

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.267



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



预应力UHPC/RC阶梯桩-土相互作用的 拟静力试验研究及数值分析

庄一舟^{1,2}, 宋琨生¹, 宋永青², 刘名琦²

(1. 浙江工业大学土木工程学院, 杭州 310014; 2. 福州大学土木工程学院, 福州 350108)

摘要:整体式无缝桥中的混凝土基桩侧向刚度过大, 难以满足桥梁的纵向变形, 提出一种UHPC/RC材料串联形成的阶梯桩来满足整体桥纵向变形需求。设计制作了2根UHPC/RC阶梯桩模型(无、有预应力), 并对其进行水平低周往复荷载试验, 通过桩身破坏特点、滞回曲线、骨架曲线、等效黏滞阻尼比、刚度退化等研究其耗能能力及抗震性能。结果表明: 无预应力阶梯桩的破坏位置在3倍桩径的埋深位置, 桩身开裂时桩顶的位移荷载为8~10 mm; 有预应力阶梯桩的破坏位置在6倍桩径的埋深位置, 桩身开裂时桩顶的位移荷载为10~15 mm。说明预应力的施加能有效提高阶梯桩抗裂能力及抗震性能, 并满足整体桥水平变形需求。采用OpenSees软件对阶梯桩支承的整体桥进行参数分析发现, 预应力度、桩上下段长度比与刚度比增大均可提高阶梯桩的水平承载力与变形能力。

关键词:整体桥; 阶梯桩; 预应力桩; 桩-土相互作用; 拟静力试验; 抗震性能

中图分类号: U443.22 文献标志码: A 文章编号: 2096-6717(2023)05-0037-12

Pseudo-static test and numerical analysis of prestressed UHPC/RC segmental pile-soil interaction

ZHUANG Yizhou^{1,2}, SONG Kunsheng¹, SONG Yongqing², LIU Mingqi²

(1. College of Civil Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310014, P. R. China;

2. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, P. R. China)

Abstract: The reinforced concrete piles (RC) in integral abutment bridges (IAB) are challenging to meet the longitudinal deformation of bridges with significant lateral stiffness. This paper proposes a new form of pile comprised of UHPC and RC piles in series to meet the longitudinal deformation demand of IAB. Tests were conducted for two UHPC/RC segmental piles (with or without prestressing). The failure characteristics, hysteretic behavior curves, skeleton curves, equivalent viscous damping ratio, and rigidity degeneration were developed using horizontal displacement loads. The failure position of the non-prestressed segmental piles is at the buried depth of three times the diameter of the pile, the displacement of the pile top when the pile cracks is 8-10 mm; the failure position of the prestressed segmental piles is at the buried depth of four times the diameter of

收稿日期: 2021-06-09

基金项目: 国家自然科学基金(51778147); 浙江省自然科学基金(LY17E080022)

作者简介: 庄一舟(1964-), 男, 教授, 博士, 主要从事桥梁工程和建筑结构研究, E-mail: yizhouzhuang@qq.com。

Received: 2021-06-09

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. 51778147); Zhejiang Natural Science Foundation (No. LY17E080022)

Author brief: ZHUANG Yizhou (1964-), professor, PhD, main research interests: bridge engineering and building structure, E-mail: yizhouzhuang@qq.com.

the pile, The displacement of the pile top when the pile cracks is 10-15 mm. The results show that prestressing can effectively improve the resistance cracking capacity of step piles and seismic properties, while meeting the deformation requirements of IAB. The finite element model (OpenSees) was used for modeling and analysis. The analysis results show that the horizontal bearing capacity and deformation capacity of stepped pile can be improved by the increase of prestress degree, the ratio of length and stiffness of pile.

Keywords: integral abutment bridge; segmental pile; prestressed pile; pile-soil interaction; pseudo-static test; seismic properties

整体桥取消了伸缩缝、伸缩装置和支座,其整体性与耐久性较好,是一种适用于高烈度地震地区和寒冷地区的可持续性桥梁^[1]。Erhan等^[2]、武守信等^[3]研究发现,由于整体桥的主梁和桥台固结,桥梁上部结构因环境温度变化或地震引起的变形会传递到下部桩基础,存在无法避免的桩-土相互作用。洪锦祥等^[4]认为,整体桥基桩承受竖向和水平荷载的共同作用时,其水平变位能力在整体桥设计中是关键因素,因此,无缝桥中常采用柔性长桩。Dunker等^[5]调查后发现,整体桥普遍采用单排H形钢桩来吸纳水平变形,但其存在易锈蚀、价格高、打桩易屈服破坏等缺点。对于混凝土桩,Kamel等^[6]和于天来等^[7]研究认为,其水平向刚度过大、变形能力差,是整体桥中最易遭受损伤的薄弱部位。

针对上述问题,考虑水平荷载作用下柔性桩的变形及内力特点,将桩身分成2段:上段采用超高性能混凝土(Ultra-High Performance Concrete, UHPC),在保证竖向承载能力的前提下,可适当缩小上段桩身截面尺寸,弱化基础水平向刚度,增强其变形能力。黄福云等^[8]计算发现,对于长桩,从某个长度(一般按第2个反弯点算起)以下桩段的侧向变位已经很小,可不考虑其抗弯效果,因此,下段仍采用普通混凝土,将这种桩称为UHPC-RC阶梯桩。UHPC是以细砂为骨料,以钢纤维加劲的水泥基复合材料,是一种高强度、高密实度、高耐久性和高韧性的混凝土材料^[9-10]。将UHPC应用于整体桥基桩有利于整体桥的推广。

众多学者对UHPC桩进行了试验及有限元分析。Voort等^[11]和Garder等^[12]认为,UHPC桩可以适应多种环境条件且耐久性好,可以大幅降低后期维护费用,延长桥梁使用寿命。Suleiman等^[13]和Ng等^[14]对UHPC桩进行了横向和纵向加载的原位试验,结果表明,UHPC桩耐击打,其竖向承载力比相同尺寸的钢桩大。目前,对于UHPC-RC阶梯桩的研究较少。陈宝春等^[15]采用UHPC-RC阶梯桩替代原桥混凝土桩进行了MIDAS有限元试设计,结果表明,UHPC-RC阶梯桩能够显著增大基础的柔度,减小梁端和桩身内力,满足整体桥纵向变形的需

要。为明确预应力对桩受力性能的影响,庄一舟等^[16]对预应力PHC管桩进行了试验研究,结果表明,预应力可增强桩身变形能力、增大桩-土相互作用程度。现有研究主要集中于等截面桩的受力性能,对阶梯桩缺乏深入、系统的试验分析。作为变截面桩,阶梯桩在水平荷载作用下的工作机理和受力性状变得复杂,不能靠传统的桩基础理论体系进行分析^[17]。

