DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.201711108

带肋钢筋与套筒约束灌浆料黏结性能试验

余 琼,孙佳秋,袁炜航

(同济大学 结构工程与防灾研究所,上海 200092)

摘 要: 为套筒约束灌浆料在预制装配式结构中应用提供理论依据,进行了45个带肋钢筋锚入套筒约束灌浆料中的拉拔试验,研究了试件破坏形态和黏结强度的变化规律,拟合钢筋与套筒约束灌浆料间黏结滑移本构关系,并给出本构关系中各特征点的黏结强度和滑移值计算公式,计算了钢筋在套筒约束灌浆料中达屈服强度和极限强度的临界锚固长度.试验结果表明:随着钢筋直径增大,试件极限承载力增大,黏结强度总体呈增大趋势;随着锚固长度增大,试件极限承载力增大,但黏结强度降低;当套筒含钢率为13.78%~18.51%时,含钢率的增加对钢筋与灌浆料的黏结强度提高作用较小;由于灌浆料不含粗骨料,使钢筋在灌浆料中达黏结强度对应的滑移值大于钢筋在各种混凝土中达黏结强度对应的滑移值.试件黏结滑移曲线能量分析表明:钢筋直径、锚固长度增大,试件脆性系数总体呈降低趋势,表明试件延性提高;由于套筒的约束,灌浆料与钢筋的锚固长度大大减小.

关键词: 套筒约束;黏结与滑移;本构关系;临界锚固长度;能量分析

中图分类号: TU375 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2018)12-0098-09

Experimental study on bond behavior between ribbed steel bars and sleeve constrained grouting material

YU Qiong, SUN Jiaqiu, YUAN Weihang

(Research Institute of Structural Engineering and Disaster Reduction, Tongji University, Shanghai 200092, China)

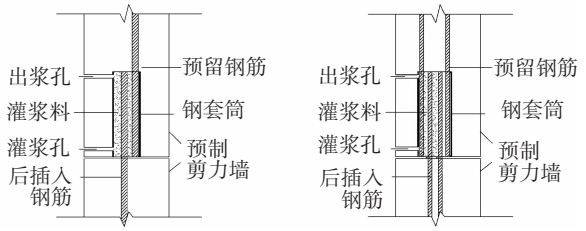
Abstract: To study the bond behavior between the ribbed steel bars and sleeve constrained grouting material, pull-out tests were conducted on 45 specimens. The failure modes, ultimate bearing capacity and ultimate average bond strength were studied. The influences of bar diameter, anchorage length and sleeve dimension on the ultimate average bond strength were discussed. Bond-slip constitutive relations between the ribbed steel bars and grout constrained by sleeve were fitted. Equations were proposed for calculating the characteristic bond strengths and their corresponding slip value. Critical anchorage lengths, at which length bar broke or yielded and bar-grout slippage occurred at the same time, were calculated. The test results showed that with the increase of the bar diameter, the ultimate bearing capacity increased, and the ultimate average bond strength increased as a whole. With the increase of anchorage length, the ultimate bearing capacity increased, but the ultimate average bond strength decreased. In the range from 13.78% to 18.51%, the increase of steel content had little positive effect on the average bond strength. Because no coarse aggregate is contained in the grout, the slip value corresponding to the ultimate average bonding strength when the steel bar was anchored in grout was greater than that when the steel bar was anchored in concrete. Based on the energy analysis of the bond slip curve, it concluded that as the diameter and anchorage length of the bar increased, the brittleness coefficient of the specimen decreased generally, indicating the increase of the specimen's ductility. Due to the confinement of the sleeve, the critical anchorage length decreased greatly.

Keywords: sleeve constraint; bond and slip; constitutive relation; critical anchorage length; energy analysis

预制装配式混凝土结构中钢筋连接是关键技术,灌浆连接是目前应用较为广泛的钢筋连接方式[1].灌浆连接的主要形式有(对接)套筒灌浆连接、插入式预留孔灌浆搭接,其中(对接)套筒灌浆连接运用得最为广泛,但其套筒口径小,钢筋插入不便,施工精准度要求高.同济大学余琼提出了两种新型套筒约束浆锚搭接接头[2],如图1所示,即在钢筋搭接接头外部设置套筒,注入灌浆料.此种接头受力性能良好,套筒内径可较大,插入钢筋时方便,施工速度快,搭接长度小,具有良好的应用前景[1].

带肋钢筋与套筒约束灌浆料之间黏结滑移本构关系研究是套筒约束浆锚搭接接头的理论基础,同时为套筒约束浆锚搭接接头的有限元分析奠定基础;目前,带肋钢筋与套筒约束灌浆料的黏结性能尚缺乏系统的试验研究.

收稿日期: 2017-11-22
作者简介: 余 琼(1968—),女,副教授
通信作者: 余 琼,yiongyu2005@163.com



(a)一根钢筋套筒约束浆锚搭接接头　　(b)两根钢筋套筒约束浆锚搭接接头

图 1　套筒约束浆锚搭接接头示意

Fig. 1　Sketch map of lap joint of sleeve constrained grout anchor

本文进行 45 个带肋钢筋 - 套筒约束灌浆料拉拔试验,研究钢筋直径、锚固长度和套筒尺寸对试件黏结性能的影响,给出了试件破坏形态、黏结应力 - 滑移曲线及曲线各特征值的计算公式,并从能量的角度分析了 3 种变量对试件延性的影响,采用两种临界状态和方法计算钢筋在套筒约束灌浆料中的临界锚固长度.

1　试验概况

1.1　材性试验

本试验采用 HRB400 月牙肋钢筋,材料的力学性能见表 1.

表 1　钢筋材料性能

Tab. 1　Material properties of reinforcement bar

钢筋直径/mm	屈服强度均值/MPa	极限抗拉强度均值/MPa
16	444	612
18	430	600
20	449	625

试验使用某公司生产的 H40 型灌浆料,由高强骨料及水泥组成,最大集料粒径≤4.75 mm. 根据 GB/T 50448—2015《水泥基灌浆材料应用技术规范》[3],测得 40 mm × 40 mm × 160 mm 灌浆料棱柱体标准试块抗折强度为 7.5 MPa;抗压强度为 65.8 MPa;测得 150 mm × 150 mm × 150 mm 灌浆料立方体试块劈裂抗拉强度为 3.12 MPa. 测得150 mm × 150 mm × 300 mm 灌浆料棱柱体试块的弹性模量为 3.84×10^4 N/mm^2.

套筒由 Q235B 无缝钢管加工而成,制作狗骨试件进行单向拉伸试验,实测套筒屈服强度为 364 MPa,抗拉强度为 524 MPa,弹性模量为 184 GPa.

