

文章编号: 1001-4888(2016)01-0057-10

角钢约束混凝土中长柱轴压力学 性能试验及承载力计算^{*}

陈宗平^{1,2}, 谭康豪¹, 徐金俊¹, 李卫宁^{1,3}

(1. 广西大学 土木建筑工程学院, 南宁 530004; 2. 广西大学 工程防灾与结构安全教育部重点实验室, 南宁 530004;

3. 广西交通职业技术学院, 南宁 530023)

摘要: 为了研究角钢约束混凝土中长柱在轴压荷载作用下的力学性能, 以长细比、缀板间距、混凝土强度等级为变化参数, 完成了 8 个试件的静力加载试验。通过试验观察了试件的破坏形态, 获取了其极限承载力、刚度、位移延性和耗能系数等力学性能指标; 分析了各变化参数对力学性能指标的影响, 利用统一强度理论、极限理论和叠加理论对试件的承载力进行计算。研究结果表明: 长细比越小越容易发生柱端破坏, 长细比加大后易发生柱中破坏; 减小缀板间距, 试件的极限承载力和变形能力均得到提高。随着混凝土强度等级的提高, 试件的极限承载能力和初始弹性刚度得以提高, 但位移延性和耗能能力有所降低。采用统一强度理论的计算值略大于试验值, 采用极限分析理论和叠加理论的计算值均小于试验值。

关键词: 角钢约束混凝土; 中长柱; 轴心受压; 力学性能; 承载力

中图分类号: TU375

文献标识码: A

DOI: 10.7520/1001-4888-15-059

0 引言

角钢约束混凝土柱是指将角钢外包于构件四角或二角, 以横向钢板为连接件将竖向角钢连成一型钢骨架, 并在骨架内浇筑混凝土而成的竖向承重构件, 以此来提高素混凝土构件的承载力和延性。此类结构形式的组合柱由角钢替代传统钢筋混凝土结构内部配置的纵向钢筋, 简化结构形式, 减少人工绑扎钢筋的程序, 能有效减少施工工期, 具有较大经济效益^[1]。

国内对于外包钢约束混凝土结构的研究开展较早, 卓尚木等^[2]对砖柱外包钢加固进行了轴心受力承重性能试验研究, 结果表明使用外包钢加固砖柱可有效提高其受压承载力和变形能力。张文福等^[3]对 10 个角钢约束混凝土短柱进行了轴压试验研究, 揭示了其破坏机理并建立了极限承载力计算方法。赵鸿铁^[4]完成了 9 根角钢箍或钢板箍的角钢混凝土柱在水平低周反复荷载作用下的抗震性能试验, 建立了此类构件斜截面承载力计算公式。国外对配置角钢的混凝土构件力学性能开展了一些研究, 早在 1980 年加拿大学者 Sheikh 等对配角钢空间桁架的型钢混凝土柱进行了静力试验, 获取了此类试件的承载力及变形性能指标^[5]。对于角钢外包混凝土构件的处理方式上, 目前大多以加固混凝土构件为主, 而对新建外包角钢约束混凝土构件的研究尚少, 所形成的计算理论也一直沿用加固规程的计算方法, 特别地, 针对构件长细比增加后的相关力学性能尚无明确的结论。因此, 有必要揭示此类构件的破坏机理。本文以此为出发点, 对 8 根外包角钢约束混凝土中长柱进行轴心受压试验, 在此基础上, 揭示了角

^{*} 收稿日期: 2015-04-16; 修回日期: 2015-06-21

基金项目: 国家自然科学基金项目(50908057)

通讯作者: 陈宗平(1975—), 男, 工学博士, 教授, 博士生导师, 主要从事再生混凝土结构、钢—混凝土组合结构、异形柱结构体系等研究。Email: zpcchen@gxu.edu.cn

钢约束混凝土中长柱的承载机理和变形性能,可为进一步研究工作提供参考。

1 试验概况

1.1 试件设计

以长细比 L/b 、缀板间距和混凝土强度等级为变化参数,设计了 8 根角钢约束混凝土中长柱试件。试件的长细比分别是 12.2 和 15;缀板间距分为 100mm 和 200mm;混凝土强度等级分 C30 和 C50 两种,截面尺寸均为 250mm×180mm,缀板和角钢采用焊接连接的形式,试件的几何尺寸标示见图 1,设计参数见表 1。