笔者以福建省某整体桥为工程背景,为提高UHPC-RC阶梯桩的抗裂性能及整体性,在阶梯桩上布置预应力筋,开展不同预应力下UHPC-RC阶梯桩桩-土相互作用拟静力试验,研究带预应力的阶梯桩在水平低周往复荷载作用下的水平承载能力衰减规律、桩身变形分布规律、破坏模式及桩-土相互作用变化规律,然后进行数值参数分析,得到主要影响因素及其影响规律。

1 试验

1.1 试件设计

以福建省永春县上坂大桥为工程背景,该桥为整体式桥台无缝桥,台下桩采用普通混凝土桩,其截面是尺寸为700 mm×500 mm的矩形,桩长为12.6 m。李增锋^[18]按照0.31的缩尺比例,制作了217 mm×155 mm矩形截面桩RC1,桩身材料为C40混凝土,桩长3.5 m,并进行了拟静力水平位移荷载试验。试验模型阶梯桩共2根,为参照桩RC1的试验结果,同时考虑试验场地因素影响,两根模型桩参考上述缩尺比例,下部桩段的截面尺寸同样拟定为217 mm×155 mm,桩段长2.1 m,材料为C40混凝土。上段桩段采用140 mm×120 mm×40 mm×40 mm的H形截面,桩段长1.4 m,材料为U130混凝土(标准抗压强度为130 MPa的超高性能混凝土)。

为讨论预应力对阶梯桩的影响,两根模型桩中均布置相同的预应力筋,区别在于模型桩U-RC1未张拉(无预应力)、U-RC2已张拉(有预应力),模型桩的具体参数见表1。

表1 模型桩参数

Table 1 Parameters of piles

编号	材料		截面形式		桩长/m		预应力
	上段	下段	上段	下段	上段	下段	
U-RC1	U130	C40	H形	矩形	1.4	2.1	无
U-RC2							有
RC1	C40		矩形		3.5		无

参考模型桩RC1的钢筋布置^[17],试件U-RC1、U-RC2的下部桩段配筋率为1.6%,纵筋采用6 ϕ 10和2 ϕ 8的HRB335钢筋,箍筋采用 ϕ 6的HPB235钢筋,间距120 mm。两根模型桩通长布置4根公称直径为12.7 mm的7丝标准无粘结预应力钢绞线和2 ϕ 6的HPB235钢筋。U-RC1和U-RC2的预应力钢绞线张拉控制力分别为0、20 kN。钢绞线弹性模量为 1.95×10^5 MPa,单根钢绞线可承受的最大拉力为191 kN,极限强度为1 860 MPa。图1为矩形和H型截面的钢筋及预应力筋布置情况。

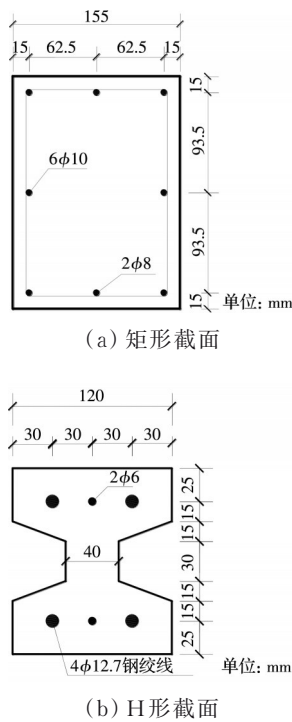


图1 纵向钢筋及预应力筋布置图

Fig. 1 Arrangement of longitudinal and prestressed reinforcement

1.2 土箱与土体参数

根据模型尺寸、边界条件及试验场地条件,综合选用长 \times 宽 \times 高为2 m \times 3 m \times 4 m的土箱,土箱由预制钢板拼接而成,底部为1 cm厚的钢板,钢板留有圆孔与地锚相连,如图2所示。试验所用砂土取自福建省闽江,各项参数如表2所示。



图2 试验土箱

Fig. 2 Soil box for test

表2 砂土物理参数

Table 2 Physical properties of sand

含水量 $\omega/\%$	密度 $\rho/$ (g/cm^3)	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	平均标贯击 数 N	相对密实 度 $D_r/\%$
4.6	1.90	35	16	53

试验采用砂土模拟实地土质,根据《土的工程分类标准》(GB/T 50145—2007)^[18]进行土工试验。试验过程中砂土填筑方式为:每装填高度25 cm进行一次压实,填筑均匀,直至填土高度达到3.1 m(即预留出0.4 m的无埋深桩段)。

1.3 加载装置与加载方式

试验采用福州大学结构馆MTS电液伺服加载系统,如图3所示。加载点离土表面0.25 m,桩底通过槽钢固定,作动器量程为 ± 250 mm,能提供的最大荷载为250 kN。具体加载制度如图4所示:初期依次按2、5、8、10 mm施加水平位移荷载;在位移荷载为10~30 mm阶段,增量为5 mm;位移荷载超过30 mm后,增量为10 mm,直至加载到某一幅值位移,构件承载能力下降到最大承载力的85%或模型桩出现显著破坏时试验终止。试验过程中加载速

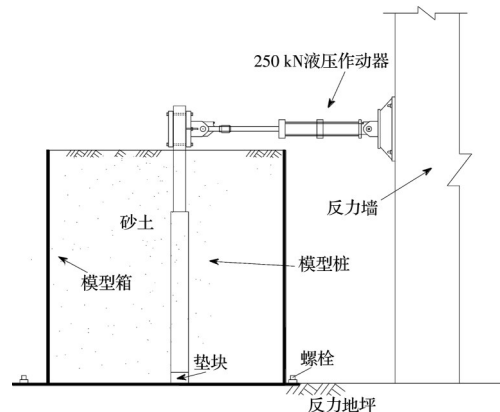


图3 试验布置图

Fig. 3 Layout of test

度为 1 mm/s,加载方向为桩的弱轴方向。

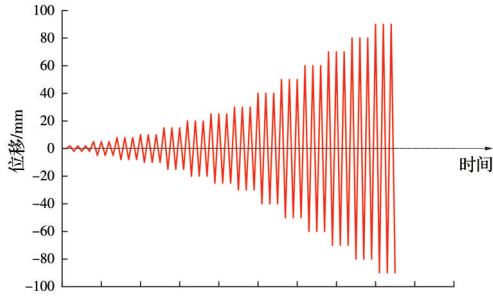


图 4 水平位移加载历程

Fig. 4 Loading process of horizontal displacement

1.4 测点布置

试验布置有应变片、位移计、土压力盒共 3 种传感器,限于篇幅,暂不分析土压力和位移数据。

图 5 为桩身应变片沿埋深方向的布置图。应变片在 H 形截面对称布置于翼缘上,应变片在非加密区的布置间距为 350 mm,在加密区的布置间距为 175 mm,桩身两侧各布置 12 个应变片,共计 24 个,从上至下依次编号为 C1~C24。

