

# 采用 UHPC 灌浆材料大口径全灌浆 连接套筒接头的性能研究

邵旭东<sup>1</sup> 刘也萍<sup>1,2</sup> 邱明红<sup>1</sup> 邓富颖<sup>1</sup>

(1. 湖南大学风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 湖南长沙 410082; 2. 广州市市政工程设计研究总院有限公司, 广东广州 510030)

**摘要:** 装配式结构的薄弱环节在于连接接头, 采用套筒连接时, 常见问题包括多个套筒灌浆时套筒难以同时灌满、空腔以及注浆完成后的回流、灌浆料强度与收缩等灌注质量难以控制、预制构件底部预留分腔的密封性不好。为降低这些问题导致的节点连接薄弱风险, 文章提出使用含有钢纤维、超细石英砂的超高性能混凝土 UHPC (Ultra-high Performance Concrete) 灌浆材料, 通过重力式灌浆来进行钢筋与套筒的全断面连接, 该方法提高施工安全性, 保证浇筑质量可视化。通过 57 个大口径全灌浆套筒重力灌浆连接接头的单向拉伸试验, 改变钢筋直径  $d$ 、锚固长度  $l_a$  及灌浆料种类, 研究连接方式的可行性。结果表明: 试件符合《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015) 和《钢筋机械连接技术规程》(JGJ107—2016) 中 I 级接头要求; 拉伸过程中套筒始终处于弹性阶段, 满足强度要求, 有较高安全储备, 重力式灌浆连接方式可行; 由于钢纤维的桥接作用使灌浆料抗劈裂性能增强, 采用含有钢纤维的 UHPC 灌浆料能进一步提高钢筋与灌浆料的黏结强度, 减小钢筋的锚固长度。钢筋断裂破坏时临界锚固长度建议值为  $5.5d$ , 较《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》要求的  $8d$  降低 31.25%。

**关键词:** 预制装配式结构; 套筒连接; 钢纤维; UHPC 灌浆料; 单向拉伸试验; 锚固长度

**中图分类号:** TU375 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-131X(2020)02-0081-11

## Research on performance of large diameter grout-filled splice sleeve joints with UHPC

Shao Xudong<sup>1</sup> Liu Yeping<sup>1,2</sup> Qiu Minghong<sup>1</sup> Deng Fuhao<sup>1</sup>

(1. Hunan Province Key Laboratory of Wind and Bridge Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. Guangzhou Municipal Engineering Design and Research Institute Co. Ltd., Guangzhou 510030, China)

**Abstract:** The disease of assemble structure most due to the weakness of the connection joint. For sleeve connection, common problems include difficulty in filling multiple sleeves at the same time, cavity and reflowing aftr e grouting, the quality assurance of grout strength and shrinkage, and the sealing of the sub-chamber at the bottom of the prefabricated component. In order to reduce the risk of weak joints caused by the above problems, it is proposed to use UHPC grouting material containing steel fiber and ultra-fine quartz sand to complete the connention of reinforcement bar and sleeve by gravity grouting. The method improves the construction safety and ensures the visualization of the pouring quality. Through the unidirectional tension test of 57 large diameter grout-filled splice sleeve gravity grouting connection specimens, the feasibility of connection mode was studied by changing the length of steel bars  $d$ , anchorage length  $l_a$  and grouting material types. The results show that specimens with steel bar meet the requirements of JGJ 355—2015 and JGJ107—2016 grade I joints. The sleeve is in the elastic stage in the test and meets the strength requirements. The safety reserve is high and the gravity grouting connection is feasible. The splitting resistance of grouting material is enhanced due to the bridging effect of steel fibers. UHPC grouting material containing steel fibers can further improve the bond strength between steel bar and grouting material and reduce the anchorage length of steel bar. The recommended critical anchorage length is  $5.5d$ , which is 31.25% lower than the  $8d$  required by JGJ355—2015.

基金项目: 国家重点研发计划(2018YFC0705400)、国家自然科学基金(51778223)、湖南省科技重大专项(2017SK1010)、广东省交通运输厅科技项目(2013-02-036)、广东省交通运输厅 2017 年度重大科技专项(科技-2017-01-002)和湖南省研究生科研创新项目(CX2017B119, CX2018B217)

作者简介: 邵旭东, 博士, 教授

收稿日期: 2019-01-28

**Keywords:** precast concrete structure; sleeve splice; steel fiber; UHPC grouting material; tension test; anchorage length

**E-mail:** shaoxd@vip.163.com

### 引言

钢筋套筒灌浆连接是预制装配式混凝土结构中应用较为广泛的连接方式之一，多用于竖向连接，如梁柱、桥墩承台等预制构件连接。在套筒两端插入带肋钢筋，灌注高强度微膨胀灌浆料增强其与钢筋、套筒的连接，通过钢筋和灌浆料的握裹力实现力的传递。

20世纪60年代末钢筋套筒灌浆连接技术首次应用在框架柱连接上<sup>[1]</sup>，随后，日本土木工程学会(JSCE)及美国混凝土协会(ACI)<sup>[2]</sup>也纷纷将其作为施工依据与钢筋连接主要技术之一。我国现已制定一系列规程与技术标准，如《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)<sup>[3]</sup>。

目前，国内外学者已对灌浆套筒的拉伸性能开展大量研究。Einea等<sup>[4]</sup>对4种全灌浆套筒进行单向拉伸，试验表明试件的极限承载力随着灌浆料强度和钢筋锚固长度的增大而增大，锚固长度为 $7d$ ( $d$ 为钢筋直径)即可满足强度要求。Ling<sup>[5]</sup>等在2012—2014年先后对4类灌浆套筒进行研究，发现改变套筒形状(如减小套筒内径)可提高试件承载力，由于套筒的约束作用，钢筋锚固长度为 $9d$ 。Seo等<sup>[6]</sup>在钢筋端部焊接钢制圆环，研究钢筋直径及圆环直径对套筒受力性能及破坏模式的影响。吴小宝等<sup>[7]</sup>研究了灌浆料龄期及钢筋种类对试件受力性能的影响，试验表明首周内连接承载力与变形随龄期迅速发展，后趋于稳定。余琼等<sup>[8]</sup>对钢筋与灌浆料的黏结性能

进行分析，拟合出黏结滑移公式，并提出钢筋锚固建议值为 $8d$ 。吴涛等<sup>[9]</sup>对12个钢制套筒连接件进行拉伸，分析了锚固长度、钢筋直径对筒壁应变的影响，建立了筒壁纵向、环向应力的计算模型。郑永峰<sup>[10]</sup>研究了一种新型变形灌浆套筒的结构性能与工作机理，并对套筒进行参数化分析，认为钢筋锚固长度不应小于 $7d$ 。

### 1 存在的问题与对策

上述各类研究均基于灌浆料饱满的情况展开，而已有研究表明灌浆缺陷对套筒连接方式有较大的不利影响<sup>[11-13]</sup>。郑清林等<sup>[11]</sup>研究灌浆缺陷对套筒连接试件的性能影响后发现，随着缺陷数量和厚度的增大，试件承载力和变形均有不同程度的下降。对装配式构件进行抗震性能分析，随着灌浆缺陷和水平位移的增大，荷载-位移滞回曲线的捏缩效应明显，缺陷试件承载能力和延性降低，相对于饱满试件，刚度和耗能性能加速下降<sup>[13]</sup>。

