

文章编号: 1000-4750(2020)04-0041-10

钢管活性粉末混凝土界面粘结强度计算方法研究

王秋维^{1,2}, 刘 乐^{1,2}, 史庆轩^{1,2}, 王 朋^{1,2}

(1. 西安建筑科技大学省部共建西部绿色建筑国家重点实验室, 西安 710055; 2. 西安建筑科技大学土木工程学院, 西安 710055)

摘 要: 为研究钢管活性粉末混凝土(RPC)的粘结滑移机理, 对 10 个钢管约束 RPC 试件进行单轴推出试验, 分析了试件的破坏特征、荷载-滑移曲线和钢管应变, 探讨了长径比、径厚比以及 RPC 强度的影响规律, 结果表明: 套箍系数较小时, 荷载-滑移曲线有明显的下降段, 较大时未出现下降; 粘结强度总体随径厚比的减小和长径比的增大而提高, RPC 强度的影响不明显; 当粘结应力达到粘结强度时, 钢管的横向变形系数超过泊松比, 其约束作用开始发挥。在此基础上, 建立了钢管内压力与粘结应力的关系, 并通过试验数据回归提出了钢管约束 RPC 粘结强度计算模型, 公式计算与试验结果符合较好。

关键词: 钢管组合柱; 活性粉末混凝土(RPC); 破坏机理; 界面粘结性能; 粘结强度计算

中图分类号: TU398

文献标志码: A

doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2019.04.0236

A CALCULATION METHOD OF THE INTERFACE BOND STRENGTH OF REACTIVE POWDER CONCRETE FILLED IN STEEL TUBES

WANG Qiu-wei^{1,2}, LIU Le^{1,2}, SHI Qing-xuan^{1,2}, WANG Peng^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Green Building in Western China, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;

2. College of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture & Technology, Xi'an 710055, China)

Abstract: To study the bond-slip mechanism of reactive powder concrete (RPC) filled in steel tubes, ten push-out tests were carried out on RPC filled in steel tube specimens. The failure patterns, load-slip curves and steel tube strains of specimens were analyzed. The effects of the length-diameter ratio, radius-thickness ratio and RPC strength on the bond strength are discussed. The results show that there is a sudden drop on the load-slip curves of specimens with small confinement coefficients, while the load capacity increases after the knee of the curves for specimens with large confinement coefficients. The bond strength basically increases with the decrease of the length-diameter ratio and the increase of the radius-thickness ratio. The effect of the RPC strength is not obvious. The steel tube begins to provide RPC confinement when the strain ratio $\varepsilon_{sh}/\varepsilon_{sv}$ of steel tube is larger than its Poisson's ratio. The relationship between the internal pressure of the steel tube and the bond stress is established, and the calculation method of the interface bond strength of RPC confined by steel tubes is proposed based on the experimental results. The calculated results are in good agreement with those of the model test.

Key words: concrete filled in steel tube columns; reactive powder concrete (RPC); failure mechanism; interfacial bond behavior; bond strength calculation

收稿日期: 2019-04-29; 修改日期: 2019-08-02

基金项目: 国家重点研发计划项目(2017YFC0703406)

通讯作者: 王秋维(1982—), 女, 陕西人, 副教授, 博士, 硕导, 主要从事钢-混凝土组合结构及其抗震研究(E-mail: wqw0815@126.com).

作者简介: 刘 乐(1994—), 男, 陕西人, 硕士生, 主要从事钢-混凝土组合结构研究(E-mail: liu_le115@163.com);

史庆轩(1963—), 男, 山东人, 教授, 博士, 博导, 主要从事混凝土结构及其抗震研究(E-mail: shiqx@xauat.edu.cn);

王 朋(1987—), 男, 山东人, 副教授, 博士, 硕导, 主要从事混凝土结构及其抗震研究(E-mail: jdwp0822@sina.cn).

随着超高层建筑及大跨结构的发展,现代工程结构对混凝土材料提出越来越高的要求,发展高性能混凝土已成为满足工程建设需要的基础和关键。活性粉末混凝土(Reactive Powder Concrete,简称 RPC)因其强度高、耐久性及体积稳定性优异等优点,大量应用于桥梁、房屋和修复加固等领域。但是,随着混凝土强度的提高,其脆性大的特点逐渐凸显,将 RPC 灌入钢管中组成钢管 RPC 复合结构,则 RPC 在受力过程中得到钢管约束,从而其延性有效提高^[1]。

粘结性能是钢管混凝土共同工作的基础,在有限元分析中,钢管与混凝土界面状况的真实模拟也对其粘结性能的研究提出了需求。目前国内外已对普通钢管混凝土的粘结滑移性能进行了较多研究,研究主要集中在粘结强度计算方法等方面^[2-6]。Tao 等^[2]通过圆钢管及方钢管混凝土的界面推出试验,分析了各参数对试件粘结性能的影响,并发现龄期及钢管截面尺寸的影响较大;Chen 等^[4]对不锈钢圆钢管混凝土进行了反复推出试验,分析了试件的粘结滑移行为及钢管表面的应变分布,发现现行设计规范不适用于不锈钢钢管混凝土粘结强度的计算;Qu 等^[3]通过钢管混凝土的反复推出试验,分析了钢管与混凝土之间的粘结应力组成,发现摩擦力及机械咬合力约占粘结应力的 95%,而化学凝胶力的贡献有限;康希良等^[5]将钢管混凝土简化为一维受力问题,推导了钢管应力、界面粘结应力和相对滑移之间的关系,提出了考虑位置变化的钢管混凝土粘结滑移本构关系;李小刚和童根树^[6]提出了钢管混凝土抗滑移刚度的概念,并推导了其在不同荷载作用下轴力、界面剪应力和相对滑移等的解析式。