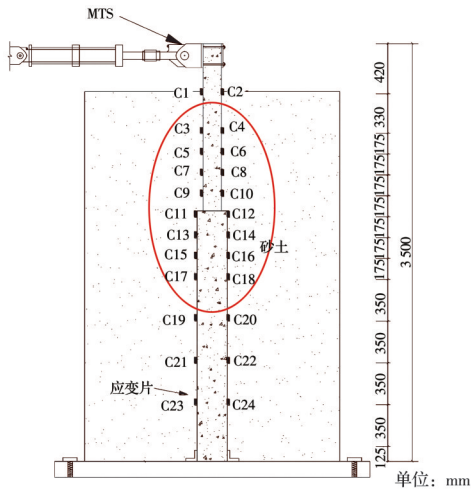


图 5 应变片布置

Fig. 5 Arrangement of strain gauges

2 试验结果分析

2.1 桩身破坏特点

桩身表面混凝土破坏程度可分成 3 个等级:微裂缝、中等裂缝和宽裂缝。微裂缝:桩身表面混凝土裂缝处于发展初期,此时能够观察到明显的裂缝,但裂缝尚未贯穿整个截面;中等裂缝:桩身表面混凝土裂缝发展至贯穿整个截面,但未出现钢筋裸露现象;宽裂缝:桩身产生贯穿裂缝后,表面混凝土压碎、脱落,并伴随钢筋裸露现象。3 根模型桩的具体破坏特征见表 3。

表 3 模型桩破坏情况

Table 3 Failure modes of model piles

编号	裂缝数量	裂缝位置 (入土深度/m)	破坏特点
U-RC1	1	0.44	中等裂缝
		0.47	微裂缝
U-RC2	4	0.67	中等裂缝
		0.85	宽裂缝
		0.99	中等裂缝
		0.57	微裂缝
RC1	3	0.74	宽裂缝
		0.96	中等裂缝

由图 6(a)和表 3 可知,试件 U-RC1 破坏位置埋深仅 0.44 m(3D)且破坏程度较轻,只产生一条贯穿裂缝,且裂缝处混凝土没有被压碎的迹象,其中 D 的取值为构件绕弱轴受弯方向的截面宽度,140 mm。由图 6(b)和表 3 可知,U-RC2 主裂缝位置埋深为 0.85 m,裂缝分布范围更广,在主裂缝处混凝土



(a) 试件 U-RC1



(b) 试件 U-RC2



(c) 试件 RC1^[18]

图 6 试件的破坏模式

Fig. 6 Failure modes of specimens

土有被压碎的痕迹。由图6(c)可知,等截面桩RC1破坏现象较严重,破坏位置的混凝土出现了明显的压碎、脱落现象。

比较试件U-RC1和U-RC2的破坏模式,试件U-RC2主裂缝位置在埋深0.85 m(6D)处,相比试件U-RC1,下降了约0.41 m,说明预应力的存在使得上下两段桩身协同受力,可以显著增强桩-土间的相互作用。试件U-RC1的破坏模式类似于少筋梁,表现为很强的脆性,一旦裂缝出现,其发展将不受限制,原因可能是UHPC段H形截面空间有限,通长的纵向钢筋少。混凝土一旦开裂,就会导致纵向钢筋断裂破坏,桩身绕着初始裂缝位置转动,直至该点发生破坏,导致其抗弯、抗拉能力减弱。

比较试件RC1和U-RC2的破坏模式发现,相比试件RC1,试件U-RC2主裂缝位置下降了约0.11 m,这是因为RC1截面尺寸较大,土体的抗力作用更显著。而且由表3可知,试件U-RC2、RC1在加载过程均出现内力重分布现象,其桩身裂缝到达一定宽度后,裂缝位置的混凝土被压碎,裂缝重新发展。

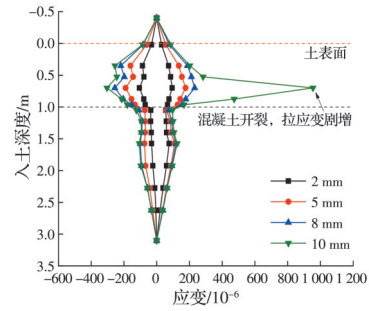
2.2 桩身应变

当位移荷载较大时,桩身混凝土开裂,此时应变片测得的应变不可靠,因此,仅给出小位移下的桩身应变。图7(a)为试件U-RC1的桩身应变分布,可见,试件U-RC1桩身应变分布存在不连续性,桩身应变首先在UHPC段先增大后减小,随后在上、下段连接处急剧减小,并在UHPC段和RC段各存在一个峰值应变,且上段桩身峰值应变远大于下段桩身。从图7(b)可知,当位移荷载小于8 mm时,桩身的拉、压应变呈对称分布,认为此时试件U-RC1处于弹性阶段;当位移荷载为10 mm时,入土深度0.525~0.875 m处的拉、压应变不再对称,埋深0.7 m处的拉应变剧增,表明在该位移荷载作用下桩身混凝土已开裂。

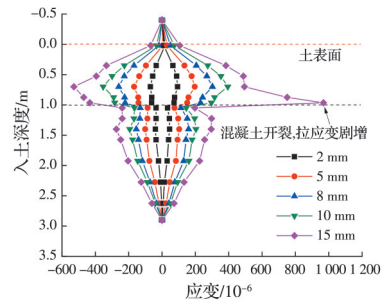
图7(b)为试件U-RC2桩身应变分布,趋势与试件U-RC1较为吻合,UHPC段拉应变峰值出现在入土深度0.875~1.0 m处,压应变峰值出现在0.875 m处。当位移荷载小于10 mm时,桩身的拉、压应变沿深度方向呈对称分布;当位移荷载为15 mm时,入土深度0.35~0.965 m处的拉、压应变不再对称,UHPC开裂。

图7(c)给出了试件RC1沿埋深方向的拉压应变分布,可见,拉、压应变在全桩长范围内均呈抛物线分布,最大拉、压应变均出现在埋深0.70 m位置,与最终的桩身破坏位置基本一致。当位移达到8 mm时,试件RC1的最大拉应变超过了普通混凝土的开裂应变(65×10^{-6}),且此时拉压应变不再对称,继续

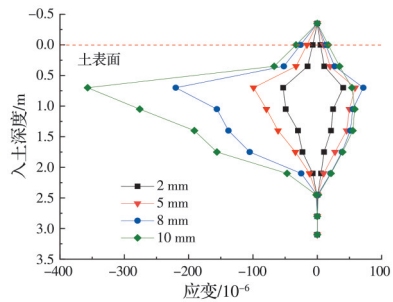
增大位移荷载,拉应变开始下降,说明微裂缝开始产生。



(a) 试件U-RC1应变数据



(b) 试件U-RC2应变数据



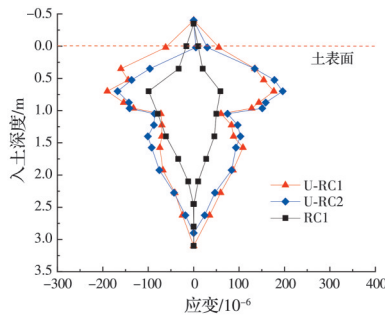
(c) 试件RC1应变数据^[19]

