

活性粉末混凝土中带肋钢筋搭接性能试验研究

方志^{1,2} 陈潇¹ 张门哲³ 单韧¹

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南长沙 410082; 2. 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;
3. 湖北省交通投资集团有限公司, 湖北武汉 430074)

摘要: 为明确活性粉末混凝土 RPC (reactive powder concrete) 中带肋钢筋搭接连接的受力性能, 合理确定 RPC 中纵筋的搭接长度, 以纵筋搭接长度、RPC 强度、搭接钢筋净距和配箍率为试验参数, 对 39 个 RPC 中的钢筋搭接连接试件进行对拉试验, 获得各试验参数对 RPC 中带肋钢筋搭接连接性能的影响规律。结果表明: 对拉荷载作用下, RPC 中带肋钢筋搭接连接分别出现钢筋拔出和拉断两种破坏模式, 对于保护层厚度小于 2 倍钢筋直径的拔出破坏试件, 一般还伴随外围 RPC 劈裂裂缝的出现; 对于拔出破坏试件, 搭接区域的搭接强度随搭接长度增大而略有减小、随 RPC 强度和配箍率的增加而增大; 相较于搭接长度为 100mm 的试件, 搭接长度为 150mm 试件的搭接强度约减小 5%; 强度等级为 100MPa、120MPa 和 150MPa 的 RPC 与直径为 20mm 带肋钢筋间的搭接强度分别约为 17.5MPa、19.5MPa 和 21.1MPa; 相较于未配箍筋试件, 配箍率为 0.34% 和 0.75% 试件的搭接强度分别提高 7.8% 和 13.1%; 相较于钢筋净距为 20mm 试件, 净距为 0 和 40mm 试件的搭接强度分别约减小 5% 和 8%, 但净距 40mm 试件搭接强度的降低主要是由于试件 RPC 保护层厚度过小, 使得钢筋外围 RPC 产生劈裂所致。根据试验结果, 建立搭接区域钢筋表面搭接强度及临界搭接长度的计算公式, 并以该文及其他研究者的试验结果验证了所提公式的适用性, 据此可确定带肋钢筋在 RPC 中的临界搭接长度。

关键词: 活性粉末混凝土; 带肋钢筋; 搭接性能; 搭接强度; 临界搭接长度; 试验研究

中图分类号: TU375 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-131X(2019)03-0020-10

Experimental study on performance of lap-spliced ribbed steel bars in reactive powder concrete

Fang Zhi^{1,2} Chen Xiao¹ Zhang Menzhe³ Shan Ren¹

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. Hunan Provincial Key Laboratory for Wind Engineering and Bridge Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

3. Hubei Transportation Investment Group Co., Ltd., Wuhan 430074, China)

Abstract: In order to investigate the mechanical behavior of lap-spliced ribbed steel bars in RPC (reactive powder concrete) and determine the splice length of longitudinal steel bars reasonably, tensile tests were conducted on 39 specimens with lap-spliced ribbed steel bars in RPC and the test parameters include the splice length, RPC strength, clear space between the lap-spliced ribbed steel bars and stirrup ratio. The results show that: two failure modes, namely pullout and tensile fracture of the lap-spliced ribbed steel bars, were found for those specimens. For those specimens with cover thickness less than 2 times of the bar diameter and pullout failure mode, the splitting cracks may also be observed on the side surface of the RPC block. For those specimens with pullout failure mode, the splicing strength of the lap-spliced bars decreases slightly with the increase of the splice length, and increases with the increase of RPC strength and stirrup ratio. Compared with that of the specimen with splice length of 100mm, the splicing strength of the specimen with splice length of 150mm decreases about 5%; the splicing strength of lap-spliced ribbed steel bar of 20mm diameter in the RPC of

基金项目: 国家重点研发计划项目(2017YFC0703008)

作者简介: 方志, 博士, 教授

收稿日期: 2018-01-02

100MPa, 120MPa and 150MPa, are 17.5MPa, 19.5MPa and 21.1MPa, respectively; and the splicing strengths of the specimens with stirrup ratio of 0.34% and 0.75% increase by 7.8% and 13.1% respectively compared with that of the specimen without any stirrup; compared with the splicing strength of the specimens with clear space of 20mm between lap-spliced bars, the splicing strength may decrease about 7.8% and 13.1%, separately, for those specimens with clear space of 0 and 40mm. The equations of predicting the average splicing strength and the critical splice length of the lap-spliced bars were established based on the test results, and their feasibility was verified by the test results from the third party.

Keywords: RPC; ribbed steel bars; lap-spliced behavior; splicing strength; critical splice length; experimental study

E-mail: fangzhi@hnu.edu.cn

引 言

活性粉末混凝土 RPC (reactive powder concrete) 系基于最大密实度原理配制的一种超高性能混凝土,通过提高其组分的细度与活性、减少内部缺陷,以获得由其组分材料所决定的最大承载力及优异的耐久性。与普通混凝土相比, RPC 不含粗骨料(骨料最大粒径一般为 1.0mm 左右),此外,钢纤维的添加、超细颗粒硅灰和石英粉的使用以及一般采用湿热养护,使得其具有超高的抗压强度和较高的抗拉强度、良好的韧性、优异的耐久性、热养护后基本无收缩且徐变大幅降低等特征, RPC 也由此被归于超高性能混凝土范畴并被视为新一代水泥基材料^[1-4],在土木工程中具有良好的应用前景。有关 RPC 材料的国家标准《活性粉末混凝土》(GB/T 31387—2015)已颁布实施^[5],但目前国内尚无相应结构设计方面的国家规范。

配筋混凝土结构中钢筋的连接接长不可避免,一般有搭接、焊接和机械连接等连接方式,且以搭接连接最为简便。搭接连接通过搭接区域的混凝土来实现钢筋之间的应力传递。

目前对于普通混凝土中钢筋搭接连接性能的研究较为充分。徐有邻等通过 32 个钢筋搭接对拉试验和 8 个钢筋搭接梁试验,研究了搭接传力性能及其影响因素,提出了搭接强度和钢筋搭接长度计算公式^[6],并被现行的《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)所采用^[7]。赵培完成了 123 个约束浆锚搭接连接试件的对拉试验,获得了螺旋箍筋配箍率对钢筋搭接长度的影响规律^[8];徐港等通过锈蚀钢筋与混凝土搭接试件的对拉试验,研究了钢筋锈蚀对其搭接性能的影响^[9];姜洪斌等考虑钢筋直径、混凝土强度和搭接长度等因素完成了 108 个试件的

