

文章编号:1674-2974(2016)11-0131-10

## 循环荷载作用下新型钢筋套筒 灌浆连接结构性能\*

郑永峰<sup>1,2</sup>, 郭正兴<sup>1†</sup>

(1. 东南大学 土木工程学院, 江苏 南京 210096; 2. 山东建筑大学 土木工程学院, 山东 济南 250101)

**摘要:**为降低钢筋连接成本,利用普通无缝钢管通过冷滚压工艺加工了一种新型钢筋连接用灌浆套筒,并制作了12个钢筋连接接头试件,通过反复拉压试验及单向拉伸试验研究其连接结构性能.结果表明,该连接能够满足JGJ107-2010规定的强度及变形要求;接头经过反复拉压循环加载后,钢筋极限黏结强度较直接拉伸试件约降低10%;由于套筒的约束作用,钢筋套筒灌浆连接残余黏结强度大于极限抗拉强度的50%;套筒每端内壁环肋数量不宜少于3道,并应根据接头承载力要求的提高而适当增加.

**关键词:**钢筋套筒灌浆连接;预制混凝土建造;循环加载;接触分析

**中图分类号:**TU39.04

**文献标识码:**A

## Structural Performance of Innovative Grout Sleeve Splicing for Rebars under Cyclic Loading

ZHENG Yong-feng<sup>1,2</sup>, GUO Zheng-xing<sup>1†</sup>

(1. School of Civil Engineering, Southeast Univ, Nanjing, Jiangsu 210096, China;

2. School of Civil Engineering, Shandong Jianzhu Univ, Jinan, Shandong 250101, China)

**Abstract:** To reduce the cost of bar splice, a new type of grouted sleeve was developed with standard seamless steel tube through cold rolling techniques. Based on this sleeve, twelve coupler specimens were prepared and tested under cyclic load as well as incremental tensile load. The structural performance of this novel grouted splice was then studied. The test results showed that the strength and deformation of the splices could satisfy the requirements specified in the JGJ107-2010. Due to the cyclic loads, the ultimate bond strength declined by about ten percent of the specimen strength under direct tension test. Meanwhile, because of the confinement provided by the sleeve, the residual bond strength of the bond failed specimen is greater than 50 percent of the ultimate tensile strength. Moreover, it is found that the number of the concentric ribs at each side of the sleeve should not be less than three, and it should be increased properly for the improvement of tensile capacity requirement of the splice.

**Key words:** grout sleeve splicing for rebars; precast construction; cyclic loading; contact analysis

\* 收稿日期:2015-12-14

基金项目:“十二五”国家科技支撑计划资助项目(2011BAJ10B03)

作者简介:郑永峰(1981-),男,山东滕州人,东南大学博士研究生

† 通讯联系人, E-mail: guozx195608@126.com

预制装配式混凝土结构由于具有工业化程度高、节省材料、污染小、现场湿作业量少、预制构件质量便于控制、建造周期短、投资回收快等优点<sup>[1-3]</sup>,成为新型建筑工业化发展的方向。然而,由于传统的钢筋机械连接方法—螺纹套筒连接无法适用于装配式混凝土房屋的建造,钢筋连接问题成为装配式混凝土房屋建造中的关键问题之一。

20 世纪 60 年代末, Yee A A 发明了钢筋套筒灌浆连接方法<sup>[4]</sup>。随后这种连接方式在北美、日本、欧洲得到了广泛的工程应用<sup>[1-2, 5]</sup>。该连接是通过在金属套筒中插入带肋钢筋并通过灌浆料拌合物硬化而实现传力的钢筋连接方式,通过套筒的约束作用,大幅提高钢筋的黏结强度,进而减小钢筋锚固长度。这一独特的工作机理使其特别适用于装配混凝土结构房屋的建造。但由于目前国内外套筒产品均为球磨铸铁铸造而成或采用优质碳素结构钢切削加工而成,套筒制作成本较高,导致了国内市场上的灌浆套筒价格远高于现浇结构中采用螺纹套筒,在一定程度上抵消了装配式混凝土结构的诸多优点,成为制约装配式混凝土结构在我国推广应用的主要因素之一。同时,目前国内外对钢筋套筒灌浆连接的约束机理研究较少,而且由于套筒内腔结构等的差异,试验结果差别较大<sup>[5-8]</sup>。为此,本文设计制作了一种新型套筒—变形钢管灌浆套筒(Grouted Deformed Pipe Splice),简称 GDPS 套筒<sup>[9]</sup>,该套筒采用无缝钢管通过冷滚压加工而成。采用 GDPS 套筒、HRB400 钢筋及高强水泥基灌浆料制作了 12 个接头试件,通过反复拉压试验及单向拉伸试验对该连接的结构性能及拉、压荷载作用下套筒的约束作用进行了研究。

## 1 GDPS 套筒加工制作及特点

套筒外形及内腔结构如图 1 所示。该套筒具有以下特点:

- 1) 采用低合金高强度结构钢无缝钢管通过滚压工艺冷加工而成,工艺简单,材料利用率高,可批量化生产。
- 2) 与现有套筒产品均为光滑外壁不同, GDPS 套筒外壁设置多道环状倒梯形凹槽,可提高套筒与周围构件混凝土的黏结强度。
- 3) 套筒内壁设置多道凸环肋,凸环肋与外壁凹

槽通过冷滚压工艺一次成型,可大幅提高套筒与内部填充灌浆料的黏结强度;

