

搭接长度对套筒灌浆搭接接头反复拉压力学性能影响试验

余琼¹, 唐佩妍¹, 张星魁², 范宝秀², 张志³, 陈振海³

(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, 山西 太原 030006;

3. 山西二建集团有限公司, 山西 太原 030013)

摘要: 为研究高应力反复拉压时搭接长度对套筒灌浆搭接接头(APC接头)力学性能的影响,进行了32个APC接头的单拉及高应力反复拉压试验。结果表明:经过高应力反复拉压,试件承载力有所提高,而钢筋与灌浆料间的裂缝进一步发展,试件延性变小;随着搭接长度的增加,试件残余变形 u_0 (单拉)和 u_{20} (高应力反复拉压)均减小;在单拉及高应力反复拉压结束后再单拉时,极限荷载下套筒中部截面近钢筋侧纵向压应变、环向拉应变随着搭接长度的增大而减小;基于灰色关联理论得出接头含钢率与极限黏结强度相关性最大。最后,引入灌浆缺陷系数 ω ,提出极限黏结强度、临界搭接长度计算式。

关键词: 套筒约束;套筒应变;残余变形;反复拉压;搭接长度
中图分类号: TU375 **文献标志码:** A

Mechanical Test of Sleeve Grouting Lap Connector with Different Lap Lengths Under High Stress Repeated Tension-compression Loading

YU Qiong¹, TANG Peiyan¹, ZHANG Xingkuai²,
FAN Baoxiu², ZHANG Zhi³, CHEN Zhenhai³

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanxi Construction Engineering Group Co., Ltd., Taiyuan 030006, China; 3. Shanxi Erjian Group Co., Ltd., Taiyuan 030013, China)

Abstract: Uniaxial tensile tests and high stress repeated tension-compression tests for 32 specimens of sleeve grouting lap connectors named APC connector were conducted to study the effect of lap length on the mechanical properties of APC connector. It is shown that: after the high stress repeated tension and compression, the bearing capacity of the specimens is improved, while the ductility of the specimens is reduced due to the further

development of the cracks between the steel bar and the grout; the residual deformation u_0 (single tension) and u_{20} (high stress repeated tension and compression) of the specimens are reduced as the lap length of the specimens is increased; with the increase of lap length, the longitudinal compressive strain and hoop tensile strain of the middle section of the sleeve near the steel bar are reduced under the ultimate load state when the specimens are stretched under uniaxial tension and the last tensile part after repeated tension-compression loading; based on the gray relation analysis, the steel content of the connector has the greatest correlation with the ultimate bond strength. Finally, the ultimate bond strength and critical lap length formulas were put forward with the introduction of the grouting defect coefficient ω .

Key words: sleeve constraint; sleeve strain; residual deformation; repeated tension-compression loading; lap length

套筒灌浆连接是装配混凝土结构中钢筋连接的常用形式,目前主要为套筒灌浆对接。该连接的构造方式为:2根钢筋对接放置在套筒中,并注入灌浆料,实现钢筋之间的连接。Ling等^[1]的试验结果表明,减小套筒内径和增大锚固长度可提高接头的承载力。Alias等^[2]的试验结果表明,接头的刚度随锚固长度的增加而增大。刘洋等^[3]进行了对接接头单拉、高应力及大变形反复拉压试验,分析了钢筋直径、套筒形式和钢筋偏位对接头力学性能的影响。许成顺等^[4]通过接头高应力反复拉压试验发现,高应力反复作用对接头性能影响不明显。

收稿日期: 2021-06-03

第一作者: 余琼(1968—),女,副教授,硕士生导师,主要研究方向为预制装配式混凝土结构。

E-mail: yiongyu2005@163.com



论文
拓展
介绍

对于灌浆套筒对接接头,需在筒壁内设置剪力键、刻痕等以提高接头的传力性能,这对套筒材料性能和铸造工艺要求较高。同时,要得到较大的承载力,就要减小套筒口径,这导致构件就位时钢筋插入困难,灌浆不易密实。

基于灌浆套筒对接接头的不足,笔者提出了套筒灌浆搭接接头(APC接头),可实现竖向构件可全预制^[5]。该连接的构造方式为:在2个搭接钢筋外部放置套筒,注入灌浆料,利用套筒约束搭接钢筋,从而提高接头承载力。套筒为普通型钢管,内壁不需处理,直径较大,施工时钢筋插入方便,灌浆料为C60加固灌浆料。此外,还进行了APC接头单拉试验,研究了承载力、荷载-位移曲线、套筒环向与纵向应变等,但未考察接头残余变形^[6-9]。

进行了32个APC接头的单拉和高应力反复拉

压力学试验,研究了搭接长度对APC接头的破坏形式、荷载-位移曲线、延性和残余变形以及套筒的荷载-环向及纵向应变曲线的影响。然后,基于接头受压力学机理,引入缺陷系数,提出了接头的极限黏结应力和临界搭接长度的计算公式。

1 试验概况

1.1 试件设计及制作

取2根搭接钢筋靠近较不利的工况,试件尺寸如图1及表2所示。试件制作过程如下:先将预留钢筋点焊在筒壁两端,以固定钢筋位置,再将后插入钢筋紧贴预留钢筋放置,最后灌入灌浆料。为了防偏转,在钢筋端部焊接高强螺杆,方便与防偏转装置中的加载头连接。图1中, d 表示钢筋直径, $n=6.0,8.0,10.0,12.5$ 。

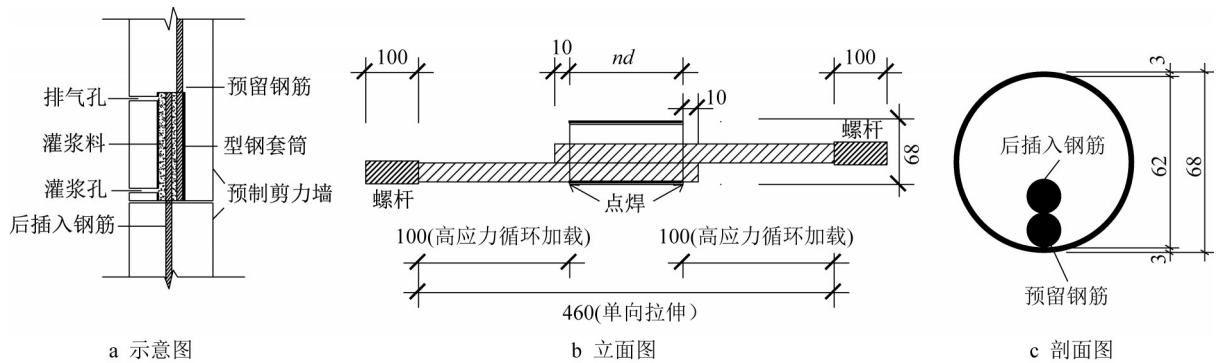


图1 不同搭接长度试件示意图(单位:mm)

Fig. 1 Schematic diagram of specimens with different lap lengths (unit: mm)

1.2 试验材料性能与试验装置

采用直径16 mm、强度等级HRB400的带肋钢筋。灌浆料为某公司的H-40灌浆料,40 mm×40 mm×160 mm灌浆料试块28 d的抗折强度、抗压强度^[10]分别为7.30、74.70 MPa;150 mm×150 mm×150 mm灌浆料试块28 d的劈裂抗拉强度^[11]为4.12 MPa。套筒内径62 mm,壁厚3 mm。

试验分单拉和高应力反复拉压后单拉2种工况。采用电液伺服万能试验机及作动器进行加载。加载设备如图2所示,设置防偏竖杆及防偏反力梁、防偏螺杆、防偏器进行有效防偏^[12]。

1.3 加载制度及测量内容

按文献[13]确定加载方案,测量接头残余变形时的加载应力速率宜采用 $2 \text{ MPa} \cdot \text{s}^{-1}$,不应超过 $10 \text{ MPa} \cdot \text{s}^{-1}$ 。加载制度和测量内容均按Ⅰ级接头标准。加载方案、规范残余变形限值如表1所示。表1中, f_{yk} 表示钢筋屈服强度标准值, u_0 表示单拉接头加载至 $0.6f_{yk}$ 并卸载后在规定标距内的残余变形, u_{20} 表示高应力反复拉压接头按照规定的加载制度经高应力反复拉压20次后的残余变形。