然而, RPC 的配合比和受力性能与普通混凝土存在较大差别^[7],从而钢管 RPC 的粘结滑移机理与普通钢管混凝土不同,而这方面的研究较少。闫志刚等^[8]进行了 5 个钢管 RPC 反复推出试验,分析了不同养护制度对粘结强度的影响,发现自然养护条件下钢管 RPC 的粘结强度比蒸汽养护时低;柯晓军等^[9]进行了含有 4 个钢管高强混凝土的推出试验,以混凝土强度与钢管粘结长度为参数,发现荷载-滑移曲线均没有明显的峰值点;黄文金等^[10]进行了 27 根钢管 RPC 试件的推出试验,发现其粘结滑移性能与普通钢管混凝土存在较大差别。基于此,本文以钢管径厚比、长径比及 RPC 抗压强度为主要参数设计了 10 个圆钢管 RPC 试件,通过单轴推出试

验探索其粘结滑移性能,建立钢管内部压力和粘结应力的关系,提出钢管 RPC 界面粘结强度的计算方法,所得成果为钢管活性粉末混凝土的工程应用提供一定参考。

1 试验概况

1.1 试件设计

设计 10 个圆钢管 RPC 试件,采用推出试验研究钢管与 RPC 的界面粘结性能,推出试验是在一端加载钢管,另一端加载混凝土,通过剪力使钢管与核心混凝土之间产生滑移。试件主要变化参数包括钢管径厚比、长径比及核心 RPC 的抗压强度。

钢管直径均为 133 mm,钢管厚度有 4 mm、6 mm、8 mm 三种,对应的径厚比分别为 33.25、22.16、16.63;试件长度分为 450 mm、550 mm 两种,对应的长径比分别为 3.37 和 4.12。通过调整养护制度和配合比,拟使 RPC 立方体抗压强度实测值达到 140 MPa、120 MPa、100 MPa 三档。试件具体参数如表 1 所示。

表 1 试件参数汇总

编号	$D \times t \times l$ mm ³	径厚比 D/t	长径比 l/D	RPC 立方体抗压 强度 f_{cu} /MPa	套箍系数 ξ
A4-1	133×4×450	33.25	3.37	140	0.38
A4-2	133×4×550	33.25	4.12	140	0.39
A6-1	133×6×450	22.16	3.37	140	0.64
A6-2	133×6×550	22.16	4.12	140	0.62
A8-1	133×8×450	16.63	3.37	140	0.88
A8-2	133×8×550	16.63	4.12	140	0.88
B6-1	133×6×450	22.16	3.37	120	0.70
B6-2	133×6×550	22.16	4.12	120	0.70
C6-1	133×6×450	22.16	3.37	100	0.79
C6-2	133×6×550	22.16	4.12	100	0.79

注: 1) A、B、C 表示 RPC 的立方体抗压强度值分别为 140 MPa、120 MPa 和 100 MPa; 4、6、8 表示钢管厚度分别为 4 mm、6 mm 和 8 mm; 1、2 表示钢管长度分别为 450 mm 和 550 mm; 2) D 、 t 和 l 分别为钢管的外径、厚度和高度。

对于钢管混凝土,套箍系数 ξ 是一个重要的特征参数,其反映了组成钢管混凝土截面的钢材和混凝土的几何特征和物理特征的影响,套箍系数越大,表示截面中钢管的综合“占比”越大,钢管对核心混凝土的约束效应越强。表 1 中,套箍系数的表达式为 $\xi = A_s f_y / A_c f_c$,其中 A_s 和 A_c 分别为钢管和混凝土的截面面积, f_{cu} 和 f_c 分别为 RPC 实测立方体抗压强度和棱柱体抗压强度值^[11]。

1.2 试件制作

RPC 制备的基本原理为采用细骨料代替粗骨料, 添加高效减水剂及优化配合比, 通过不断提高密实度得到较高的强度。本文的 RPC 制备也遵循这

一原则, 其采用的主要原材料包括水泥、硅粉、石英粉、级配石英砂、钢纤维、高效减水剂、水等。通过前期试配及筛选^[7], 最终选取 2 种较稳定的配合比制备本次试验所需的 RPC, 如表 2 所示。

表 2 RPC 配合比
Table 2 Mix proportion of RPC

组别	组成材料/(kg/m ³)												
	水泥	硅粉	石英粉	细砂	中砂	粗砂	水	钢纤维	聚丙烯	减水剂	引气剂	水玻璃	NaOH
1	674.21	168.55	215.75	218.74	312.97	673.05	159.66	200	4.50	21.17	19.55	17.64	3.53
2	674.21	168.55	215.75	218.74	312.97	673.05	159.66	120	4.50	21.17	19.55	17.64	3.53

注: 水泥采用 P42.5 普通硅酸盐水泥; 细砂、中砂及粗砂均为石英砂; 聚丙烯纤维采用直径 0.031 mm、长 6 mm 左右, 抗拉强度大于 400 N/mm²。

试件制作时, RPC 按照设计配合比配制, 为防止试件晃动和钢管底部漏浆, 浇筑前用云母板和胶着剂封住钢管底部, 并放入木质模具内固定。浇筑时将制备好的混凝土灌入钢管, 不断插捣, 浇至试件长度 1/2 时, 将装在模具里的试件放在振动台上振动 3 min; 继续填入混凝土, 并不断振捣, 装填至距钢管上端 50 mm 时, 再放至振动台上振动 3 分钟。表面出浆并且无气泡冒出时, 将试件表面抹平并覆盖塑料膜在室内放置 24 h, 待 RPC 具有一定强度后进行下一步养护。

试件采用自然养护与热水养护 2 种养护制度: 自然养护采用塑料膜包裹, 放于温度为(20±3) °C 的室内环境下养护 28 d; 热水养护是先在室内放置 12 h 左右至初凝, 后放入恒温水箱(90±1) °C 养护 3 d, 然后取出试件放至室内环境下养护, 木质模具及养护水箱如图 1 所示。



(a) 木质模具 (b) 养护水箱
图 1 试件制作与养护

Fig.1 Specimen preparation and maintenance

1.3 材料力学性能

RPC 力学性能试验在西安建筑科技大学结构与抗震实验室 TYA-2000 型电液式压力试验机上进行。根据规范规定^[12], 分别采用 100 mm×100 mm×100 mm 立方体试块及 100 mm×100 mm×

