

# 不同加载条件下抗拔桩静载试验分析

刁 钰<sup>1,2</sup>, 郑 刚<sup>1,2</sup>, 许 洁<sup>3</sup>, 欧阳惠敏<sup>3</sup>, 徐 燕<sup>3</sup>

(1. 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室(天津大学), 天津 300072; 2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072;  
3. 天津市建筑科学研究院, 天津 300093)

**摘要:** 对于抗拔桩的静载试验, 理想试验条件是只在桩顶施加拉力, 但是实际中拉力的获得需要在地面设置反力装置, 不可避免地影响桩周土状态。若采用 Osterberg 法, 也不符合仅在桩端施加上托力的理想条件, 因为荷载箱同样会通过桩端土或下段反力桩影响桩周土体。本文通过现场试验和有限元模拟, 考察了不同加载条件下的桩的静载试验。结果表明, 常规拔桩试验和 Osterberg 法试桩的承载力相近, 但前者比后者测得的刚度要大。Osterberg 法试桩、理想条件下托桩试桩和理想条件下拔桩的结果接近, 可以认为反映了单桩实际的受力和变形特征。因此, 常规拔桩试验的结果高估了单桩的刚度。常规拔桩高估单桩刚度的主要原因在于反力装置将荷载作用于桩上部土体。一方面, 增加了桩上部的侧摩阻力和刚度; 另一方面, 反力增大了桩土相对位移, 桩在相同桩顶位移下, 常规拔桩比理想拔桩可发挥出更大的侧摩阻力, 从而也提高了刚度。

**关键词:** 静载试验; 抗拔桩; Osterberg 法试桩; 变形; 上拔承载力

**中图分类号:** TU473      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1000-4548(2011)S2-0464-07

**作者简介:** 刁 钰(1982-), 男, 讲师, 从事土力学及岩土工程的教学与研究。E-mail: diaoyugeo@gmail.com。

## Comparative analysis of static uplift pile load tests under different loading conditions

DIAO Yu<sup>1,2</sup>, ZHENG Gang<sup>1,2</sup>, XU Jie<sup>3</sup>, OUYANG Hui-min<sup>3</sup>, XU Yan<sup>3</sup>

(1. MOE Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety, Tianjin 300072, China; 2. Department of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 3. Tianjin Research Institute of Building Science, Tianjin 300093, China)

**Abstract:** For the static uplift pile load tests, the ideal tension condition is that only the tensile load is applied on the pile head. However, in the conventional uplift tests the reaction system can influence the soil surrounding piles. Also, the Osterberg cell test is also different from the ideal pushing condition where only the compressive force is applied on the pile toe, because the Osterber cell can influence the soil surrounding pile via contact soil or reaction pile beneath the pile toe. In this paper, the field pile load tests and FEM simulation are conducted to investigate the pile load tests under different loading conditions. It is found that the capacity of pile in the conventional uplift tests is closed to that in the Osterberg cell test, while the stiffness in the former is higher than that in the later. The Osterberg cell test, the ideal pushing test and ideal uplift test give similar results, which are regarded to be consistent with the characteristics of load transfer and settlement performance of real single tension piles. Therefore, the conventional uplift tests overestimate the stiffness of pile. It is due to the reaction system which transfers the reaction load to the soil surrounding the upper part of pile. On the one hand, the skin friction and the stiffness of the upper part of pile are increased. On the other hand, the reaction load increases the pile-soil relative displacement. For a given settlement of pile head, the practical tension tests can mobilize larger skin friction than the ideal tension tests and hence increases the stiffness of pile as well.

**Key words:** static load test; tension pile; Osterberg cell test; displacement; uplift capacity

## 0 引言

单桩静载试验是确定单桩承载力和沉降特性最为常用和可靠的方法。对于抗拔桩, 单桩的静载试验可以有两类加载方式:

(1) 桩顶施加上拔力, 如图 1(a) 所示, 该方

基金项目: 国家自然科学基金项目(50878144); 国家重点基础研究发展计划(973 计划)资助项目(2010CB732106)

