

考虑钢护筒效应的混合桩水平承载性能分析

穆保岗¹, 班 笑², 龚维明¹

(1. 东南大学 土木工程学院 南京 21009; 2. 帝国理工学院 土木环境工程系 伦敦 SW7 2AZ)

摘要:深水桥梁基础施工时的钢护筒,在钻孔灌注桩施工完毕后保留,桩体实际上形成了“上大下小”的变截面混合桩。采用非线性的NL法比较了苏通大桥的钻孔灌注桩在考虑钢护筒效应和忽略钢护筒效应这两种工况下基桩位移和内力分布,结果表明考虑钢护筒效应可减少桩顶位移约50%,在准确计算水平荷载下的变形时不能忽略;制作并进行了8个构件的模型试验,表明施工泥皮厚度将显著影响水平荷载下的钢护筒和内部桩体的共同作用能力。

关键词:钢护筒;混合桩;NL法;泥皮

中图分类号:TU47 **文献标志码:**A **文章编号:**1674-4764(2011)03-0068-06

Lateral Load Capacity Analysis of Variable Section Hybrid Piles with Steel Casing

MU Bao-gang¹, BAN Xiao², GONG Wei-ming¹

(1. Civil Engineering College, Southeast University, Nanjing 210096, P. R. China;

2. Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, London SW7 2AZ, UK)

Abstract: With the construction of deep-water bridge foundation, steel casing is left after the construction of cast-in place piles due to the dismantle difficulty. Then the pile actually forms a variable section pile which has bigger section area at upper part. Using the nonlinear NL method, the displacement and the internal force are analyzed for piles with and without casing in Sutong Bridge. It is found that the displacement of pile with casing can be reduced by 50%, and it can not be ignored for accurate calculation of displacement. 8 model pile tests are carried out, which suggests that the slurry thickness can significantly affect the capability of co-working between the pile and the casing.

Key words: steel casing; hybrid piles; NL method; slurry

1963年钻孔灌注桩在中国河南安阳宿桥首次成功使用,随着高层建筑和大型桥梁的增多,应用越来越广泛,桩型也向着超长直径方向发展。通常变截面桩是指其横截面尺寸及性状沿着桩身轴向变化的桩。普通的变截面桩有:扩底桩、多级扩径桩、分段变截面(变径)桩和组合型桩等(如图1所示),并且做了较为深入系统的研究^[1-4],但多数通常意义上的变截面桩沿桩身范围内材料同一,一般均为钢筋混凝土桩,且大多研究集中于竖向承载力和变形

特性的研究。

随着跨海跨江大桥的建设,桥梁钻孔灌注桩基础应用普遍,在深水中施工的大直径钻孔灌注桩,需预先打设钢护筒形成围堰。钢护筒外径一般比设计桩径大0.2~0.4m,钢护筒长度一般为桩长的40%左右,表1为近年部分深水桥梁桩的钢护筒几何尺寸^[5-8]。成桩之后,因其拆除困难都被保留下来,成为永久桩体结构的一部分。桩体事实上形成了“上大下小”的变截面大直径混合桩:上部为类似于钢管

收稿日期:2010-12-14

基金项目:国家科技支撑计划课题(2011BAG07B01)

作者简介:穆保岗(1974-),男,博士,副教授,硕士生导师,主要从事岩土及地下结构等方面研究,(E-mail) mubaogang@seu.edu.cn.

混凝土柱、下部为钢筋混凝土桩的混合桩身;在钢护筒范围内,由于钢护筒的环箍效应,在承受水平荷载时,该段桩体将呈现出钢管—混凝土组合结构的承载特性,称之为钢护筒效应。目前的设计理论均忽略钢护筒的作用,为验算通过而需加大基桩截面或增加抗弯配筋措施,从而显著增加工程造价。合理地评估钢护筒效应,对准确验算基桩在极端水平荷

载如地震荷载、船撞荷载下的大变形验算意义重大。

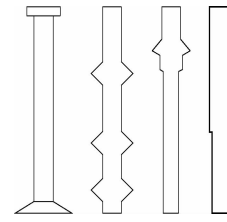


图1 变截面桩的截面形状

表1 部分工程中钢护筒尺寸

工程名称	桩长/m	桩径/m	钢护筒长度/m	钢护筒壁厚/mm	钢护筒外径/m
湘江南大桥主桥主墩	15~18	5.0/3.5	10	12	5.4
芜湖长江大桥2-8号墩	3	3.0	35	22	3.2
泰州森北大桥2、3号墩	8.5	1.2	8.5/7.5	6	1.5
浙江椒江大桥8、9号墩	7~78	2.0	30~50	14	2.2
苏通大桥K129	117	2.5	69	25	2.85

