

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.050



全螺纹高强锚栓锚固性能试验研究

陈俊¹, 蒋恩浩¹, 刘艳芝², 龙士国¹, 杨才千¹, 许福¹, 张白¹

(1. 湘潭大学 土木工程与力学学院, 湖南 湘潭 411105; 2. 湖南大学 土木工程学院, 长沙 410082)

摘要:为研究全螺纹高强锚栓的黏结锚固性能,以高强锚栓类型、高强锚栓直径 d 、锚固长度 l_a 及混凝土保护层厚度 c 为试验参数,进行了 24 组共计 48 个高强锚栓的拉拔试验。结果表明:端头高强锚栓较直高强锚栓可有效减小其所需的锚固长度。直高强锚栓黏结力主要集中在 $l_a=10d$ 以内;增加 c 可以提高其锚固性能,增加 l_a 可以减小 c 对其黏结锚固性能的影响。混凝土的破坏程度和 l_a 直接影响高强锚栓受拉过程中能量转化和消耗。中国规范中有关锚栓锚固长度的设计方法过于保守。

关键词:高强锚栓;混凝土保护层厚度;锚固长度;锚固性能;拉拔试验

中图分类号: TU375.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2019)03-0058-09

Experimental investigation on bonding anchorage performance of full-thread high strength anchor bolt

Chen Jun¹, Jiang Enhao¹, Liu Yanzhi², Long Shiguo¹, Yang Caiqian¹, Xu Fu¹, Zhang Bai¹

(1. College of Civil Engineering and Mechanics, Xiangtan University, Xiangtan 411105, Hunan, P. R. China;
2. School of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, P. R. China)

Abstract: To study the bond anchoring performance of full-thread high strength bolts, pull-out tests were carried out on forty-eight specimens in twenty-four groups, where the influential factors on bond anchorage capacity were considered, including the bolt type, bolt diameter d , the anchorage length l_a and the thickness of concrete cover c . The results show that the anchorage performance of straight high strength anchor bolts was lower than that of with head ones. The bond stress of straight high strength anchor bolt was mainly concentrated on the contact area within the anchorage length $10d$. Its bonding performance increases with the thickness of concrete cover. However, increasing the anchorage length will reduce the influence of the thickness of concrete cover on the bonding property. The energy translation and dissipation of high strength anchor bolt under tension are influenced by the concrete failure pattern and anchorage length. Moreover, the calculation formula in the design codes provide over-conservative estimation for the critical anchorage length of anchor bolts.

Keywords: high strength anchor bolt; thickness of concrete cover; anchorage length; bonding anchorage performance pull-out test

收稿日期: 2018-06-27

基金项目: 国家自然科学基金(51408212); 湖南省科技重大项目(2017SK1010); 湖南省创新技术投资项目(2018GK5028)

作者简介: 陈俊(1973-), 男, 副教授, 博士, 主要从事工程结构抗震性能、抗连续倒塌能力及高温性能研究, E-mail: chenjun0325@126.com。

Received: 2018-06-27

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 51408212); Major Program of Science and Technology of Hunan Province(No. 2017SK1010); Innovative Venture Technology Investment Project of Hunan Province(No. 2018GK5028)

Author brief: Chen Jun (1973-), associate professor, PhD, main research interests: the continuous collapse and seismic behavior, resistance to structural fire, E-mail: chenjun0325@126.com.

锚栓连接件是预埋入混凝土或后置于已硬化混凝土中的钢元件,用来将作用荷载传递到混凝土中^[1]。一般锚栓要求底部设计锚板、端头或弯钩^[1-3],且锚固深度应大于锚栓直径的25倍^[2-3]。相关学者也进行了研究,Takiguchi等^[4]试验研究表明,混凝土的开裂程度直接影响端头锚栓受拉承载力,减少锚栓周围混凝土开裂可以提高其锚固性能。Sonoda^[5]、Hariyadi等^[6]采用试验研究和模拟分析的方法研究了锚栓的受拉破坏模式。Saleem等^[7]对受冲击荷载作用的端头锚栓进行拉拔试验研究及理论分析,并通过试验结果验证了其文中提出的理论分析模型的适用性。Delhomme等^[8-9]研究表明,端板锚栓较直锚栓具有更大的锚固承载力,而直锚栓能够体现其与混凝土的黏结性能。Wang等^[10]对大直径锚栓进行拉拔试验,建议采用开螺纹槽的锚栓。Obata等^[11]研究了锚栓在较小边距情况下的受拉破坏机理,采用线性断裂力学理论方法分析混凝土的锥体破坏强度,其计算结果远小于规范中的计算值。Werner等^[12]提出单根锚栓理想混凝土锥体破坏承载力计算方法(CCD 法)。ACI318^[1]和ACI349^[13]中都给出了有关锚栓设计的方法。

锚栓连接件是将上部结构的受力传递给混凝土基础,其连接的可靠性是决定建筑安全的主要因素^[3]。然而,中国现有规范与标准对此没有统一的设计规定,门式刚架轻型房屋钢结构技术规程^[14]要求锚栓的锚固长度应符合建筑地基基础设计规范^[15]中锚杆的设计方法,而建筑地基基础设计规范^[15]又指出,锚杆的锚固长度设计应满足混凝土结构设计规范^[16]中钢筋锚固长度的要求。同时,高层民用建筑钢结构技术规程^[2]要求锚栓底部设计锚板、端头或弯钩,未能体现锚栓的黏结作用^[8-9],且混凝土保护层厚度较小时,侧面易发生崩裂破坏^[1]。为此,本文针对全螺纹高强锚栓的黏结锚固性能进行了拉拔试验研究,为中国相关锚栓设计的规范、标准修订和工程应用提供参考。