搭接试验,提出了考虑螺旋箍筋配筋率影响的纵筋搭接长度计算方法^[10];Aristizabal 等进行了 8 个钢筋搭接连接试件的拉压试验,研究了配箍率对搭接承载能力的影响^[11]; Mehmet Karatas 等通过不同硅灰含量自密实混凝土梁和普通混凝土梁的受弯试验,研究了硅灰含量对搭接性能的影响^[12]。

国内外对 RPC 中钢筋锚固性能的研究相对较为充分,但对搭接连接性能的研究尚才开始。

贾方方通过中心拔出试验,研究了钢纤维体积掺量为 0~2% 的 RPC 中,带肋钢筋的锚固性能,结果表明:黏结强度随钢纤维体积掺量的增加而增大,当黏结长度为 50mm 时,直径为 16mm 带肋钢筋在钢纤维体积掺量为 2%、强度等级为 150MPa 的 RPC 中的黏结强度为 38.12MPa^[13];刘旭冉的相应研究表明:当黏结长度为 80mm 时,直径为 16mm 带肋钢筋在钢纤维体积掺量为 1.5%、强度等级为 150MPa 高性能混凝土中的黏结强度为 30.13MPa^[14]。

Lee 基于 10 个采用搭接钢筋配筋的超高强度混凝土梁的受弯试验,研究了不同搭接长度对搭接性能的影响,结果显示:在钢纤维体积掺量为 2%、强度等级为 130MPa 的超高强度混凝土中,130mm 搭接长度对于 13mm 直径钢筋的搭接连接足够可靠^[15];Choi 等完成了 12 个复合纤维增强超高性能混凝土中钢筋搭接对拉试验,结果表明:在强度等级为 100MPa 的超高性能混凝土中,140mm 搭接长度可为直径为 16mm 钢筋提供可靠的传力搭接^[16]。

总之,目前国内外有关 RPC 中钢筋搭接连接性能的研究才刚起步, RPC 强度、搭接钢筋净距和配箍率等参数对搭接性能影响规律的研究尚未涉及,限制了 RPC 这种超高性能水泥基材料的工程应用。RPC 材料的组分、配制方式及性能与普通混凝土存在明显差异,其内纵向受力钢筋的搭接性能亦或有

所不同,因此有必要对 RPC 中钢筋的搭接性能进行研究。基于此,本文以搭接长度、RPC 强度、搭接钢筋净距和配箍率为试验参数,对 39 个钢筋搭接连接试件进行了对拉试验,以期获得这些试验参数对 RPC 中带肋钢筋搭接连接性能的影响规律,并借此合理确定相应的搭接长度,为相关设计规程的编制提供依据。

1 试验概况

1.1 试件设计

设计制作了 39 个 RPC 中的钢筋搭接试件,试验的主要参数为搭接长度、RPC 强度、搭接纵筋净距和配箍率。试件 RPC 块体部分的截面尺寸为 150mm×150mm,长度即为搭接长度,分别取值为 100mm、150mm 和 200mm; RPC 强度分别为 100MPa、120MPa 和 150MPa; 搭接纵筋净距 D 分为 0、 $d(20\text{mm})$ 和 $2d(40\text{mm})$,这里的 d 为搭接钢筋直径,搭接钢筋采用强度等级为 HRB400、直径为 20mm 的带肋钢筋; 箍筋采用强度等级为 HRB335、直径分别为 6mm 和 4mm 的带肋钢筋,对所有配箍

试件,箍筋间距均保持为 50mm,搭接长度 100mm、150mm 和 200mm 试件内的箍筋个数分别为 2 个、3 个和 4 个,同一搭接长度试件内的配箍率分别为 0、0.34%和 0.75%; 试件内的架立筋采用强度等级为 HRB335、直径为 6mm 的带肋钢筋。试件尺寸及配筋构造见图 1。

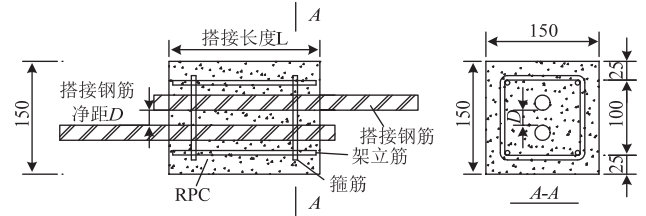


图 1 试件尺寸及配筋构造 (单位: mm)

Fig.1 Dimensions and reinforcements of specimens (unit: mm)

试件编号及主要参数见表 1。编号中 L、R、D 和 S 及其后的数字分别表示搭接长度、RPC 强度、搭接钢筋净距、配箍率,如试件编号 L100-R100-D1-S34 表示试件的搭接长度为 100mm、RPC 强度为 100MPa、搭接钢筋净距为 1 倍钢筋直径、配箍率为 0.34%。