国外的研究者也注意到海洋环境下的基桩施工的特殊性,进行过桩头的接头试验和耐腐蚀环境的复合桩试验和理论研究^[9-10]。美国公路桥梁设计规范认为,永久钢护筒的壁厚大于3 mm时,就可以认为它参与受力^[11]。日本大芝大桥则首次明确采用混合桩概念,采用带凸缘的线形钢管^[12],使钢管本身与填充的钢筋混凝土达到整体受力作用。

中国的研究者也注意到了钢护筒对桩体强度提高的影响^[13],并认为在水平荷载产生的弯矩分配中不能忽略,但对钢护筒效应考虑与否,对桩体水平荷载下桩体位移的影响,以及与普通钢管柱相比其共同作用程度,均缺少量化分析。

1 钢护筒对桩基水平位移影响的理论分析

1.1 水平荷载下单桩承载力适用方法选择

水平荷载作用下桩和桩基的计算问题尚未完善。在线性地基反力法中,张有龄法(1937年)至今仍被有选择地使用,一般认为它比较适合于粘性土。建筑和公路等诸多行业规范普遍推荐使用的m法,常认为是适用小位移情况下。

在极端荷载下,基桩的桩顶变形绝对值较大,NL法^[14-15]则是基于大量的现场试验,基于在大位移情况下的水平承载单桩实用非线性计算方法,根据试验结果,认为土抗力随深度的2/3次方变化,随水平位移的1/3次方变化。桩侧土抗力的计算式可表示为:

$$p(x, y) = K_N x^{\frac{2}{3}} y^{\frac{1}{3}} \quad (1)$$

水平地基系数 K_N 采用静载试验和经验公式法的结果。通过对大量试桩的 K_N 和地基土的物理力学指标的对比分析表明, K_N 值与土的压缩系数 α 有较好的相关性,并得到下列拟合关系式:

$$K_N = \frac{110\zeta}{(\alpha - 0.2)^{1/2}} \quad (2)$$

压缩系数 α 具有较好的稳定性,并和地基反力系数有着较好的相关性。

1.2 桩侧土抗力函数的确定

将桩侧土抗力的计算式 $p = K_N x^{2/3} y^{1/3}$ 代入挠曲微分方程:

$$\begin{cases} EI \frac{d^4 y}{dx^4} + b_0 p(x, y) = 0 \\ p(x, y) = m(x_0 + x)^i y^n = k(x) y^n \end{cases} \quad (3)$$

可以得到

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + BK_N x^{2/3} y^{1/3} = 0 \quad (4)$$

当桩的抗弯刚度 EI 为常数时,可根据相似理论的方法利用标准桩的受力特性来推求实际工程桩的受力特性。

对于受水平荷载的单桩来说,微分方程式涉及的参数为抗弯刚度 EI 、横向抗力系数(即桩宽 \times 水平地基反力系数) BK_N 、荷载作用点的高度 L_0 ,故实际工程桩相对于标准桩的抗弯刚度、横向抗力系数和自由长度的相似系数 R_{EI}, R_{BK}, R_X 应按下列公式确定:

$$\left. \begin{aligned} R_{EI} &= \frac{(EI)_P}{(EI)_S} \\ R_{BK} &= \frac{(BK_N)_P}{(BK_N)_S} \\ R_X &= \frac{(L_0)_P}{(L_0)_S} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中,下标 P 表示实际桩,下标 S 表示标准桩。

采用标准桩的主要参数规定详见有关文献[16],在此不再赘述。

1.3 苏通大桥基桩算例

以苏通大桥的工程试桩(K129)为例,分别考虑采用钢护筒和不采用钢护筒这 2 种情况下桩顶按自由端分别计算。确定水平力 H_P 从 100 kN 增加到 1 000 kN 时的单桩的受力特性。