收稿日期: 2011-08-22

式可称之为“理想拔桩试验”，因为在实践中上拔力的

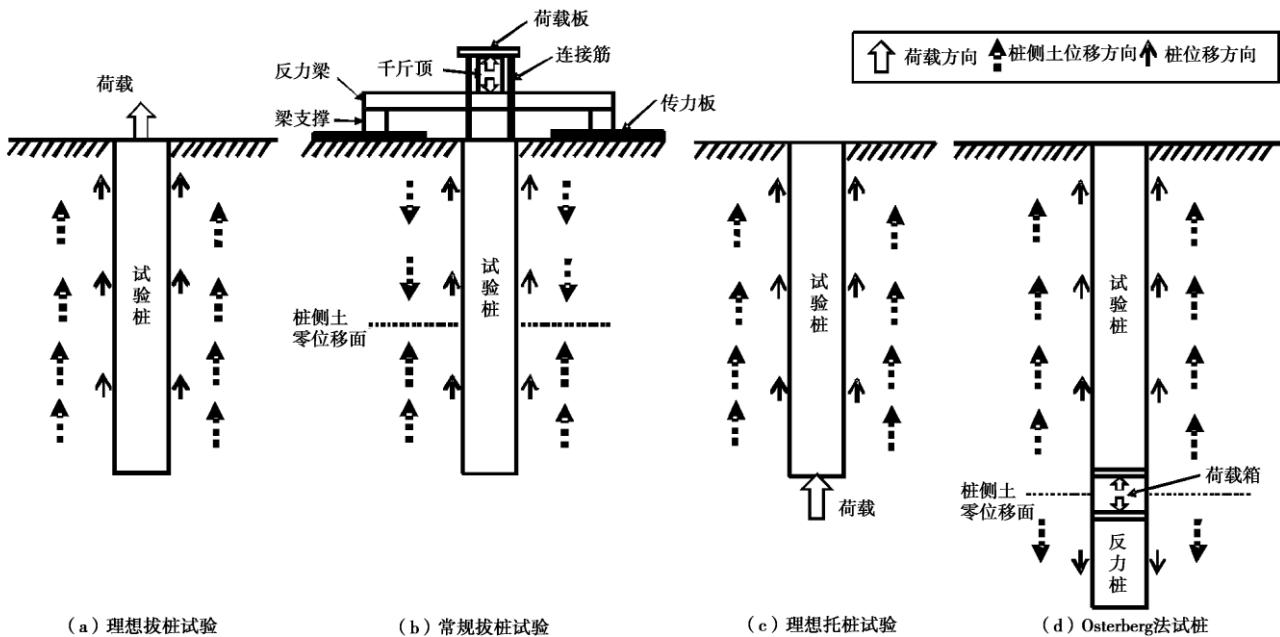


图 1 不同加载方式抗拔桩静载试验示意图

Fig. 1 Schematics of static tension pile load tests under different loading conditions

获得需要在地面设置反力装置，如图 1 (b) 所示。与“理想拔桩试验”不同，图 1 (b) 所示的常规拔桩试验中，桩顶在受上拔力的同时，其反力通过反力梁—梁支撑—传力板将荷载传递到桩上部周围土层。

(2) 桩端施加上托力，如图 1 (c) 所示，该方式可称之为“理想托桩试验”，因为在实践中上托力的获得需要在桩端以下设置反力装置，即采用 Osterberg 法或自平衡法试桩，如图 1 (d) 所示。与“理想托桩试验”不同，图 1 (d) 所示的 Osterberg 法中，桩端在受上托力的同时，其反力通过荷载箱以下的反力桩将荷载传递到桩端以下土。

除理想条件下试桩和实际试桩的差别，拔桩试验和托桩试验也存在差异。前者桩受拉而后者桩受压，同时不同类型的试验桩侧土的位移方式也不同。综上，上述四种试验竖向传力机制不同，其承载力和变形特性也应有所差异。

类似的问题，对于抗压桩也存在，例如 Mandolini 等<sup>[1]</sup>系统地综述了不同的试验加载方式对抗压桩承载力和沉降的影响。其中，Poulos 等<sup>[2]</sup>通过有限元计算，发现采用反力梁试桩得到的桩刚度比理想条件下要大。此外，Poulos 等<sup>[2, 3]</sup>和 Kitiyoudom 等<sup>[4]</sup>的研究也表明采用反力桩和地锚法同样会高估抗压桩的刚度。Recinto<sup>[5]</sup>对桩底部装有荷载箱的 Osterberg 法进行了有限元参数分析，结果表明在 Osterberg 法试桩过程中，当桩沉降较小时，其刚度比理想条件下大。龚维明等<sup>[6]</sup>通过有限元分析发现理想托桩与自平衡法试验