1.2　试件和参数设计

试验有 15 组,变化参数为钢筋直径、锚固长度和套筒尺寸(套筒内径 D 及壁厚 t). 试验共有 3 种套筒尺寸,套筒内径 D 分别为 60、68、79 mm,对应的壁厚 t 分别为 2、3、3.5 mm. 试件形式见图 2,试件的尺寸见表 2. 试件制作时,根据相应的锚固长度截取 PVC 套管来隔绝钢筋与灌浆料间的黏结,套管与钢筋间隙填充塑料材料来防止灌浆料渗入. 钢筋置于套筒中心,加载端钢筋预留 300 mm,自由端预留 20 mm. 按照每 25 kg 灌浆料加入 3.3 kg 清水的比例配置灌浆料浆体,搅拌均匀后浇筑到木模内,浇捣试件并养护 28 d.

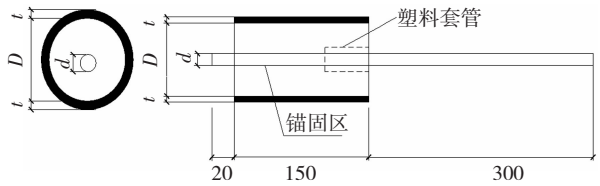


图 2　试件形式

Fig. 2　Specimen form

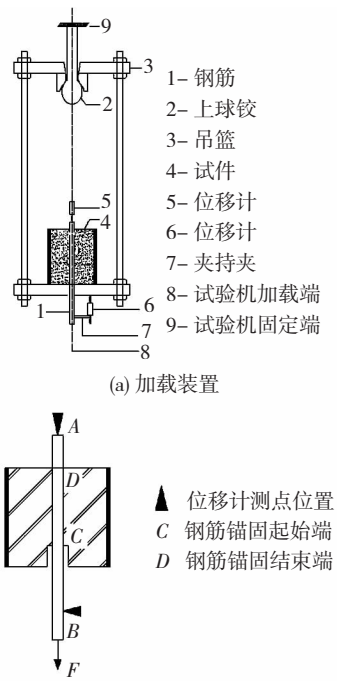
1.3　加载装置及位移计布置

图 3(a)为拉拔试验加载装置,采用电液伺服万能试验机,开始以 100 N/s 的力控制匀速加载,至 110 kN(钢筋接近屈服)后,以 0.3 mm/min 的位移控制加载,直至钢筋拉断或拔出.

图 3(b)为位移计测点位置图. AD 段钢筋未发生变形,A 点位移即为自由端 D 点位移. B 点位移扣除 BC 段钢筋变形即为加载端 C 点的位移.

$$S_{LC} = S_{LB} - \Delta S_{BC}. \tag{1}$$

式中:S_{LC} 为 C 点位移,S_{LB} 为 B 点位移,ΔS_{BC} 为 BC 段钢筋变形,其值 $\Delta S_{BC} = \varepsilon_{BC} \times l_{BC}$,$\varepsilon_{BC}$ 为 BC 段钢筋的应变,l_{BC} 为 BC 段钢筋长度.



(a) 加载装置

(b) 位移计测点

图 3　加载装置及位移计测点示意

Fig. 3　Sketch map of loading device and measuring point of displacement meter

钢筋与灌浆料间的滑移采用均值 $\bar{s} = (S_{LC} + S_{FD})/2$,$S_{FD}$ 为 D 点位移. 钢筋与灌浆料间的黏结应

力采用平均黏结应力，即 $\bar{\tau} = F/(\pi d l_a)$，当加载端荷载达到最大值 F_u 时，此时的平均黏结应力称为黏结强度 τ_u.

2 试件破坏形态及机理

试验结果见表 2，图 4 为试件破坏形态，共分为两种.

表 2 试件尺寸及试验结果

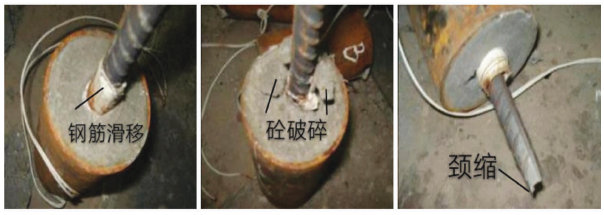
Tab. 2 Specimen size and test results

试件编号	钢筋直径/mm	锚固长度/mm	破坏形式	极限荷载/kN	黏结强度/MPa
T60-2-1-1	16	96 (6d)	拔出破坏	114.1	23.65
T60-2-1-2	16	96 (6d)	拔出破坏	111.5	23.11
T60-2-1-3	16	96 (6d)	拔出破坏	111.9	23.19
T60-2-2-1	18	96 (5.3d)	拔出破坏	129.9	23.93
T60-2-2-2	18	96 (5.3d)	拔出破坏	137.1	25.25
T60-2-2-3	18	96 (5.3d)	拔出破坏	134.3	24.74
T60-2-3-1	20	96 (4.8d)	拔出破坏	156.8	25.99
T60-2-3-2	20	96 (4.8d)	拔出破坏	156.1	25.88
T60-2-3-3	20	96 (4.8d)	拔出破坏	141.3	23.43
T60-2-4-1	16	72 (4.5d)	拔出破坏	110.5	30.53
T60-2-4-2	16	72 (4.5d)	拔出破坏	105.8	29.21
T60-2-4-3	16	72 (4.5d)	拔出破坏	100.0	27.60
T60-2-5-1	16	128 (8d)	拔出破坏	119.8	18.62
T60-2-5-2	16	128 (8d)	拔出破坏	119.9	18.64
T60-2-5-3	16	128 (8d)	拔出破坏	110.1	17.11
T68-3-1-1	16	96 (6d)	拉断破坏	119.0	24.66
T68-3-1-2	16	96 (6d)	拉断破坏	119.6	24.78
T68-3-1-3	16	96 (6d)	拔出破坏	116.9	24.23
T68-3-2-1	18	96 (5.3d)	拔出破坏	127.3	23.45
T68-3-2-2	18	96 (5.3d)	拔出破坏	127.8	23.54
T68-3-2-3	18	96 (5.3d)	拔出破坏	137.8	25.38
T68-3-3-1	20	96 (4.8d)	拔出破坏	145.4	24.11
T68-3-3-2	20	96 (4.8d)	拔出破坏	160.1	26.54
T68-3-3-3	20	96 (4.8d)	拔出破坏	159.0	26.36
T68-3-4-1	16	72 (4.5d)	拔出破坏	104.5	28.88
T68-3-4-2	16	72 (4.5d)	拔出破坏	105.0	29.01
T68-3-4-3	16	72 (4.5d)	拔出破坏	100.9	27.88
T68-3-5-1	16	128 (8d)	拉断破坏	118.3	18.39
T68-3-5-2	16	128 (8d)	拔出破坏	112.9	17.55
T68-3-5-3	16	128 (8d)	拉断破坏	118.4	18.40
T79-3.5-1-1	16	96 (6d)	拔出破坏	110.0	22.80
T79-3.5-1-2	16	96 (6d)	拉断破坏	118.8	24.62
T79-3.5-1-3	16	96 (6d)	拔出破坏	116.8	24.23
T79-3.5-2-1	18	96 (5.3d)	拔出破坏	138.7	25.55
T79-3.5-2-2	18	96 (5.3d)	拔出破坏	143.0	26.34
T79-3.5-2-3	18	96 (5.3d)	拔出破坏	139.0	25.60
T79-3.5-3-1	20	96 (4.8d)	拔出破坏	158.3	26.24
T79-3.5-3-2	20	96 (4.8d)	拔出破坏	158.0	26.19
T79-3.5-3-3	20	96 (4.8d)	拔出破坏	157.5	26.11
T79-3.5-4-1	16	72 (4.5d)	拔出破坏	116.5	32.19
T79-3.5-4-2	16	72 (4.5d)	拔出破坏	106.3	29.37
T79-3.5-4-3	16	72 (4.5d)	—	—	—
T79-3.5-5-1	16	128 (8d)	拉断破坏	120.3	18.70
T79-3.5-5-2	16	128 (8d)	拉断破坏	120.4	18.71
T79-3.5-5-3	16	128 (8d)	拔出破坏	—	—

