases gradually, and the bonding strength tends to be stable when the interval is more than 2 days; Using the interface cementing agent is more effective in improving the bond strength than the artificial chiseling; Finally, the finite element analysis agrees with the experiment result.

Key words: graded pouring specimen; ceramsite concrete; bond-slip performance; FEM simulation

(责任编辑 史小丽)