表 1 试件参数及主要试验结果

Table 1 Parameters and main results of test specimens

序号	试件编号	L (mm)	D (mm)	f_{cu} (MPa)	ρ_v (%)	c (mm)	F_u (kN)	τ_u (MPa)	S_u (mm)	τ_{cu} (MPa)	F_r (kN)	τ_r (MPa)	$\frac{\tau_{cu}}{\tau_u}$	L_{cy} (mm)	L_{cu} (mm)	破坏模式	w (mm)
1	L100-R100-D0-S0	100	0	106.7	0	55	100.4	15.98	0.82	16.56	41.6	6.62	1.036	134.1	182.4	P	—
2	L100-R100-D0-S34	100	0	106.7	0.34	55	107.9	17.17	1.03	17.33	41.0	6.53	1.010	127.6	173.7	P	—
3	L100-R100-D0-S75	100	0	106.7	0.75	55	111.2	17.70	1.07	18.27	42.7	6.80	1.032	120.6	164.3	P	—
4	L100-R100-D1-S0	100	20	106.7	0	45	112.5	17.90	0.89	17.14	33.2	5.28	0.958	129.2	175.8	PS	3.31
5	L100-R100-D1-S34	100	20	106.7	0.34	45	115.3	18.35	0.76	18.00	33.9	5.40	0.981	122.5	166.9	PS	1.20
6	L100-R100-D1-S75	100	20	106.7	0.75	45	119.6	19.03	0.78	19.03	44.5	7.08	1.000	115.3	157.3	P	—
7	L100-R100-D2-S0	100	40	106.7	0	35	99.9	15.90	0.79	15.88	25.7	4.09	0.999	140.3	190.7	PS	3.29
8	L100-R100-D2-S34	100	40	106.7	0.34	35	103.9	16.54	0.73	16.74	32.9	5.24	1.012	132.6	180.3	PS	2.98
9	L100-R100-D2-S75	100	40	106.7	0.75	35	110.8	17.63	1.09	17.77	36.4	5.79	1.008	124.2	169.2	PS	2.65
10	L100-R120-D0-S0	100	0	130.4	0	55	114.6	18.24	0.79	18.31	45.7	7.27	1.004	120.3	163.9	P	—
11	L100-R120-D0-S34	100	0	130.4	0.34	55	118.1	18.80	0.78	19.16	49.5	7.88	1.019	114.4	156.1	P	—
12	L100-R120-D0-S75	100	0	130.4	0.75	55	125.0	19.89	1.33	20.19	53.8	8.56	1.015	108.0	147.6	P	—
13	L100-R120-D1-S0	100	20	130.4	0	45	119.4	19.00	0.9	18.95	40.9	6.51	0.997	115.8	158.0	PS	0.84
14	L100-R120-D1-S34	100	20	130.4	0.34	45	123.6	19.67	0.94	19.90	52.3	8.32	1.012	109.8	149.9	P	—
15	L100-R120-D1-S75	100	20	130.4	0.75	45	132.1	21.02	0.95	21.04	58.5	9.31	1.001	103.2	141.2	P	—
16	L100-R120-D2-S0	100	40	130.4	0	35	113.7	18.10	0.96	17.56	31.7	5.05	0.970	125.9	171.4	PS	3.34
17	L100-R120-D2-S34	100	40	130.4	0.34	35	114.5	18.22	1.09	18.50	35.0	5.57	1.016	118.9	162.1	PS	2.69
18	L100-R120-D2-S75	100	40	130.4	0.75	35	120.6	19.19	0.73	19.65	41.1	6.54	1.024	111.3	152.0	PS	1.32
19	L100-R150-D0-S0	100	0	157.1	0	55	124.4	19.80	0.89	20.10	51.8	8.24	1.015	108.6	148.3	P	—

续表 1

序号	试件编号	L (mm)	D (mm)	f_{cu} (MPa)	ρ_v (%)	c (mm)	F_u (kN)	τ_u (MPa)	S_u (mm)	τ_{cu} (MPa)	F_r (kN)	τ_r (MPa)	$\frac{\tau_{cu}}{\tau_u}$	L_{cy} (mm)	L_{cu} (mm)	破坏模式	w (mm)
20	L100-R150-D0-S34	100	0	157.1	0.34	55	133.9	21.31	0.87	21.03	53.1	8.45	0.987	103.3	141.3	P	—
21	L100-R150-D0-S75	100	0	157.1	0.75	55	137.5	21.88	0.79	22.16	60.1	9.57	1.013	97.4	133.5	P,Y	—
22	L100-R150-D1-S0	100	20	157.1	0	45	127.9	20.36	0.70	20.80	49.5	7.88	1.022	104.5	143.0	P	—
23	L100-R150-D1-S34	100	20	157.1	0.34	45	139.0	22.12	0.95	21.84	64.7	10.30	0.987	99.0	135.6	P,Y	—
24	L100-R150-D1-S75	100	20	157.1	0.75	45	146.7	23.35	0.92	23.10	65.7	10.46	0.989	93.1	127.7	P,Y	—
25	L100-R150-D2-S0	100	40	157.1	0	35	118.4	18.84	0.96	19.27	36.0	5.73	1.023	113.7	155.2	PS	3.27
26	L100-R150-D2-S34	100	40	157.1	0.34	35	127.0	20.21	0.73	20.31	42.8	6.81	1.005	107.3	146.7	PS	2.87
27	L100-R150-D2-S75	100	40	157.1	0.75	35	135.0	21.49	0.98	21.56	51.1	8.13	1.003	100.4	137.5	PS	2.64
28	L150-R100-D0-S34	150	0	106.7	0.34	55	154.3	16.37	0.80	16.76	58.6	6.22	1.024	127.6	173.7	P,Y	—
29	L150-R100-D1-S34	150	20	106.7	0.34	45	165.1	17.52	0.63	17.40	63.3	6.72	0.993	122.5	166.9	P,Y	—
30	L150-R100-D2-S34	150	40	106.7	0.34	35	149.7	15.88	0.81	16.18	56.2	5.96	1.019	132.6	180.3	PS,Y	0.34
31	L150-R120-D0-S34	150	0	130.4	0.34	55	176.2	18.70	0.74	18.53	70.7	7.50	0.991	114.4	156.1	P,Y	—
32	L150-R120-D1-S34	150	20	130.4	0.34	45	180.8	>19.18	0.45	19.24	—	—	—	109.8	149.9	B	—
33	L150-R120-D2-S34	150	40	130.4	0.34	35	168.4	17.87	0.69	17.89	62.1	6.59	1.001	118.9	162.1	PS,Y	0.19
34	L200-R100-D0-S34	200	0	106.7	0.34	55	181.9	>14.48	0.43	16.48	—	—	—	127.6	174.1	B	—
35	L200-R100-D1-S34	200	20	106.7	0.34	45	185.4	>14.75	0.38	17.11	—	—	—	122.5	167.3	B	—
36	L200-R100-D2-S34	200	40	106.7	0.34	35	178.4	>14.20	0.51	15.91	—	—	—	132.6	180.7	B	—
37	L200-R120-D0-S34	200	0	130.4	0.34	55	182.5	>14.52	0.40	18.21	—	—	—	114.4	156.4	B	—
38	L200-R120-D1-S34	200	20	130.4	0.34	45	172.7	>13.74	0.29	18.91	—	—	—	109.8	150.2	B	—
39	L200-R120-D2-S34	200	40	130.4	0.34	35	179.6	>14.29	0.54	17.59	—	—	—	118.9	162.4	B	—

注：表中 L 为搭接长度； D 为搭接钢筋净距； f_{cu} 为 RPC 立方体抗压强度； ρ_v 为配箍率； c 为搭接钢筋保护层厚度； F_u 为极限荷载； τ_u 为与 F_u 对应的搭接应力； S_u 为与 F_u 对应的加载钢筋自由端滑移量； τ_{cu} 为按式 (2) 计算的极限搭接应力； F_r 为残余荷载；取破坏前残余段内的荷载最小值； τ_r 为与 F_r 对应的搭接应力； L_{cy} 为按式 (5) 计算的临界屈服搭接长度； L_{cu} 为按式 (6) 计算的临界极限搭接长度。破坏模式中： P 为钢筋拔出破坏； PS 为伴随 RPC 劈裂的钢筋拔出破坏； B 为钢筋拉断破坏； Y 为钢筋屈服。 w 为卸载后试块表面的劈裂裂缝宽度。