1 试验概况

1.1 试件设计及制作

试验选用8.8级全螺纹高强螺杆为基材(图1)。试验设计24组,共计48个试件,分别置于2个混凝土基础上,主要参数见表1。

表1 试件主要参数

Table 1 Main parameters of specimens

分组编号	锚栓类型	d/mm	c/mm	l_a/d	l_a/mm	F_u/kN	F/kN		主要破坏形态
z-1607	直锚栓	16	∞	7	112	114.46	111.14	104.20	试件与混凝土界面滑移破坏
z-1610	直锚栓	16	∞	10	160	114.46	111.49	109.82	试件被拔断破坏
z-1615	直锚栓	16	∞	15	240	114.46	111.18	108.38	试件被拔断破坏
z-2007	直锚栓	20	∞	7	140	191.83	146.57	152.25	试件发生混凝土锥体破坏
z-2010	直锚栓	20	∞	10	200	191.83	173.82	207.91	试件被拔断破坏
z-2015	直锚栓	20	∞	15	300	191.83	180.82	180.67	试件被拔断破坏
z-2407	直锚栓	24	∞	7	168	248.24	190.47	192.25	试件发生混合破坏
z-2410	直锚栓	24	∞	10	240	248.24	240.26	242.94	试件发生混合破坏
z-2415	直锚栓	24	∞	15	360	248.24	243.03	246.22	试件被拔断破坏
z-163007	直锚栓	16	30	7	112	114.46	79.70	62.52	试件发生混凝土劈裂破坏
z-163010	直锚栓	16	30	10	160	114.46	109.82	108.83	试件发生混凝土劈裂破坏
z-203007	直锚栓	20	30	7	140	191.83	109.89	115.04	试件发生混凝土劈裂破坏
z-203010	直锚栓	20	30	10	200	191.83	185.52	164.68	试件发生混凝土劈裂破坏
z-243007	直锚栓	24	30	7	168	248.24	142.49	140.50	试件发生混凝土劈裂破坏
z-243010	直锚栓	24	30	10	240	248.24	251.02	250.44	试件发生混凝土劈裂破坏
w-1605	端头锚栓	16	∞	5	80	114.46	106.43	114.63	试件被拔断破坏
w-1607	端头锚栓	16	∞	7	112	114.46	106.36	111.01	试件被拔断破坏
w-1610	端头锚栓	16	∞	10	160	114.46	104.58	109.67	试件被拔断破坏
w-2005	端头锚栓	20	∞	5	100	191.83	179.22	177.99	试件被拔断破坏
w-2007	端头锚栓	20	∞	7	140	191.83	189.75	188.49	试件被拔断破坏
w-2010	端头锚栓	20	∞	10	200	191.83	192.78	190.46	试件被拔断破坏
w-2405	端头锚栓	24	∞	5	120	248.24	249.65	245.44	试件被拔断破坏
w-2407	端头锚栓	24	∞	7	168	248.24	248.11	246.67	试件被拔断破坏
w-2410	端头锚栓	24	∞	10	240	248.24	250.93	248.77	试件被拔断破坏

注:试件z-163010和w-1610中z指直锚栓,w指端头(同规格螺母)锚栓,16指锚固锚栓 d 为16mm,30指直锚栓 c 为30mm,10指锚栓 l_a 为 $10d$; d 为锚栓直径; c 为混凝土保护层厚度; l_a 为锚栓锚固长度;“ ∞ ”为混凝土保护层 c 相比锚栓直径很大,不考虑 c 影响; F_u 为高强锚栓材性试验值; F 指锚栓极限受拉荷载。

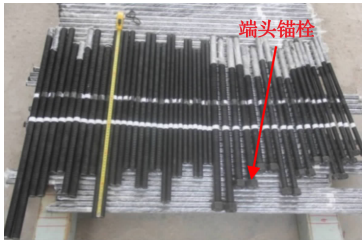


图 1 全螺纹高强锚栓

Fig. 1 Full-thread high strength anchor bolt

首先,对混凝土基础配置的钢筋进行绑扎(图 2)和固定,预埋高强锚栓,然后,浇筑混凝土并进行养护(图 3)。混凝土强度等级为 C40,水泥采用强度等级为 42.5 MPa 的普通硅酸盐水泥,砂为中砂,粗骨料为碎石。在浇筑混凝土时,分别留置 2 组标准试块,进行同条件养护。

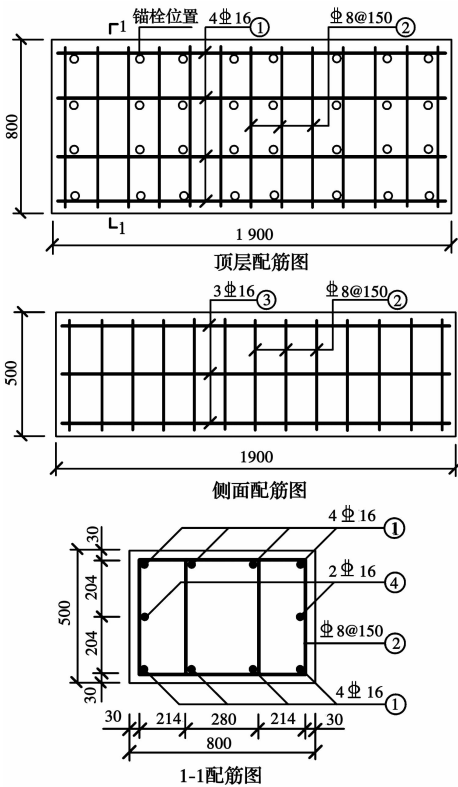


图 2 试件配筋、尺寸说明(单位:mm)

Fig. 2 Reinforcement arrangement and the size of specimens(mm)



图 3 试件制作完成

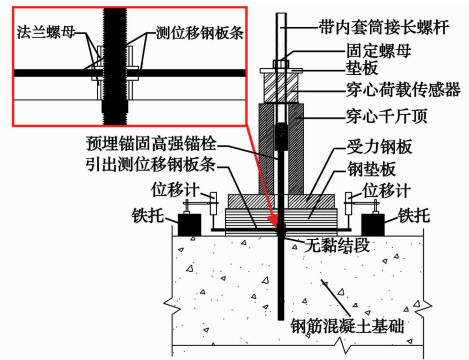
Fig. 3 General view of the testing specimens