- 4) 凸环肋在套筒两端集中布置,避免在套筒受力最大部位设置环肋而削弱套筒承载力。



图 1 GDPS 套筒  
Fig. 1 GDPS sleeve

## 2 试验研究

### 2.1 材料性能及试件设计

套筒采用 Q390B 无缝钢管制作,材料性能见表 1。套筒外径及壁厚按以下原则确定:套筒锚固段内壁环形凸起部分的内径最小尺寸与钢筋公称直径的差值 $\geq 10$  mm<sup>[10]</sup>。同时,按 JGJ 355—2015<sup>[11]</sup>规定(I 级接头抗拉强度 $\geq 1.15$  倍钢筋抗拉强度标准值),为减小套筒塑性变形,套筒加工用钢管截面尺寸偏安全应满足式(1)要求:

$$f_{syk} \times A_s \geq 1.15 \times f_{stk} \times A_b \quad (1)$$

式中: $f_{syk}$ 为钢管屈服强度标准值; $A_s$ 为钢管中部截面面积; $f_{stk}$ 为钢筋抗拉强度标准值; $A_b$ 为钢筋公称截面面积。

表 1 无缝钢管材料性能  
Tab. 1 Properties of seamless steel pipe

套筒型号	外径×壁厚 /(mm×mm)	屈服应力 $f_{sy}$ /MPa	极限应力 $f_{su}$ /MPa	弹性模量 $E_s$ /MPa
VG22	50×4.5	390	505	$2.06 \times 10^5$
VG25	57×5.0	405	510	$2.06 \times 10^5$

连接钢筋采用 HRB400 钢筋,材料性能见表 2。灌浆料水料比为 0.12,试件浇筑后置于标准养护室内养护 38 d 后进行加载。根据与接头试件同时浇筑同条件养护的试块(40 mm×40 mm×160 mm)测定的灌浆料抗压强度为 70.2 MPa,抗折强度为 14.0 MPa。

试件尺寸见图 2。试件灌浆前先将连接钢筋按设计的锚固深度插入套筒内,并将套筒、连接钢筋竖

直固定在木板或木枋上,然后按规定水料比制备灌浆料,灌浆料搅拌均匀后静置约 2 min 以消除气泡,最后采用手动灌浆枪从试件下部灌浆孔灌浆,灌浆料从上部出浆孔流出时即为灌满。

表 2 连接钢筋材料性能

Tab. 2 Material properties of reinforcement

直径 /mm	屈服应力 $f_{by}/MPa$	极限应力 $f_{bu}/MPa$	断后伸长率/%	最大力总伸长率/%	弹性模量 $E_b/MPa$
22	452	637	22.7	15.2	$2.0 \times 10^5$
25	455	625	22.1	14.1	$2.0 \times 10^5$



图 2 试件尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Dimensions of test specimen (unit: mm)

### 2.2 测量内容与加载装置

为研究 GDPS 套筒灌浆连接接头的结构性能及约束机理,在套筒外表面粘贴了纵向及环向应变片,在两根连接钢筋表面粘贴了纵向应变片,如图 3 所示。

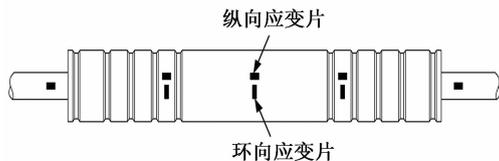


图 3 应变片位置

Fig. 3 Location of the strain gauges

试件首先在图 4 所示装置上进行循环加载.该装置通过两台穿心式液压千斤顶实现对试件的反复拉压,通过对引伸计、力传感器及钢筋应变片的实时监测对加载过程进行控制,加载前采用试验机对千斤顶及力传感器进行标定.反复拉压加载制度参考 JGJ 355-2015,详见表 3,循环次数完成后在万能试验机上进行单向拉伸试验,如图 5 所示。

表 3 反复拉压试验加载制度

Tab. 3 Loading sequence of cyclic test

试验类别	加载制度		循环次数
	拉	压	
高应力反复拉压试验	$0.9 f_{byk}$	$0.5 f_{byk}$	20
大变形反复拉压试验	$2 \epsilon_{byk}$	$0.5 f_{byk}$	4
	$5 \epsilon_{byk}$	$0.5 f_{byk}$	4

注:1)  $f_{byk}$  为连接钢筋屈服强度标准值;2)  $\epsilon_{byk}$  为钢筋应力为屈服强度标准值时的应变。

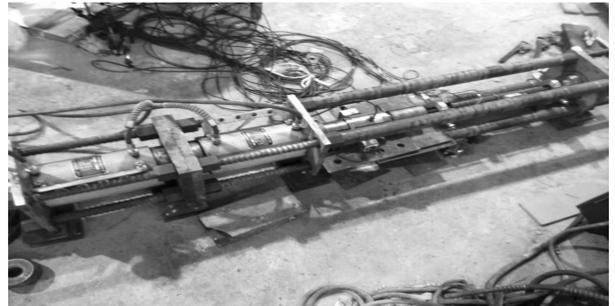
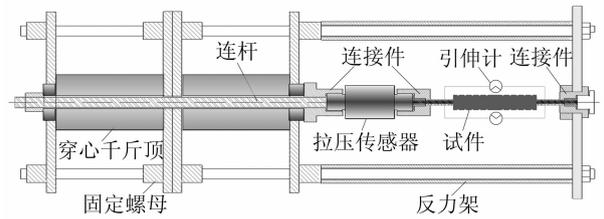


