

文章编号:1001-5132 (2010) 03-0079-05

新老混凝土粘结的抗压强度塑性极限分析

杨银赞¹, 郑荣跃^{1*}, 胡彭青², 俞凯磊¹, 简小生³, 吴荣兴⁴

(1. 宁波大学 建筑工程与环境学院, 浙江 宁波 315211; 2. 中国人民解放军 91528 部队 机场营房股, 上海 200436;
3. 浙江广天建昌房地产股份有限公司, 浙江 宁波 315000; 4. 宁波大学 机械工程与力学学院, 浙江 宁波, 315211)

摘要: 对新老混凝土粘结试块进行了抗压强度研究, 发现新老混凝土粘结在竖向受压情况下, 其抗压强度远低于整浇混凝土的抗压强度. 因此, 对新老混凝土粘结试块的竖向抗压强度进行相关理论分析, 并根据试验, 提出了新老混凝土粘结的受压破坏机构; 又利用塑性极限分析中的上限定理, 得到了新老混凝土粘结抗压强度的理论解. 对比理论解与试验值, 发现理论解高于试验值, 在详细分析原因后, 对理论解进行了相应修正.

关键词: 新老混凝土; 粘结; 塑性极限分析; 上限定理; 抗压强度

中图分类号: TU528

文献标识码: A

在混凝土结构的维修加固工程中, 常涉及到新老混凝土粘结问题, 而新老混凝土粘结面往往成为薄弱环节, 所以它们之间的粘结性能就成为此类维修加固的关键因素^[1-2]. 现今, 新老混凝土的粘结性能研究受到了广大工程界的关注. 国内外已有大量的文献对新老混凝土粘结的抗拉性能、抗折性能、抗剪(包括直剪和斜剪)性能做了研究^[3-8]. 并且从试验及理论分析上都对这些力学性能提出了影响因素、理论解以及相应的实用公式等, 而对新老混凝土粘结的抗压强度的研究还处于探索阶段. 在实际工程中, 新老混凝土组成的结构常处于受压的状态; 如在维修加固工程中常用的加大截面法中, 使新老混凝土处于竖向受压状态; 在局部拆除重建、表面修补等工程中, 新老混凝土常处于横向受压状态. 因此, 需要对新老混凝土的受压强度展开研究, 以便为混凝土结构的维修加固工程

提供相应参考.

笔者对横向受压和竖向受压状态分别做了试验研究, 研究表明: 当新老混凝土处于横向受压状态时, 破坏荷载没有明显降低; 当新老混凝土处于竖向受压状态时, 破坏荷载降低非常明显. 因此针对上述试验现象, 着重对新老混凝土竖向受压状态进行研究.

此外, 在竖向受压试验中, 还发现破坏面总是出现在粘结面上. 从破坏面上可发现在老混凝土及新混凝土的凹凸部分有不同程度的水泥石松动现象, 且凹凸程度越大, 水泥石松动现象也越明显. 在老混凝土及新混凝土比较平整部分则没有发现水泥石松动现象, 破坏面也比较光滑. 在此试验现象基础上, 笔者提出了新老混凝土的受压破坏机构, 并采用塑性极限理论中的上限定理对新老混凝土粘结的受压强度进行分析.

收稿日期: 2009-01-14.

宁波大学学报(理工版)网址: <http://3xb.nbu.edu.cn>

基金项目: 宁波市自然科学基金(2006A610095).