1.2 材性实测

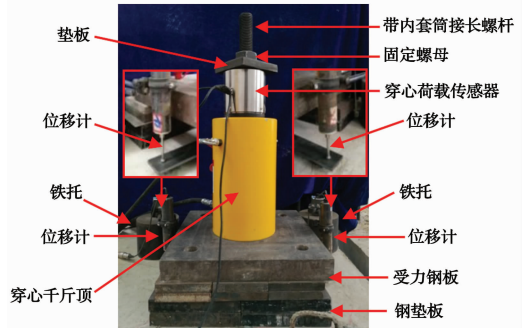
根据留置的标准试块,测得 28 d 混凝土立方体抗压强度平均值为 44.55 MPa。

1.3 加载方案及测点布置

试验加载采用电动液压穿心千斤顶连续加载,在拉拔荷载达到高强锚栓预估极限承载力 75%前,以 10~15 kN/min 匀速加载,之后,以 5 kN/min 缓慢加载,荷载采用 500 kN 穿心荷载传感器进行采集,试验的位移值取两侧位移计的平均值(如图 4)。



(a)装置示意图



(b)实际装置

图 4 试验装置示意

Fig. 4 Test setup

2 试验结果与分析

2.1 试验现象和破坏模式

根据美国规范 ACI-318 给出的受拉锚栓破坏模式,试验锚栓破坏模式主要有锚栓拉断(a)、锚栓滑移被拔出(b)、混凝土锥体破坏(c)、混合破坏(d)、和混凝土劈裂破坏(e)等,如图 5 所示。

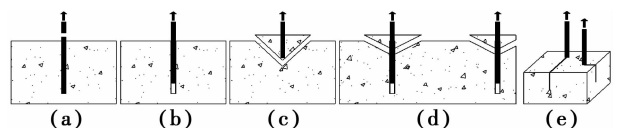


图 5 锚栓破坏模式

Fig. 5 Failure modes of a bonded anchor

试验中,各试件破坏模式主要有锚栓拉断、锚栓滑移被拔出、混凝土锥体破坏、混合破坏和劈裂破坏(见图 6)。

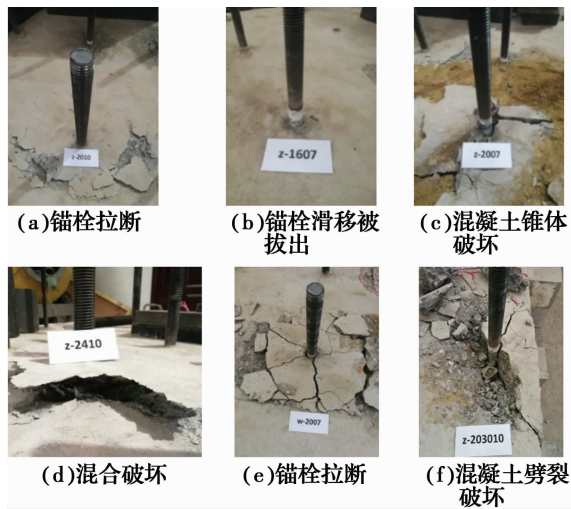


图 6 典型试件试验现象

Fig. 6 Failure modes of the typical testing specimens

2.2 锚栓类型对混凝土与锚栓锚固性能的影响

2.2.1 高强锚栓类型的影响 试验锚栓类型有全螺纹直高强锚栓和端头高强锚栓,各试件荷载 F -位移 s 曲线,如图 7 所示。端头高强锚栓均达到其抗拉强度,发生拔断破坏,见图 7(a)~(i)。直高强锚栓中,试件 z-1607 发生混凝土界面滑移破坏,见图 7(b);试件 z-2007 发生混凝土锥体破坏,见图 7(e);试件 z-2407 和 z-2410 发生混合破坏,见图 7(h)~(i);其他试件均达到其抗拉强度,发生拔断破坏,见图 7(c)、(f)、(j)、(k)、(l)。当高强锚栓的直径和锚固长度相同时,端头高强锚栓试件周围混凝土破坏程度轻于直高强锚栓试件。