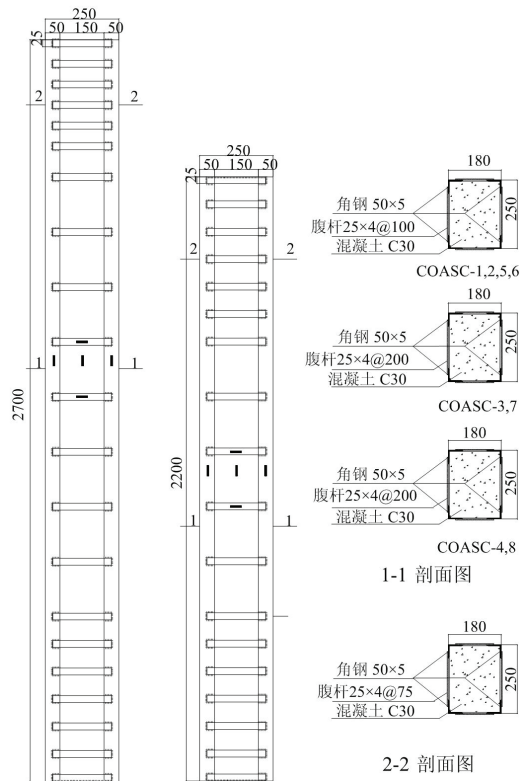


图 1 试件截面尺寸及测点布置
Fig. 1 Cross-sectional dimensions and measurement points of specimens

表 1 试件参数
Tab. 1 Details of specimens

试件编号	$L(\text{mm})$	L/b	$s(\text{mm})$	$f_{cu}(\text{MPa})$
COASC-1	2200	12.2	200	36.44
COASC-2	2200	12.2	200	36.44
COASC-3	2200	12.2	100	36.44
COASC-4	2200	12.2	200	42.16
COASC-5	2700	15	200	36.44
COASC-6	2700	15	200	36.44
COASC-7	2700	15	100	36.44
COASC-8	2700	15	200	42.16

注: $\lambda=L/b$ 为试件的长细比; L 为试件长度; b 为截面宽度; s 为试件的缀板间距; f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度。

表 2 钢材的材料特性
Tab. 2 Material properties of steel plates

钢材类型	屈服强度 $f_y(\text{MPa})$	极限强度 $f_u(\text{MPa})$	弹性模量 $E_s(\text{MPa})$
纵向角钢	330	426	1.99×10^5
腹杆扁钢	464	577	2.01×10^5

1.2 材料性能

钢材采用 Q235 钢,角钢 L 50×5,腹杆为 25mm×4mm 的扁钢,依标准试验方法测得钢材的力学性能指标,其值见表 2。每种混凝土强度等级下,试件浇筑时按标准试验方法预留 150mm×150mm×150mm 立方体标准试块 3 块,预留试块与试件同条件养护,其实测立方体抗压强度见表 1。

1.3 测量内容、加载及加载制度

试验测试内容包括:1) 试件的纵向变形和对应的荷载值,同时根据荷载—位移曲线,监测其破坏进展情况;2) 采集角钢的纵向应变以及缀板的横向应变,其测点布置见图 1。

试验采用 5000kN 四柱液压长柱压力机单调加载,使试件轴心受压。加载时,采用位移控制的加载制度进行全过程加载,直至试件破坏,其加载装置如图 2 所示。

2 试验结果与分析

2.1 破坏形态

试件的破坏与长细比有关,大致可分为两种破坏形态:柱端破坏和柱中破坏。

对于长细比为 12.2 的试件,主要发生柱端破坏,破坏过程为:加载初期荷载较小,试件处于弹性工作阶段,整个试件外形没有变化,继续加载至 $0.7P_u$,柱子端部混凝土表层有起皮现象,伴随着竖向裂缝的出现,并有轻微的噼啪声;荷载加至 $0.9P_u$ 时,混凝土脱落进一步加剧,从外表观察,角钢和缀板还没有明显的变形现象,荷载达到峰值 P_u ,因焊缝失效之故,端部附近的缀板脱离角钢;最后因混凝土压碎和角钢变形过大而宣告破坏。

长细比为 15 的试件发生破坏的位置在中部,破坏过程为:加载初期试件基本无变化,随着荷载的增大,试件中部的表层混凝土有轻微脱落,荷载加至 $0.7P_u$,裂缝在中部出现并向上、下延伸;荷载达到峰值 P_u 时,由于混凝土膨胀而挤压角钢和缀板,导致角钢与缀板之间的焊缝失效而使得缀板脱离角钢,角钢开始出现弯曲现象,同时混凝土也出现大量的脱落现象;最后因角钢出现严重的弯曲变形和混凝土压碎而停止试验。

2.2 荷载—位移曲线

图 4 所示为试件受力全过程轴向荷载—位移曲线。由图 4 可见,角钢约束混凝土轴压柱的轴向荷载—位移曲线形状基本一致。



图 2 试验装置
Fig. 2 Test setup



图 3 试件的破坏形态
Fig. 3 Failure modes of specimens

表 3 试验主要特征点参数
Tab. 3 The main parameters of the feature points

试件编号	P_u^T (kN)	Δ_p (mm)	$(EA)^T$ (kN)	Δ_y (mm)	Δ_u (mm)	μ	β
COASC-1	1535.5	8.460	222270	7.299	8.987	1.23	0.586
COASC-2	1716.0	9.340	244630	7.734	10.304	1.33	0.619
COASC-3	1898.5	9.250	272820	7.567	10.160	1.34	0.623
COASC-4	2028.5	6.510	343450	6.027	7.059	1.17	0.571
COASC-5	1951.5	10.040	248060	8.328	10.750	1.29	0.610
COASC-6	1967.5	10.380	242050	8.433	11.500	1.36	0.625
COASC-7	2020.5	9.780	267310	7.893	10.280	1.30	0.614
COASC-8	2382.5	8.690	307560	7.990	8.840	1.11	0.548

