

文章编号: 1000-8608(2018)06-0624-10

预应力钢绞线超高强混凝土管桩轴压性能研究

陈刚^{1,2}, 周清晖¹, 徐铨彪², 龚顺风^{*1}, 肖志斌², 刘承斌¹

(1. 浙江大学土木工程系, 浙江杭州 310058;

2. 浙江大学建筑设计研究院有限公司, 浙江杭州 310028)

摘要:通过对2种常用桩型的预应力钢绞线超高强混凝土管桩和预应力钢绞线复合配筋超高强混凝土管桩进行轴压性能试验、数值模拟分析和经验公式计算,研究了管桩的极限轴压承载力、极限轴压变形及破坏特征。结果表明:所有管桩试件均呈现受压破坏,混凝土首先压碎,导致纵筋向外压曲,箍筋拉断。数值模拟得到的桩身破坏断面与试验桩身破坏断面吻合较好,数值模型可以较为准确地预测管桩极限轴压承载力和极限轴压变形。预应力钢绞线超高强混凝土管桩以及预应力钢绞线复合配筋超高强混凝土管桩的抗压承载力建议按照国家标准图集《预应力混凝土管桩》(10G409)中公式进行计算。

关键词: 超高强混凝土管桩; 钢绞线; 抗压承载力; 破坏特征; 数值模拟

中图分类号: TU473

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb201806011

0 引言

预应力高强混凝土管桩具有桩身竖向承载力高、生产施工便捷、经济性突出等方面的优点,但其纵筋预应力钢棒延性较差,导致管桩整体抵抗水平作用能力有限^[1-2]。本文针对预应力钢绞线的张拉锚固、钢筋笼的制作等方面运用一系列创新工艺^[3-6],通过配置预应力钢绞线代替预应力钢棒研发预应力钢绞线超高强混凝土管桩,并在此基础上额外配置非预应力筋研发复合配筋超高强混凝土管桩。

目前对于单桩竖向抗压承载力的研究主要集中在实际工作环境中,即考虑桩与土的相互作用关系,而对足尺桩的桩身承载力与破坏形式的研究较少。董全杨等^[7]通过静载试验和数值模拟研究新型带肋预应力混凝土管桩抗压承载性能,对相同外径的直型桩与带肋桩进行现场静载试验,分析肋部厚度、间距等参数对于新型带肋桩抗压承载力的影响,提出新型带肋桩极限抗压承载力的建议计算公式。周佳锦等^[8-9]通过现场抗压静载

试验和数值模拟方法,对静钻根植竹节桩荷载传递机理及抗压承载性能进行研究,得出不同设计参数对于竹节桩抗压承载力的影响。施诚等^[10]通过数值分析对比预应力高强混凝土管桩(PHC管桩)、高强混凝土薄壁钢管桩(TSC管桩)及PHC-TSC组合桩的单轴受压性能,得到抗压承载力和应力-应变曲线,结果表明组合桩的抗压承载力显著大于二者单独作用下抗压承载力的叠加。徐铨彪等^[11]对复合配筋混凝土预制方桩桩身进行了轴压试验,指出复合配筋混凝土预制方桩存在轴压破坏与局压破坏两种破坏形式,其抗压承载力宜采用《建筑地基基础设计规范》(GB 50007—2011)的公式进行计算。

本文依据工程中常用的预应力混凝土管桩尺寸,选取外径400 mm和500 mm的两种桩型的两根预应力钢绞线超高强混凝土管桩(下称钢绞线桩)和两根预应力钢绞线复合配筋超高强混凝土管桩(下称复合配筋桩)进行轴压性能试验。其中,钢绞线桩编号为GJX400I95、GJX500I100,复合配筋桩编号为FHPJ400I_b95、FHPJ500I_b100。

收稿日期: 2018-03-14; 修回日期: 2018-09-17。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51479176, 51009122); 浙江省重点研发计划项目(2018C03033-1)。

作者简介: 陈刚(1978-),男,博士,高级工程师,E-mail:23425211@qq.com; 龚顺风*(1975-),男,博士,教授,E-mail:sfgong@zju.edu.cn。

采用规范^[12-15]公式计算管桩的桩身极限抗压承载力, 对比数值模拟结果与规范公式计算值, 检验现行规范^[12-15]对钢绞线桩与复合配筋桩的适用性。结合有限元软件 ABAQUS 建立相应的数值模型, 对比数值模拟与试验得到的桩身极限轴压承载力, 验证数值模型的可靠性并通过数值模型分析钢绞线桩与复合配筋桩在轴压荷载下的破坏特征、抗压承载力与极限轴压变形, 为该新型管桩的设计和工程推广应用提供参考。

1 轴向抗压试验

1.1 试验概况

本次试验重点研究管桩桩身的轴压性能, 以

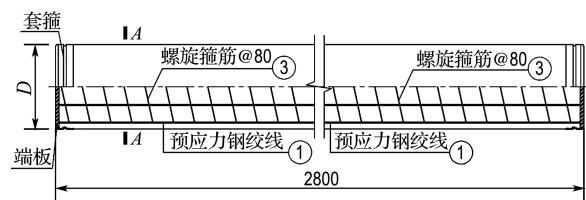
试验管桩混凝土压碎破坏作为终止加载条件。试件的几何尺寸及配筋详见表 1 和图 1, 其中 D 为管桩的外径, D_p 为预应力钢筋分布圆直径, t 为管桩壁厚, ρ_s 为纵向钢筋配筋率, σ_{con} 为预应力钢筋的张拉控制应力, σ_{ce} 为混凝土有效预压应力。