注：以 T60 - 2 - 1 - 1 为例，60 表示套筒内径 D 为 60 mm，2 表示套筒壁厚 t 为 2 mm，1 表示 1 组试件，1 表示 1 号试件；“—”表示无数据，余同.

1）钢筋屈服后从灌浆料中拔出破坏：37 个试件发生这种破坏. 在荷载接近峰值荷载前，可以听到咬合齿（图 5（a））剪断的响声，然后试件达到极限承载力，荷载开始下降. 试验可观察到明显的钢筋滑移现象，见图 4（a）；破坏时部分试件的端口灌浆料会有碎裂的迹象，见图 4（b），说明加载端附近应力集中现象比较明显.

2）套筒外部钢筋拉断破坏：7 个试件发生这种破坏，均为直径 16 mm 的钢筋. 它又分为两种形式，试件 T68 - 3 - 1 - 1、T68 - 3 - 1 - 2、T79 - 3.5 - 1 - 2（锚固长度均为 96 mm）在荷载上升阶段发生破坏，钢筋在荷载接近钢筋极限抗拉承载力时突然断裂，荷载迅速降为零；试件 T68 - 3 - 5 - 1、T68 - 3 - 5 - 3、T79 - 3.5 - 5 - 1、T79 - 3.5 - 5 - 2（锚固长度均为 128 mm）在卸载过程中破坏，即达极限荷载后钢筋拉断，此时荷载仍处于较高的水平. 发生钢筋拉断破坏试件均可以观察到钢筋断口有明显的颈缩现象，见图 4（c）.



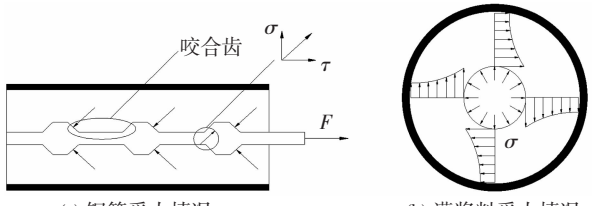
(a) 钢筋拔出破坏 (b) 钢筋拔出破坏，端部破碎 (c) 钢筋拉断破坏

图 4 试件破坏形态

Fig. 4 Specimen failure patterns

带肋钢筋与约束灌浆料之间的黏结力由 3 部分组成[4]：1）灌浆料胶体与钢筋表面的化学胶结力；2）钢筋与灌浆料接触面处的摩擦力；3）钢筋肋与灌浆料的机械咬合作用.

图 5 为带肋钢筋与套筒约束灌浆料黏结机理. 钢筋受力时，钢筋与灌浆料间作用力见图 5（a），可分解为切向应力和径向应力. 切向应力使肋间灌浆料（咬合齿）受弯，受剪；径向应力使灌浆料受环向拉力膨胀，见图 5（b），套筒约束灌浆料的膨胀，提高了灌浆料与钢筋的黏结能力.



(a) 钢筋受力情况 (b) 灌浆料受力情况

图 5 钢筋在套筒约束灌浆料中黏结机理

Fig. 5 Bar-grout bonding mechanism

3　黏结强度影响因素

3.1　钢筋直径对黏结强度的影响

图 6、7 分别为 3 种套筒尺寸下,锚固长度均为 96 mm时钢筋直径变化对极限承载力、黏结强度的影响. 当套筒尺寸相同,钢筋直径增加,试件极限承载力增大,黏结强度总体呈增大趋势. 钢筋直径增大,使钢筋与灌浆料间的机械咬合力增大,且钢筋与套筒间的灌浆料厚度减小,使套筒对灌浆料的约束作用增强,故黏结强度增大.

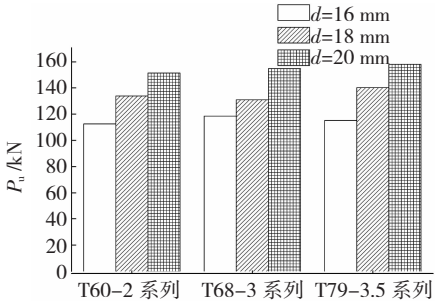


图 6　钢筋直径对极限承载力的影响

Fig. 6　Influence of steel bar diameter on ultimate bearing capacity

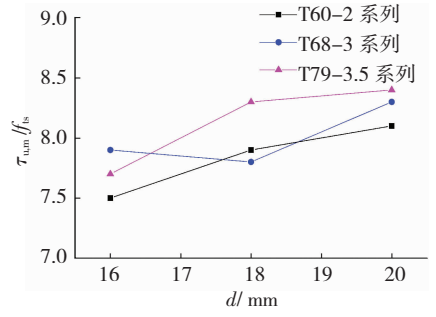


图 7　钢筋直径对黏结强度的影响

Fig. 7　Influence of steel bar diameter on bond strength

3.2　钢筋锚固长度对黏结性能的影响

图 8、9 为直径 16 mm 的钢筋在不同锚固长度下极限承载力及黏结强度变化趋势图.