图7 应变沿桩身分布曲线

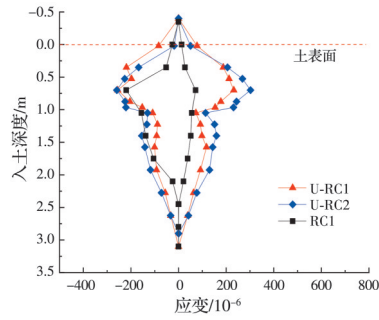
Fig. 7 Strain distribution curves along piles

图8给出了3根桩在5、8 mm位移荷载作用下的桩身拉、压应变分布对比曲线。比较无预应力和有预应力的两根阶梯桩试件U-RC1、U-RC2发现,预应力的施加使桩身应变分布曲线形状更加饱满。相比而言,等截面桩试件RC1在各级荷载作用下的拉应变最小,表明阶梯桩构造引起的刚度突变会使应变值增大,对桩的受力不利,在阶梯桩设计中应给予重视。

表4给出了3根桩的开裂荷载、开裂位移和开裂位置。由表4可知,相对于试件U-RC1,试件U-RC2开裂荷载和开裂位移均有所提高,即桩身抗裂性能得以提升。对比试件U-RC2和RC1的开裂荷载及开裂位移可知,相比等截面桩试件RC1,预应力阶梯桩试件U-RC2的开裂荷载提高了1倍左右,



(a) 5 mm 桩身应变



(b) 8 mm 桩身应变

图 8 模型桩桩身应变对比

Fig. 8 Strain comparison of model piles

一方面是因为预应力的存在可以弥补桩身刚度突变引起的应变增大,另一方面是因为UHPC的开裂应变大于普通混凝土。

表 4 模型桩开裂荷载及开裂位移

Table 4 Cracking load and cracking displacement of model piles

编号	开裂荷载/kN	开裂位移/mm	开裂位置(入土深度)/m
U-RC1	4.17~4.70	8~10	0.44
U-RC2	8.48~11.28	10~15	0.350~0.965
RC1	4.21~5.75	5~8	0.450~0.850

2.3 桩身弯矩

当模型桩处于弹性范围内时,沿桩深方向的弯矩可以基于平截面假定,近似地通过桩身两侧应变值换算得到。具体的换算公式为

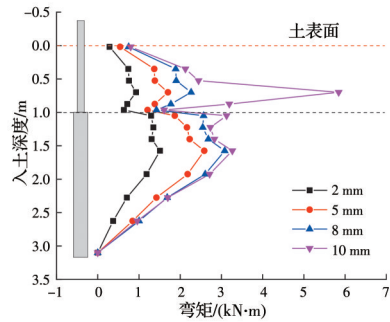
$$M = \frac{EI(\epsilon_t - \epsilon_c)}{D} \quad (1)$$

式中: M 为桩身弯矩, $\text{kN}\cdot\text{m}$; ϵ_t 为拉应变; ϵ_c 为压应变; D 为桩径, m ; E 为桩身混凝土弹性模量, MPa ; I 为换算截面惯性矩, m^4 。

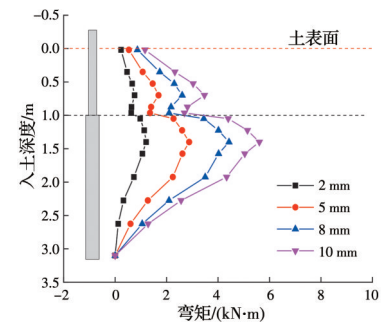
图 9 为 3 根模型桩在 2~10 mm 位移荷载作用下的桩身弯矩分布曲线。由图 9(a)、(b)可知,阶梯桩试件 U-RC1、U-RC2 的弯矩曲线分布呈“3”字形,桩身弯矩先增大后减小,在变截面处又开始增大,上下两段桩身各存在一个弯矩极值点。在变截面

附近(埋深 1.0 m)位置,试件 U-RC1 桩身弯矩急剧减小,主要是因为上下两段连接刚度过小。试件 U-RC2 弯矩的突变在变截面处较为缓和,且下段桩身弯矩大于无预应力的试件 U-RC1,主要是因为预应力的作用使得上下两段的受力更连续,连接刚度更大,因此,在阶梯桩设计时应采用足够的纵筋或张拉预应力筋,以保证基桩的整体性。试件 U-RC1、U-RC2 桩身最大弯矩出现的位置与其破坏位置并不对应,下段桩身弯矩极值较大,但是其截面抗弯强度也较大,所以在 RC 段并未发现混凝土破坏现象。

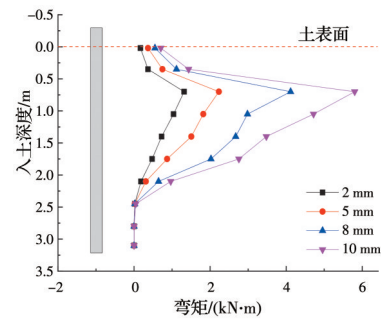
图 9(c)为等截面桩试件 RC1 桩身弯矩分布,从土表面开始,其弯矩先增后减,大致呈抛物线形,仅有一个弯矩极值,且弯矩极值点与桩最终破坏的位置相对应。对比图 9(a)、(c)可知,10 mm 荷载内,试件 U-RC1、RC1 弯矩最大值相差不大,荷载为 8 mm



(a) 试件 U-RC1



(b) 试件 U-RC2



(c) 试件 RC1^[19]

图 9 模型桩桩身弯矩分布曲线

Fig. 9 Bending moment distribution curves of model piles

时,试件U-RC1、RC1的弯矩最大值分别为4.43、4.12 kN·m,两者仅相差7.0%;荷载为10 mm时,试件U-RC1、RC1的弯矩最大值分别为5.60、5.80 kN·m,两者仅相差3.4%,在小位移荷载下,预应力UHPC-RC阶梯桩桩身内力并未显著减小,但试件U-RC1最大弯矩处的埋深相比试件RC1增大了约0.75 m。

2.4 滞回曲线

图10(a)~(c)分别给出了试件U-RC1、U-RC2、RC1模型桩的滞回曲线。由图10(a)可知,随着位移荷载的增大,U-RC1滞回环从“反S”形逐渐变化为“反Z”形,主要是预应力筋未张拉锚固,加载过程中造成大量滑移引起的。