试验加载参考国家标准^[16-17], 每根管桩试件长 2.8 m, 使用 YAW-10000F 型微机控制电液伺服多功能试验机对管桩试件进行加载。管桩试件应变片及位移计布置如图 2 所示, 其中应变片均布置于混凝土上, 测点位置位于长度方向 1/4、1/2、3/4 的截面上, 每个截面沿桩身外周均匀布置 4 个应变片, 共 12 片; 位移计布置于管桩两侧端板延伸位置, 上下各 2 个, 共 4 个。

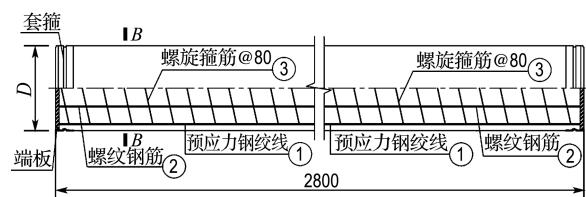
表 1 试件几何尺寸和配筋规格

Tab. 1 Geometric dimensions and reinforcement specifications of test specimens

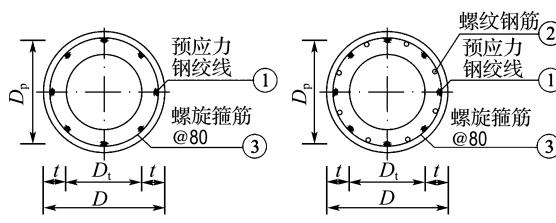
管桩编号	D/mm	D_p/mm	t/mm	主筋配置	配筋率/%	箍筋配置	σ_{con}/MPa	σ_{ce}/MPa
GJX400I95	400	308	95	7φ ^D 11.1(预)	0.57(预)	φ ^b 4@80	1 302	6.52
GJX500I100	500	406	100	11φ ^D 11.1(预)	0.65(预)	φ ^b 5@80	1 302	6.14
FHPJ400I _b 95	400	308	95	7φ ^D 11.1(预)+7φ ^D 16(普)	0.57(预)+1.55(普)	φ ^b 4@80	1 302	7.34
FHPJ500I _b 100	500	406	100	11φ ^D 11.1(预)+11φ ^D 16(普)	0.65(预)+1.76(普)	φ ^b 5@80	1 302	6.87



(a) 预应力钢绞线超强混凝土管桩



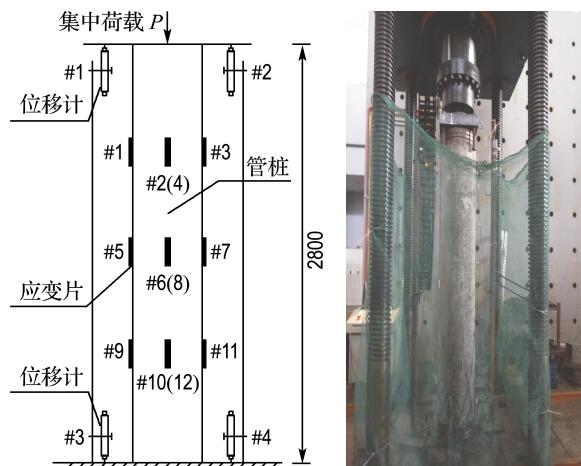
(b) 预应力钢绞线复合配筋超强混凝土管桩



(c) 管桩截面图

图 1 管桩配筋示意图

Fig. 1 Reinforcement schematic diagram of pipe piles



(a) 管桩试件应变片及位移计布置

(b) 试验装置

图 2 管桩试件轴向抗压试验加载示意图

Fig. 2 Loading sketch of axial compression test for pipe piles

1.2 材料力学性能

制作混凝土管桩试件的同时制作 9 个 100 mm×100 mm×100 mm 的立方体试块, 试块养护条件与管桩试件养护条件完全相同, 均采用高温蒸汽养护, 实测混凝土抗压强度平均值 $f_{cu,10} =$

109.4 MPa。根据柯晓军^[18]提出的换算公式进行计算,混凝土的标准立方体抗压强度 f_{cu} 、轴心抗压强度 f_c 与抗拉强度 f_t 如表 2 所示。混凝土实测强度等级约为 C100, 属于超高强混凝土。

表 2 混凝土强度换算

Tab. 2 Concrete strength conversion

强度项	换算公式	强度值/MPa
f_{cu}	$0.91f_{cu,10} + 1$	100.6
f_c	$0.818f_{cu}$	82.3
f_t	$0.21f_{cu}^{2/3}$	4.54

预应力筋采用低松弛钢绞线,螺旋箍筋采用甲级冷拔低碳钢丝。分别取 $\phi^{D}11.1$ 钢绞线、 ϕ^b16 非预应力筋、 ϕ^b6 钢丝各 3 根进行材料性能拉伸试验, 测得弹性模量 E_p 、屈服强度 f_y 和极限强度 f_u 如表 3 所示。需要说明的是, 试验机夹具无法夹持住 ϕ^b4 、 ϕ^b5 两种规格的箍筋, 因此对管桩试件制作时同批的 ϕ^b6 规格箍筋抽取 3 根进行拉伸试验。

表 3 钢筋材料参数

Tab. 3 Material parameters of reinforcing bars

钢筋	E_p /GPa	f_y /MPa	f_u /MPa
钢绞线	185	1 880	2 033
非预应力筋	191	502	544
钢丝	197	534	562