第一作者: 杨银赞(1983-), 男, 浙江宁波人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 结构工程. E-mail: yangyinzan2008@yahoo.com.cn

*通讯作者: 郑荣跃(1964-), 男, 浙江宁波人, 博士/教授, 主要研究方向: 结构工程. E-mail: zhengrongyue@nbu.edu.cn

1 受压试验

新老混凝土粘结受压试验在微机控制电液伺服万能试验机上进行. 试件尺寸为 150 mm × 150 mm × 150 mm, 试验所用老混凝土强度等级为 C20, 采用 32.5R 普通硅酸盐水泥、天然中砂、花岗岩碎石(最大粒径为 31.5 mm). 根据混凝土结构加固技术规范^[9], 新混凝土强度等级采用 C30, 材料除水泥采用 42.5R 普通硅酸盐水泥外, 其他与老混凝土相同. 混凝土配合比及性能见表 1. 由于试验机上承压板固定, 下承压座中的支座为球铰支座, 结合试块的特点, 试块受压情况如图 1 所示. 老混凝土粘结面用人工凿毛, 粗糙度用灌砂法测量, 数值在 1.53~2.79 mm 之间, 其中 5、8、11、15 号试块在浇筑老混凝土时, 在其粘结面上突出一部分骨料, 露出部分数值在 1~2 cm 之间. 界面剂采用与新混凝土相同水灰比的水泥净浆. 新老混凝土粘结的抗压强度试验结果见表 2.

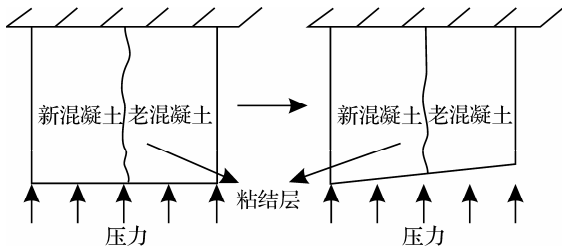


图 1 试块受压示意图

2 破坏机构的假定

根据新老混凝土受压试验结果及在破坏面上的现象, 结合图 1 的受压示意图, 假设新老混凝土的受压破坏机构如图 2 所示, 且做如下假设:

(1) 为计算简便, 新混凝土与老混凝土均为理想刚塑性材料, 各向同性, 塑性体积不可压缩, 只发生形状改变.

(2) 界面 SD 是厚度为零的界面层, 且也是速度间断层, k_1, k_2 为速度折减系数, 且 $0 < k_2 < k_1 < 1$.

(3) 在破坏机构中假设新混凝土为刚性, 老混

表 1 混凝土配合比及工作性能

混凝土强度等级	配合比 (水泥:水:砂:石)	坍落度/mm	试验实测强度/MPa
C20	1:0.51:1.736:3.366	4.5	20.67
C30	1:0.49:1.627:3.233	5.0	30.27

表 2 新老混凝土抗压强度试验结果

无骨料突出的试块序号	横截面/mm ²	粗糙度/mm	位移/mm	开裂荷载/kN
1	150 × 150	1.87	0.64	90
2	150 × 150	1.72	1.03	80
3	152 × 152	2.55	0.75	64
4	151 × 151	1.96	0.78	67
6	150 × 150	2.34	0.65	68
7	150 × 150	2.79	0.63	85
9	152 × 151	2.67	0.82	87
10	150 × 151	2.37	0.85	35
12	150 × 150	2.26	0.95	91
13	150 × 150	1.53	0.78	75
14	150 × 150	1.68	1.11	74

有骨料突出的试块序号	横截面/mm ²	粗糙度/mm	位移/mm	开裂荷载/kN
5	151 × 151	2.11	1.23	200
8	149 × 150	2.38	1.33	150
11	150 × 149	2.74	1.10	200
15	149 × 149	2.25	0.94	180

凝土一部分进入塑性, 其余仍为刚性. 当界面 SD 中的剪应力达到极限时, 即在界面 SD 中的剪力都为 τ_s , 此时老混凝土中的塑性部分 V_3^* 如图 2 所示.

(4) 运动可能的速度场 v_i^* 中满足如下条件:

(I) 在速度边界上 $\bar{v}_i = 0$.

(II) 满足体积不可压缩条件, 即 $\epsilon_{ii}^* = 0$.