实际工程中，套筒连接多采用压力灌浆，灌浆技术中的难点是钢筋定位与灌浆质量问题。由于预制构件底部预留分腔的密封性问题以及钢筋在套筒内位置变化，导致通腔内存在多个套筒时部分套筒难以同时灌满、空腔以及注浆完成后的回流、灌浆料强度与收缩等灌注质量问题，进而导致接头处形成薄弱面，施工质量难以保证。另一方面，由于套筒埋置在预制构件内部，如图1(a)所示，钢筋套筒

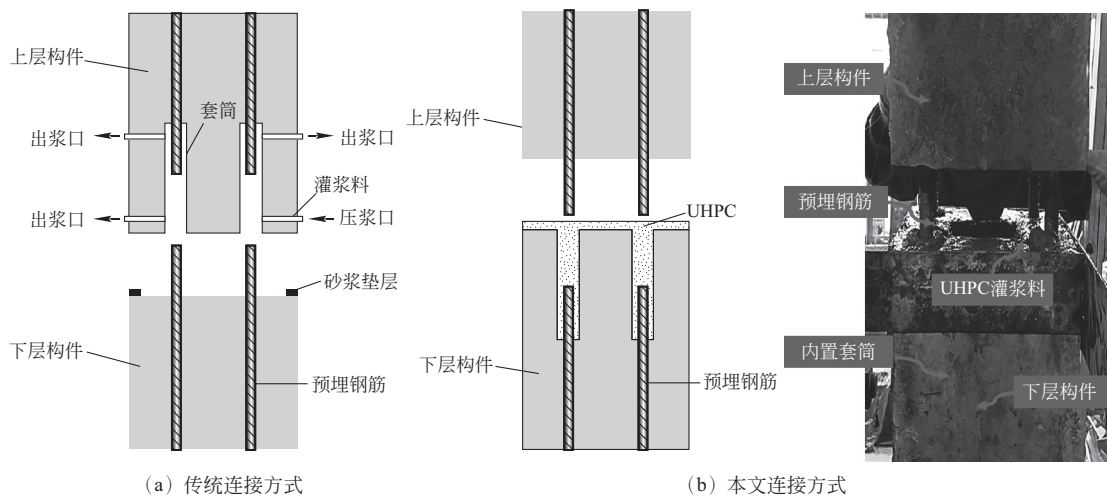


图1 钢筋套筒灌浆连接方式

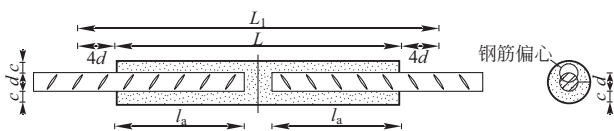
Fig.1 Connection modes of grouted sleeve splices

压力灌浆连接属于隐蔽工程，灌浆质量难以检查与修补，目前还没有一种现场高效、直观且低成本的检测方法。基于这些情况，本文提出①通过重力灌浆(如图 1(b))的方式来减少压力灌浆可能造成的灌注质量问题，即先灌注灌浆料及垫层，再拼接构件来保证施工过程可视化，灌浆质量透明化，并简化施工；②由于灌浆方式的改变，可使用性能更优的含钢纤维、超细石英砂的 UHPC 灌浆材料。由文献 [14] 可知，钢纤维能有效提高钢筋与混凝土的黏结强度，且钢筋直径越大，钢纤维掺量对黏结强度的增强作用越明显，从而提高接头的抗拉性能和延性。本文方法有望大幅度提高装配式结构连接接头的安全性。

## 2 试验概况

### 2.1 试件设计

为了验证重力灌浆连接方式的可行性，有必要开展套筒连接接头拉伸试验。另外一方面，随着钢筋直径的增大，需要更高性能的灌浆料以保证钢筋套筒连接接头的承载力及黏结强度，目前大多数试验研究都使用直径为 12~25mm 的钢筋，对于直径大于 25mm 的钢筋套筒拉伸研究较少，而桥梁下部构造中多使用直径为 25mm 以上的钢筋。根据《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)<sup>[3]</sup>和《钢筋机械连接技术规程》(JGJ 107—2016)<sup>[15]</sup>，通过改变钢筋直径  $d$  (18mm、22mm、25mm、28mm、32mm)、锚固长度  $l_a$  ( $4d \sim 8d$ ) 及灌浆料类型，设计了 19 种钢筋套筒重力灌浆连接试件，如图 2 所示，每种情况制作 3 个试件。实际施工中套筒与钢筋对接拼装时可能出现偏心，因此对钢筋为直径 32mm，锚固长度  $7d$  的试件设计 3 种偏心情况，保护层厚度  $c$  分别为 0、5mm、9mm，具体试件参数如表 1 所示。表中试件编号规则为“灌浆料类别-连接钢筋直径-锚固长度(-偏心构件)”，如试件 G1-D32-7d 为采用 G1 灌浆料，连接钢筋直径为 32mm，锚固长度为  $7d$  (钢筋直径) 的试件。



注：c 为保护层厚度，当试件偏心时，c 取靠近套筒壁一端的距离；d 为钢筋直径； $l_a$  为钢筋锚固长度；L 为套筒长度； $L_1$  为总伸长率测量标距， $L_1=L+8d$ 。

图 2 灌浆套筒试件尺寸

Fig. 2 Specimen dimensions of grouted sleeve splices

表 1 试件尺寸

Table 1 Dimensions of specimens

组号	试件编号	钢筋直径 $d$ (mm)	锚固长度 $l_a$ (mm)	灌浆料种类	保护层厚度 $c$ (mm)
1	G1-D18-6d	18	$6d$	UHPC 灌浆料	10
	G1-D18-7d		$7d$		
2	G1-D22-6d	22	$6d$	UHPC 灌浆料	10.5
	G1-D22-7d		$7d$		
3	G1-D25-4d	25	$4d$	UHPC 灌浆料	10.5
	G1-D25-5d		$5d$		
	G1-D25-6d		$6d$		
	G1-D25-7d		$7d$		
4	G1-D28-6d	28	$6d$	UHPC 灌浆料	11
	G1-D28-7d		$7d$		
5	G1-D32-4d	32	$4d$	UHPC 灌浆料	11
	G1-D32-5d		$5d$		
	G1-D32-6d		$6d$		
	G1-D32-7d		$7d$		
6	G1-D32-8d	32	$8d$	UHPC 灌浆料	0
	G1-D32-7d-P1				
	G1-D32-7d-P2		$7d$		
7	G1-D32-7d-P3	32		思达建茂 灌浆料	9
	G2-D32-6d		$6d$		
	G2-D32-7d		$7d$		

### 2.2 试验材料

试验采用北京思达建茂科技发展有限公司 GTL 型大口径全灌浆连接套筒，连接钢筋的强度等级为 HRB400，钢筋材料性能如表 2 所示。

表 2 钢筋力学性能

Table 2 Mechanical performances of reinforced bars

钢筋直径 $d$ (mm)	屈服强度 $f_{ly}$ (MPa)	极限抗拉强度 $f_{tm}$ (MPa)	伸长率 (%)	弹性模量 (MPa)
18	485.52	608.32	25.6	$2.05 \times 10^5$
22	468.26	602.55	25.5	$2.06 \times 10^5$
25	488.21	611.05	23.7	$2.09 \times 10^5$
28	432.88	602.19	23.5	$2.09 \times 10^5$
32	457.26	612.06	22.7	$2.02 \times 10^5$

结合重力式灌浆形式，本文使用含有钢纤维的 UHPC 灌浆料(下文称 G1 灌浆料)，UHPC 灌浆料基于 DSP 理论，在水泥中掺加超细石英砂、膨胀剂及长度直径分别为  $8\text{mm} \times 0.12\text{mm}$  的平直型钢纤维，体积掺量为 2%。以思达建茂公司的套筒接头专用高强