结果相差不大。

当前，对于抗拔桩的不同试验尚缺法系统的研究。一方面，在工程实践中，以地面试桩和 Osterber 法为代表的拔桩试验和托桩试验加载方式的不同，尚未引起足够的重视，缺乏相应的试验对比分析资料；另一方面，在数值模拟中，通常采用理想条件下的试桩来代替实际试桩条件。本文首先进行了常规拔桩和 Osterberg 法托桩两种现场静载试验，同时进行了有限元模拟，进一步对比和分析了理想拔桩、常规拔桩、理想托桩和 Osterberg 法四种工况下抗拔桩的承载力和变形特性。

## 1 现场载荷试验

本次试验位于天津地区，共进行两组现场静载试验，其布置方式及周围土层分布见图 2。

其中试验桩 1 桩长 25 m，桩径为 0.8 m，桩顶位于地面以下 8.6 m，采用地面拔桩，其加载方式如图 1 (b) 所示。采用 5 m×6 m 钢板作为传力板，与地面接触用于提供反力。板中心打孔，其位置与桩孔平面位置一致，桩顶连接筋从板中心穿过，与荷载板连接；传力板上放置混凝土块支撑反力梁，荷载板与反力梁之间设置千斤顶进行加载。同时，监测桩顶位移，从而得到桩顶荷载与位移的  $Q-s$  曲线。

试验桩 2 的桩长、桩径与桩顶标高与试验桩 1 相同，但采用 Osterberg 法托桩，其加载方式如图 1 (d) 所示。实际试验中，在试验桩 2 下设置 16 m 的反力

桩, 二者之间设置荷载箱进行加载, 同时通过位移棒监测试验桩 2 的桩端位移。从而得到桩端荷载与位移的  $Q-s$  曲线。

试桩所在的土层中粉土与粉质黏土交错分布, 地面以下 60 m 可以分为 10 层, 水位位于地面, 如图 2 所示。各个土层的物理力学参数详细见表 1。

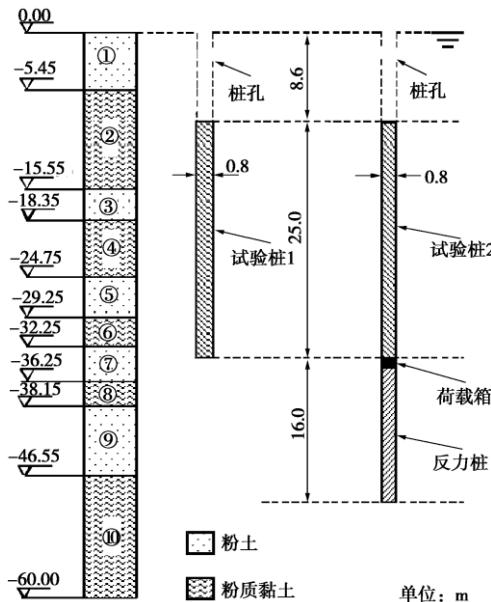


图 2 现场抗拔试验布置及土层剖面

Fig. 2 Setup of field pile load tests on tension piles and profile of subsoils

## 2 有限元模拟

### 2.1 本构模型

本文有限元模拟中, 桩均假设为弹性材料。根据 Poulos 的研究<sup>[7]</sup>, 取桩的弹性模量为  $E=29 \text{ GPa}$ , 泊松比  $\nu=0.15$ 。

土体采用修正剑桥模型模拟。根据勘察报告、各层取样的侧限压缩试验、三轴试验结果, 得到各层的土体的参数, 详见表 1。

桩土接触面采用库伦摩擦模型。在 ABAQUS 中, 接触面一般可以采用带罚刚度的库伦模型, 如图 3 所示。采用无厚度接触单元实现。模型具有以下几个特点:

#### (1) 接触面最大剪应力

$$\tau_{\text{crit}} = \mu p_n , \quad (1)$$

式中  $p_n$  为接触法向应力,  $\mu$  为接触面摩擦系数。显然, 该模型为摩擦型模型, 法向应力越大, 则抗剪强度越大。

#### (2) 接触面的初始刚度 $k_s$ 满足以下关系:

$$k_s = \tau_{\text{crit}} / \gamma_{\text{crit}} = \mu p_n / \gamma_{\text{crit}} , \quad (2)$$

由于  $\gamma_{\text{crit}}$  为定值, 则法向应力越大, 刚度越大。

(3) 接触面的剪应力  $\tau$  的发挥由极限剪切滑移  $\gamma_{\text{crit}}$  控制, 满足以下关系:

$$\begin{cases} \tau = k_s \gamma & (\gamma < \gamma_{\text{crit}}) , \\ \tau = \tau_{\text{crit}} & (\gamma \geq \gamma_{\text{crit}}) . \end{cases} \quad (3)$$