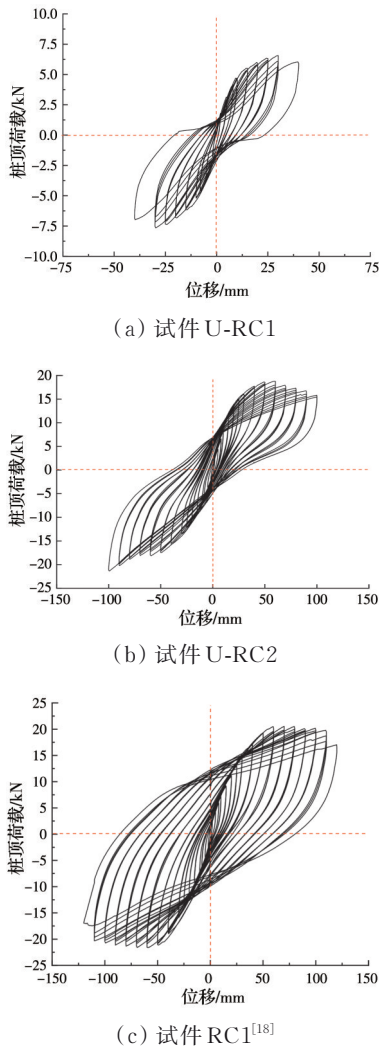


图 10 滞回曲线
Fig. 10 Hysteresis curves

由图10(b)、(c)可知,在加载后期,试件U-RC2、RC1滞回环分别逐渐过渡为弓形和梭形,因为往复位移下桩不断将土体压实,桩-土接触更为紧密,土体承载能力不断提高,滞回环更加饱满,整个

体系的耗能能力得以提升。但是,加载后期U-RC2的正负向滞回曲线较不对称,这是由于桩截面尺寸较小,张拉设备的尺寸限制了同时张拉两根对称位置的钢绞线,导致预应力施加不对称。

由图10可知,试件RC1滞回环的饱满程度最高,U-RC2次之,U-RC1最低。对比可知,预应力使阶梯桩具有更良好的耗能能力,但是相比等截面桩,其耗能能力没有优势。

2.5 骨架曲线

图11给出了3根模型桩的骨架曲线。从图11中可以看出,骨架曲线变化趋势总体上可以分为4个阶段:弹性阶段、弹塑性阶段、塑性阶段和破坏阶段。通过计算,3根桩的桩顶水平刚度分别为902.61、1176.79、1315.36 kN/m,由于预应力的施加,相比试件U-RC1,试件U-RC2桩顶水平刚度增大了23.30%,等截面桩RC1的桩顶水平刚度最大,主要是因为其桩与土的接触面积大,且桩本身的抗推刚度大。

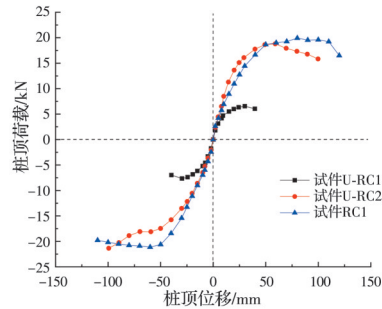


图 11 骨架曲线
Fig. 11 Skeleton curves

由图11可知,试件U-RC2峰值荷载(正向)为18.79 kN,相较试件U-RC1,提高了159.50%,所对应的峰值位移为60 mm,相比试件U-RC1,提高了2倍。试件RC1的极限位移达到120 mm,远大于试件U-RC1,主要是因为连续纵筋过少,使阶梯桩的承载力迅速下降,由于张拉了预应力筋,试件U-RC2桩-土体系的塑性发展得到一定保证,延缓了承载力的丧失速率,极限位移达到了100 mm,且对比试件U-RC2和RC1的峰值荷载(正向)可知,两者仅相差5.72%,预应力的存在使UHPC-RC阶梯桩的承载力达到等截面桩的水平。

表5给出了通过Park法^[20]计算出的3根桩的屈服位移及对应的屈服荷载,试件U-RC2的屈服荷载和屈服位移最大,较试件U-RC1和RC1分别提高了197.41%和18.92%;屈服位移较试件U-RC1和RC1分别提高了104.10%和8.30%。

表 5 模型桩屈服荷载、屈服位移和极限位移

Table 5 Yield load, yield displacement and ultimate displacement of model piles

模型桩	P_y/kN	Y_y/mm	Y_u/mm	位移延性系数
U-RC1	5.41	14.31	40.00	2.80
U-RC2	16.09	29.24	100.00	3.42
RC-1	13.53	27.00	120.00	4.44

表 5 还给出了 3 根桩的位移延性系数, 试件 RC1 位移延性系数最大, 表明其非弹性变形能力最好, 有较好的抗震能力, 试件 U-RC2 次之, 试件 U-RC1 最小。试件 U-RC2 的延性系数相比试件 U-RC1 提高了 15.70%, 表明预应力的施加使加载过程中埋深更深的土体参与桩-土的相互作用, 因此有效延缓了桩承载力的下降, 其延性系数为试件 RC1 的 0.77 倍, 预应力阶梯桩的承载力散失速度比等截面桩快。

2.6 等效黏滞阻尼比

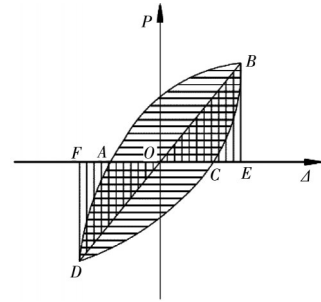
为了更准确地了解 3 根模型桩的抗震性能和耗能能力, 计算得到 3 根桩的等效黏滞阻尼比。等效黏滞阻尼比 ξ_e 是衡量模型桩-土体系抗震能力的重要指标之一^[21], 等效黏滞阻尼比 ξ_e 越大, 结构耗能能力越强, 抗震性能越好。其计算公式为

$$\xi_e = \frac{1}{2\pi} \frac{S_{ABCD}}{S_{OFD} + S_{OBE}} \quad (2)$$

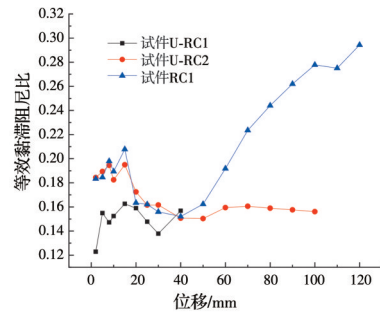
式中: S_{ABCD} 为滞回环面积(滞回耗能能力); $S_{OFD} + S_{OBE}$ 为 2 个三角形的面积之和(弹性应变能), 见图 12(a)。