1.2 材料力学性能

所用钢筋力学性能的测试结果如表 2 所示。RPC 的配合比（质量比）及实测抗压强度见表 3，其中钢纤维体积掺量为 2%；实测抗压强度为边长 100mm 立方体 28d 的抗压强度。采用的 RPC 是商品预混料，应用时仅通过改变水胶比来实现期望的不同强度。试件养护采用蒸汽湿热养护^[5]，试件成型 24h 后拆模，再采用 90℃蒸汽养护 48h 后冷却至室温。

1.3 加载方式与测点布置

采用单向拉伸的方法进行钢筋搭接性能试验，加载在专门加工制作的反力架上进行。为消除偏心对拉荷载产生的偏心影响，在反力架与试件两侧面间分别设置了限位钢垫板，并在钢垫板和钢反力架接触面间涂油以减小摩擦，使限位垫板仅约束试件在对拉偏心荷载下的转动，而不约束试件的纵向滑动，借此平衡偏心荷载产生的弯矩。加载设备采用 500kN 穿心式液压千斤顶，采用压力传感器控制荷

载大小。两根搭接钢筋的一端分别伸出加载钢架，并采用夹片式锚具锚固。在两根搭接钢筋的加载端和自由端均布置百分表，用于测量搭接钢筋滑移量，

表 2 钢筋力学性能

Table 2 Mechanical properties of reinforcements

钢筋型号	直径 (mm)	屈服强度 (MPa)	极限强度 (MPa)	屈服荷载 (kN)	极限荷载 (kN)
HRB400	20	433.0	577.0	136.0	181.3
HRB335	6	357.8	469.9	10.1	13.3
HRB335	4	364.7	481.3	4.6	6.0

表 3 RPC 配合比及抗压强度

Table 3 Mix proportion and compressive strengths of RPC

强度等级 (MPa)	水泥	硅灰	石英粉	石英砂	减水剂	水胶比	实测抗压强度 (MPa)
RPC100	1	0.25	0.25	1.1	0.02	0.22	106.7
RPC120	1	0.25	0.25	1.1	0.02	0.20	130.4
RPC150	1	0.25	0.25	1.1	0.02	0.16	157.1

获取荷载-滑移曲线。在搭接钢筋加载端附近布置电阻应变片以测试加载过程中的钢筋应变。加载装置及测点布置如图 2 所示。

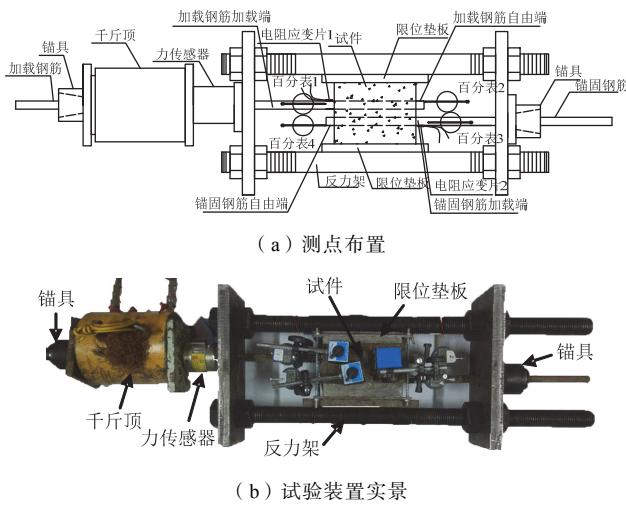


图 2 试验装置及测点布置图

Fig.2 Test setup and arrangement of measurement points

试验采用分级加载。极限荷载（加载过程中试件经历的最大荷载）前采用力控制，每级荷载增量约为 10kN，达到极限荷载后，随着位移的增加，荷载下降，此时改为位移控制加载，每级位移增量根据滑移的发展情况取值 0.5~1mm，直至加载钢筋自由端位移超过 15mm 左右为止。

2 试验结果及分析

定义试件受力过程中经历的最大荷载为极限荷载，与极限荷载对应的加载钢筋自由端滑移为极限滑移。根据试验量测的荷载值 F 及搭接长度 L ，采用式(1)计算搭接区钢筋表面的平均黏结应力(或称搭接应力)。

$$\tau = \frac{F}{\pi dL} \quad (1)$$

式中： F 为对拉荷载； d 为钢筋直径； L 为搭接长度。

主要试验结果见表 1。其中： F_u 为极限荷载； τ_u 为按式(1)计算的与 F_u 对应的平均搭接应力，对于发生钢筋拔出破坏的试件，则将其定义为黏结强度或搭接强度。

2.1 破坏模式

试验中出现了搭接钢筋拔出和拉断两种破坏模式，决定破坏形态的最主要因素是钢筋的搭接长度。当搭接钢筋的抗拔能力低于锚固钢筋的破坏力时即发生滑移破坏，反之，则发生钢筋拉断破坏。

2.1.1 拔出破坏试件的受力破坏特征

设计较小搭接锚固长度试件使其发生拔出破坏的主要目的是期望获得搭接钢筋表面的黏结强度或搭接强度。

所有搭接长度为 100mm 的试件及除 L150-R120-D1-S34 以外搭接长度为 150mm 的试件均发生钢筋拔出破坏，其中搭接钢筋净距为 2 倍钢筋直径试件、不配箍筋试件以及试件 L100-R100-D1-S34 还伴随有外围 RPC 劈裂裂缝的出现，分别如图 3 和图 4 所示。破坏时，带肋钢筋肋前的 RPC 在钢筋屈服之前即达到其剪压复合强度并随钢筋滑移被拔出体外。

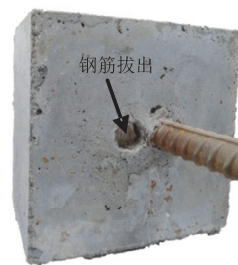


图 3 钢筋拔出破坏

Fig.3 Pullout failure of steel bar

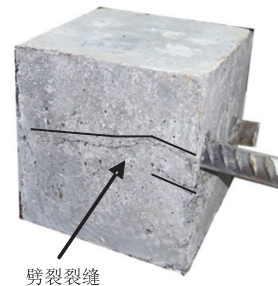


图 4 伴随劈裂的钢筋拔出破坏

Fig.4 Pullout failure with splitting cracks

试验完毕后测得的劈裂裂缝宽度见表 1，由于试验装置的限制，加载过程中无法测量裂缝宽度的发展。可见，箍筋的配置可有效降低劈裂裂缝宽度。出现劈裂裂缝的试件，是由于其保护层厚度仅为 $1.75d$ (35mm)、或保护层厚度为 $2.25d$ (45mm) 但不配箍筋的试件、或 RPC 强度和配箍率均较低的试件 L100-R100-D1-S34。对于出现劈裂裂缝的拔出破坏试件，由于 RPC 中钢纤维的存在，即使是不配箍筋，尽管在钢筋拔出过程中由于钢筋周围的径向力导致了 RPC 的开裂，但试件依然保持完整，未见因劈裂导致的破坏，峰值荷载后仍然具有图 5 所示较稳定的残余承载能力。从图 5 还可以看出：劈裂裂