在筒壁中部近钢筋侧粘贴应变片SH3、SZ3,分别测量套筒环向应变、套筒纵向应变,在筒壁远钢筋侧粘

表1 不同搭接长度试件加载方案

Tab. 1 Loading schemes for the specimens with different lap lengths

试验项目	加载制度	Ⅰ级接头规范残余变形限值/mm
单拉	0→施加 $0.6f_{yk}$ 拉力→0(测量残余变形)→最大拉力(记录极限抗拉强度)→破坏(计算最大拉力下总伸长率)	$u_0 \leq 0.10 (d \leq 32)$
高应力反复拉压	0→(施加 $0.9f_{yk}$ 拉力→施加 $0.5f_{yk}$ 压力)反复20次→0→破坏	$u_{20} \leq 0.30$

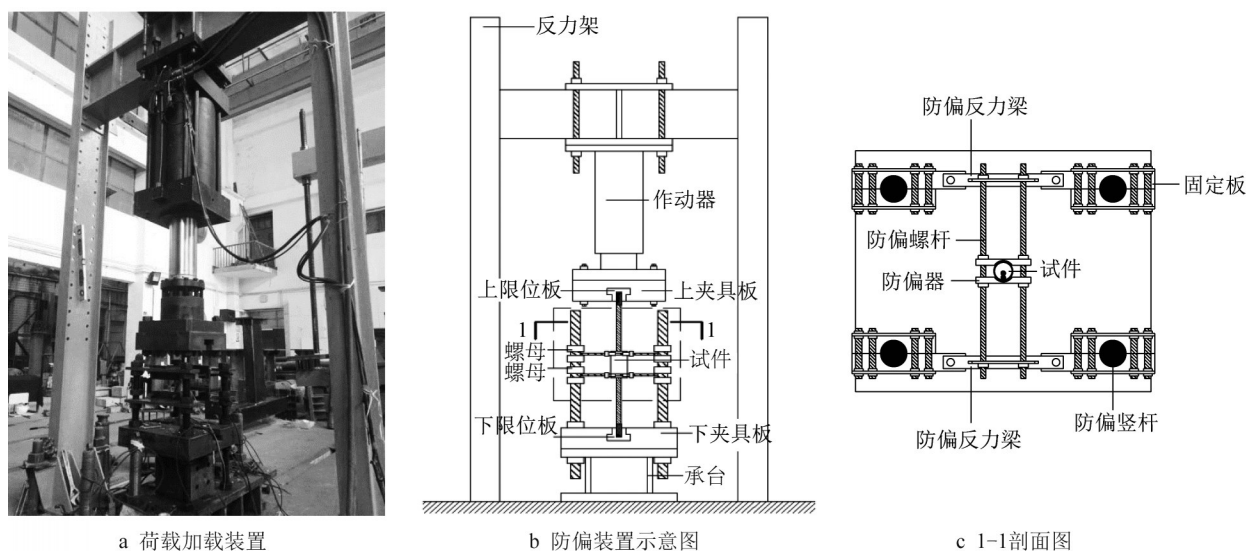


图 2 反复拉压加载设备

Fig. 2 Repeated tension-compression loading equipment

贴应变片 SZ8, 测量套筒中部纵向应变, 如图 3 所示。

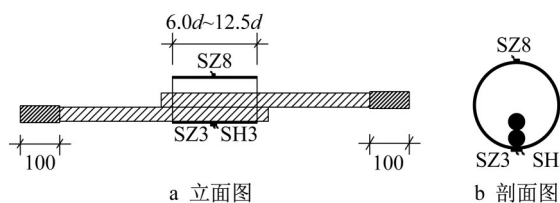


图 3 应变片布置示意图(单位:mm)

Fig. 3 Schematic diagram of strain gauge layout (unit: mm)

在钢筋两侧对称布置 2 个位移计, 如图 4 所示。测量标距($L_1 = L + 4.0d$)内位移, 取 2 个位移计(a 和 a')读数的平均值以计算接头残余变形等力学指标。

2 试验结果及破坏形式

各个试件破坏形式及力学指标如表 2 所示, 对于高应力反复拉压下的力学参数, 残余变形为反复拉压后测得, 其余均为试件反复拉压后单拉加载到破坏的数据。表 2 中, 对于试件编号, 第 1 个编号 L 表示单拉试件, G 表示高应力反复拉压试件, 第 2 个编号表示试验分组, 第 3 个编号表示试验分组试件编号, 第 4 个编号 Y 表示防偏转, N 表示不防偏转; A_{sgt} 表示钢筋最大荷载下总伸长率, f_y 表示试件屈服强度, f_u 表示试件极限强度, 一表示无法测得该数据; Y 表示接头强度或变形满足相应规范的要求, AY 表示接头变形基本满足相应规范的要求, N 表示接头强度或变形不满足相应规范的要求。单拉试件的破坏形式有 2 种, 即钢筋拉断破坏(见图 5)和钢筋拔出

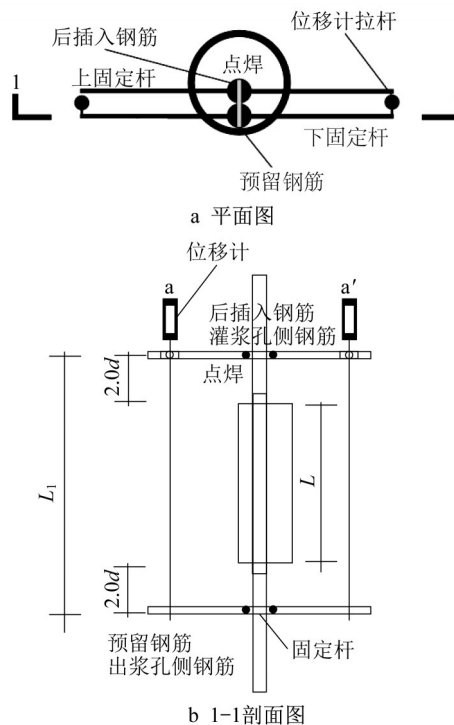


图 4 位移计布置示意图

Fig. 4 Schematic diagram of displacement meter layout



图 5 钢筋拉断破坏

Fig. 5 Tension failure of steel bar

破坏(见图 6)。钢筋拉断破坏可分为 2 种, 即断于焊接处、断于母材处。高应力反复拉压试件的破坏形式有 3 种, 即钢筋拉断破坏、钢筋拔出破坏和钢筋压



图6 钢筋拔出破坏

Fig. 6 Pull-out failure of steel bar



图7 高应力反复拉压下钢筋受弯破坏

Fig. 7 Compressive bending failure of steel bar under high stress repeated tension-compression loading

弯破坏,如图7所示(首轮受压尚未到 $-0.5f_{yk}$ 时钢筋被压弯,无法完成反复加载试验)。搭接长度为 $6.0d$ 时试件破坏形式多为钢筋拔出破坏(高应力反复拉压试件存在压弯破坏);随着搭接长度由 $6.0d$ 增加到 $8.0d$,试件的破坏形式由钢筋拔出破坏转变为钢筋拉断破坏,试件的承载力增大;搭接长度为 $10.0d$ 时,试件均发生钢筋拉断破坏,多断于焊接处;搭接长度为 $12.5d$ 时,钢筋多拉断于母材处,试件的承载力由钢筋母材性能决定。