从图 12(b) 可以看出, 当位移荷载为 2~15 mm 时, 3 根桩的等效黏滞阻尼比变化均无规律可循, 这是因为加载初期桩-土开始接触, 桩-土体系共同耗能, 但是土体耗能并不稳定, 随着荷载继续增大, 混凝土开始开裂, 模型桩耗能能力随之减弱。在 30 mm 荷载范围内, 试件 U-RC2 等效黏滞阻尼比大于无预应力的试件 U-RC1, 说明预应力的存在可以提高桩本身的能量耗散, 另外, 在加载全过程试件 U-RC1 等效黏滞阻尼比的值均较小。

当位移荷载大于 40 mm 时, 试件 RC1 的等效黏滞阻尼比随着位移的增大而上升, 因为桩-土体系进入塑性屈服阶段, 耗能能力大幅提升。但是试件 U-RC2 的等效黏滞阻尼比却随着位移的增大而缓慢下降, 这主要是试件 U-RC2 预应力张拉不对称引起的。从图 10(b) 可以看出, 虽然试件 U-RC2 的滞回曲线面积在增大, 但在负向加载时滞回曲线承载能力并未达到峰值, 还处于上升阶段, 导致弹性应变能(即三角形面积)增大, 所以等效黏滞阻尼比反而



(a) 计算图示



(b) 模型桩等效黏滞阻尼比

图 12 等效黏滞阻尼比

Fig. 12 Equivalent viscous damping ratio

缓慢减小。

2.7 刚度退化曲线

结构的刚度退化是反映结构抗震性能的一个重要指标, 根据规范^[22], 模型桩-土体系的割线刚度 $K_{i,q}$ 可按式(3)计算。

$$K_{i,q} = \frac{|+P_{i,max}| + |-P_{i,max}|}{|+Y_{i,max}| + |-Y_{i,max}|} \quad (3)$$

式中: $+P_{i,max}$ 、 $-P_{i,max}$ 分别为第 i 次循环正、反向加载时对应的峰值点荷载; $+Y_{i,max}$ 、 $-Y_{i,max}$ 分别为第 i 次循环正、反向加载时对应的峰值点位移。

由图 13 可知, 3 根桩-土体系的割线刚度变化趋势基本一致, 加载前期, 由于混凝土开裂及桩-土之间的脱空, 桩-土体系刚度急剧下降。当桩-土系统进入塑性发展阶段, 割线刚度的退化速率随着位移荷载的增大而放缓。

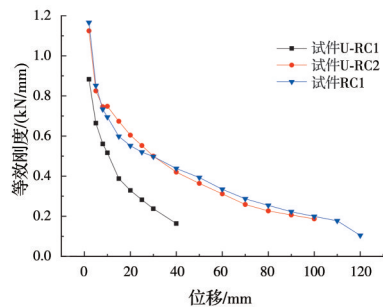


图 13 刚度退化曲线

Fig. 13 Stiffness degradation curves of model piles

比较发现,在相同位移荷载作用下,试件 U-RC2 和 RC1 桩-土体系的割线刚度相差不大,但两者均明显比无预应力的试件 U-RC1 大,且刚度退化速率更缓慢。试件 U-RC2 割线刚度由位移为 2 mm 时的 1.12 kN/mm 逐渐退化为 0.19 kN/mm,破坏时的割线刚度下降至桩顶水平刚度的 16.96%,而试件 U-RC1 在位移为 40 mm 时割线刚度就已经退化到 0.16 kN/mm,为初始割线刚度的 18.18%,所以,预应力的施加不仅可以增大阶梯桩桩-土体系的刚度,而且可以增强桩的塑性变形能力,延缓刚度退化。

3 预应力 UHPC-RC 阶梯桩桩-土相互作用数值模拟分析

3.1 模型的验证

借助 OpenSees 数值分析软件,建立预应力 UHPC-RC 阶梯桩桩-土相互作用非线性数值分析模型,如图 14 所示。桩身混凝土采用 concrete02,考虑混凝土抗拉性能,该材料加载时为线性,受压卸载时分为 2 段直线,能较好地模拟普通混凝土和 UHPC。钢筋采用 Steel02 本构,Steel02 控制参数有屈服强度 f_y 、弹性模量 E 、应变硬化率 b 和 3 个滞回形状控制系数,其数值按照程序推荐使用^[23]。砂土采用 API 规范中的 p - y 曲线,并用 OpenSees 中的 Py Simple1 单轴本构材料来模拟土弹簧单元,Py Simple1 本构材料主要由 3 个参数 P_u 、 y_{50} 、 C_d 确定,具体取值参考文献^[24]。

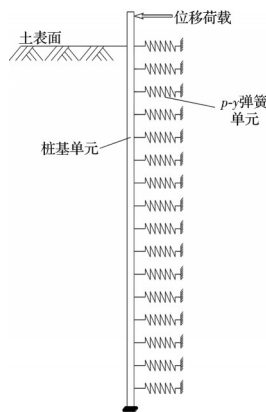


图 14 桩-土相互作用数值模型示意图

Fig. 14 Schematic diagram of pile-soil interaction numerical model

无粘结预应力钢筋采用 truss 单元模拟,材料为 steel02,通过对 steel02 材料施加初始应力来实现预应力的张拉。预应力筋两端通过刚臂单元 (elasticBeamColumn element) 与桩端相连,其余节点与桩身节点自由度耦合,释放轴向的自由度以实

现无粘结预应力筋和混凝土的滑移,如图 15 所示。

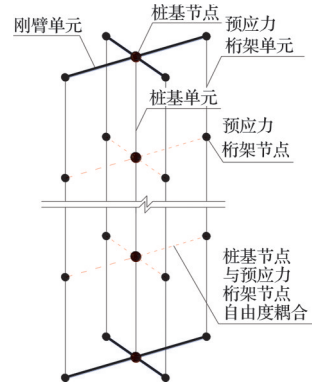
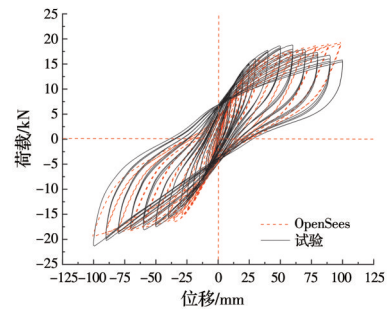


图 15 无粘结预应力模拟示意图

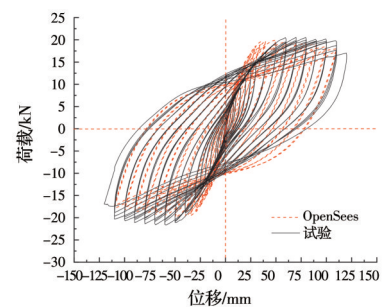
Fig. 15 Schematic diagram of unbonded prestressed simulation