图 4 反复拉压试验加载装置

Fig. 4 Device for cyclic test

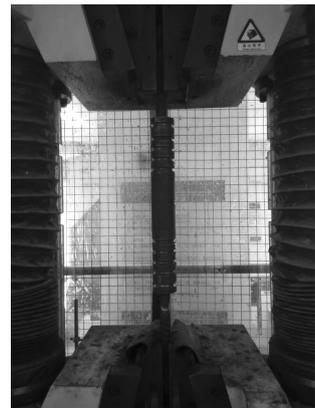


图 5 单向拉伸试验加载装置

Fig. 5 Device for monotonic tension test

## 3 主要试验结果及现象

### 3.1 破坏形态

试件循环加载后观察套筒端部灌浆料发现,高应力反复拉压试件灌浆料未开裂(图 6(a)),而大变形反复拉压试件则出现 2~3 道径向劈裂裂缝,并可见钢筋与灌浆料间轴向劈裂,灌浆料表皮剥落,如图 6(b)所示.这一现象表明,灌浆料的劈裂出现在钢筋屈服点附近.随着荷载持续增加,钢筋最先在套筒端部区域屈服,伸长量显著增大,受泊松效应影响,钢筋直径不断减小,灌浆料对钢筋的握裹作用不断降低并逐渐向套筒中部延伸,灌浆料劈裂裂缝随荷载增加沿径向和轴向不断开展。

循环加载后,将试件置于万能试验机上拉伸至破坏.钢筋套筒灌浆连接可能出现4种破坏形态:接头断于钢筋、接头断于套筒、钢筋拔出破坏及套筒—灌浆料黏结破坏<sup>[5-6,8]</sup>,即接头抗拉强度取决于钢筋抗拉强度、套筒抗拉强度、钢筋—灌浆料黏结强度及套筒—灌浆料黏结强度的最小值.本文试件仅出现了接头断于钢筋破坏(图7(a))和钢筋拔出破坏(图7(b))2种模式.

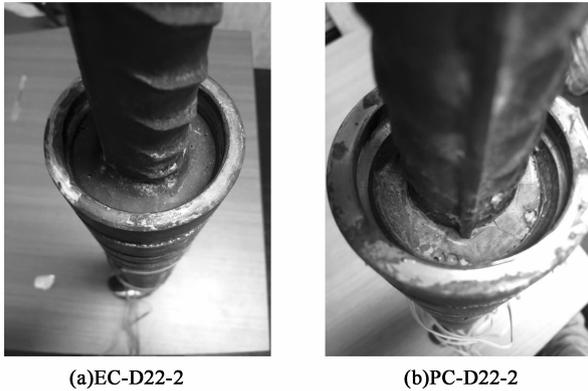


图6 循环加载后套筒端部灌浆料开裂情况  
Fig. 6 Cracking at the entrance of the grout under cyclic loading

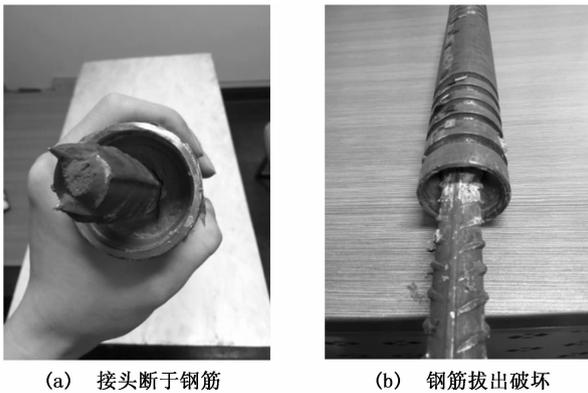


图7 破坏模式  
Fig. 7 Failure modes

对于接头断于钢筋破坏,由于灌浆料劈裂裂缝最先在套筒端部出现,开展最为充分,在钢筋拉断的瞬间,剧烈震动产生的应力波造成套筒端部的灌浆料随之呈锥形剥落(图7(a)).

对于钢筋拔出破坏,连接钢筋同样进入了强化阶段.但是在钢筋破断之前,钢筋横肋之间的灌浆料咬合齿首先发生剪切破坏,在钢筋外周形成新的滑移面,此时试件的最大黏结强度取决于咬合齿的抗剪强度.尽管钢筋出现粘结破坏,接头在拔出段仍表现出较好的延性,荷载—位移曲线呈波浪形,并保持

较高的残余粘结强度,如图8所示.这是由于套筒内部填充灌浆料没有粗骨料,钢筋横肋间的灌浆料虽被压碎,但并没有形成空隙<sup>[12]</sup>.同时在钢筋拔出段,套筒内壁的多道凸环肋对钢筋及灌浆料的滑移有较强的止推作用,之前蓄积在套筒中的应力也开始释放,在一定程度上弥补了由于滑移面被挫平造成的径向约束损失.

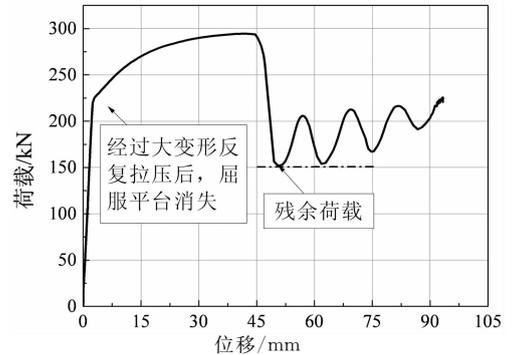


图8 试件PC-D25-3荷载-位移曲线  
Fig. 8 Load-displacement graph of specimen PC-D25-3

### 3.2 结构性能关键指标

试件的主要试验结果如表4所示.可以看出,试件的抗拉强度与连接钢筋抗拉强度标准值的比值 $f_u/f_{buk}$ 均不小于1.10或接头断于钢筋,满足JGJ107—2010<sup>[13]</sup>中的I级接头强度要求及ACI318—11<sup>[14]</sup>规定的type 2类接头强度要求.高应力反复拉压试件的残余变形 $u_{20}$ 均小于0.3 mm,大变形反复拉压试件反复拉压4次后的残余变形 $u_4$ 及8次后的残余变形 $u_8$ 均小于对应的规范允许值0.3 mm和0.6 mm,满足JGJ 355—2015变形要求,表现出良好的结构性能.