3 APC接头力学性能

3.1 荷载-位移曲线

3.1.1 单拉

图8a~d为单拉下各试件的荷载-位移曲线。由表2可知,搭接长度为 $6.0d$ 的L1组试件均发生钢筋拔出破坏,并且破坏荷载均超过了钢筋的屈服荷载。图8中,

表2 试验结果

Tab. 2 Test results

试件编号	破坏形式	搭接长度 L/mm	相对搭接 长度 L/d	u_0/u_{20}	残余变形 是否满足 文献[13] 要求	A_{sgt}	f_y/MPa	f_u/MPa	强度是否 满足文献 [13]要求	强度是否 满足文献 [14]要求
L-1-1-N	固定端钢筋拔出	96	6.0	0.22	N	—	492.39	559.90	N	N
L-1-2-N	固定端钢筋拔出	96	6.0	0.33	N	—	493.58	546.47	N	N
L-1-3-N	固定端钢筋拔出	96	6.0	0.52	N	—	485.97	564.88	N	N
L-1-4-Y	加载端钢筋拔出	96	6.0	0.25	N	—	568.71	660.20	Y	Y
L-2-1-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	0.37	N	8.93	482.44	577.16	Y	Y
L-2-2-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	0.35	N	10.65	489.65	588.51	Y	Y
L-2-3-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	0.08	Y	8.93	484.28	585.27	Y	Y
L-2-4-Y	加载端钢筋拉断,断于套筒端部	128	8.0	0.06	Y	8.47	573.33	653.73	Y	Y
L-3-1-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.25	N	9.01	493.58	585.42	Y	Y
L-3-2-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.25	N	8.27	486.72	583.23	Y	Y
L-3-3-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.07	Y	10.14	489.85	582.74	Y	Y
L-3-4-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.05	Y	7.84	566.67	643.78	Y	Y
L-4-1-N	固定端钢筋拉断,断于钢筋母材处	200	12.5	0.13	N	7.98	576.12	687.56	Y	Y
L-4-2-N	加载端钢筋拉断,断于焊接处	200	12.5	0.09	Y	8.59	599.00	700.00	Y	Y
L-4-3-N	固定端钢筋拉断,断于焊接处	200	12.5	0.15	N	—	633.83	722.39	Y	Y
L-4-4-Y	固定端钢筋拉断,断于焊接处	200	12.5	0.05	Y	—	609.45	735.32	Y	Y
G-1-1-N	高应力反复拉压第1次循环后钢筋压弯	96	6.0	—	—	—	—	—	—	—
G-1-2-Y	高应力反复拉压第1次循环后钢筋压弯	96	6.0	—	—	—	—	—	—	—
G-1-3-Y	加载端钢筋拔出	96	6.0	0.53	N	—	535.47	615.42	Y	Y
G-1-4-Y	加载端钢筋拔出	96	6.0	0.76	N	—	524.48	627.86	Y	Y
G-2-1-N	高应力反复拉压第1次循环后钢筋压弯	128	8.0	—	—	—	—	—	—	—
G-2-2-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	0.51	N	—	529.00	607.46	Y	Y
G-2-3-Y	高应力反复拉压第14次循环后钢筋压弯,加载端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	—	—	—	—	—	—	—
G-2-4-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	128	8.0	0.70	N	—	643.88	747.76	Y	Y
G-3-1-N	高应力反复拉压第1次循环钢筋压弯	160	10.0	—	—	—	—	—	—	—
G-3-2-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.50	N	—	481.19	571.14	Y	Y
G-3-3-Y	高应力反复拉压第6次循环后钢筋压弯,防偏器损坏,固定端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	—	—	—	—	—	—	—
G-3-4-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	160	10.0	0.19	Y	—	652.34	767.66	Y	Y
G-4-1-N	加载端钢筋拉断,断于钢筋母材处	200	12.5	0.39	N	—	573.13	680.60	Y	Y
G-4-2-N	加载端钢筋拉断,断于钢筋母材处	200	12.5	0.45	N	—	661.19	766.67	Y	Y
G-4-3-Y	加载端钢筋拉断,断于钢筋母材处	200	12.5	0.31	AY	—	683.58	735.32	Y	Y
G-4-4-Y	加载端钢筋拉断,断于焊接处	200	12.5	0.31	AY	—	658.21	782.59	Y	Y

荷载-位移曲线既有上升段、下降段,也有残余段,充分体现了黏结-滑移的整个过程。搭接长度为 $8.0d$ 、 $10.0d$ 及 $12.5d$ 的L2组—L4组试件均发生钢筋拉断破坏,荷载-位移曲线有上升段及下降段(无残余段)。相对于L1组试件,L2组—L4组试件曲线的下降段较短,这是

由于钢筋颈缩后随即拉断。对于未采取有效防偏转措施的试件,试件的承载力较采取有效防偏转措施的试件降低。这是由于未采取有效防偏转措施的钢筋出现偏转,强度不能得到充分发挥,套筒受力更加复杂,因此接头承载力降低。

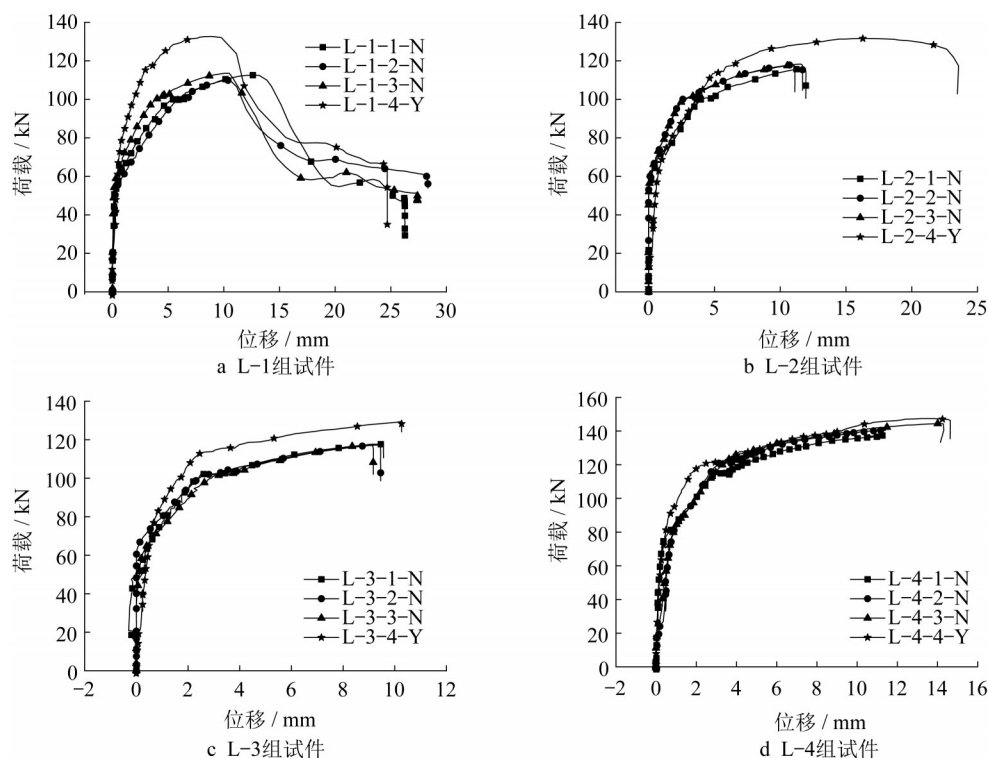


图8 单拉下荷载-位移曲线

Fig. 8 Load-displacement curve under uniaxial tension

3.1.2 高应力反复拉压

图9为高应力反复拉压下标距($L+4.0d$)内各试件的荷载-位移曲线。试件的反复拉压荷载均小于钢筋的屈服荷载。屈服前,荷载-位移曲线基本为线性;屈服后,屈服平台不明显。这是因为标距内主要测量套筒位移,钢筋段较短仅为 $4.0d$,钢筋屈服后套筒部分变形很小,所以难以观察到屈服平台。防偏转搭接接头的荷载-位移曲线反复阶段略比不防偏转搭接接头细瘦,表示加载过程中防偏转接头变形更小,主要是因为防偏转抑制了接头的偏转和钢筋的分离。

3.1.3 单拉与高应力反复拉压对比

对于采取有效防偏转措施的试件,标距($L+4.0d$)内单拉及高应力反复拉压后单拉的荷载-位移曲线如图10所示。高应力反复拉压后单拉试件的极限强度均值为 772.31 MPa ,较单拉试件极限强度均值 643.78 MPa 提高20%,表明试件经反复拉压后承载力有所强化。图10a中,试件均发生钢筋拔出破

坏,单拉试件初始刚度大于反复拉压后单拉试件,这是由于反复拉压后单拉,钢筋与灌浆料间的裂缝进一步发展,初始刚度降低。图10b~d中试件均发生钢筋拉断破坏,套筒中灌浆料损伤少,两者初始刚度相当。

