

DOI: 10.11918/202503075

带肋钢筋与II型 APC 套筒约束灌浆料黏结性能试验研究

余琼¹, 林凯文¹, 翟桂庆², 郑芳俊², 张志³, 陈振海³, 孙佳秋⁴, 许志远⁵

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 山西建筑工程集团有限公司, 太原 030006; 3. 山西二建集团有限公司, 太原 030013; 4. 北京科技大学天津学院, 天津 301830; 5. 上海市胸科医院, 上海 200030)

摘要: 为研究 II 型 APC 套筒约束下带肋钢筋与灌浆料间的黏结滑移性能, 本研究进行了 23 组共 69 个 II 型 APC 套筒约束灌浆料钢筋拉拔试验。采用电液伺服万能试验机进行单向拉伸加载, 利用应变片及位移计分别采集套筒应变和钢筋滑移值, 研究了试件破坏形态、黏结强度影响因素、黏结滑移本构关系、套筒荷载应变曲线等。结果表明: 套筒约束灌浆料试件的破坏形式包括钢筋(屈服前及屈服后)拔出破坏和钢筋拉断破坏两种; 试件黏结强度随钢筋直径、锚固长度的增大而降低, 随含钢率的增大而提升; 钢筋与约束灌浆料间的黏结滑移分为滑移段、劈裂段、下降段、残余段 4 个阶段; 对比不同材料锚固试件发现, 灌浆料、套筒约束灌浆料、混凝土达到极限黏结强度时的滑移值依次降低, 混凝土因骨料限制了裂缝发展, 其滑移值最小。黏结滑移曲线的能量分析表明, 试件延性较优, 脆性系数随钢筋直径增大而降低、随锚固长度增大而提升。极限荷载时, 套筒长边环向为拉应变, 且随钢筋直径的增大而增大, 短边环向绝大部分为压应变, 套筒长边和短边纵向应变均为拉应变, 且套筒长边纵向及环向应变均大于短边。基于 ABAQUS 平台构建了 II 型 APC 套筒约束灌浆料有限元模型, 其仿真结果与试验数据吻合较好。在计算屈服及拉断临界状态下钢筋临界锚固长度值时, 套筒的存在可使其大大减小。

关键词: 黏结滑移本构关系; 约束灌浆料; 锚固长度; 套筒应变; 拉拔试验

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2026)01-0184-17

Experimental study on bonding properties between ribbed steel bars and grouting material constrained by Type II APC sleeve

YU Qiong¹, LIN Kaiwen¹, ZHAI Guiqing², ZHENG Fangjun², ZHANG Zhi³,
CHEN Zhenhai³, SUN Jiaqiu⁴, XU Zhiyuan⁵

(1. School of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanxi Construction Engineering Group Company Limited, Taiyuan 030006, China; 3. Shanxi Second Construction Group Co., Ltd, Taiyuan 030013, China; 4. Tianjin College, University of Science and Technology Beijing, Tianjin 301830, China; 5. Shanghai Chest Hospital, Shanghai 200030, China)

Abstract: To study the bond-slip performance between ribbed steel bars and grout under Type II APC sleeve restraint, a total of 69 Type II APC sleeve-constrained grout reinforcement tensile tests in 23 groups were conducted in this study. An electro-hydraulic servo universal testing machine was used for unidirectional tensile loading. Strain gauges and displacement meters were used to collect data on the strain of the sleeve and the slip value of the reinforcing bar, respectively. The damage morphology of the specimens, factors affecting bond strength, bond-slip ontological relationship, and sleeve load-strain curve were studied. The results show that: The damage forms of the sleeve-constrained grout specimens include two types: the pull-out damage of steel bars (before and after yielding) and the pull-out damage of steel bars; The bond strength of the specimens decreases with the increase of the diameter of the steel bars and the anchorage length, and increases with the increase of the steel content rate; The bond slippage between the steel bars and the constrained grout is divided into four phases: slippage, cleavage, descending, and remnant; Comparison of anchorage specimens made of different materials reveals that when reaching the ultimate bond strength the slip values decrease in the order of unrestrained grout, sleeve-constrained grout, and concrete, and the slip value of concrete was the smallest due to the limitation of crack development by the aggregates. Energy analysis of the bond-slip curves shows that the ductility of the specimens is superior, and the coefficient of brittleness decreases with increasing reinforcement diameter and increases with increasing anchorage length. At the ultimate load, the annular direction of the long side of the sleeve is tensile strain, and it increases

收稿日期: 2025-03-26; 录用日期: 2025-05-28; 网络首发日期: 2025-08-29

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250829.0927.014>

基金项目: 天津市教委科研项目(2023ZD053)

作者简介: 余琼(1968—), 女, 副教授, 硕士生导师

通信作者: 许志远, E-mail: zyxu_0908@163.com

with the increase of the diameter of the reinforcement bar, the annular direction of the short side is mostly compressive strain, the longitudinal strain of the long side and short side of the sleeve is tensile strain, and the longitudinal and annular strain of the long side of the sleeve is larger than that of the short side. Based on the ABAQUS platform, a finite element model of type II APC sleeve-constrained grout was constructed, and the simulation results were in good agreement with the test data. When calculating the value of critical anchorage length of reinforcement in the critical state of yielding and pulling off, the existence of the sleeve significantly reduces this length.

Keywords: bond-slip ontological relationship; constrained grout; anchorage length; sleeve strain; pull-out test

装配式建筑因低碳环保、施工周期短等优势在我国得到了广泛应用和发展^[1],而钢筋节点连接是装配式建筑施工中至关重要的一环。近年来,学者们针对钢筋节点连接的方式进行了大量探索,文献[2-4]通过试验验证了钢筋约束浆锚连接的可靠性,文献[5-9]利用试验和有限元模拟对套筒灌浆对接连接的套筒材料及形式进行优化,并逐渐运用于实际工程中。套筒灌浆连接仍存在许多亟需解决的问题,其中包括套筒内径小导致的施工不便、钢筋偏心及灌浆缺陷的问题^[10]。

基于此,余琼^[11]提出了两种新型套筒灌浆搭接连接接头(APC接头),分为 I 型套筒(两根钢筋搭接)和 II 型套筒(四根钢筋搭接),钢筋之间搭接传力,主要用于装配式结构中预制竖向构件钢筋连接。此种接头具有自锁效应,对套筒和灌浆料的材料要求低,造价低,施工便利,容错率高,灌浆易密实。相较于 I 型套筒,II 型套筒的优势在于现场施工时更为便捷高效,在预制竖向构件钢筋节点连接中具有广阔的应用前景。

余琼研究团队前期为探究 APC 套筒的力学性能进行了大量单向拉伸及反复拉压试验^[12-15],并将 APC 套筒与预制构件结合进行拟静力试验^[16-17],验证了其在实际工程中应用的可行性。不同于前期 II 型 APC 接头力学性能的研究,本研究旨在探索带肋钢筋在 II 型 APC 套筒约束灌浆料中黏结滑移本构,同时结合我研究团队前期进行的钢筋在 I 型 APC 套筒约束灌浆料锚固性能研究^[18],以期为后续预制构件理论分析和精细化、非线性有限元数值模拟分析提供依据。

通过改变钢筋直径、搭接长度和套筒长边壁厚等,本文制作了 69 个 II 型 APC 套筒约束灌浆料试件,通过中心拉拔试验研究带肋钢筋与套筒约束灌浆料间的黏结性能,探究黏结性能的关键影响因素及 II 型 APC 套筒约束灌浆料典型的 τ - s 曲线(黏结应力-滑移曲线)形式,拟合相应的特征值计算公式,提出套筒约束下 τ - s 本构模型。同时结合有限元模拟建立合理的数值模型,分析约束灌浆料黏结滑移性能。

1 试验概况

1.1 材性试验

本试验使用 HRB400 级带肋钢筋,其力学性能如表 1 所示。使用某公司生产的 H-40 型灌浆料,依照文献[19]方法测得其性能参数见表 2,浇筑配比为每袋灌浆料(25 kg)加入 3.2 kg 清水。依照文献[20]方法制作 4 个 40 mm × 40 mm × 160 mm 的棱柱体试块进行抗折、抗压强度试验,测得灌浆料的抗折、抗压强度分别为 13.8、81.2 MPa;依照文献[21]方法制作 6 个 150 mm × 150 mm × 150 mm 立方体试块进行劈裂抗拉强度试验,测得其劈裂抗拉强度 f_{ts} 为 5.6 MPa,制作两组各 3 个 150 mm × 150 mm × 300 mm 棱柱体试块分别进行轴心抗压强度及静力受压弹性模量试验,强度指标及弹性模量取均值,测得其轴心抗压强度为 74.8 MPa,弹性模量为 3.55×10^4 MPa。

表 1 钢筋材料性能

Tab. 1 Material properties of reinforcement bar

| 钢筋直径 d /mm | 屈服强度均值 f_y /MPa | 极限强度均值 f_u /MPa |
|--------------|-------------------|-------------------|
| 16 | 455.6 | 628.6 |
| 18 | 459.5 | 665.0 |
| 20 | 455.2 | 656.6 |

表 2 灌浆料性能参数

Tab. 2 Grouting material performance parameters

| 3 h 竖向膨胀率/% | 24 h 与 3 h 竖向膨胀率之差/% | 最大集料粒径/mm | 3 d 棱柱体抗压强度/MPa |
|-------------|----------------------|-----------|-----------------|
| 0.15 | 0.18 | ≤4.75 | 47.4(实测值) |

套筒由 Q235B 钢焊接加工而成,依照文献[22]进行力学性能试验,测得其力学性能如表 3 所示。取套筒的总体屈服强度平均值为 297.94 MPa,总体极限强度平均值为 432.97 MPa。

表 3 套筒性能参数

Tab. 3 Material properties of sleeve

| 厚度/mm | 平均屈服强度/MPa | 平均极限强度/MPa |
|-------|------------|------------|
| 4 | 343.0 | 459.1 |
| 5 | 304.2 | 447.9 |
| 6 | 279.6 | 427.4 |
| 8 | 264.9 | 397.4 |

1.2 试件设计及参数

试件共计 23 组,其形式如图 1 所示,试件具体尺寸见表 4。套筒由 Q235B 钢板和钢管通过 4 道焊缝焊接制成。试件制备过程中,将 PVC 套管置于钢

筋特定区段,以实现黏结隔离,并控制锚固长度。而后采用热熔胶密封处理端部间隙。通过定位装置确保钢筋轴线与套筒中心重合,灌浆料搅拌均匀后浇筑于套筒内,振捣并养护 28 d。