300 mm 棱柱体试块测量 RPC 的立方体和棱柱体抗压强度, 每组 3 个试件, 测试结果取每组试件的平均值, 如表 3 所示。可见, 在热养条件下, RPC 的实测抗压强度稍低于设计值, 误差约为 1.5%~4.2%, 自然养护时实测立方体抗压强度高于设计值 5%, 误差在可接受的范围之内。

表 3 RPC 抗压强度
Table 3 Compressive strength of RPC

编号	配合比	养护方式	实测立方体	棱柱体抗压强度
			抗压强度 f_{cu} /MPa	f_c /MPa
A	1	热水养护	138	118
B	2	热水养护	115	104
C	1	自然养护	105	93

钢管采用 20#无缝圆钢管, 试验前对钢管内部进行了简单的手工打磨, 除去表面浮锈。试件所用钢材按规定留取材性样品。采用电子万能试验机和电子引伸计测定试样的屈服强度、极限强度和弹性模量等, 结果如表 4 所示。

表 4 钢材力学性能
Table 4 Mechanical properties of steel

钢管厚度	屈服强度	极限强度	弹性模量
t /mm	f_y /MPa	f_u /MPa	$E_s/(\times 10^5 \text{ N/mm}^2)$
4	320	451	2.1
6	328	462	2.0
8	340	491	2.1

1.4 加载装置

推出试验加载装置如图 2 所示, 试件在实验室 WAW1000 电液伺服试验机上进行加载, 通过静态数据采集仪记录试验数据, 试验机加载量程为 1000 kN。将试件预留空隙端朝下放置于下加载板上, 另一端与上加载板之间放置一个圆柱形钢垫板, 垫板直径略小于钢管内径, 加载压力由上端向

下传递, 上端加载内部 RPC, 下端加载钢管。试件加载前先进行对中, 然后进行找平, 保持试件上、下两端平齐。加载时均先预加 5 kN 荷载, 不记录数据, 使试验机上、下加载板、钢垫板、试件之间挤压密实; 试验机下加载板不动, 通过油泵控制上加载板的位移进行加载, 将 TDS-602 静态数据采集仪归零, 加载过程中每隔 2 s~3 s 记录一次数据。

试验采用位移控制进行加载, 加载速率为 0.2 mm/min, 本次试验加载至端部滑移量为 30 mm 时而停止加载, 原因在于此时荷载-滑移曲线基本保持水平, 钢管混凝土逐渐失去协同工作能力。

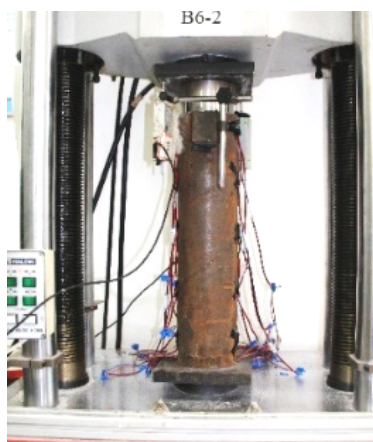


图 2 试验加载装置

Fig.2 Test loading device

1.5 测点布置

试验量测的主要内容包括试件加载端位移及钢管外壁的纵、环向应变。在试件加载端处对称布置两个位移计, 以测量加载端处核心 RPC 被钢垫块推出的位移, 如图 3(a)所示; 沿钢管外壁布置两竖排应变片, 每竖排均匀布置纵向和环向应变片各 5 个, 如图 3(b)所示, 应变片于养护结束后进行粘贴。

2 试验结果

2.1 破坏过程及及形态

试验结束后, 试件最终破坏形态如图 4 所示。总体而言, 试件外部破坏现象不明显, 主要表现为钢管表面有斜纹和没有斜纹两种, 各试件的主要破坏过程类似, 归纳如下。

加载初期, 钢管与核心 RPC 共同工作, 两者之间尚未发生相对滑动; 随着荷载增加, 位移计产生读数, 试件内部出现“哒哒”的声音, 加载端钢管与核心 RPC 之间发生微小滑动, 此时可认为界面胶着力破坏, 摩擦力及机械咬合力发挥主要作用^[12]。

随着加载端滑移量的逐渐增加, 大部分界面出现了相对滑移, 胶结力仅存在于试件中部未发生相对滑移的界面上, 此时荷载增长速率、应变增长速率变缓, 部分试件的钢管壁上开始出现受压斜纹。从外观来看, 除了可看到核心混凝土被推出之外, 试件基本没有较明显的破坏现象。推出后的试件较为完好, 钢管端部的内表面可以看到钢管与混凝土摩擦留下的痕迹。

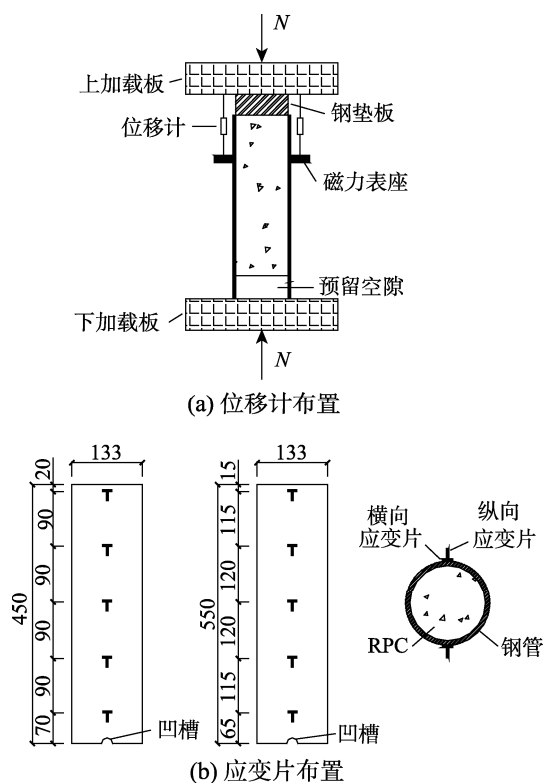


图 3 测点布置

Fig.3 Arrangement of measuring points

除试件 B6-1 与 C6-2 钢管表面有斜纹外, 其他试件的钢管表面均未出现斜纹现象, 对于这两个试件, 其表面较为粗糙, 考虑斜纹产生的原因为钢管应变值较大, 较大应变引起钢管的锈蚀表皮剥落, 从而出现肉眼可见的斜纹。