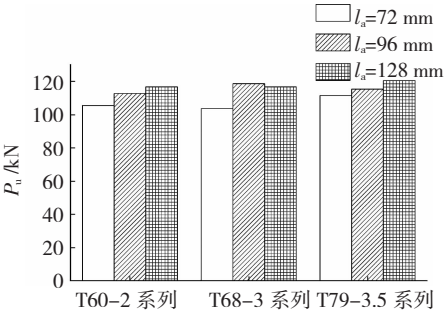


图 8　锚固长度对极限承载力的影响

Fig. 8　Influence of anchorage length on ultimate bearing capacity

由图 8 可知,套筒尺寸和钢筋直径一定,随着锚固长度的增加,试件的极限承载力总体上呈增大趋势. 锚固长度越长,钢筋与灌浆料的参于机械咬合作用的肋就越多,从而提高了试件的极限承载力.

图 9 可反映试件的黏结强度随锚固长度增加呈现降低趋势,由于锚固长度越长,黏结应力分布越不均匀,自由端附近的黏结应力较小,未充分发挥作用,高应力区相对较短,平均黏结应力较小[5].

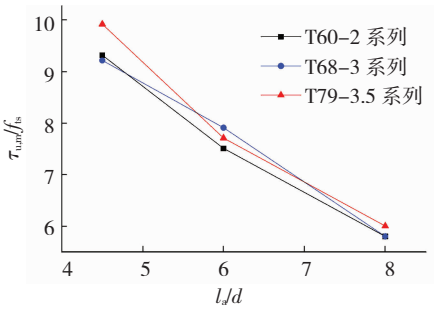


图 9　锚固长度对黏结强度的影响

Fig. 9　Influence of anchorage length on bond strength

3.3　套筒尺寸对黏结性能的影响

本试验套筒有内径和壁厚两个变化参数,仿照钢管混凝土中含钢率(式(2))的概念,将套筒的内径和壁厚转化为含钢率来考察套筒尺寸的影响,见式(3).

$$\rho_v = \frac{A_s}{A_c}, \tag{2}$$

$$\rho_v = \frac{A_s}{A_c} = \frac{\pi(R+t)^2 - \pi R^2}{\pi R^2} = \frac{2Rt + t^2}{R^2}. \tag{3}$$

式中:A_s 表示钢管的横截面积,A_c 表示钢管内混凝土横截面积,R 为套筒内半径,t 为套筒壁厚. T60 – 2、T68 – 3、T79 – 3. 5 系列试件的含钢率分别为 13. 78% 、18. 43% 、18. 51% .

表 3 为含钢率对试件极限承载力及黏结强度的影响,可以看出,随着 ρ_v 的增加,极限承载力和黏结强度总体呈增大趋势但增幅很小,且规律性不强,因为本试验采用的 3 种尺寸的套筒含钢率均较高,已经对灌浆料提供了较强约束,继续提高含钢率约束效果提高不明显,对黏结强度提高不明显.

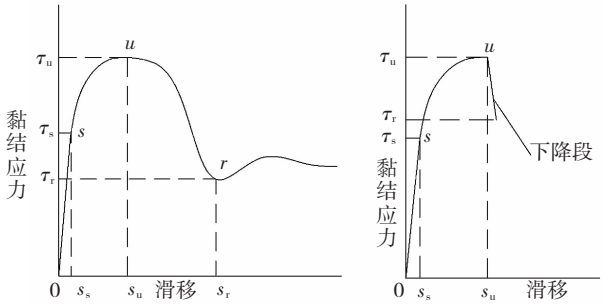
表 3　含钢率对极限承载力及黏结强度的影响

Tab. 3　Effect of steel content on ultimate bearing capacity and bond strength

组别	含钢率/%	平均极限承载力/kN	平均黏结强度/MPa
T60-2-1	13.78	112.5	23.32
T68-3-1	18.43	118.5	24.56
T79-3.5-1	18.51	115.2	23.88
T60-2-2	13.78	133.8	24.64
T68-3-2	18.43	131.0	24.12
T79-3.5-2	18.51	140.2	25.83
T60-2-3	13.78	151.4	25.10
T68-3-3	18.43	154.8	25.67
T79-3.5-3	18.51	157.9	26.18
T60-2-4	13.78	105.4	29.11
T68-3-4	18.43	103.5	28.59
T79-3.5-4	18.51	111.4	30.78
T60-2-5	13.78	116.6	18.12
T68-3-5	18.43	116.5	18.11
T79-3.5-5	18.51	120.4	18.71

4 黏结应力 - 滑移曲线及本构关系

发生钢筋拔出破坏的试件，$\tau - s$ 曲线既有上升段，也有下降段，充分体现了黏结滑移的整个过程；发生套筒外钢筋拉断破坏的试件，部分在 $\tau - s$ 曲线上升段破坏，部分在下降段破坏. 对于在上升段钢筋拉断和钢筋拔出破坏的试件，其 $\tau - s$ 曲线特征相似，参考带肋钢筋与混凝土 $\tau - s$ 曲线[6]，将试件的典型 $\tau - s$ 曲线划分为 4 个阶段，见图 10(a). 图中 τ_s 为劈裂强度，τ_u 为黏结强度，τ_r 为残余强度；s_s、s_u、s_r 分别为以上 3 个特征点对应的滑移值.



(a) 典型 τ-s 曲线　(b)（下降段）钢筋拉断试件 τ-s 曲线

图 10　$\tau - s$ 曲线

Fig. 10　$\tau - s$ curve

1）滑移段（$0 - s$）：滑移段的黏结力主要来自于钢筋与肋间灌浆料之间的机械咬合力. 钢筋与灌浆料间相对滑移增长缓慢（在 1 mm 左右），当肋前灌浆料开始出现压碎的迹象，滑移曲线开始出现转折.

2）劈裂段（$s - u$）：在加载端荷载达到钢筋屈服点附近时，肋前灌浆料开始被大面积压碎，黏结应力 - 滑移曲线上升并出现明显转折，肋前灌浆料压碎的越来越彻底，黏结滑移曲线斜率越来越低，最后达极限承载力.

3）下降段（$u - r$）：钢筋与灌浆料间的黏结性能由于肋间灌浆料退出工作而迅速降低，黏结应力下降很快，由于套筒约束，钢筋与灌浆料间的相对滑移持续增长，钢筋缓缓被拔出试块.

4）残余段（$r -$）：钢筋与灌浆料间形成的新滑移面，并保持一定的摩擦力，荷载在一定值上下波动，同时滑移值不断增大，直到钢筋被完全拔出.

对于在 $\tau - s$ 曲线下降段发生钢筋拉断的试件，将其划分为 3 段：滑移段（$0 - s$），劈裂段（$s - u$），下降段（$s = s_u$），见图 10(b)，无残余段.