即当接触面相对滑移达到  $\gamma_{\text{crit}}$  时, 接触面的达到最大剪切应力。同时当超过  $\gamma_{\text{crit}}$  时, 接触面刚度为零。

本文有限元模拟中, 取桩土接触面摩擦系数  $\mu=0.4$ , 对应桩土的外摩擦角约为  $22^\circ$ 。根据穆保岗、龚维明等<sup>[8]</sup>在天津地区的现场试验结果, 桩发挥到极限侧摩阻力所需要的桩土相对位移随着深度的增加而减小, 范围为  $1 \sim 5 \text{ mm}$ 。本文模型中, 在土层①—④范围内取  $\gamma_{\text{crit}}=5 \text{ mm}$ , 土层⑤—⑩范围内取  $\gamma_{\text{crit}}=1 \text{ mm}$ 。该参数取值也与 Broms<sup>[9]</sup>的实测结果范围相吻合 ( $1 \sim 8 \text{ mm}$ ), 同时 Lee 等<sup>[10]</sup>、Ng 等<sup>[11]</sup>和 Lam 等<sup>[12]</sup>也提出过相近的取值 ( $5 \text{ mm}$ )。

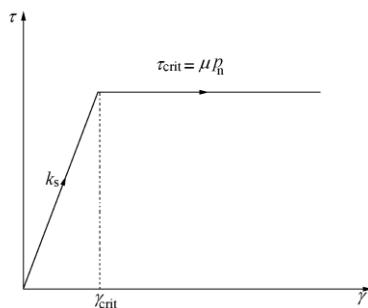


图 3 库伦接触面模型示意图

Fig. 3 Schematics of Coulomb interface model

### 2.2 模型尺寸及边界条件

有限元模型采用大型通用商用软件 ABAQUS 建模计算。分别模拟了理想拔桩、常规拔桩、理想托桩和 Osterberg 法四种工况。桩和土均采用 CAX4 轴对称单元, 共建立两种轴对称模型, 模型尺寸与边界条件如图 4 所示。

模型范围取  $20 \text{ m} \times 60 \text{ m}$ , 约束模型土底层的水平和竖直位移, 约束土和桩的对称轴的水平位移和土竖向外侧边界的水平位移。为便于和现场静载试验对比, 桩长、桩径与桩顶标高均与现场试验相同。对于托桩试验模型, 其反力桩的尺寸也与现场试验相同。此外, 桩周土层分布和层厚均与现场试验一致。

### 2.3 工况模拟

首先约束桩土边界及接触面位移, 达到初始重力平衡。本文不考虑施工对桩的影响, 因此本模型中桩为 wished-in-place 桩<sup>[12-13]</sup>。而后释放桩土接触面约束, 生成桩土接触。对于模型中的桩孔, 同样先是在重力平衡步约束侧向位移, 其后步骤释放约束, 达到与实际相同的边界条件。对于随后不同的工况, 分别采用