缝出现前，拔出破坏时有裂缝试件 L100-R100-D1-S0 和 L100-R100-D1-S34 与无裂缝试件 L100-R100-D1-S75 的荷载-滑移曲线上升段基本一致，残余段接近平行、形态相近，但有裂缝试件在裂缝出现时即达到其抗拔承载能力且下降段较为陡峭，而无裂缝试件 L100-R100-D1-S75 达到其抗拔承载能力后下降段稍较平缓且极限荷载和极限滑移均有所提高。表明劈裂裂缝在试件接近其极限荷载时才产生，箍筋的适量配置可有效减小裂缝宽度甚至阻止裂缝的产生，RPC 中的钢纤维可起到类似箍筋的作用。

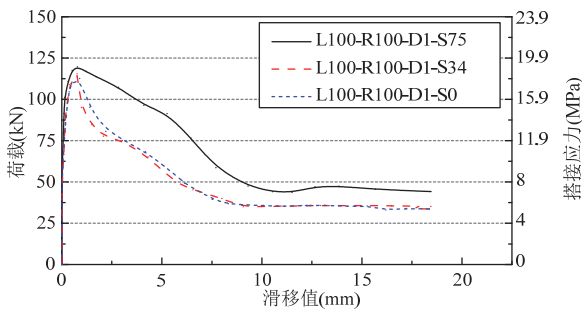


图 5 钢筋拔出破坏荷载-滑移曲线

Fig.5 Force-slip curves of specimens with pullout failure

2.1.2 钢筋拉断破坏试件的受力破坏特征

L150-R120-D1-S34 和所有搭接长度为 200mm 的试件均发生钢筋拉断破坏，破坏模式如图 6 所示。破坏时钢筋被拉断，钢筋滑移值较小，且试件表面未发现可见裂纹，典型的荷载-滑移曲线如图 7 所示。可知：加载初期 RPC 与钢筋表面的胶结力尚未破坏时，钢筋未发生明显滑移；随着荷载的增大，滑移缓慢增加，直至钢筋被拉断。极限荷载由钢筋的抗拉强度所决定，故各试件的承载能力相近。在搭接长度为 150mm 的试件中，仅有 L150-R120-D1-S34 试件发生拉断破坏，是由于在这组试件中，搭接钢筋净距为 1 倍钢筋直径时的搭接强度较高所致，也表明在 L150-R120-D1-S34 试件所处试验参数下，150mm 的搭接长度基本上是此时钢筋拉断的临界搭接长度。

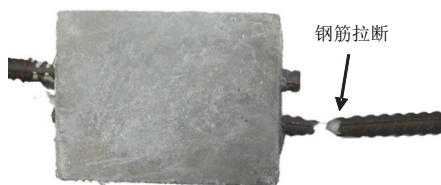


图 6 钢筋拉断破坏

Fig.6 Tensile fracture failure of steel bar

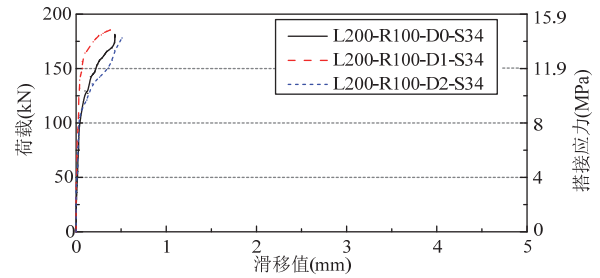


图 7 钢筋拉断破坏荷载-滑移曲线

Fig.7 Force-slip curves of specimens with tensile fracture failure of steel bar

2.2 RPC 中钢筋搭接性能影响因素分析

2.2.1 搭接长度的影响

图 8 和图 9 为搭接长度对搭接连接性能的影响比较。可见：随搭接长度的增加，极限荷载相应增加直至发生钢筋拉断破坏时的钢筋极限拉力。对于发生拔出破坏的试件 L100-R100-D0-S34 和 L150-R100-D0-S34，当搭接长度由 100mm 增加至 150mm 时，极限荷载增加 43%、搭接强度降低 4.7%、残余荷载增加 43%。对于发生拔出破坏的试件，随搭接长度的增加，实际上非均匀分布的搭接应力在更大的长度内被平均，使得基于平均意义上的搭接强度有所降低；而不同搭接长度试件在峰值点过后的残余强度相近，残余荷载的大小更多地取决于搭接长度，因此，残余荷载随搭接长度的增加而增加。

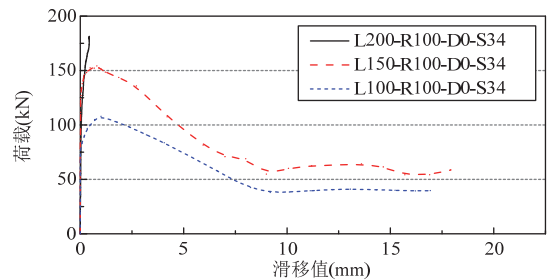


图 8 不同搭接长度下的荷载-滑移曲线

Fig.8 Force-slip curves of specimens with different splice lengths

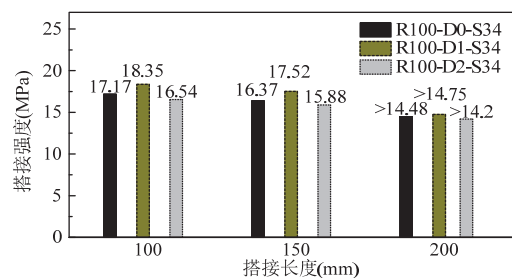


图 9 不同搭接长度下的搭接强度

Fig.9 Splicing strengths of specimens with different splice lengths

2.2.2 RPC 强度的影响

图 10 和图 11 为 RPC 强度对搭接连接性能的影响比较。可见：对于均发生拔出破坏的试件 L100-R100-D0-S75、L100-R120-D0-S75 和 L100-R150-D0-S75，随 RPC 强度的增加，极限荷载、搭接强度及残余荷载均相应增加。与 RPC 强度为 100MPa 的试件相比，强度为 120MPa 和 150MPa 试件的极限荷载和搭接强度分别提高 12.4%和 23.7%，残余荷载分别提高 26.0%和 40.5%。搭接强度的增加幅度与 RPC 立方体抗压强度平方根的增长幅度相近，而残余荷载的增大却与 RPC 立方体抗压强度的增长幅度相近。