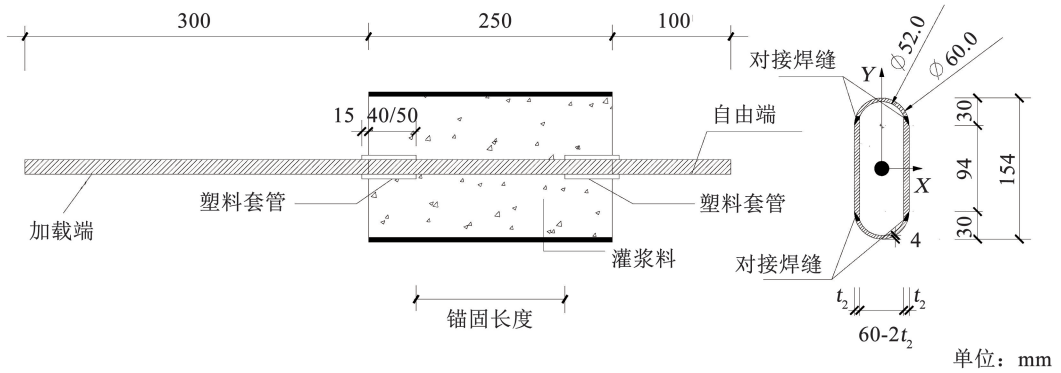


图 1 试件形式

Fig. 1 Specimen form

表 4 试件尺寸及钢筋拉拔试验结果

Tab. 4 Specimen sizes and bar pullout test results

| 试件编号 | 钢筋直径 d/mm | 锚固长度 l_a/mm | 长边壁厚 t_2/mm | 破坏形式 | 极限荷载 P_u/kN | 黏结强度 τ_u/MPa |
|------------|-----------------------|-------------------------|-------------------------|-------|-------------------------|-----------------------------|
| 6-16-6d-1 | 16 | 96 | 6 | 屈服后拔出 | 94.8 | 19.60 |
| 6-16-6d-2 | 16 | 96 | 6 | 屈服后拔出 | 97.1 | 20.10 |
| 6-16-6d-3 | 16 | 96 | 6 | 屈服后拔出 | 94.2 | 19.50 |
| 6-18-96-1 | 16 | 96 | 6 | 屈服后拔出 | 109.8 | 20.20 |
| 6-18-96-2 | 16 | 96 | 6 | 未屈服拔出 | 94.2 | 17.40 |
| 6-18-96-3 | 16 | 96 | 6 | 未屈服拔出 | 105.1 | 19.40 |
| 6-20-96-1 | 20 | 96 | 6 | 未屈服拔出 | 101.6 | 16.90 |
| 6-20-96-2 | 20 | 96 | 6 | 未屈服拔出 | 100.2 | 16.60 |
| 6-20-96-3 | 20 | 96 | 6 | 未屈服拔出 | 101.8 | 16.90 |
| 6-16-4d-1 | 16 | 64 | 6 | 未屈服拔出 | 77.5 | 24.10 |
| 6-16-4d-2 | 16 | 64 | 6 | 未屈服拔出 | 74.3 | 23.10 |
| 6-16-4d-3 | 16 | 64 | 6 | 未屈服拔出 | 70.8 | 22.00 |
| 6-16-8d-1 | 16 | 128 | 6 | 屈服后拔出 | 110.6 | 17.20 |
| 6-16-8d-2 | 16 | 128 | 6 | 屈服后拔出 | 110.8 | 17.20 |
| 6-16-8d-3 | 16 | 128 | 6 | 屈服后拔出 | 112.5 | 17.50 |
| 6-16-10d-1 | 16 | 160 | 6 | 钢筋拉断 | 119.2 | 14.80 |
| 6-16-10d-2 | 16 | 160 | 6 | 钢筋拉断 | 118.8 | 14.80 |
| 6-16-10d-3 | 16 | 160 | 6 | 钢筋拉断 | 118.5 | 14.70 |
| 6-18-4d-1 | 18 | 72 | 6 | 未屈服拔出 | 85.0 | 20.90 |
| 6-18-4d-2 | 18 | 72 | 6 | 未屈服拔出 | 77.9 | 19.10 |
| 6-18-4d-3 | 18 | 72 | 6 | 未屈服拔出 | 89.0 | 21.90 |
| 6-18-6d-1 | 18 | 108 | 6 | 未屈服拔出 | 102.9 | 16.90 |
| 6-18-6d-2 | 18 | 108 | 6 | 未屈服拔出 | 106.5 | 17.40 |
| 6-18-6d-3 | 18 | 108 | 6 | 未屈服拔出 | 111.7 | 18.23 |
| 6-18-8d-1 | 18 | 144 | 6 | 未屈服拔出 | 134.0 | 16.50 |
| 6-18-8d-2 | 18 | 144 | 6 | 未屈服拔出 | 112.7 | 13.80 |

表 4(续)

| 试件编号 | 钢筋直径 d/mm | 锚固长度 l_a/mm | 长边壁厚 t_2/mm | 破坏形式 | 极限荷载 P_u/kN | 黏结强度 τ_u/MPa |
|------------|-----------------------|-------------------------|-------------------------|-------|-------------------------|-----------------------------|
| 6-18-8d-3 | 18 | 144 | 6 | 屈服后拔出 | 116.1 | 14.30 |
| 6-18-10d-1 | 18 | 180 | 6 | 屈服后拔出 | 141.5 | 13.90 |
| 6-18-10d-2 | 18 | 180 | 6 | 屈服后拔出 | 144.5 | 14.20 |
| 6-18-10d-3 | 18 | 180 | 6 | — | — | — |
| 6-20-4d-1 | 20 | 80 | 6 | 未屈服拔出 | 91.1 | 18.10 |
| 6-20-4d-2 | 20 | 80 | 6 | 未屈服拔出 | 84.5 | 16.80 |
| 6-20-4d-3 | 20 | 80 | 6 | 未屈服拔出 | 85.4 | 17.00 |
| 6-20-6d-1 | 20 | 120 | 6 | 未屈服拔出 | 127.5 | 16.90 |
| 6-20-6d-2 | 20 | 120 | 6 | 未屈服拔出 | 126.7 | 16.80 |
| 6-20-6d-3 | 20 | 120 | 6 | 屈服后拔出 | 131.3 | 17.40 |
| 6-20-8d-1 | 20 | 160 | 6 | 屈服后拔出 | 154.7 | 15.40 |
| 6-20-8d-2 | 20 | 160 | 6 | 屈服后拔出 | 148.7 | 14.80 |
| 6-20-8d-3 | 20 | 160 | 6 | 屈服后拔出 | 157.2 | 15.60 |
| 6-20-10d-1 | 20 | 200 | 6 | 屈服后拔出 | 166.7 | 13.30 |
| 6-20-10d-2 | 20 | 200 | 6 | 屈服后拔出 | 166.5 | 13.30 |
| 6-20-10d-3 | 20 | 200 | 6 | 屈服后拔出 | 176.2 | 14.0 |
| 5-16-6d-1 | 16 | 96 | 5 | 屈服后拔出 | 90.6 | 18.8 |
| 5-16-6d-2 | 16 | 96 | 5 | 屈服后拔出 | 96.2 | 19.9 |
| 5-16-6d-3 | 16 | 96 | 5 | 屈服后拔出 | 97.0 | 20.1 |
| 5-16-8d-1 | 16 | 128 | 5 | 屈服后拔出 | 107.3 | 16.7 |
| 5-16-8d-2 | 16 | 128 | 5 | 屈服后拔出 | 113.5 | 17.7 |
| 5-16-8d-3 | 16 | 128 | 5 | 屈服后拔出 | 116.5 | 18.1 |
| 5-16-10d-1 | 16 | 160 | 5 | 屈服后拔出 | 116.9 | 14.5 |
| 5-16-10d-2 | 16 | 160 | 5 | 钢筋拉断 | 118.6 | 14.7 |
| 5-16-10d-3 | 16 | 160 | 5 | 钢筋拉断 | 116.3 | 14.5 |
| 7-16-6d-1 | 16 | 96 | 7 | 屈服后拔出 | 99.0 | 20.5 |
| 7-16-6d-2 | 16 | 96 | 7 | 屈服后拔出 | 96.1 | 19.9 |
| 7-16-6d-3 | 16 | 96 | 7 | 屈服后拔出 | 109.2 | 22.6 |
| 7-16-8d-1 | 16 | 128 | 7 | 屈服后拔出 | 116.6 | 18.1 |
| 7-16-8d-2 | 16 | 128 | 7 | 屈服后拔出 | 118.0 | 18.3 |
| 7-16-8d-3 | 16 | 128 | 7 | 屈服后拔出 | 115.1 | 17.9 |
| 7-16-10d-1 | 16 | 160 | 7 | 钢筋拉断 | 118.4 | 14.7 |
| 7-16-10d-2 | 16 | 160 | 7 | 钢筋拉断 | 119.3 | 14.8 |
| 7-16-10d-3 | 16 | 160 | 7 | 钢筋拉断 | 119.9 | 14.9 |
| 8-16-6d-1 | 16 | 96 | 8 | 屈服后拔出 | 98.4 | 20.4 |
| 8-16-6d-2 | 16 | 96 | 8 | — | — | — |
| 8-16-6d-3 | 16 | 96 | 8 | 屈服后拔出 | 99.1 | 20.6 |
| 8-16-8d-1 | 16 | 128 | 8 | 屈服后拔出 | 121.3 | 18.9 |
| 8-16-8d-2 | 16 | 128 | 8 | 屈服后拔出 | 114.7 | 17.8 |
| 8-16-8d-3 | 16 | 128 | 8 | 屈服后拔出 | 114.9 | 17.7 |
| 8-16-10d-1 | 16 | 160 | 8 | 钢筋拉断 | 119.3 | 14.8 |
| 8-16-10d-2 | 16 | 160 | 8 | 钢筋拉断 | 119.3 | 14.8 |
| 8-16-10d-3 | 16 | 160 | 8 | 钢筋拉断 | 119.9 | 14.9 |

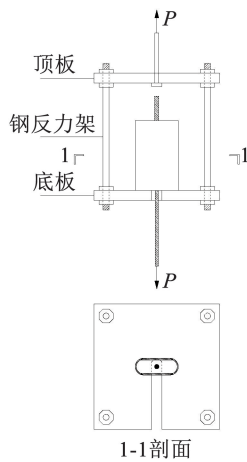
注:以试件组“6-16-96”为例,“6”代表套筒长边壁厚为 6 mm,“16”代表钢筋直径为 16 mm,“96”代表锚固段长度为 96 mm,当为“6d”则表示锚固长度为钢筋直径的 6 倍;“—”表示无数据,余同。

1.3 加载装置

试验采用济南川佰仪器设备有限公司生产的 WAW-1000E 型电液伺服万能试验机加载, 见图 2。前期施加 100 N/s 匀速荷载 P 至钢筋接近屈服, 后转为匀速位移 0.5 mm/min 加载至试件钢筋滑移或拉断。



(a) 加载装置照片



(b) 加载反力架示意图

图 2 加载装置示意

Fig. 2 Setup of tensile test

1.4 位移计及应变片布置

图 3 为位移计测点位置图。A 点作为钢筋自由端, 并无内力作用, 可认为位移等同 B 点。D 点位移扣除 CD 段钢筋受拉变形的伸长即为 C 点的位移。

$$S_C = S_D - \Delta S_{CD} \quad (1)$$

式中: S_C 为 C 点位移, S_D 为 D 点位移, ΔS_{CD} 为 CD 段位移, 可以表示为 $\Delta S_{CD} = \epsilon_{CD} \times l_{CD}$, 其中, ϵ_{CD} 为 CD 段钢筋的应变, l_{CD} 为 CD 段钢筋长度。参考文

献[23], 本文钢筋与灌浆料间的滑移采用均值 B、C 点滑移平均值, 即 $S = (S_C + S_A)/2$, S_A 为 A 点位移, 等同于 B 点位移。