2.2 荷载-滑移曲线

试验所测试件的荷载-滑移曲线如图 5 所示, 图中 P 为试件的推出荷载, S 为加载端处测得的 RPC 滑移量, 实心点对应试件的粘结破坏荷载 P_u 。当曲线具有下降段时, 取峰值荷载为 P_u ; 当曲线无下降段时, 取第一拐点为 P_u , 因为此时滑移量数值较小, 在此之后的滑移量迅速增长, 而实际工程中通常不允许出现过大的滑移值。另外, 钢管厚度为 8 mm 的试件, 其曲线在拐点之后无下降段, 这是由于随

着钢管厚度增加,试件的粘结荷载随之提高,最终因达到压力机的上限而停止加载,此时仅部分试件

达到预定滑移量;试件 B6-2 在加载中产生了偏心现象,因而中途停止加载;其余试件均为正常加载。



图4 推出后试件破坏形态

Fig.4 Failure pattern of specimens after loading

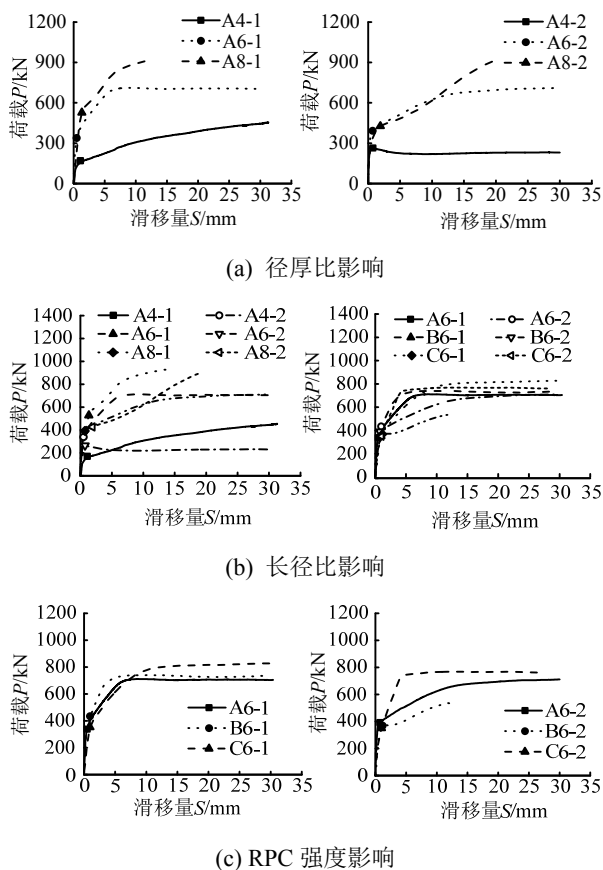


图5 荷载-滑移曲线

Fig.5 Load-slip curves

由图5可知:

1) 加载初期,曲线呈线性上升趋势,此时斜率较大,不同试件的曲线基本重合。随着荷载增加,荷载-滑移曲线总体分为3类:第1类存在明显的峰值荷载,如试件 A4-2、B6-2;第2类无明显峰值点

且后期曲线趋于水平,大部分试件属于此类;第3类无明显峰值点且荷载持续上升,如钢管厚度为8 mm的试件。总体来说,钢管厚度对曲线形状产生较大影响,钢管越厚其粘结荷载越大,进而使界面摩擦力增大。

2) 大部分试件在 P_u 后荷载先有较大幅度的上升,之后趋于水平。分析主要原因为,到达峰值荷载后,混凝土开始产生滑移,由钢管几何缺陷所造成的宏观机械咬合力逐渐发挥作用,机械咬合力与摩擦力的合力大于整体滑移之前的胶结力及摩擦力的合力,故荷载继续上升。

3) P_u 对应的滑移量 S_u 基本为1 mm左右,与普通钢管混凝土相比,钢管RPC曲线上升段刚度更大, S_u 相对较小。分析原因为,RPC与普通混凝土相比密度较大,弹性模量更大,达到破坏荷载 P_u 时核心RPC的变形量较小,从而测得的加载端滑移量也较小。

4) 其他条件相同时, P_u 随钢管径厚比的减小而增长,原因是径厚比越大,套箍系数越大,钢管的约束效应逐渐发挥,从而影响峰值荷载;除钢管厚度为4 mm的试件外,长径比变化时,曲线在 $S=2\text{ mm}\sim 8\text{ mm}$ 的范围内差异较大,之后界面剪力趋于常数,曲线变化趋于一致; P_u 随RPC强度改变并没有较大程度的变化,荷载后期曲线的走势较为一致。

2.3 粘结强度

与普通钢管混凝土类似,钢管与核心RPC之间的粘结强度 τ_u 可按式(1)计算^[5]:

$$\tau_u = \frac{P_u}{\pi D_0 l} \tag{1}$$

式中： P_u 为粘结破坏荷载； D_0 为圆钢管内径； l 为界面长度。通过式(1)可得各试件的粘结强度，如表 5 所示。由表 5 可知：

- 1) 试件的粘结强度约为 1.09 MPa~2.88 MPa，此值较普通钢管混凝土偏大，已有研究表明，普通圆钢管混凝土的粘结强度一般小于 1.5 MPa^[5]。
- 2) 径厚比减小，粘结强度提高较为明显；而长径比增加，试件的粘结强度总体有所下降。分析原因是长径比增加，界面面积增大，而在达到破坏时所需的推出力并未有太大增长，进而粘结强度总体下降。
- 3) 对比试件 A6-2、B6-2 和 C6-2，可发现粘结强度随 RPC 强度的下降而降低，但对于 A6-1、B6-1

