

粗粒土中预制桩的静压施工残余应力

俞 峰¹, 谭国焕², 杨 峻², 李启光²

(1. 浙江理工大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310018; 2. 香港大学土木工程系, 香港 中国)

摘要: 预制桩沉桩施工阶段形成的桩身残余应力对桩的工作性状有重要影响。原位观测了两根 H 型钢桩静力压入粗粒土地基过程中的桩身应力, 测得了很大的桩身与桩端施工残余应力。施工残余摩阻力之中性点深度随贯入桩长增加而下移, 但两者之比值趋于定值。桩端残余应力除了与弹性系数有关, 还受到压桩力与贯入速率的影响。随着压桩荷载循环次数的增长, 残余负摩阻力不断累积, 但某一固定土层深度的单位残余负摩阻力却呈现下降趋势, 这与沉桩侧摩阻力的疲劳退化机理是一致的。施工残余应力的存在改变了桩周土与桩端土的初始应力状态, 使得桩-土体系在工作条件下会沿着与预期不一致的应力路径受荷至破坏。这对传统的静载荷试验和 Osterberg 试桩的成果分析方法提出了挑战。若考虑施工残余应力, 对桩的抗拔承载性状有利, 并使得开口管桩土塞效应问题变得更复杂。桩身残余应力的分布可基于残余摩阻力的折线型分布假定, 利用桩端残余应力来预测。

关键词: 预制桩; 施工效应; 原位试验; 残余应力; 中性点; 承载力

中图分类号: TU473.1 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)10-1526-11

作者简介: 俞 峰(1976-), 男, 浙江富阳人, 博士, 副教授, 主要从事桩基研究与教学工作。E-mail: pokfulam@163.com.

Post-installation residual stresses in preformed piles jacked into granular soils

YU Feng¹, THAM Leslie George², YANG Jun², LEE Peter Kai Kwong²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China; 2. Department of Civil Engineering, The University of Hong Kong, Hong Kong, China)

Abstract: The working performance of a preformed pile may be significantly affected by the residual pile stress generated in the pile installation process. A field-test program is conducted in this study to investigate the load transfer behavior of two instrumented steel H-piles jacked into granular deposits during installation. Significant post-installation residual stresses are found to be locked in the test piles. The depth of neutral point for the residual shaft friction increases with increasing pile penetration but their ratios tend to be an invariable. Besides the well-known elasticity coefficient, the factors affecting the residual point resistance include the jacking force and the penetration rate. The average residual negative friction accumulates as the number of jacking strokes increases. Nevertheless, the unit residual negative friction at a given horizon shows a trend of degradation, which can be attributed to the presence of friction fatigue during pile installation. The residual pile stress is responsible for the variation in the stress state of the soils surrounding the pile shaft and beneath the pile base prior to loading service. This indicates that the pile-soil system will follow an unanticipated stress path toward axial loading failure. The data interpretation methods routinely adopted in the static and O-cell loading tests are going to be challenged in case that the influence of post-installation residual stress is involved. Also, the post-installation residual stress imposes positive effect on the uplift capacity of pile and increases the complexity of the plugging behavior of open-ended pipe piles. Assuming that the distribution of residual shaft friction resembles a folded line, a semi-empirical framework is proposed to estimate the residual pile stress at any depth from the knowledge of residual point resistance.

Key words: preformed pile; construction effect; field test; residual stress; neutral point; bearing capacity

0 引言

常用的预制桩包括钢管桩、H 型钢桩、混凝土方桩和预应力混凝土管桩等。这类桩一般采用锤击或静压方式沉桩, 贯入过程中的桩-土相互作用相比非挤

土的钻孔桩更为显著, 施工对桩承载性状的影响也更大。施工残余应力即为预制桩的主要施工效应之一^[1]。

基金项目: 浙江省自然科学基金项目(Y1090610); 住建部科学技术项目(2011-K3-34)
收稿日期: 2010-08-01

预制桩沉桩过程中, 当桩顶荷载卸除时, 桩周土的约束使得桩身弹性压缩变形无法完全恢复, 导致一部分应力被“锁”在桩内, 故施工残余应力有时也称为“内锁”应力。残余应力在桩顶无外加荷载的条件下达到自平衡状态。若忽略施工残余应力的影响, 会高估桩侧承载力以及低估桩端承载力。

常规的静载荷试验在测定桩身荷载传递特性时, 以试验加载前的量测单元读数为初始值, 这实际上是对施工残余应力做了清零处理, 即一般的试桩分析方法并不能考虑施工残余应力的影响。所以, 虽然早在 30 多年前 Vesic 就曾指出施工残余应力的重要性^[2], 至今相关实测报道仍不多见。O'Neill 等 (1982)^[3]曾观测了长 13 m 的闭口钢管桩击入至黏土层中的残余应力。但由于黏性土对桩的约束较小, 既有试验研究更为关注粗粒土中锤击桩的残余应力情况。例如, Rieke 等 (1987)^[4]在砂土场地内进行的 18 m 长 H 型钢桩试验; Altaee 等 (1992)^[5]、(1993)^[6]对砂土地基中长度分别为 11 m 和 15 m 混凝土方桩的观测; Paik 等 (2003)^[7]测定的砾砂层中长约 7 m 的开、闭口钢管桩残余应力; Zhang 等 (2007)^[8]报道的风化残积粉砂土中长度介于 34~60 m 的 H 型钢桩的试验。

由于桩的施工残余应力较难在现场测定, 一些研究试图利用模拟手段来预测残余应力。这些方法包括: 以标贯击数为基本指标的荷载传递简化分析法^[9]; 基于弹性连续体模型的边界元法^[10]; 从波动方程理论出发的动力分析法^[11-12]; 模拟锤击或静压贯入过程的有限元法^[13-14]; 利用载荷试验成果建立的经验关系法^[15-16]。但这些方法的预测效果仍待改进。

相比锤击桩, 静压桩施工残余应力的原位观测更为少见, 相关报道仅有数例, 如张明义 (2004)^[17]记录的 14 m 长混凝土方桩穿透黏土层压入至砾砂持力层的桩端残余应力。Randolph 在第 43 届朗肯讲座中曾指出^[18], 静压施工引起的残余应力比锤击沉桩更大。而另一方面, 预制桩的施工残余应力问题并未受到我国桩基工程界的广泛关注。因此, 有必要针对静压桩就该问题展开更为全面的研究。

为研究静压桩的承载性状, 作者展开了较大规模的长期现场试验计划。之前, 已按照传统的不考虑施工残余应力的分析方法, 报道了载荷试验过程中的试桩成果^[19-20]。本文则从多个角度系统考察了预制桩施工残余应力及其影响, 包括:

- (1) 通过原位试验测定静压沉桩过程中产生的桩身与桩端残余应力, 揭示残余应力与施工过程的关系。
- (2) 通过静载荷试验成果分析, 阐明施工残余应力对预制桩竖向抗压承载性状的影响。
- (3) 利用实测数据, 提出粗粒土中静压施工残余

应力分布的简化预测模型。

(4) 围绕 O-cell 试桩法、抗拔桩承载力、管桩土塞效应等若干问题, 讨论施工残余应力对其分析方法的影响。

该试验计划还包括对其中一根试桩的长期性状观测。本文所考察的施工瞬时的残余应力, 在邻近桩压入过程及较长静置期内还会出现变化。对残余应力时效问题的分析, 可参见作者另文报道^[21]。

1 场地与试验概况

1.1 工程地质条件

现场试验在香港的两个场地进行, 其中, 场地 A 位于东九龙地区原启德机场区块, 场地 B 位于新界马鞍山地区利安邨区块。场地内试桩附近的地层分布情况及层内标贯试验击数(SPT-N)平均值见表 1 和表 2, 其中 CDG 土指全风化花岗岩残积土, SPT-N 为未经能量传递效率修正的原始击数。场地内地下水位约在地表以下 3.55 m (场地 A) 和 3.65 m (场地 B)。