(III) 塑性区满足几何条件, 即 $\dot{\epsilon}_{ii}^* = (v_{i,j}^* + v_{j,i}^*)/2$.

(IV) 速度场 v_i^* 中有: $v_x^* = 0, v_y^*|_{y=0} = 0$. 故在塑性体 V_3^* 中, 设 $v_i^* = v_y^* = yv^*$, v^* 为恒值. 则刚性体 V_3 中, $v_i^* = y^*v^*$. 同理在 V_1^*, V_2^* 中, 分别有 $v_i^*|_{V_1^*} = k_1 yv^*, v_i^*|_{V_2^*} = k_2 yv^*$; 在 V_1, V_2 中, 有 $v_i^*|_{V_1} = k_1 y^*v^*, v_i^*|_{V_2} = k_2 y^*v^*$.

(V) 在表面力已知的边界 S_σ 上, 满足外功率

大于零的要求, 即

$$\int_{S_\sigma} \bar{T}_i v_i^* dS > 0.$$

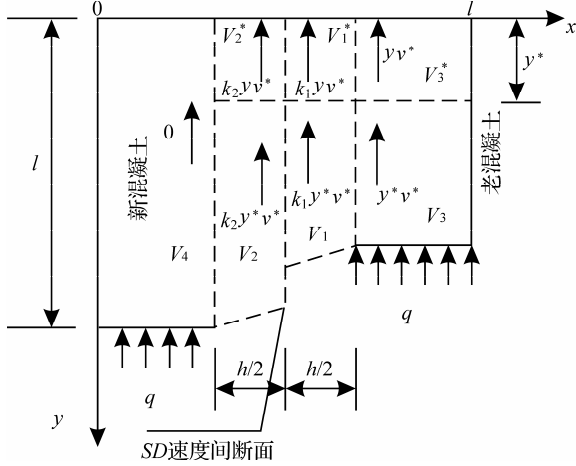


图 2 受压破坏机构

3 上限定理

由塑性极限分析的上限定理可得^[10-12]:

$$m^* \left(\int_{S_\sigma} \bar{T}_i v_i^* dS + \int_{\Omega} \bar{F}_i v_i^* d\Omega \right) = \int_{\Omega} \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* d\Omega + \int_{SD} \tau_s [v_t^*] dS.$$

通过上述破坏机构假设, 结合上限定理所得的可能功率原理方程, 可得:

$$qt \left(\frac{l}{2} - \frac{h}{2} \right) v^* y^* = \int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV + \int_{SD} \tau_s [v_t^*] dS,$$

故得:

$$\frac{Fv^* y^*}{2} = \int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV + \int_{SD} \tau_s [v_t^*] dS. \quad (1)$$

3.1 $\int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV$ 的计算

如图 2 所示, 塑性区分为 V_1, V_1^*, V_2, V_2^* 和 V_3^* 部分. 由假设塑性体积不可压缩, 故计算选用 Mises 屈服条件. 由于是理想刚塑性材料, 则有 $\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^p$.

根据 Levy-Mises 流动法则:

$$d\epsilon_{ij} = d\lambda s_{ij}, \quad (2)$$

$$\text{可得: } d\lambda = \frac{3 d\epsilon_i}{2 \sigma_s}. \quad (3)$$

将(3)式代入(2)式, 可得:

$$d\epsilon_{ij} = \frac{3 d\epsilon_i}{2 \sigma_s} s_{ij}. \quad (4)$$

在速度场 v_i^* 中, 对于理想刚塑性材料, 且在小变形时, 由(4)式可得:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^* = \frac{3 \dot{\epsilon}_i}{2 \sigma_s} s_{ij}^*. \quad (5)$$