桩长为 117 m(地面以上部分 20 m,地面以下部分 97 m;桩径 2.5 m;钢护筒长度 69 m,地面以上部分 20 m,地面以下部分 49 m,钢护筒壁厚 25 mm。计算过程简列如下:

1)采用加权平均值的方法确定水平地基系数 K_N ;

$$K_N = 150 \text{ kN/m}^3$$

2)按照组合桩^[17]确定桩的抗弯刚度 EI ;

$$E_{scm} I_{sc} = E_s I_s + E_c I_c = 8.3 \times 10^7 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$$

3)确定实际工程桩(下标 P)相应于标准桩(下标 S)的抗弯刚度、横向抗力系数和荷载作用点高度的相似系数 R_{EI}, R_{BK}, R_X ;

$$R_{EI} = \frac{(EI)_P}{(EI)_S} = \frac{8.3 \times 10^7}{10^5} = 830$$

$$R_{BK} = \frac{(BK_N)_P}{(BK_N)_S} = \frac{2.5 \times 150}{100} = 3.75$$

$$R_X = \frac{(L_0)_P}{(L_0)_S} = \frac{12}{5} = 2.4$$

4)确定计算挠度 y 、转角 φ 、弯矩 M 和剪力 Q 的相似系数:

$$R_Q = \sqrt{R_X^8 R_{BK}^3 R_{EI}^{-1}} = \sqrt{2.4^8 \times 3.75^3 \times 830^{-1}} = 8.4$$

$$R_M = \sqrt{R_X^{10} R_{BK}^3 R_{EI}^{-1}} = \sqrt{2.4^{10} \times 3.75^3 \times 830^{-1}} = 20.1$$

$$R_\varphi = \sqrt{R_X^{12} R_{BK}^3 R_{EI}^{-3}} = \sqrt{2.4^{12} \times 3.75^3 \times 830^{-3}} = 0.06$$

$$R_y = \sqrt{R_X^{14} R_{BK}^3 R_{EI}^{-3}} = \sqrt{2.4^{14} \times 3.75^3 \times 830^{-3}} = 0.14$$

5)根据实际工程桩荷载 H_P 及相似系数 R_Q 求得相应标准桩的水平荷载 H_S ;

$$H_S = \frac{H_P}{R_Q} = \frac{100}{8.4} = 12 \text{ kN}$$

6)由 H_S 值查表并插值得此荷载下的标准桩各项特征值;

$$(y_H)_S = 0.018 \text{ m}$$

$$(M_{\max})_S = 65.4 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$(y_0)_S = 0.003 \text{ m}$$

$$(x_M)_S = 1.09 \text{ m}$$

7)确定实际工程桩的受力特征:

桩顶位移:

$$(y_H)_P = R_y (y_H)_S = 2.53 \text{ mm}$$

最大弯矩计算得到:

$$(M_{\max})_P = R_M (M_{\max})_S = 1\,314 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

泥面位移:

$$(y_0)_P = R_y (y_0)_S = 0.45 \text{ mm}$$

最大弯矩(剪力零点)离泥面深度:

$$(x_M)_P = R_x (x_M)_S = 2.61 \text{ m}$$

8)重复(3)~(7)步骤就可确定工程桩在不同水平荷载 H_P 作用下的受力特性。

不考虑钢护筒作用的构件受力分析时,需要重新确定桩的抗弯刚度 EI 。经过计算得到 $E_c I_c = 3.5 \times 10^7 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$,重新代入计算,把在相同水平荷载条件下考虑钢护筒效应和不考虑钢护筒效应构件的重要参数进行对比结果如表 2 所示。

1.4 小结

从表 2 可以看出钢护筒对构件的水平向约束十分明显,在相同荷载条件下,不考虑钢护筒构件的桩顶水平位移是考虑钢护筒构件桩顶水平位移的 2 倍。如加载到 1 000 kN 时,考虑钢护筒构件的桩顶位移仅为 48.8 mm,而忽略钢护筒构件的桩顶位移达到了 100 mm,而最大弯矩的深度分布也有所变化。