2.2.2 高强锚栓直径的影响 单根受拉黏结型锚栓的平均黏结强度(拔断试件为黏结应力),可以按式(1)计算。

$$\tau_o = F/\pi dl_a \quad (1)$$

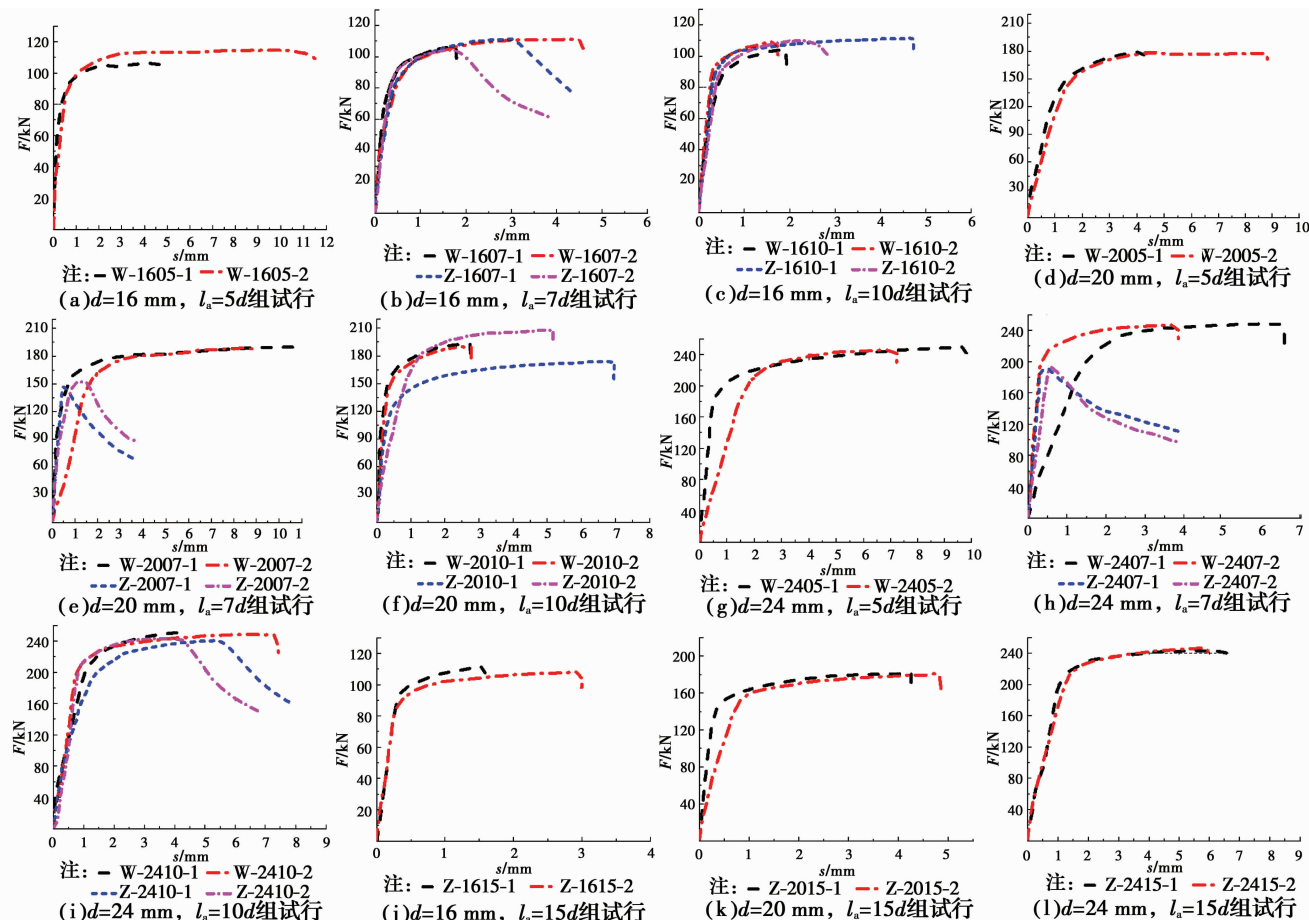


图 7 载 F - s 曲线

Fig. 7 Tension-displacement relationships

式中: τ_o 为平均黏结强度,MPa; F 为高强锚栓的极

限拉拔荷载,kN; d 为高强锚栓直径,mm; l_a 为有效

锚固长度, mm。

直高强锚栓与混凝土发生黏结滑移破坏的黏结性能见表2。

表2 不同直径下各试件的黏结性能
Table 2 Bond property of the specimens with different bolt diameters

试件编号	d/mm	l_a/d	l_a/mm	F/kN	τ_o/MPa
z-1607	16	7	112	108.67	19.31
z-2007	20	7	140	149.41	16.99
z-2407	24	7	168	191.36	15.11
z-2410	24	10	240	241.60	13.36

由表2可知,当 $l_a=7d$ 时,试件极限拉拔荷载随高强锚栓 d 增大而增大,而 τ_o 随 d 增加而下降,z-2007组和z-2407组的 τ_o 较z-1607组分别下降12.01%和21.75%。这是因为,随着高强锚栓 d 增加,增大了与混凝土接触面积,从而增强了高强锚栓的锚固强度,提高了试件极限拉拔荷载;但其相对黏结面积减小,导致平均黏结力降低。

2.2.3 高强锚栓锚固长度的影响 从表2中高强锚栓直径 d 为24mm的黏结性能可知,在 l_a 由 $7d$ 增加到 $10d$ 时,极限拉拔荷载随 l_a 增加而增大, τ_o 则随 l_a 增加略有下降,因为随着 l_a 增加,高强锚栓与混凝土接触面积增大,极限拉拔荷载增加,而黏结力在 l_a 上分布不均,导致平均 τ_o 降低。

各试件极限拉拔荷载(表1)在不同锚固长度下 l_a 分布情况见图8。由图8(a)可知,直高强锚栓的 F/F_u 随着 l_a 的增加而增大($7d$ 到 $10d$),在 $l_a>10d$ 后,基本不再增加,并趋于定值。由图8(b)可知,当端头高强锚栓 $l_a=5d$ 时, F/F_u 为0.96,当 $l_a=7d$ 时, F/F_u 为0.98,随着 l_a 的增加, F/F_u 有所增加,当 l_a 增到 $10d$ 时, F/F_u 不再增加。由表1、图7和图8可知,端头高强锚栓所需的有效锚固长度均较直高强锚栓的小。

端头高强锚栓极限拉拔荷载试验值与ACI-318^[1]、CCD^[12]和ACI-349^[13]中关于受拉锚栓在不同混凝土等级中混凝土的抗崩裂强度预测值的比较见图9。

$$N_b = 24 \sqrt{f'} h_{cf}^{1.5} \quad \text{ACI-318} \quad (2)$$

$$N_b = 15.5 \sqrt{f'} h_{cf}^{1.5} \quad \text{CCD法} \quad (3)$$

$$N_b = 0.96 \sqrt{f'} h_{cf}^2 \left(1 + \frac{d_u}{h_{cf}}\right) \quad \text{ACI-349} \quad (4)$$

式中: N_b 为锚栓受拉时混凝土锥体破坏承载力, kN; f' 为混凝土轴心抗压强度标准值, N/mm²;