但需注意的是,由于钢筋拔出破坏接头试件的抗拉强度略低于JGJ 355—2015规定的1.15倍钢筋抗拉强度标准值要求,因此在工程应用前尚需对该套筒灌浆连接进行优化,可通过适当提高灌浆料强度及钢筋锚固长度的方法进一步提高接头的抗拉强度.

对于钢筋拔出破坏试件,钢筋极限黏结强度 $\tau_{max}$ 可按式(2)计算:

$$\tau_{max} = P_u / (\pi d_b L_a) \quad (2)$$

对于断于钢筋破坏试件,钢筋极限黏结强度未知.通过与文献[15]的试验结果对比可见,钢筋公称直径为22 mm反复拉压试件(EC-D22-1, EC-D22-3及PC-D22-2)钢筋平均极限黏结强度为20.60

MPa,较单向拉伸试件 SM-D22-2 降低了 10%;钢筋公称直径为 25 mm 的试件 PC-D25-3 钢筋极限黏结强度为 20.83 MPa,较单向拉伸试件 SM-D25-2 降

低了 11%。这一结果表明,钢筋套筒灌浆连接在反复拉压过程中存在黏结强度退化现象。

表 4 主要试验结果  
Tab. 4 Summary of test results

试件名称	L /mm	L <sub>a</sub> /mm	峰值荷载 P <sub>u</sub> /kN	残余黏结强度 τ <sub>r</sub> /MPa	极限黏结强度 τ <sub>max</sub> /MPa	f <sub>u</sub> /f <sub>buk</sub>	u <sub>20</sub> /mm	u <sub>4</sub> /mm	u <sub>8</sub> /mm	破坏模式
文献[15]										
SM-D22-1	356	158 (7.2d <sub>b</sub> )	238.6	—	>21.85	1.16				断于钢筋
SM-D22-2	356	158 (7.2d <sub>b</sub> )	248.3	12.81 (0.56 τ <sub>max</sub> )	22.88	1.21				钢筋拔出
SM-D22-3	362	164 (7.5d <sub>b</sub> )	237.6	—	>20.96	1.16				断于钢筋
SM-D25-1	396	178 (7.1d <sub>b</sub> )	299.0	—	>21.39	1.13				断于钢筋
SM-D25-2	386	172 (6.9d <sub>b</sub> )	316.0	13.40 (0.57 τ <sub>max</sub> )	23.40	1.19				钢筋拔出
SM-D25-3	390	175 (7.0d <sub>b</sub> )	300.8	—	>21.89	1.13				断于钢筋
本文试件										
EC-D22-1	360	162 (7.4d <sub>b</sub> )	233.2	11.68 (0.56 τ <sub>max</sub> )	20.83	1.14	0.20			钢筋拔出
EC-D22-2	360	162 (7.4d <sub>b</sub> )	233.1	—	>20.82	1.14	0.21			断于钢筋
EC-D22-3	363	163 (7.4d <sub>b</sub> )	230.3	10.63 (0.52 τ <sub>max</sub> )	20.44	1.12	0.25			钢筋拔出
EC-D25-1	397	181 (7.2d <sub>b</sub> )	287.9	—	>20.25	1.09	0.26			断于钢筋
EC-D25-2	395	180 (7.2d <sub>b</sub> )	299.5	—	>21.19	1.13	0.22			断于钢筋
EC-D25-3	398	181 (7.2d <sub>b</sub> )	302.9	—	>21.31	1.14	0.20			断于钢筋
PC-D22-1	361	163 (7.4d <sub>b</sub> )	233.5	—	>20.73	1.14		0.18	0.40	断于钢筋
PC-D22-2	359	162 (7.3d <sub>b</sub> )	230.0	11.13 (0.54 τ <sub>max</sub> )	20.54	1.12		0.19	0.43	钢筋拔出
PC-D22-3	360	162 (7.3d <sub>b</sub> )	231.1	—	>20.64	1.13		0.22	0.47	断于钢筋
PC-D25-1	392	178 (7.1d <sub>b</sub> )	295.2	—	>21.12	1.11		0.20	0.46	断于钢筋
PC-D25-2	405	185 (7.4d <sub>b</sub> )	291.8	—	>20.08	1.10		0.22	0.48	断于钢筋
PC-D25-3	395	180 (7.2d <sub>b</sub> )	294.5	10.75 (0.52 τ <sub>max</sub> )	20.83	1.11		0.25	0.52	钢筋拔出

注:1)试件名称中 SM 表示单向拉伸试件,EC 表示高应力反复拉压试件,PC 表示大变形反复拉压试件,D 表示钢筋公称直径;2)公称直径 22 mm 和 25 mm 钢筋连接采用的套筒分别采用外径为 50 mm 和 57 mm 的无缝钢管制作。

钢筋残余黏结强度 τ<sub>r</sub> 可由残余荷载 P<sub>r</sub> 按式(2) 计算得到, P<sub>r</sub> 取钢筋拔出阶段的荷载最小值(图 8)。计算结果表明,钢筋的残余黏结强度均超过接头抗拉强度的 50%。

### 3.3 套筒应变变化规律

图 9 为试件 EC-D25-1 和 PC-D22-3 在反复拉压荷载作用下套筒的应变变化。为更清楚地表明套

筒的应变变化规律,将第一个循环的荷载-套筒应变关系曲线单独绘制,如图 10,图 11 所示。由图中可见,在拉力作用下,套筒中部轴向应变为拉应变,而中部第 1,2 道肋之间为轴向压应变,套筒环向应变均为压应变;在压力作用下,则随着荷载方向的改变由拉应变转为压应变或反之。