灌浆料(下文称 G2 灌浆料)为对照。根据规范《钢筋连接用套筒灌浆料》(JG/T 408—2013)<sup>[16]</sup>浇筑 40mm×40mm×160mm 的标准试块,在自然条件下养护,灌浆料技术性能如表 3 所示。

表 3 灌浆料技术性能

Table 3 Properties of grouting materials

检测项目	性能指标 <sup>[16]</sup>	G1 灌浆料	G2 灌浆料
流动度 (mm)	初始	≥300	287
	30min	≥260	268
抗压强度 (MPa)	1d	≥35	62.5
	3d	≥60	86.0
	28d	≥85	120.8
竖向膨胀率 (%)	3h	≥0.02	0.021
	24h 与 3h 差值	0.02~0.5	0.032
泌水率 (%)	0	0	0

由表 3 可知, G1 灌浆料初始流动性略低于《钢筋连接用套筒灌浆料》<sup>[16]</sup>要求,其他技术性能均满足规范要求。本文灌浆方法避免了压力灌浆时由于流动度较低堵塞通道导致灌浆不密实的问题,可适当降低规范对灌浆料流动度的要求。同时, G1 灌浆料较 G2 灌浆料有更高的早期强度,有利于快速施工。

### 2.3 试验加载制度及量测内容

试验采用 500kN 电液伺服万能材料试验机进行加载,试验装置如图 3 所示,试件采用位移控制加载直至试件破坏。试验测量荷载、钢筋与套筒表面应变以及总伸长率,钢筋与套筒的应变由 TDS-602 动态数据采集仪采集。考虑到应变基本沿套筒中心轴对称分布,故选取套筒一端黏贴应变片,钢筋和套筒表面应变片测点布置如图 4 所示。图中 Z1~Z3 及 H1~H3 分别为套筒表面轴向应变片和环向应变片, Z0、Z4 为钢筋轴向应变片。总伸长率测量标距  $L_1 = L+8d$ ,如图 2 所示。

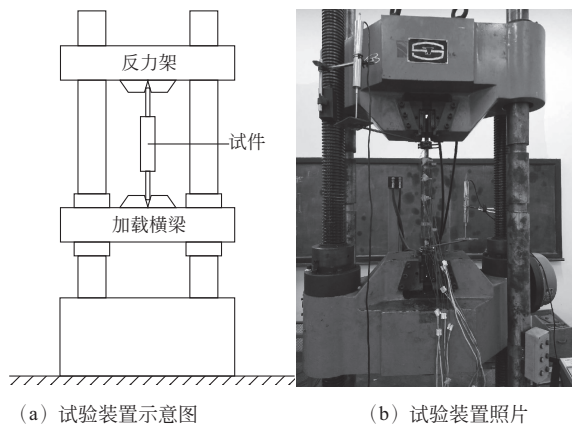


图 3 拉伸试验装置

Fig. 3 Setup of the tension test

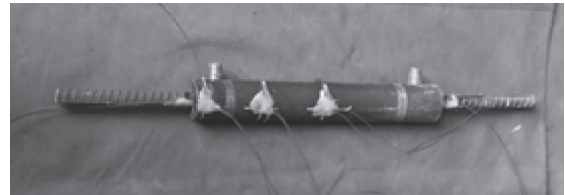
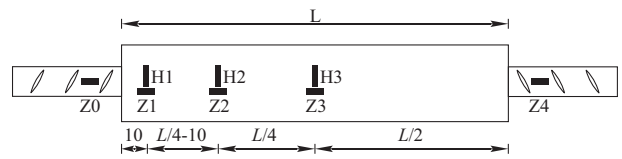


图 4 应变片测点布置

Fig. 4 Arrangement of strain gauges

## 3 试验结果与分析

### 3.1 破坏形态

如图 5 所示,本文存在 2 种破坏形态,分别为钢筋拉断破坏和钢筋灌浆料黏结滑移破坏。使用 G1 灌浆料的试件,当钢筋直径 25mm,锚固长度 4d 时发生滑移破坏;钢筋直径 32mm 时,锚固长度为 4d 和 5d 的试件发生滑移破坏;其余试件发生钢筋拉断破坏。对于 G2 灌浆料,直径 32mm,锚固长度为 6d 的试件滑移破坏,7d 的试件一个发生滑移破坏,2 个发生钢筋拉断破坏。



(a) 钢筋拉断破坏

(b) 钢筋黏结滑移破坏

图 5 试件破坏形态

Fig. 5 Failure modes of specimens

带肋钢筋与灌浆料之间的黏结力主要由 3 部分组成:①水泥凝胶体在钢筋表面产生的化学黏着力;②周围混凝土对钢筋的摩阻力;③钢筋凸肋与灌浆料间的机械咬合力。钢筋变形过大或与局部滑移时,化学黏结消失,因此黏结力主要由接触摩阻力和机械咬合力提供。试件的破坏形态主要取决于锚固钢筋拉伸极限承载力和钢筋与灌浆料的极限黏结力的最低值。当钢筋拉伸极限承载力低于钢筋与灌浆料的黏结力时,试件发生钢筋拉断破坏;否则试件发

生钢筋黏结滑移破坏。

### 3.2 受力性能分析

#### 3.2.1 荷载-位移曲线

试件的荷载-位移曲线如图 6 所示，其中横坐标位移为标距  $L_1$  两端点的相对位移。由图可见，试件的受力阶段主要分为弹性阶段、屈服阶段、强化阶段和破坏阶段：①加载初期为弹性阶段，荷载与位移基本呈线性变化，灌浆料内部产生细微裂纹；②屈服阶段，钢筋变形增大，拉力通过钢筋传递，引起斜向应力压碎灌浆料，钢筋与灌浆料之间的相

对滑移增大，套筒端口出现明显的劈裂裂缝；③强化阶段，套筒口灌浆料劈裂区不断变大，试件整体变形明显增加；④随着荷载增加，套筒外钢筋拉断；发生钢筋滑移破坏的试件，钢筋从灌浆料中缓慢拔出，荷载突然降低，随着位移增大，荷载又缓慢上升，但荷载值始终较高。这是由于 G1、G2 灌浆料中均不掺加粗骨料，当灌浆料被压碎时，不会形成空隙导致机械咬合力迅速降低<sup>[17]</sup>。同时由于套筒约束使试件在加载前已有环向应力，弥补了部分环向应力的损失。