有效锚固深度(同本文 l_a), mm; d_u 为端头直径, mm。

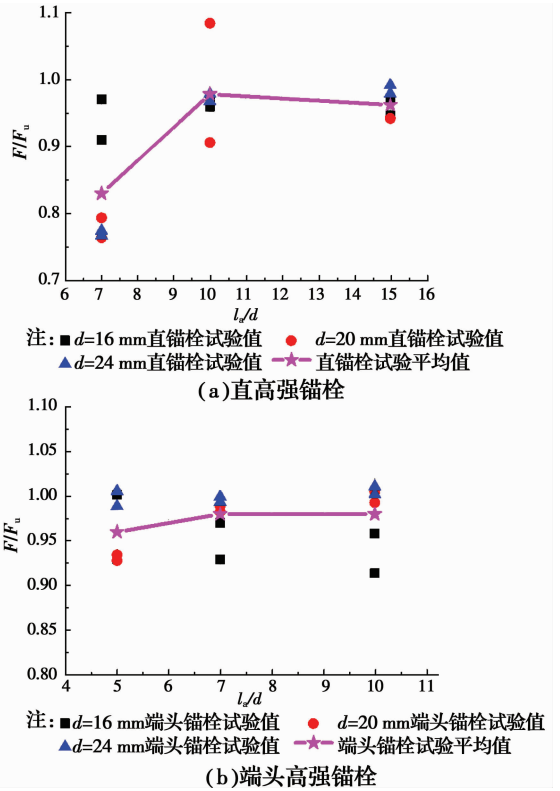


图8 不同锚固长度下极限拉拔荷载分布

Fig. 8 Development of ultimate load anchorage length with different bolt diameters

从图9可知,随着混凝土强度等级的增加,受拉锚栓的混凝土抗崩裂强度也随之增加。根据试验结果对比可知,当锚固长度 $l_a=10d$ 时,试验值均小于3种预测值,满足锚栓受拉时混凝土不发生崩裂破坏要求。因此,端头高强锚栓设计可借鉴ACI-349中相关设计方法,中国规范^[2,14]中要求锚栓 $l_a>25d$,过于保守。

2.3 混凝土保护层厚度对混凝土与高强锚栓锚固性能的影响分析

从试验结果可知,考虑混凝土保护层的高强锚栓试件均发生混凝土劈裂滑移破坏,侧面混凝土开裂程度有所不同,锚固长度为 $7d$ 的试件组较锚固长度为 $10d$ 的试件组严重,这是因为,混凝土基础的配筋有效约束锚栓周围混凝土,减缓其裂缝的开展。

各试件荷载 F -位移 s 曲线,如图10所示,其和钢筋与混凝土黏结滑移曲线特征类似,曲线可分为上升段、持力段、下降段及残余段等。 $c=30$ mm试件均为滑移拔出破坏,当 $l_a=7d$ 时,其极限拉拔荷载均小于 $c=\infty$ 试件; $c=30$ mm试件 F - s 曲线达到极限拉拔荷载最大值后,其极限荷载下降较快;

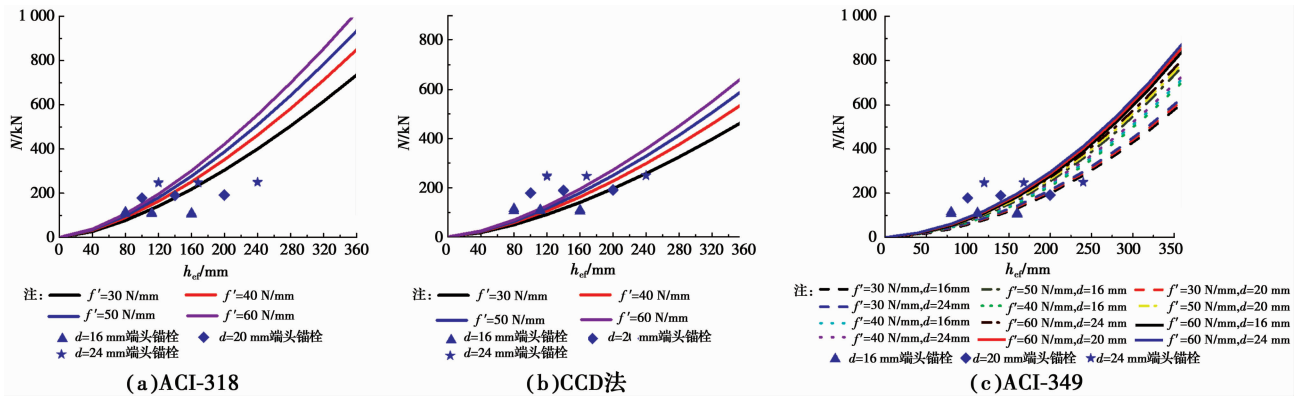


图 9 试验值与相关设计预测值对比

Fig. 9 Compared of ultimate tensile forces between tested results and predicted results