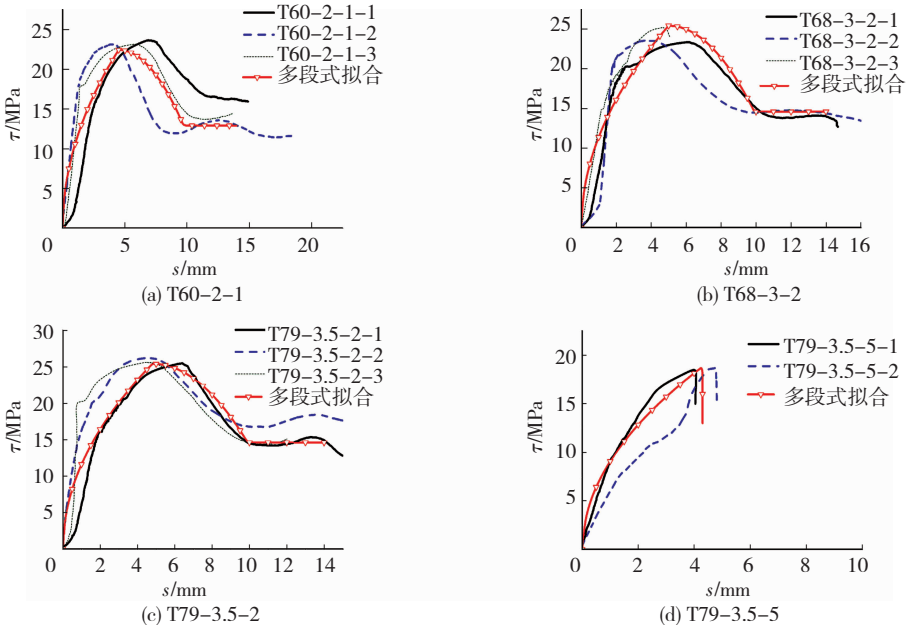
将典型的 $\tau - s$ 曲线划分为上升段、下降段和残余段. 上升段借鉴 Haraji[7] 对素混凝土的研究理论，下降和残余段参考带肋钢筋与灌浆料本构关系式[8]，套筒约束灌浆料黏结滑移本构曲线表达式为：

$$\tau = \begin{cases} \tau_u \left(\dfrac{s}{s_u}\right)^a, & 0 < s \leqslant s_u; \\ \tau_u + \dfrac{\tau_r - \tau_u}{(s_r - s_u)^2}(s - s_u)^2, & s_u < s \leqslant s_r; \\ \tau_r, & s > s_r. \end{cases} \tag{4}$$

下降段发生钢筋拉断试件的 $\tau - s$ 本构关系：

$$\begin{cases} \tau = \tau_u \left(\dfrac{s}{s_u}\right)^a, & 0 < s \leqslant s_u; \\ s = s_u, & \tau_u < \tau \leqslant \tau_r. \end{cases} \tag{5}$$

代入相关试验数据，拟合得出 a 为 0.5. 式(4)、(5)本构关系拟合曲线与试验曲线对比见图 11，两者吻合良好.



(a) T60-2-1　(b) T68-3-2

(c) T79-3.5-2　(d) T79-3.5-5

图 11　各试件 $\tau - s$ 曲线与拟合曲线对比

Fig. 11　Comparison of each specimen's $\tau - s$ curve to fitting curve

5　黏结滑移曲线特征值

5.1　黏结强度与残余强度

黏结强度 τ_u 和残余强度 τ_r 与钢筋直径、锚固长度、套筒含钢率、灌浆料劈裂抗拉强度有关,参考文献[9－11],通过对发生钢筋拔出破坏的 36 个试件结果拟合,得出式(6)、(7).

$$\tau_u = \left[1.16 + 18\left(\frac{d}{l_a}\right)\right][1.65 + 0.81\rho_v]f_{ts}. \quad (6)$$

式中 $l_a < 8d$,套筒含钢率为 13.78% ~18.51%.

τ_u^0/τ_u^c(计算值/试验值)在 0.90 ~1.15 范围内,平均值为 1.00,标准差为 0.05,变异系数 0.05,数据拟合程度良好.

$$\tau_r = \left[1.10 + 8.49\left(\frac{d}{l_a}\right)\right][1.13 + 3.56\rho_v]f_{ts}. \quad (7)$$

τ_r^0/τ_r^c(试验值/计算值)的范围在 0.92 ~1.31,标准差为 0.1,式(7)对试验数据拟合良好.

5.2　黏结强度对应的滑移值

s_u 取决于发生钢筋拔出破坏试件的黏结性能,参考安明喆等[12]活性粉末混凝土 s_u 公式,同时考虑 d/l_a 和 f_{ts} 的影响,得到 s_u 的拟合公式为

$$s_u = \left[1.15 + 1.42\left(\frac{d}{l_a}\right)\right]f_{ts}. \quad (8)$$

s_u^c/s_u^0 的范围在 0.70 ~1.29,标准差为 0.146,式(8)对试验数据拟合尚可.

将本文黏结强度对应的滑移值与文献[6,9－10,13－15]黏结强度对应的滑移值对比,见表 4,表中数据取钢筋拔出破坏试件滑移值,所有试件的锚固长度相近,大多数试件材料强度相近,其中试验 1、2 为本课题组前期灌浆料拉拔试验结果.

发生钢筋屈服前拔出破坏的灌浆料试件的滑移均值大于混凝土材料的滑移均值,这是由于灌浆料不含粗骨料,裂缝更易发展,使得滑移值大.

本文套筒约束灌浆料的滑移均值远大于各种混凝土材料的滑移均值,这是由于套筒约束灌浆料黏结性能好,试件均在钢筋屈服甚至大幅度进入强化阶段后才发生拔出破坏,故极限承载力对应的滑移值比钢筋屈服前拔出破坏的混凝土试件大很多.

表 4　不同材料钢筋滑移值对比

Tab. 4　Comparison of steel slip value of different materials

材质	s_u 试验均值	钢筋屈服情况	锚固长度	试件个数	材料强度/MPa
套筒约束灌浆料	0.258 5 d	屈服后	4.5 d ~8 d	36	65.80
普通混凝土[6]	0.036 8 d	屈服前	5 d	46	19.98
浮石混凝土[9]	0.029 1 d	屈服前	5 d	35	32.79
高强陶粒混凝土[10]	0.028 8 d	屈服前	5 d	27	52.34
灌浆料试验 1[13]	0.130 0 d	屈服前	3 d	1	65.80
	0.239 7 d	屈服后	3 d、6 d	12	
灌浆料试验 2[14]	0.143 8 d	屈服前	4 d	3	58.83
	0.477 5 d	屈服后	5 d	2	
高强混凝土[15]	0.042 7 d	屈服前	5 d	5	58.40

5.3　残余强度对应的滑移值

s_r 拟合公式考虑钢筋直径、锚固长度、套筒含钢率及灌浆料劈裂抗拉强度影响:

$$s_r = \left[1.80 + 0.05\left(\frac{d}{l_a}\right)\right][1.74 + 0.07\rho_v]f_{ts}. \quad (9)$$

将套筒约束灌浆料试件 s_r 试验值与计算值对比,s_r^c/s_r^0 的范围为 0.86 ~1.21,标准差为 0.09,式(9)与试验数据吻合良好.