和 C6-1 系列试件，这一规律并不明显。此种现象与粘结应力组成相关，摩擦力及机械咬合力约占界面粘结应力的 95%，而 RPC 强度与这 2 种应力关系不大，因此 RPC 强度对粘结强度的影响规律并不明显。

除此之外，套箍系数综合反映了钢管对内部混凝土的约束情况，分析可得套箍系数对试件粘结强度的影响情况，如图 6 所示。由图 6 可知，套箍系数越大，试件的粘结强度总体呈增大趋势，这是由于侧向约束力增加了界面摩擦力，从而使得破坏荷载和粘结强度均有所提高。另外可见，套箍系数相同时，试件的粘结强度也存在一定差异，产生这种现象一方面是由试验本身的误差(混凝土浇筑、加载环境等)引起，另一方面表明其他因素(如长径比、界面粗糙程度等)对粘结强度产生的影响不可忽略。

表 5 粘结强度及滑移量
Table 5 Bond strengths and slips of specimens

试件编号	径厚比 D/t	长径比 l/D	RPC 设计强度/MPa	套箍系数 ζ	破坏荷载 P_u /kN	粘结强度 τ_u /MPa	粘结破坏滑移 S_u /mm
A4-1	31.78	3.37	138	0.38	169.9	1.09	1.09
A4-2	31.78	4.12	138	0.39	264.4	1.36	0.73
A6-1	20.85	3.37	138	0.64	338.5	2.24	0.49
A6-2	20.85	4.12	138	0.62	391.8	2.07	0.70
A8-1	16.08	3.37	138	0.88	527.1	3.6	1.33
A8-2	16.08	4.12	138	0.88	426.3	2.32	1.9
B6-1	20.85	3.37	115	0.70	434.8	2.88	0.96
B6-2	20.85	4.12	115	0.70	368.9	1.95	1.16
C6-1	20.85	3.37	105	0.79	352.7	2.33	0.70
C6-2	20.85	4.12	105	0.79	350.0	1.85	1.01

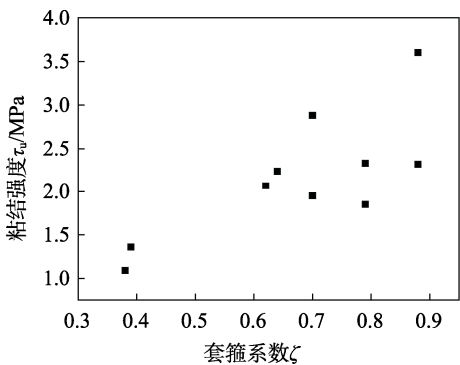


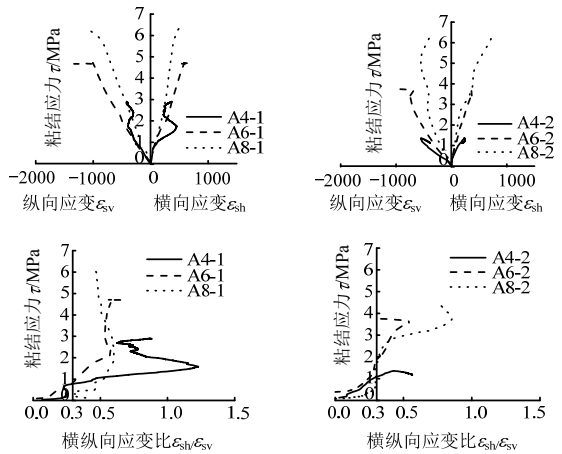
图 6 套箍系数对粘结强度的影响
Fig.6 Effect of confinement coefficient on bond strength

2.4 钢管应变

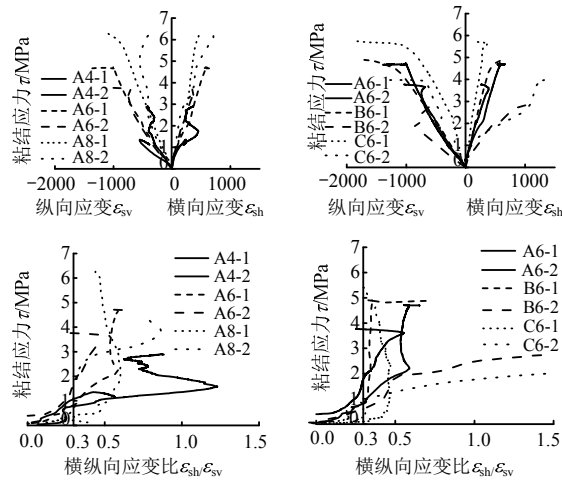
试件沿钢管外部均匀设置了纵、环向应变片，环向应变 ϵ_{sh} 与纵向应变 ϵ_{sv} 的比值可以反映钢管对

内部 RPC 的约束程度。由于篇幅限制，仅分析试件中部的钢管应变，建立平均粘结应力与中部钢管应变以及环、纵向应变比值 $\epsilon_{sh}/\epsilon_{sv}$ 的关系，如图 7 所示。由图 7 可知：