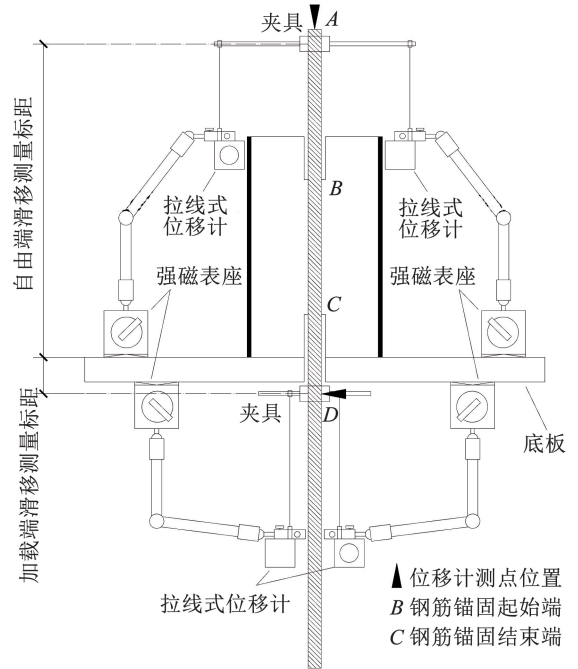
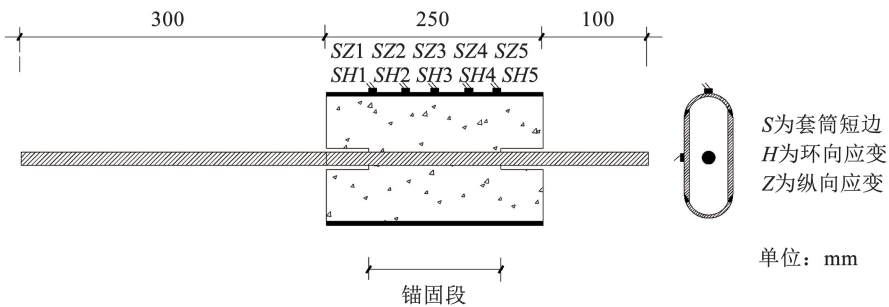


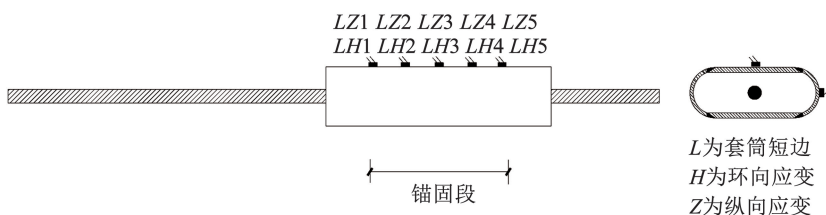
图 3 位移计测点示意

Fig. 3 Map of measuring point of displacement meter

测量套筒全长度应变曲线的应变片布置见图 4, 沿锚固长度方向, 在锚固段端部、1/4 截面与 1/2 截面共设置 20 个应变片。其他套筒约束灌浆料试件的应变片布置见图 5, 仅在套筒锚固段中部截面粘贴 2 个环向应变片, 短边侧为 SH3、长边侧为 LH3。



(a) 套筒短边应变片布置示意



(b) 套筒长边应变片布置示意

图 4 全长度套筒应变片布置示意

Fig. 4 Map of full-length sleeve strain gauge

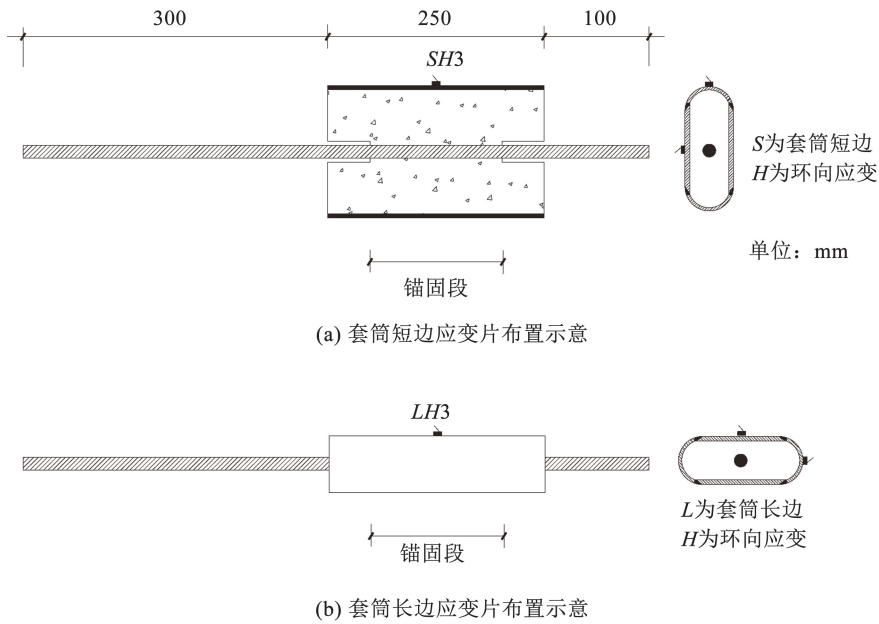


图 5 套筒应变片布置示意图

Fig. 5 Map of sleeve strain gauge

2 试件结果及分析

2.1 试验结果

本文采取平均黏结应力来代表实际黏结应力, 即 $\tau = P / (\pi dl_s)$, 加载端荷载为最大值 P_u 时的平均黏结应力为黏结强度 τ_u 。

钢筋拉拔试验结果见表 4, 图 6 为试件的两种破坏形态。

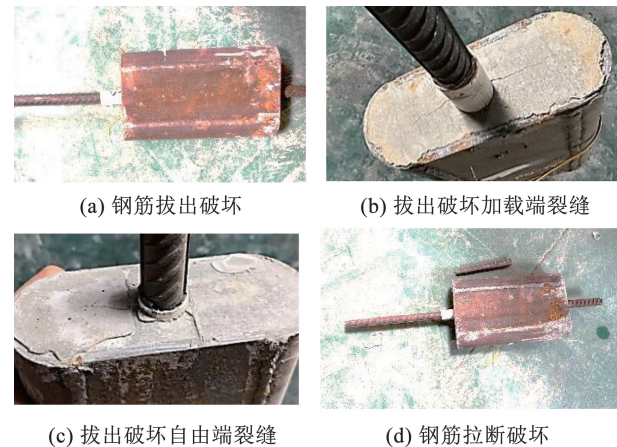


图 6 试件破坏形态

Fig. 6 Specimen failure patterns

发生钢筋拔出破坏的试件有 56 个, 其中 21 个试件拔出时钢筋尚未屈服, 其余构件钢筋均在屈服后拔出。荷载上升至峰值前有咬合齿剪切破坏的脆

响, 而后试件达到承载力极限并进入下降段。试验过程可见钢筋与灌浆料间相对滑移现象, 典型破坏形态见图 6(a), 破坏时试件两端均发现钢筋处沿试件长边方向的裂缝, 见图 6(b)、(c), 表明长边的套筒约束弱, 灌浆料向外膨胀导致裂缝沿钢筋竖肋向套筒长方向发展。

发生钢筋拉断破坏的试件有 11 个, 钢筋直径均为 16 mm、锚固长度均为 $10d$, 这是由于较大锚固长度提供的黏结强度大于钢筋的极限抗拉强度, 故发生拉断; 当荷载提升至极限荷载附近, 钢筋出现颈缩现象, 同时承载力下降, 钢筋快速拉断, 见图 6(d)。试验后观测试件两端灌浆料均未出现明显裂缝。在实际工程中, 若钢筋先于套筒发生破坏, 则证明该套筒是可靠的。

2.2 黏结滑移机理分析

带肋钢筋与灌浆料的黏结力由胶体与钢筋的化学胶结力、接触面的摩擦力及横肋与灌浆料间的机械咬合作用组成^[18], 前两种力在黏结力中占比较小, 黏结力主要由机械咬合力构成。

钢筋传递力时, 对灌浆料的主要作用力(图 7)可分解为径向应力 σ 和切向应力 τ 。径向应力 σ 在灌浆料产生环向拉力, 引起灌浆料膨胀, 套筒约束灌浆料膨胀, 切向应力 τ 使灌浆料受剪。

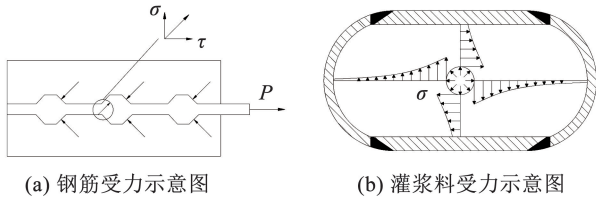


图 7 黏结作用机理示意图

Fig. 7 Map of bonding mechanism

图 8 为黏结滑移破坏机理图。第 1 阶段见图 8(a), 荷载较小, 肋间灌浆料处于近似线弹性的变形阶段, 灌浆料中缓慢发展出微裂缝; 第 2 阶段见图 8(b), 荷载继续增大, 肋前灌浆料进入非线性变形阶段, 出现大面积压碎现象, 纯灌浆料试件由于保护层厚度不足, 可能出现劈裂破坏, 而套筒的存在能够约束灌浆料膨胀, 使黏结滑移进入下一阶段; 第 3 阶段见图 8(c), 荷载增加, 加载端附近肋间灌浆料的咬合齿受剪, 接近峰值荷载, 咬合齿被剪断, 肋前的灌浆料已严重破碎, 承载力开始下降, 钢筋缓慢拔出; 第 4 阶段见图 8(d), 所有咬合齿已经被剪断磨平, 钢筋与肋间灌浆料一起和灌浆料之间形成新的滑移面, 直至钢筋完全拔出。

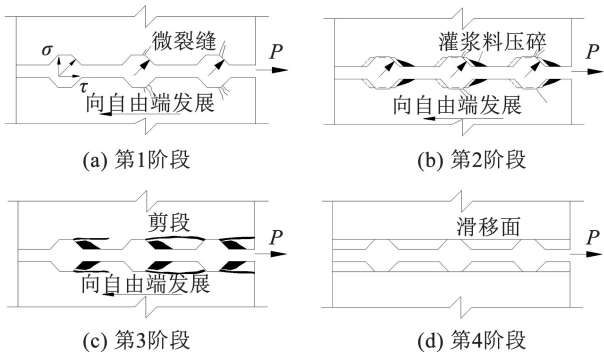


图 8 黏结滑移破坏机理

Fig. 8 Bond-slip failure mechanism

2.3 黏结强度影响因素

2.3.1 钢筋直径对黏结性能的影响

图 9 展示了相对锚固长度固定时, 钢筋直径与试件极限承载力的关联规律, 可见钢筋直径增加, 搭接长度随之增加, 灌浆料与钢筋的接触面积扩大, 试件极限承载力提升显著。