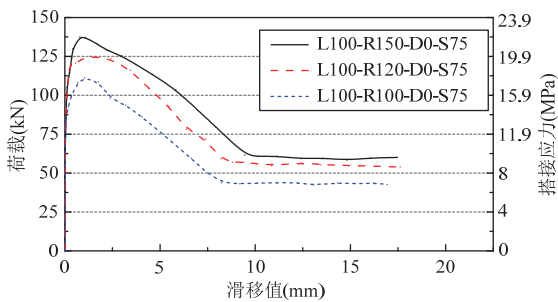


图 10 不同 RPC 强度下的荷载滑移-曲线

Fig.10 Force-slip curves of specimens with different RPC strengths

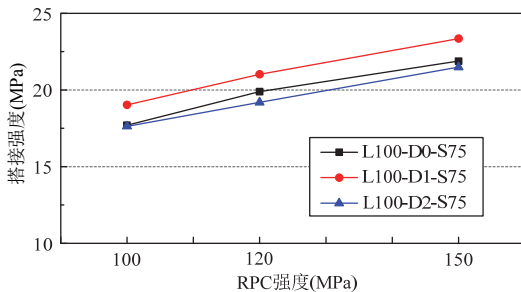


图 11 不同 RPC 强度下的搭接强度

Fig.11 Splicing strengths of specimens with different RPC strengths

2.2.3 配箍率的影响

图 12 和图 13 为配箍率对搭接性能影响的比较。可见：RPC 中钢筋搭接的极限荷载和搭接强度随配箍率的增大而增大。对于均发生拔出破坏且无表面裂缝的试件 L100-R150-D0-S0、L100-R150-D0-S34 和 L100-R150-D0-S75，与配箍率为 0 的试件相比，配箍率为 0.34%和 0.75%试件的极限荷载和搭接强度分别提高 7.6%和 10.5%，残余荷载分别提高 2.5%和 16%，而且，对于不同强度等级的 RPC，其影响规律相近。另由表 1 中伴随表面裂缝出现的

试件测试结果可知，裂缝宽度随着配箍率的增大而减小。箍筋的配置可增加钢筋周边 RPC 的环向刚度，对被拔出的核心 RPC 施加了一定的约束，从而增加了核心 RPC 的抗剪强度，限制了劈裂裂缝的产生和发展，进而使得极限荷载、搭接强度和残余荷载得以提高。

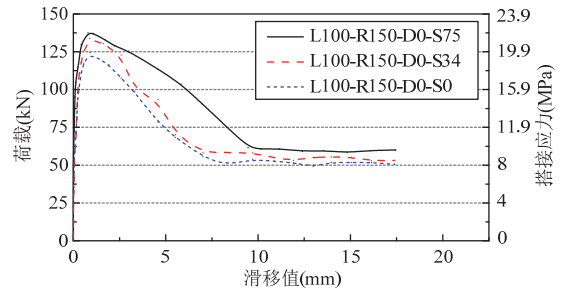


图 12 不同配箍率下的荷载-滑移曲线

Fig.12 Force-slip curves of specimens with different stirrup ratios

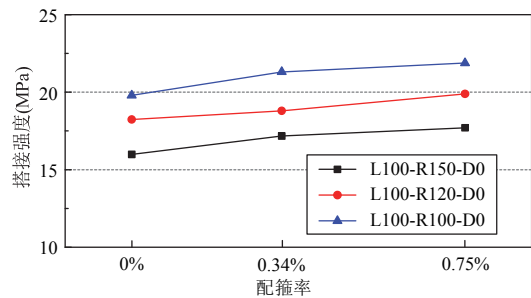


图 13 不同配箍率下的搭接强度

Fig.13 Splicing strengths of specimens with different stirrup ratios

2.2.4 搭接钢筋净距的影响

图 14 和图 15 为搭接钢筋净距对搭接连接性能的影响比较。可见：对于均发生拔出破坏的试件 L100-R150-D0-S34、L100-R150-D1-S34 和 L100-R150-D2-S34，与钢筋净距为 20mm (1 倍钢筋直径) 的试件相比，净距为 0 和 40mm 试件的极限荷载和搭接强度分别减小 5%和 8%，残余荷载分别减小 17.9%和 33.8%，而且，对于不同强度等级的 RPC，其影响规律相近。对于钢筋净距为 0 的接触搭接，RPC 未能完全包裹钢筋，导致其性能较净距 20mm 时的情形有所降低；而对于净距为 40mm 的非接触搭接，由于本文试件的截面尺寸均为 150mm，钢筋净距的增加使得纵筋保护层的厚度相应降低，因此，其性能的降低主要是由于 RPC 保护层厚度过小、导致钢筋外围 RPC 产生劈裂所致。实际上，如果钢筋的保护层足够，极限状态时无劈裂裂缝存在，则其

性能与净距20mm(1倍钢筋直径)时的情形相近^[17],因此,净距为40mm试件的结果实际上反映的是保护层厚度的影响。

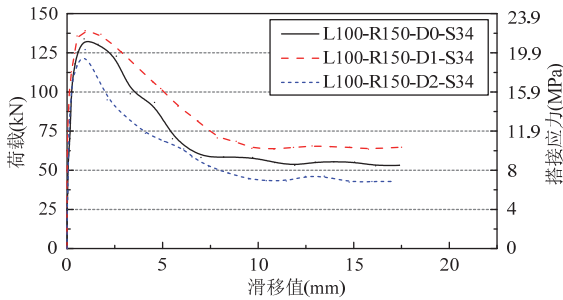


图14 不同搭接钢筋净距下的荷载-滑移曲线

Fig.14 Force-slip curves of specimens with different clear spaces between lap-spliced bars

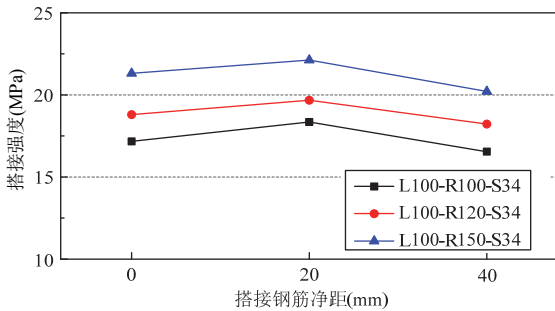


图15 不同搭接钢筋净距下的搭接强度

Fig.15 Splicing strengths of specimens with different clear spaces between lap-spliced bars