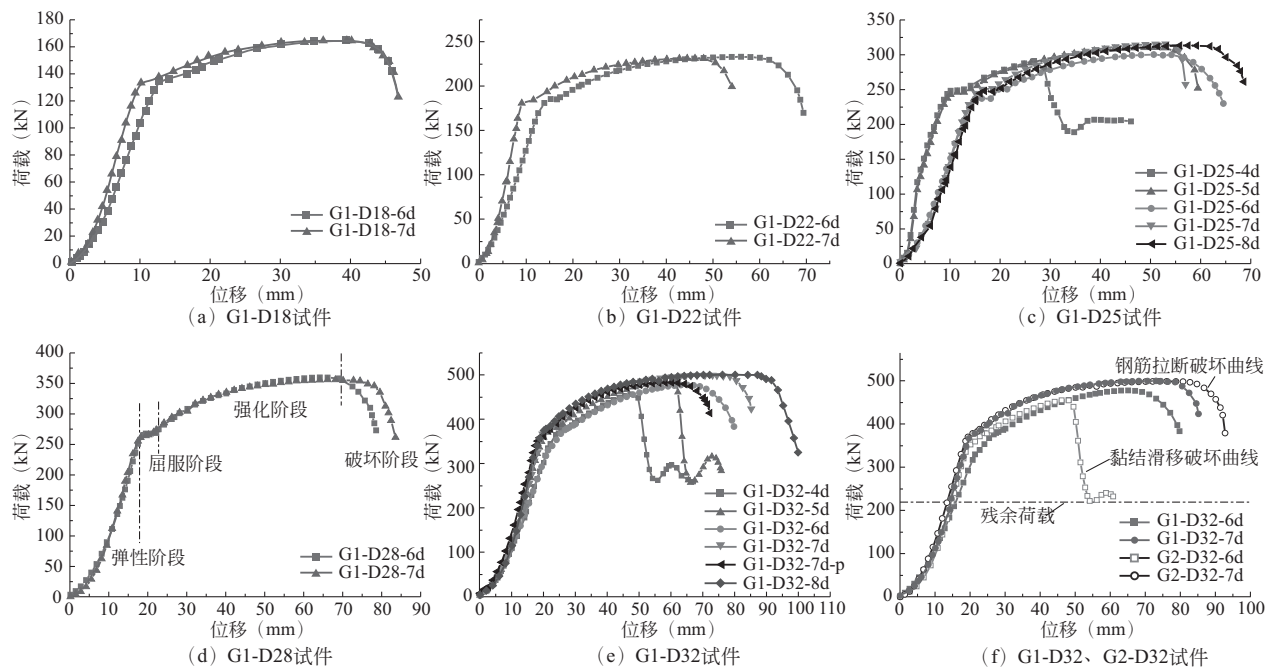


图 6 试件荷载-位移曲线

Fig. 6 Load-displacement curves of specimens

通过整理试验数据得到试件单向拉伸结果，汇总如表 4 所示。由表 4 可以看出，所有试件的极限强度均大于连接钢筋屈服强度的 1.25 倍， $f_u/f_{yk}$  基本为在 1.40~1.62；发生钢筋拉断破坏的试件，试件抗拉

强度皆达到钢筋极限抗拉强度标准值的 1.1 倍，满足 JGJ355—2015<sup>[3]</sup>、JGJ107—2016<sup>[15]</sup> 中的 I 级接头及 ACI318<sup>[18]</sup> type2 类单向拉伸强度要求。

表 4 试件结果

Table 4 Results of specimens

组号	试件编号	极限荷载 $P_u$ (kN)	平均黏结强度 $\tau_u$ (MPa)	$f_u/f_{yk}$	$f_u/f_{stk}$	总伸长率 (%)	破坏形态
1	G1-D18-6d	164.0	26.85	1.61	1.19	6.57	A
	G1-D18-7d	164.8	23.13	1.62	1.20	7.47	A
2	G1-D22-6d	233.2	25.56	1.53	1.14	8.32	A
	G1-D22-7d	231.8	21.78	1.52	1.13	7.08	A
3	G1-D25-4d	288.8	36.77	1.47	1.09	4.44	B
	G1-D25-5d	310.0	31.58	1.58	1.17	6.46	A
	G1-D25-6d	315.1	26.75	1.60	1.19	6.38	A
	G1-D25-7d	310.3	22.58	1.58	1.17	6.04	A
	G1-D25-8d	312.8	19.91	1.59	1.18	7.62	A

续表

组号	试件编号	极限荷载 $P_u$ (kN)	平均黏结强度 $\tau_u$ (MPa)	$f_u/f_{yk}$	$f_u/f_{sik}$	总伸长率 (%)	破坏形态
4	G1-D28-6d	372.2	25.19	1.51	1.12	6.15	A
	G1-D28-7d	377.0	21.87	1.53	1.13	6.18	A
5	G1-D32-4d	457.0	35.52	1.42	1.05	4.10	B
	G1-D32-5d	486.8	30.26	1.51	1.12	5.97	B
	G1-D32-6d	497.1	25.75	1.55	1.14	6.15	A
	G1-D32-7d	499.6	22.19	1.55	1.15	7.63	A
	G1-D32-8d	501.2	19.48	1.56	1.15	6.53	A
	G1-D32-7d-P1	489.4	21.73	1.52	1.13	6.47	A
6	G1-D32-7d-P2	497.5	22.09	1.55	1.15	7.42	A
	G1-D32-7d-P3	497.6	22.10	1.55	1.15	8.93	A
	G2-D32-6d	450.6	23.35	1.40	1.04	6.10	B
7	G2-D32-7d	499.8	22.20	1.55	1.15	8.51	A
	G2-D32-7d	484.0	21.49	1.50	1.11	7.43	B

注: 1.  $f_u$ 为试件最大拉应力,  $f_{yk}$ 为钢筋屈服强度标准值,  $f_{sik}$ 为钢筋极限抗拉强度标准值; 2. 总伸长率= $(L'_1-L_1)/L_1 \times 100\%$ ; 3. 破坏形态中, A表示钢筋拉断破坏, B表示钢筋黏结滑移破坏; 其中 G2-D32-7d 中 2 个试件为钢筋拉断破坏, 1 个试件为钢筋黏结滑移破坏。

对钢筋直径 32mm, 锚固长度为 7d 的试件设置钢筋偏心, 保护层厚度分别为 0、5mm、9mm、11mm, 从图 6(e) 及表 4 可以看出, 试件 G1-D32-7d 及 G1-D32-7d-P 均为钢筋拉断破坏, 荷载-位移曲线基本相似, 极限承载力相差不大, 说明当钢筋锚固长度为 7d 时, 灌浆料与钢筋间的黏结承载力相较于钢筋拉伸极限承载力有较大富余。故锚固长度足够时, 试件会发生钢筋拉断破坏, 钢筋是否偏心(即保护层厚度的改变)对试件的承载力几乎没有影响, 此结论与郑永峰<sup>[10]</sup>、Elliott<sup>[19]</sup> 等相同。

### 3.2.2 钢筋黏结滑移承载力分析

试件 G1-D25-4d、G1-D32-4d、G1-D32-5d、G2-D32-6d、G2-D32-7d-1 破坏形态为钢筋黏结滑移破坏, 除试件 G1-D32-4d-1 由于钢筋缺陷导致结果异常外, 其余试件均在钢筋屈服后再发生破坏。钢筋与灌浆料发生黏结破坏时, 承载力显著下降但未完全丧失, 接头残余黏结强度均超过平均黏结强度的 40%。

对于发生钢筋黏结滑移破坏的试件, 试件的平均黏结应力可按式(1)确定; 若发生钢筋拉断破坏, 则实际黏结应力大于计算得到的平均黏结应力。

$$\tau_u = \frac{P_u}{\pi d l_a} = \frac{P_u}{\pi n d^2} \quad (1)$$

式中:  $P_u$ 为试件破坏时的极限荷载;  $d$ 为钢筋直径;  $l_a$ 为钢筋锚固长度;  $n$ 为钢筋锚固倍数,  $l_a = nd$ 。

## 3.3 黏结强度影响因素

### 3.3.1 钢筋直径 $d$

文献[8, 20-21]认为随钢筋直径的增大, 相对黏结面积减少, 钢筋与混凝土间的黏结强度减小, 该结论与表 4 所示试验结果一致。对于大直径钢筋, 破坏时颈缩现象更明显, 拉伸过程中钢筋直径显著减小, 摩阻力与机械咬合作用大幅削弱, 因此, 大直径钢筋需要更长的锚固长度。钢筋直径为 16mm 时, 文献[7]的试验结果要求锚固长度应不小于 6.8d; 文献[9]结果表明, 钢筋直径为 20mm 时, 锚固长度应大于 6.5d; 文献[10]中, 对于直径为 25mm 的钢筋, 锚固长度不应小于 7d。根据本文试验结果, 直径 25~32mm 的钢筋, 锚固长度 5.5d 即可确保发生钢筋拉断破坏。