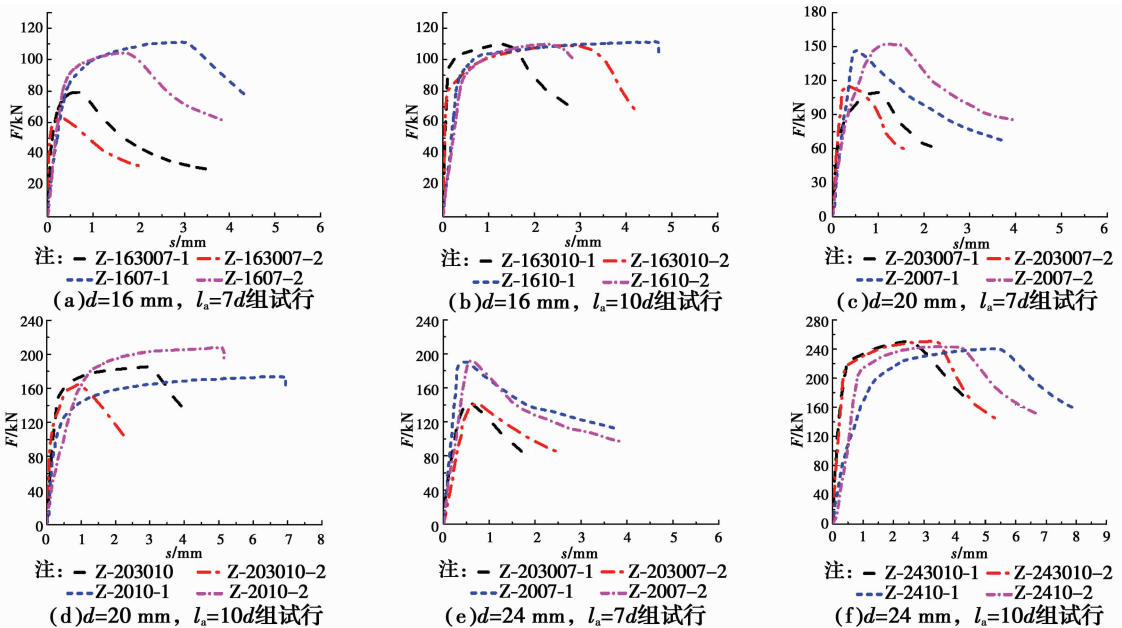


图 10 $F-s$ 曲线

Fig. 10 Tension-displacement relationships

$c = \infty$ 试件中,除 z-1607 的 $F-s$ 曲线的拉拔荷载达到极限拉拔荷载前,持续较长的滑移时间(持力段)才开始下降,其他试件 $F-s$ 曲线达到极限拉拔荷载最大值后,下降较快。当 $l_a = 10d$ 时,除 z-203010-2 试件达到极限拉拔荷载后下降较快,其他试件曲线与 $c = \infty$ 试件类似,达到极限拉拔荷载前持续较长的滑移时间(持力段)才开始下降。

2.3.1 极限拉拔荷载 图 11 为 $c = 30$ mm 试件和 $c = \infty$ 试件各极限拉拔荷载(表 1)在不同锚固长度 l_a 下的分布情况。由图 11 知, $c = 30$ mm 试件的极限拉拔荷载随 l_a 增加而增加,其增加速度较 $c = \infty$ 试件的快。在 $l_a = 10d$ 时,其极限拉拔荷载与 $c = \infty$ 试件的极限拉拔荷载两者的平均值已基本接近。表明增加 c 能够大幅度提高高强锚栓的极限拉拔荷载(l_a

$\leq 10d$),随着 l_a 增加($l_a > 10d$),其对其极限拉拔荷载的影响程度减弱。

2.3.2 黏结性能 按式(1)计算出各试件在不同锚固长度 l_a 下的黏结强度(黏结应力) τ_c 。见表 3。

由表 3 可见,当 $l_a = 7d$ 时, $c = \infty$ 试件的 τ_c 均高于 $c = 30$ mm 试件,直径为 16、20、24 mm 的高强锚栓分别提高了 52.77%、32.84%和 35.15%。当 $l_a = 10d$ 时,两者 τ_c 增减幅度不明显,说明增加 l_a 可以提高试件锚固性能,减少 c 对其锚固性能的影响。

$c = 30$ mm 试件 τ_c 随着 l_a 增加而增加,当 l_a 从 $7d$ 增加到 $10d$ 时,直径为 16、20、24 mm 的高强锚栓的 τ_c 分别提高了 7.6%、8.99%和 23.97%。这是因为,锚固长度较短($l_a = 7d$)时,试件周围混凝土开裂较早,混凝土的抗拉强度未充分利用,导致其黏结强

度较低,同时,随着锚固长度 l_a 增加,基础混凝土的配筋增强了其抗裂能力,提高了高强锚栓的锚固承载力。

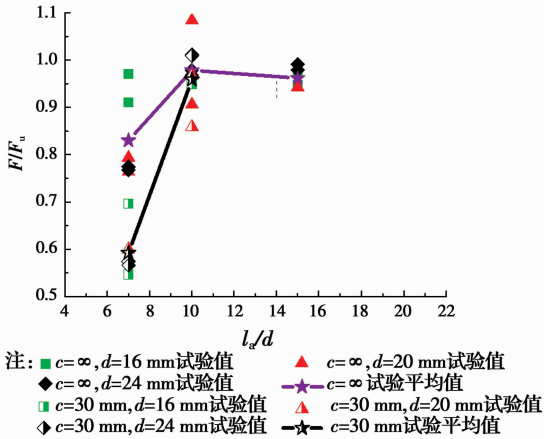


图 11 不同锚固长度下极限拉拔荷载分布

Fig. 11 Development of ultimate load anchorage length with different bolt diameters

表 3 不同混凝土保护层 c 下各试件的黏结性能

Table 3 Bond property of the specimens with different thickness of concrete cover c

试件编号	d /mm	c /mm	l_a/d	l_a /mm	τ_o /MPa
z-163007	16	30	7	112	12.64
z-1607	16	∞	7	112	19.31
z-163010	16	30	10	160	13.60
z-1610	16	∞	10	160	13.77
z-203007	20	30	7	140	12.79
z-2007	20	∞	7	140	16.99
z-203010	20	30	10	200	13.94
z-2010	20	∞	10	200	15.20
z-243007	24	30	7	168	11.18
z-2407	24	∞	7	168	15.11
z-243010	24	30	10	240	13.86
z-2410	24	∞	10	240	13.36

图 12 为单位锚固长度上黏结应力系数 β 与高强锚栓相对锚固长度 l_a 的关系曲线,其中,单位锚固长度的黏结应力系数 β 可按式(5)计算。

$$\beta = \tau_o / (l_a / d) \quad (5)$$

分析图 12 可知, $c=\infty$ 试件和 $c=30$ mm 试件的 β 值均随 l_a 增加而下降,且在 $l_a \leq 10d$ 以内, $c=\infty$ 试件的 β 值均大于 $c=30$ mm 试件,随着 l_a 的增加,其影响减小。这是因为 c 较小,混凝土对试件握裹能力较差,易开裂。因此,增加 c 厚度,提高混凝土对高强锚栓环向约束作用,降低试件内部混凝土裂缝的开展,提高其黏结锚固性能。