表 1 场地 A 土层概况

Table 1 Geological profile at Site A

土层名称	层顶标高/m	层厚/m	SPT-N 平均值
砂质填土	0.0	11.5	10
砂质冲积土	-11.5	24.0	36
CDG 土(持力层)	-35.5	9.5	81

表 2 场地 B 土层概况

Table 2 Geological profile at Site B

土层名称	层顶标高/m	层厚/m	SPT-N 平均值
砂质填土	0.0	0.5	—
砂质冲积土	-0.5	2.0	6
CDG 土(持力层)	-2.5	27.0	48

场地 A 属填海区, 浅层土主要为砂质填土和冲积土, 场地 B 则分布较厚的 CDG 土。两场地内的试桩均以 CDG 土为持力层, 下卧层均为风化程度随深度逐渐减弱的花岗岩。从标贯击数平均值来看, 总体上两场地土层的工程性质较好。表层的砂质填土主要由粗颗粒砂砾组成, 并含有少量粉土和碎岩。砂质冲积土以粉质砂土为主, 偶见卵石与漂石, 该土层在埋深较浅处含有部分粉质黏土与砂质黏土。CDG 土广泛分布于香港地区, 它是花岗岩内长石与云母经水化反应后的产物, 其中砂颗粒含量一般超过 50%, 黏粒含量最大可达 30%, 其工程性质接近于砂土或粉质砂土。CDG 土的平均粒径 $d_{50} \approx 1 \text{ mm}$, 黏聚力介于 5~15 kPa, 内摩擦角可达 $35^\circ \sim 44^\circ$, 但在高应力作用下有明显的颗粒破碎性, 其临界态内摩擦角趋于典型值 32° 。

1.2 试桩与试验设置

在两个场地各布置一根试桩, 见表 3。桩型均为

表 3 试桩的基本参数

Table 3 Basic parameters of test piles

编号	位置	桩型	埋置桩长/m	截面积/mm ²	截面周长/mm	桩身强度/MPa	桩端 SPT-N	终压力/kN
TP1	场地 A	H 型钢桩	41.4	22930	1884	415	98	7388
TP2	场地 B	H 型钢桩	25.8	22930	1884	415	186	6829

腹板和翼板厚度均为 30 mm, 不设桩靴。沿试桩全长每隔 3 m (TP1)、2.5 m (TP2) 为一个桩身轴力量测截面, TP1 在桩端附近加密为 1.5 m 一个量测截面。考虑到试桩贯入中的扰动较大, 测量元件采用稳定性较好的振弦式弧焊型应变计, 标距为 150 mm, 标准量程为 3000 $\mu\epsilon$ 。应变计焊接在腹板与翼板的交接转角处, 每截面交错布置 2 个。

试桩由长 12 m 的桩段焊接而成。为能连续测读沉桩过程中的桩身应力, TP2 在静压施工前就焊接成预定桩长, 然后安装应变计, 再用吊装机械吊送至桩机夹桩孔内, 最后将应变计导线接入数据输出与存储设备。TP1 桩长达 41.4 m, 根据现场吊机的允许吊送高度, 将 TP1 分为 3 段压入, 故只能记录最后一段桩压入过程中的应变数据。

两个场地使用了不同规格的液压式静压桩机: 场地 A 采用 800 t、行程 1.6 m 的桩机; 场地 B 采用 900 t、行程 1.8 m 的桩机。即时压桩力通过桩机油压表读取, 并用安装在桩顶自由段的 4 只位移传感器(LVDT)进行校核。到达终压力后继续持荷, 直至 15 min 内的桩顶沉降不大于 5 mm 才释放。TP1 为一根单独的试桩, 沉桩完毕 17 d 后, 进行了持荷法慢速循环静载荷试验。TP2 是工程桩, 在沉桩完毕 2 d 后进行静载荷试验, 但未压至破坏荷载。两根试桩的静载试验加载方法有所区别, 见图 1。

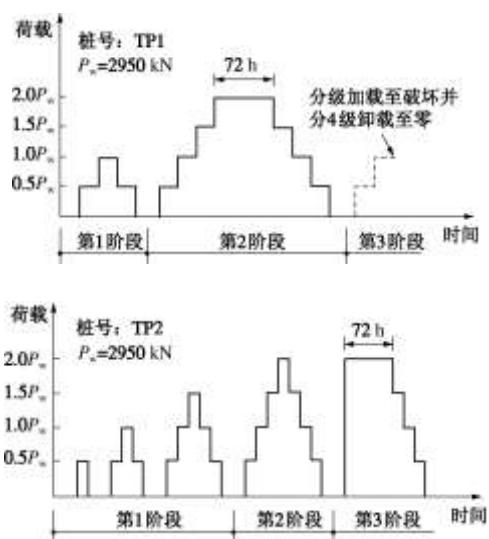


图 1 两根试桩静载荷试验的加载过程

Fig. 1 Loading procedures for static loading tests on TP1 and TP2

55C 级钢桩, H 型截面的外包面积为 339 mm \times 325 mm,

表 3 试桩的基本参数

2 施工残余应力观测性状

以试桩就位、压桩开始前的应变计频率值为初始读数, 然后记录每一压桩行程结束、压桩力释放后的应变计频率值, 便可求得桩身残余应变, 乘以钢桩弹性模量后可算得残余应力。对粗粒土中的 H 型桩, 可按桩截面积计算桩身残余荷载, 按桩表面与土完全接触计算残余侧阻力^[22]。

2.1 沉桩过程中的残余应力

两根试桩静压过程中的桩身荷载传递曲线见图 2 (a) 和图 3 (a) 所示。TP1 贯入到成层土中, 在进入到下部较硬土层后, 压桩力主要用于克服下部土层侧阻力与桩端阻力。TP2 主要贯穿厚度较大的 CDG 土层, 该土层范围内的贯入侧阻力较大。

桩顶压力释放后, 残留于桩内的桩身应力较可观 (图 2 (b)、图 3 (b)), 且随着桩贯入深度的增加而变大。TP2 贯入长度较小时, 桩身出现残余拉应力, 幅度不大, 其机理较难解释。由于 TP1 贯入长度较小时的残余应力没有测定, 不能确定这种现象是否为共性。也不能排除这可能是量测误差或施工扰动造成的影响。当两根试桩的贯入度较大时, 桩身残余应力均为压应力, 且分布形态较为一致。沿桩的上段存在残余负摩阻力, 使桩身残余应力持续增加至某一最大值, 桩身最大压应力的出现位置即为残余摩阻力的中性点。在桩顶不受荷条件下, 残余负摩阻力与中性点以下的正摩阻力及桩端残余压应力之和相平衡。

随着桩贯入度的增加, 中性点位置不断下移。将中性点的相对位置变化情况绘于图 4。其中, Z_n 为残余摩阻力中性点的深度; L_p 为桩的贯入长度; D_e 为按桩截面积等效的桩径。该图除了本次试验 TP1 和 TP2 压入过程中的数据, 还从 Rieke 等 (1987)^[4]、Altaee 等 (1992)^[5] 及 Zhang 等 (2007)^[8] 报道的观测资料中推算了粗粒土中锤击桩的相关数据。图 4 表明, 各类粗粒土中残余摩阻力中性点的相对位置与桩长径比之间不存在明显关联, 与静压或锤击施工方式的关系也不大。 Z_n/L_p 之值大多介于 0.7~0.9, 其平均值约为 0.8。