图 10 是钢筋直径对黏结强度的影响, 可以看到, 随着钢筋直径的增大, 外围灌浆料变薄, 相当于保护层变薄, 对钢筋约束降低, 黏结强度降低。

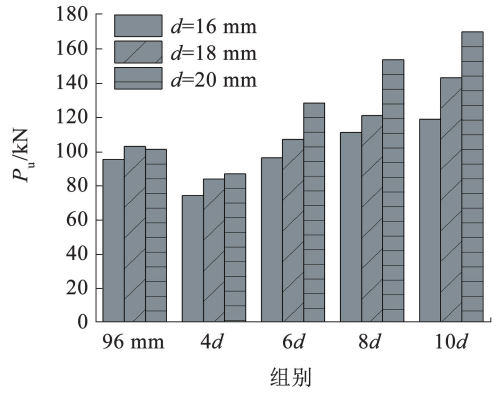


图 9 钢筋直径对极限承载力的影响

Fig. 9 The effect of steel bar diameter on ultimate bearing capacity

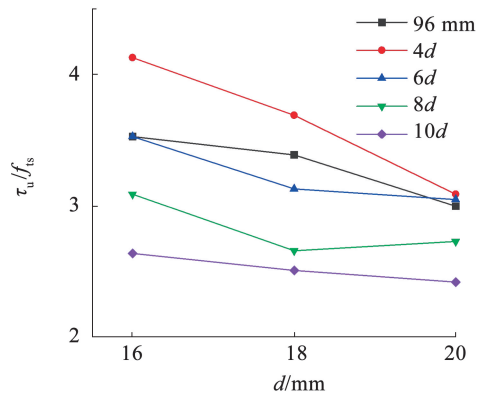


图 10 黏结强度随钢筋直径的变化趋势

Fig. 10 Trend of bond strength with changes in rebar diameter

2.3.2 钢筋锚固长度对黏结性能的影响

图 11 与图 12 分别为不同锚固长度下钢筋极限承载力与黏结强度的变化特征。试件极限承载力随锚固长度增加呈持续增长趋势。这是由于灌浆料与钢筋的接触面积随锚固长度增加呈线性扩展, 且发挥机械咬合作用的钢筋肋数量同步增加。

图 11 结果表明, 锚固长度增加, 黏结强度有降低的趋势, 这主要是由于随锚固长度增加, 黏结应力分布越发不均匀^[23], 增加的锚固长度没有被充分利用, 导致黏结强度下降。

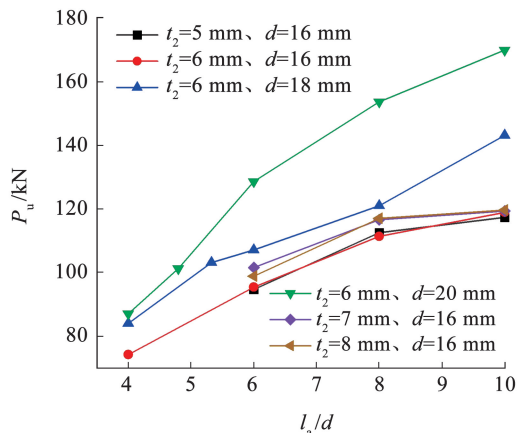


图 11 极限承载力随锚固长度的变化趋势

Fig. 11 Trend of ultimate bearing capacity with anchorage length

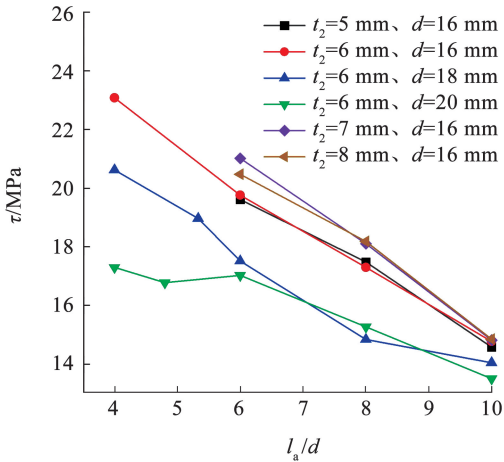


图 12 黏结强度随锚固长度的变化趋势

Fig. 12 Trend of bond strength with anchorage length

2.3.3 套筒长边壁厚对黏结性能的影响

图 13 展示了 (16 mm 直径钢筋) 极限承载力 (黏结强度) 随套筒壁厚变化的趋势, 可以看到, 随套筒长边壁厚增加, 套筒对灌浆料的约束加强, 增大了灌浆料对钢筋的握裹力, 故极限承载力 (黏结强度) 有增加的趋势, 但由于试件浇筑质量的影响, 曲线出现波动。

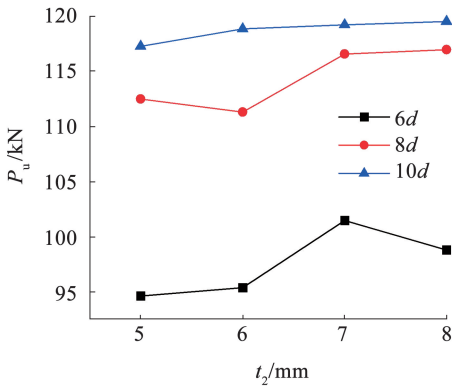


图 13 套筒长边壁厚对极限承载力的影响

Fig. 13 Influence of sleeve long-side thickness on ultimate bearing capacity

本试验中套筒变化参数为套筒长边壁厚, 参考文献 [18], 将套筒钢截面的面积除以套筒的外轮廓面积, 得出以内径和壁厚表达的含钢率 ρ_v 来衡量套筒的用量, 忽略对含钢率影响较小的 $0.2D_1, t_1/D_1, D_2$, 结果见式 (2)。

$$\rho_v = \pi \frac{t_1}{D_2} + 2 \left(\frac{t_2}{D_1} - \frac{t_2}{D_2} \right) \quad (2)$$

式中: t_1, t_2 分别为短边壁厚及长边壁厚, D_1, D_2 分别为短边内径及长边内径。

图 14 拟合了黏结强度随含钢率的变化趋势, 可知黏结强度随含钢率增加而增大, 锚固长度越短时, 增加越明显。

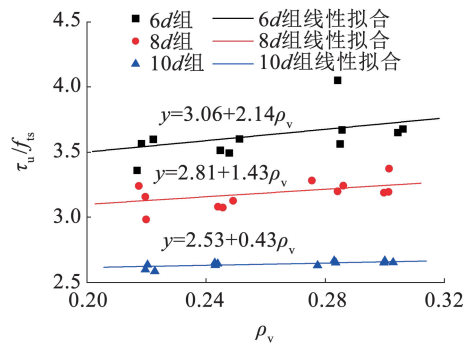


图 14 含钢率对黏结强度的影响

Fig. 14 Influence of steel content on bond strength

3 黏结应力-滑移曲线

3.1 黏结滑移曲线与黏结滑移本构关系

图 15 (a) 反映了发生钢筋屈服后拔出试件的 $\tau-s$ 曲线存在 4 个阶段。图中 τ_s, τ_u, τ_r 分别为劈裂强度、黏结强度和残余强度, s_s, s_u, s_r 分别为以上 3 个特征点所对应的滑移值。

1) 滑移段: $\tau-s$ 曲线近似呈直线, 黏结刚度较大, 即 τ 增加很快, 但相应 s 增加很小, 此阶段肋前灌浆料裂缝较小, 灌浆料的变形有限。

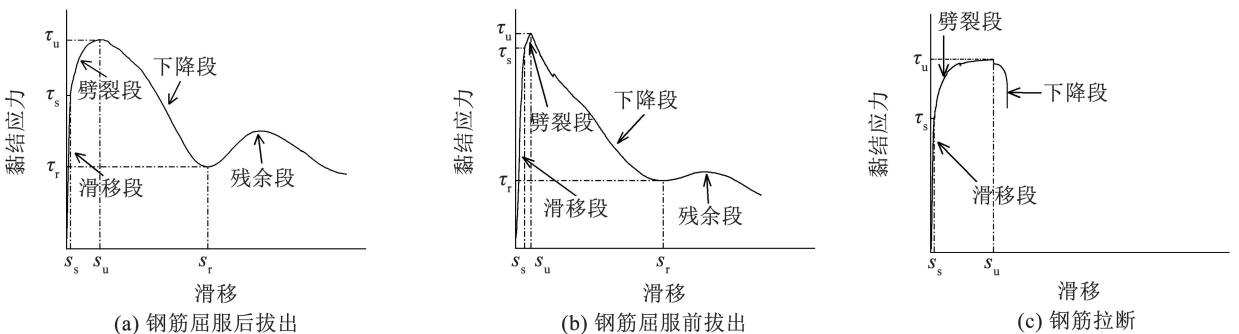


图 15 $\tau-s$ 曲线

Fig. 15 $\tau-s$ curve

2) 劈裂段: 当加载到接近屈服荷载时, 由于钢筋变形增大、且钢筋肋对肋前的灌浆料局部压力增大, 肋前灌浆料进入非线性变形阶段, 出现压碎现象, 黏结刚度开始下降, 当超过钢筋屈服荷载后, 钢筋变形剧增, 肋前灌浆料破损严重, 又导致钢筋变形更大, 二者叠加使黏结刚度迅速降低, 黏结应力达到黏结强度 τ_u 。

3) 下降段: 肋前灌浆料破损到一定程度, 灌浆料咬合齿出现剪断现象, 曲线开始接近于线性下降。

4) 残余段: 当黏结应力下降速度变缓, τ - s 曲线进入残余段, 曲线在一定范围内上下波动。此时灌浆料咬合齿已经全部剪断, 新滑移面形成, 荷载上下波动, 新滑移面完全磨平, 钢筋最后拔出。

对于钢筋屈服前拔出试件, 其 τ - s 曲线劈裂段不明显或不存在, 如图 15(b) 所示。对于钢筋拉断试件, 其 τ - s 曲线不存在残余段, 见图 15(c)。

对于在上升段钢筋拉断和钢筋拔出破坏的试

件, 将典型的钢筋拔出试件 τ - s 曲线分为滑移段 ($0-s_s$)、劈裂段 (s_s-s_u)、下降段 (s_u-s_r) 和残余段 ($s > s_r$)。参考余琼^[18]、张帆^[24] 研究中 τ - s 曲线公式形式, 采用如下 τ - s 本构关系形式拟合典型拔出试件曲线, 见式(3) ~ (5):

$$\frac{\tau}{\tau_u} = 1 - \frac{(s - s_u)^4}{s_u^4}, (0 < s \leq s_u) \quad (3)$$

$$\tau = \tau_u - \frac{\tau_u - \tau_r}{s_r - s_u}(s - s_u), (s_u < s \leq s_r) \quad (4)$$

$$\tau = \tau_r, (s > s_r) \quad (5)$$

下降段发生钢筋拉断试件的 τ - s 本构关系, 可认为只存在式(3)。

将 τ_u 、 τ_r 、 s_u 、 s_r 试验数据代入公式(3) ~ (5), 可得完整的 τ - s 本构关系曲线, 并与试验得到的典型曲线进行对比, 如图 16 所示, 可以看到拟合曲线与试验典型曲线拟合良好。