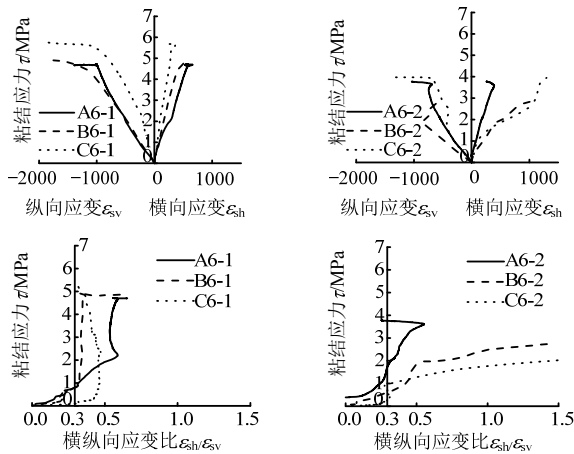
- 1) 加载初期，应变接近于线性增长，环、纵应变的比值均小于钢管的泊松比 0.3，此时钢管主要承担纵向力，钢管对核心 RPC 的约束作用并不明显；随着荷载增大，应变比值 $\epsilon_{sh}/\epsilon_{sv}$ 逐渐增加，其在加载后期超过了钢管的泊松比，可见钢管的约束作用在加载后期得到一定程度发挥。
- 2) 当粘结应力达到粘结强度时，大部分试件的横向变形系数 $\epsilon_{sh}/\epsilon_{sv}$ 超过了钢管的泊松比，因此认为在加载后期，钢管和内部 RPC 之间存在一定相互作用，但钢管提供侧向约束的区段在整个加载过程中所占比例较小。



(a) 径厚比影响



(b) 长径比影响



(c) RPC 强度影响

图 7 钢管应变曲线

Fig.7 Strain distribution of steel tubes

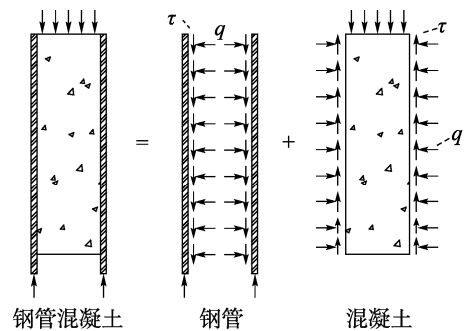
3) 与荷载-滑移曲线类似, 应变分布曲线的斜率随着钢管径厚比减小而增加, 长径比及 RPC 强度对曲线斜率的影响规律不明显。

4) 应变分布曲线均有比值 $\varepsilon_{sh}/\varepsilon_{sv}$ 突然减小的

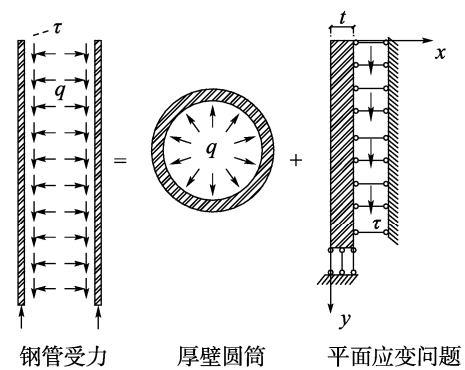
点, 对比可知, 此点对应荷载-滑移曲线的第二拐点, 此时 RPC 已开始了整体滑移, 试件内部积蓄的能量随着滑移增加而得到释放, 从而引起钢管约束效应的降低。

3 钢管受力分析

钢管与混凝土之间存在着复杂的压力及粘结应力, 推导合理的钢管空间受力公式, 对于研究推出试验中各内力及外力变化较为重要。假设混凝土对钢管产生的压力及粘结应力均匀分布于钢管内侧, 这样钢管受力就简化为空间轴对称问题。解决空间轴对称问题的关键是找到位移函数^[13], 由于寻找位移函数存在难度, 本文将钢管受力分解为厚壁圆筒问题及沿钢管长度方向切开的平面应变问题, 如图 8 所示。在空间轴对称问题中, 环向位移为零, 垂直于环向的切应力均为零, 在沿环向极小的微段内, 钢管可以近似看作一个正六面体, 从而简化为平面应变问题。



(a) 钢管RPC受力



(b) 钢管受力

图 8 钢管 RPC 受力分析

Fig.8 Stress analysis of RPC filled in steel tubes

以下对平面应变问题进行求解, 如图 8(b)所示, 弯曲应力主要与截面的弯矩有关, 剪应力主要与截面的剪力有关, 而挤压应力主要与横向荷载有关,

由于剪应力沿 y 方向没有变化, 则设:

$$-\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} = \tau_{xy} = f(x) \quad (2)$$

由此得到应力函数:

$$\Phi = y \cdot \int f(x) dx + \int f_1(x) dx + f(y) \quad (3)$$

应力必须满足相容方程:

$$\frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \Phi}{\partial y^4} = 0 \quad (4)$$

其中:

$$\begin{cases} \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^4} = y \cdot \frac{d^3 f(x)}{dx^3} + \frac{d^3 f_1(x)}{dx^3} \\ \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^2 \partial y^2} = 0 \\ \frac{\partial^4 \Phi}{\partial y^4} = \frac{d^4 f(y)}{dy^4} \end{cases} \quad (5)$$

将式(5)代入式(4)可得:

$$y \cdot \frac{d^3 f(x)}{dx^3} + \frac{d^3 f_1(x)}{dx^3} + \frac{d^4 f(y)}{dy^4} = 0 \quad (6)$$

对式(6)进行求解得:

$$\begin{cases} \int f(x) dx = Ax^3 + Bx^2 + Cx \\ \int f_1(x) dx = Dx^4 + Ex^3 + Fx^2 \\ f(y) = -Dy^4 + Gy^3 + Hy^2 \end{cases} \quad (7)$$

进一步将式(7)代回应力函数式(3)可得:

$$\Phi = y \cdot (Ax^3 + Bx^2 + Cx) + Dx^4 + Ex^3 + Fx^2 - Dy^4 + Gy^3 + Hy^2 \quad (8)$$

求得各应力分量为:

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = -12Dy^2 + 6Gy^2 + 2H \\ \sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} = y \cdot (6Ax + 2B) + 12Dx^2 + 6Ex^2 + 2F \\ \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} = -(3Ax^2 + 2Bx + C) \end{cases} \quad (9)$$