又由塑性材料体积不可压缩, 静水压力不引起塑性体积变化, 得单位体积的塑性耗散功率为:

$$D_p(\dot{\epsilon}_{ij}^*) = \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* = s_{ij}^* \frac{3 \dot{\epsilon}_i}{2 \sigma_s} s_{ij}^* = \frac{3 \dot{\epsilon}_i}{2 \sigma_s} \frac{2}{3} \sigma_s^2 = \sigma_s \dot{\epsilon}_i^*. \quad (6)$$

由于等效应变率为:

$$\dot{\epsilon}_i^* = \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (\dot{\epsilon}_x^* - \dot{\epsilon}_y^*)^2 + (\dot{\epsilon}_y^* - \dot{\epsilon}_z^*)^2 + (\dot{\epsilon}_z^* - \dot{\epsilon}_x^*)^2 + [(\dot{\epsilon}_{xy}^*)^2 + (\dot{\epsilon}_{yz}^*)^2 + (\dot{\epsilon}_{zx}^*)^2] \}^{1/2}, \quad (7)$$

塑性体 V_1 内:

$$\dot{\epsilon}_x^* = \frac{\partial v_x^*}{\partial x} = 0, \quad \dot{\epsilon}_y^* = \frac{\partial v_y^*}{\partial y} = 0,$$

$$\dot{\epsilon}_{xy}^* = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x^*}{\partial y} + \frac{\partial v_y^*}{\partial x} \right) = \frac{1}{2} \frac{(1-k_1)v^*}{h/2} y^*.$$

同理, 可得在塑性体 V_1^*, V_2, V_2^* 和 V_3^* 中的应变率, 并将塑性体内的应变率代入(7)式, 可分别计算出速度场 v_i^* 内 V_1, V_1^*, V_2, V_2^* 和 V_3^* 中的等效塑性应变率.

因此, 结合(6)式, 可得:

$$\begin{aligned} \int_V \sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^* dV &= \int_{V_1} \sigma_s \dot{\epsilon}_i^* dV_1 + \int_{V_1^*} \sigma_s \dot{\epsilon}_i^* dV_1^* + \\ &\int_{V_2} \sigma_s \dot{\epsilon}_i^* dV_2 + \int_{V_2^*} \sigma_s \dot{\epsilon}_i^* dV_2^* + \int_{V_3^*} \sigma_s \dot{\epsilon}_i^* dV_3^* = \\ &\sigma_{s1} \frac{\sqrt{3}}{3} (1-k_1)v^* y^* (l-y^*)t + \sigma_{s2} \frac{\sqrt{3}}{3} k_2 v^* y^* \cdot \\ &(l-y^*)t + \frac{\sqrt{2}\sigma_{s1}th}{6} \left[\frac{1}{2} y \sqrt{a_1 + b_1 y^2} + \right. \\ &\left. \frac{a_1}{2\sqrt{b_1}} \ln \left(y \sqrt{b_1} + \sqrt{a_1 + b_1 y^2} \right) \right] \Big|_0^{y^*} + \\ &\frac{\sqrt{2}\sigma_{s2}th}{6} \left[\frac{1}{2} y \sqrt{a_2 + b_2 y^2} + \right. \\ &\left. \frac{a_2}{2\sqrt{b_2}} \ln \left(y \sqrt{b_2} + \sqrt{a_2 + b_2 y^2} \right) \right] \Big|_0^{y^*} + \end{aligned}$$

$$\sigma_{s3} \frac{2}{3} v^* \left(\frac{l}{2} - \frac{h}{2} \right) t y^*, \quad (8)$$

其中:

$$a_1 = 2 \left(\frac{(1+k_1)v^*}{2} \right)^2, \quad b_1 = 6 \left(\frac{(1-k_1)v^*}{h} \right)^2,$$

$$a_2 = 2 \left(\frac{k_2 v^*}{2} \right)^2, \quad b_2 = 6 \left(\frac{k_2 v^*}{h} \right)^2.$$