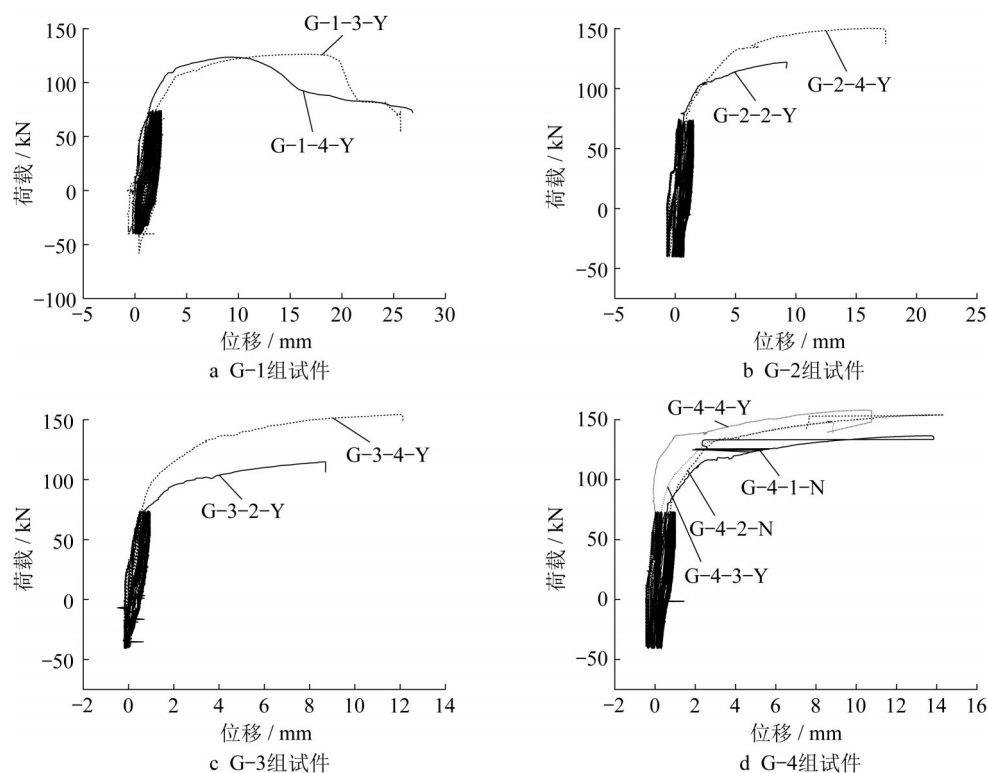
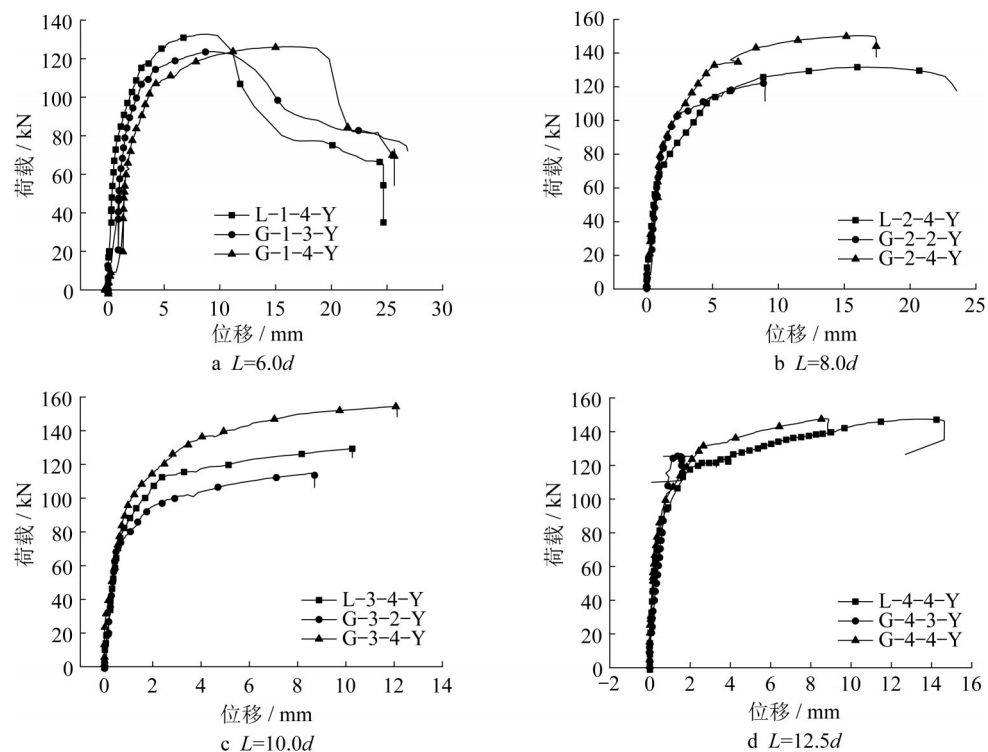
3.2 APC接头承载力及强度分析

根据《钢筋机械连接技术规程》^[13]、美国规范ACI-318^[14]所得的试件强度性能评定结果如表2所示。可见,ACI-318规范限制较小,《钢筋机械连接技术规程》^[13]限制较严格。

3.3 APC接头延性及残余变形分析

3.3.1 延性

δ_y 为试件屈服位移, δ_u 为极限承载力所对应的位移, $R_d=\delta_u/\delta_y$ 为位移延性系数。 A_{sgt} 的计算方法见文献[13],试验结果如表2所示。L2组、L3组及L4组试件均为钢筋拉断破坏,平均延性系数为4.01、4.01及4.31;G2组、G3组及G4组试件均为钢筋拉断破坏,平均延性系数为3.28、3.68及3.47。可见,钢筋

图9 高应力反复拉压下载荷-位移曲线(标距 $(L+4.0d)$ 内)Fig. 9 Load-displacement curve under high stress repeated tension-compression loading (with standard distance $(L+4.0d)$)图10 有效防偏转措施下单拉以及高应力反复拉压后单拉的荷载-位移曲线对比(标距 $(L+4.0d)$ 内)Fig. 10 Comparison of load-displacement curve with effective anti-deflection constraints between uniaxial tension and high stress repeated tension-compression (only the last tensile part) loading (with standard distance $(L+4.0d)$)

拉断破坏时,搭接长度对延性的影响不大。反复拉压后单拉试件的延性小于单拉试件,这是由于加载过程中钢筋出现了硬化现象,钢筋与灌浆料间的裂缝进一步发展,屈服位移 δ_y 加大,延性降低。由表2可见,是否采取有效防偏转措施对试件的延性影响不大,发生钢筋拉断破坏的试件最大荷载下总伸长率 A_{sg} 满足文献[13]要求。

3.3.2 残余变形

残余变形是指试件受拉后产生的不可恢复变形,即进入塑性阶段受力卸载至零后,其变形不能回到初始状态。试验中,各试件的单拉残余变形 u_0 和高应力反复拉压残余变形 u_{20} 如表2所示。规范对于Ⅰ级接头变形性能的要求为 $u_0 \leq 0.1 \text{ mm}$, $u_{20} \leq 0.3 \text{ mm}$ 。试件残余变形与搭接长度的关系如图11所示。

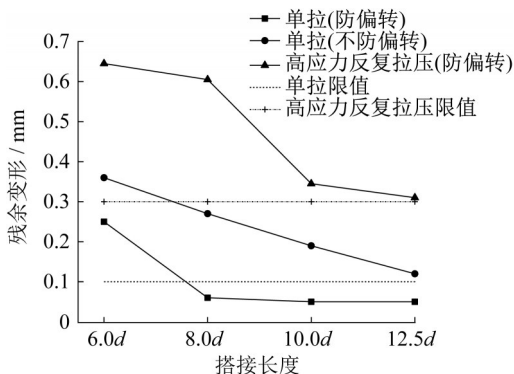


图11 单拉及高应力反复拉压下残余变形与搭接长度关系

Fig. 11 Relationship between residual deformation and lap length under uniaxial tension and high stress repeated tension-compression loading

有效防偏转措施下,单拉及高应力反复拉压时,随着搭接长度的增加,试件的残余变形 u_0 、 u_{20} 均降低。单拉下,搭接长度为 $6.0d$ 时 u_0 不满足规范[13]要求,搭接长度 $\geq 8.0d$ 时 u_0 满足规范[13]要求;高应力反复拉压下,搭接长度为 $6.0d \sim 8.0d$ 时, u_{20} 远大于规范[13]要求,搭接长度 $\geq 10.0d$ 时,残余变形 u_{20} 接近规范[13]要求。

采取有效防偏转措施的试件, u_0 由套筒外长 $4.0d$ 钢筋的残余变形(不可恢复变形)及钢筋与灌浆料的微滑移组成。加载初期,先是加载端产生了微滑移,随着荷载的加大,钢筋自由端也发生了微滑移[15],但锚固长度大时,自由端无微滑移,因此锚固长度增大,残余变形减小。未采取防偏转措施试件的残余变形 u_0 由钢筋的残余变形、钢筋与灌浆料的