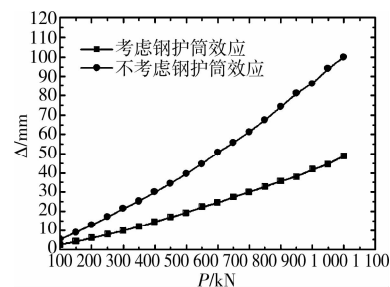


图 2 桩顶位移变化图

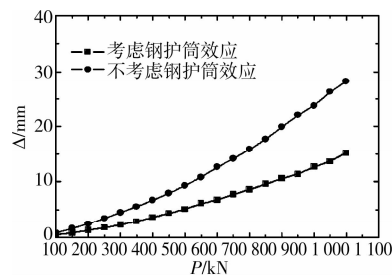


图 3 泥面位移变化图

图 2 和 3 是考虑钢护筒作用和忽略钢护筒作用 2 种情况下的桩顶位移和泥面位移的变化曲线。

可以看出,考虑钢护筒作用与否的桩顶和泥面的位移变化很大,对弯矩最大值和最大弯矩的分布位置也有所影响。在实际工程中采用位移控制最大水平承载力时,钢护筒效应不应忽略,考虑钢护筒作用在计算水平位移变形会更加准确,这在桥梁桩基的水平极限承载力验算方面具有重要的意义。

2 室内模型试验

2.1 试验目的与内容

为了获取钢护筒和混凝土桩共同受力的情况,共制作了8根构件,构件名称如表3所示,主要考虑可能影响其共同作用的因素泥皮^[18]。其中泥皮的

厚度控制在3~5 mm,钢护筒花纹打磨形成。

试验采用C30混凝土,Q235的钢筋和Q335的3 mm厚钢板,套有钢护筒的混凝土构件尺寸如图4所示,外套钢护筒的长度为2 500 mm。

试验在东南大学结构试验室进行。

表2 考虑钢护筒效应和不考虑钢护筒效应的重要参数对比

水平力/kN	泥面位移/mm		桩顶位移/mm		最大弯矩/(kN·m)		最大弯矩深度/m	
	考虑钢护筒效应	不考虑钢护筒效应	考虑钢护筒效应	不考虑钢护筒效应	考虑钢护筒效应	不考虑钢护筒效应	考虑钢护筒效应	不考虑钢护筒效应
100	0.45	0.8	2.53	5.3	1 314	1 275.5	2.61	2.3
150	0.81	1.6	4.13	8.9	1 975	1 972.9	2.95	2.6
200	1.28	2.4	6.01	12.7	2 691	2 631.1	3.24	2.8
250	1.72	3.4	7.75	16.9	3 317	3 339	3.46	3.0
300	2.24	4.5	9.7	21.3	3 991	4 039.6	3.66	3.2
350	2.86	5.5	11.89	25.2	4 711	4 650	3.85	3.4
400	3.59	6.7	14.37	29.9	5 483	5 341.1	4.02	3.5
450	4.34	7.9	16.83	34.4	6 221	5 994.9	4.17	3.6
500	5.06	9.3	19.1	39.5	6 883	6 728.7	4.29	3.8
550	6.08	10.8	22.28	44.7	7 784	7 428.2	4.44	3.9
600	6.74	12.6	24.35	50.7	8 355	8 218.3	4.54	4.0
650	7.75	14.1	27.42	55.8	9 182	8 865.6	4.67	4.1
700	8.6	15.8	29.97	61.3	9 856	9 563.9	4.77	4.2
750	9.54	17.7	32.7	67.4	10 579	10 317.1	4.87	4.3
800	10.58	19.9	35.81	74.1	11 355	11 129.7	4.98	4.4
850	11.34	22.1	38.0	81.2	11 904	11 966.3	5.05	4.4
900	12.65	23.7	41.75	86.1	12 831	12 544.6	5.16	4.5
950	13.61	26.3	44.4	94.1	13 490	13 465.1	5.23	4.6
1 000	15.19	28.2	48.85	99.9	14 540	14 115.9	5.34	4.7