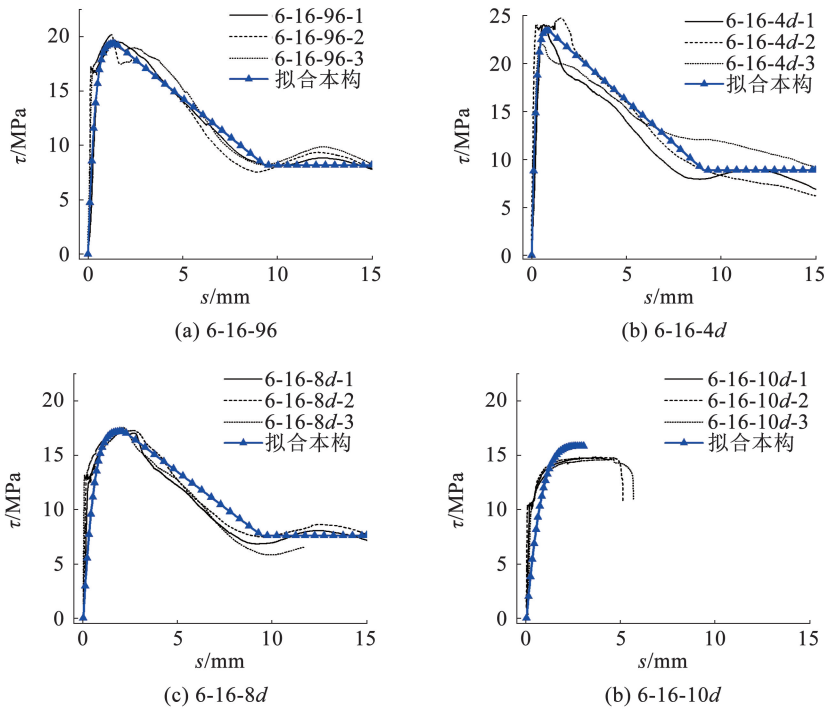


图 16 典型试件 τ - s 试验曲线与拟合曲线对比

Fig. 16 Comparison of typical specimen τ - s test curves and fitted curves

3.2 黏结滑移曲线特征值

3.2.1 黏结强度 τ_u 与残余强度 τ_r

参考文献[23], 基于本试验发生破坏的 67 个试件结果, 对钢筋直径 d 、锚固长度 l_a 、短边内径 D_1 (相对于文献中保护层厚度) 及含钢率 ρ_v (相对于文献中配箍率) 进行统计拟合, 得到 τ_u 的计算公式为

$$\tau_u = \left(0.71 + 3.36 \frac{d}{l_a}\right) \left(-0.75 + 0.79 \frac{D_1}{d} + 4.1\rho_v\right) f_{ts} \quad (6)$$

τ_u 典型回归曲线与试验曲线对比如图 17(a) 所示。 τ_u^0/τ_u^c (计算值/试验值) 在 0.86 ~ 1.15 范围内, 平均值和标准差分别为 1.00 和 0.065, 变异系数为 0.065, 此结果表明式(6)对数据拟合程度较好。

参考文献[23], 对本试验的 53 个 τ - s 曲线具有明显残余段的试验结果统计拟合, 得到 τ_r 的计算公式为

$$\tau_r = \left(0.695 + 1.43 \frac{d}{l_a}\right) \left(-1.686 + 0.56 \frac{D_1}{d} + 6.2\rho_v\right) f_{ts} \quad (7)$$

τ_r 典型回归曲线与试验曲线的对比分析结果如图 17(b) 所示, 可以看到, τ_r^0/τ_r^c 范围在 0.75 ~ 1.33,

平均值和标准差分别为 1.01 及 0.12, 此结果表明式 (7) 对试验数据的拟合一般。

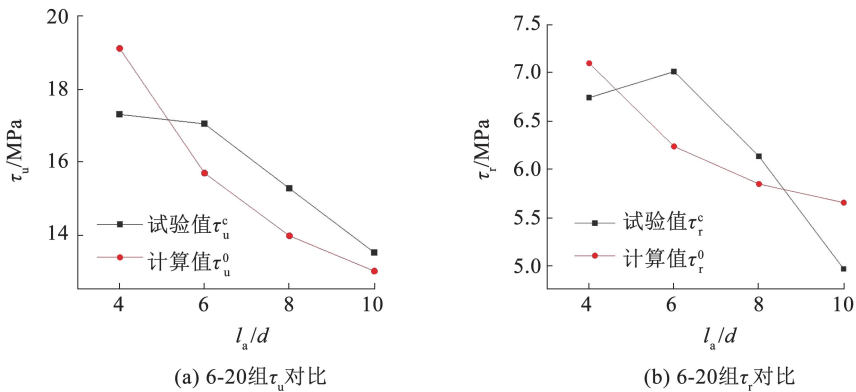


图 17 典型试件 τ - l_a/d 曲线与拟合曲线对比

Fig. 17 Typical specimen τ - l_a/d curve vs. fitted curve

3.2.2 黏结强度对应的滑移值 s_u

文献[25]指出, 黏结强度与其对应滑移值之间的关联遵循二次函数规律, 即

$$s_u = -0.099(\tau_u - 23.23)^2 + 5.73 \quad (8)$$

将黏结强度替换为黏结强度对应的钢筋应力, 即 $\sigma_u = 4\tau_u/\pi d^2$, 得到式(9), 即为 s_u 关于 σ_u 的拟合公式。

$$s_u = 0.000876(0.115\sigma_u - 17)^2 + 0.293 \quad (9)$$

s_u 典型回归曲线与试验曲线对比如图 18(a) 所示。 s_u^0/s_u^c 的范围在 0.60 ~ 1.48, 均值为 1.06, 标准差为 0.21, 变异系数 0.2, 此结果表明式(9)对数据的拟合结果一般。

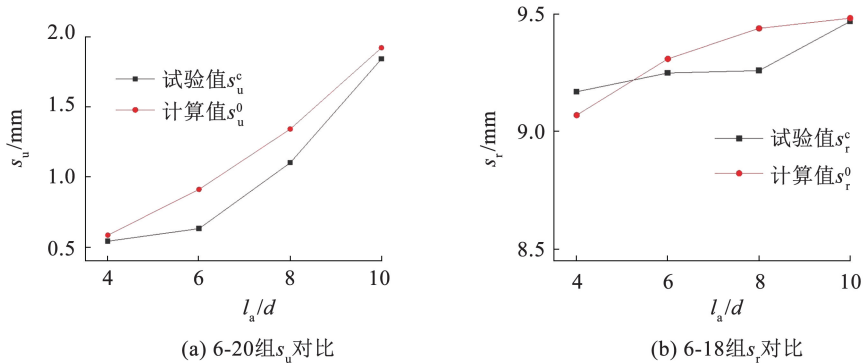


图 18 典型试件 s - l_a/d 曲线与拟合曲线对比

Fig. 18 Typical specimen s - l_a/d curve vs. fitted curve

表 5 为钢筋拔出破坏试件黏结强度对应的滑移值与相关文献的滑移值对比。由表 5 可知, II 型套筒约束灌浆料、纯灌浆料试件的 s_u 均值大于混凝土材料, 原因在于灌浆料中无限制裂缝发展的粗骨料, 滑移值较大; 套筒具有约束作用, 其滑移值小于纯灌浆料。

表 5 不同材料黏结强度对应滑移值对比

Tab. 5 Comparison of slip values corresponding to bonding strength of different materials

| 材质 | s_u 试验均值/mm |
|-----------------------|--------------------|
| II 型套筒试件 (H40 灌浆料) | 1.74 (0.53 - 3.10) |
| 纯灌浆料试件 (H40 灌浆料) [14] | 3.14 (0.62 - 7.21) |
| 活性粉末混凝土 [26] | 0.64 (0.28 - 1.10) |
| 浮石混凝土 [27] | 0.51 (0.17 - 1.13) |
| 高强陶粒混凝土 [28] | 0.90 (0.25 - 2.01) |

3.2.3 残余强度对应的滑移值 s_r

考虑钢筋直径、锚固长度的影响, 将含钢率简化为试验变量 t_2 , 得到拟合公式见式(10)。

$$s_r = \left(1.477 - 0.492 \frac{d}{l_a} + 0.047 t_2 \right) f_{is} \quad (10)$$

s_r 典型回归曲线与试验曲线对比如图 18(b) 所示。 s_r^0/s_r^c 的范围在 0.85 ~ 1.12, 标准差为 0.05, 此结果表明公式(10)对试验数据拟合较好。

3.3 黏结滑移曲线能量分析

基于文献[18], τ - s 曲线划分为上升段、下降段及残余段。定义脆性系数 k 为上升段能量 a 与下降段能量 b 的比值。该系数值越小, 表征试件在黏结滑移过程中表现出的延性特征越显著, 变形能力

越突出。本试验 k 均小于 0.45, 对比文献[18]中纯灌浆料试件的 k 值(大于 1.0), 延性较优。钢筋直径、锚固长度及套筒长边壁厚与脆性系数 k 的关系曲线见图 19。由图 19(a)可知, 随钢筋直径增大,

脆性系数 k 降低; 由图 19(b)可知, 随锚固长度增大, 脆性系数 k 整体呈现增加趋势; 由图 19(c)可知, k 随套筒长边壁厚变化有一定增加趋势, 但幅度较小。

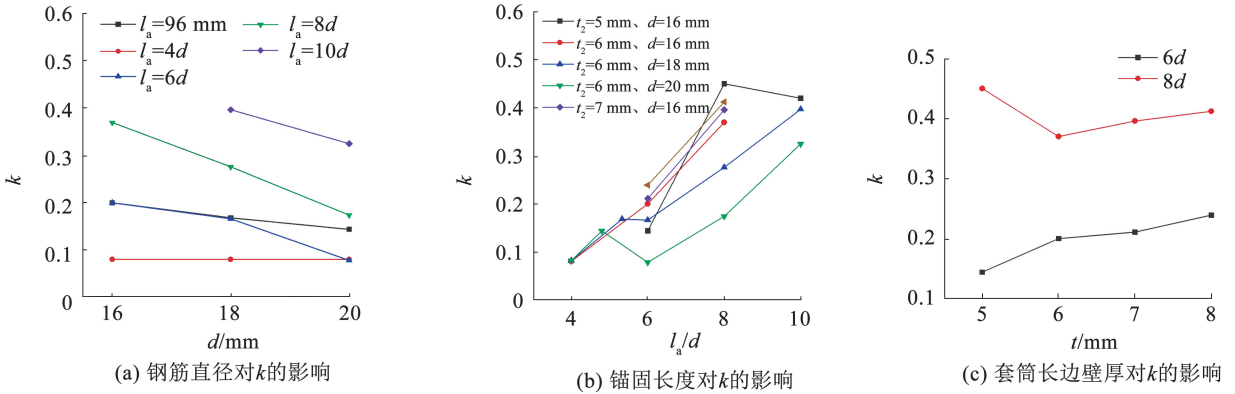


图 19 3 种变量对脆性系数 k 值的影响

Fig. 19 The effect of three variables on the value of brittleness factor k

4 套筒荷载应变曲线

4.1 套筒 1/2 截面环向应变曲线

图 20 为套筒 1/2 截面长边侧(LH3)和短边侧(SH3)荷载-环向应变曲线。

由图 20 可以看到: 加载前期, 套筒 LH3、SH3 处环向应变均很小, 几乎为 0, 随着外荷载增加, 由于灌浆料膨胀, LH3 发展成拉应变; SH3 发展成为压应变, 这一方面是因为套筒短边与钢筋距离较远, 灌浆料外膨胀对其影响较小, 另一方面灌浆料膨胀使得长边向外变形更大, 进而导致套筒的短边环向受压。