由表 4 可知, 当钢筋直径由 25mm 变为 32mm 时, 相对保护层厚度  $c/d$  由 0.42 下降为 0.34, 试件的黏结强度由 36.77MPa 变为 35.52MPa。增加相对保护层厚度能进一步提高混凝土的抗劈裂能力和试件的极限黏结强度。然而, 当相对保护层厚度减少 23.5% 时, 试件的黏结强度仅降低 3.53%, 说明随着相对保护层增大, 黏结强度会小幅度提高, 但总体来说, 其对黏结强度的影响因子较小, 这是由于当外围混凝土劈裂时, 套筒开始起到约束作用。对于大直径钢筋套筒连接构件, 可适当增大保护层厚度来提高试件的极限黏结强度, 但由于套筒自身的约束作用, 提升幅度不明显。

### 3.3.2 钢筋锚固长度 $l_a$

相同钢筋直径  $d$ , 不同钢筋锚固长度  $l_a$  试件的黏

结强度如图 7 所示。对于试件 G1-D25、G1-D32，当钢筋锚固长度从  $4d$  增大至  $5d$  时，极限荷载分别增大 7.34% 和 6.5%，黏结强度分别降低 16.5% 和 17.4%。试件的极限荷载随着锚固长度的增加而提高，这是由于锚固长度增加进一步提高了钢筋与灌浆料之间的接触面积，机械咬合作用提高，故极限荷载明显提高。

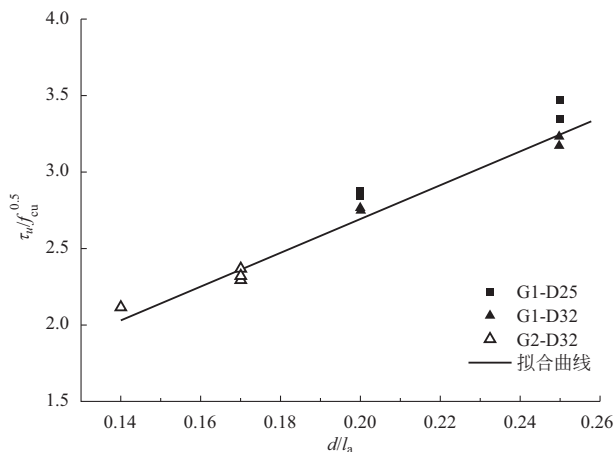


图 7 不同锚固长度下黏结强度试验值拟合曲线

Fig. 7 The bond strength fitting curve under different anchorage length of steel bars

试件 G1-D32-5d 虽发生钢筋黏结滑移破坏，但其极限荷载接近钢筋抗拉强度，故可认为钢筋拉断时对应的锚固长度应稍大于  $5d$ 。当试件 G1-D25 锚固长度达到  $5d$ 、G1-D32 锚固长度达到  $6d$  时，试件为钢筋拉断破坏，若继续增长锚固长度，试件的极限承载力不会发生较大变化。

如图 7 所示，钢筋直径不变，当锚固长度逐渐增加时，试件的平均黏结强度明显降低，这是因为黏结应力在受拉时沿钢筋纵向不均匀分布，黏结应力从钢筋锚固端至套筒灌浆端逐渐降低，故锚固长度  $l_a$  较小时，平均黏结应力与极限黏结应力较接近，锚固长度增大，极限黏结强度基本无变化，平均黏结应力与极限黏结应力相差较大。

### 3.3.3 灌浆料种类

通过表 4 可以看出，钢筋直径为 32mm，锚固长度为  $6d$  时，含有钢纤维的 G1 灌浆料的黏结强度比 G2 的黏结强度至少高 10.32%，这是由于灌浆料的抗劈裂强度对黏结应力有较大的影响。G1 灌浆料中掺入钢纤维能有效提高抗劈裂强度和初裂强度，在黏结破坏过程中可以阻止裂缝的产生和发展，对于大直径钢筋，采用含有钢纤维和超细石英砂的高性能灌浆料 G1 能进一步提高钢筋与灌浆料的黏结强度，减少钢筋的锚固长度。此外，对比图 6(e) 与图 6(f)，使用 G1 灌浆料试件的残余荷载大于 G2 灌浆

料，这是由于钢纤维的桥接作用使掺有钢纤维的 G1 灌浆料抗劈裂性能更好，导致机械咬合力损失更小。

### 3.3.4 平均黏结强度

参考文献[21-23]，平均黏结强度与保护层厚度  $c$ 、钢筋直径  $d$ 、锚固长度  $l_a$  和灌浆料抗劈裂强度  $f_{ts}$  (或抗压强度  $f_{cu}^{0.5}$ ) 等有关，将试验中钢筋拔出破坏试件的平均黏结强度进行回归分析，得到考虑套筒约束作用下的钢筋与灌浆料的平均黏结强度公式：

$$\tau_u = \left[ 0.07 + 3.5 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 3.42 + 0.2 \left( \frac{c}{d} \right) \right] f_{cu}^{0.5} \quad (2)$$

将试验参数代入式(2)得到平均黏结强度计算值  $\tau_u^0$ ，将其与试验值  $\tau_u^c$  对比见表 5，式(2)的平均值与标准差分别为 0.98 和 0.03，变异系数为 0.03，该平均黏结强度公式拟合良好，可适用于考虑套筒约束作用的重力式灌浆套筒的设计依据。

将试件 G1-D25-4d 的试验参数代入文献[8, 21-23]，得到不同材料模型的平均黏结强度计算值  $\tau_u^0$  如表 6 所示。当试验参数相同时，含有钢纤维的 G1 灌浆料平均黏结强度计算值最高，为 36.39MPa，余琼等[8]的灌浆料和自密实混凝土[22]的平均黏结强度计算值为 30MPa 左右，普通混凝土[21]、活性粉末混凝土[23]的平均黏结强度计算值较低。

表 5 平均黏结强度试验值与计算值对比

Table 5 Comparison of test values and calculated values of strength models

试件编号	黏结强度		
	试验值 $\tau_u^c$ (MPa)	计算值 $\tau_u^0$ (MPa)	$\tau_u^0/\tau_u^c$
G1-D25-4d	36.77	36.39	0.99
G1-D32-4d	35.52	36.24	1.02
G1-D32-5d	30.26	29.53	0.98
G2-D32-6d	23.35	23.22	0.99
G2-D32-7d	21.49	20.24	0.94

普通混凝土中含有大量粗骨料，骨料强度过高而砂浆强度较低时，其黏结性能较差。对于余琼等[8]的灌浆料和自密实混凝土，由于带入到计算公式中的轴拉强度  $f_t$  及劈裂抗拉强度  $f_{ts}$  为 G1 灌浆料的试验结果，因此这 2 种材料的实际黏结强度远低于计算值。这是由于钢纤维的桥接作用，抗压强度相同时，未掺钢纤维材料的抗劈裂能力远低于含有钢纤维的灌浆料。活性粉末混凝土由于未添加超细石英砂与膨胀剂，也没有考虑套筒对灌浆料约束作用，故平均黏结强度计算值也较 G1 灌浆料低。