微滑移[15]及钢筋的弯曲变形组成。

如图11所示,采取有效防偏转措施的试件,同样搭接长度下,反复拉压时残余变形大于单拉时,这是由反复拉压时钢筋与灌浆料间的裂缝进一步发展、微滑移加大所致。

未采取有效防偏转措施的试件,单拉及反复拉压下残余变形均大于采取有效防偏转措施的试件,这是由钢筋弯曲变形引起的(反复拉压下未采取有效防偏转措施的试件绝大部分未能测出残余变形,仅搭接长度为 $12.5d$ 的试件测出)。

3.4 套筒的纵向和环向应变分布

(1)单拉及高应力反复拉压后单拉套筒中部截面荷载-纵向应变、荷载-环向应变曲线

单拉及高应力反复拉压后单拉下套筒中部截面近钢筋侧荷载-纵向应变、荷载-环向应变曲线如图12、13所示。单拉及高应力反复拉压后单拉下套筒中部截面纵向应变和环向应变的变化趋势一致,套筒中部截面近钢筋侧套筒纵向应变均以受压为主,环向均以受拉为主(具体原因见第4节)。反复拉压再单拉的试件,在加载初期,曲线存在水平段,即荷载不变,但纵向、环向应变增大。这是由于反复拉压时数据采集仪归零处理后再单拉,各应变片显示应变为零,但实际上套筒存在残余应变($111 \times 10^{-6} \sim 161 \times 10^{-6}$),随着单拉荷载的加大,套筒的残余应变被消除,因此曲线存在水平段。

搭接长度对套筒中部截面纵向和环向应变的影响如图14所示。随着钢筋搭接长度的增大,单拉和高应力反复拉压后单拉在极限荷载下套筒中部截面纵向压应变减小,环向拉应变也减小。

(2)高应力反复拉压下套筒中部截面近钢筋侧荷载-纵向应变和荷载-环向应变曲线

图15为高应力反复拉压下套筒中部截面近钢筋侧荷载-纵向应变曲线。搭接长度较短时,曲线呈左上右下(倾斜),随着搭接长度的增加,曲线向左下右上(倾斜)转化,这说明随搭接长度的变化,套筒的应变规律也发生改变。

搭接长度为 $6.0d$ (见图15a)的试件拉伸(图15中纵坐标大于等于零)时,套筒纵向以受压为主;试件受压(图15中纵坐标小于零)时,荷载较小则套筒受压,荷载较大则套筒受拉,具体原因见第4节。搭接长度为 $8.0d$ 的(见图15b)试件拉伸时,套筒纵向以受压为主;试件受压时,荷载较小则套筒受拉,荷载较大则套筒受压。搭接长度为 $10.0d \sim 12.5d$ (见图15c、d)的试件拉伸时,套筒纵向以受拉为主;试件

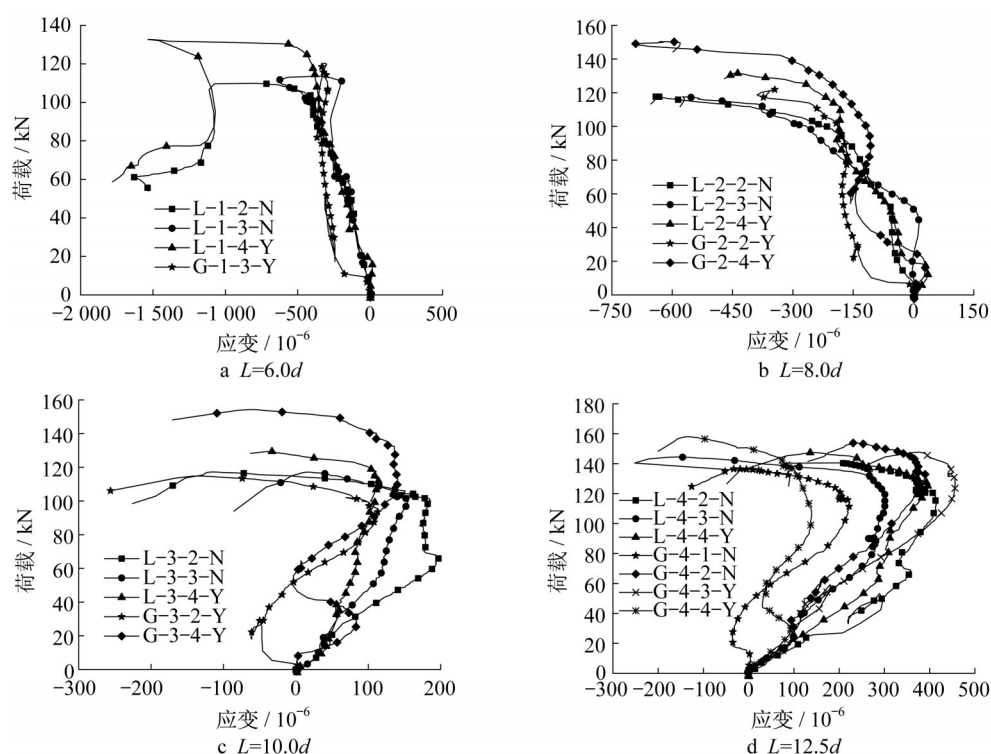


图 12 单拉及高应力反复拉压后单拉下套筒中部截面近钢筋侧荷载-纵向应变曲线(SZ3)

Fig. 12 Load-longitudinal strain curve for the middle section of the sleeve near steel bar under uniaxial tension and high stress repeated tension-compression (the last tensile part) loading (SZ3)

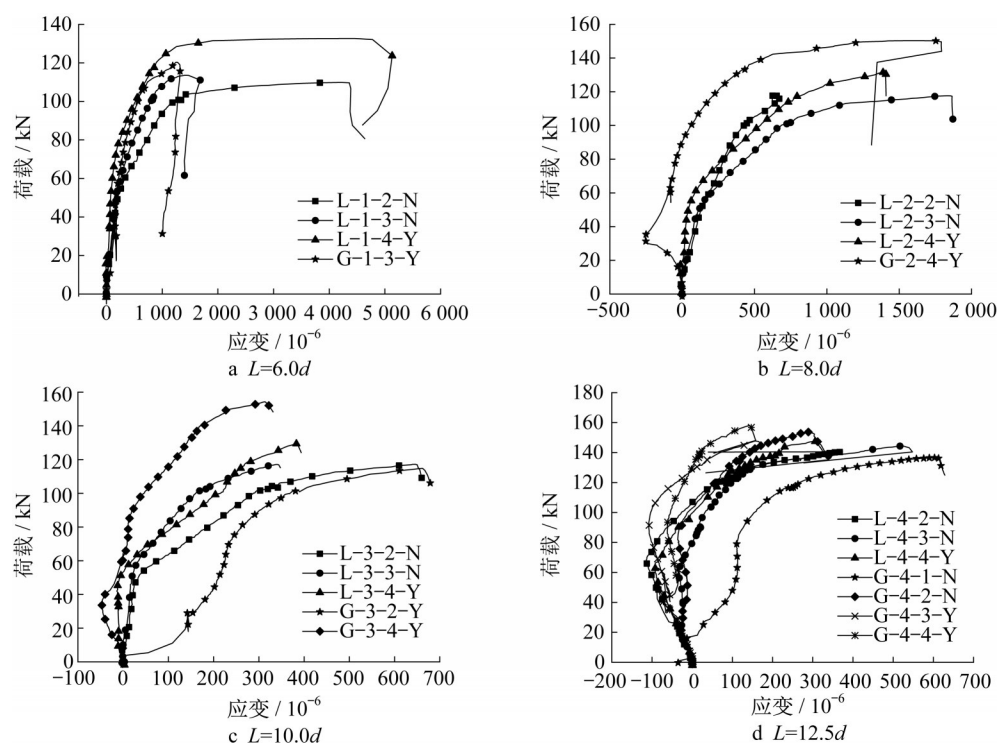


图 13 单拉及高应力反复拉压后单拉下套筒中部截面近钢筋侧荷载-环向应变曲线(SH3)

Fig. 13 Load-hoop strain curve for the middle section of the sleeve near steel bar under uniaxial tension and high stress repeated tension-compression (the last tensile part) loading (SH3)