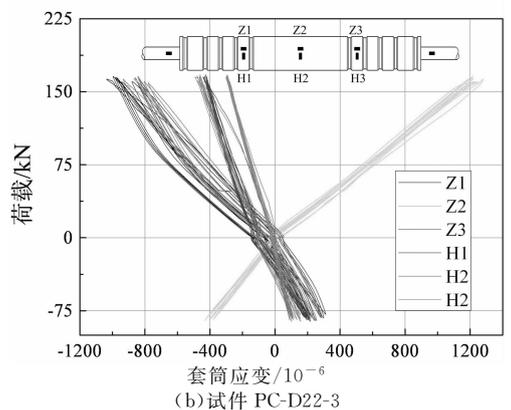
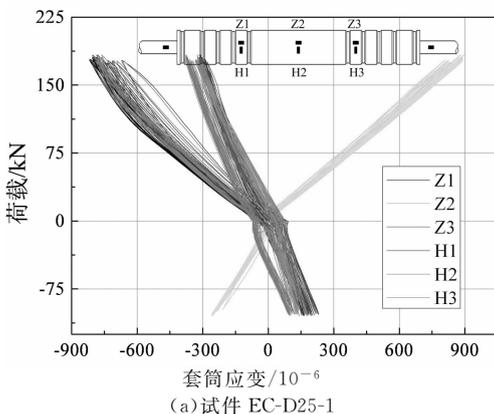


图 9 荷载-套筒应变关系  
Fig. 9 Load-strain relationship of the sleeve

从图 10(a) 和 11(a) 可以看出, 在拉力作用下, 套筒轴向应变变化曲线的斜率小于在压力作用下的曲线斜率. 原因是由于灌浆料的抗压能力远大于其抗拉能力, 造成压力作用下灌浆料分担了更多的荷载.

试件在拉力作用下, 钢筋的“锥楔”作用造成灌浆料产生径向膨胀变形, 灌浆料的非弹性性质造成了试件卸载后其中的部分变形无法恢复, 进而造成

套筒存在相对较大的环向残余应变, 如图 10(b) 和 11(b) 所示, 试件 PC-D22-3 的应变片 H1 和 H3 表现更为明显. 同时, 荷载从零转变为压力时, 应变片 H1 和 H3 的变化曲线存在反弯点: 当压力较小时, 压应变有一个短暂的增长过程, 然后随着压力的增大逐渐过渡为拉应变. 这主要是由于荷载在从拉力转变为压力的过程中, 套筒及灌浆料发生应力重分布, 应变滞后造成.

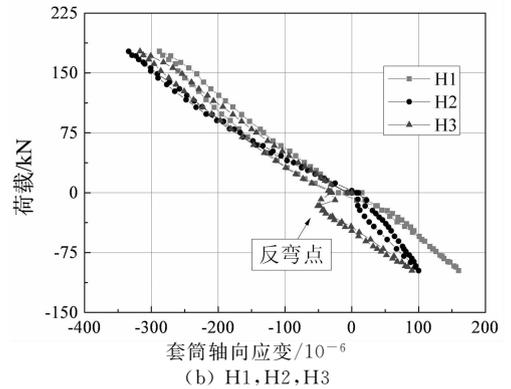
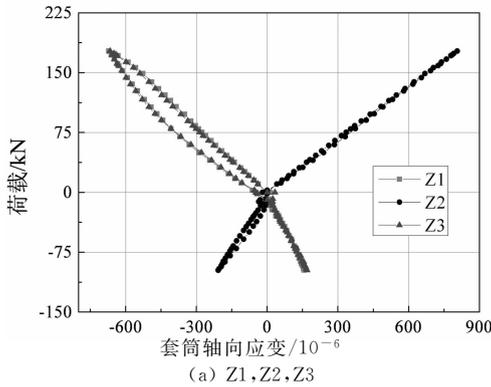


图 10 试件 EC-D25-1  
Fig. 10 Specimen EC-D25-1

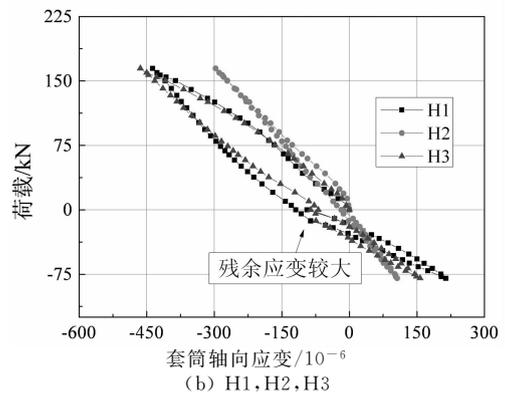
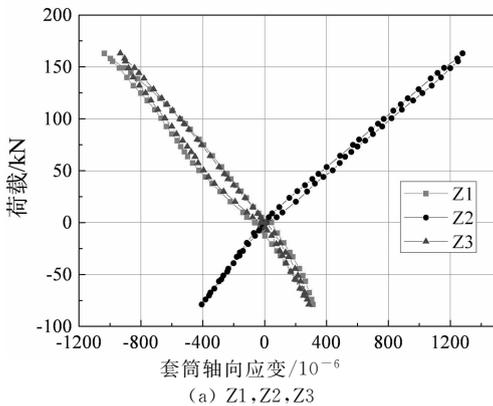


图 11 试件 PC-D22-3  
Fig. 11 Specimen PC-D22-3

## 4 套筒-灌浆料接触分析

钢筋套筒灌浆连接通过钢套筒及高强灌浆料的“桥连”作用实现钢筋的对接连接. 在加载过程中, 灌浆料由于钢筋“锥楔”作用产生的径向位移和劈裂膨胀变形受到套筒的约束, 使其处于有效地侧向约束状态, 与钢筋的黏结强度显著提高. 为研究套筒对灌浆料的约束, 即套筒与灌浆料的接触作用, 本文在试验研究的基础上, 采用有限元软件 ANSYS 对拉、压荷载作用下的 GDPS 套筒灌浆连接接头进行了数

值模拟.