表6 不同材料模型黏结强度对比

Table 6 Comparison of bond strength in different material models

公式	材料模型	计算公式	$\tau_u^0$ (MPa)
本文公式	G1 灌浆料	$\tau_u = \left[ 0.07 + 3.5 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 3.42 + 0.2 \left( \frac{c}{d} \right) \right] f_{cu}^{0.5}$	36.39
文献[21]公式	普通混凝土	$\tau_u = \left[ 0.82 + 0.9 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 1.6 + 0.7 \left( \frac{c}{d} \right) + 20\rho_{sv} \right] f_t$	18.72
文献[22]公式	自密实混凝土	$\tau_u = \left[ 0.63 + 1.96 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 2.14 + 0.67 \left( \frac{c}{d} \right) + 34.79\rho_{sv} \right] f_{ts}$	30.23
文献[23]公式	活性粉末混凝土	$\tau_u = \left[ 0.65 + 1.257 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 2.675 + 0.711 \left( \frac{c}{d} \right) \right] (0.815 + 0.1V_f) f_{cu}^{0.5}$	25.75
文献[8]公式	余琼-灌浆料	$\tau_u = \left[ 0.94 + 0.5 \left( \frac{d}{l_a} \right) \right] \left[ 3.02 + 0.71 \left( \frac{c}{d} \right) \right] f_{ts}$	31.66

注: G1 灌浆料的轴拉强度由法国 UHPC 规程<sup>[24]</sup>换算得到,  $f_t = 8.02 \text{ MPa}$ ; 劈裂抗拉强度按照  $f_{ts} = f_t / 0.9(1 - 0.27V_f)$  近似换算<sup>[25]</sup>,  $V_f$  为钢纤维掺量。

### 3.3.5 钢筋拉断临界锚固长度建议值

根据《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)<sup>[3]</sup> 3.2 节的相关规定, 钢筋套筒灌浆连接接头的抗拉强度不应小于连接钢筋的抗拉强度标准值且破坏时断于接头外钢筋或接头的极限荷载不小于连接钢筋极限荷载标准值的 1.15 倍。定义钢筋拉断破坏和钢筋灌浆料黏结滑移破坏同时发生为试件临界状态, 此时锚固长度为临界锚固长度  $L_{cu}$ , 则由破坏时的平衡条件可得:

$$\tau_u \pi d L_{cu} = A f_{bu} \quad (3)$$

式中:  $f_{bu}$  为钢筋的拉伸强度试验值, 见表 2;  $d$  为钢筋的直径;  $A$  为钢筋的截面面积;  $L_{cu}$  为临界锚固长度。

由于钢筋面积  $A = \pi d^2 / 4$ , 则式(3)可写为:

$$L_{cu} = \frac{f_u}{4\tau_u} \quad (4)$$

根据文献[26], 当  $l_a/d > 5$  后, 平均黏结强度值的折减已不大, 故一般取钢筋锚固长度为  $5d$  的试验结果作为黏结强度的标准值。通过计算, 得到使用 G1 灌浆料的钢筋锚固长度如表 7 所示, 与试验结果基本符合。

表7 钢筋临界锚固长度

Table 7 Critical anchorage length of reinforced bar

直径 $d$ (mm)	$\tau_u^0$ (MPa)	锚固长度 $L_{cu}$	试验结果
18	29.88	5.09d	-
22	29.71	5.07d	-
25	29.83	5.12d	5d
28	29.61	5.08d	-
32	29.53	5.18d	略大于 5d

采用 UHPC 灌浆料时, 发生钢筋拉断破坏的临界锚固长度为  $5.07d \sim 5.18d$ , 为安全起见同时考虑安装误差, 取连接钢筋的临界锚固长度为  $5.5d$ 。相比《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)要求的钢筋锚固长度不宜小于插入钢筋公称直径的 8 倍, 钢筋锚固长度降低了 31.25%。根据文献[4, 8, 10], 将不同试验研究得出的钢筋套筒灌浆连接试件的临界锚固长度进行对比, 如表 8, G1 灌浆料的锚固长度远小于其他文献中的建议值。

表8 不同文献锚固长度值对比

Table 8 Comparison of recommended values for anchorage length

文献	锚固长度 $L_{cu}$	降低率 (%)
本文 G1 灌浆料	5.5d	-
本文 G2 灌浆料	7d	18.75
Amin 等 <sup>[4]</sup>	7d	18.75
余琼等 <sup>[8]</sup>	8d	31.25
郑永峰 <sup>[10]</sup>	7d	18.75

## 3.4 变形与应变分析

### 3.4.1 变形

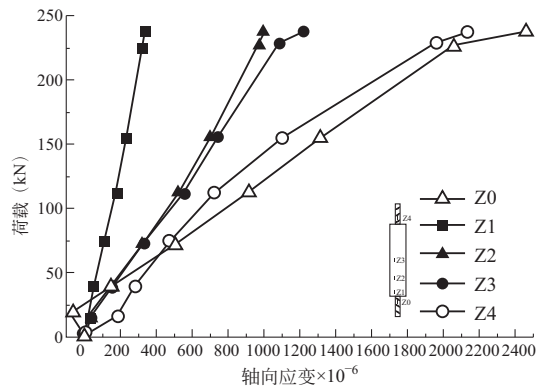
试件的总伸长率的试验结果详见表 4。总伸长量主要由在规定标距内的钢筋黏结滑移和钢筋变形组成, 由于试验中钢筋发生破坏时, 钢筋均已经屈服, 故钢筋变形为总伸长的主要部分。通过表 4 可知, 钢筋总伸长率无明显规律, 在极限荷载作用下, 发生钢筋拉断破坏的试件总伸长率均  $\geq 6.0\%$ , 满足《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)要求, 说明试件具有较好的延性。对于发生钢筋滑移



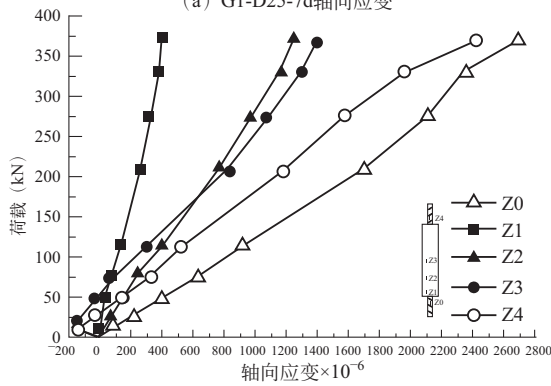
破坏的试件，部分满足规范要求。

### 3.4.2 钢筋和套筒应变

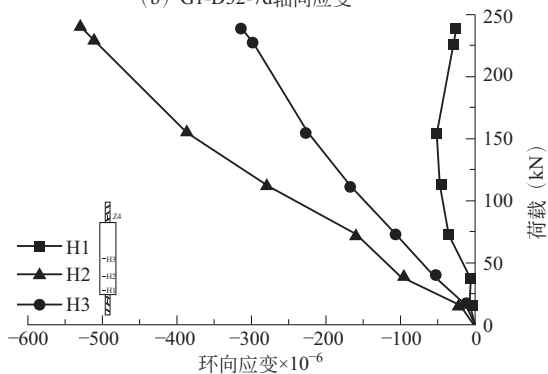
为获取试验过程中的应变变化，在试件表面黏贴轴向与环向应变片，如图 2 所示。钢筋屈服前试件 G1-D25-7d、G1-D32-7d 的钢筋与套筒应变变化如图 8 所示。