为求出式(9)中的各项系数, 需代入相应的边界条件, 将主要边界条件 $\tau_{xy}(x=0) = 0$ 、 $\tau_{xy}(x=t) = \tau$ 和 $\sigma_{x(x=0)} = 0$ 代入可得:

$$\begin{cases} C = D = G = H = 0 \\ 3At^2 + 2Bt = -\tau \end{cases} \quad (10)$$

将次要边界条件代入可求得系数:

$$\begin{cases} 3Et^2 + 2Ft = 0 \\ 2Et^3 + Ft^2 = 0 \\ At^3 + Bt^2 = 0 \end{cases} \rightarrow \begin{cases} A = -\tau / t^2 \\ B = \tau / t \\ E = F = 0 \end{cases} \quad (11)$$

将各系数代入式(9)求得部分应力的解为:

$$\begin{cases} \sigma_x = 0 \\ \sigma_y = \frac{2\tau y}{t} \left(1 - \frac{3x}{t} \right) \\ \sigma_z = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) = \frac{\tau y}{t} \left(1 - \frac{3x}{t} \right) \end{cases} \quad (12)$$

将式(12)与弹性力学厚壁圆筒问题的解统一坐标系并叠加之后, 得到钢管径向及环向应力的解, 见式(13), 此解表明了钢管内力与外力的关系, 即内压力 q 与平均粘结应力 τ 的关系, 其为后续粘结强度的计算提供了基础。

$$\begin{cases} \sigma_r = -q \cdot \left(\frac{b^2}{r^2} - 1 \right) / \left(\frac{b^2}{a^2} - 1 \right) \\ \sigma_\phi = q \cdot \left(\frac{b^2}{r^2} + 1 \right) / \left(\frac{b^2}{a^2} - 1 \right) + \frac{\tau z}{t} \cdot \left[1 - \frac{3}{t}(b-r) \right] \end{cases} \quad (13)$$

式中: σ_r 为钢管径向应力; σ_ϕ 为钢管的环向应力; q 为钢管内表面的压力; τ 为钢管内表面的平均粘结应力; r 为距钢管截面中心的距离, 取值在 a 与 b 之间, a 和 b 分别表示钢管内径和外径的一半; z 为距加载端的纵向距离; t 表示钢管厚度。

4 极限粘结强度计算

由空间轴对称物理方程可得钢管法向应力与环向应力表达式^[13], 如式(14)所示, 其中钢管应变采用试验实测值:

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{E}{1+\mu} \left(\frac{\mu}{1-2\mu} \theta + \varepsilon_r \right) \\ \sigma_\phi = \frac{E}{1+\mu} \left(\frac{\mu}{1-2\mu} \theta + \varepsilon_\phi \right) \end{cases} \quad (14)$$

式中, $\theta = \varepsilon_r + \varepsilon_\phi + \varepsilon_z$ 。将各试件的应变值代入式(14), 可得到对应的 σ_r 和 σ_ϕ 值, 再将其进一步代入式(13), 即求得各试件在加载过程中内压力 q 与粘结应力 τ 的关系, 如图 9 所示, 需要说明的是: 1) 当 $q < 0$ 时, 界面拉力对界面摩擦力没有贡献, 取 $q = 0$; 2) 试件 A8-1 的横向应变片在加载过程中损坏, 因此无 q 的计算值。

由图 9 可知, 粘结应力 τ 总体随 q 的增大而提高, 原因为摩擦力在钢管混凝土粘结应力中所占比

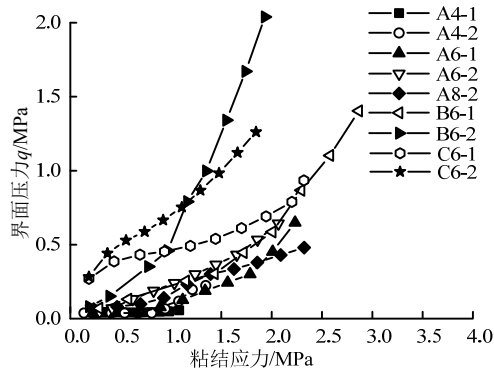


图9 内压力与粘结应力的关系

Fig.9 Relationship of internal pressure and bond stress

例较大, 而内压力又与摩擦力呈线性相关, 故增大界面压力会增大粘结强度。为便于分析, 近似认为 τ 与 q 呈线性关系, 由此建立表达式:

$$\tau_u = \alpha q_u + \beta \quad (15)$$

式中: q_u 为与极限荷载 P_u 对应的界面内压力; α 及 β 为待定常数, α 反映了压力 q_u 对粘结强度的影响程度, 其与钢管表面的粗糙程度相关。由薄壁钢管理论(受力简图如图 10 所示)得:

$$\sigma_{\varphi u} t = \frac{d_0}{2} q_u \rightarrow q_u = \frac{2\sigma_{\varphi u} t}{d_0} \quad (16)$$

式中: $\sigma_{\varphi u}$ 为达到极限荷载时的钢管环向应力; d_0 为钢管内径。

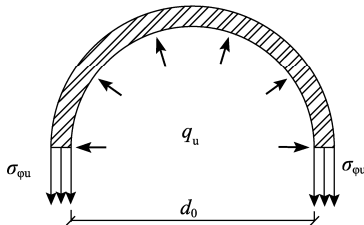


图10 薄壁圆筒受力示意图

Fig.10 Diagram of stress on thin-walled cylinder

将式(16)代入式(15), 并整理得:

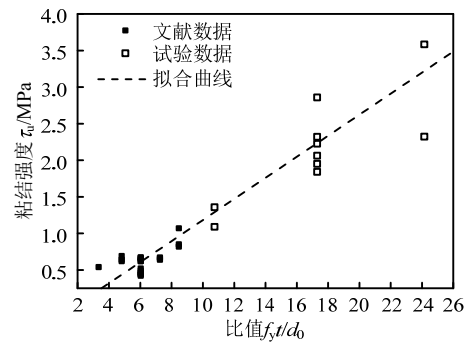
$$\tau_u = \alpha \frac{2\sigma_{\varphi u} t}{d_0} + \beta = \alpha \frac{2\gamma f_y t}{d_0} + \beta = k \frac{f_y t}{d_0} + \beta \quad (17)$$