3 相关公式推导

3.1 搭接强度计算公式

基于前述的参数试验结果可知:影响RPC中纵筋搭接强度的主要因素包括纵筋搭接长度、RPC强度、配箍率、钢筋净距及保护层厚度等,与普通混凝土中的情形相近^[6]。因此,参考文献[6]普通混凝土中钢筋搭接强度公式形式,基于本文32个拔出破坏试件的试验结果,经参数拟合和识别后得到式(2)所示RPC中钢筋搭接强度 τ_u 的预测公式。

$$\tau_u = \alpha \left(1 + 0.55 \frac{d}{L} \right) \left(1 + 0.22 \frac{c}{d} + 0.22 \rho_v \right) \sqrt{f_{cu}} \quad (2)$$

式中: α 为搭接系数,非接触搭接时 $\alpha=1$,接触搭接时 $\alpha=0.9$; d 为搭接钢筋直径; L 为搭接长度; c 为保护层厚度; ρ_v 为配箍率; f_{cu} 为RPC立方体抗压强度。

式(2)的计算结果与和试验结果比较见表1,计算的搭接强度与试验搭接强度比值的平均值为1.005,标准差为0.101,吻合良好。

3.2 临界搭接长度

定义钢筋屈服与钢筋拔出破坏同时发生时的搭接长度为临界屈服搭接长度 L_{cy} 、钢筋拉断与钢筋拔出破坏同时发生时的搭接长度为临界极限搭接长度 L_{cu} 。则有:

$$\tau_u \pi d L_{cy} = f_y (\pi d^2 / 4) \quad (3)$$

$$\tau_u \pi d L_{cu} = f_u (\pi d^2 / 4) \quad (4)$$

式中: τ_u 为搭接强度,由式(2)确定; d 为搭接钢筋直径; L_{cy} 为临界屈服搭接长度; f_y 为搭接钢筋的屈服强度; L_{cu} 为临界极限搭接长度; f_u 为搭接钢筋的极限强度。将式(2)代入式(3)和式(4),则有:

$$L_{cy} = \frac{f_y d}{4\alpha \sqrt{f_{cu}} \left(1 + 0.22 \frac{c}{d} + 0.22 \rho_v \right)} - 0.55d \quad (5)$$

$$L_{cu} = \frac{f_u d}{4\alpha \sqrt{f_{cu}} \left(1 + 0.22 \frac{c}{d} + 0.22 \rho_v \right)} - 0.55d \quad (6)$$

将各试件参数代入式(5)和式(6)可计算得到各试件的临界屈服搭接长度和临界极限搭接长度,结果见表1。可知:计算的搭接长度均能切实反映各试件的破坏形态。

文献[15]完成了10个采用搭接钢筋配筋的超高强度混凝土梁的受弯试验。相关试验参数如下:搭接钢筋直径 $d=13\text{mm}$,屈服强度 $f_y=500\text{MPa}$,混凝土立方体抗压强度 $f_{cu}=135\text{MPa}$,保护层厚度 $c=33\text{mm}$,配箍率 $\rho_v=0$ 。结果表明:130mm的搭接长度对于直径13mm钢筋的搭接足够可靠,而搭接长度为70mm的试件则出现搭接破坏。由式(5)计算所得的临界屈服搭接长度 $L_{cy}=92.9\text{mm}$,介于70mm和130mm之间,与试验结果符合,验证了式(2)的适用性。

文献[13]的试验结果表明:直径为16mm带肋钢筋,锚固长度为50mm(3.125倍钢筋直径),在钢纤维体积掺量为2%、强度150MPa RPC中的黏结强度为38.12MPa;本文直径为20mm带肋钢筋,筋间距为0、接触搭接长度为100mm(5倍钢筋直径),与文献[13]一样不配箍筋时,其在钢纤维体积掺量为2%、强度为150MPa RPC中的搭接强度为19.8MPa,仅为文献[13]锚固黏结强度的52%。由此可推知:其他条件基本相同时,RPC中带肋钢筋的临界搭接长度约为其临界锚固长度的2倍。

文献[6]的研究结果表明:筋间距为0、直径

16mm 的 HRB335 带肋钢筋在配箍率为 0 和 0.33%、C30~C40 普通混凝土中的搭接强度为 3.69~4.78MPa; 本文试验结果表明: 筋间距为 0、直径 20mm 的 HRB400 带肋钢筋在钢纤维体积掺量为 2%、配箍率为 0 和 0.34%、RPC 强度等级为 100~150MPa 中的搭接强度为 15.98~21.31MPa。从总体平均意义上而言: 本文试验 RPC 强度等级约为文献[6]普通混凝土的 3.6 倍, 但 RPC 中带肋钢筋的搭接强度约为普通混凝土中带肋钢筋的 4.4 倍, 可见带肋钢筋在 RPC 中具有较好的搭接性能。

4 结 论

(1) 就所试验的情形而言, 当试件发生拔出破坏时, 搭接强度随 RPC 强度、配箍率的增加而增加, 随搭接长度的增加而降低。相较于 RPC 强度等级为 100MPa 试件, 120MPa 和 150MPa 试件的搭接强度分别提高 11.4%和 12.1%; 相较于未配箍筋试件, 配箍率为 0.34%和 0.75%试件的搭接强度分别提高 7.8%和 13.1%; 相较于搭接长度为 100mm 的试件, 搭接长度 150mm 试件的搭接强度约减小 5%; 相较于钢筋净距为 20mm (1 倍钢筋直径) 试件, 净距为 0 和 40mm 试件的搭接强度分别约减小 5%和 8%。但净距 40mm 试件搭接强度的降低主要是由于试件 RPC 保护层厚度过小使得钢筋外围 RPC 产生劈裂所致。

(2) 对于直径为 20mm 的 HRB400 带肋钢筋, 当筋间距为 0 时, 其在钢纤维体积掺量为 2%、强度等级为 150MPa 且不配箍筋 RPC 中的临界屈服搭接长度约为 $5.5d$ 、临界极限搭接长度约为 $7.5d$ 。

(3) 与既有文献的试验结果相比, 其他条件基本相同时, RPC 中钢筋接触搭接的搭接强度约为钢筋受拉锚固黏结强度的 52%; 带肋钢筋在 RPC100~RPC150 中的搭接强度约为 C30~C40 普通混凝土中搭接强度的 4.4 倍。