由表 1、图 11、图 12 可知,直高强锚栓的黏结力

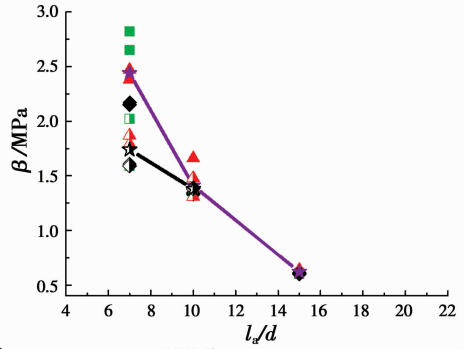


图 12 单位锚固长度的黏结应力系数 β 与 l_a/d 关系曲线

Fig. 12 Relationship between bonding stress coefficient β in unit length and anchorage length l_a/d

主要集中在 $l_a = 10d$ 以内,中国规范、标准[14-16]中要求锚栓锚固长度应满足钢筋锚固长度的设计要求过于保守。在满足设计锚固长度条件下,在配筋的混凝土基础中,直高强锚栓在混凝土 $c=30$ mm 左右时,既能满足锚栓与混凝土间可靠黏结锚固,又可以避免侧面混凝土发生爆裂破坏。

2.3.3 ACI-318 中关于受拉锚栓边缘距离的设计方法 图 13 为不同直高强锚栓直径试件的极限拉拔荷载试验值与 ACI-318^[1] 中关于受拉锚栓在不同混凝土边缘距离中混凝土的抗崩裂强度预测值的比较。

$$N_{cb} = \frac{A_{Nc}}{A_{Nco}} \psi_{ed,N} \psi_{c,N} \psi_{ep,N} N_b \quad (6)$$

式中: N_{cb} 为锚栓受拉时混凝土抗崩裂强度, kN; A_{Nc} 为单个锚栓的混凝土投影面积, $A_{Nc} = (c_{al} + 1.5h_{ef})(2 \times 1.5h_{ef})$, mm^2 ; 其中, c_{al} 应满足 $c_{al} < 1.5h_{ef}$; A_{Nco} 为单个锚栓到混凝土边距等于或大于 $1.5h_{ef}$ 的混凝土投影面积, $A_{Nco} = 9h_{ef}^2$, mm^2 ; $\psi_{ed,N}$ 为受拉锚栓的边缘效应调节系数,当 $c_{al} < 1.5h_{ef}$ 时, $\psi_{ed,N} = 0.7 + 0.3 \frac{c_{al}}{1.5h_{ef}}$, 当 $c_{al} \geq 1.5h_{ef}$ 时, $\psi_{ed,N} = 1$; $\psi_{c,N}$ 为调节系数,本文中对预埋锚栓考虑混凝土保护层影响时取 1.0; $\psi_{ep,N}$ 为针对未附加配筋混凝土的后置锚栓调节系数,本文中取 1.0; N_b 为锚栓受拉时混凝土锥体破坏承载力,按文中式(2)计算, kN。其中,图 13 中混凝土保护层厚度 c 是按规范[16]中定义来取值, ACI-318 中的 c_{al} 为受拉锚栓中心到混凝土边缘的距离。

从图 13 看出,随着混凝土保护层厚度的增加,受拉锚栓的混凝土抗崩裂强度也随之增加。 $c=30$ mm 试件中,高强锚栓直径为 16 mm 时,其极限拉拔荷载低于设计预算值,但已基本达到预测值;高

强锚栓直径为 24 mm 时,其极限拉拔荷载高于设计预算值,且已达到预测值;高

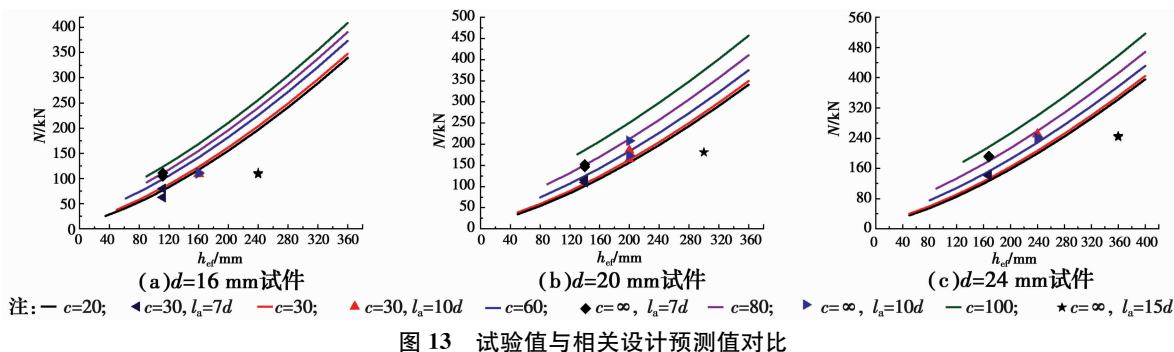


图 13 试验值与相关设计预测值对比

Fig. 13 Compared of ultimate tensile forces between tested results and predicated results