由图 20 可以看到: 加载前期, 套筒 LH3、SH3 处

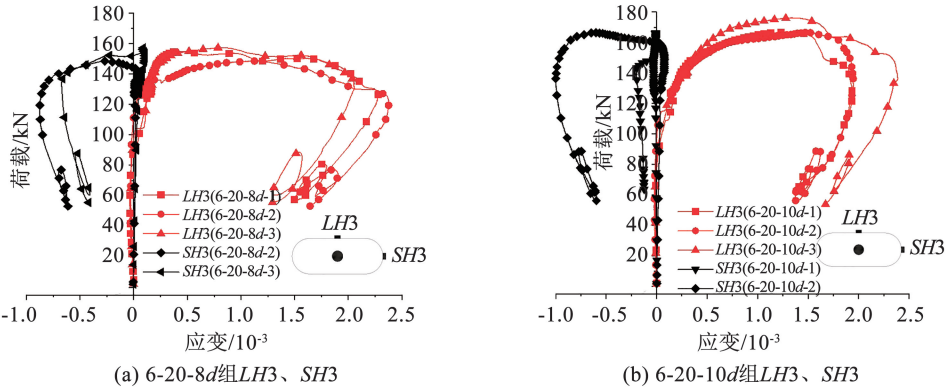


图 20 荷载-套筒 1/2 截面环向应变曲线

Fig. 20 Load-sleeve 1/2 section circumferential strain curve

6-16-96 及 6-18-96 试件套筒长边应变值 LH3 最大值超过屈服应变, 其余试件最大应变在 $(0.28 \sim 1.60) \times 10^{-3}$ 之间, 小于屈服应变。套筒短边应变值 SH3 最大值在 -1.00×10^{-3} 至 0.01×10^{-3} 之间, 均小于屈服应变。综上说明, 套筒长边应变值绝对值大于短边。

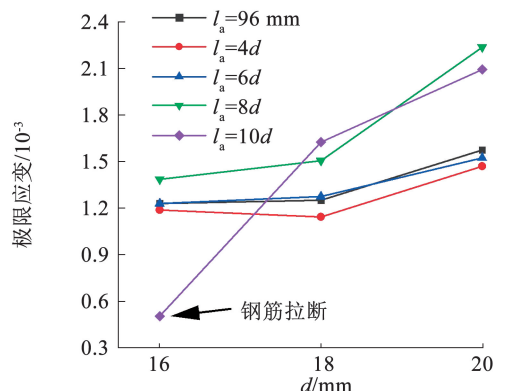


图 21 不同钢筋直径 LH3 最大应变平均值变化

Fig. 21 Variation of mean value of maximum strain in LH3 for different rebar diameters

由图 21 可知, LH3 随钢筋直径增大而增大, 是由于钢筋直径增大使得钢筋表面积更大, 最大应变时灌浆料破坏情况更严重, 膨胀趋势增加, 但套筒短边距离钢筋较远, 故该趋势不明显。

4.2 套筒全长度纵向应变

图 22 为套筒长边侧、短边侧荷载-纵向应变曲线, 可以看到, 套筒长边侧纵向应变总体大于短边侧, 且试件纵向应变均较小。套筒的纵向应变主要为反力装置的挤压和灌浆料与套筒黏结引起。加载

前期套筒会产生纵向压应变, 越靠近加载端越大; 加载到极限荷载附近, 纵向应变有从压应变转变为拉应变的趋势, 是因为加载底板约束了灌浆料向下滑移, 引起灌浆料压碎和纵向膨胀, 套筒产生纵向拉应变。

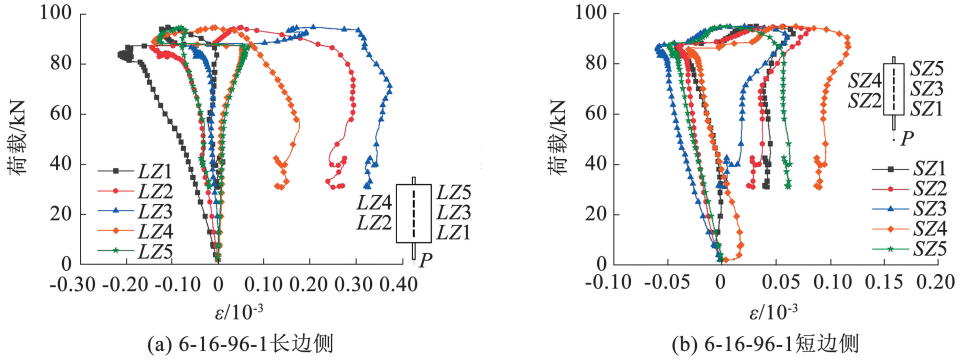


图 22 典型套筒荷载-纵向应变曲线

Fig. 22 Typical sleeve load-longitudinal strain curve

4.3 套筒全长度环向应变

图 23 为套筒荷载-环向应变曲线, 环向应变均处于弹性阶段, 套筒长边、短边环向应变发展规律与

1/2 截面环向应变一致。套筒短边环向应变非常小, 最大拉应变不高于 0.20×10^{-3} , 最大压应变不低于 -0.30×10^{-3} , 均处于弹性阶段。

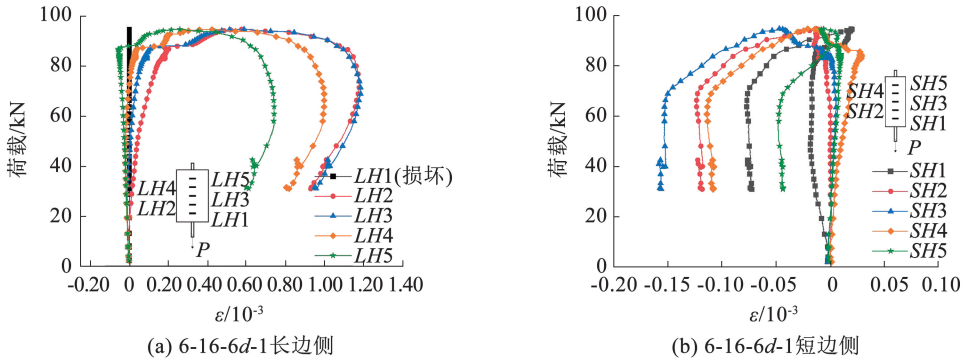


图 23 典型套筒荷载-环向应变曲线

Fig. 23 Typical sleeve load-circumferential strain curve

5 有限元模拟与参数分析

5.1 有限元模型建立

以钢筋直径、锚固长度和长边壁厚为变量, 建立

23 个 II 型 APC 接头精细化模型, 模型详细尺寸见表 6。在 ABAQUS 中建立相应尺寸的钢筋、灌浆料、套筒及焊缝模型, 在灌浆料模型中扣除相应 PVC 套管长度, 并进行组装。构件装配模型见图 24。

表 6 试验结果及模拟结果对比

Tab. 6 Comparison of simulated and experimental results

| 试件编号 | 破坏形式 | 极限承载力 P_u /kN | | 相对误差/% |
|------------|------|-----------------|-------|--------|
| | | 试验 | 模拟 | |
| 4-6-16-64 | 拔出破坏 | 74.2 | 80.0 | 7.8 |
| 4-6-16-96 | 钢筋拉断 | 95.4 | 89.2 | 6.5 |
| 4-6-16-128 | 拔出破坏 | 111.3 | 100.6 | 9.6 |
| 4-6-16-160 | 拔出破坏 | 118.8 | 110.9 | 6.7 |
| 4-6-18-72 | 拔出破坏 | 84.0 | 95.6 | 13.8 |
| 4-6-18-96 | 拔出破坏 | 103.0 | 119.9 | 16.4 |

表 6(续)

| 试件编号 | 破坏形式 | 极限承载力 P_u/kN | | 相对误差/% |
|------------|-----------------------|----------------|-------|--------|
| | | 试验 | 模拟 | |
| 4-6-18-108 | 拔出破坏 | 107.0 | 108.9 | 1.8 |
| 4-6-18-144 | 拔出破坏 | 120.9 | 114.7 | 5.1 |
| 4-6-18-180 | 拔出破坏 | 143.0 | 146.0 | 2.1 |
| 4-6-20-80 | 拔出破坏 | 87.0 | 95.4 | 9.7 |
| 4-6-20-96 | 拔出破坏 | 101.2 | 103.9 | 2.7 |
| 4-6-20-120 | 拔出破坏 | 128.5 | 124.2 | 3.3 |
| 4-6-20-160 | 拔出破坏 | 153.5 | 143.3 | 6.7 |
| 4-6-20-200 | 拔出破坏 | 169.8 | 168.1 | 1.0 |
| 4-5-16-96 | 拔出破坏 | 94.6 | 97.0 | 2.5 |
| 4-5-16-128 | 拔出破坏 | 112.5 | 106.1 | 5.6 |
| 4-5-16-160 | 拔出破坏(试验两组拉断破坏,一组拔出破坏) | 117.2 | 110.4 | 5.8 |
| 4-7-16-96 | 拔出破坏 | 101.5 | 87.6 | 13.6 |
| 4-7-16-128 | 拔出破坏 | 116.5 | 100.1 | 14.1 |
| 4-7-16-160 | 钢筋拉断 | 119.2 | 110.4 | 7.3 |
| 4-8-16-96 | 拔出破坏 | 98.8 | 87.0 | 11.9 |
| 4-8-16-128 | 拔出破坏 | 116.9 | 103.5 | 11.5 |
| 4-8-16-160 | 钢筋拉断 | 119.5 | 110.5 | 7.6 |

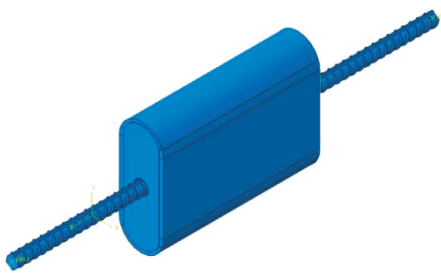


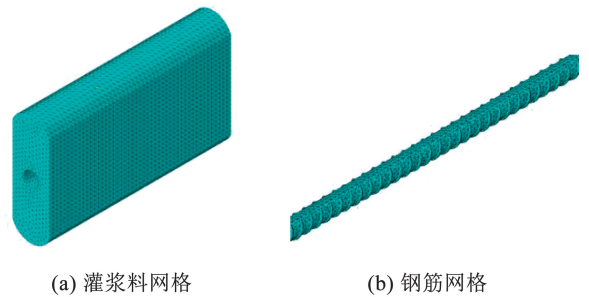
图 24 构件装配模型图

Fig. 24 Model drawing of component assembly

由于钢筋与灌浆料的不规则,四面体二阶单元类型对于大变形的模拟精度较好,因此本文的钢筋与灌浆料采用的单元类型为四面体二阶 C3D10M(修正 10 节点位移和空隙压力二次四面体单元),其网格划分如图 25 所示。而对于对接焊缝与套筒,其形状较为规则,且不会出现较大的变形,因此采用 C3D8R(8 节点六面体线性缩减积分单元)的单元类型。

钢筋及套筒材性数据取表 1、表 2 试验中值。对于 H40 灌浆料,其工作原理和材性与混凝土相似^[29],且由于混凝土塑性损伤模型考虑到了塑性变形,同时对有后续混凝土受力变形有较好的模拟效果,故在 ABAQUS 中采用塑性损伤模型对灌浆料的本构关系进行模拟。参考文献[30],通过计算得到灌浆料单轴受拉及受压的应力-应变曲线如图 26 所示。结合文献[30-31],考虑套筒约束减少受拉开裂和受压压碎情况,经计算得到受拉及受压损伤

因子-开裂应变曲线如图 27 所示,其中, $\varepsilon_t^{\text{in}}$ 和 $\varepsilon_c^{\text{in}}$ 分别表示受拉及受压时的非弹性应变。