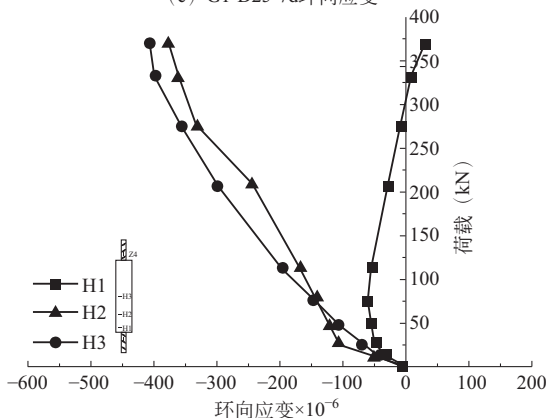
(a) G1-D25-7d 轴向应变



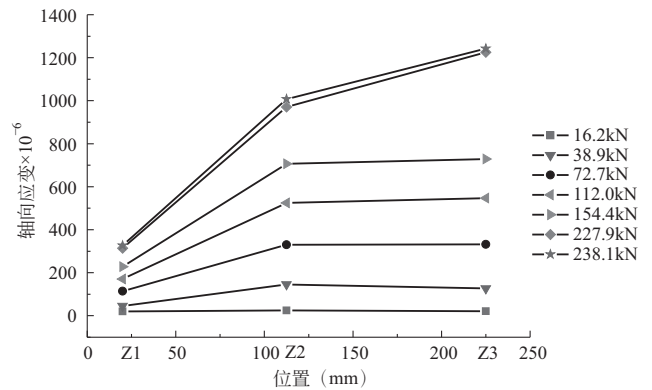
(b) G1-D32-7d 轴向应变



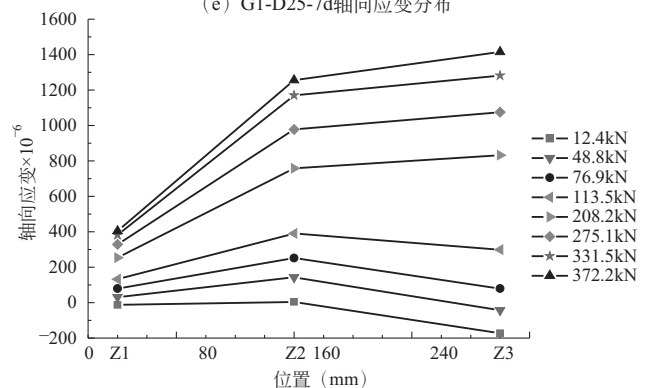
(c) G1-D25-7d 环向应变



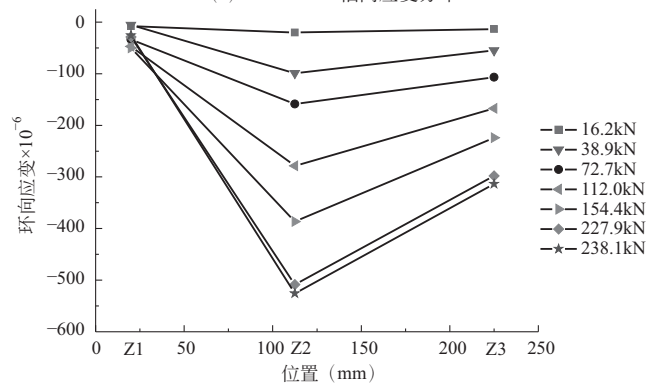
(d) G1-D32-7d 环向应变



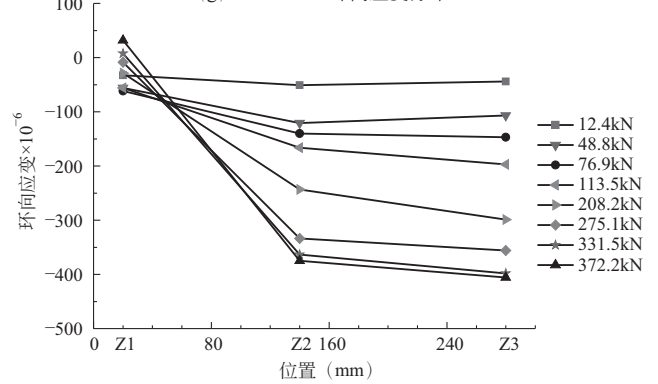
(e) G1-D25-7d 轴向应变分布



(f) G1-D32-7d 轴向应变分布



(g) G1-D25-7d 环向应变分布



(h) G1-D32-7d 环向应变分布

图 8 套筒的荷载-应变曲线

Fig. 8 Load-strain curves of sleeves

钢筋应变为拉应变，在屈服前应变随荷载呈线性增长。试件屈服前，套筒应变基本呈线性增长，整个套筒应变分布呈两端小，中间大，可见图

8(e)~图(h)。相同荷载下,套筒筒壁纵向应变和环向应变的绝对值从套筒灌浆端(位置1)到锚固端(位置2、3)逐渐增大。随着荷载逐渐增大,套筒灌浆端的Z1、H1数值始终较小,轴向应变Z1为拉应变,在0~400 $\mu\epsilon$ 范围变化;环向应变H1压应变逐渐变小,G1-D32-7d试件在荷载为300kN时,压应变变为拉应变。锚固端应变变化较大,Z2、Z3从0增长到1600 $\mu\epsilon$ ,H2、H3压应变在0~600 $\mu\epsilon$ 。随着钢筋直径 $d$ 增大,Z1~Z3、H1~H3的应变极值也逐渐增大,这是因为随着 $d$ 增大或锚固位置加深,套筒截面需要承担试件拉伸传来的荷载逐渐变大。

套筒环向应变主要由3部分构成,第1部分为灌浆料硬化过程中膨胀变形受到套筒约束,套筒产生的环向拉应变,该应变在试验中应变片无法测出;第2部分是试件拉伸时,灌浆料受剪膨胀,挤压套筒壁使其产生环向拉应变,随着荷载增大,环向拉应变逐渐增大;第3部分是由于泊松效应,在拉伸过程中产生压应变。对于直径25mm及32mm的钢筋套筒试件,套筒端H1的环向压应变逐渐变为环向拉应变,这一现象表明随着试验荷载逐渐增大,端部灌浆料受剪破坏挤压套筒壁,同时钢筋在这一区域通过灌浆料传递到套筒壁上的拉力随之减小,套筒受挤压膨胀产生的拉应变超过了泊松效应产生的压应变。而套筒中间区域的灌浆料破坏有限,纵向拉力能够充分传递到套筒壁,因而H2、H3处环向应变始终为泊松效应主导的压应变。

套筒的纵向和环向应变均随荷载增大而增大,轴向拉应变基本在0~1600 $\mu\epsilon$ ,环向压应变为0~600 $\mu\epsilon$ ,试验中套筒始终处于弹性阶段,满足强度要求,安全储备较高。

## 4 结 论

传统压力灌浆形式对施工要求较高,灌注质量难保证,且连接属隐蔽工程,灌浆质量较难判断。本文采用重力式灌浆方式,配合使用性能更优的含钢纤维、超细石英砂的UHPC灌浆材料,保证灌浆质量透明化,大幅度提高装配式结构连接接头的安全性。通过57个大口径全灌浆套筒连接试件的单向拉伸试验,对连接方式的可行性进行研究,主要得出以下结论。

(1) 试件发生钢筋拉断和钢筋灌浆料黏结滑移2种破坏形态,钢筋锚固长度略大于 $5d$ 时,试件发生钢筋拉断破坏,满足《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ 355—2015)、《钢筋机械连接技术规程》