下列方法进行模拟。

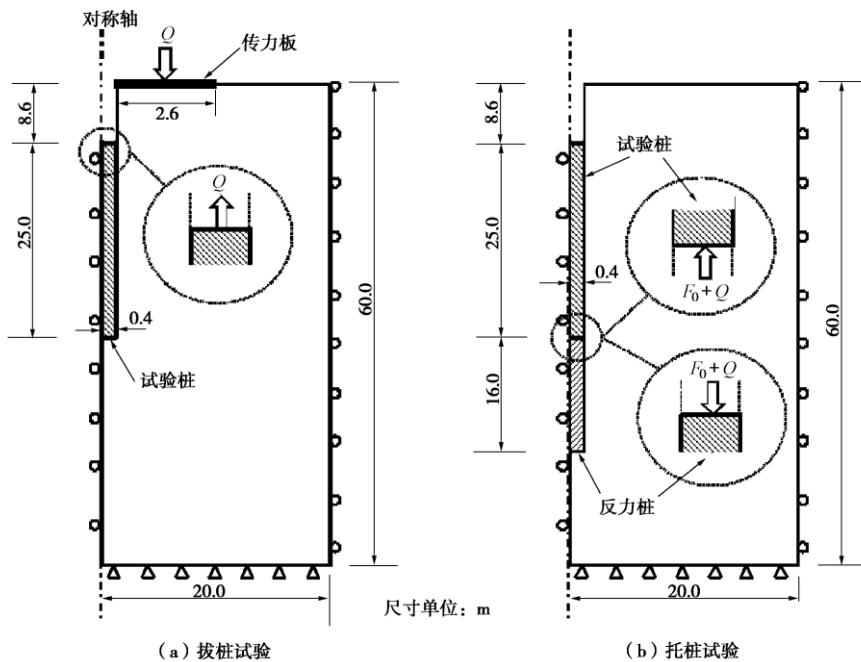


图 4 有限元模型示意图

Fig. 4 Schematics of finite element method models

表 1 各土层物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of soil layers

层号	土质	层底深度/m	重度/(kN m <sup>-3</sup> )	$K_0$	$\lambda$	$\kappa$	$M$	$e$	$v$
①	粉土	-5.45	19.7	0.49	0.06	0.006	1.0	0.729	0.30
②	粉质黏土	-15.55	19.9	0.5	0.09	0.030	0.9	0.900	0.29
③	粉土	-18.35	19.9	0.44	0.07	0.008	1.2	0.681	0.31
④	粉质黏土	-24.75	20.4	0.49	0.09	0.028	0.9	0.602	0.29
⑤	粉土	-29.25	20.2	0.43	0.07	0.018	1.0	0.621	0.30
⑥	粉质黏土	-32.25	19.8	0.45	0.07	0.020	1.0	0.748	0.30
⑦	粉土	-36.25	20.3	0.43	0.05	0.006	1.2	0.579	0.31
⑧	粉质黏土	-38.15	19.5	0.43	0.07	0.019	1.0	0.820	0.30
⑨	粉土	-46.55	20.4	0.43	0.05	0.006	1.2	0.557	0.31
⑩	粉质黏土	-60.00	19.6	0.42	0.06	0.008	1.1	0.840	0.30

(1) 常规拔桩。如图 4 (a) 所示, 将以桩为中心的  $5\text{m} \times 6\text{m}$  矩形传力板近似为以桩为圆心,  $3\text{m}$  为外半径,  $0.4\text{m}$  为内半径的环形。假设传力板的刚度充足大, 则可对该范围内的土体表面施加约束, 使其竖向位移相同, 模拟传力板。加载时, 在桩头施加向上的拉力  $Q$ , 同时, 在上述环形范围内施加向下的相同的荷载  $Q$ ; 不断增大  $Q$ , 直至模型发生不收敛, 结束加载。

(2) 理想拔桩。加载时, 只对桩顶施加向上的拉力  $Q$ , 但不对图 4 (a) 中环形范围进行约束和施加荷载; 不断增大  $Q$ , 直至模型发生不收敛, 结束加载。

(3) Osterberg 法。如图 4 (b) 所示, 在模型重力平衡时, 根据上部试验桩的重力, 计算出荷载箱所

受压力  $F_0$ , 对上部试验桩端和下部反力桩同时施加  $F_0$  并一直持荷。加载时, 同时对试验桩端和反力桩顶施加相同推力  $Q$ ; 不断增大  $Q$ , 直至模型发生不收敛, 结束加载。

(4) 理想托桩。加载时, 只对上部试验桩端施加向上推力  $Q$ , 但不对图 4 (b) 下部反力桩施加荷载。不断增大  $Q$ , 直至模型发生不收敛, 结束加载。

### 3 结果分析

#### 3.1 $Q-s$ 曲线对比

图 5 为现场试验和有限元得到的桩加载点的荷载和位移关系, 即  $Q-s$  曲线。其中, 图 5 (a) 为有限元模拟与对应的现场试验实测  $Q-s$  曲线对比; 图 5

(b) 为有限元模拟的理想拔桩、常规拔桩、理想托桩和 Osterberg 法四种工况的  $Q-s$  曲线对比。从图 5 可知:

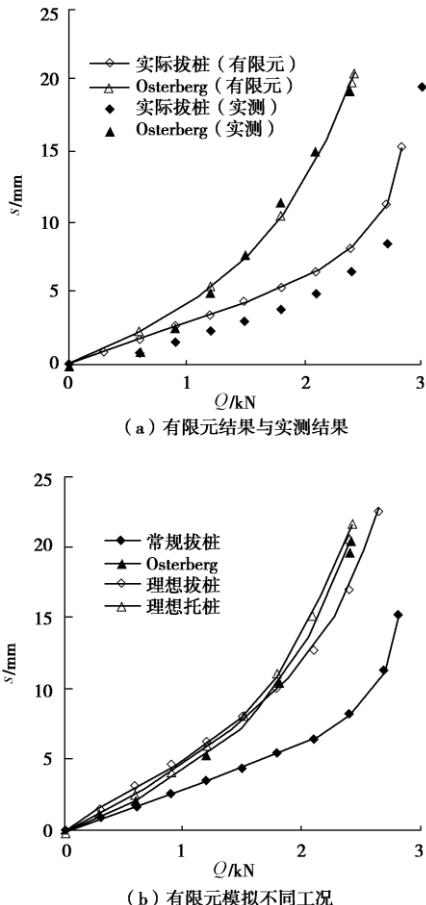


图 5 现场试验与有限元模拟  $Q-s$  曲线

Fig. 5  $Q-s$  curves of field tests and FEM simulation

(1) 有限元结果和实测结果较为一致。说明模型可以反映现场桩受力特征, 土层和接触面参数取值可靠。在此基础上模拟的理想条件试桩, 能得到与实际相一致的趋势。

(2) 常规拔桩与 Osterberg 法中桩的承载力接近, 大致为 2.7~3.0 kN, 相差不大。但是二者的变形特性相差较大, 前者  $Q-s$  曲线为突变型, 而后者为缓变型。最为明显的特征是常规拔桩比 Osterberg 法在位移较小时所得的刚度明显要大。

(3) Osterberg 法与理想托桩相差不大, 说明下部反力桩造成的试验桩以下土体的沉降, 对上部试验桩影响不大。该结果与龚维明等<sup>[6]</sup>得到的结论相同。

(4) 理想拔桩、理想托桩和 Osterberg 法三者结果非常接近, 可以认为反映了单桩的真实受力和变形特征。而常规拔桩结果与三者结果相差较大。因此, 常规拔桩会高估桩的刚度。

值得注意的是本次现场试验和有限元分析的试验桩位于地面以下 8.6 m, 尚能有如此明显的结果。对于桩顶位于地面的常规拔桩, 常规拔桩对桩刚度的高

估程度应该更大。

### 3.2 桩轴力分布分析

图 6 为有限元模拟的不同试验中, 桩加载点在 0.6, 1.5, 2.4 kN 时, 桩身的轴力  $F$  沿桩身  $L$  长度范围内的分布。从图 6 可知:

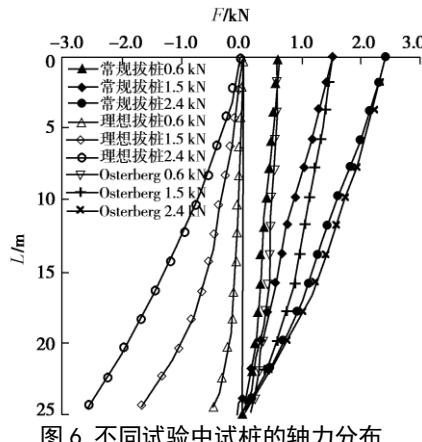


图 6 不同试验中试桩的轴力分布

Fig. 6 Distribution of axial force of piles in different pile load tests

(1) 对于常规拔桩和理想拔桩, 桩轴力为受拉, 自桩顶向下拉力逐渐减为零。但是, 前者沿桩身的减小幅度明显比后者要快。这说明受上部地面传力板荷载的影响, 桩的法向应力有所增大, 相同桩顶荷载下, 侧摩阻力在常规拔桩中要比理想拔桩中发挥得充分。

(2) 对于 Osterberg 法, 由上节可知其结果与理想托桩相差不大。因此, 在此只给出了 Osterberg 法的轴力分布。其桩身受压, 自桩端向上轴力逐渐减为零。

(3) 单就桩来说, 托桩与拔桩就存在着受力不同。本次研究中桩长较短, 桩身变形量占位移量比例不大。但对于桩变形量较大的超长桩, 仅拉压造成的位移差异可能会更大。

### 3.3 桩侧摩阻力分布

图 7 为有限元模拟的常规拔桩和理想拔桩试验中, 桩顶在 2.4 kN 时, 桩侧摩阻力  $f$  沿桩身  $L$  长度范围内的分布。从图 7 可知:

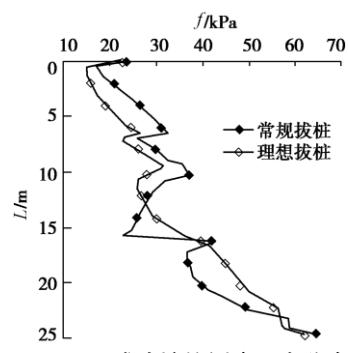


图 7 不同试验桩的侧摩阻力分布

Fig. 7 Distribution of skin friction of piles in different pile load tests

(1) 常规拔桩比理想拔桩中桩上部的摩阻力大,

这是由于地面传力板施加的荷载, 通过桩周土传递, 最终增加了桩上部的法向应力。

由接触面的性质可知, 法向应力越大, 则接触面的刚度越大, 因此常规拔桩比理想拔桩所得的刚度要大。

(2) 常规拔桩比理想拔桩中桩下部的摩阻力小, 这是因为相同荷载下二者的极限承载力必然相同, 而前者桩上部的摩阻力相对更大, 所以, 后者下部的摩阻力必然更大。

### 3.4 桩侧土位移分析

图 8 为有限元模拟的不同试验中, 桩加载点在 0.6, 1.5, 2.4 kN 时, 桩侧土的位移  $\Delta s$  沿桩身长度  $L$  范围内的分布。从图 8 可知:

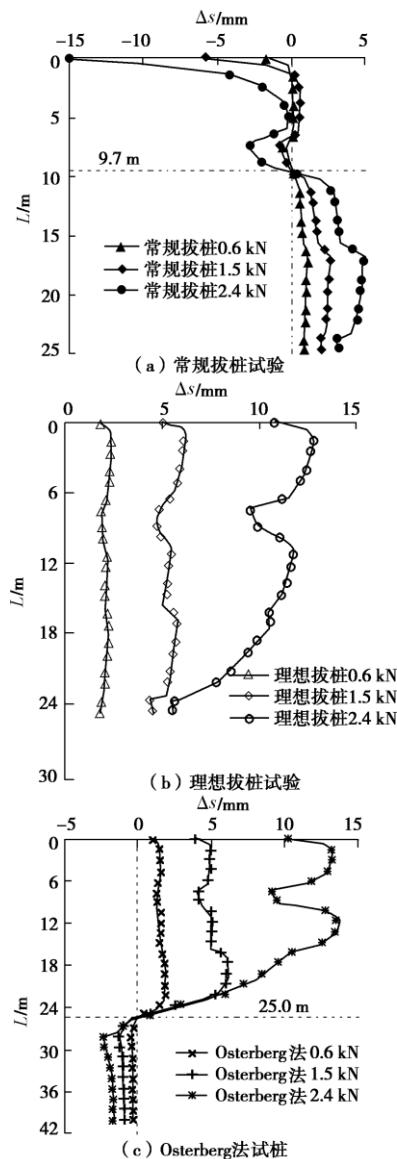


图 8 不同试验桩的侧土位移分布

Fig. 8 Distribution of displacements of soil at soil-pile interface in different pile load tests

(1) 对于常规拔桩, 桩侧上部土体向下沉降, 桩

侧下部土体向上升。因为上部传力板对桩上部土体的压缩作用, 桩上部土体必然下沉; 而桩侧下部土体受传力板影响小于桩上拔的影响, 随桩上拔而向上移动。因此在桩身范围内存在着土体位移零面, 本算例为桩顶以下 9.7 m。

(2) 对于理想拔桩, 由于不存在地面传力板的压缩作用, 桩侧土受桩上拔摩擦的影响, 桩全长范围内土体向上位移, 土体向上的位移随着上拔荷载的增大而增加。

(3) 对于 Osterberg 法, 上部试验桩侧土向上移动, 而下部反力桩侧土向下移动。桩侧土位移零面基本处于荷载箱位置。因此上部试验桩侧土全长上移, 进一步验证了下部反力桩对上部影响不大的结论。

值得注意的是, 上部试验桩在各级荷载下, 无论是位移分布形式还是大小, 都与理想拔桩的桩侧土的位移极为接近。这也进一步验证了 Osterberg 法和理想拔桩结果接近的结论。

### 3.5 桩土相对滑移分布

图 9 为有限元模拟的不同试验中, 桩加载点在达到极限时, 桩土相对滑移  $\gamma$  沿桩身  $L$  长度范围内的分布。从图 9 可知:

(1) 所有试验的桩土相对滑移都超过了 5 mm, 因此都达到了极限侧摩阻力。

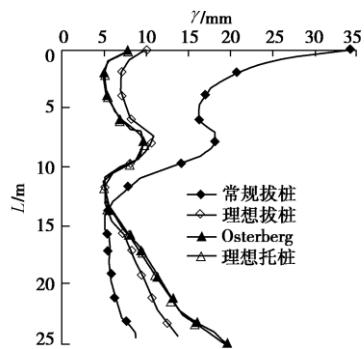


图 9 不同试验桩的桩土相对滑移分布

Fig. 9 Distribution of pile-soil slip in different pile load tests

(2) 常规拔桩上部相对滑移远远大于理想拔桩, 原因同样是地面传力板在加载过程使土体下沉, 造成桩相同位移条件下, 常规拔桩较理想拔桩更能发挥出侧摩阻力。

在加载过程中, 常规拔桩由于桩上部很快发挥出极限侧摩阻力, 上部承担了很大的荷载; 而下部只要相对位移超过极限滑移量, 桩身全长侧摩阻力就达到了极限。因此, 常规拔桩中桩下部的相对滑移比理想拔桩小。