利用桩身残余应力分布曲线, 可推算试桩在终压力释放时的桩端残余应力。由于应变计无法恰好安装在桩端部, 可根据中性点以下部分的分布曲线, 通过

线性外推得出桩端标高处的残余应力，如图 2 (b) 和

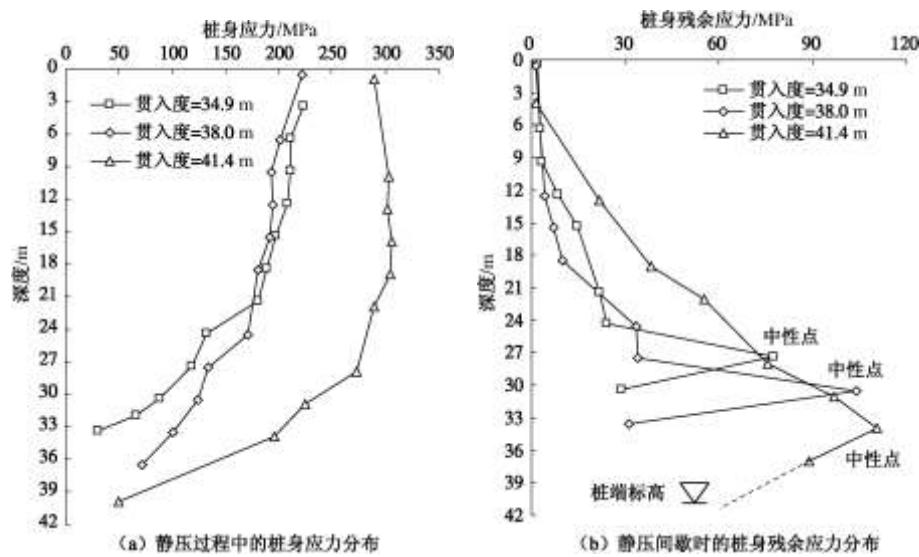


图 2 TP1 桩贯入过程中的桩身荷载传递与残余应力分布

Fig. 2 Load transfer and residual stress distributions along pile TP1 during installation

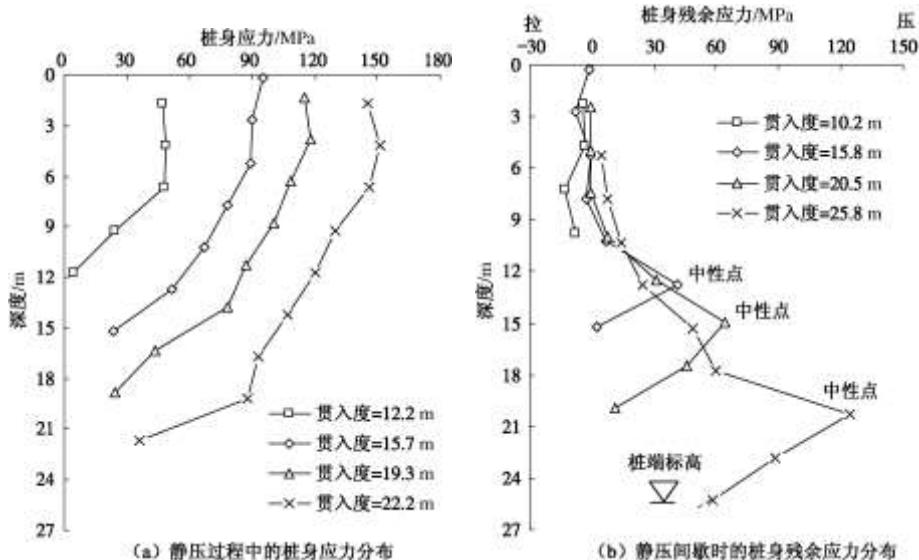


图 3 TP2 桩贯入过程中的桩身荷载传递与残余应力分布

Fig. 3 Load transfer and residual stress distributions along pile TP2 during installation

图 3 (b) 中虚线所示。其结果与从其它文献中推算的桩端残余应力一同列于表 4。其中， q_{pr} 代表沉桩施工引起的桩端残余应力。考虑到挤土效应，闭口管桩的等效桩径 D_e 按桩截面的外包面积等效计算。开口管桩的桩端残余荷载指管壁承担的部分。

表 4 显示，各类预制桩的桩端残余应力均相当可观（相较粗粒土的单位桩端承载力而言）。桩的长径比与桩端残余应力不存在明确的相关关系。桩端持力层土越密实、刚度越大，对桩回弹的约束也越大，往往会形成很大的桩端残余应力。本文试验与 Zhang 等 (2007)^[8] 所报道的均为花岗岩残积土中的 H 型钢桩，本次试验的残余应力实测值更大，反映了静压桩残余

应力大于锤击桩的一般规律^[1, 18]。由于静压桩一个行程结束后，压桩反力的卸除增加了桩机与地面的接触压力，使地基土相对桩身下沉，或为静压桩残余应力大于锤击桩的一个外因。

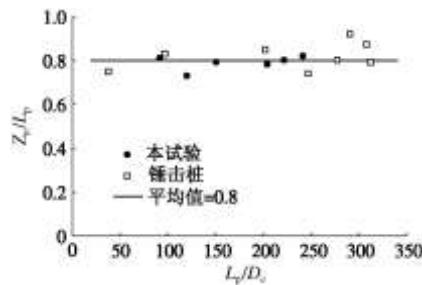


图 4 残余摩阻力中性点位置与贯入桩长之关系

Fig. 4 Variation in neutral-point depth against pile penetration

表 4 各类预制桩的桩端残余应力实测值

Table 4 Measured residual point resistances in a variety of preformed piles

数据来源	桩型	L_p/m	D_e/m	沉桩方式	桩端持力层描述	q_{pr}/MPa
1. Rieke 等 (1987) ^[4]	H 型钢桩	18.3	0.187	锤击	密实砂砾土, 偶见卵石	4.6
2. Altaee 等 (1992) ^[5]	混凝土方桩	11.0	0.285	锤击	均质砂土, $d_{50} \approx 0.1$ mm, SPT-N≈20	2.8
3. Paik 等 (2003) ^[7]	闭口钢管桩	6.9	0.356	锤击	密实砾质砂土, SPT-N≈27	2.3
	开口钢管桩	7.0	0.204	锤击	密实砾质砂土, SPT-N≈27	1.9
4. 张明义 (2004) ^[17]	混凝土方桩	13.8	0.451	静压	密实砂砾土, SPT-N=20	4.2
	H 型钢桩	47.3	0.191	锤击	花岗岩残积土, SPT-N≥200	29.8
	H 型钢桩	53.1	0.191	锤击	花岗岩残积土, SPT-N≥200	38.2
5. Zhang 等 (2007) ^[8]	H 型钢桩	55.6	0.191	锤击	花岗岩残积土, SPT-N≥200	26.7
	H 型钢桩	58.8	0.191	锤击	花岗岩残积土, SPT-N≥200	28.1
	H 型钢桩	59.8	0.191	锤击	花岗岩残积土, SPT-N≥200	15.8
6. Liu 等 (2009) ^[23]	开口混凝土管桩	19.5	0.414	静压	中密砂质粉土, SPT-N=14	1.0
7. 本次试验	H 型钢桩	25.8	0.171	静压	花岗岩残积土, SPT-N=186	51.2
	H 型钢桩	41.4	0.171	静压	花岗岩残积土, SPT-N=98	57.2

力远大于其它文献中的观测值, 这显然与桩端土的性质密不可分, 也可能与上覆土性质及桩的长度存在一定关系。残余应力数值模拟^[10-11]显示, 桩端残余应力大小与桩的尺寸、截面形状及桩-土相对刚度等有关。Alawneh 等 (2000)^[15]建议用桩的弹性系数 η 这一无量纲因子并通过经验关系来描述桩端残余应力:

$$q_{pr} = 13.158\eta^{0.724}, \quad (1)$$

$$\eta = \left(\frac{L_p}{D_e} \right) \left(\frac{A_p}{A_0} \right) \left(\frac{G_s}{E_p} \right). \quad (2)$$