(a) 灌浆料网格

(b) 钢筋网格

图 25 构件网格划分

Fig. 25 Component meshing

为避免 ABAQUS 产生不收敛问题,减少动力惯性下的影响,本文采用“动力,显式”分析步,且统一采用 5 的分析步总时间长度。在 ABAQUS 中,切向行为主要是摩擦力,故采用“罚”的方式;法向接触采用“硬”接触,以更好地模拟灌浆料与钢筋以及套筒内壁之间黏结滑移。

在加载端和自由端分别定义参考点,然后将钢筋两面通过耦合约束耦合到这两点上;将焊条与套筒每个接触面均彼此施加绑定约束。将灌浆料、套筒与焊条的 U_1 、 U_2 、 U_3 、 UR_1 、 UR_2 、 UR_3 均设置为 0;将加载点的 Z 方向(U_3)按照实际设置,其余方向(U_1 、 U_2 、 UR_1 、 UR_2 、 UR_3)均设置为 0。采用位移加载,而具体加载位移视模型情况而定。

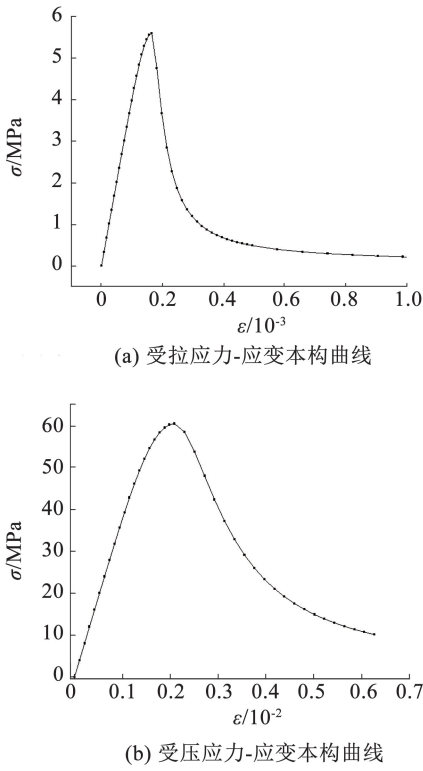


图 26 灌浆料单轴受拉、受压应力-应变曲线

Fig. 26 Uniaxial stress-strain curve of grout in tension and compression

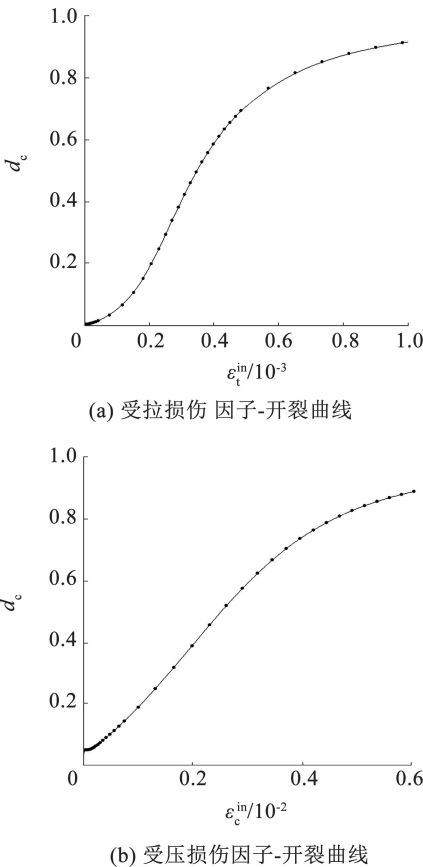
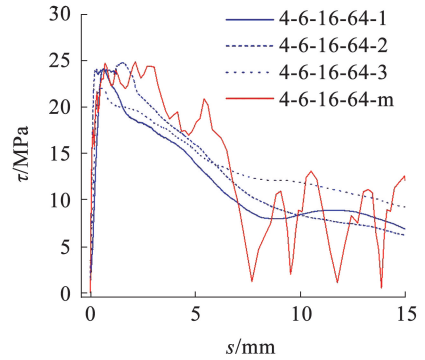


图 27 损伤因子-开裂曲线

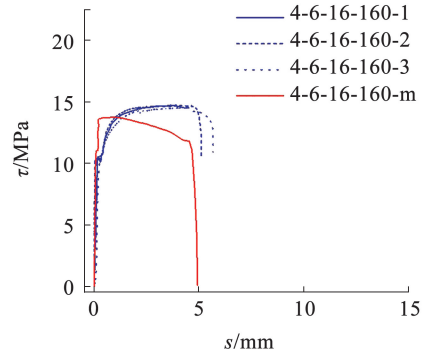
Fig. 27 Damage factor-cracking curve

5.2 模拟与试验结果对比

钢筋拉断破坏及拔出破坏的模拟与试验试件的结果对比见表 6, 模拟与试验的荷载-位移曲线对比见图 28, 图中“4-16-64-m”曲线表示试件 4-16-64 的模拟结果, 下文同。模拟出的破坏模式有钢筋拔出破坏与拉断破坏, 与试验吻合。模拟的极限承载力与试验结果相差较小, 最大相对误差为 16.42%, 推断为试件的离散性及加载装置偏差引起, 最小为 0.99%, 模拟结果较好。模拟的 τ - s 曲线, 由于单元失效删除以及加载方式的问题, 使得在强化和下降段并不能完全模拟, 但总体趋势符合试验趋势, 表明模型较为可靠。



(a) 4-6-16-64对比曲线



(b) 4-6-16-160对比曲线

图 28 模拟与试验 τ - s 对比曲线

Fig. 28 Simulated vs. experimental τ - s comparison curves

5.3 黏结强度计算

在试验模拟基础上, 进一步将套筒短边厚度由 3 ~ 6 mm 每隔 0.5 mm 取值, 长边壁厚取值 4、9、10 mm, 锚固长度取值 $3d$ 、 $5d$ 、 $7d$ 、 $9d$, 对 21 个试件模型进行有限元模拟, 结果均为钢筋拔出破坏, 并为后续拟合黏结强度相关公式提供更多的数据。

接头的黏结强度与套筒短边、长边厚度、锚固长度均有关系。故结合文献[15]中 II 型 APC 套筒的研究, 将试验数据以及有限元模拟结果进行统一拟合, 得到公式(11)。

$$\tau_u = \left(0.42 + 1.84 \frac{d}{l_a} \right) \left(2.89 - 0.58 \frac{D_1}{d} + 0.39 \frac{D_2}{d} - 1.53 \rho_v \right) f_{st} \quad (11)$$

式中 f_{st} 为钢筋的极限抗拉强度。从拟合数据和模拟与试验数据的对比可知,二者之间比值平均值为 100.6%,标准差为 0.07,变异系数为 7.04%,此结果表明拟合情况较好。

6 钢筋锚固长度建议值

6.1 钢筋拉断临界锚固长度值求解

参考文献[10],认为套筒约束灌浆料试件的极限状态为钢筋拔出,同时钢筋拉断破坏。最大锚固力为 $F_u = \tau_u \cdot \pi d l_a$,钢筋抗拉承载力为 $F_s = \frac{\pi d^2}{4} f_{su}$ 。令 $F_u = F_s$,则钢筋锚固极限状态方程为

$$f_{su} = 4 \left(\frac{l_a^{cr}}{d} \right) \tau_u \quad (12)$$

表 7 II 型 APC 套筒临界锚固长度计算值与试验值对比

Tab. 7 Comparison between calculated and experimental values of critical anchorage length of type II APC sleeve

| 套筒长边壁厚/mm | 钢筋直径/mm | 钢筋屈服时拔出 | | 钢筋拉断时拔出 | |
|-----------|---------|---------|---------|---------|----------|
| | | 计算值/d | 试验值/d | 计算值/d | 试验值/d |
| 5 | 16 | 6.3 | <6.0 | 11.0 | 10.0 |
| 6 | 16 | 6.1 | 4.0~6.0 | 10.7 | 8.0~10.0 |
| 6 | 18 | 7.3 | 5.3 | 12.3 | >10.0 |
| 6 | 20 | 8.4 | 6.0 | 14.0 | >10.0 |
| 7 | 16 | 5.8 | <6.0 | 10.3 | 8.0~10.0 |
| 8 | 16 | 5.5 | <6.0 | 9.8 | 8.0~10.0 |

6.2 钢筋屈服临界锚固长度值求解

参考文献[15],认为套筒约束灌浆料试件的极限状态为钢筋拔出,同时钢筋拉断破坏。钢筋抗拉屈服承载力为 $F_y = \frac{\pi d^2}{4} f_y$ 。认为钢筋拔出同时屈服为钢筋屈服临界状态,令 $F_u = F_y$,则钢筋锚固极限状态方程为

$$f_y = 4 \left(\frac{l_a^{cr}}{d} \right) \tau_u \quad (14)$$

联立式(11)、式(14),可求解 II 型 APC 套筒屈服临界锚固长度 l_a ,计算值与试验值对比见表 7。屈服临界锚固长度计算值均大于实际值,计算结果具有一定安全储备。

6.3 基本(屈服)锚固长度建议值

根据 GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》^[32]:当钢筋抗拉强度得到充分利用时,基本锚固长度 l_{ab} 和锚固长度 l_a 分别按照式(15)和式(16)计算:

$$l_{ab} = \alpha \frac{f_y}{f_t} d \quad (15)$$

$$l_a = \zeta_a l_{ab} \quad (16)$$

式中: α 为锚固钢筋的外形系数, f_y 和 f_t 分别为钢筋

式中 l_a^{cr} 为临界锚固长度。联立式(11)、(12),用 $\alpha = f_{st}/f_{ts}$ 简化,得到临界锚固长度公式为

$$l_a = \frac{(\alpha - 21.25 + 11.26\rho_v)d + 4.28D_1 - 2.87D_2}{4.86 - 0.98 \frac{D_1}{d} + 0.68 \frac{D_2}{d} - 2.58\rho_v} \quad (13)$$

取 f_{ts} 为 5.59 MPa,钢筋极限抗拉强度按照表 1 取值。根据表 7 结果对比可知,临界锚固长度的计算值普遍要偏大一些,但结合实际试验时钢筋材性的变化和拟合公式的误差,故可以认为此结果是有效且可靠的。式(13)只适用于 II 型 APC 套筒与带肋钢筋单轴拉伸的黏结锚固模型。

抗拉强度和混凝土轴心抗拉强度设计值, d 为钢筋直径, ζ_a 为锚固长度修正系数。带入相关数据可得到文献[32]建议的锚固长度, $l_a = 11.9d$ 。

文献[33]规定的锚固长度对应的计算公式为

$$l_a = \left(\frac{f_y \psi_t \psi_e \lambda}{2.1 \sqrt{f'_c}} \right) d_b \quad (17)$$

式中: f_y 为钢筋屈服强度设计值,本文取 360 MPa; ψ_t 为顶部钢筋对浇筑位置的不利影响因素,取 1.0; ψ_e 为环氧涂层影响系数,本文取为 1.0; λ 反映了轻质混凝土的低拉力强度和劈裂抗力的减少,本文取为 1.0; f'_c 为混凝土抗压强度设计值,本文 $f'_c = 0.8f_{cu} = 59.88$ MPa; d_b 为钢筋公称直径。将文中的试验数据代入式(17)中,得到 $l_a = 22.2d$ 。