1.3 轴压承载力计算公式

1.3.1 《建筑地基基础设计规范》(GB 50007—2011) 桩身轴心受压时极限抗压承载力标准值的计算公式如下:

$$P_u = \varphi_{cl} f_{ck} A \quad (1)$$

式中: P_u 为极限抗压承载力标准值; φ_{cl} 为工作条件对承载力的折减系数, 取 0.6; f_{ck} 为混凝土轴心抗压强度标准值; A 为桩身截面面积。

1.3.2 《预应力混凝土管桩》(10G409) 不考虑管桩受压屈曲影响, 桩身轴心受压时, 管桩极限抗压承载力标准值应符合下列规定:

$$P_u = \varphi_{cl} f_{ck} A \quad (2)$$

式中: φ_{cl} 为考虑混凝土残留预压应力影响和沉桩工艺影响的综合折减系数, 取 0.7。

1.3.3 《建筑桩基技术设计规范》(JGJ 94—2008) 桩顶以下 $5d$ 范围内的桩身螺旋箍筋间

距不大于 100 mm, 且符合规范关于配筋直径及间距等规定时, 钢筋混凝土轴心受压下正截面抗压承载力计算公式如下:

$$P_u = \varphi_b f_{ck} A + 0.9 f'_{tk} A'_s \quad (3)$$

式中: φ_b 为基桩成桩工艺系数, 对于预应力超高强混凝土管桩取值为 0.85; f'_{tk} 为纵向主筋抗压强度标准值; A'_s 为纵向主筋截面面积。

1.3.4 《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)

$$P_u = 0.9 \varphi (f_{ck} A + f'_{tk} A'_s) \quad (4)$$

式中: φ 为稳定系数, 试件管桩的计算长度 l_0 与截面直径 D 的比值均小于 8, 取值为 1.0。

综上,《建筑地基基础设计规范》和《预应力混凝土管桩》中桩身抗压承载力计算公式仅考虑桩身混凝土抗压承载力, 两者折减系数的取值不同, 分别取 0.6 和 0.7;《建筑桩基技术设计规范》和《混凝土结构设计规范》考虑了桩身混凝土和纵筋的抗压承载力, 但前者折减系数为基桩成桩工艺系数 φ_b , 取值为 0.85, 后者折减系数为轴心受压构件稳定系数 φ , 取值为 1.0。

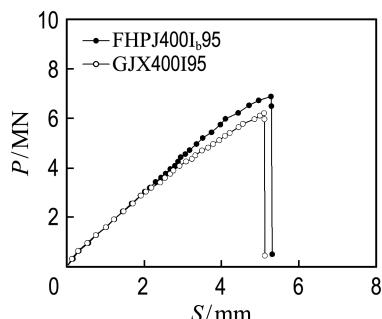
1.4 试验结果与分析

1.4.1 极限承载力 根据国家标准图集 10G409^[12] 计算得到极限轴压承载力计算值 P_u^c 。首先采用力的加载模式, 每级加载 $0.1P_u^c$, 分 9 级达到 $0.9P_u^c$, 再继续分 2 级, 每级 $0.05P_u^c$ 加载至 P_u^c ; 后改为位移加载, 位移加载速度为 0.1 mm/min , 直至试件发生破坏。

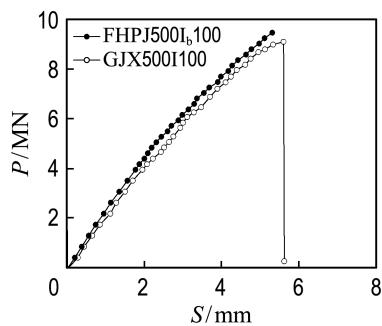
图 3 为各管桩试件的荷载-变形曲线, 横坐标表示管桩试件轴向压缩变形量 S , 纵坐标表示试验加载荷载 P , 图中标志点为各加载级。需要说明的是, FHPJ500I_b100 试件荷载接近试验机保护荷载 9.5 MN 时停止加载, 此时尚未加载至荷载下降段, 桩身未发生破坏。

表 4 所示为各管桩试件极限轴压变形试验值 S_u^t 、抗压承载力试验值 P_u^t 和规范及图集^[12-15] 公式计算结果, 其中 P_u^{c1} 、 P_u^{c2} 、 P_u^{c3} 、 P_u^{c4} 分别为《建筑地基基础设计规范》《预应力混凝土管桩》《建筑桩基技术设计规范》《混凝土结构设计规范》中抗压承载力计算公式计算值, 各材料强度采用材料性能试验实测值。

全加载过程可以分为两个阶段:(1)加载开始直至荷载达到承载力峰值前, 各管桩试件荷载-变形曲线基本呈线性变化, 同一外径的复合配筋管



(a) 外径 400 mm 管桩试件



(b) 外径 500 mm 管桩试件

图 3 试验所测荷载-变形曲线

Fig. 3 Experimental load-deformation curves

桩的抗压刚度略大于钢绞线桩的抗压刚度。(2)当荷载接近承载力峰值时,试件端部两侧裂缝的发展变得活跃,在数秒内持续发出混凝土破裂、剥离的“噼啪”声响;随后桩身突然破坏,伴随着一声巨大响亮的爆破声混凝土向四周崩射,纵筋屈曲外鼓,箍筋拉断,管桩试件抗压承载力骤降,破坏呈现出明显的脆性。如图 4 所示,各个试件破坏位置均位于两端 0.5 m 处,且破坏断面与水平线夹角约 45°,呈现出一定的剪切破坏性质。