式中 A_p 为桩截面的外包面积; A_0 为桩的截面积; G_s 为土的初始剪切模量; E_p 为桩的弹性模量; 桩端残余应力 q_{pr} 的单位为 MPa。尽管式 (2) 已包含了诸多桩端残余应力的影响因素, 但按式 (1) 经验关系计算的 q_{pr} 值一般小于 3 MPa, 与 Zhang 等 (2007)^[8] 及本次试验的实测值相差很大。可见, 式 (2) 可能遗漏了桩端残余应力的某些重要因素, 比如桩顶荷载条件(加载大小与速率)。

以 Liu 等 (2009)^[23] 和本试验中的静压桩为例, 三根桩的静压贯入速率基本一致, 约为 1.5 m/min, 但测定残余应力前释放的压桩力相差较大, 混凝土管桩压桩力约为 1000 kN^[23], 远小于 TP1 的 7388 kN 和 TP2 的 6829 kN。若以 p_j 表示桩顶压桩应力, 可算得混凝土管桩、试桩 TP1 和 TP2 的 q_{pr}/p_j 之值分别为 0.135、0.177 和 0.172。虽然混凝土管桩的桩端残余应力与本试验测定值相差很大, 但 q_{pr}/p_j 却处于同一量级, 这说明静压桩的桩端残余应力与压桩力大小存在关联, 压桩力越大, 释放后残留的桩端应力也越大。

本文试验与 Zhang 等 (2007)^[8] 测定的桩端残余应

表 4 各类预制桩的桩端残余应力实测值

Table 4 Measured residual point resistances in a variety of preformed piles

另外, 静载荷试验过程可视为慢速压桩, 笔者的另文报道显示^[21], 当载荷试验加载量与压桩力处于同一量级时, 试桩 TP2 在慢速循环载荷试验阶段形成的残余应力较小。所以可认为桩顶加载速率对桩端残余应力也存在较大影响, 且两者呈正相关关系。

2.2 沉桩荷载循环对残余应力的影响

利用图 2 (b) 和图 3 (b) 中两相邻测点读数, 可近似推算该桩段中点处的残余侧摩阻力。其中, 中性点以上部分均为负摩阻力, 其平均值反映了桩身残余应力的总体大小。一次压桩行程相当于一次单程荷载循环, 随着桩的压入, 循环次数增加。

图 5 绘制了中性点以上的残余负摩阻力平均值随压桩循环次数的变化。压入 TP2 所需的循环次数较少, 贯入过程中残余负摩阻力平均值持续增长。而对循环次数较多的 TP1 桩, 在终压前负摩阻力均值还有小幅跌落。总体上, 压桩循环荷载下残余负摩阻力表现为随循环次数逐步累积的过程, 循环静载荷试验过程中也呈现了类似的规律^[21]。然而, 对于某一固定土层深度而言, 其单位残余负摩阻力却出现逐渐衰减的特征, 以试桩 TP2 为例, 见图 6。

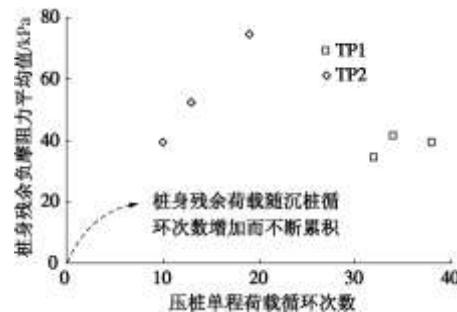


图 5 残余负摩阻力平均值随压桩循环次数的变化

Fig. 5 Variation in average residual negative friction with increasing number of jacking strokes

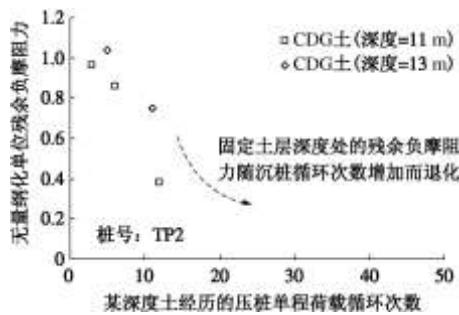


图 6 无量纲化单位残余负摩阻力随压桩循环次数的退化

Fig. 6 Degradation of normalized unit residual negative friction with experienced number of jacking strokes

图 6 考察了 CDG 土层在 11 m 和 13 m 两深度的单位残余负摩阻力变化情况。其中，横坐标为所考察深度在压桩过程中经历的荷载循环次数。以某深度的竖向有效应力进行无量纲化后，发现两深度处的残余负摩阻力都随着循环次数的增加而退化。由此可解释类似土质条件下静压桩的施工残余应力大于锤击桩的现象，因为锤击贯入相同的桩长往往需要比静压施工更多的荷载循环次数，而施工方式对中性点位置无明显影响(图 4)，造成锤击桩相对较小的桩身残余应力。可以认为图 6 呈现的规律为静压桩残余应力大于锤击桩的一个内因。

为进一步阐明图 6 的机理，利用图 3a 中的桩身应力分布，将 TP2 桩在 11 m 和 13 m 深度处的单位压桩侧摩阻力以类似的方式绘于图 7。该图中的压桩侧摩阻力经竖向有效应力无量纲化后，同样出现了随荷载循环次数的退化趋势，且退化速率比图 6 更显著。图 7 实际上反映了预制桩沉桩过程中的侧阻疲劳退化现象^[24]。正是由于压桩侧摩阻力的疲劳退化，导致了侧摩阻力释放后残余负摩阻力的退化。而两者退化速率的差异可能是由于，桩-土界面剪切带的残余位移随荷载循环次数的增加会逐渐累积^[25]。上述分析的物理过程可用图 8 示意。

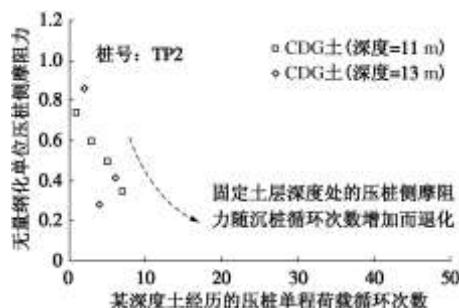


图 7 无量纲化单位压桩侧摩阻力随压桩循环次数的退化

Fig. 7 Degradation of normalized unit jacking shaft friction with experienced number of jacking strokes

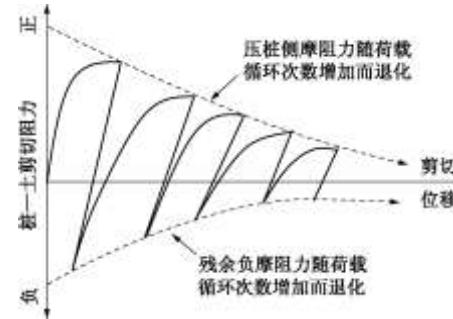


图 8 桩贯入过程中的桩-土界面剪切行为示意

Fig. 8 Schematic of interface shear during pile penetration

3 施工残余应力对桩承载性状的影响

根据图 1 所示加载步骤进行了试桩的载荷试验。其中，TP1 的最终加载量超过了桩身屈服应力，桩顶沉降为 69.8 mm，卸载后的残余桩顶沉降为 7.3 mm；TP2 的最大桩顶沉降为 29.3 mm，卸载后残余沉降为 3.0 mm。图 9 和图 10 给出了两试桩达最大加载量时的桩身应力和单位侧阻分布曲线，其中侧摩阻力根据相邻两个量测单元的轴力差推求。以载荷试验开始前的应变计频率值为初始读数，可获得不含施工残余应