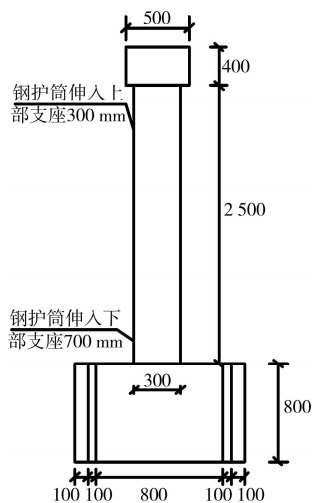
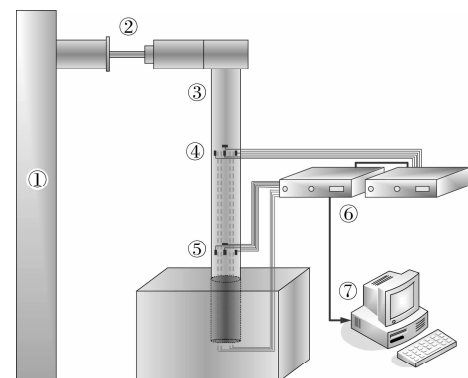


图4 构件几何尺寸图

测试系统如图5所示,采用千斤顶施加水平力,采用双(单)向多循环加卸载法,按照位移控制的加载方式以5 mm的级差进行荷载的递增。每级荷载

施加后,恒载2 min测读水平力,然后卸载至零,至此完成一个加卸载循环,如此循环2次便完成一级荷载的试验观测。

当钢管底部开裂或水平位移超过200 mm终止试验。



1.反力墙 2.千斤顶 3.试验构件
4.第1层应变片 5.第2层应变片
6.DH3817动态采集仪 7.数据采集系统

图5 试验系统示意图

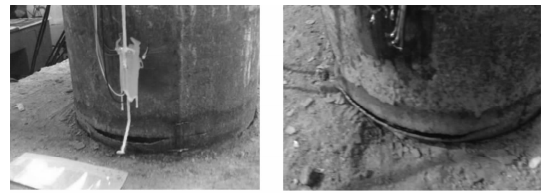
表 3 构件特性

构件编号	构件名称	加载方式
1	无泥皮无花纹构件(G ₁)	双向循环加载
2	无泥皮无花纹构件(G ₂)	单向循环加载
3	无泥皮有花纹构件(GT ₁)	双向循环加载
4	无泥皮有花纹构件(GT ₂)	单向循环加载
5	有泥皮无花纹构件(GN ₁)	双向循环加载
6	有泥皮无花纹构件(GN ₂)	双向循环加载
7	有泥皮有花纹构件(GNT ₁)	双向循环加载
8	有泥皮有花纹构件(GNT ₂)	单向循环加载

2.2 构件破坏形式

钢护筒构件 G₁、G₂、GT₂、GN₁、GN₂、GN₂ 均是柱脚起鼓的压屈破坏,柱顶水平位移的不断加大及反复循环加载,鼓凸的范围沿该截面越来越大,最后相连形成一个完整的外突环,图 6 是其中部分构件的破坏形态,构件加载到极限值破坏。其特点是无明显下降段,转角位移线性很好,与不发生局部失

稳的钢构件的性能相似。构件滞回性能稳定,基本无刚度退化和强度衰减现象;滞回曲线图形饱满,吸能性能好,构件表现出良好的抗水平荷载性能。



(a)无泥皮无花纹构件(G₁) (b)有泥皮有花纹构件(GNT₂)