由表 4 可知:(1)同一外径管桩试件抗压承载力试验值 P_u^t 较为接近,复合配筋桩抗压承载力试验值略大于钢绞线桩抗压承载力试验值。(2)规范^[12-15]公式计算值的大小顺序为 $P_u^{c4} > P_u^{c3} > P_u^{c2} > P_u^{cl}$,试验值 P_u^t 相较于规范公式计算值 P_u^{cl} 偏大 30%~50%,相较于 P_u^{c2} 偏大 10%~30%,但相较于 P_u^{c3} 、 P_u^{c4} 偏小 10%~20%。(3)同一外径管桩试件极限轴压变形非常接近,复合配筋桩的抗压刚度略大于钢绞线桩的抗压刚度,随着外径增大极限轴压变形也随之增大。

表 4 管桩试件轴向抗压性能对比

Tab. 4 Comparison of axial compression behavior for pipe pile specimens

管桩编号	P_u^t/kN	P_{ucl}^{cl}/kN	P_u^t/P_{ucl}^{cl}	P_u^{c2}/kN	P_u^t/P_u^{c2}	P_u^{c3}/kN	P_u^t/P_u^{c3}	P_u^{c4}/kN	P_u^t/P_u^{c4}	S_u^t/mm
GJX400I95	6 215	4 495	1.383	5 244	1.185	7 210	0.862	7 583	0.820	5.12
FHPJ400Ib,95	6 890	4 495	1.533	5 244	1.314	7 748	0.889	8 115	0.849	5.30
GJX500I100	9 112	6 205	1.468	7 240	1.259	10 115	0.901	10 628	0.857	5.59
FHPJ500Ib,100	>9 476	6 205	1.527	7 240	1.309	10 959	0.865	11 464	0.827	>5.32



(a) GJX400I95



(b) FHPJ400Ib,95



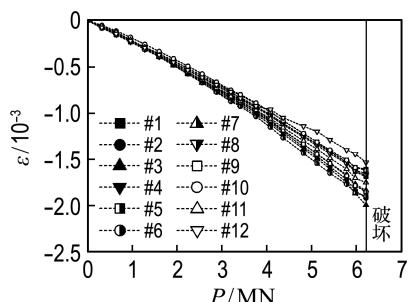
(c) GJX500I100

图 4 管桩试件破坏后变形形态

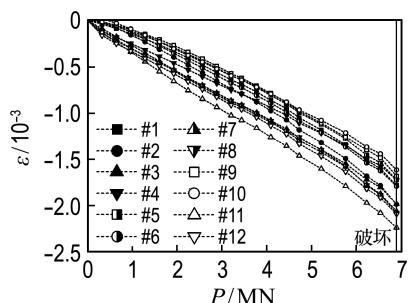
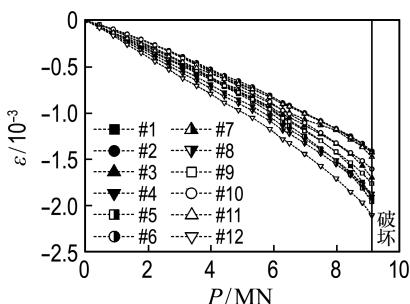
Fig. 4 Deformation form of pipe pile specimens after failure

1.4.2 应变发展 图 5 为管桩试件混凝土荷载-应变曲线。加载开始直至荷载达到承载力峰值前,

各管桩试件测点荷载-应变曲线基本均呈线性变化;当荷载接近承载力峰值时,混凝土应变明显增



(a) GJX400I95

(b) FHPJ400I_b_95

(c) GJX500I100

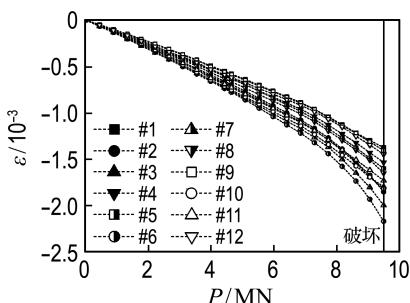
(d) FHPJ500I_b_100

图 5 管桩试件截面混凝土应变发展

Fig. 5 Concrete strain development of cross-section for pipe pile specimens

大,荷载-应变曲线不再呈线性关系,混凝土塑性变形快速发展,混凝土和受压钢筋之间出现应力重分布,各管桩试件测点最大压应变的峰值均在 $(-2.4 \sim -2.2) \times 10^{-3}$.

2 数值模拟

2.1 计算模型

2.1.1 混凝土材料模型 由于超高强混凝土相对于普通混凝土具有良好的内部孔隙和界面结构,其弹性模量 E_c 、峰值应变 ϵ_{cu} 以及泊松比 ν_c 相较于普通混凝土的均有所增大^[18-21]. 根据实测数据与经验公式参照,确定混凝土模型材料参数如表 5 所示. 混凝土单轴受拉、受压本构模型采用 Velasco 建议的适用于高强混凝土的关系^[22],并采用混凝土损伤塑性模型进行模拟.

表 5 混凝土模型材料参数

Tab. 5 Material parameters of concrete model

参数项	计算公式	数值
E_c	$10200f_c^{1/3}$ ^[20]	44.5 GPa
ϵ_{cu}	$(1432.88 + 10.423f_{cu}) \times 10^{-6}$ ^[21]	0.0025
ν_c	$0.0002f_{cu} + 0.1969$ ^[18]	0.217

Velasco 本构将混凝土单轴受压应力-应变曲线分为 3 段:线弹性段、塑性强化段及塑性下降段,如图 6 所示,相应的应力-应变关系表示为

$$\sigma_c = \begin{cases} E_c \epsilon_c; & \epsilon_c \leq \epsilon_{c0} \\ \sigma_{cu} \left[1 - \left(1 - \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cu}} \right)^{\eta_1} \right]; & \epsilon_{c0} < \epsilon_c \leq \epsilon_{cu} \\ \sigma_{cu} \left[1 - \left(\frac{\epsilon_c - \epsilon_{cu}}{\epsilon_{cm} - \epsilon_{cu}} \right)^{\eta_2} \right]; & \epsilon_{cu} < \epsilon_c \leq \epsilon_{cm} \end{cases} \quad (5)$$

式中: ϵ_{c0} 为线弹性压应变终点,取 0.001; ϵ_{cu} 为峰值压应变; ϵ_{cm} 为最大压应变,根据实测结果取值为 0.0045; η_1 和 η_2 为经验参数,与本构曲线光滑程度及收敛性有关,根据试算分别取值为 1.434 和 1.650.