又由于 $h/2$ 很小, 当 $h \rightarrow 0$ 时, (8) 式可变为:

$$\int_V \sigma_{ij}^* \varepsilon_{ij}^* dV = \sigma_{s1} \frac{\sqrt{3}}{3} (1-k_1) v^* y^* (l-y^*) t + \sigma_{s2} \frac{\sqrt{3}}{3} k_2 v^* y^* (l-y^*) t + \frac{\sqrt{3}}{6} \sigma_{s1} (1-k_1) \cdot v^* y^* t + \frac{\sqrt{3}}{6} \sigma_{s2} k_2 v^* y^* t + \frac{1}{3} \sigma_{s3} v^* y^* t l, \quad (9)$$

其中: $\sigma_{s1} = f_{t1}, \sigma_{s2} = f_{c2}, \sigma_{s3} = f_{c1}$. 而 f_{t1}, f_{c1} 为老混凝土的抗拉、抗压强度; f_{c2} 为新混凝土的抗压强度.

3.2 $\int_{SD} \tau_s [v_t^*] dS$ 的计算

由于在实际试验中, 新老混凝土粘结面处不存在相对位移, 且在两受压端处的剪力为零, 所以根据剪应力互等定理可知在粘结面处的剪力为零. 故有:

$$\int_{SD} \tau_s [v_t^*] dS = 0. \quad (10)$$

3.3 压力上限解

将(9)式和(10)式代入(1)式, 整理后可得:

$$F = f_{t1} (1-k_1) t \left[\frac{2\sqrt{3}(l-y^*)}{3} + \frac{\sqrt{3}}{3} \right] + f_{c2} k_2 t \left[\frac{2\sqrt{3}(l-y^*)}{3} + \frac{\sqrt{3}}{3} \right] + \frac{2f_{c1} t l}{3}, \quad (11)$$

其中: f_{t1}, f_{c1} 为老混凝土的抗拉、抗压强度; f_{t2}, f_{c2} 为新混凝土的抗拉、抗压强度. k_1, k_2 为速度折减系数, 且 $0 < k_2 < k_1 < 1$.

4 理论分析

因混凝土试块的形变量即为塑性体积部分, 又有各向同性假设, 结合试验结果, 则:

$$\begin{cases} l^3 = (l-\bar{\Delta})(l+\Delta')^2, \\ y^* l^2 / 2 = (2\Delta' l + \Delta'^2)(l-\bar{\Delta}), \end{cases} \quad (12)$$

其中, $\bar{\Delta}$ 为压力方向的变形; Δ' 为另外 2 个方向的变形. 根据试验结果, $\bar{\Delta} = 0.906$.

由(12)式可得: $y^* = 2\bar{\Delta} = 1.812$.

当粘结强度很高时, SD 面将不再是速度间断面, 此时有 $k_1 = k_2 = 0.5$.

则根据(11)式, 有:

$$F = 14.2 + 389.8 + 310.1 = 714.1, \quad (13)$$

其中, 第 1 项为老混凝土粘结面(即 V_1, V_1^*) 达到受拉屈服条件时所需的力; 第 2 项为新混凝土粘结面(即 V_2, V_2^*) 达到受压屈服条件时所需的力; 第 3 项为老混凝土中 V_3^* 达到受压屈服条件时所需的力.

由表 2 可知, 在无骨料突出时, 新老混凝土粘结的平均开裂荷载为: $F_1 = 74.2$. 有骨料突出时的平均开裂荷载为: $F_2 = 182.5$.

从数据上可以得到: F_2 是 F_1 的 2.4 倍, 而 F 是 F_1 的 9.6 倍, F_2 的 3.9 倍. F 远大于 F_2 和 F_1 , 显然是由于在新老混凝土开裂时, 其中的塑性体并没有完全进入极限状态.