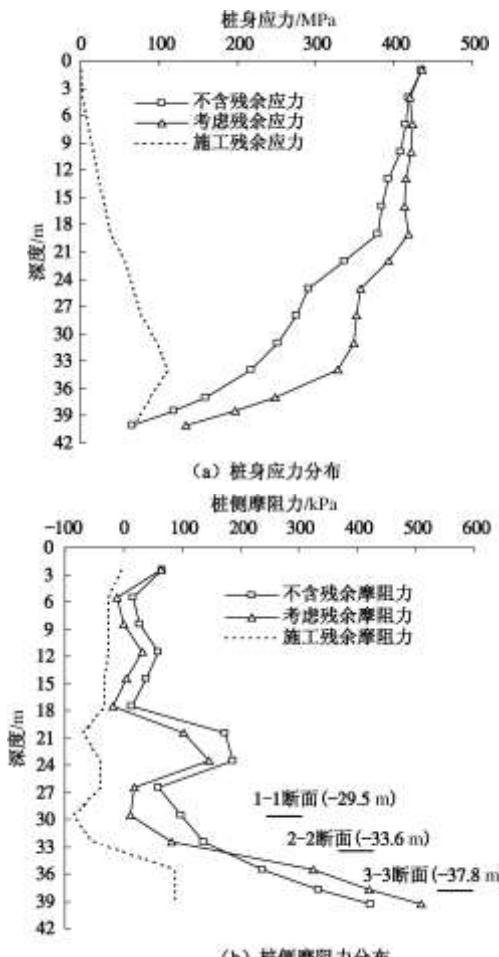


图 9 施工残余应力对静载试验中 TP1 桩荷载传递特征的影响

Fig. 9 Apparent and true distributions of pile stress and shaft friction of TP1 during loading test

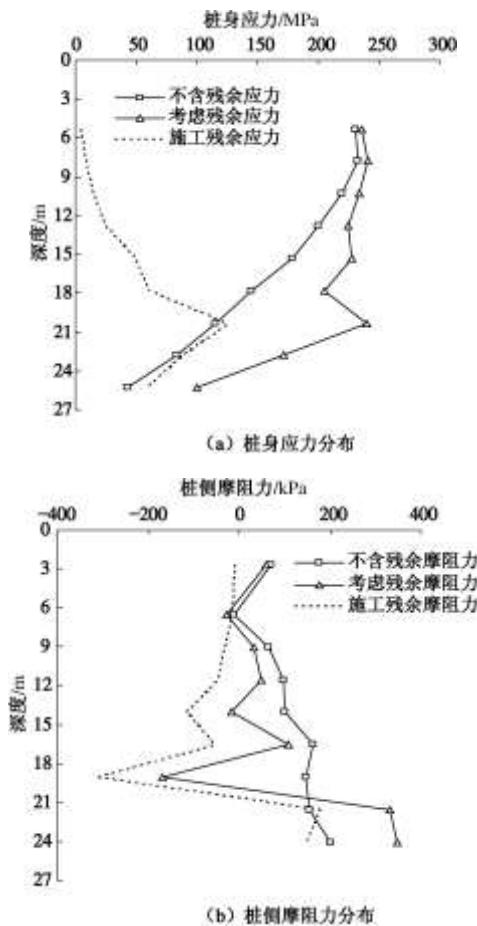


图 10 施工残余应力对静载试验中 TP2 桩荷载传递特征的影响

Fig. 10 Apparent and true distributions of pile stress and shaft

friction of TP2 during loading test

力的桩身应力分布曲线, 还可由此导出桩侧摩阻力分布曲线, 它们体现了桩对载荷试验加载的直接响应。

如果再以压桩开始前的应变计频率值为初始读数, 还可获得包含施工残余应力的荷载传递曲线。它反映的是桩在静载试验过程中的实际荷载传递特征, 这是常规的载荷试验数据处理方法未能体现的。图 9 和图 10 显示, 施工残余应力的存在对桩身应力分布的形态产生了较大影响。试桩对载荷试验加载的直接响应体现为典型的摩擦桩形式, 但考虑了残余应力后, 显示桩侧摩阻力主要由下部土层提供, 且桩端阻力的比例加大。如果在静载试验成果分析中不考虑施工残余应力, 将高估中性点以上的桩侧摩阻力, 低估中性点以下的桩侧摩阻力及桩端阻力。

为了更清晰地反映施工残余应力对桩侧剪切行为的影响, 以试桩 TP1 为例, 选取图 9 (b) 所示中性点以上、中性点和中性点以下 3 个断面, 考察其在静载试验第 3 阶段分级加载过程中的桩 - 土界面剪切特征, 如图 11。数据处理时, 先根据桩身量测读数求出

桩身弹性压缩量, 某断面的桩 - 土剪切位移即为桩顶沉降量与该断面以上桩段压缩量之差值。由于未考虑可能存在的地表沉降, 计算值或略大于实际剪切位移。

试桩 TP1 的破坏受控于桩身结构承载力, 故土层较深处的桩 - 土界面剪切未达到极限状态。一般认为, 粗粒土中发挥极限侧阻所需剪切位移约为 8~15 mm^[26]。图 11 表明, 如果不考虑载荷试验加载前已有的残余侧阻与剪切位移, 会高估中性点以上部分的极限侧阻及相应位移, 对中性点以下桩段则会造成低估。常规的预制桩静载试验并不测定施工残余应力, 而模型桩试验^[24]和界面剪切盒试验^[25]中产生的施工残余应力又很小。如果将这些试验成果用于预制桩侧阻计算中, 应特别留意它们与实际桩 - 土剪切位移存在的区别, 如图 11 中的两条变化趋势线所示。

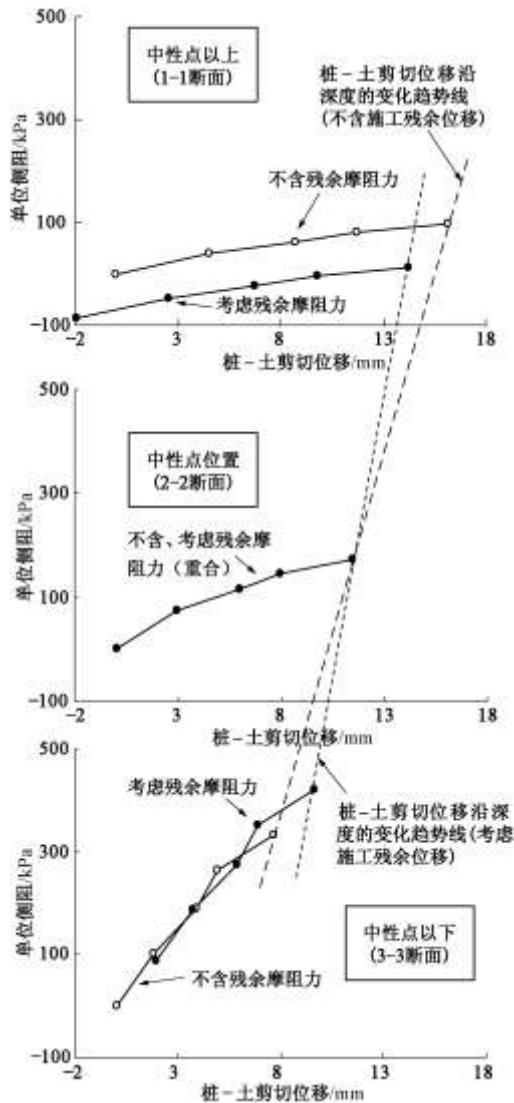


图 11 TP1 桩不同深度处的界面剪切特征

Fig. 11 Interface shear behavior at various depths along TP1

用一点的应力状态变化能更清晰地描述施工残余应力对桩周土剪切强度的影响, 如图 12。由于残余摩

阻力的大小和方向的差异，桩周土单元在不同深度处的初始应力状态各不相同，造成主应力方向的偏转。在静载试验加载阶段，各点的应力路径起点不一致，主应力方向在图中沿逆时针旋转，应力路径在接近破坏时均指向临界态线，其斜率等于钢桩与粗粒土的临界态界面摩擦角（典型值 $\approx 29^\circ$ ）。所以，施工残余应力对桩周土剪切行为的影响主要体现在改变了土体的初始应力状态，致使土体沿着不同的应力路径加载，形成了不同的剪切强度。CDG 土的三轴试验显示^[27]，主应力方向越偏离竖直方向，土的剪切强度越低。