### 4.1 模型建立

套筒材料模型为根据材料性能试验数据确定的双线性随动硬化模型, 弹性模量及屈服应力见表 1. 钢筋采用三折线各向同性硬化材料模型, 初始屈服应变, 屈服平台长度及极限应变分别取 0.002, 0.008 和 0.140, 对应的屈服应力和极限应力见表 2. 灌浆料采用多线性各向同性硬化材料模型, 其本构关系按式 (3), 式 (4) 确定<sup>[16-17]</sup>, 灌浆料弹性模量根据试验结果取  $2.5 \times 10^4$  MPa, 灌浆料破坏准则采用 William-Warnke 5 参数准则.

$$\sigma = E_g \epsilon / \left[ 1 + \left( \frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^2 \right], \epsilon \leq 0.0055 \quad (3)$$

$$\epsilon_0 = 2f_g / E_g \quad (4)$$

式中:  $\sigma$  为压应力;  $\epsilon$  为压应变;  $E_g$  为灌浆料弹性模量;  $f_g$  为灌浆料抗压强度。

采用实体单元 SOLID187 模拟钢筋和套筒, SOLID65 模拟灌浆料, 接触单元 TARGE170 和 CONTA174 模拟套筒和灌浆料及钢筋和灌浆料间的黏结滑移。不同材料之间采用面-面接触方式, 接触面的相互作用采用标准接触模型, 接触面张开时法向压力为 0。

在接触单元的实常数设置中定义接触面的法向接触刚度  $F_{KN}$  和切向接触刚度  $F_{KT}$ , 本文  $F_{KN}$  取 1.0,  $F_{KT}$  取缺省值。采用库仑摩擦模型(图 12)考虑不同材料之间的化学粘着力和摩擦力, 通过建模时的隆起单元考虑不同材料间的机械咬合力。库仑摩擦模型定义了一个等效剪应力  $\tau$ , 在某一方向法向压应力  $p$  作用下剪应力达到此值时, 两个接触面即开始滑动

$$\tau = \mu p + C_{OHE} \quad (5)$$

式中:  $\mu$  为摩擦系数,  $C_{OHE}$  为粘滞力。本文根据试算结果, 取  $\mu = 0.65$ ,  $C_{OHE} = 2.0$ 。同时, ANSYS 提供了一个最大等效剪应力 ( $T_{AUMAX}$ ) 选项, 给出这个参数的目的在于, 不管接触压应力值多大, 只要等效剪应力达到该值, 就会发生滑动, 本文  $T_{AUMAX}$  取拔出破坏试件的粘结强度。

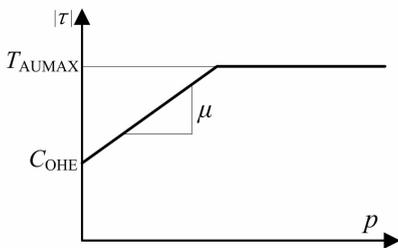


图 12 库伦-摩擦模型  
Fig. 12 Coulomb Friction Model

采用 AUTOCAD 进行三维实体建模, 建模时为便于后续生成接触单元, 钢筋与灌浆料及套筒与灌浆料之间分别建立两个曲面。同时, 为方便建模, 将钢筋锚固段横肋与钢筋轴线的夹角按等截面积原则改为  $90^\circ$ 。将三维实体导入 ANSYS 后, 钢筋和套筒采用自由网格划分, 灌浆料采用扫略方式划分网格, 网格划分控制尺寸为 3 mm。图 13 为 D25 试件 1/2 模型, 尺寸取 D25 钢筋连接接头试件的平均值。

## 4.2 计算结果分析

图 14 为试件荷载-位移曲线试验结果与有限元分析结果的对比, 可见两者变化趋势基本吻合。但由于试验结果为试件循环加载后的曲线, 因此没有明显的屈服平台, 并且由于钢筋本构关系中未考虑下降段, 因此有限元分析结果曲线也不含下降段。图 15 和 16 分别为拉力和压力荷载(300 kN)作用下的套筒轴向应力分布。由图可见, 在拉力作用下, 套筒中部光滑段为拉应力, 中部第一、二道肋之间为压应力; 在压力作用下, 套筒中部光滑段为压应力, 中部第一、二道肋之间为拉应力, 应力特性与试验结果一致。



(a) 整体模型

(b) 套筒单元

(c) 灌浆料单元



图 13 有限元模型

Fig. 13 Finite element model

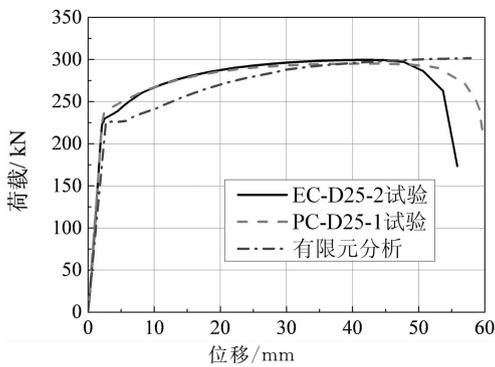


图 14 荷载-位移曲线试验结果与有限元分析结果对比

Fig. 14 Comparison between experimental and numerical load-displacement curves

图 17,图 18 为拉力荷载作用下套筒与灌浆料间的接触压应力及变化规律;图 19 图 20 为压力荷载作用下的接触压应力及变化规律. 由图可见,套筒内壁环肋处的接触压应力远大于光滑筒壁上的接触压应力,这一接触作用造成环肋间的筒壁处于径向弯曲状态,因而在拉力作用下环肋间筒壁外表面轴

向为压应力,而在压力作用下则为拉应力.