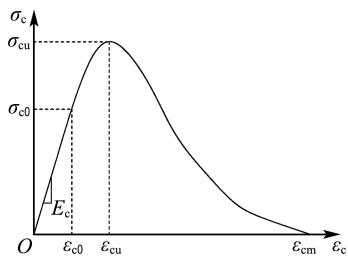


图 6 混凝土单轴受压应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curve of concrete under uniaxial compression

混凝土单轴受拉应力-应变曲线采用 4 折线

表示。如图7所示,该模型上升段为线弹性段,斜率为弹性模量 E_c ,分别通过点(0,0)和($\epsilon_{t0}, \sigma_{t0}$);下降段依次通过点($\epsilon_{t1}, \sigma_{t1}$)、($\epsilon_{t2}, \sigma_{t2}$)、($\epsilon_{tu}, 0$), $\sigma_{t1} = k_{t1} \sigma_{t0}$, $\sigma_{t2} = k_{t2} \sigma_{t0}$, $\epsilon_{t1} = (\epsilon_{tu} - \epsilon_{t0})/c_1$, $\epsilon_{t2} = (\epsilon_{tu} - \epsilon_{t0})/c_2$ 。其中, ϵ_{t0} 为峰值拉应变, ϵ_{tu} 为极限拉应变, σ_{t0} 为混凝土单轴极限抗拉强度; k_{t1} 、 k_{t2} 是描述混凝土拉伸软化的经验参数,分别取值为0.33、0.1; c_1 、 c_2 是比例系数,通过实测及收敛性试算确定二者取值分别为10、1.5。

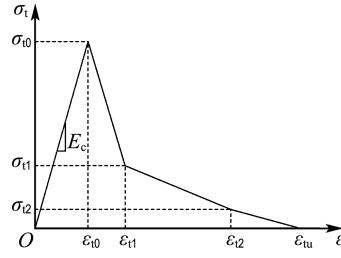


图7 混凝土单轴受拉应力-应变曲线

Fig. 7 Stress-strain curve of concrete under uniaxial tension

根据相关研究成果^[18]结合实际试算,确定ABAQUS中混凝土损伤模型参数取值如下:膨胀角 $\psi=42^\circ$,黏性系数 $\mu=0.0001$,偏移量参数 $\epsilon=0.1$,屈服常数 $K_c=0.6667$,双轴与单轴受压屈服应力比 $\sigma_{bo}/\sigma_{eo}=1.16$ 。

2.1.2 钢筋材料模型 为了能充分描述钢筋单调加载时的硬化、软化现象,钢筋应力-应变关系曲线采用Esmaeily-Xiao模型^[23],该模型本构关系可表达为

$$\sigma = \begin{cases} E_s \epsilon; & \epsilon \leq \epsilon_y \\ f_y; & \epsilon_y < \epsilon \leq k_1 \epsilon_y \\ k_4 f_y + \frac{E_s(1-k_4)}{\epsilon_y(k_2-k_1)^2}(\epsilon - k_2 \epsilon_y)^2; & \epsilon > k_1 \epsilon_y \end{cases} \quad (6)$$

式中: σ 、 ϵ 分别表示钢筋的应力、应变; E_s 为钢筋的弹性模量; f_y 、 ϵ_y 分别表示钢筋的屈服强度、屈服应变; k_1 为钢筋屈服台阶的屈服应变和起点应变之比; k_2 为钢筋峰值应变与屈服应变之比; k_4 为钢筋峰值应力与屈服强度之比。根据钢筋拉伸试验数据,不同规格钢筋材料参数取值如表6所示, k_3 为钢筋极限应变与屈服应变之比。

2.1.3 有限元模型 采用ABAQUS软件分别对钢绞线桩和复合配筋桩建立有限元模型,有限

元模型的几何尺寸、配筋与试验桩完全相同,如图8所示。

表6 钢筋模型材料参数

Tab. 6 Material parameters of reinforcing bar model

规格	E_s/GPa	f_y/MPa	ϵ_y	k_1	k_2	k_3	k_4
Φ11.1	185	1 880	0.0102	1.0	5.3	5.96	1.08
Φ16	191	503	0.0026	9.2	44.4	52.50	1.22
Φ4	197	477	0.0024	1.0	12.1	12.10	1.15
Φ5	197	477	0.0024	1.0	12.1	12.10	1.15



图8 管桩试件有限元模型示意图

Fig. 8 Schematic diagram of finite element model for pipe pile specimen

以三维实体单元C3D8R描述桩身混凝土和端板,以两节点杆单元T3D2描述钢筋,并采用嵌入式约束埋植于混凝土中。通过网格尺寸的敏感性分析,将模型网格沿截面径向划分为10份,环向划分为60份,长度方向网格大小为20 mm。