2.3 试件的特征点参数

试件的承载能力可由极限荷载来评定,变形性能主要以刚度、延性、耗能等指标来衡量,上述各指标主要根据试件的荷载—轴向位移曲线进行计算分析。表 3 给出了试件的极限承载力 P_u^T 、初始刚度 $K_e = (EA)^T$ 、延性系数 μ 、耗能系数 β 等特征点参数。其中:初始刚度 $(EA)^T$ 取荷载—位移曲线上段从

原点至 0.4 倍峰值荷载点的割线刚度;延性用位移延性系数($\mu = \Delta_u / \Delta_y$)表示, Δ_u 为取峰值应力下降到 85% 时对应点的位移值, Δ_y 为屈服位移值, 其取值参照“通用屈服弯矩法”确定;采用耗能系数 β 来评估试件的轴压耗能能力, 其值计算公式为:

$$\beta = \frac{S_{ODEC}}{S_{OABC}} \quad (1)$$

式中, S_{ODEC} 为荷载—位移曲线所包围的阴影部分的面积; S_{OABC} 为过峰值点和荷载峰值下降到 85% 时对应点的矩形所包围的面积(见图 5)。

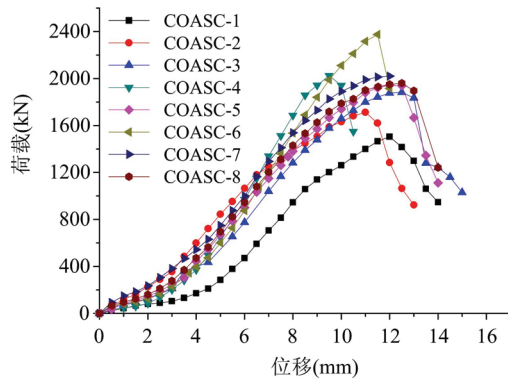


图 4 试件的轴向荷载—位移曲线

Fig. 4 Load-displacement curves

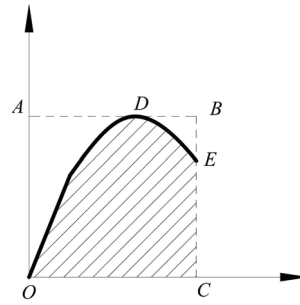


图 5 耗能计算示意图

Fig. 5 Energy dissipation calculation diagram

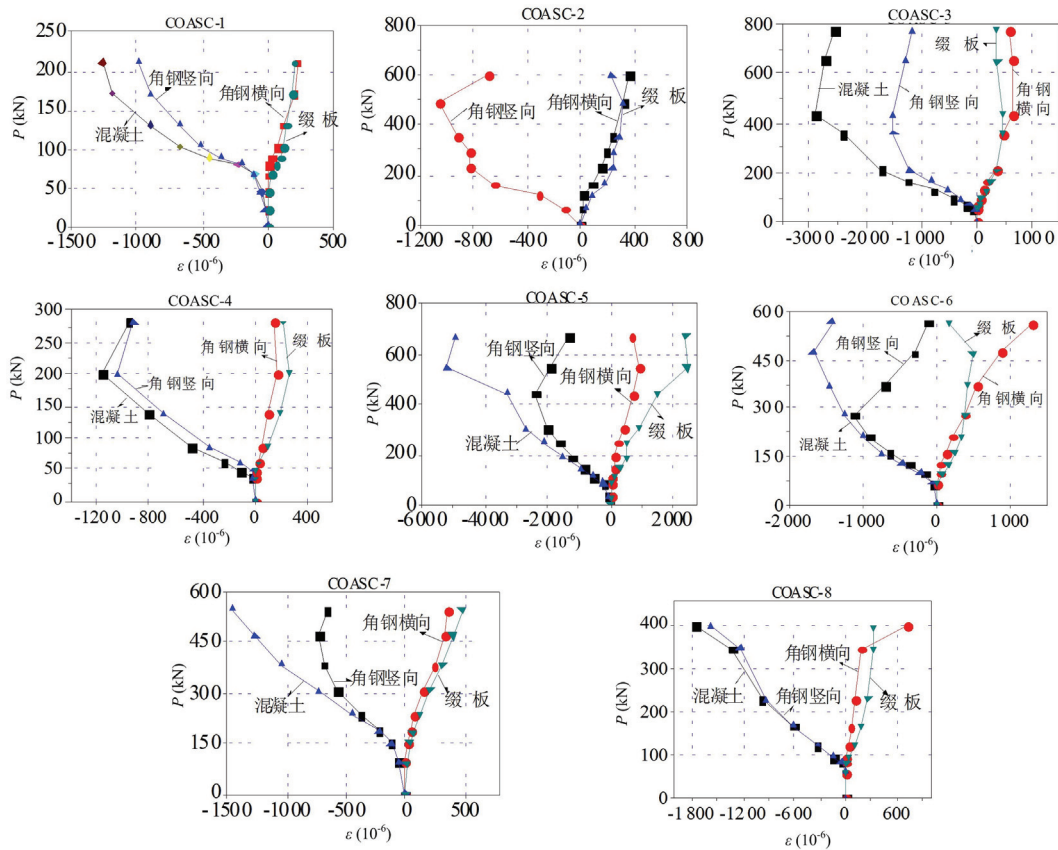


图 6 荷载—应变曲线

Fig. 6 Load-strain curves

2.4 荷载—应变曲线

图 6 给出了试件的轴向荷载—应变曲线。由图 6 可见, 以试件 COASC-4 为例描述试件的轴向荷

载—应变曲线变化规律,加载初期,竖向应变较小,混凝土和角钢协同工作,应变呈线性变化。当荷载增加至 $0.7P_u$ 时,曲线出现拐点,开始呈现非线性性质;当荷载达到 P_u 时,纵向角钢受压屈服、混凝土均全部或部分被压溃,但缀板未受拉屈服。