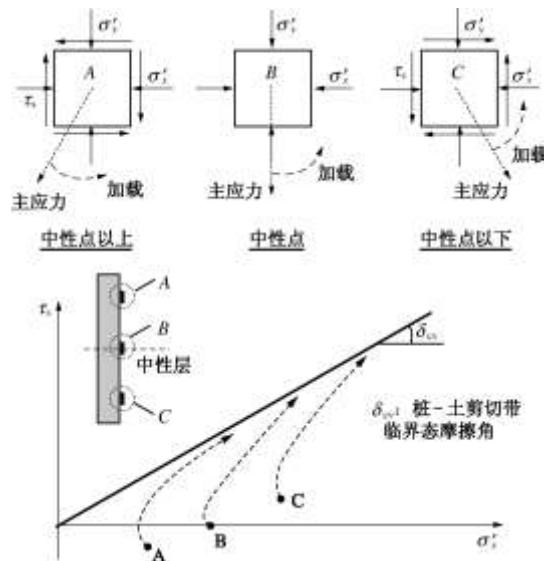


图 12 考虑施工残余应力的桩周土应力状态示意

Fig. 12 Stress state of soil elements surrounding pile shaft including effect of post-installation residual stress

用类似的数据处理方法，还可获得不含、考虑桩端残余应力两种情况下桩端土的压缩曲线，如图 13。

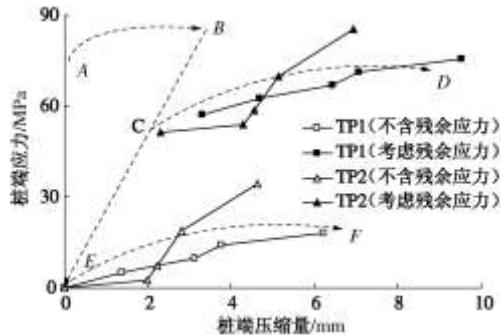


图 13 试桩的桩端压缩特征

Fig. 13 Compressive behavior of soils at pile bases

图中示意虚线描述了桩端土经历的全过程压缩路径。其中，“A→B”代表沉桩循环荷载阶段桩端土的末次压缩，“B→C”表示沉桩结束后桩端土的回弹。桩在静载试验阶段的实际压缩路径应为“C→D”。若忽略桩端残余应力，即认为桩端土经历了“C→E”的完全回弹，那么载荷试验中将测得“E→F”的桩端压缩曲线。

该图显示，当桩端存在较大残余应力时，桩端土的压缩应力-应变曲线受沉桩施工应力历史的影响较大。将一些模型槽试桩成果用于桩承载力设计中时，需注意与原型桩在施工残余应力方面的差别。此外，在进行桩端沉降计算时，施工残余应力将影响压缩模量的取值。由于土的压缩模量与应力水平密切相关，如忽略桩端残余应力，沉降计算值会小于实际值。

4 施工残余应力分布模型

施工残余应力的测定难度使得工程实践中不可能都通过实测去考虑其影响。若通过边界元、有限元等数值模拟手段，则缺乏使用便利性。欲描述残余应力的分布规律，可以从高一阶的残余摩阻力分布入手，再利用两者的微分关系计算施工残余应力。

为此，利用本试验中两根桩在不同贯入长度时测定的残余摩阻力数据，以及 Zhang 等 (2009)^[1] 报道的一根在类似土质条件下长 34.8 m 的静压 H 型钢桩相关数据，经过归一化后绘于图 14 中。其中，横坐标和纵坐标分别用贯入桩长范围内的最大残余负摩阻力 $f_{r\max}$ 之绝对值和贯入桩长 L_p 进行无量纲化。虽然该图的数据较为离散，但体现了残余摩阻力分布的基本规律：沿桩身上段为负摩阻力，随深度逐渐增加至最大值，然后逐渐减小直至中性点，沿桩身下段则为逐渐增大的正摩阻力。简化起见，粗粒土中静压桩的施工残余摩阻力可近似采用折线型分布来模拟，Alawneh 等 (2000)^[15] 建议的简化分析方法即采用了类似假定。

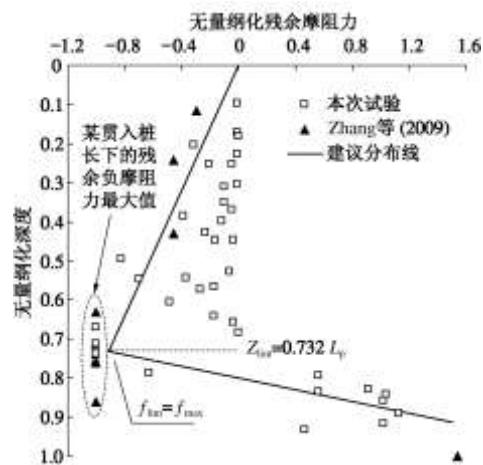


图 14 粗粒土中静压桩残余摩阻力的归一化分布

Fig. 14 Normalized distribution of residual shaft friction along jacked piles in granular soils

若残余摩阻力按斜直线分布，则残余应力分布曲线为二次抛物线形式，见图 15。

图 15 中分布曲线的微分关系为

$$\frac{d\sigma_r}{dz} = -\frac{\zeta_s}{A_0} f_r \quad . \quad (3)$$

式中 σ_r 和 f_r 分别为深度 z 处的桩身残余应力和残余摩阻力, σ_r 以压为正, f_r 向上为正; ζ_s 为桩截面的周长。其中 OA 段、AB 段残余摩阻力的直线方程可分别用式(4)、式(5)表达:

$$f_r = \frac{z}{Z_{\lim}} f_{\lim} \quad (0 \leq z \leq Z_{\lim}), \quad (4)$$

$$f_r = \frac{z - Z_n}{Z_{\lim} - Z_n} f_{\lim} \quad (Z_{\lim} \leq z \leq L_p). \quad (5)$$

式中 Z_{\lim} 表示与残余负摩阻力极值 f_{\lim} 对应的深度。将上述两式代入式(3)积分后可得到深度 z 处桩身残余应力 σ_r 的表达式:

$$\sigma_r = -\frac{\zeta_s z^2}{2A_0 Z_{\lim}} f_{\lim} \quad (0 \leq z \leq Z_{\lim}), \quad (6)$$

$$\sigma_r = -\frac{\zeta_s (z^2 - 2Z_n z + Z_n Z_{\lim})}{2A_0 (Z_{\lim} - Z_n)} f_{\lim} \quad (Z_{\lim} \leq z \leq L_p), \quad (7)$$