预应力采用降温法施加,降低预应力钢绞线的相对温度使其发生收缩,由于预应力钢绞线与混凝土之间存在黏结关系,故使混凝土产生压应力。根据预应力钢绞线放张后的有效预拉应力,通过公式 $\Delta T = \sigma/E_s \alpha$ 计算得到预应力钢绞线的降温相对温差。各管桩试件的钢绞线放张后的有效预拉应力 σ_{pe} 及相应的降温相对温差 ΔT 如表7所示。

表7 数值模型中预应力施加参数

Tab. 7 Applied parameters of prestress in numerical model

管桩编号	σ_{pe}/MPa	$\Delta T/\text{K}$
GJX400I95	1 135.62	614
FHPJ400I _b 95	1 141.79	617
GJX500I100	1 121.98	606
FHPJ500I _b 100	1 129.77	611

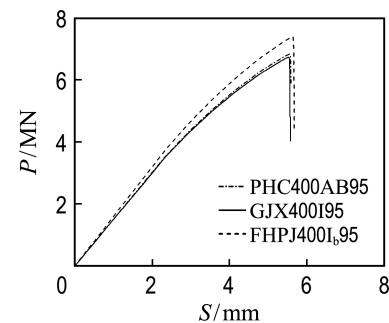
2.2 模拟结果

2.2.1 极限承载力 基于上述建模方法和参数取值,对钢绞线桩与复合配筋桩进行数值模拟分析得到荷载-变形曲线,如图 9 所示。需要注意的是,为体现新型管桩的抗压性能的可靠性,图中一并给出尺寸及混凝土材料均相同的 AB 型 PHC 管桩的荷载-变形曲线以供参考。

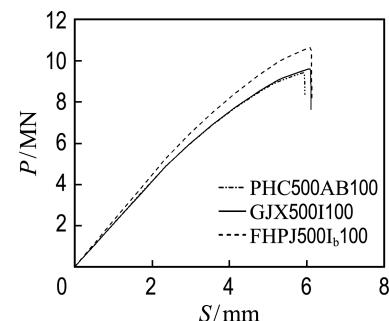
将数值模拟结果与上文试验加载过程的两个阶段对比可知:(1)对于线弹性段,模拟结果与试验结果几乎重合,管桩模型抗压刚度与试件实测抗压刚度非常接近。轴向压力 P 与轴向压缩变形量 S 基本呈正比例关系增长。(2)混凝土开裂后管桩立刻发生破坏,管桩抗压承载力陡降,未出现明显软化段,脆性破坏特征明显。

表 8 给出了各个管桩试件极限抗压荷载模拟值 P_u^n 、极限轴压变形量模拟值 S_u^n 、极限抗压荷载试验值 P_u^t 、极限轴压变形量试验值 S_u^t 及其对比结果。由表 8 可知,数值模拟结果与实际试验结果能够较好吻合,总体偏大 10% 左右,这可能是由于实际混凝土骨料分布不均、制造误差或钢绞线受压本构关系选取造成的。以上结果充分说明了本文所采用的数值模拟方法可较为准确地预测钢

绞线桩与复合配筋桩的轴压性能。



(a) 外径 400 mm 管桩试件



(b) 外径 500 mm 管桩试件

图 9 数值模拟中管桩试件荷载-变形曲线

Fig. 9 Load-deformation curves of pipe pile specimens in numerical simulation

表 8 轴向抗压性能模拟值与试验结果对比

Tab. 8 Comparison of axial compression performance between simulation values and experimental results

管桩编号	P_u^t/kN	P_u^n/kN	P_u^n/P_u^t	S_u^t/mm	S_u^n/mm	S_u^n/S_u^t
GJX400I95	6 215	6 710	1.08	5.12	5.56	1.09
FHPJ400Ib,95	6 890	7 366	1.07	5.30	5.66	1.07
GJX500I100	9 112	9 613	1.05	5.59	6.10	1.09
FHPJ500Ib,100	>9 476	10 598	1.12	>5.32	6.12	1.15

2.2.2 破坏面 数值模拟分析中可用最大主塑性应变分布来表征混凝土的变形情况,从而可以推断裂缝开展以及破坏面位置。混凝土损伤塑性模型认为最大主塑性应变为正值时出现初始裂缝,且裂缝方向垂直于最大主塑性应变方向^[24]。图 10 为各钢绞线桩与复合配筋桩加载至极限荷载时最大主塑性应变分布,4 根管桩试件均在端部约 0.5 m 处出现 45° 斜裂缝,最大主塑性应变达到 $(6.5 \sim 8.5) \times 10^{-4}$, 达到极限荷载后

塑性应变迅速发展,并沿着该斜裂缝发生脆性破坏。

图 11 为各钢绞线桩与复合配筋桩破坏面附近箍筋的应力随轴向压缩变形量变化曲线,由图可知管桩未破坏前随着轴向压缩变形量的增加,箍筋应力稳步增长且增长幅度逐渐提高,混凝土破坏前箍筋应力水平较低,随着混凝土破坏、崩出,箍筋应力出现陡增并迅速破坏,全过程箍筋处于被动受力状态。