加载初期,缀板和角钢的横向应变较小,角钢对混凝土的约束作用较弱,随着荷载逐渐增大,混凝土的横向变形大于角钢的横向变形,混凝土开始挤压外包的角钢,使得缀板和角钢的横向变形加快,曲线微凸。随着环向应变的增大,外包角钢对核心混凝土的约束作用越来越强;当荷载达到 P_u 时,角钢屈服,缀板因混凝土膨胀而脱离角钢。

3 影响因素分析

3.1 缀板间距的影响

图7所示为同混凝土强度、同长细比,但缀板间距不同时的试件极限承载力分布。由图7可见,角钢约束混凝土试件的轴压承载能力随缀板间距的缩小而增长。当长细比为12.2时,试件COASC-3的极限承载力分别是试件COASC-1和试件COASC-2的1.24倍和1.11倍;当长细比为15时,试件COASC-7的极限承载力分别是试件COASC-5和试件COASC-6的1.04倍和1.03倍。显然,缀板之间的距离越小,其外在的角钢骨架对核心混凝土的约束效果越好。

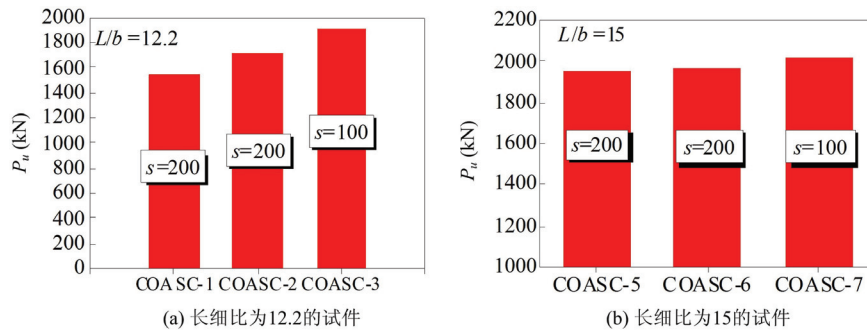


图7 缀板间距对试件极限承载力的影响

Fig. 7 Effect of batten plate spacing on bearing capacity

图8所示为同混凝土强度、同长细比,但缀板间距不同时的试件初始刚度分布。由图8可见,缀板间距缩小后,可提高角钢约束混凝土构件的轴压弹性刚度。这主要是由于缀板间距减小后,对内部混凝土的有效约束区扩大,延缓混凝土的开裂损伤所致。

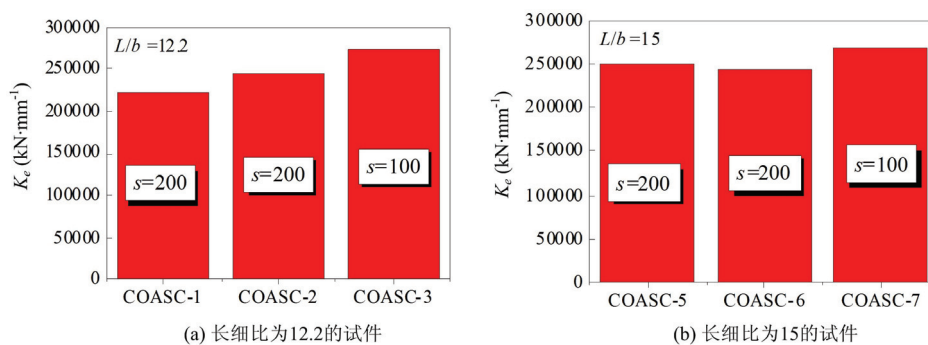


图8 缀板间距对初始刚度的影响

Fig. 8 Effect of batten plate spacing on elastic stiffness

图9所示为同混凝土强度、同长细比。但缀板间距不同时试件位移延性的分布。由图9可见,对于长细比为12.2的试件,其位移延性系数随着缀板间距的缩小而有所提高;而对于长细比为15的试件,试件COASC-7的位移延性系数介于试件COASC-5和试件COASC-6之间,但综合来看,缀板间距越小