图 6 构件破坏形态

2.3 钢护筒和桩共同作用的受力分析

从 8 根构件中选择 4 根不同类型的构件进行比较分析,如图 7 所示,7(a)和 7(b)是无泥皮的构件,7(c)和 7(d)是护筒内有泥皮的构件。

其中,CH₁—CH₄ 为钢护筒表面应变值,钢护筒内部混凝土配置了 4 根竖向钢筋,CH₇、CH₉ 为竖向钢筋应变值。

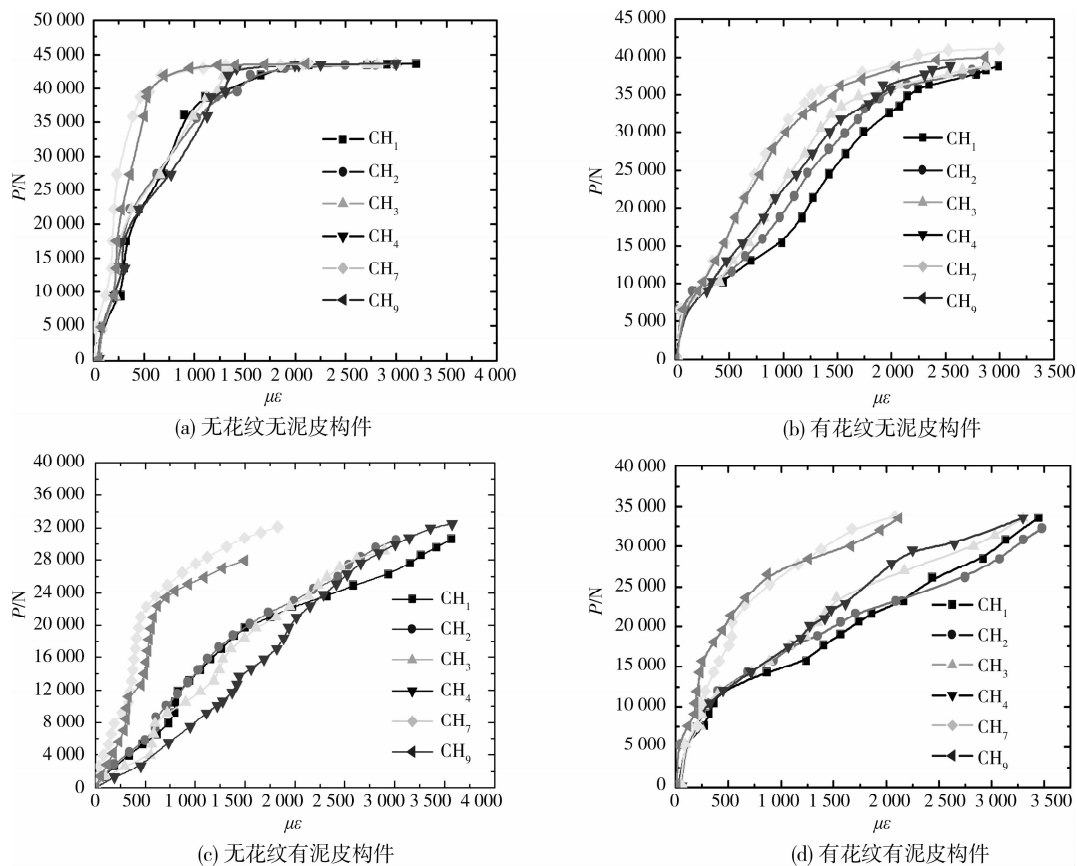


图 7 构件共同作用情况

图 7(a)、(b)相当于钢管混凝土构件,钢护筒和混凝土的接触良好,两者可以很好地共同作用。钢护筒和钢筋的应变在加载初期和最终阶段重合,表明在加载初期和最终阶段,钢护筒和内部的钢筋混

凝土共同工作。

图 7(c)、(d)构件的钢护筒和混凝土之间并不完全接触,或是有泥皮、花纹或是两者皆有。泥皮的存在使钢护筒和钢筋的应变分离的趋势较为明显,

随着荷载的增加,在相同荷载水平下,钢护筒的纵向应变值要明显大于桩内部钢筋纵向应变值,差值在50%左右,钢护筒和混凝土之间共同作用程度减弱,钢护筒承受了绝大部分的弯矩。

这里仅给出构件正常破坏的荷载-位移曲线,如图8所示。

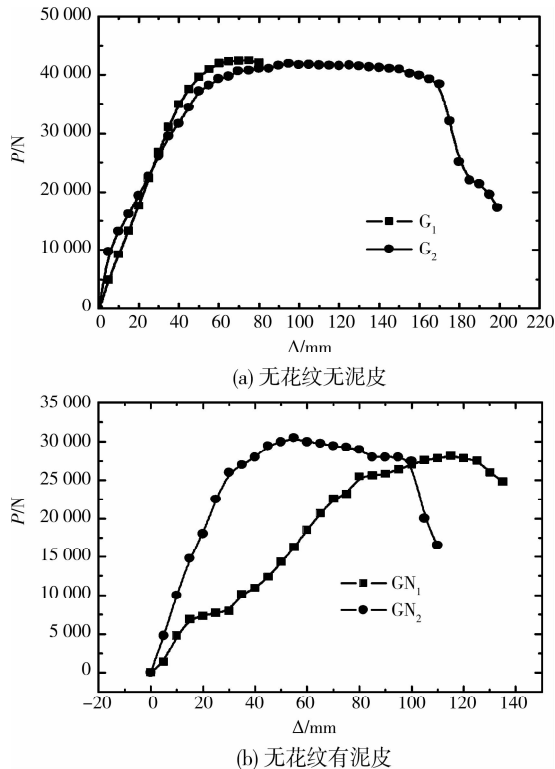


图8 荷载位移曲线

图8(a)相当于钢管混凝土构件,从0 kN加载到40 kN时,水平位移随荷载的增加近似成线性增加,说明构件处于弹性工作阶段。当位移达到60 mm时,构件进入弹塑性阶段,曲线非常平缓,延性很好。