式中, $k=2\alpha\gamma$, γ 为达到粘结强度时钢管对混凝土的约束效应。

由于本文试验数据有限, 综合文献[10]的试验结果, 绘制 τ_u 与 $f_y t/d_0$ 的关系, 如图 11 所示。采用 Wolfram Mathematic 软件对图中数据进行分析, 通过数值拟合的方法确定最优解, 最终所得粘结强度计算公式为:

$$\tau_u = 0.13 \frac{f_y t}{d_0} - 0.176 \quad (18)$$

为判断所提模型的精确程度, 采用式(18)对试验试件进行计算, 比较计算结果与试验数值相关系数的平方 R^2 , R^2 在 0~1, 越接近 1 拟合精度越高, 计算结果为 $R^2=0.90$ 。同时由式(18)可知, 粘结强度与试件径厚比呈负相关, 钢管的屈服强度对粘结强度也有一定影响, 屈服强度越大, 钢管的作用发挥越多, 对提高粘结强度起到有利作用。

图11 τ_u 与 $f_y t/d_0$ 关系曲线Fig.11 Relationship of τ_u and $f_y t/d_0$

5 结论

(1) 推出试件的破坏分为 2 种, 大部分试件钢管表面没有斜纹, 个别表面较锈蚀的试件出现斜纹; 推出后的试件整体较为完好, 钢管内表面可看到与混凝土摩擦留下的痕迹。

(2) 荷载-滑移曲线分为有下降段和无下降段两种, 取峰值荷载或第一拐点处的荷载作为试件的粘结破坏荷载; 钢管 RPC 的粘结强度较普通钢管混凝土更大, 粘结强度总体随径厚比及长径比的减小而增大, 随 RPC 强度的变化不明显。

(3) 根据弹性力学中的叠加原理, 将钢管空间轴对称受力模型分解为厚壁圆筒及平面应变问题, 并进行求解, 建立了钢管内力与外力的关系, 所提弹性解析式可为界面粘结滑移问题的求解提供参考。

(4) 钢管 RPC 界面的平均压力与粘结应力基本呈线性关系, 增大压力可以提高粘结应力, 在此基础上通过薄壁圆筒理论建立了粘结强度计算公式, 公式综合考虑了钢管约束作用对粘结强度的影响, 理论计算与试验结果吻合良好。

参考文献:

[1] 杨克家, 孙林柱, 李桅, 等. RPC 中空受压构件截面设计

- 及受力性能研究[J]. 工程力学, 2016, 33(5): 166—175.
- Yang Kejia, Sun Linzhu, Li Wei, et al. Cross section design of and mechanical performance investigation into RPC hollow members [J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(5): 166—175. (in Chinese)
- [2] Tao Z, Song T Y, Uy B, et al. Bond behavior in concrete-filled steel tubes [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016(120): 81—93.
- [3] Qu X, Chen Z, Nethercot D A, et al. Load-reversed push-out tests on rectangular CFST columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013(81): 35—43.
- [4] Chen Y, Feng R, Shao Y B, et al. Bond-slip behaviour of concrete-filled stainless steel circular hollow section tubes [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017(130): 248—263.
- [5] 康希良, 程耀芳, 张丽, 等. 钢管混凝土粘结—滑移本构关系理论分析[J]. 工程力学, 2009, 26(10): 74—78.
- Kang Xiliang, Cheng Yaofang, Zhang Li, et al. Theoretical analysis of bond-slip constitutive relationship for CFST [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(10): 74—78. (in Chinese)
- [6] 李小刚, 童根树. 考虑抗滑移刚度的钢管混凝土柱的荷载传递[J]. 工程力学, 2017, 34(11): 94—106.
- Li Xiaogang, Tong Genshu. Load transfer in concrete-filled steel tubular columns considering slip stiffness [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(11): 94—106. (in Chinese)
- [7] 王秋维, 王志伟, 陶毅, 等. 配合比及养护制度对活性粉末混凝土强度影响的试验研究[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2017, 49(3): 382—387.
- Wang Qiuwei, Wang Zhiwei, Tao Yi, et al. Experimental research on effect of mix ratio and curing system on the strength of reactive powder concrete [J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology (Natural Science Edition), 2017, 49(3): 382—387. (in Chinese)
- [8] 闫志刚, 安明喆, 吴捧捧, 等. 钢管活性粉末混凝土界面粘结强度试验研究[J]. 中国铁道科学, 2009, 30(6): 7—11.
- Yan Zhigang, An Mingzhe, Wu Pengpeng, et al. Experimental study of the bond strength at the interface of reactive powder concrete-filled steel tube columns [J]. China Rail Way Science, 2009, 30(6): 7—11. (in Chinese)
- [9] 柯晓军, 孙海洋, 陈宗平, 等. 钢管高强混凝土界面力学性能试验研究及黏结强度计算[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(增刊 1): 401—406.
- Ke Xiaojun, Sun Haiyang, Chen Zongping, et al. Interface mechanical behavior test and bond strength calculation of high-strength concrete filled circular steel tube [J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(Suppl 1): 401—406. (in Chinese)
- [10] 黄文金, 盛叶, 张正宾, 等. 钢管-钢纤维活性粉末混凝土界面黏结强度试验研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(增刊 1): 502—514.
- Huang Wenjin, Sheng Ye, Zhang Zhengbin, et al. Experimental study on bond strength of interface between steel fiber reinforced reactive powder concrete and steel tube [J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(Suppl 1): 502—514. (in Chinese)
- [11] 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)
- [12] Lü W Q, Han L H. Investigation on bond strength between recycled aggregate concrete (RAC) and steel tube in RAC-filled steel tubes [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019 (155): 438—459.
- [13] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2016: 226—251.
- Xu Zhilun. Theory of elasticity [M]. Beijing: Higher Education Press, 2016: 226—251. (in Chinese)