越有利于提高试件变形性能。

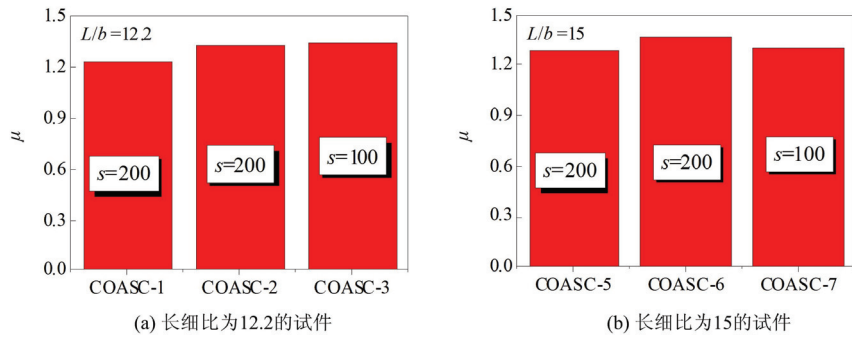


图 9 缀板间距对延性的影响

Fig. 9 Effect of batten plate spacing on ductility coefficient

图 10 所示为同混凝土强度、同长细比,但缀板间距不同时试件耗能能力的分布。由图 10 可见,缀板间距对试件耗能能力的影响类似于其对位移延性的影响。因此,总体而言,缀板间距的减小并不削弱角钢约束混凝土构件的轴压耗能能力。

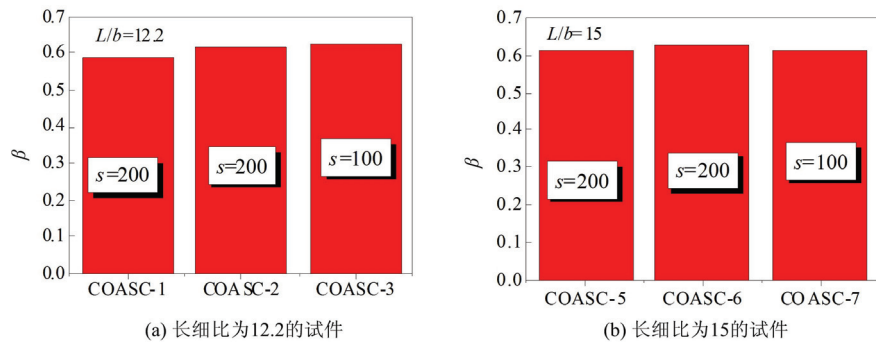


图 10 缀板间距对耗能的影响

Fig. 10 Effect of batten plate spacing on energy

3.2 混凝土强度等级的影响

图 11 所示为同长细比、同缀板间距下,混凝土强度等级对试件极限承载力的影响。由图 11 可见,随着混凝土强度等级的提高,角钢约束混凝土构件的轴压承载力变大。比较而言,C50 试件的承载能力是 C30 试件的 1.23 倍。

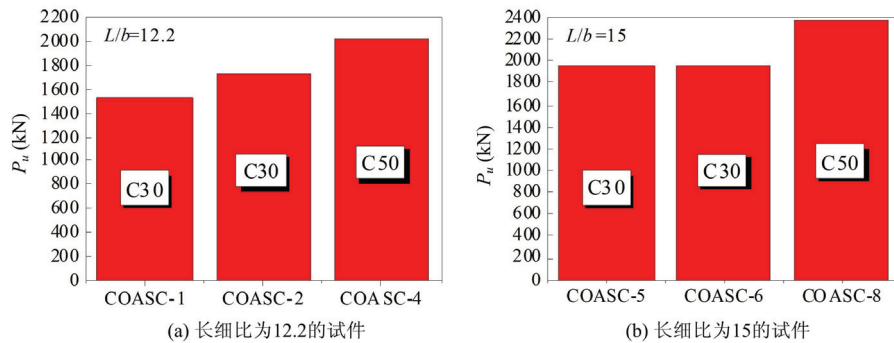


图 11 混凝土强度对试件极限承载力的影响

Fig. 11 Effect of concrete strength on bearing capacity

图 12 给出了当试件具有相同缀板间距和长细比,但混凝土强度等级不同时试件初始刚度的分布情

况。由图 12 可见,对于长细比为 12.2 的试件,混凝土强度等级为 C50 的初始刚度是混凝土强度等级为 C30 的 1.47 倍;对于长细比为 15 的试件,混凝土强度等级为 C50 的初始刚度是混凝土强度等级为 C30 的 1.26 倍。由此可知,增大角钢约束混凝土构件的混凝土强度有利于弹性阶段刚度的提高。