6　黏结滑移曲线能量分析

$\tau - s$ 曲线上升段、下降段和残余段的不同能量转化形式,见图 12.1)上升段:此阶段 $(0 - u)$ 试件不断吸收外力做功,转化为钢筋与灌浆料界面的弹性能、塑性变性能等,面积用 a 来表示;2)下降段:此阶段 $(u - r)$ 试件通过裂缝不断开展以及界面灌浆料挤压破碎释放所吸收的能量,面积用 b 来表示;3)残余段:理想情况下,该阶段试件吸收和释放能量始终保持平衡,能量分析时可以不予考虑.

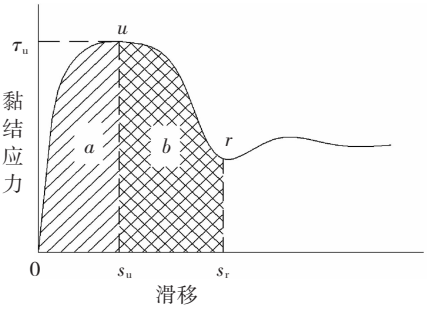
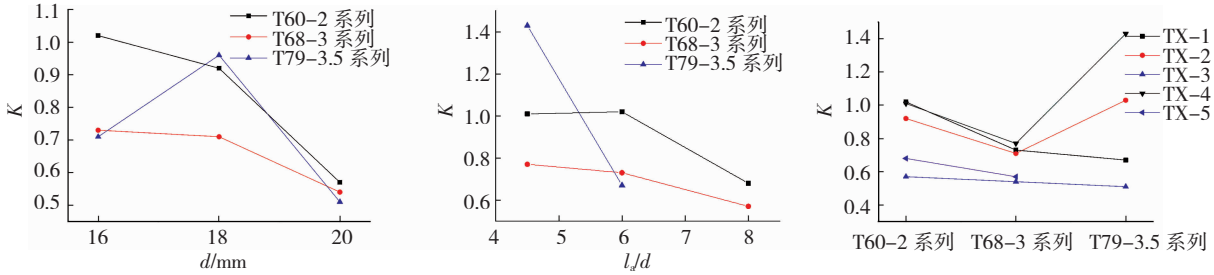


图 12　典型 $\tau - s$ 曲线能量图

Fig. 12　Typical $\tau - s$ curve energy diagram

上升段吸收能量 a 和下降段释放能量 b 之和 $a + b$ 为总能量,比值 a/b 定义为脆性系数 k,k 值越

小表明试件在黏结滑移过程中延性越好. 统计试件的能量特征值,绘制钢筋直径、钢筋锚固长度和套筒尺寸对脆性系数 k 的影响曲线,见图 13,图中 X 代表所有 60 -2,68 -3,79 -3.5 三种不同套筒尺寸的试件.



(a) 钢筋直径对 k 值影响 (b) 锚固长度对 k 值影响 (c)套筒尺寸对 k 值影响

图 13 三种变量对 k 值影响

Fig. 13 Influence of three variables on k value

由图 13(a)、(b)可知,随着钢筋直径、锚固长度的增加,脆性系数 k 总体呈降低趋势,表明试件延性提高. 前文中 7 个 16 mm 钢筋拉断破坏的试件,锚固长度为 96 mm 试件在荷载上升阶段发生破坏(延性差);锚固长度为 128 mm 试件在卸载过程中破坏(延性好),正说明了锚固长度的增加,试件延性提高. 图 13(c)可知 k 值随套筒尺寸变化无明显规律.

7 钢筋锚固长度设计建议

7.1 钢筋拉断临界锚固长度值求解

根据 JGJ 355—2015《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》[16] 中的相关规定,取钢筋与灌浆料达极限黏结强度时,钢筋刚好拉断的状态为拉断临界状态. 锚固力为 $F_u = \tau_u \cdot \pi d l_a^u$,钢筋拉断力为 $F_u = \bar{f}_u \cdot \pi d^2/4$,则由力的平衡条件得极限状态方程为

$$4\left(\frac{l_a^u}{d}\right)\tau_u = \bar{f}_u, \tag{10}$$

式中 $\bar{f}_u$ 为试验测得的钢筋极限抗拉强度均值,平均黏结强度 τ_u 由式(6) 得到.

灌浆料劈裂抗拉强度 f_{ts} 取为 3.12 MPa,钢筋极限抗拉强度平均值 $\bar{f}_u$ 取试验值 617.3 MPa. 将相关试验数据代入式(10),得到钢筋拉断临界锚固长度 l_a^u,见表 5,计算结果与试验结果较吻合.

表 5 拉断临界锚固长度值

Tab. 5 Limit critical anchorage length

含钢率/%	试验拉断临界锚固长度	l_a^u/d
13.78	大于 8d	8.68
18.43	约 8d	8.18
18.51	约 8d	8.17

7.2 钢筋屈服临界锚固长度值求解

7.2.1 试验及统计资料

1)钢筋参数. 根据规范[17] 规定的钢筋强度标准值及实际统计的变异系数,按 95% 的保证率求得钢筋屈服强度平均值:

$$\mu_{f_y} = \frac{f_{y_k}}{1 - 1.645\delta_{f_y}}. \tag{11}$$

式中:f_{y_k} 为钢筋屈服强度标准值,HRB400 钢筋取值为 400 MPa,δ_{f_y} 为钢筋屈服强度的变异系数,为 0.064 1[18],将 f_{y_k} 和 δ_{f_y} 的值代入式(11)中,求得 μ_{f_y} =447 MPa.

2)灌浆料参数. 根据本试验灌浆料劈裂抗拉试验数据得劈裂抗拉强度的平均值为 3.12 MPa,变异系数为 0.038 5.

3)构件几何尺寸. 试件几何尺寸偏差包括钢筋直径、锚固长度和含钢率,试验过程中,量测了试件的实际尺寸,与设计值做对比,各参数的平均值及变异系数见表 6.

表 6 试件几何尺寸偏差

Tab. 6 Geometrical deviation of specimen

参数	平均值	变异系数
含钢率 ρ_v^0/ρ_v^c	1.08	0.103
钢筋直径 d^0/d^c	0.98	0.018
锚固长度 l_a^0/l_a^c	0.97	0.062

注:上标 0 表示实测值,上标 c 表示设计值.