图8(b)无花纹有泥皮两根构件的差别比较大, GN_1 的延性要高于 GN_2 ,2根构件的最大水平承载力比较接近,均为27 kN左右,但均小于无花纹无泥皮的构件承载力。

可见,泥皮的存在影响了单桩的水平极限承载力,施工中减小泥皮厚度有助于提高构件水平承载力。

3 结论

通过以上的理论分析和模型试验表明:

1) 不可回收的钢护筒与原钻孔灌注桩实际上形成了上大下小的变截面混合桩,基于NL法的算例说明考虑钢护筒效应可以减少桩顶位移约50%,

在准确计算水平荷载下的变形时不能忽略。

2) 模型试验表明在水平反复荷载作用下,钢护筒与内部的钢筋混凝土的应变值在针对水平荷载响应上存在差异。

3) 室内模型试验表明,控制施工泥皮厚度将显著影响水平荷载下的钢护筒和内部桩体的共同作用能力。

该文所开展的研究只是针对采用钻孔灌注桩的深水桥梁基础钢护筒效应的初步理论计算和试验模拟,鉴于其对基桩水平变形的显著影响,有待进一步揭示其共同作用的内在机理。

参考文献:

- [1] 郭允庄. 钻孔变截面桩成孔技术[J]. 工程勘察, 1999(5): 23-25.
GUO YUN-ZHUANG. Study on the technique of well completion with borehole variable cross section pile [J]. Geotechnical Investigation and Surveying, 1999(5): 23-25.
- [2] 王凤池, 王明恕. 大直径扩底桩墩的工作机理和承载力设计[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(2): 251-253.
WANG FENG-CHI, WANG MING-SHU. Working mechanism and bearing capacity design of the pedestal pier with large diameter [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(2): 251-253.
- [3] 高广运, 蒋建平, 顾宝和. 同场地扩底桩和直桩的对比研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(3): 502-506.
GAO GUANG-YUN, JIANG JIAN-PING, GU BAO-HE. Comparative study on belled and equal-diameter piles [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(3): 502-506.
- [4] 高广运, 蒋建平, 顾宝和. 砂卵石层上大直径扩底桩墩竖向承载力性状[J]. 岩土力学, 2004, 25(3): 359-362.
GAO GUANG-YUN, JIANG JIAN-PING, GU BAO-HE. Vertical bearing behavior of large diameter short-belled pier in sand-cobble layer [J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(3): 359-362.
- [5] 罗瑞华. 芜湖长江大桥主塔墩大直径双壁钢围堰深水基础施工[J]. 公路, 2003(4): 44-46.
LUO RUI-HUA. Large-diameter double-wall steel cofferdam foundation in deep water of pylon base of Wuhu Yangtze bridge [J]. Highway, 2003(4): 44-46.
- [6] 李军堂, 戴宗诚. 芜湖长江大桥双壁钢围堰大直径钻孔桩施工[J]. 公路, 2000(10): 10-14.
LI JUN-TANG, DAI ZONG-CHENG. Construction for large-diameter bored piles with two-wall steel cofferdam of Wuhu Yangtze river bridge [J]. Highway, 2000(10): 10-14.