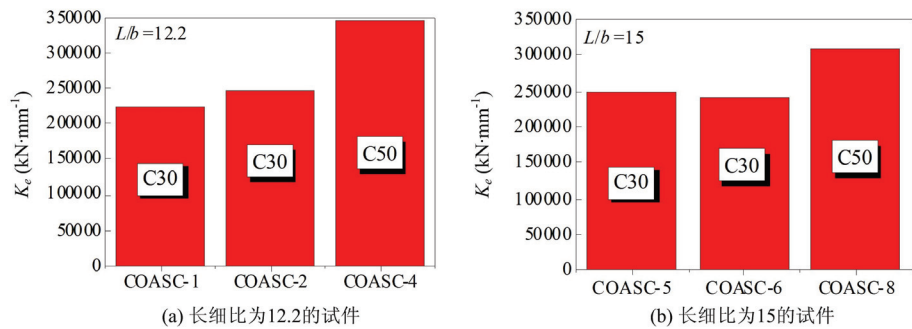


图 12 混凝土强度对初始刚度的影响

Fig. 12 Effect of concrete strength on elastic stiffness

图 13 给出了当试件具有相同缀板间距和长细比,而混凝土强度不同时其延性系数的分布情况。由图 13 可见,随着混凝土强度的增大,C50 试件的位移延性系数均小于 C30 试件的位移延性系数。这主要由于混凝土强度提高后引起混凝土性质变脆所致,因此试件在变形能力方面会有所降低。

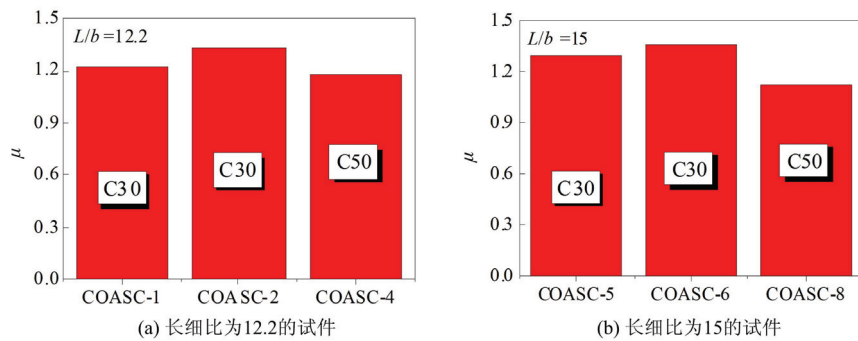


图 13 混凝土强度对延性的影响

Fig. 13 Effect of concrete strength on ductility coefficient

图 14 给出了当试件具有相同缀板间距和长细比,而混凝土强度不同时其耗能系数的分布情况。由图 14 可见,C50 试件的耗能能力比 C30 试件的差,这实质上与混凝土的脆性具有很大关联,混凝土强度的提高增大了其脆性,试件进入负刚度阶段后混凝土压碎剥落快而迅速,导致骨料间摩擦耗能减小,因此也削弱了试件的耗能能力。

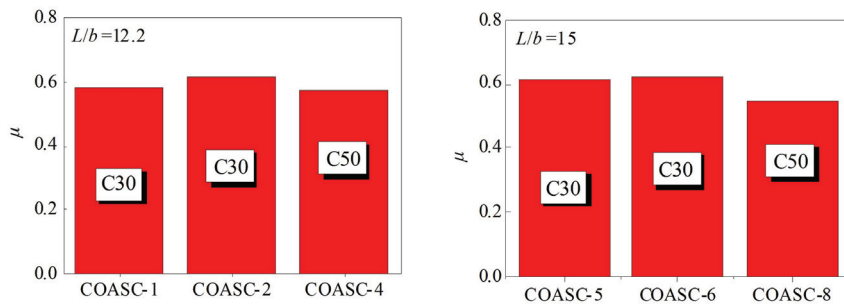


图 14 混凝土强度对耗能的影响

Fig. 14 Effect of concrete strength on energy

4 承载力计算

从本质上讲,角钢约束混凝土柱属约束混凝土构件的范畴,因此其承载力计算方法可借鉴有关约束混凝土构件的计算模型,用以探讨此类构件的承载能力,而相关计算模型如统一强度理论、极限分析法及叠加原理被广泛运用于钢管混凝土、FRP 约束混凝土、PVC 约束混凝土等构件中。根据角钢约束混凝土特点,可认为其为方钢管混凝土构件的一种特例,但是否可沿用钢管混凝土的计算理论,有待进一步明确。本文分别采用上述三种计算模型对角钢约束混凝土试件的承载力进行计算,探讨其适用性。

4.1 统一强度理论

统一强度理论认为钢与混凝土组合后其承载能力可视为由一种复合的单一材料提供,此类计算方法在钢管混凝土柱中已被证实具有很好的计算效果。基于统一理论的钢管混凝土构件计算模型^[6-8],其轴压承载力计算公式可表示如下:

$$N_u = A_{sc} \cdot f_{scy} \quad (1)$$

其中,

$$f_{scy} = (1.18 + 0.85\xi) \cdot f_c$$

式中, A_{sc} 为钢管混凝土横截面面积; f_{scy} 为钢管混凝土强度; ξ 为约束效应系数; f_c 为混凝土轴心抗压强度。

4.2 极限分析法

针对钢管约束的混凝土构件,赵鸿铁^[4]认为钢材的极限条件服从 Von Mises 屈服条件,混凝土强度提高系数是侧压指标 p/f_c 的一个函数,基于此,相应的计算公式可表示为:

$$N_u = \varphi_t A_c f_c (1 + 2\phi) \quad (2)$$

其中,

$$\varphi_t = 1 - 0.115 \sqrt{H/b - 4}, \quad \phi = \frac{A_s f_s}{A_c f_c}$$

式中, φ_t 为长细比影响的承载力折减系数; φ 为套箍系数; A_s 为钢管横截面面积; f_s 为钢材的抗拉强度; A_c 为核心混凝土横截面面积; f_c 为混凝土轴心抗压强度。