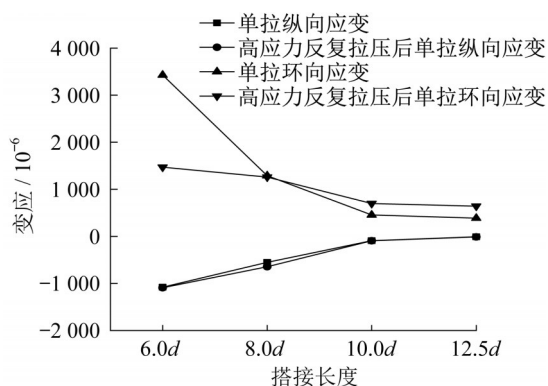


图 14 单拉及高应力反复拉压后单拉时极限荷载下搭接长度对套筒中部截面纵向应变及环向应变的影响

Fig. 14 Effect of lap length on longitudinal and hoop strain of the middle section of the sleeve under ultimate load state during uniaxial tension and high stress repeated tension-compression (the last tensile part) loading

受压时,荷载较小则套筒受拉,荷载较大则套筒受压。

图 16a~d 为高应力反复拉压下套筒中部截面近钢筋侧荷载-环向应变曲线。可见,试件无论受拉还

是受压,套筒中部截面近钢筋侧环向均以受拉为主,套筒主要起约束作用。所有试件环向最大拉应变均未超过套筒母材屈服应变。

4 APC 接头受力机理分析

(1) 接头受拉时应力分析

APC 接头受拉时受力机理见文献[16]。可见,加载初期套筒轴向受拉,加载后期套筒轴向受压。

(2) 接头受压时应力分析

以搭接长度短($L=6.0d$)的套筒为例,在单向受压荷载下,当压力不大时,钢筋及套筒与灌浆料之间的黏结应力分布如图 17 所示。图 17 中, τ 表示钢筋、套筒与灌浆料间黏结应力, τ_1 、 τ_2 分别表示套筒中部预留钢筋、后插入钢筋的黏结应力, BC 为套筒中线, B' 、 C' 为套筒上黏结应力零线的端点。

2 根钢筋的黏结应力沿长度方向是反对称的。在套筒中部截面处,2 根钢筋与灌浆料之间的黏结应力大小相等,方向相反(图 17a、19a 中 τ_1 等于 τ_2)。图 18 为套筒中部截面沿套筒纵向黏结应力分布。 A 、 A' 为到 2 根钢筋距离相等的点,其受到的黏结应力

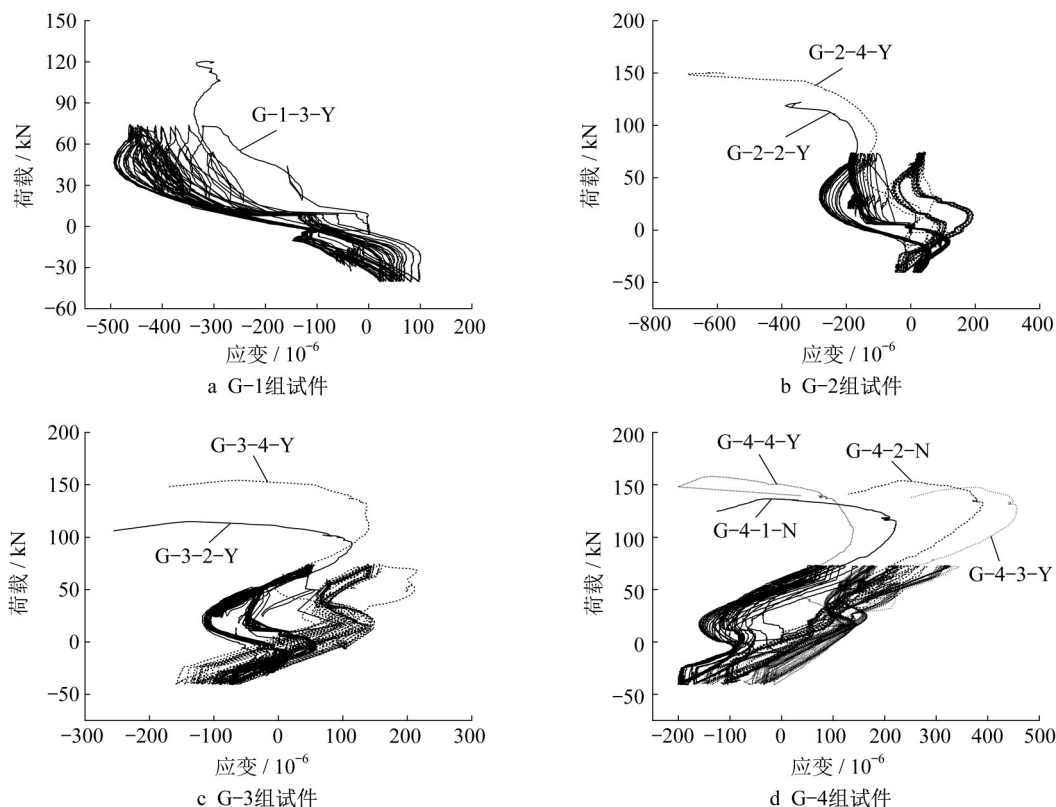


图 15 高应力反复拉压下套筒中部截面近钢筋侧荷载-纵向应变曲线(SZ3)

Fig. 15 Load-longitudinal strain curve for the middle section of the sleeve near steel bar under high stress repeated tension-compression loading(SZ3)

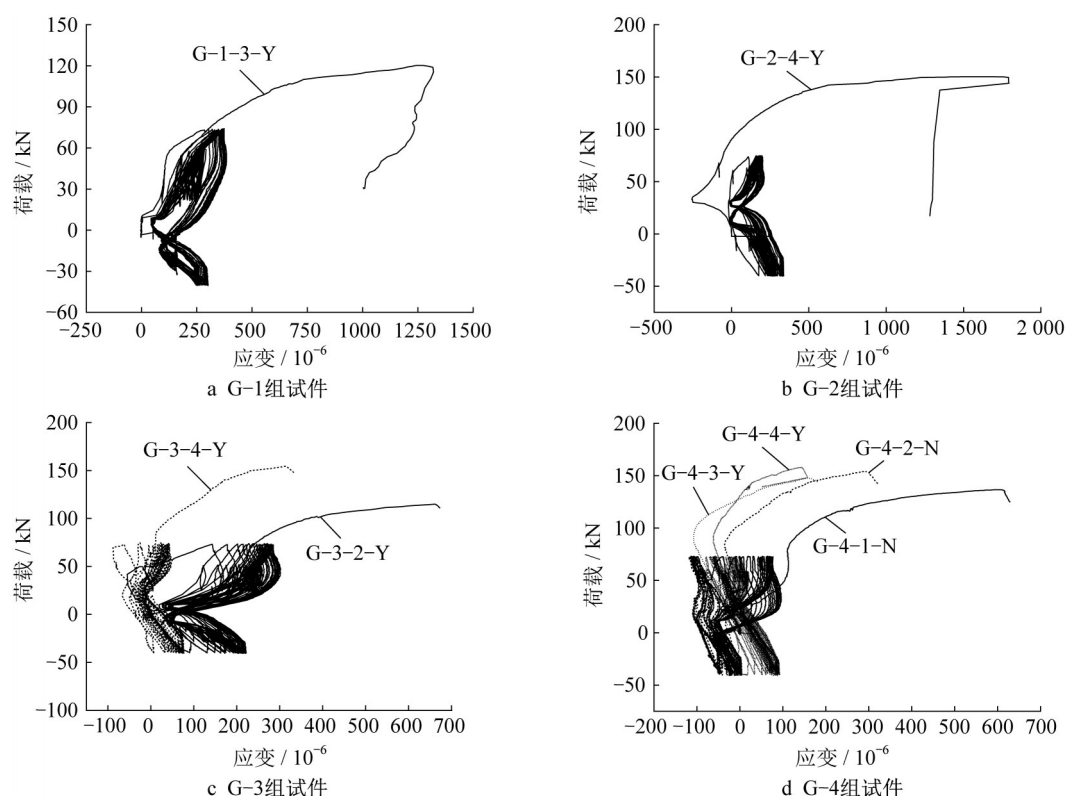
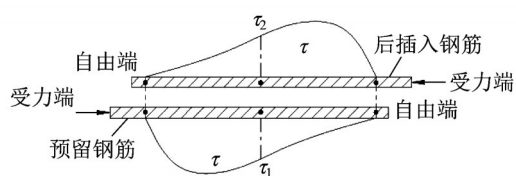
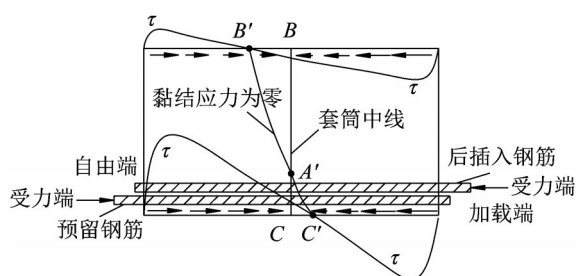