7.2.2 中心点法求解钢筋屈服临界锚固长度

取钢筋与灌浆料达极限黏结强度时,钢筋刚好屈服的状态为屈服临界状态. 参考邵卓民等[18] 相关文献采用中心点法计算套筒约束灌浆料试件屈服临界锚固长度值 l_a^{cr}.

锚固力为 $F_u = \tau_u \cdot \pi d l_a^{cr}$,钢筋屈服力为 $F_y = f_y \cdot \pi d^2/4$,根据平衡条件,得屈服临界状态平衡方程:

$$4\left(\frac{l_a^{cr}}{d}\right)\tau_u = f_y. \tag{12}$$

令 $R = 4(l_a^{cr}/d)\tau_u$, $S = f_y$.

将式(12)改写为更通用的形式 $R = S$.

式中:R 为锚固抗力,与锚固长度和黏结强度有关;S

为结构或构件中因作用引起的效应,即对锚固钢筋的拉拔力.

为反映式(6)黏结强度 τ_u 的准确性,引入系数 $\Omega = \tau_u^0/\tau_u^c$,由式(6)的试验数据拟合得系数 Ω 的平均值 $\mu_\Omega = 1.00$,变异系数 $\delta_\Omega = 0.13$.

锚固抗力 R 修正为

$$R = \Omega \cdot 4\frac{l_a^{cr}}{d}\left[1.16 + 18\left(\frac{d}{l_a^{cr}}\right)\right][1.65 + 0.81\rho_v]f_{ts}. \tag{13}$$

令

$$L_1 = 1.16\left(\frac{l_a^{cr}}{d}\right) + 18,$$

$$T_1 = 1.65 + 0.81\rho_v.$$

则将式(13)简化为

$$R = 4\Omega \cdot L_1 \cdot T_1 \cdot f_{ts}. \tag{14}$$

考虑构件 l_a、d 尺寸偏差,L_1 的平均值、方差和变异系数分别为:

$$\mu_{L_1} = 1.16\left(\frac{l_a^{cr}}{d}\right) + 18,$$

$$\sigma_{L_1}^2 = 1.16^2\left(\frac{\mu_{l_a^0}}{\mu_{d^0}}\right)^2(\delta_{l_a^0}^2 + \delta_{d^0}^2) = 0.07^2\left(\frac{l_a^{cr}}{d}\right)^2,$$

$$\delta_{L_1} = \frac{\sigma_{L_1}}{\mu_{L_1}} = \frac{0.07(l_a^{cr}/d)}{18 + 1.16(l_a^{cr}/d)}.$$

考虑构件含钢率 ρ_v 尺寸偏差,T_1 的平均值、标准差和变异系数为:

$$\mu_{T_1} = 1.65 + 0.87\rho_v, \tag{15}$$

$$\sigma_{T_1}^2 = 0.81\sigma_{\rho_v^0}^2 = 0.09^2\rho_v^2, \tag{16}$$

$$\delta_{T_1} = \frac{\sigma_{T_1}}{\mu_{T_1}} = \frac{0.09\rho_v}{1.65 + 0.87\rho_v}. \tag{17}$$

假设锚固抗力 R 服从对数正态分布,根据统计学知识可知,锚固抗力 R 的平均值可表示为

$$\mu_R = 4\mu_\Omega \cdot \mu_{L_1} \cdot \mu_{T_1} \cdot \mu_{f_{ts}}. \tag{18}$$

R 的变异系数为

$$\delta_R = \sqrt{\delta_\Omega^2 + \delta_{L_1}^2 + \delta_{T_1}^2 + \delta_{f_{ts}}^2}. \tag{19}$$

荷载效应 S 的平均值为 $\mu_s = \mu_{f_y} = 447$ MPa,变异系数为 $\delta_s = \delta_{f_y} = 0.064\ 1$.

假设荷载效应 S 亦服从对数正态分布,则设函数 $Z = \ln(R/S) = \ln R - \ln S$,函数 Z 服从正态分布,其可靠指标可表示为

$$\beta = \frac{\ln\mu_R - \ln\mu_S}{\sqrt{\delta_R^2 + \delta_S^2}}. \tag{20}$$

则钢筋锚固长度的计算方程为

$$\ln\mu_R - \ln\mu_S - \beta\sqrt{\delta_R^2 + \delta_S^2} = 0. \tag{21}$$

对于安全等级为二级的建筑结构或公路桥梁结构钢筋屈服同时黏结应力达到最大时的可靠度指标可取 $\beta_1 = 1.60$ 或 $\beta_2 = 1.94$.

联立式(15)、(17)、(18)、(19)将相关试验数据代入到式中求得 μ_R、δ_R,将 μ_R、δ_R、μ_s、δ_s 及 β_1 代入式(21),得到建筑结构屈服临界锚固长度值 l_{a1}^{cr},将 μ_R、δ_R、μ_s、δ_s 及 β_2 代入式(21)得到公路桥梁结构屈服临界锚固长度值 l_{a2}^{cr},计算结果见表 7.

表 7　屈服临界锚固长度值

Tab. 7　Yield critical anchorage length

含钢率/%	试验屈服临界锚固长度	l_{a1}^{cr}/d	l_{a2}^{cr}/d
13.78	小于 4.5d	4.68	5.33
18.43	小于 4.5d	4.25	4.88
18.51	小于 4.5d	4.24	4.87

GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》[17] 中规定的锚固长度基本值约为钢筋屈服时临界锚固长度的 1.55 ~ 1.85 倍,基于安全,对套筒约束灌浆料屈服基本锚固长度建议值取为钢筋屈服时临界锚固长度的 1.85 倍[19],即 11d,适用于 H40 灌浆料,且套筒含钢率为 13.78% ~ 18.51%,有抗震要求时尚应考虑抗震影响系数.

7.3　不同材料屈服锚固长度对比

《混凝土结构设计规范》[17] 规定:在充分利用钢筋抗拉强度时,钢筋在混凝土内的基本锚固计算公式为

$$l_a = \alpha\frac{f_y}{f_t}d, \tag{22}$$

式中:f_y 为钢筋抗拉强度设计值,f_t 为混凝土轴心抗拉强度设计值,α 为钢筋外形系数. 带肋钢筋 α 取 0.14,将本次试验的数据,即 $\mu_{f_y} = 447$ MPa,$f_t = 3.12$ MPa,带入式(22)中,得到普通混凝土锚固长度为 20d.