4.3 叠加原理

多数国内外现行规程采用叠加原理进行方钢管混凝土轴压承载力的计算,其实质为将钢管的承载力和混凝土的承载力叠加得到构件的承载力。

1) 美国规范 ACI-1999^[9] 计算公式为:

$$N_u = 0.85 \times 0.70 \times (f_y A_s + 0.85 f'_c A_c) \quad (3)$$

式中, f_y 为钢管屈服强度; A_s 为钢管横截面面积; f'_c 为混凝土圆柱体抗压强度。

2) GB50367-2013《混凝土结构加固设计规范》规定了外包钢加固混凝土构件的承载力计算公式^[10]:

$$N_u = 0.9\varphi(f_{co} A_{co} + f'_{yo} A'_{yo} + \alpha_a f'_a A'_a) \quad (4)$$

式中, φ 为钢筋混凝土柱的稳定系数; α_a 为新增角钢的强度利用系数,取 0.9; f'_a 为新增角钢的抗拉强度; A'_a 为新增角钢的截面面积。

3) 姜绍飞等^[11]对外包角钢的短柱进行了相关研究,并提出了轴压承载力公式:

$$N_u = C_1 f_y A_s + C_2 f_c A_c \quad (5)$$

其中,

$$\sigma_z = \frac{2A_{s01} f_{yv}}{A_{cs}} \sqrt{h^2 + b^2 - hb}$$

$$c_2 = 1 + \frac{1}{2.0 + 0.11 \left[\frac{f_c}{\sigma_z} \right]}$$

式中, C_1 为角钢轴压强度折减系数,根据试验结果 C_1 在 0.83~0.90 之间,文中取平均值 0.87; C_2 为混

凝土轴压强度提高系数； σ_c 为考虑套箍作用后的混凝土强度。

表 4 计算值与试验值比较
Tab. 4 Results comparison of calculation and test

试件编号	P_u^T (kN)	统一强度理论		极限分析法		叠加原理					
		韩林海公式 ^[6]		赵鸿铁公式 ^[4]		ACI—1999 ^[9]		GB50367—2013 ^[10]		姜绍飞 ^[11]	
		P_u^c (kN)	P_u^c/P_u^T	P_u^c (kN)	P_u^c/P_u^T	P_u^c (kN)	P_u^c/P_u^T	P_u^c (kN)	P_u^c/P_u^T	P_u^c (kN)	P_u^c/P_u^T
COASC-1	1535.52	2481.58	1.62	1872.38	1.22	980.51	0.64	1502.45	0.98	2109.67	1.37
COASC-2	1716.01	2481.58	1.45	1872.38	1.09	980.51	0.57	1502.45	0.88	2109.67	1.23
COASC-3	1898.50	2481.58	1.31	1932.55	1.02	980.51	0.52	1502.45	0.79	2197.47	1.16
COASC-4	2028.57	2787.71	1.37	2070.05	1.02	1075.29	0.53	1662.10	0.82	2330.18	1.15
COASC-5	1951.53	2175.77	1.11	1641.64	0.84	980.51	0.50	1317.30	0.68	2109.67	1.08
COASC-6	1967.56	2175.77	1.11	1641.64	0.83	980.51	0.50	1317.30	0.67	2109.67	1.07
COASC-7	2020.46	2175.77	1.08	1694.39	0.84	980.51	0.49	1317.30	0.65	2109.67	1.04
COASC-8	2382.43	2444.17	1.03	1814.95	0.76	1075.29	0.45	1457.28	0.61	2330.18	0.98
平均值		1.260		0.953		0.525		0.784		1.135	
标准差		0.197		0.149		0.054		0.043		0.115	
变异系数		0.156		0.156		0.103		0.055		0.101	

注： P_u^c 为按上述公式计算获得的极限承载力； P_u^T 为试验实测极限承载力。

表 4 所示为所有试件的计算结果，由计算结果分析可知：1) 采用统一强度理论和姜绍飞公式的计算结果均比试验值大，偏于不安全；2) 采用极限分析法、规程 ACI—1999 和规范 GB50367—2013 的计算结果比试验值小，表明计算偏于安全。