图 16 高应力反复拉压套筒中部截面近钢筋侧荷载-环向应变曲线(SH3)

Fig. 16 Load-hoop strain curve for the middle section of the sleeve near steel bar under high stress repeated tension-compression loading (SH3)



a 荷载较小时钢筋黏结应力分布(后插入钢筋处为加载端)



b 荷载较小时套筒所受黏结应力

图 17 荷载较小情况下试件受压时钢筋及套筒黏结应力

Fig. 17 Bond stress of steel bar and sleeve under lower loading (compression)

作用为零,•表示垂直平面向外,×表示垂直平面向内,符号的大小即表示黏结应力的大小。

如图17a所示,荷载较小时,靠近2根钢筋受力端的钢筋黏结应力较大,而靠近自由端的钢筋黏结

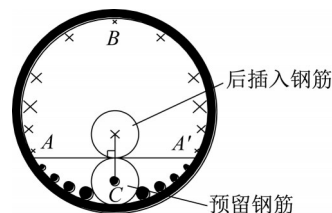


图 18 套筒中部截面沿套筒纵向黏结应力分布

Fig. 18 Distribution of longitudinal cohesive stress at the middle section along the sleeve

应力为零,因此在套筒端部截面上,套筒与灌浆料的黏结应力大小及方向主要由受力端钢筋决定。对于试件加载端,由于后插入钢筋所受的黏结应力远大于预留钢筋所受的黏结应力,因此该截面上套筒所受的黏结应力大小及方向由后插入钢筋决定,套筒与后插入钢筋较近处黏结应力较大,较远处则较小,试件加载端的远、近钢筋侧套筒所受的黏结应力与后插入钢筋受压方向一致。试件的自由端则与加载端相反,自由端截面上套筒所受黏结应力大小及方向主要由预留钢筋决定,固定端远、近钢筋侧套筒所受的黏结应力与预留钢筋受压方向一致。

如图18所示,在中部截面的远钢筋侧B点处所受的黏结应力与后插入钢筋受压方向一致,在近钢

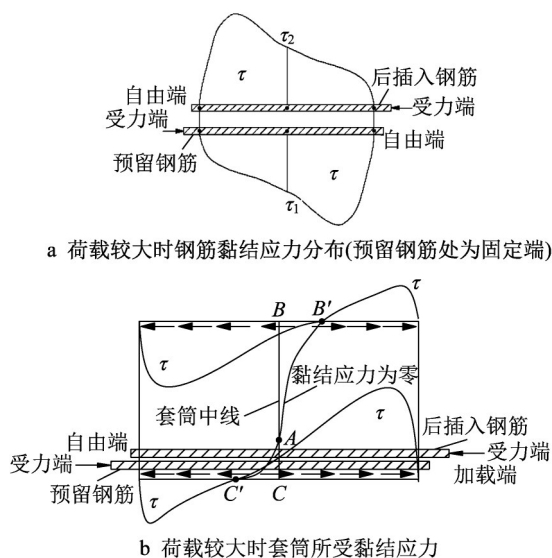


图 19 荷载较大情况下试件受压时钢筋及套筒黏结应力
Fig. 19 Bond stress of steel bar and sleeve under higher loading (compression)

筋侧 C 点与预留钢筋受压方向一致。近钢筋侧黏结应力为零的点 C' 偏向加载端一侧,远钢筋侧黏结应力为零的点 B' 偏向自由端一侧。由图 17b 可见,在加载初期灌浆料给套筒的黏结应力方向相对,套筒轴向受压。

加载到压应力较大时,假设灌浆料无破坏,则钢筋与灌浆料之间的黏结应力分布如图 19a 所示。与加载初期的分析类似,极限荷载自由端处的远、近钢筋侧套筒所受的黏结应力与后插入钢筋受压方向一致,加载端处的远、近钢筋侧套筒所受的黏结应力与预留钢筋受压方向一致。由图 18 可知,在中部截面处的远钢筋侧套筒所受的黏结应力与后插入钢筋受压方向一致,在近钢筋侧与预留钢筋受压方向一致。由图 19b 可见,荷载较大时灌浆料给套筒的黏结应力方向相背,套筒轴向受拉。

随着搭接长度增加,钢筋、套筒黏结应力分布有所变化,有待进一步研究。

5 黏结强度计算公式

5.1 黏结因素灰色关联分析

采用灰色关联理论^[17]定量分析钢筋直径 d 、搭接长度 L 、相对搭接长度 L/d 、套筒内径 D 、套筒壁厚 t 、含钢率 ρ_v 、简化含钢率 t/D 与黏结强度关联度,如表 3 所示。

由表 3 可知,简化含钢率 t/D 与黏结强度相关性最强,含钢率 ρ_v 和黏结强度的相关性与简化含钢率

表 3 各因素与黏结强度关联度

Tab. 3 Correlation degree between each factor and bond strength

影响因素	关联度 r
d	0.762 4
L	0.719 5
t	0.746 6
D	0.778 2
L/d	0.725 5
D/d	0.755 9
t/D	0.792 1
含钢率 ρ_v	0.790 3

t/D 相当接近,套筒内径 D 次之。套筒壁厚 t 相对较弱,这是因为当套筒壁厚较小时 (<2.5 mm),套筒的约束能力随着壁厚的增大而迅速增大,当套筒壁厚较大 (≥ 2.5 mm) 时,壁厚的增加对提高套筒的约束能力作用不大^[18],本次分析中大部分试件套筒壁厚较大 (3 mm),导致 t 与黏结强度的相关性相对较弱。对于钢筋直径 d 、搭接长度 L 及相对搭接长度 L/d ,钢筋直径 d 与黏结强度关联密切,相较于搭接长度 L ,相对搭接长度 L/d 与黏结强度相关性更好。

5.2 考虑缺陷影响的极限黏结应力计算公式

考虑黏结因素灰色关联结果,并参考文献^[19],选取以下函数对试件的极限黏结应力进行拟合:

$$\bar{\tau}_u = \left(\alpha + \beta \frac{d}{L} \right) \left(\gamma + m \frac{D}{d} + n \frac{t}{D} \right) f_{ts} \quad (1)$$

式中: α 、 β 、 γ 、 m 、 n 为待定常数; f_{ts} 为灌浆料劈裂抗拉强度。

试件浇筑时存在钢筋与钢筋(或套筒)相碰但灌浆料不易灌满的情况,引入了灌浆缺陷系数 ω (0.85),将前期^[6-7]和本次试验的结果代入式(1),得到考虑缺陷影响的极限黏结应力计算公式:

$$\bar{\tau}_{ux} = \left(0.24 + 2.78 \frac{d}{L} \right) \left(6.27 - 0.08 \frac{D}{d} + 31.56 \frac{t}{D} \right) f_{ts} \omega \quad (2)$$

极限黏结应力的拟合值与其试验值的比在 0.85~1.28 范围内,平均值为 1.00,标准差为 0.047,变异系数为 0.047。图 20 为极限黏结强度的拟合值与试验值对比,可见两者吻合度好。

5.3 考虑缺陷影响的拉断临界搭接长度

钢筋拉断以及钢筋-灌浆料黏结滑移破坏同时发生时的搭接长度为钢筋拉断临界搭接长度,钢筋达到了极限抗拉强度 f_u ,由力的平衡可知,拉断临界搭接长度为

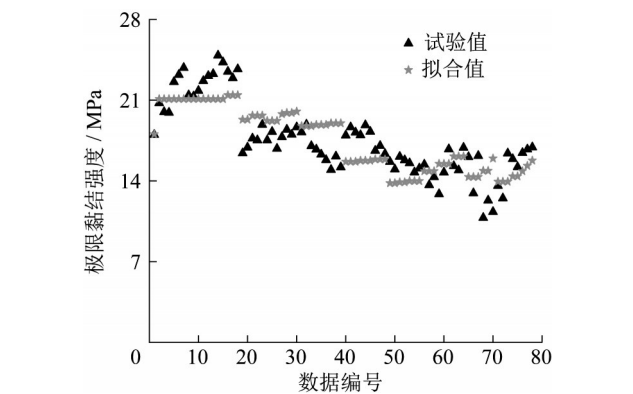


图 20 极限黏结强度的拟合值与试验值

Fig. 20 Fitting value and experimental value of ultimate bond strength

$$L_{crx}=\frac{df_u}{4\bar{\tau}_{ux}}$$

(3)