其中, 式(7)满足桩端边界条件:

$$\sigma_r|_{z=L_p} = q_{pr}. \quad (8)$$

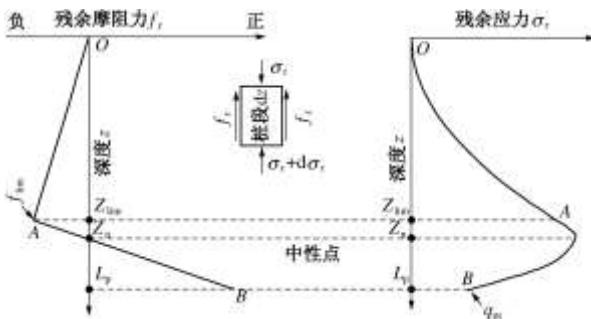


图 15 施工残余应力与残余摩阻力的分布模型

Fig. 15 Proposed distributions of post-installation residual pile stress and residual shaft friction

此即为残余摩阻力符合斜直线分布假定时的桩身残余应力解答。表达式中含有 3 个待定量: Z_n , Z_{\lim} 和 f_{\lim} 。前述图 4 表明不同桩贯入度下 Z_n/L_p 之值约为 0.8, 虽然中性点位置与桩端土刚度相关, 但对于粗粒土中静压预制桩这一特定情况而言, 取其为定值 0.8 还是具有合理性的。同样, 图 14 表明 Z_{\lim}/L_p 之值等于 0.732。将这些值代入式(8)可得

$$f_{\lim} = -9.4 \frac{A_0}{\zeta_s L_p} q_{pr}. \quad (9)$$

相比桩身残余应力分布, 仅仅测定桩端残余应力会简便很多, 只需事先在桩端安装土压力盒便可实现, 如张明义 (2004)^[17]、Liu 等 (2009)^[23] 均采用了此法。根据 q_{pr} 实测值按式(9)可计算残余负摩阻力极值 f_{\lim} , 进而利用式(4)~(7)确定残余摩阻力与残余应力沿桩身的分布情况。

桩的尺寸、截面形式、地质条件和施工过程都会对预制桩施工残余应力的大小产生影响。一般而言, 若桩的长径比大, 桩-土相对刚度小, 易“锁”住较

大的残余应力。在各种预制桩型中, 闭口管桩与实心桩会形成较大的残余应力, 壁厚较小的开口钢管桩的残余应力一般是最小的。静压施工引起的残余应力大于锤击沉桩。上述分布模型可用于粗粒土中静压实心桩或闭口管桩的情况。

5 施工残余应力的其它影响

由于预制桩的施工残余应力问题在国内所受关注较少, 已报道研究目前仅有两例^[14, 17]。而施工残余应力又与桩基工程中某些广受关注的问题存在联系, 以下就施工残余应力对这些问题的影响进行讨论。

5.1 O-Cell 试桩法

除了传统的静载荷试验, Osterberg 试桩法的应用也较广泛, 我国多采用沿袭、发展自该方法的自平衡测试技术^[28]。对预制桩, 一般在两节桩之间放置荷载箱, 它将桩身分成上部桩段 a 和下部桩段 b , 试验中获得各自的荷载-位移曲线, 见图 16。

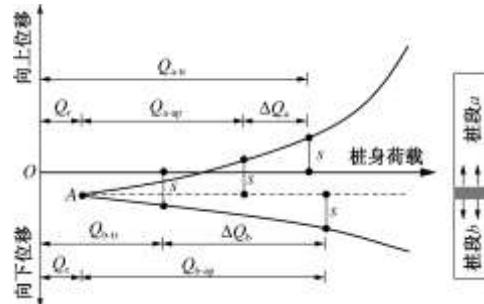


图 16 Osterberg 试桩法中的荷载-位移曲线

Fig. 16 Load-displacement curves in Osterberg loading tests

该试桩法通常利用上、下桩段的荷载-位移曲线, 按向上、向下位移同步的原则拟合, 换算为桩顶加载的传统静载荷试验曲线^[28]。如果预制桩存在施工残余应力, 荷载箱所处截面在加载前已有桩身应力和压缩变形, 即加载起点为图中 A 点。此时的换算关系为

$$Q_{tr} = K(Q_{a-tr} - W_a) + Q_{b-tr}. \quad (10)$$

式中 Q_{a-tr} 、 Q_{b-tr} 与 Q_{tr} 分别为考虑残余应力条件下对应于位移量 s 的上、下段桩荷载与换算后的桩顶总荷载; W_a 为上段桩自重; K 为考虑上段桩加载方向差异的转换系数。若忽略残余应力, 则有

$$Q_{ap} = K(Q_{a-ap} - W_a) + Q_{b-ap}. \quad (11)$$

式中 Q_{a-ap} 、 Q_{b-ap} 与 Q_{ap} 分别为忽略残余应力时对应于位移量 s 的上、下段桩荷载与换算后的桩顶总荷载。由此可得两种情形下的换算总荷载差值为

$$Q_{tr} - Q_{ap} = K(\Delta Q_a + Q_r) - (\Delta Q_b - Q_r). \quad (12)$$

式中 Q_r 为荷载箱位置的桩身残余荷载; ΔQ_a 和 ΔQ_b 的大小与上、下段桩的加载刚度以及桩身残余压缩变形量有关。式(12)表明, 将 Osterberg 试桩曲线转换为桩顶加载的静载荷试验曲线时, 如不考虑施工残余

应力之影响, 一般会产生转换误差, 除非系数 K 恰好等于 $(\Delta Q_b - Q_r)/(\Delta Q_a + Q_r)$ 。此外, Osterberg 试验中一般希望荷载箱能安装在桩的自平衡点或附近, 预制桩的施工残余应力增加了试验前确定自平衡点的难度。

5.2 抗拔承载力

一些预制桩的抗拔试验显示^[17], 实测抗拔力有时可达计算值的数倍。施工残余应力对抗拔承载力存在有利影响, 体现在两个方面。首先, 对混凝土预制桩, 施工残余应力起到了预应力的作用, 延缓了混凝土的开裂, 提高了桩身结构承载力。其次, 上拔荷载需克服桩顶受荷前土对桩的约束作用。中性点以上部分残余负摩阻力对抗拔有利, 中性点以下部分则不利, 两者之差值即为桩端残余荷载。所以, 预制桩的抗拔极限承载力除了桩侧抗拔力, 还应包括桩端残余荷载这部分。但也有研究显示^[4], 桩在经历数次上拔荷载循环后, 桩端残余应力会减小。更重要的是^[21], 桩群施工时, 邻桩压入会减小桩身残余应力; 时间效应还会进一步使残余应力在较长长时间内出现衰减。因此, 抗拔桩设计中还需谨慎考虑施工残余应力的贡献。

5.3 土塞效应

管桩的端部条件若为开口形式, 施工残余应力一般小于相应的闭口管桩, 开口钢管桩的残余应力是所有预制桩型中最小的^[18]。然而, 混凝土管桩的壁厚较大, 积聚的施工残余应力依旧较为可观, 而我国工程实践中使用的预制桩有大量开口混凝土管桩。

开口管桩贯入过程中土体会涌入管内形成土塞, 桩与土塞间的侧阻是自下而上发挥的, 且主要集中在桩端附近。若土塞的侧阻与自重大于桩端土承载力, 还会出现闭塞效应。所以, 包含土塞效应的施工残余应力问题远比其它预制桩复杂, 相关研究也开展甚少。Paik 等 (2003)^[7] 观测了壁厚相对较大的双套筒开口钢管桩的锤击施工残余应力, 发现钢管的内、外壁分别出现了压、拉残余应力。依据他们的观测成果, 结合土塞承载性状的一般规律, 可大致了解开口管桩的桩身残余应力分布情况, 如图 17 所示。