(JGJ107—2016)中的I级接头要求,该连接方式可行;当锚固长度足够时,试件发生钢筋拉断破坏,钢筋偏心对试件的承载力几乎没有影响。

(2) 由于钢纤维的桥接作用使灌浆料抗劈裂性能增强,导致机械咬合力的损失减小,使用G1灌浆料的试件平均黏结强度比G2的平均黏结强度高,采用含有钢纤维的UHPC灌浆料能进一步提高黏结强度,减少钢筋的锚固长度。

(3) 考虑套筒约束作用,提出带肋钢筋与灌浆料的平均黏结强度公式,经验证,试验值 $\tau_u^e$ 与计算值 $\tau_u^0$ 比值变异系数为0.03,可适用于考虑套筒约束作用的重力式灌浆套筒的设计依据。基于平均黏结强度公式得到钢筋断裂破坏时临界锚固长度建议值为 $5.5d$ ,锚固长度较《钢筋套筒灌浆连接应用技术规程》(JGJ355—2015)要求的 $8d$ 降低了31.25%,且优于大多数文献试验结果。

(4) 试件屈服前,钢筋和套筒应变均随荷载呈线性增长,整个套筒应变分布呈两端小,中间大;试验中套筒应变始终小于1600 $\mu\epsilon$ ,处于弹性阶段,满足强度要求,安全储备较高。

## 参 考 文 献

- [1] Splice sleeve for reinforcing bars: U.S., 3,540,763 [P]. 1970-11-17
- [2] ACI Committee 439. Mechanical connections of reinforcement bars [S]. USA: American Certification Institute Committee, 1983
- [3] JGJ 355—2015 钢筋套筒灌浆连接应用技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015 (JGJ 355—2015 Technical specification for grout sleeve splicing of rebars [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015 (in Chinese))
- [4] Einea A, Yamane T, Tadros M K. Grout-filled pipe splices for precast concrete construction[J]. PCI Journal, 1995, 40(1): 82 - 93
- [5] Ling J H, Rahman A B A, Ibrahim I S. Feasibility study of grouted splice connector under tensile load [J]. Construction & Building Materials, 2014, 50: 530-539
- [6] Seo S Y, Nam B R, Kim S K. Tensile strength of the grout-filled head-splice-sleeve [J]. Construction & Building Materials, 2016, 124: 155-166
- [7] 吴小宝, 林峰, 王涛. 龄期和钢筋种类对钢筋套筒灌浆连接受力性能影响的试验研究[J]. 建筑结构, 2013, 43(14): 77-82 (Wu Xiaobao, Lin Feng, Wang Tao. Experimental research on effects of grout age and types of steel bars on mechanical behavior of grout sleeve splicing for reinforcing bars [J]. Building Structure, 2013, 43(14): 77-82 (in Chinese))
- [8] 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): 91-101 (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): 91-101 (in Chinese))
- [9] 吴涛, 刘全威, 成然, 等. 钢筋套筒灌浆连接性能试验研究及筒壁应力分析[J]. 工程力学, 2017, 34(10): 75-82 (Wu Tao, Liu Quanwei, Cheng Ran, et, al. Experimental study and stress analysis of mechanical performance of grouted sleeve splice [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(10): 68-75 (in Chinese))
- [10] 郑永峰. GDPS 灌浆套筒钢筋连接技术研究[D]. 南京: 东南大学, 2016 (Zheng Yongfeng. Research on rebar splicing system by GDPS grout-filled coupling sleeve [D]. Nanjing: Southeast University, 2016 (in Chinese))
- [11] 郑清林, 王霓, 陶里, 等. 灌浆缺陷对钢筋套筒灌浆连接试件性能影响的试验研究[J]. 建筑科学, 2017, 33(5): 61-68 (Zheng Qinglin, Wang Ni, Tao Li, et al. Experimental study on effects of grout defects on the connection behaviors of grout sleeve splicing for reinforcing bars[J]. Building Science, 2017, 33(5): 61-68 (in Chinese))
- [12] 唐和生, 凌塑奇, 王霓. 考虑灌浆缺陷的装配式混凝土柱抗震性能数值模拟[J]. 建筑结构, 2018, 48(23): 33-37, 60 (Tang Hesheng, Ling Suqi, Wang Ni. Numerical simulation on seismic behavior of pre-cast concrete column with grouting defects [J]. Building Structure, 2018, 48(23): 33-37, 60 (in Chinese))
- [13] 郑清林, 王霓, 陶里, 等. 套筒灌浆缺陷对装配式混凝土柱抗震性能影响的试验研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(5): 79-87 (Zheng Qinglin, Wang Ni, Tao Li, et, al. Experimental study on effects of grout defects on seismic performance of assembled concrete columns [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(5): 79-87 (in Chinese))
- [14] Ezeldin A S, Balaguru P N. Characterization of bond between fiber concrete and reinforcing bars using nonlinear finite element analysis[J]. Computers & Structures, 1990, 37(4): 569-584
- [15] JGJ 107—2016 钢筋机械连接技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016 (JGJ 107—2016 Technical specification for mechanical connection of reinforcement bars[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016 (in Chinese))
- [16] JG/T 408—2013 钢筋连接用套筒灌浆料[S]. 北京: 中国标准出版社, 2013 (JG/T 408—2013 Cementitious grout for coupler of rebar splicing[S]. Beijing: Standards Press of China, 2013 (in Chinese))
- [17] 邓宗才, 袁常兴. 高强钢筋与活性粉末混凝土黏结性能的试验研究[J]. 土木工程学报, 2014, 74(3): 69-78 (Deng Zongcai, Yuan Changxing. Experimental study on bond capability between high strength rebar and reactive powder concrete [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 74(3): 69-78 (in Chinese))
- [18] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-11) and commentary [S]. Farmington Hill: American Concrete Institute, 2011
- [19] Elliott K S, Jolly C. Multi-storey precast concrete framed structures[M]. New Jersey: Wiley-Blackwell, 2013
- [20] Rashid A F, Waryosh W A, Kheder G F. Bond behaviour for normal and high strength concrete [J]. Journal of Engineering and Development, 2005, 9(4): 99-119
- [21] 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 bond behavior of deformed bar and concrete [D]. Beijing: Tsinghua University, 1990 (in Chinese))
- [22] 山显彬. 变形钢筋与自密实混凝土之间粘结锚固性能试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2018 (Shan Xianbin. Experimental research on bonding properties between deformed bars and self-compacting concrete [D]. Harbin: Harbin Institute Technology, 2008 (in Chinese))
- [23] 贾方方. 钢筋与活性粉末混凝土粘结性能的试验研究[D]. 北京交通大学, 2013 (Jia Fangfang. Experimental study on bond properties between steel bar and reactive powder concrete [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2013 (in Chinese))
- [24] NF P 18-710 National addition to Eurocode 2-design of concrete structures: Specific rules for ultra-high performance fibre-reinforced concrete (UHPRFC) [S]. Paris: Association Française de Normalisation, 2016
- [25] 韩嵘, 赵顺波, 曲福来. 碳纤维混凝土抗拉性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2006, 39(11): 63-67 (Han Rong, Zhao Shunbo, Qu Fulai. Experimental study on the tensile performance of steel fiber reinforced concrete [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39(11): 63-67 (in Chinese))
- [26] 过镇海. 钢筋混凝土原理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2013

邵旭东(1961—),男,博士,教授。主要从事大跨与新型桥梁结构研究。

刘也萍(1994—),女,硕士研究生。主要从事大跨与新型桥梁结构研究。

邱明红(1992—),男,博士研究生。主要从事大跨与新型桥梁结构研究。

邓富颢(1994—),男,硕士研究生。主要从事大跨与新型桥梁结构研究。