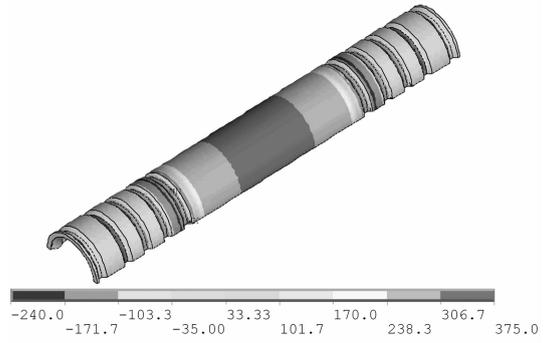


图 15 拉力作用下套筒轴向应力

Fig. 15 Axial stress in the sleeve under tensile load

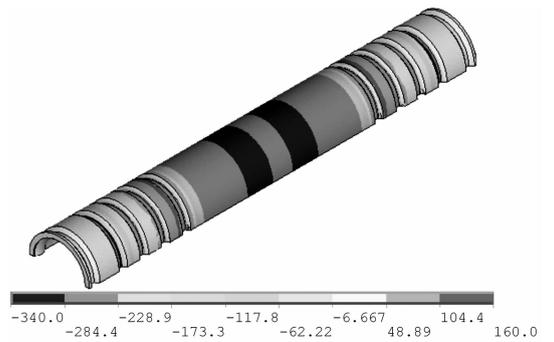


图 16 压力作用下套筒轴向应力

Fig. 16 Axial stress in sleeve under compressive load

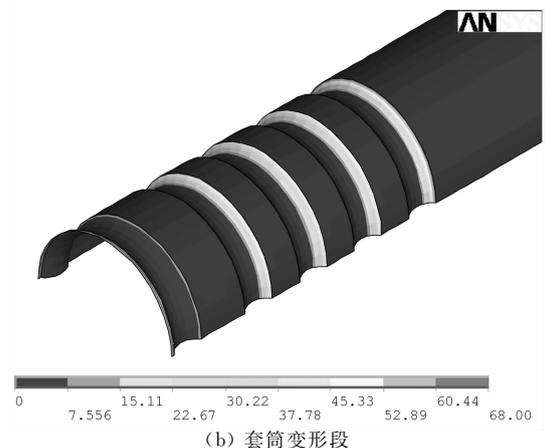


图 17 拉力作用下的接触压应力

Fig. 17 Contact pressure under tensile load

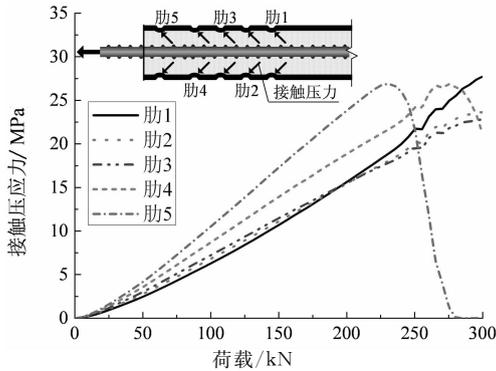


图 18 拉力作用下的接触压应力变化规律  
Fig. 18 Changing rule of contact pressure under tensile load

同时,环肋处的接触压应力变化规律表明(图 18):在拉力作用下,加载前期套筒端部环肋(肋 5)对灌浆料的止推作用明显,而随着荷载增大,靠近套筒中部的环肋的作用逐渐凸显,接触压应力持续增长(肋 1,肋 2,肋 3),而肋 4,肋 5 处的接触压应力则逐渐进入下降段,肋 5 处接触压应力最终减小为 0,与试验结果吻合(试件破坏时,套筒端部环肋处的灌浆料已剥落).因此可以推断,若套筒每端仅设置一道或二道环肋,在拉力作用下,环肋处的接触压应力会在拉力较小时即进入下降段(破坏),套筒与灌浆料将产生较大的粘结滑移,造成接头难以满足残余变形要求.

与拉力荷载作用不同,在压力作用下,除在环肋处存在较大的接触压应力外,由于灌浆料受压膨胀,在套筒端部肋 4 和肋 5 之间及套筒中部也存在比较明显的接触压应力(图 19(a)).接触压应力变化规律表明(图 20):肋 5 处的接触压应力始终较小,并在 270 kN 左右时开始下降.荷载较小时,接触压应力从肋 4~肋 1 逐渐减小.随着荷载的增大,肋 1 处的接触压应力增长更快,并逐渐超过肋 2,肋 3 处的接触压应力.除肋 5 外,其余环肋处的接触压应力均大于拉力荷载作用下的计算结果,并在加载全过程持续增长,表明压力荷载作用下,套筒-灌浆料间的粘结强度更高.

以上接触分析表明,套筒内壁环肋与灌浆料间的接触破坏最先发生在端部环肋处,并向中部逐个出现.因此,为提高 GDPS 套筒灌浆连接接头的结构性能,一定数量的内壁凸环肋对灌浆套筒而言是必须的.在任何情况下,环肋数量每端不宜少于 3 道,并应根据接头承载力要求的提高(钢筋直径增大或材料强度提高)而适当增加.