强锚栓直径为 20、24 mm 时,其极限拉拔荷载均高于设计预算值, $c=\infty$ (大于 150 mm)试件中,其极限拉拔荷载均低于预测值。

2.4 混凝土与高强锚栓黏结性能的能量分析

高强锚栓在受拉时与混凝土发生黏结破坏是一种能量耗散转化的过程,在发生黏结破坏过程中,伴随着能量消耗,在达到极限拉拔荷载破坏时,界面内的能量消耗可按式(7)计算。

$$D = \int_0^{S_i} \tau_o \cdot dS \quad (7)$$

式中: S 为锚栓的滑移值; D 为破坏时锚栓界面单位面积的能量消耗。

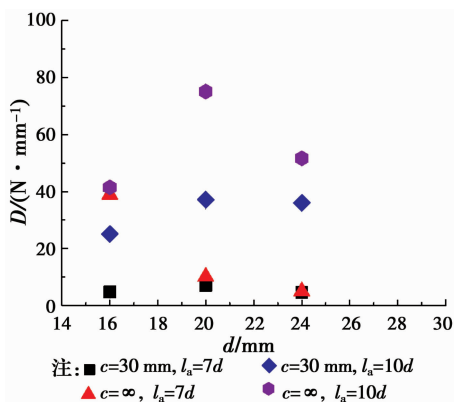


图 14 不同直径 d 下各试件耗能情况

Fig. 14 Energy dissipation of the specimen with different bolt diameters d

按式(7)计算出各试件在不同锚固长度 l_a 和混凝土保护层 c 下的能量耗散分布情况如图 14 所示。由图 14 知,高强锚栓直径为 16 mm 时, $c=30$ mm 试件耗能能力均低于 $c=\infty$ 试件;直径为 20 mm 和 24 mm 的试件,在相同 l_a 时, $c=\infty$ 试件耗能能力均高于 $c=30$ mm 试件,是因为 c 较小时,混凝土开裂较早,继续承担的拉拔荷载少。直径为 16 mm, $c=\infty$, 且 $l_a=7d$ 试件 D 值大于 $c=30$ mm, 且 $l_a=10d$ 试件,这是因为 $c=\infty$, 且 $l_a=7d$ 试件发生黏结界面滑移,在滑移破坏时混凝土未开裂破坏,能够吸收较

多的能量;其他试件 D 值均随 l_a 的增加而增加。

3 结论

1) 端头高强锚栓试件均发生拉断破坏,较直高强锚栓,端头高强锚栓可有效减小其所需的锚固长度。在配筋的混凝土基础中,直高强锚栓可满足混凝土保护层厚度 $c=30$ mm 左右时的锚栓设计需求。

2) 直高强锚栓的黏结力主要集中在锚固长度 $l_a=10d$ 以内,在发生黏结破坏时,伴随着能量耗散转化,增加混凝土保护层厚度 c 和锚固长度 l_a 均能提高高强锚栓的锚固性能和能量消耗能力。

3) 根据试验结果,验证了中国现有规范、标准中有关锚栓的锚固长度设计过于保守。建议对高强锚栓的锚固设计方法可借鉴 ACI 中关于锚栓的设计规定。

参考文献:

- [1] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete: ACI 318M-14 [S]. Michigan: American Concrete Institute, 2014.
- [2] 高层民用建筑钢结构技术规程: JGJ 99—2015 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015. Technical specification for steel structure of tall building: JGJ 99—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese)
- [3] 唐潮, 石朝花. 锚栓的锚固长度及构造要求 [J]. 钢结构, 2014, 29(5): 25-28. TANG C, SHI Z H. The anchoring length and construction details of anchor bolts [J]. Steel Construction, 2014, 29(5): 25-28. (in Chinese)
- [4] TAKIGUCHI K, HARADA R, ISHIZEKI K. Pull-out strength of an anchor bolt embedment in cracked concrete [J]. Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-15), 1999, (5): 305-310.
- [5] SONODA Y. A numerical study on the pull-out strengths

- of anchor bolts embedded in concrete using the smoothed particle hydrodynamics method [J]. *Key Engineering Materials*, 2016, 711:1111-1117.
- [6] HARIYADI M S, SONODA Y. Experimental analysis of anchor bolt in concrete under the pull-out loading [J]. *Procedia Engineering*, 2017, 171: 926-933.
- [7] SALEEM M, NASIR M. Bond evaluation of steel bolts for concrete subjected to impact loading[J]. *Materials and Structures*, 2016, 49(9): 3635-3646.
- [8] DELHOMME F, ROURE T, ARRIETA B, et al. Static and cyclic pullout behavior of cast-in-place headed and bonded anchors with large embedment depths in cracked concrete[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2015, 287: 139-150.
- [9] DELHOMME F, ROURE T, ARRIETA B, et al. Pullout behavior of cast-in-place headed and bonded anchors with different embedment depths [J]. *Materials and Structures*, 2016, 49(5): 1843-1859.
- [10] WANG D P, WU D S, HE S M, et al. Behavior of post-installed large-diameter anchors in concrete foundations[J]. *Construction and Building Materials*, 2015, 95: 124-132.
- [11] OBATA M, INOUE M, GOTO Y. The failure mechanism and the pull-out strength of a bond-type anchor near a free edge [J]. *Mechanics of Materials*, 1998, 28(1-4): 113-122.
- [12] FUCHS W, ELIGHAUSEN R, BREEN E. Concrete capacity design(CCD)approach for fastening to concrete [J]. *ACI Structural Journal*, 1995,92(1):73-94.
- [13] Code requirements for nuclear-safety-related concrete structures: ACI 349-13 [S]. Michigan: American Concrete Institute, 2013.
- [14] 门式刚架轻型房屋钢结构技术规范:CECS102:2002 [S]. 北京:中国计划出版社, 2015.
Technical specification for steel structure of light-weight buildings with gabled frames; CECS102: 2002 [S]. Beijing; China Planning Press, 2015. (in Chinese)
- [15] 建筑地基基础设计规范:GB 50007—2011 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2011.
Code for design of building foundation; GB 50007—2011 [S]. Beijing; China Architecture Industry Press, 2011. (in Chinese)
- [16] 混凝土结构设计规范:GB 50010—2010 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2015.
Code for design of concrete structures;GB 50010—2010 [S]. Beijing; China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese)

(编辑 胡玲)