表 4 临界搭接长度试验值与计算值对比

数据来源	<i>d</i> /mm	<i>t</i> /mm	<i>D</i> /mm	<i>f</i> _{is} /MPa	<i>L</i> _{crx} / <i>d</i> (<i>ω</i> =0.85)	<i>L</i> _{crx} / <i>d</i>
本试验	20	3	70	4.12	13	8.0~10.0
文献[6]试验	18	3	70	4.63	11	10.5

6 结论

- (1)单拉试件的破坏形式有钢筋拉断和拔出破坏 2 种。高应力反复拉压试件的破坏形式有钢筋拉断、拔出和受压弯曲破坏 3 种。
- (2)经过高应力反复拉压后单拉,试件承载力有所强化,极限承载力比单拉时提高;由于偏转的影响,未采取有效防偏转措施试件的承载力较采取有效防转偏措施试件的低。
- (3)单拉时,搭接长度及是否采取有效防偏转措施对钢筋拉断破坏试件的延性影响不大。对于高应力反复拉压后单拉试件,钢筋出现了硬化现象,灌浆料裂缝发展充分,屈服位移加大,延性小于单拉试件。
- (4)随着搭接长度的增加,试件的残余变形 *u*₀ 和 *u*₂₀ 均降低。采取有效防偏转措施的试件比未采取有效防偏转措施的试件屈服前的刚度增大,残余变形 *u*₀ 和 *u*₂₀ 减小。
- (5)在单拉及高应力反复拉压后单拉时,极限荷载下,随着搭接长度的增大,套筒中部截面近钢筋侧纵向压应变、环向拉应变减小;高应力反复拉压时,随着搭接长度的增大,受拉时套筒中部纵向应变由受压转化为受拉,受压时套筒中部纵向应变由受拉

联立式(2)和式(3)可得

$$L_{crx}=\left[\frac{f_u}{0.95\left(6.27-0.08\frac{D}{d}+31.56\frac{t}{D}\right)f_{is}\omega}-11\right]d$$

(4)

将本试验、文献[6]中钢筋极限抗拉强度代入式(4),对临界搭接长度计算值 *L*_{crx} 与试验值 *L*_{crx} 进行比较,如表 4 所示。由表 4 可知,计算值与试验值基本吻合。

表 2 中,在搭接长度为 12.5*d* 防偏转条件下,G 组试件残余变形基本满足规范要求。式(4)计算得到的临界搭接长度为 13.0*d*,根据式(4)设计的试件也可满足规范对高应力反复拉压下残余变形的要求。

- 转化为受压。
- (6)基于钢筋-混凝土黏结应力曲线,分析套筒纵向压应力分布及发展过程。搭接长度较小时,加载前期套筒纵向受压、加载后期套筒纵向受拉,与试验结果吻合;随着搭接长度的增加,钢筋、套筒黏结应力分布有所变化,有待进一步研究。
- (7)采用灰色关联理论分析了 APC 接头各变量和黏结强度间的相关性,得出套筒简化含钢率与极限黏结强度相关性最大。引入灌浆缺陷系数 *ω*,提出极限黏结强度计算式及钢筋拉断临界搭接长度计算式,计算结果与试验结果吻合。

作者贡献声明:

- 余 琼:试验方案确定,试验操作,试验结果分析,公式推导与理论计算。
- 唐佩妍:试验操作,试验结果整理。
- 张星魁:试验方案确定,试验材料准备,试验设备联系。
- 范宝秀:试验方案确定、试验材料准备,试验设备联系。
- 张 志:试验方案确定,试验材料准备,试验设备联系。
- 陈振海:试验方案确定,试验材料准备,试验设备联系。

参考文献:

[1] LING J H, RAHMAN A B A, IBRAHIM I S, *et al.* Behaviour of grouted pipe splice under incremental tensile load

- [J]. Construction and Building Materials, 2012, 33: 90.
- [2] ALIAS A, ZUBIR M A, SHAHID K A, *et al.* Structural performance of grouted sleeve connectors with and without transverse reinforcement for precast concrete structure [J]. Procedia Engineering, 2013, 53: 116.
- [3] 刘洋, 张丽华, 朱清华, 等. 钢筋套筒灌浆接头力学性能试验研究[J]. 华北科技学院学报, 2018, 15(6): 80.
- LIU Yang, ZHANG Lihua, ZHU Qinghua, *et al.* Experimental study on mechanical properties of reinforcement sleeving grouting joint [J]. Journal of North China Institute of Science and Technology, 2018, 15(6): 80
- [4] 许成顺, 刘洪涛, 杜修力, 等. 高应力反复拉压作用下钢筋套筒灌浆连接性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(12): 178.
- XU Chengshun, LIU Hongtao, DU Xiuli, *et al.* Experimental study on connection performance of grouted sleeve splicing for rebars under high stress repeated tension-compression loading [J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(12): 178.
- [5] 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.
- [6] 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.* Tensile test of sleeve grouting lap joint under the influence of two factors [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(12): 34.
- [7] 余琼, 许雪静, 袁炜航, 等. 不同搭接长度下套筒约束浆锚搭接接头力学试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(9): 82.
- YU Qiong, XU Xuejing, YUAN Weihang, *et al.* Mechanical experimental study on sleeve binding slurry anchor lap joints with different lap lengths [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44(9): 82.
- [8] 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 Jiaqiu, YUAN Weihang. Ribbed steel bar and sleeve constraint grouting material stick performance test [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(12): 98.
- [9] 余琼, 张远明, 宫鑫, 等. 钢筋套筒灌浆对接与搭接接头力学性能对比[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 reinforced sleeve grouting butt joint and lap joint [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(8): 140.
- [10] 国家质量技术监督局. 水泥胶砂强度检验方法: GB/T 17671—1999[S]. 北京: 中国标准化出版社, 1999.
- State Administration of Quality and Technical Supervision. Test method for strength of cement mortar: GB/T 17671—1999[S]. Beijing: China Standardization Press, 1999.
- [11] 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 50081—2002 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
- Ministry of Construction of the People's Republic of China. Standard test method for mechanical properties of ordinary concrete: GB 50081—2002 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2003.
- [12] 余琼. 一种钢筋套筒灌浆搭接连接单向拉伸及往复拉压加载装置: ZL 2020 2 1155373.3 [P]. 2021-02-26.
- YU Qiong. A kind of single tensile and reciprocating tensile and compression loading device for reinforcement sleeve grouting lap connection: ZL 2020 2 1155373.3 [P]. 2021-02-26.
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢筋机械连接技术规程: JGJ107—2016[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical specification for mechanical joint of reinforcement: JGJ107—2016 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2016.
- [14] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete: ACI 318-11 [S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2011.
- [15] 徐有邻. 变形钢筋-混凝土黏结锚固性能的试验研究[D]. 北京: 清华大学, 1990.
- XU Youlin. Experimental study on bonding anchorage performance of deformed reinforcement and concrete [D]. Beijing: Tsinghua University, 1990.
- [16] 余琼, 王子沁, 白少华, 等. 套筒灌浆搭接接头拉伸试验及受力机理分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2021, 53(4): 96.
- YU Qiong, WANG Ziqin, BAI Shaohua, *et al.* Sleeve lap joint grouting tensile test and stress mechanism analysis [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2021, 53(4): 96.
- [17] 周秀文. 灰色关联度的研究与应用[D]. 长春: 吉林大学, 2007.
- ZHOU Xiuwen. Research and application of grey relation degree [D]. Changchun: Jilin University, 2007.
- [18] 许坤. 套筒尺寸对套筒灌浆搭接接头受拉性能影响试验[D]. 上海: 同济大学, 2018.
- XU Kun. Influence of sleeve section size on tensile performance of sleeve lapping connectors [D]. Shanghai: Tongji University, 2018.
- [19] 山显彬. 变形钢筋与自密实混凝土之间黏结锚固性能试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2008.
- SHAN Xianbin. Experimental study on bonding anchorage between deformed reinforcement and self-compacting concrete [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2008.