文献[14]H40 灌浆料锚固长度建议值为 12d,基于安全,采用与本文套筒约束灌浆料相同的方法,对文献[14]中 H40 灌浆料锚固长度建议值取为钢筋屈服时临界锚固长度的 1.85 倍,即 22d.

可见,相同材料强度下,灌浆料与普通混凝土锚固长度相近,套筒约束灌浆料的锚固长度较无约束灌浆料大大减少.

8　结　论

1)套筒尺寸固定,随着钢筋直径增大,套筒对灌浆料约束增强,试件的极限承载力增大,黏结强度总体呈增大趋势.

2)随着钢筋锚固长度增大,试件的极限承载力增大,但锚固长度越长,黏结应力分布越不均匀,自由端附近的黏结应力较小,高应力区相对较短,黏结强度降低.

3)当套筒含钢率在 13.78% ~18.51%,含钢率的增加对试件黏结强度提高作用较小.

4)拟合钢筋与套筒约束灌浆料间黏结滑移本构关系,并给出本构关系中各特征点的黏结强度和滑移值计算公式,拟合公式与试验结果吻合良好.

5)由于灌浆料不含粗骨料,使钢筋在灌浆料中达黏结强度对应的滑移值大于钢筋在各种混凝土中达黏结强度对应的滑移值.

6)对黏结滑移曲线进行了能量分析,钢筋直径增大、锚固长度增加,脆性系数 k 降低,表明试件延性提高,套筒尺寸对试件延性无明显影响规律.

7)计算了钢筋在套筒约束灌浆料中达屈服强度和极限强度的临界锚固长度.

8)套筒约束灌浆料的锚固长度较无约束灌浆料大大减少.

参考文献

[1] 余琼,许志远,袁炜航,等. 两种因素影响下套筒约束浆锚搭接接头拉伸试验[J]. 哈尔滨工业大学学报,2016,48(12): 34
YU Qiong, XU Zhiyuan, YUAN Weihang, et al. Experimental study of grouted sleeve lapping connectors varied in two factors under tensile load[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(12): 34

[2] 余琼. 一种新型的约束搭接套筒: ZL 2014 2 0656653.0[P]. 2015.04.01
YU Qiong. A new confined lapping sleeve: ZL 2014 2 0656653.0[P]. 2015.04.01

[3] 水泥基灌浆材料应用技术规范:GB/T 50448—2015 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2015
Technical code for application of cementitious grout: GB/T 50448—2015[S]. Beijing: China Building Industry Press, 2015

[4] WALKER P R, BATAYNEH M K, REGAN P E. Bond strength tests on deformed reinforcement in normal weight concrete[J]. Materials and Structures, 1997, 30(7): 424

[5] MO A, El-TAWIL S. Factors affecting bond development between ultra high performance concrete (UHPC) and steel bar reinforcement [J]. Construction and Building Materials, 2017, 144: 412

[6] 徐有邻,沈文都,汪洪. 钢筋砼黏结锚固性能的试验研究[J]. 建筑结构学报,1994,15(3): 26
XU Youlin, SHEN Wendu, WANG Hong. An experimental study of bond anchorage properties of bars in concrete[J]. Journal of Building Structures, 1994, 15(3): 26

[7] HARAJI M H. Development/splice strength of reinforcing bars embedded in pail and fiber reinforced concrete[J]. ACI Structural Journal, 1994, 91(5): 511

[8] 余琼,袁炜航,尤高帅. 带肋钢筋与灌浆料黏结性能试验研究及有限元分析[J]. 结构工程师,2016,32(6): 113
YU Qiong, YUAN Weihang, YOU Gaoshuai. Experiment and finite element analysis on bonding properties between deformed bars and grouting material[J]. Structural Engineers, 2016, 32(6): 113

[9] 王冰,李学章. 浮石混凝土与变形钢筋黏结锚固性能的研究[J]. 哈尔滨建筑大学学报,1998,31(6): 30
WANG Bing, LI Xuezhang. Experimental study on bond properties of deformed bars in pumice concrete[J]. Journal of Harbin University of Civil Engineering and Architecture, 1998, 31(6): 30

[10] 李渝军,叶列平,程志军,等. 高强陶粒混凝土与变形钢筋黏结锚固强度的试验研究[J]. 建筑科学,2006,22(4): 51
LI Yujun, YE Lieping, CHENG Zhijun, et al. Bond strength between high-strength lightweight aggregate concrete and deformed bar[J]. Building Science, 2006, 22(4): 51

[11] 胡琼,山显彬. 自密实混凝土中变形钢筋锚固长度设计建议[J]. 武汉理工大学学报,2009,31(12): 103
HU Qiong, SHAN Xianbin. Suggestion of anchorage length for deformed bars in self-compacting concrete[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2009, 31(12): 103

[12] 安明喆,贾方方,余自若,等. 活性粉末混凝土受弯构件中钢筋黏结性能[J]. 哈尔滨工业大学学报,2013,45(8): 105
AN Mingzhe, JIA Fangfang, YU Ziruo, et al. Bond properties of reinforcement anchored in reactive powder concrete flexural members [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2013, 45(8): 105

[13] 袁炜航. 带肋钢筋与灌浆料、约束灌浆料黏结性能试验研究[D]. 上海: 同济大学, 2016
YUAN Weihang. Experimmental study on bonding properties between deformed bars and grouting material with or without confinement[D]. Shanghai: Tongji University, 2016

[14] 余琼,许雪静,尤高帅. 带肋钢筋与灌浆料黏结性能试验[J]. 哈尔滨工业大学学报,2017,49(12):91
YU Qiong, XU Xuejing, YOU Gaoshuai. Experimental study on bond behavior for ribbed steel bars and grout[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2017, 49(12):91

[15] DESNERCK P, SCHUTTER G D, TAERWE L. Bond behaviour of reinforcing bars in self-compacting concrete: experimental determination by using beam tests[J]. Materials and Structures, 2010, 43(1):53

[16] 钢筋套筒灌浆连接应用技术规程:JGJ 355—2015[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2015
Technical specification for grout sleeve splicing of rebars: JGJ 355—2015[S]. Beijing: China Building Industry Press, 2015

[17] 混凝土结构设计规范:GB 50010—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010
Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2010

[18] 邵卓民,沈文都,徐有邻. 钢筋砼的锚固可靠度及锚固设计[J]. 建筑结构学报, 1987(4): 36
SHAO Zhuomin, SHEN Wendu, XU Youlin. The reliability and design for anchorage of reinforcing bars[J]. Journal of Building Structures, 1987(4): 36

[19] 建筑结构可靠度设计统一标准:GB 50068—2001[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2001
General Administration of Quality Supervision. Unified standard for reliability design of building structures: GB 50068—2001 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2001

(编辑 赵丽莹)