(3) 理想拔桩、理想托桩和 Osterberg 法三者桩土相对位移较为接近, 三者上部的桩土相对位移远小

于常规拔桩,但是三者下部的滑移量却大于常规拔桩。

这是由于桩上部的极限滑移为 5 mm, 相对下部 1 mm 较大。因此, 当桩上移时, 下部更容易达到极限侧摩阻力, 进一步加载时, 下部达到极限侧摩阻力的位置, 其刚度为零, 更易发生桩相对滑移。因此下部的相对滑移比上部更大。

## 4 结语

本文通过现场载荷试验和有限元模拟, 对比分析了理想拔桩、常规拔桩、理想托桩和 Osterberg 法四种工况下抗拔桩的承载力和变形特性。主要结论如下:

(1) 常规拔桩和 Osterberg 法的承载力相差不大。

(2) 常规拔桩比 Osterberg 法的刚度要大。由于 Osterberg 法、理想托桩和理想拔桩的结果较为接近, 可以认为反映了单桩的真实的受力和变形特征。因此, 常规拔桩的结果高估了单桩的刚度。

(3) 常规拔桩结果高估的主要原因在于反力装置将荷载作用于桩上部土体。一方面, 提高了桩上部的侧摩阻力, 提高了接触面的刚度; 另一方面, 荷载使地面下沉, 增大了桩土相对位移, 桩在相同桩顶位移下较理想拔桩更容易发挥出侧摩阻力, 从而提高了刚度。

## 参考文献:

- [1] MANDOLINI A, RUSSO G, VIGGIANI C. Pile foundations: experimental investigations, analysis and design[C]// Proc 16th Int Conf Soil Mechs Geot Eng. Osaka, 2005.
- [2] POULOS, H G. Pile testing - from the designer's viewpoint[C]// 2nd International Stanamic Seminar. Tokyo, Japan, 1998: 3 - 21.
- [3] POULOS H G, DAVIS E H. Pile foundation analysis and design[M]. Toronto: John Wiley & Son Inc, 1980.
- [4] KITIYODOM P, MATSUMOTO T, KANEFUSA N. Influence of reaction piles on the behaviour of a test pile in static load testing[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2004, **41**(3): 408 - 420.
- [5] RECINTO B. Sperimentazione in vera grandezza sui pali di fondazione. Modalita di prova e interpretazione (Ph D thesis) [D]. Napoli: University of Napoli Federico II, 2004.
- [6] RECINTO B. Experiment of real-sized pile foundation-Method of testing and interpretation [D]. Napoli: University of Napoli Federico II, 2004. (in Italian))
- [7] GONG Wei-ming, ZHAI Jin, XUE Guo-ya. Theoretical study on self-balanced loading test for pile bearing capacity[J]. Industrial Construction, 2002, **32**(1): 37 - 40. (in Chinese))
- [8] POULOS H G. Analysis of residual stress effects in piles[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1987, **113**(3): 216 - 229.
- [9] MU Bao-gang, GONG Wei-ming, HUNAG Si-yong. In-situ tests on extra long cast-in-place piles in Tianjin Binhai New Area[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(2): 268 - 271. (in Chinese))
- [10] BROMS B. Negative skin friction[C]// Proc 6th Asian Regional Conf Soil Mech Found Engng. Singapore, 1979: 41 - 75.
- [11] LEE C J, BOLTON M D, AL-TABBA A. Numerical modelling of group effects on the distribution of dragloads in pile foundations[J]. Geotechnique, 2002, **52**(5): 325 - 335.
- [12] NG C W W, POULOS H G, CHAN V S H, et al. Effects of tip location and shielding on piles in consolidating ground[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, **134**(9): 1245 - 1260.
- [13] LAM S Y, NG C W W, LEUNG C F, et al. Centrifuge and numerical modelling of axial load effects on piles in consolidating ground[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, **46**(1): 10 - 24.
- [14] LEE C J, NG C W W. Development of downdrag on piles and pile groups in consolidating soil[J]. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **103**(9): 904 - 914.

(本文责编 明经平)