图 16 为试件 U-RC1、RC1 桩顶滞回曲线试验结果和模拟结果的对比。可以看出,数值分析结果与试验结果吻合较好,无粘结预应力造成的捏缩较明显,但有限元模型得到的桩-土体系刚度偏大,这与郭朋鑫^[25]得出的结论类似,因为 API 规范中砂土 p - y 曲线会高估砂土刚度。

3.2 参数分析



(a) U-RC2 模型验证



(b) RC1 模型验证

图 16 有限元模型验证

Fig. 16 Validation of the FE model

通过上述方法建立上坂大桥原基桩的有限元模型,分析预应力度、上下段桩长比值、上下段桩抗弯刚度比值对预应力 UHPC-RC 阶梯桩水平承载能

力的影响。上坂大桥原基桩的截面及配筋如图 17(a)所示,按照等抗压强度、等配筋率且方便分析的原则,设计上段桩的截面如图 17(b)所示。

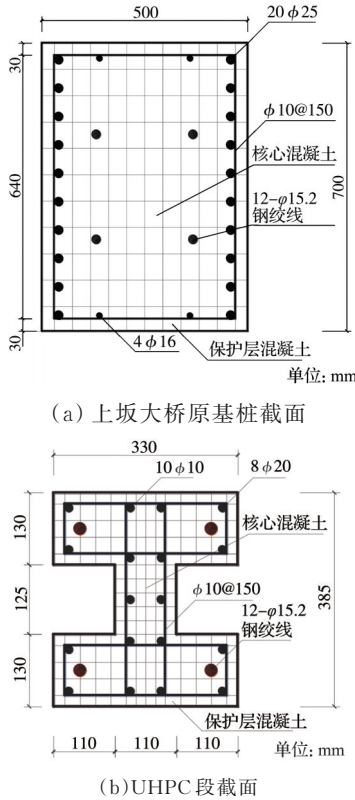


图 17 截面纤维划分

Fig. 17 Fiber section meshing

3.2.1 预应力分析

预应力是影响 UHPC-RC 阶梯桩水平承载力的重要因素,混凝土有效预压应力(下段截面)值取 0、2、4、6、8 MPa。各参数取值下 UHPC-RC 阶梯桩的骨架曲线如图 18 所示。由图 18 可知,随着预应力的增大,阶梯桩的承载力提高,但桩顶水平刚度并不会变化。

3.2.2 长度比分析

UHPC-RC 阶梯桩的 UHPC 段长度对其承载能

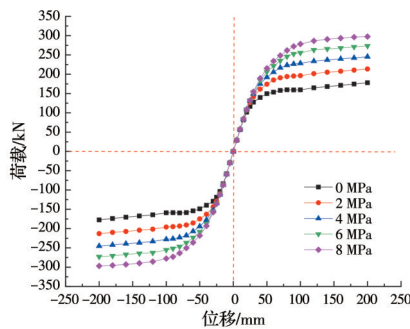


图 18 不同预应力下阶梯桩骨架曲线

Fig. 18 Skeleton curves of stepped pile under different prestressing

力影响较大。图 19 是上下段入土长度比为 0.2、0.5、1.0、2.0 时阶梯桩的骨架曲线。由图 19 可知,随着 UHPC 段长度的增大,UHPC-RC 阶梯桩的承载力不升反降,且桩顶水平刚度减小,主要是因为 UHPC 段截面尺寸较小,土体提供的抗力小。因此,在 UHPC-RC 阶梯桩设计时,上段截面尺寸不应过小,但随着长度的进一步增大,承载力变化并不明显。

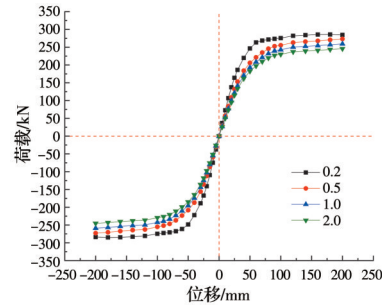


图 19 不同长度比值下阶梯桩骨架曲线

Fig. 19 Skeleton curves of stepped pile under different length ratio

3.2.3 抗弯刚度比值分析

UHPC-RC 阶梯桩上下两段桩的抗弯刚度比值是影响阶梯桩承载能力的重要因素。图 20 是不同抗弯刚度比下 UHPC-RC 阶梯桩的骨架曲线,取抗弯刚度比为 0.2、0.25、0.33、0.5。从图 20 可以看出,桩-土系统承载力均随着上段 UHPC 抗弯刚度的增大明显增大,桩顶水平刚度也增大,从抗弯刚度比为 0.2 时的 5.84 kN/mm 增大至 0.5 时的 8.68 kN/mm,增长了 48.6%,对于整体桥来说,控制上段 UHPC 桩的抗弯刚度有利于减小上部结构内力。

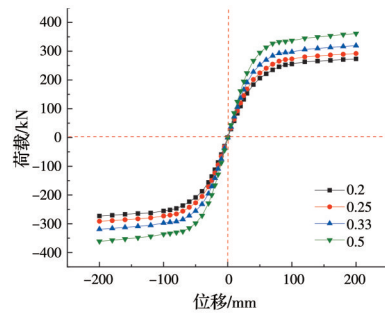


图 20 不同抗弯刚度比值下阶梯桩骨架曲线

Fig. 20 Skeleton curves of stepped pile under different bending stiffness ratio

4 结论

通过对 2 根 UHPC-RC 阶梯桩和 1 根 RC 桩拟静力试验结果进行分析和比较,并基于 OpenSees 的数值模拟,分析了预应力度、上下段桩长比值、上下

段桩抗弯刚度比值对预应力UHPC-RC阶梯桩水平承载能力的影响,得出以下主要结论:

1)试验结果表明,水平往复位移荷载下,无预应力UHPC-RC阶梯桩桩顶水平开裂位移为8~10 mm,而施加预应力后UHPC-RC阶梯桩桩顶水平开裂位移为10~15 mm。预应力的施加能有效提高阶梯桩的开裂位移与开裂荷载。

2)比较两根阶梯桩试件的承载和抗震能力可知:预应力UHPC-RC阶梯桩桩-土相互作用的效果更好,桩-土体系的综合刚度更大,水平极限承载力更高,体系抗震性能更强。由于纵筋提前屈服,致使延性和黏滞阻尼比在试验后期有所下降。因此,建议实际工程中适当提高UHPC配筋率与钢筋等级。

3)比较预应力阶梯桩和等截面桩的承载力、刚度退化、抗震能力、延性可知:预应力UHPC-RC阶梯桩承载力接近等截面桩,两者刚度退化速率基本一致,但等截面桩耗能能力和延性优于阶梯桩。预应力UHPC-RC阶梯桩的开裂位移及开裂荷载均大于等截面桩,可以很好地满足整体桥基桩往复变形而不开裂的需求。