(4) 根据试验结果, 建立了搭接区域钢筋表面搭接强度及临界搭接长度的计算公式, 并以本文及其他研究者的试验结果验证了所提公式的适用性。据此可确定带肋钢筋在 RPC 中的临界搭接长度, 可供实际应用时参考。

参 考 文 献

[1] Richard P, Cheyrezy M. Composition of reactive powder concretes [J]. *Cement and Concrete Research*, 1995, 25(7): 1501-1511

- [2] Richard P, Cheyrezy M. Reactive powder concretes with high ductility and 200-800 MPa compressive strength [J]. *ACI Special Publication*, 1994, 114(24): 507-518
- [3] Bonneau O, Poulin C, Dugat J, et al. Reactive powder concretes: from theory to practice [J]. *Concrete International*, 1996, 18(4): 47-49
- [4] 郑文忠, 吕雪源. 活性粉末混凝土研究进展[J]. *建筑结构学报*, 2015, 36(10): 44-58 (Zheng Wenzhong, Lv Xueyuan. Literature review of reactive powder concrete [J]. *Journal of Building Structures*, 2015, 36(10): 44-58 (in Chinese))
- [5] GB/T 31387—2015 活性粉末混凝土[S]. 北京: 中国标准出版社, 2015 (GB/T 31387—2015 Reactive powder concrete [S]. Beijing: Standards Press of China, 2015 (in Chinese))
- [6] 徐有邻, 汪洪, 沈文都. 钢筋搭接传力性能的试验研究[J]. *建筑结构*, 1993, 15(3): 20-24
- [7] GB 50010—2010 混凝土结构设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010 (GB 50010—2010 Code for design of concrete structures [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010 (in Chinese))
- [8] 赵培. 约束浆锚钢筋搭接连接试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2011 (Zhao Pei. Experimental research on restraint grouting-anchoring overlap-joint of steel bar [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2011 (in Chinese))
- [9] 徐港, 王青, 卫军, 等. 锈蚀钢筋搭接性能试验研究[J]. *武汉大学学报: 工学版*, 2011, 44(6): 726-730 (Xu Gang, Wang Qing, Wei Jun, et al. Experimental study of behavior of lap splice of corrosive reinforcing bars in concrete [J]. *Engineering Journal of Wuhan University*, 2011, 44(6): 726-730 (in Chinese))
- [10] 姜洪斌, 张海顺, 刘文清, 等. 预制混凝土插入式预留孔灌浆钢筋搭接试验[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2011, 43(10): 18-23 (Jiang Hongbin, Zhang Haishun, Liu Wenqing, et al. Experimental study on plug-in filling hole for steel bar lapping of precast concrete structure [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2011, 43(10): 18-23 (in Chinese))
- [11] Aristizabal-Ochoa J D, Asce M. Earthquake resistant tensile lap splices [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1983, 109(4): 843-858
- [12] Mehmet K, Kazim T, Zulfu C. Investigation of bond between lap-spliced steel bar and self-compacting concrete: the role of silica fume [J]. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 2010, 37(3): 420-428
- [13] 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 bond properties between steel bar and reactive powder concrete [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2013 (in Chinese))
- [14] 刘旭冉. 150MPa 高性能混凝土与变形钢筋黏结锚固性能试验研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2015 (Liu Xuran. Experimental research on bonding properties between 150MPa high performance concrete and deformed bars [D]. Chongqing: Chongqing University, 2015 (in Chinese))

(下转第 49 页)

- (Yan Bo, Lin Xuesong, Luo Wei, et al. Research on dynamic wind load factors for windage yaw angle of suspension insulator strings [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(1): 221-227 (in Chinese))
- [11] 闵绚, 文志科, 吴向东, 等. 特高压长串绝缘子对风偏计算的影响研究[J]. 中国电力, 2014, 47(1): 28-34 (Min Xuan, Wen Zhike, Wu Xiangdong, et al. Research on the windage yaw calculation of UHV long insulator string [J]. Electric Power, 2014, 47(1): 28-34 (in Chinese))
- [12] Loredo-Souza A M, Davenport A G. The effects of high winds on transmission lines[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1998, 74/75/76: 987-994
- [13] 杨悦. 脉动风载下的输电线路风偏计算研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2015 (Yang Yue. Study on calculation of conductor swinging under fluctuating wind loads [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015 (in Chinese))
- [14] Aboshosha H, Damatty A E. Dynamic response of transmission line conductors under downburst and synoptic winds [J]. Wind and Structures, 2015, 21(2): 241-272
- [15] Haddadin S, Aboshosha H, Ansary El A E, et al. Sensitivity of wind induced dynamic response of a transmission line to variations in wind speed [C]// Canadian Society of Civil Engineers, 2016
- [16] 罗罡. 输电导线风偏精细化分析和等效静力风荷载研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2017 (Luo Gang. Refined analysis of wind-induced conductor swing and research of equivalent static wind loads on transmission lines [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2017 (in Chinese))
- [17] Nakayama M, Sasaki Y, Masuda K, et al. An efficient method for selection of vibration modes contributory to wind response on dome-like roofs[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1998, 73(1): 31-43

楼文娟 (1963—), 女, 博士, 教授。主要从事建筑结构与输电线路抗风等研究。

白航 (1993—), 男, 博士研究生。主要从事输电线路抗风研究。

杨晓辉 (1982—), 女, 博士, 教授级高级工程师。主要从事输电线路抗风研究。

罗罡 (1988—), 男, 博士, 工程师。主要从事建筑结构与输电线路抗风研究。

(上接第 28 页)

- [15] Lee J K. Bonding behavior of lap-spliced reinforcing bars embedded in ultra-high strength concrete with steel fibers [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2016, 20(1): 273-281
- [16] Choi W C, Jang S J, Yun H D. Bond and cracking behavior of lap-spliced reinforcing bars embedded in hybrid fiber reinforced strain-hardening cementitious composite (SHCC) [J]. Composites Part B Engineering, 2017, 108: 35-44
- [17] 方志, 梁栋, 蒋田勇. 不同黏结介质中 CFRP 筋锚固性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2006, 39(6): 47-51 (Fang Zhi, Liang Dong, Jiang Tianyong. Experimental investigation on the anchorage performance of CFRP tendon in different bond mediums [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39(6): 47-51 (in Chinese))

方志 (1963—), 男, 博士, 教授。主要从事桥梁与结构工程研究。

陈潇 (1993—), 男, 硕士研究生。主要从事桥梁工程研究。

张门哲 (1978—), 男, 硕士, 高级工程师。主要从事桥梁工程研究。

单韧 (1988—), 男, 博士研究生。主要从事结构工程研究。