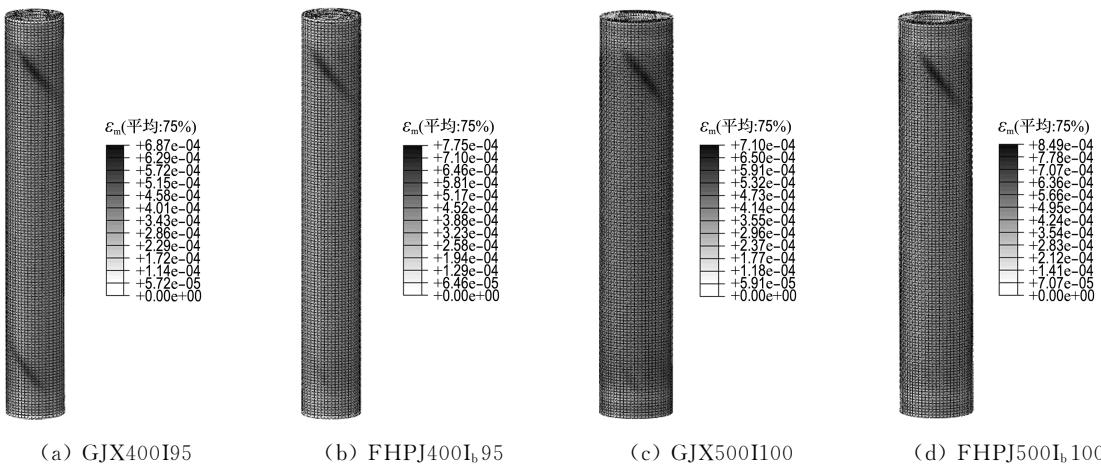
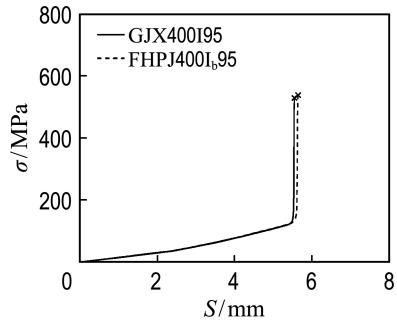
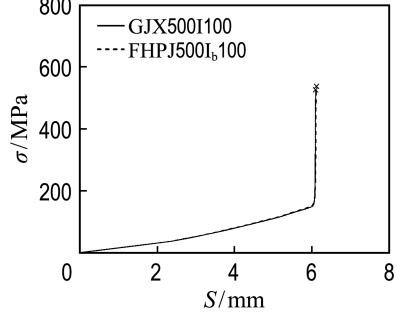


图 10 管桩试件极限荷载下的最大主塑性应变分布

Fig. 10 Maximum principal plastic strain distribution of pipe pile specimens under ultimate load



(a) 外径 400 mm 管桩试件



(b) 外径 500 mm 管桩试件

图 11 数值模拟中管桩试件箍筋应力-变形曲线

Fig. 11 Stirrups stress-deformation curves of pipe pile specimens in numerical simulation

3 结 论

(1) 轴压试验中管桩破坏形式为全截面受压破坏, 混凝土首先压碎, 导致纵筋向外压曲, 箍筋拉断。破坏位置均位于两端 0.5 m 处, 破坏断面与水平线夹角约 45°, 呈现出一定的剪切破坏性质。

(2) 相同桩型的管桩试件达到峰值荷载前, 钢

绞线桩和复合配筋桩的荷载-变形曲线均呈线性上升, 未出现下降段, 复合配筋桩抗压刚度略大于钢绞线桩抗压刚度, 破坏时呈现明显的脆性特征。

(3) 建立的数值模型可以合理地预测管桩从加载到开裂直至破坏的全过程。数值模拟得到的桩身极限轴压承载力和极限轴压变形与试验结果吻合较好, 相差在 10% 左右。

(4) 管桩试件极限轴压承载力试验值、模拟值能够满足《建筑地基基础设计规范》(GB 50007—2011) 和《预应力混凝土管桩》(10G409) 的要求, 并且与后者相差较小。新型管桩桩身的抗压承载力建议按照 10G409 中公式进行计算。

参 考 文 献:

- [1] 张忠苗, 张乾青, 刘俊伟, 等. 软土地区预应力管桩偏位处理实例分析 [J]. 岩土工程学报, 2010, 32(6): 975-980.
ZHANG Zhongmiao, ZHANG Qianqing, LIU Junwei, et al. Treatment of sloping prestressed pipe piles in the soft soil [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32 (6): 975-980. (in Chinese)
- [2] 高文生, 刘金砺, 赵晓光, 等. 关于预应力混凝土管桩工程应用中的几点认识 [J]. 岩土力学, 2015, 36(s2): 610-616.
GAO Wensheng, LIU Jinli, ZHAO Xiaoguang, et al. Some understanding of prestressed concrete pipe pile in engineering application [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36 (s2): 610-616. (in Chinese)
- [3] 俞向阳. 将钢绞线安装于端板上的安装套件及安装