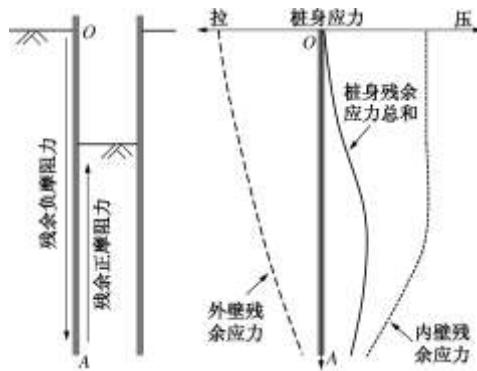


图 17 开口管桩施工残余应力分布示意

Fig. 17 Distribution of post-installation residual stress in an open-ended pipe pile

沿管壁内部存在残余正摩阻力, 以构成土塞端部的残余压应力, 该摩阻力主要沿桩端附近土塞产生。沿管壁外部会出现残余拉应力, 以满足平衡条件。对该问题的定量分析尚亟待研究。

6 结 论

通过原位观测两根 H 型钢桩静力压入粗粒土地基过程中的桩身应力分布, 发现存在很大的施工残余应力。相比已有文献中报道的类似土质条件、相同桩型的锤击桩, 静压施工引起的残余应力更为显著。若预制桩存在较大的施工残余应力, 除了需重新审视传统的静载荷试验及 O-cell 试桩成果分析方法, 还会对抗拔承载性状及管桩的土塞效应分析造成影响。本研究的主要成果包括:

(1) 粗粒土中预制桩残余摩阻力的中性点深度与贯入桩长呈正相关关系, 两者之比值趋于 0.8。

(2) 桩的弹性系数未能完全包含桩端残余应力的影响因素。对静压桩而言, 压桩力和贯入速率构成的桩顶加载条件对桩端残余应力有重要影响。

(3) 随着静压施工荷载循环次数的增加, 残余负摩阻力平均值逐步累积, 但某固定土层深度的单位残余负摩阻力则出现衰减的趋势, 此缘于沉桩过程中桩-土界面的剪切疲劳退化机理。

(4) 如果桩在受荷前存在施工残余应力, 将改变桩周和桩端土单元的初始应力状态。桩-土界面和桩端土既有的剪切位移和压缩变形, 使得桩在静力加载条件下会沿着不同的应力路径直至破坏。将模型桩和剪切盒试验成果用于预制桩设计时, 应注意沉桩施工引起的应力历史之影响。

(5) 若近似认为粗粒土中静压桩残余摩阻力满足双折线型分布, 可根据桩端残余应力实测值, 利用一个简便的预测模型估算桩身残余应力的分布。

参考文献:

- [1] ZHANG L M, WANG H. Field study of construction effects in jacked and driven steel H-piles[J]. Géotechnique, 2009, 59(1): 63 – 69.
- [2] VESIC A S. On the significance of residual loads for load response of piles[C]// Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo: 374 – 379, 1977.
- [3] O'NEILL M W, HAWKINS R A, AUDIBERT J M E. Installation of pile group in overconsolidated clay[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1982, 108(GT11): 1369 – 1386.

- [4] RIEKE R D, CROWSER J C. Interpretation of pile load test considering residual stresses[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1987, **113**(4): 320 – 334.
- [5] ALTAEE A, FELLENIUS B H, EVGIN E. Axial load transfer for piles in sand. I. Tests on an instrumented precast pile[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1992, **29**(1): 11 – 20.
- [6] ALTAEE A, FELLENIUS B H, EVGIN E. Load transfer for piles in sand and the critical depth[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1993, **30**(3): 455 – 463.
- [7] PAIK K, SALGADO R, LEE J, Kim B. Behavior of open- and closed-ended piles driven into sands[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(4): 296 – 306.
- [8] ZHANG L M, WANG H. Development of residual forces in long driven piles in weathered soils[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2007, **133**(10): 1216 – 1228.
- [9] BRIAUD J L, TUCKER L. Piles in sand: a method including residual stresses[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1984, **110**(11): 1666 – 1680.
- [10] POULOS H G. Analysis of residual stress effects in piles[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1987, **113**(3): 216 – 229.
- [11] DARRAG A A, LOVELL C W. A simplified procedure for predicting residual stresses for piles[C]// Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rio de Janeiro: 1127 – 1130, 1989.
- [12] COSTA L M, DANZIGER B R, LOPES F R. Prediction of residual driving stresses in piles[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2001, **38**(2): 410 – 421.
- [13] ALTAEE A, EVGIN E, FELLENIUS B H. Axial load transfer for piles in sand. II. Numerical analysis[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1992, **29**(1): 21 – 30.
- [14] 张文超. 静压桩残余应力数值模拟及其对桩承载性状影响分析[D]. 天津: 天津大学, 2007. (ZHANG Wen-chao. Numerical simulation of residual stress of jacked pile and its effect on the behavior of pile[D]. Tianjin: Tianjin University, 2007. (in Chinese))
- [15] ALAWNEH A S, HUSEIN MALKAWI A I. Estimation of post driving residual stresses along driven piles in sand[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2000, **23**(3): 313 – 326.
- [16] ALAWNEH A S, NUSIER O, HUSEIN MALKAWI A I, AL-KATEEB M. Axial compressive capacity of driven piles in sand: a method including post-driving residual stresses[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2001, **38**(2): 364 – 377.
- [17] 张明义. 静力压入桩的研究与应用[M]. 北京: 中国建材工业出版社, 2004. (ZHANG Ming-yi. Research and application on the jacked piles[M]. Beijing: China Building Material Industry Press, 2004. (in Chinese))
- [18] RANDOLPH M F. Science and empiricism in pile foundation design[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(10): 847 – 875.
- [19] YANG J, THAM L G, LEE P K K, YU F. Observed performance of long steel H-pile jacked into sandy soils[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2006, **132**(1): 24 – 35.
- [20] YANG J, THAM L G, LEE P K K, CHAN S T, YU F. Behaviour of jacked and driven piles in sandy soil[J]. *Géotechnique*, 2006, **56**(4): 245 – 259.
- [21] 俞 峰, 谭国焕, 杨 峻, 等. 静压桩残余应力的长期观测性状[J]. 岩土力学, 2011, **32**(8): 2318 – 2324. (YU Feng, THAM L G, YANG Jun, et al. Observed long-term behavior of the residual stress in jacked pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(8): 2318 – 2324. (in Chinese))
- [22] SEO H, YILDIRIM I Z, PREZZI M. Assessment of the axial load response of an H pile driven in multilayered soil[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, **135**(12): 1789 – 1804.
- [23] LIU J W, ZHANG Z M, YU F, XIE Z Z. Case history of installing instrumented jacked open-ended piles[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, in press, Manuscript No. GTENG-1324.
- [24] WHITE D J, LEHANE B M. Friction fatigue on displacement piles in sand[J]. *Géotechnique*, 2004, **54**(10): 645 – 658.
- [25] FAKHARIAN K, EVGIN E. Cyclic simple-shear behavior of sand-steel interfaces under constant normal stiffness condition[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 1997, **123**(12): 1096 – 1105.
- [26] 张忠苗. 桩基工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007. (ZHANG Zhong-miao. Pile foundation engineering[M]. Beijing: China Construction Industry Press, 2007. (in Chinese))
- [27] KUMRUZZAMAN M, YIN J H. Influences of principal stress direction and intermediate principal stress on the stress-strain-strength behaviour of completely decomposed granite[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2010, **47**(2): 164 – 179.
- [28] 龚维明, 蒋永生, 翟 晋. 桩承载力自平衡测试法[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(5): 532 – 536. (GONG Wei-ming, JIANG Yong-sheng, ZHAI Jin. Self-balanced loading test for pile bearing capacity[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2000, **22**(5): 532 – 536. (in Chinese))