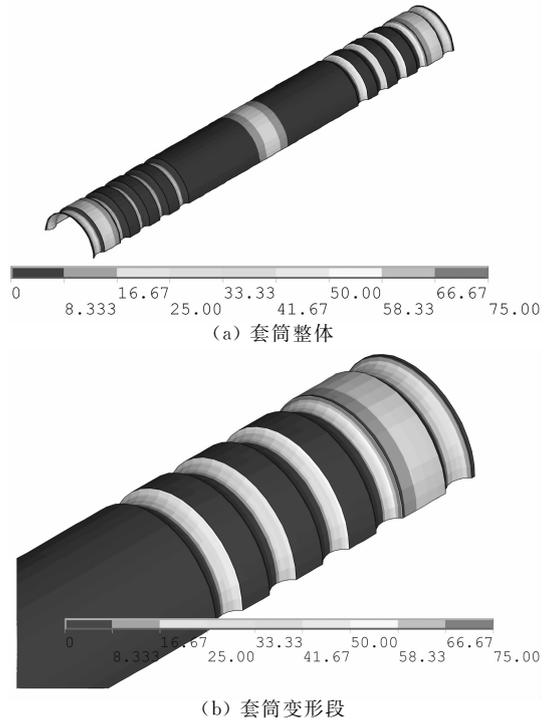


图 19 压力作用下的接触压应力  
Fig. 19 Contact pressure under compressive load

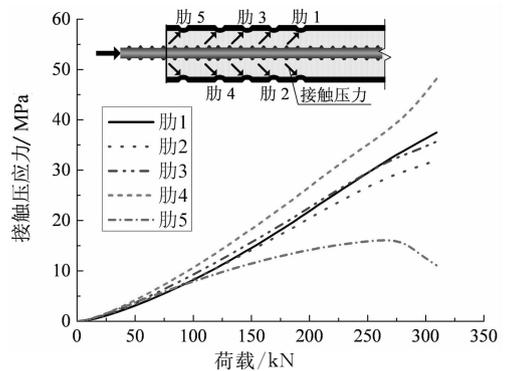


图 20 压力作用下的接触压应力变化规律  
Fig. 20 Changing rule of contact pressure under compressive load

### 5 结 论

- 1) 本文试验研究接头试件的钢筋锚固长度为 7.0~7.5 倍钢筋名义直径,接头抗拉强度和残余变形满足 JGJ107-2010 及 ACI318-11 规定.
- 2) 循环加载后,钢筋黏结强度存在退化现象,平均约降低 10%.
- 3) 由于套筒的约束作用,钢筋套筒灌浆连接接头具有较高的残余黏结强度,其数值大于接头抗拉强度的 50%.
- 4) 套筒-灌浆料接触分析表明,套筒每端内壁

环肋数量不宜少于3道,并应根据接头承载力要求的提高(钢筋直径增大或材料强度提高)而适当增加。

## 参考文献

- [1] YEE A A. Structural and economic benefits of precast/prestressed concrete construction [J]. *Pci Journal*, 2001, 46(4): 34-43.
- [2] YEE A A. Social and environmental benefits of precast concrete technology [J]. *Pci Journal*, 2001, 46(3): 14-19.
- [3] 于建兵, 郭正兴, 管东芝, 等. 新型预制装配框架混凝土梁柱节点抗震性能研究[J]. *湖南大学学报: 自然科学版*, 2015, 42(7): 42-47.
- YU Jian-bing, GUO Zheng-xing, GUO Dong-zhi, *et al.* Research on seismic behavior of a new style precast concrete beam-to column connection [J]. *Journal of Hunan University: Natural Sciences*, 2015, 42(7): 42-47. (In Chinese)
- [4] YEE A A. Splice sleeve for reinforcing bars [P]. US: 3540763, 1968-6-27.
- [5] LING J H, ABD RAHMAN A B, IBRAHIM I S, *et al.* Behaviour of grouted pipe splice under incremental tensile load [J]. *Construction and Building Materials*, 2012, 33: 90-98.
- [6] EINEA A, YAMANE T, TADROS M K. Grout-filled pipe splices for precast concrete construction [J]. *Pci Journal*, 1995, 40(1): 82-93.
- [7] KIM H K. Bond strength of mortar-filled steel pipe splices reflecting confining effect [J]. *Journal of Asian Architecture and Building Engineering*, 2012, 11(1): 125-132.
- [8] LING J H, ABD RAHMAN A B, IBRAHIM I S. Feasibility study of grouted splice connector under tensile load [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 50: 530-539.
- [9] 郭正兴, 郑永峰, 刘家彬, 等. 一种钢筋浆锚对接连接的灌浆变形钢管套筒 [P]. 中国专利: ZL201320407071. 4, 2014-1-15.
- [10] JG/T398-2012 钢筋连接用灌浆套筒 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2012: 5.
- JG/T398-2012 The grouting coupler for rebars splicing [S]. Beijing: Standards Press of China, 2012: 5. (In Chinese)
- [11] JGJ335-2015 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, 2010: 4.
- JGJ335-2015 Technical specification of grout sleeve splicing for rebars [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010: 4. (In Chinese)
- [12] 邓宗才, 袁常兴. 高强钢筋与活性粉末混凝土黏结性能的实验研究 [J]. *土木工程学报*, 2014, 47(3): 69-78.
- DENG Zong-cai, YUAN Chang-xing. Experimental study on bond capability between high strength rebar and reactive powder concrete [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2014, 47(3): 69-78. (In Chinese)
- [13] JGJ107-2010 钢筋机械连接技术规程 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010: 334.
- JGJ107-2010 Technical specification for mechanical splicing of steel reinforcing bars [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010: 334. (In Chinese)
- [14] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-11) and commentary [S]. Farmington Hill, American Concrete Institute, 2011.
- [15] 郑永峰, 郭正兴, 曹江. 新型灌浆套筒的约束机理及约束应力分布 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2015, 47(12): 106-111.
- ZHENG Yong-feng, GUO Zheng-xing, CAO Jiang. Confinement mechanism and confining stress distribution of new grouting coupler for rebars splicing [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2015, 47(12): 106-111. (In Chinese)
- [16] DESAYI P, KRISHNAN S. Equation for the stress-strain curve of concrete [J]. *Journal of the American Concrete Institute*, 1964, 61(3): 345-350.
- [17] HAWILEH R A, RAHMAN A, TABATABAI H. Nonlinear finite element analysis and modeling of a precast hybrid beam-column connection subjected to cyclic loads [J]. *Applied Mathematical Modeling*, 2010, 34(9): 2562-2583.