4)应用OpenSees既有的本构关系建立的考虑无粘结预应力滑移滞回分析模型能较好地模拟UHPC-RC阶梯桩的滞回曲线。UHPC-RC阶梯桩水平承载力随着预应力的增大而提高,随着UHPC段长度的增大而减小,随着UHPC段抗弯刚度的增大明显增大。

参考文献

- [1] 陈宝春,庄一舟,黄福云.无伸缩缝桥梁[M].2版.北京:人民交通出版社,2019.
CHEN B C, ZHUANG Y Z, HUANG F Y. Jointless bridges [M]. 2nd edition. Beijing: China Communications Press, 2019. (in Chinese)
- [2] ERHAN S, DICLELI M. Effect of dynamic soil-bridge interaction modeling assumptions on the calculated seismic response of integral bridges [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014, 66: 42-55.
- [3] 武守信,何亚东,江昕宇.桥梁基础工程2019年度研究进展[J].土木与环境工程学报(中英文),2020,42(5): 159-167.
WU S X, HE Y D, JIANG X Y. State-of-the-art review of bridge foundation engineering in 2019 [J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2020, 42(5): 159-167. (in Chinese)
- [4] 洪锦祥,彭大文.桩基础的整体式桥台桥梁受力性能研究[J].中国公路学报,2002,15(4): 43-48.
HONG J X, PENG D W. Research on the loaded property of integral abutment bridges with flexible piles [J]. China Journal of Highway and Transport, 2002, 15(4): 43-48. (in Chinese)
- [5] DUNKER K F, LIU D J. Foundations for integral abutments [J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2007, 12(1): 22-30.
- [6] KAMEL M R, BENAK J V, TADROS M K, et al. Prestressed concrete piles in jointless bridges [J]. PCI Journal, 1996, 41(2): 56-67.
- [7] 于天来,李伯岩,刘洋,等.整体式桥台桥梁细部构造设计[J].中外公路,2011,31(2): 193-195.
YU T L, LI B Y, LIU Y, et al. Detail structural design of integral abutment bridge [J]. Journal of China & Foreign Highway, 2011, 31(2): 193-195. (in Chinese)
- [8] 黄福云,庄一舟,付鑫,等.无伸缩缝梁桥抗震性能与设计计算方法研究[J].地震工程与工程振动,2015,35(5): 15-22.
HUANG F Y, ZHUANG Y Z, FU C, et al. Review on the seismic performance and simplified design method of jointless bridge [J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2015, 35(5): 15-22. (in Chinese)
- [9] 陈宝春,季韬,黄卿维,等.超高性能混凝土研究综述[J].建筑科学与工程学报,2014,31(3): 1-24.
CHEN B C, JI T, HUANG Q W, et al. Review of research on ultra-high performance concrete [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2014, 31(3): 1-24. (in Chinese)
- [10] 李传习,聂洁,潘仁胜,等.水胶比对超高性能混凝土施工与力学性能的影响[J].土木与环境工程学报(中英文),2020,42(4): 164-174.
LI C X, NIE J, PAN R S, et al. Effect of water-to-binder ratio on construction and mechanical properties of ultra-high performance concrete [J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2020, 42(4): 164-174. (in Chinese)
- [11] VOORT T V, SULEIMAN M T, SRITHARAN S. Design and performance verification of ultra-high performance concrete piles for deep foundations [R]. Ames, Iowa, U. S.: Iowa State University, 2008.
- [12] GARDER J A. Use of UHPC piles in integral abutment bridges [D]. Ames: Iowa State University, 2012.
- [13] SULEIMAN M T, VANDE VOORT T, SRITHARAN S. Behavior of driven ultrahigh-performance concrete H-piles subjected to vertical and lateral loadings [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(10): 1403-1413.
- [14] NG K W, GARDER J, SRITHARAN S. Investigation of ultra high performance concrete piles for integral abutment bridges [J]. Engineering Structures, 2015, 105: 220-230.

- [15] 陈宝春, 陈国栋, 苏家战, 等. 采用UHPC-RC阶梯桩的整体桥试设计[J]. 建筑科学与工程学报, 2018, 35(1): 1-8.
CHEN B C, CHEN G D, SU J Z, et al. Trial-design study on integral abutment bridge by using UHPC-RC stagewise piles [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2018, 35(1): 1-8. (in Chinese)
- [16] 庄一舟, 黄福云, 钱海敏, 等. PHC管桩-土相互作用受力性能拟静力试验[J]. 中国公路学报, 2017, 30(4): 42-51, 71.
ZHUANG Y Z, HUANG F Y, QIAN H M, et al. Pseudo-static test research on mechanic behavior of PHC piles with soil-pile interaction [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(4): 42-51, 71. (in Chinese)
- [17] 刘新荣, 方焘, 耿大新, 等. 大直径变径桩横向承载特性模型试验[J]. 中国公路学报, 2013, 26(6): 80-86, 190.
LIU X R, FANG T, GENG D X, et al. Model test on lateral bearing behaviors of large diameter pile with variable cross section [J]. China Journal of Highway and Transport, 2013, 26(6): 80-86, 190. (in Chinese)
- [18] 土的工程分类标准:GB/T 50145—2007[S]. 北京:中国计划出版社, 2007.
Engineering classification standard of soil: GB/T 50145—2007 [S]. Beijing: China Planning Press, 2007. (in Chinese)
- [19] 李增锋. 基于位移的混凝土桩-土相互作用拟静力试验研究[D]. 福州: 福州大学, 2018.
LI Z F. Quasi static test research of concrete pile-soil interaction based on displacement [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2018. (in Chinese)
- [20] PARK R. Evaluation of ductility of structures and structural assemblages from laboratory testing [J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1989, 22(3): 155-166.
- [21] 过镇海, 时旭东. 钢筋混凝土原理和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
GUO Z H, SHI X D. Reinforced concrete theory and analyse [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003. (in Chinese)
- [22] 建筑抗震试验规程: JGJ/T 101—2015 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
Specification for seismic test of buildings: JGJ/T 101—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese)
- [23] MAZZONI S, MCKENNA F, SCOTT M H, et al. OpenSees Command Language Manual [M]. Berkeley: PEER, University of California, 2007.
- [24] 刘亚明, 司炳君, 何福. 单桩-土相互作用非线性数值分析模型[J]. 防灾科技学院学报, 2018, 20(2): 1-5.
LIU Y M, SI B J, HE F. Nonlinear numerical analysis model for single pile-soil interaction [J]. Journal of Institute of Disaster Prevention, 2018, 20(2): 1-5. (in Chinese)
- [25] 郭朋鑫. 桥梁H型钢桩抗震性能研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2015.d
GUO P X. Seismic behavior of steel H-piles in bridges [D]. Changsha: Hunan University, 2015. (in Chinese)

(编辑 黄廷)