5 结论

结合试验研究, 可得如下结论: (1) 泊松效应引起的横向拉伸应变是开裂的主要原因, 且其横向拉伸能力大大超过了骨料的咬合力. 5、8、11、15 号试块由于骨料突出的原因, 提高了骨料咬合力, 在一定程度上提高了新老混凝土粘结试块的横向变形能力, 故开裂荷载提高明显. (2) 从试验结果可以看出试验中的开裂荷载无法使老混凝土进入塑性状态, 所以老混凝土中没有塑性耗散功率 $D_p(\varepsilon_{ij}^*)$.

故对(11)式进行修正, 为:

$$F = f_{t1} (1-k_1) t \left[\frac{2\sqrt{3}(l-y^*)}{3} + \frac{\sqrt{3}}{3} \right] + \alpha f_{c2} k_2 t \left[\frac{2\sqrt{3}(l-y^*)}{3} + \frac{\sqrt{3}}{3} \right] + \frac{2\beta f_{c1} t l}{3}, \quad (14)$$

其中: α 值与新老混凝土粘结面处理有关, 当粘结面仅用凿毛处理时, 当粗糙度在 1.53~2.79 mm 时, $\alpha = 0.154$. β 值与老混凝土是否进入塑性状态有关, 当老混凝土处于弹性阶段时, $\beta = 0$; 当老混凝土屈服进入塑性状态时, $\beta = 1$.

参考文献:

- [1] 高剑平, 潘景龙. 新旧混凝土结合面成为受力薄弱环节原因初探[J]. 混凝土, 2000(6):44-46.
- [2] Eduardo N B S, Fernando A B B. Concrete to concrete bond strength[J]. Construction and Building Materials, 2004, 18:675-681.
- [3] 李庚英, 谢慧才, 熊光晶. 混凝土修补界面的微观结构与宏观力学性能的关系[J]. 混凝土, 1999(6):13-18.
- [4] 赵志方, 赵国藩, 刘健, 等. 新老混凝土粘结抗拉性能的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(2):51-56.
- [5] 赵志方, 赵国藩, 黄承逵. 新老混凝土粘结抗折性能研究[J]. 土木工程学报, 2000, 33(2):67-72.
- [6] 袁群, 刘建. 新老混凝土粘结的剪切强度研究[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(2):46-50.
- [7] 林拥军, 钱永久, 王振领. 新旧混凝土结合面粘结强度计算方法研究[J]. 工业建筑, 2006, 36(S1):844-846.
- [8] 陈峰, 郑建岚. 自密实混凝土与老混凝土粘结强度的直剪试验研究[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(1):59-63.
- [9] CECS 25:90. 混凝土结构加固技术规范[S].
- [10] 庄懋年, 马晓士, 蒋潞. 工程塑性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 1984.
- [11] 陈明祥. 弹塑性力学[M]. 北京: 科学出版社, 2007.
- [12] 王仁, 熊祝华, 黄文彬. 塑性力学基础[M]. 北京: 科学出版社, 1998.

Extreme Plasticity Analysis of Compressive Strength for New and Old Concrete

YANG Yin-zan¹, ZHENG Rong-yue^{1*}, HU Peng-qing², YU Kai-lei¹, JIAN Xiao-sheng³, WU Rong-xing⁴

(1. Faculty of Architectural, Civil Engineering and Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China;

2. 91528 Army Airport Barracks Unit of PLA, Shanghai 200436, China;

3. Zhejiang Guangtian Group Jianchang Estate Limited Company, Ningbo 315000, China;

4. Faculty of Mechanical Engineering and Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: This paper presents the failure mechanism of compression for new and old concrete based on the test results. Using the upper bound theorem of plastic limit analysis, the theoretical solution for compressive bond strength for new and old concrete is deduced. By comparing the theoretical solution with the test result, it is found that the value of the former turns out to be greater the latter. The reasons of the disparity are analyzed, in which the theoretical solution is modified by taking the test results into the consideration.

Key words: new and old concrete; bond; plastic limit analysis; upper bound theorem; compressive strength

CLC number: TU528

Document code: A

(责任编辑 章践立)