将本文得出的屈服临界锚固长度与其他文献研究的屈服临界锚固长度值进行对比,结果如表 8 所示。

由表 8 可见,美国规范对混凝土中钢筋锚固长度的要求大于中国规范的要求,远大于本试验套筒约束灌浆料试件对钢筋锚固长度的要求。材料强度相同时,II 型套筒约束灌浆料屈服临界锚固长度较普通混凝土短,较 I 型套筒约束灌浆料长。

表 8 现有文献中钢筋锚固长度建议值比较

Tab. 8 Comparison of recommended values for anchorage length of steel bars in existing literature

| 数据来源 | 基本锚固长度 |
|----------------------------|---------------------------|
| 文献[33]混凝土 | 22.2d |
| 文献[32]混凝土 | 11.9d |
| 文献[23]混凝土 | 12.7d |
| H40 纯灌浆料 ^[18] | 6.4d |
| I 型套筒约束灌浆料 ^[18] | 2.6d |
| $t_2 = 5 \text{ mm}$ | 6.3d |
| II 型套筒约束灌浆料 | $t_2 = 6 \text{ mm}$ 6.1d |
| $t_2 = 7 \text{ mm}$ | 5.8d |
| $t_2 = 8 \text{ mm}$ | 5.5d |

7 结论及展望

1) 套筒壁厚相同时,试件黏结强度随钢筋直径增大而降低;极限承载力随钢筋锚固长度增大而增大,黏结强度降低;含钢率越大,极限承载力和黏结强度均越大。

2) 采用三段式曲线表达钢筋与套筒约束灌浆料间的黏结滑移本构关系,计算曲线与试验曲线吻合良好。统计回归得到约束灌浆料中黏结强度和残余强度分别对应滑移值公式,计算结果与试验数据吻合良好。

3) 灌浆料、套筒约束灌浆料、混凝土锚固试件的黏结强度对应滑移值依次降低,混凝土由于骨料限制裂缝发展,其滑移值最小。因此采用灌浆料作为加固材料,建议增设细骨料。

4) 随钢筋直径增大,试件脆性系数 k 降低;随锚固长度增大, k 整体呈现增加趋势; k 受套筒长边壁厚影响较小。

5) 极限荷载时,套筒长边环向为拉应变,且随钢筋直径的增大而增大,短边环向绝大部分为压应变;套筒长边和短边纵向应变均为拉应变。总体来说,套筒长边纵向及环向应变均大于短边。

6) 基于 ABAQUS 平台构建有限元模型,仿真结果与试验数据相对误差在 1.0% ~ 16.4%,吻合较好。通过参数化模拟进一步完善黏结强度计算公式,并验证了计算公式的工程适用性。

7) 得到套筒约束灌浆料中钢筋屈服和拉断时的临界锚固长度。对比研究表明,套筒约束下的临界锚固长度计算值是混凝土的 0.28 ~ 0.34 倍,显著低于混凝土。

后续本研究团队会进行两根钢筋在套筒中的锚

固试验,并引入可靠指标,运用中心点法求解钢筋屈服临界锚固长度值,更深入研究钢筋与约束灌浆料的黏结性能,确保套筒锚固的可靠性。

参考文献

- [1] 汪俊桥,申云龙,李臣,等. “十四五”规划下装配式建筑与 BIM 技术的结合发展研究[J]. 城市住宅, 2021, 28(7): 255
WANG Junqiao, SHEN Yunlong, LI Chen, et al. Research on the combined development of prefabricated buildings and BIM technology under the 14th Five-Year plan[J]. Urban Housing, 2021, 28(7): 255
- [2] BELLERI A, RIVA P. Seismic performance and retrofit of precast concrete grouted sleeve connections[J]. Pci Journal, 2012, 57(1): 97
- [3] 陈云钢,刘家彬,郭正兴,等. 预制混凝土结构波纹管浆锚钢筋锚固性能试验研究[J]. 建筑技术, 2014, 45(1): 65
CHEN Yungang, LIU Jiabin, GUO Zhengxing, et al. Experimental study on the anchoring performance of reinforcing bars in precast concrete structures with corrugated pipe grout anchors[J]. Building Technology, 2014, 45(1): 65. DOI:10.13731/j.issn.1000-4726.2014.01.017
- [4] 王传林,刘泽平,黄恩海. 钢套筒约束浆锚搭接试验及数值分析[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版), 2021, 44(11): 1537
WANG Chuanlin, LIU Zeping, HUANG Enhai. Steel sleeve-constrained grout anchor lap joint test and numerical analysis[J]. Journal of Hefei University of Technology (Natural Science Edition), 2021, 44(11): 1537. DOI:10.3969/j.issn.1003-060.2021.11.017
- [5] KIM H K. Confining effect of mortar-filled steel pipe splice[J]. Architectural Research, 2008, 10(2): 27
- [6] LING J H, RAHMAN A B A, IBRAHIM I S, et al. Tensile capacity of grouted splice sleeves[J]. Engineering Structures, 2016, 111: 285
- [7] ZHAO C F, ZHANG Z D, WANG J F, et al. Numerical and theoretical analysis on the mechanical properties of improved CP-GFRP splice sleeve[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 137: 487
- [8] 吴涛,王坤,刘毅斌,等. 钢筋套筒灌浆连接件的力学性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2019, 36(2): 21
WU Tao, WANG Shen, LIU Yibin, et al. Mechanical properties of reinforcing bar sleeve grout connection components[J]. Journal of Architectural Science and Engineering, 2019, 36(2): 21
- [9] LU Zhongyu, GAO Shuai, LIU Genghao. Comparison of ductile iron and seamless steel pipes for use in grouted sleeve splices under monotonic and cyclic loads[J]. Journal of Building Engineering, 2023, 71: 1
- [10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢筋套筒灌浆连接应用技术规程: JGJ355—2015[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015
- [11] 余琼. 一种新型的约束搭接套筒: CN204238449U[P]. 2015-04-01
- [12] 余琼,魏晋文,魏雨桐,等. 套筒约束两根钢筋浆锚搭接拉伸试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2019, 46(11): 20
YU Qiong, Wei Jinwen, Wei Yutong, et al. Experimental study on lap tensile of sleeve-constrained two rebar slurry anchors[J]. Journal of Hunan University (Natural Science Edition), 2019, 46(11): 20. DOI:10.16339/j.cnki.hdxzkb.2019.11.003
- [13] 余琼,张远明,宫鑫,等. 钢筋套筒灌浆对接与搭接头力学

- 性能对比[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(8): 140
YU Qiong, ZHANG Yuanming, GONG Xin, et al. Comparison of mechanical properties of grouted socket joints and lap joints for reinforcing bars[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(8): 140. DOI:10.11918/201907017
- [14] 余琼, 唐子鸣, 张星魁, 等. 后插钢筋位置等对 APC 接头拉伸性能的影响[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2022, 54(10): 84
YU Qiong, TANG Ziming, ZHANG Xingkui, et al. Influence of post inserted reinforcement position on tensile properties of APC joints[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2022, 54(10): 84. DOI:10.11918/202112130
- [15] 余琼, 陈劲松, 唐子鸣, 等. 后插入钢筋位置等对 II 型 APC 接头拉伸性能影响[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(10): 101
YU Qiong, CHEN Jingsong, TANG Ziming, et al. Influence of post inserted reinforcement position on tensile properties of type II APC joints[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(10): 101. DOI:10.11918/202308050
- [16] 余琼, 孙佳秋, 许雪静, 等. 钢筋套筒灌浆搭接连接的预制剪力墙抗震试验[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2018, 46(10): 1348
YU Qiong, SUN Jiaochu, XU Xuejing, et al. Seismic testing of prefabricated shear walls with grouted lap connections using steel sleeve joints[J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 2018, 46(10): 1348. DOI:10.11908/j.issn.0253-374x.2018.10.005
- [17] 余琼, 唐子鸣, 张星魁, 等. 套筒灌浆搭接连接的 L 型预制剪力墙抗震试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2023, 55(9): 72
YU Qiong, TANG Ziming, ZHANG Xingkui, et al. Seismic testing of L-shaped precast shear walls with sleeve grouting lap joints[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2023, 55(9): 72. DOI:10.11918/202207038
- [18] 余琼, 孙佳秋, 袁炜航. 带肋钢筋与套筒约束灌浆料黏结性能试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2018, 50(12): 98
YU Qiong, SUN Jiaochu, YUAN Weihang, et al. Adhesion performance test of ribbed steel bar with sleeve constrained grout[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(12): 98. DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.201711108
- [19] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 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
- [20] 国家质量技术监督局. 水泥胶砂强度检验方法(ISO 法): GB/T 17671—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021
- [21] 国家质量监督检验检疫总局, 中华人民共和国建设部. 普通混凝土力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2016[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016
- [22] 中国国家标准化委员会, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 金属材料拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2010[S]. 北京: 中国标准出版社, 2010
- [23] 徐有邻. 变形钢筋-混凝土粘结锚固性能的试验研究[D]. 北京: 清华大学, 1990
XU Youlin. Experimental study on the anchorage performance of deformed steel-concrete bond[D]. Beijing: Tsinghua University, 1990
- [24] 张帆. 钢筋与套筒约束灌浆料黏结滑移性能实验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2020
ZHANG Fan. Experimental study on bond-slip properties of reinforcing steel and sleeve-constrained grout: [Master's thesis]. Changsha: Hunan University, 2020
- [25] 余琼, 许雪静, 许高帅. 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. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201711108
- [26] 贾方方. 钢筋与活性粉末混凝土黏结性能的试验研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2013
JIA Fangfang. Experimental study on bonding performance of steel reinforcement and activated powder concrete[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2013
- [27] 王冰, 李学章, 计学闰. 浮石混凝土与变形钢筋粘结锚固性能的研究[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 1998, 31(6): 30
WANG Bing, LI Xuezhang, JI Xuerun. Research on bond anchorage performance of pumice concrete with deformed steel reinforcement[J]. Journal of Harbin University of Architecture, 1998, 31(6): 30
- [28] 李渝军, 叶列平, 程志军, 等. 高强陶粒混凝土与变形钢筋粘结锚固强度的试验研究[J]. 建筑科学, 2006, 22(4): 51
LI Yujun, YE Liping, CHENG Zhijun, et al. Experimental study on bond and anchorage strength of high-strength ceramic concrete with deformed steel bars[J]. Building Science, 2006, 22(4): 51
- [29] 聂建国, 王宇航. ABAQUS 中混凝土本构模型用于模拟结构静力行为的比较研究[J]. 工程力学, 2013, 30(4): 67
NIE Jianguo, WANG Yuhang. Comparison study of constitutive model of concrete in ABAQUS for static analysis of structures[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(4): 67. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2011.07.0420
- [30] 张劲, 王庆扬, 胡守营, 等. ABAQUS 混凝土损伤塑性模型参数验证[J]. 建筑结构, 2008(8): 127
ZHANG Jing, WANG Qingyang, HU Shouying, et al. Parameters verification of concrete damaged plastic model of ABAQUS[J]. Building Structure, 2008(8): 127. DOI: 10.19701/j.jzjg.2008.08.03
- [31] 匡轩. 钢筋套筒灌浆搭接连接有限元模拟[D]. 上海: 同济大学, 2019
KUANG Xuan. Finite element simulation of reinforcing sleeve grouted lap connection[D]. Shanghai: Tongji University, 2019
- [32] 国家质量监督检验检疫总局, 中华人民共和国建设部. 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
- [33] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete: ACI 318-05[S]. Michigan: American Concrete Institute, 2005