- 重庆大学, 2008.
- [13] RUEY-LUNG HWANG, TZU-PING LIN, NAI-JUNG KUO. Field experiments on thermal comfort in campus classrooms in Taiwan [J]. *Energy and Buildings*, 2006, 38(1): 53-62.
- [14] STEFANO PAOLO CORGNATI, ROBERTA ANSALDI, MARCO FILIPPI. Thermal comfort in Italian classrooms under free running conditions during mid seasons: Assessment through objective and subjective approaches[J]. *Building and Environment*, 2009, 44(4): 785-792.
- [15] 李琼, 孟庆林, 赵立华, 等. 湿热地区典型居住小区室外微气候的现场实测[J]. *土木建筑与环境工程*, 2010, 32(S1): 75-80.
- LI QIONG, MENG QING-LIN, ZHAO LI-HUA, et al. Field measurement on the outdoor microclimate within a residential building block in hot and humid zone[J]. *Journal of Civil Architecture & Environmental Engineering*, 2010, 32(S1): 75-80.
- [16] 李琼. 湿热地区规划设计因子对组团微气候的影响研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2009.
- [17] MORAN D S, PANDOLF K B, SHAPIRO Y, et al. An environment stress index (ESI) as a substitute for the wet bulb globe temperature (WBGT)[J]. *Journal of Thermal Biology*, 2001 (26): 427-431.
- [18] 董靛. 街谷夏季热环境研究[D]. 重庆: 重庆建筑大学, 1991.
- [19] 林波荣. 绿化对室外热环境影响的研究[D]. 北京: 清华大学, 2004.
- [20] 张磊, 孟庆林, 赵立华, 等. 室外热环境评价指标湿球黑球温度简化计算方法[J]. *重庆建筑大学学报*, 2008, 30(5):108-111.
- ZHANG LEI, MENG QING-LIN, ZHAO LI-HUA, et al. A simplified method to calculate the wet bulb globe temperature [J]. *Journal of Chongqing Jianzhu University*, 2008, 30(5):108-111.

(编辑 胡英奎)

(上接第73页)

- [7] 桂洲. 泰州森北大桥钻孔桩深水钢护筒设计与施工[J]. *西部探矿工程*, 2003(1):145-147.
- GUI ZHOU. Design and construction for deep water steel cylinders of the bored piles of Senbei bridge in Taizhou[J]. *West-china Exploration Engineering*, 2003 (1):145-147.
- [8] 左明福. 深水大直径钻孔灌注桩若干问题刍议[J]. *中国港湾建设*, 2006, 5:33-35.
- ZUO MING-FU. Discussion on large diameter bored piles in deep waters[J]. *China Harbour Engineering*, 2006, 5:33-35.
- [9] University of Rhode Island Transportation Center. Field study of composite piles in the marine environment, Urite Project No. 536153[R]. July 2005.
- [10] The montana department of transportation. Steel pipe pile/concrete pile cap bridge support system[R]. July 2009.
- [11] 美国各州公路和运输工作者协会. 美国公路桥梁设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 1998.
- [12] 严国敏. 日本大芝桥的设计与施工[J]. *国外桥梁*, 1997 (4):19-24.
- YAN GUO-MIN. Japanese Chicago bridge design and construction[J]. *Foreign Bridges*, 1997(4):19-24.
- [13] 黄亮生, 冯向宇. 钢护筒参与桩身受力的构造处理和计算分析[J]. *结构工程师*, 2005, 21(4):52-55.
- HUANG LIANG-SHENG, FENG XIANG-YU. Structural treatment and analysis of combined piles for super-long-span bridges[J]. *Structural Engineers*, 2005, 21(4):52-55.
- [14] 叶万灵, 时蓓玲. 桩的水平承载力实用非线性计算方法-NL法[J]. *岩土力学*, 2000, 21(2):97-101.
- YE WAN-LING, CHI PEI-LING. A practical non-linear calculation method of piles lateral bearing capacity-NL method [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2000, 21(2):97-101.
- [15] 韩理安. 水平承载桩的计算[M]. 长沙: 中南大学出版社, 2004.
- [16] 中华人民共和国行业标准. JTJ254-98 港口工程桩基规范局部修订(桩的水平承载力设计)[S]. 北京: 人民交通出版社, 2001.
- [17] 钟善桐. 钢管混凝土的刚度分析[J]. *哈尔滨建筑大学学报*, 1999, (3):13-18.
- ZHONG SHAN-TONG. Analysis of rigidity for concrete filled steel tube[J]. *Journal of Harbin University of Civil Engineering and Architecture*, 1999(3):13-18.
- [18] 张忠苗, 张广兴, 吴庆勇, 等. 钻孔桩泥皮土与桩间土性状试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2006, 28(6):695-699.
- ZHANG ZHONG-MIAO, ZHANG GUANG-XING, WU QING-YONG, et al. Studies on characteristics of mudcake and soil between bored piles [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2006, 28(6):695-699.

(编辑 王秀玲)