- 方法: CN201610021502.1 [P]. 2016-05-04.
- YU Xiangyang. Installation kit for steel strand on end plate and installation method: CN201610021502.1 [P]. 2016-05-04. (in Chinese)
- [4] 俞向阳. 用于制造具有钢绞线的混凝土桩的张拉装置: CN201410503074.7 [P]. 2015-02-11.
- YU Xiangyang. Tensioning device for manufacturing concrete piles with steel strands: CN201410503074.7 [P]. 2015-02-11. (in Chinese)
- [5] 俞晓东,高建华. 用于制造钢绞线钢筋笼的固定装置及制造设备和制造方法: CN201610020291.X [P]. 2016-04-06.
- YU Xiaodong, GAO Jianhua. Fixing device for manufacturing steel strand reinforcing steel cage, manufacturing equipment and manufacturing method: CN201610020291.X [P]. 2016-04-06. (in Chinese)
- [6] GAN Gang, YU Xiangyang, ZENG Kai. Pretensioned centrifugal concrete structure with steel strands: US9783987 B2 [P]. 2017-10-10.
- [7] 董全杨,丁光亚,孙宏磊,等. 新型带肋预应力管桩承载性能研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(6):1809-1815.
- DONG Quanyang, DING Guangya, SUN Honglei, et al. Bearing behavior of a new type of prestressed pipe pile with rib [J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(6):1809-1815. (in Chinese)
- [8] 周佳锦,龚晓南,王奎华,等. 静钻根植竹节桩抗压承载性能[J]. 浙江大学学报(工学版), 2014, 48(5):835-842.
- ZHOU Jiajin, GONG Xiaonan, WANG Kuihua, et al. Performance of static drill rooted nodular piles under compression [J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2014, 48(5):835-842. (in Chinese)
- [9] 周佳锦,王奎华,龚晓南,等. 静钻根植竹节桩承载力及荷载传递机制研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(5):1367-1376.
- ZHOU Jiajin, WANG Kuihua, GONG Xiaonan, et al. Bearing capacity and load transfer mechanism of static drill rooted nodular piles [J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(5):1367-1376. (in Chinese)
- [10] 施诚,陈之毅,袁勇. PHC-TSC高强组合桩的轴心受压性能的有限元分析[J]. 地下空间与工程学报, 2011, 7(z1):1364-1367.
- SHI Cheng, CHEN Zhiyi, YUAN Yong. FEM analysis of axial compression behavior of PHC-TSC high-strength composite pile [J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2011, 7(z1):1364-1367. (in Chinese)
- [11] 徐铨彪,陈刚,贺景峰,等. 复合配筋混凝土预制方桩轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(10):168-174.
- XU Quanbiao, CHEN Gang, HE Jingfeng, et al. Experimental study on axial compression behavior of composite reinforced concrete prefabricated square piles [J]. **Journal of Building Structures**, 2017, 38(10):168-174. (in Chinese)
- [12] 中国建筑标准设计研究院. 预应力混凝土管桩: 10G409 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2010.
- China Institute of Building Standard Design & Research. Prestressed Concrete Pipe Pile: 10G409 [S]. Beijing: China Planning Press, 2010. (in Chinese)
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 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.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for Design of Building Foundation: GB 50007-2011 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2011. (in Chinese)
- [14] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑桩基技术规范: JGJ 94—2008 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical Code for Building Pile Foundations: JGJ 94-2008 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2008. (in Chinese)
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for Design of Concrete Structures: GB 50010-2010 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2010. (in Chinese)
- [16] 中国国家标准化管理委员会. 先张法预应力混凝土管桩: GB 13476—2009 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- Standardization Administration of the People's Republic of China. Pretensioned Spun Concrete Piles: GB 13476-2009 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2009. (in Chinese)
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构试

- 验方法标准：GB/T 50152—2012 [S]. 北京：中国建筑工业出版社，2012.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Standard for Test Method of Concrete Structures: GB/T 50152-2012 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2012. (in Chinese)
- [18] 柯晓军. 新型高强混凝土组合柱抗震性能及设计方法研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2014.
- KE Xiaojun. Study on seismic performance and design method of new high-strength concrete composite columns [D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2014. (in Chinese)
- [19] NEMATZADEH M, SALARI A, GHADAMI J, et al. Stress-strain behavior of freshly compressed concrete under axial compression with a practical equation [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, **115**:402-423.
- [20] WEE T H, CHIN M S, MANSUR M A. Stress-strain relationship of high-strength concrete in compression [J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 1996, **8**(2):70-76.
- [21] 李惠. 高强混凝土及其组合结构[M]. 北京：科学出版社，2004.
- LI Hui. *High Strength Concrete and Its Composite Structure* [M]. Beijing: Science Press, 2004. (in Chinese)
- [22] AN Chen, CASTELLO X, DUAN Menglan, et al. Ultimate strength behaviour of sandwich pipes filled with steel fiber reinforced concrete [J]. *Ocean Engineering*, 2012, **55**:125-135.
- [23] ESMAEILY A, XIAO Y. Behavior of reinforced concrete columns under variable axial loads: Analysis [J]. *ACI Structural Journal*, 2005, **102**(5):736-744.
- [24] GENIKOMSOU A S, POLAK M A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS [J]. *Engineering Structures*, 2015, **98**:38-48.

Study of axial compression performance of prestressed steel strand ultra-high strength concrete pipe piles

CHEN Gang^{1,2}, ZHOU Qinghui¹, XU Quanbiao²,
GONG Shunfeng^{*1}, XIAO Zhibin², LIU Chengbin¹

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;

2. The Architectural Design & Research Institute of Zhejiang University Co. Ltd., Hangzhou 310028, China)

Abstract: Through axial compression performance experiments, numerical simulations and empirical formula calculations of two types of commonly-used piles, including prestressed steel strand ultra-high strength concrete pipe piles and prestressed steel strand composite reinforcement ultra-high strength concrete pipe piles, the ultimate axial compression bearing capacity, deformation capacity and damage characteristics of pipe piles were investigated. The results show that all of the pipe pile test specimens are compressive failure, and the concrete is crushed at first, which leads to the outward compression of longitudinal bars and the breaking of stirrups. The numerical simulation results of the failure surface of pipe piles are in good agreement with the experimental results, and the numerical model can accurately predict the ultimate axial compression bearing capacity and deformation capacity of the pipe piles. It is recommended that the empirical formula in national standard atlas 10G409 "prestressed concrete pipe pile" could be used to calculate the compression bearing capacity of prestressed steel strand ultra-high strength concrete pipe piles and prestressed steel strand composite reinforcement ultra-high strength concrete pipe piles.

Key words: ultra-high strength concrete pipe pile; steel strand; compression bearing capacity; failure characteristics; numerical simulation