5 结论

(1) 角钢约束混凝土中长柱试件的破坏形态与其长细比相关，长细比越小越容易发生柱端破坏，长细比加大后易发生柱中破坏。

(2) 减小缀板间距，试件的极限承载力、初始刚度、位移延性以及耗能能力均可得到增强。

(3) 随着混凝土强度等级提高，试件的极限承载能力和初始弹性刚度得以提高，但位移延性和耗能能力有所降低。

(4) 采用统一强度理论和姜绍飞公式的计算结果均比试验值大，偏于不安全；采用极限分析法、规程 ACI—1999 和规范 GB50367—2013 的计算结果比试验值小，表明计算偏于安全。

参考文献：

[1] 肖岩. 套管钢筋混凝土结构的发展与展望[J]. 土木工程学报, 2004, 37(4):8—12 (XIAO Yan. Development and prospects of tubular reinforced concrete column structure [J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(4): 8—12 (in Chinese))

[2] 卓尚木, 林茂和. 砖柱外包钢加固的强度与变形[J]. 建筑结构, 1994, 24(5):12—17 (ZHUO Shangmu, LIN Maohe. The strength and deformation of masonry column strengthened by wrapped steel outside [J]. Building Structure, 1994, 24(5):12—17 (in Chinese))

[3] 张文福, 计静, 鲁华伟 等. 角钢约束混凝土轴压短柱力学性能研究[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(4):121—127 (ZHANG Wenfu, JI Jing, LU Huawei, et al. Behavior of angle reinforced concrete stub column under axial compression [J]. Journal of Building Structures, 2012, 33(4):121—127 (in Chinese))

[4] 赵鸿铁. 钢与混凝土组合结构[M]. 北京:科学出版社, 2001:121—128 (ZHAO Hongtie. Steel and concrete composite structure [M]. Beijing:Science Press, 2001:121—128 (in Chinese))

[5] Sheikh S A, Uzumeri S M. Strength and ductility of tied concrete columns [J]. Journal of the Structural Division, Proceeding of the American Society of Civil Engineering, 1990, 106(ST5):1079—1102.

- [6] 韩林海. 钢管混凝土结构[M]. 北京:科学出版社, 2000 (HAN Linhai. Steel tube structure [M]. Beijing: Science Press, 2000 (in Chinese))
- [7] 韩林海. 钢管混凝土结构—理论与实践(第二版)[M]. 北京:科学出版社, 2007 (HAN Linhai. Steel concrete structures-theory and practice (Second Edition) [M]. Beijing: Science Press, 2007 (in Chinese))
- [8] 钟善桐. 钢管混凝土统一理论—研究与应用[M]. 北京:清华大学出版社, 2006:37—40 (ZHONG Shantong. Steel concrete unified strengthen theory-research and application [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2006: 37—40 (in Chinese))
- [9] ACI 2005, Building code requirements for structural concrete and commentary [S]. Farmington Hills (MI), American Concrete Institute, Detroit, USA, 2005.
- [10] GB50367—2013 混凝土结构加固设计规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2013 (GB50367—2013 code for design of strengthening concrete structure [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2013 (in Chinese))
- [11] 姜绍飞, 刘之洋. 外包钢轴压短柱的试验研究与性能分析[J]. 实验力学, 1997, 12(2):330—334 (JIANG Zhao-fei, LIU Zhi-yang. Experimental study and analysis of flexural behavior of wrapping steel outside [J]. Journal of Experimental Mechanics, 1997, 12(2):330—334 (in Chinese))

Mechanical Performance Experiment and Bearing Capacity Calculation of Middle Long Columns Made of Angle Steel Restrained Concrete and Subjected to Axial Compression

CHEN Zong-ping^{1,2}, TAN Kang-hao¹, XU Jin-jun¹, LI Wei-ning^{1,3}

(1. Guangxi University, College of Civil Engineering and Architecture, Nanning 530004, Guangxi, China; 2. Key Laboratory of Disaster Prevention and Structural Safety of Ministry of Education, Nanning 530004, Guangxi, China; 3. Guangxi Traffic Vocational and Technical College, Nanning 530023, Guangxi, China)

Abstract: In order to study the mechanical properties of middle long column made of angle steel restrained concrete and subjected to axial compression, taking slenderness ratio, batten plate spacing and concrete strength as experimental parameters, static loading experiment for 8 middle long column specimens was carried out. Through experiment, the failure mode of specimen was observed, its main mechanical indices, such as ultimate bearing capacity, stiffness, displacement ductility and energy dissipation coefficient were obtained. The influence of above parameters on mechanical property indices of specimen was analyzed. The bearing capacity of specimen was calculated and analyzed based on unified strength theory, limit theory and superposition theory respectively. Results show that columns with small slenderness ratio are prone to be damaged on its end, and columns with larger slenderness ratio are prone to be damaged at column middle; the smaller the batten plate spacing is, the greater the ultimate bearing capacity and deformation capacity are; with the concrete strength increase, the ultimate bearing capacity and initial elastic stiffness increase but both displacement ductility and energy dissipation capacity decrease. The calculated values from unified strength theory are slightly larger than experimental results, while the calculated values from both limit theory and superposition theory are smaller than experimental results.

Keywords: angle steel restrained concrete; middle long column; axial compression; mechanical property; bearing capacity