

# 开挖条件下抗拔桩承载力的离心模型试验

郦建俊<sup>1,2</sup>, 黄茂松<sup>1,3</sup>, 王卫东<sup>4</sup>, 陈 峥<sup>5</sup>

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 上海建科工程项目管理有限公司, 上海 200032; 3. 同济大学岩土及地下工程

教育部重点实验室, 上海 200092; 4. 华东建筑设计研究院, 上海 200002; 5. 华东电力设计院, 上海 200063)

**摘 要:** 深开挖条件下抗拔桩的承载力问题正受到越来越多的岩土工程师和科研人员的重视, 对这个问题的理论研究也正在逐步开展, 但由于实际工程情况限制, 往往工程现场无法进行原位试桩, 对理论研究成果也就无法直接进行验证。基于此, 采用室内离心模型试验来代替现场原位试验, 通过开挖前后抗拔单桩的离心模型试验全面的考察开挖前后抗拔桩的承载力变化特性, 分析开挖前与开挖后抗拔桩在竖向上拔荷载作用下的  $Q-s$  曲线、桩身轴力以及极限承载力, 然后分别利用文献中的数值分析方法和极限平衡简化分析方法建立合理的模型模拟分析离心试验, 并将理论方法计算结果和离心模型试验结果进行对比, 以此来验证数值分析方法和极限平衡简化分析方法的合理性。

**关键词:** 抗拔桩; 深层开挖; 承载力; 离心模型试验

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2010)03-0388-09

**作者简介:** 郦建俊(1978-), 男, 江苏丹阳人, 博士, 主要从事桩基工程与岩土数值分析方面的研究。E-mail: [lijianjun@126.com](mailto:lijianjun@126.com)。

## Centrifugal model tests on bearing capacity of uplift piles under deep excavation

LI Jian-jun<sup>1,2</sup>, HUANG Mao-song<sup>1,3</sup>, WANG Wei-dong<sup>4</sup>, CHEN Zheng<sup>5</sup>

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Jianke Project Management Co.,

Ltd., Shanghai 200032, China; 3. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji

University, Shanghai 200092, China; 4. East China Architectural Design & Research Institute, Shanghai 200002, China; 5. East China

Electric Power Design Institute, Shanghai 200063, China)

**Abstract:** Determination of the ultimate bearing capacity of an uplift pile under deep excavation has been paid much attention to by more and more geotechnical engineers. The theoretical analysis of this problem becomes a hot research topic recently. Unfortunately, due to the limitation of in-situ test conditions, it is almost impossible to obtain the ultimate uplift capacity of tension piles under deep excavation from field tests. Accordingly, centrifuge model tests on uplift piles under deep excavation are performed to examine the load transfer characters and the ultimate bearing capacity. The variation of displacement, friction resistance and internal axial force of the uplift piles before and after deep excavation is analyzed. And then the centrifugal model tests results are used to verify the rationality of the FEM and the limit equilibrium method. The calculated results by the two theoretical methods have good agreement with the results of centrifugal model tests.

**Key words:** uplift pile; deep excavation; bearing capacity; centrifugal model test

## 0 前 言

随着城市的发展, 抗拔桩在市政建设中的应用越来越广泛。对于一般的抗拔桩问题, 黄绍铭和王卫东等(2004)<sup>[1]</sup>、张栋樑等(2006)<sup>[2]</sup>对扩底抗拔桩进行了原位试验研究; Ilamparuthi 和 Dickin(2001)<sup>[3]</sup>、Sawwaf 和 Nazir(2006)<sup>[4]</sup>通过室内离心机模型试验来研究砂土中抗拔桩的承载力; Dickin 和 Leung(1990)<sup>[5]</sup>、何思明(2001)<sup>[6]</sup>分别采用极限平衡法对抗拔桩的破坏模式和承载力进行了研究。

而对于正在建设的上海世博 500 kV 大型地下变

电站这样的一类大型工程而言, 面临的是一种全新的抗拔桩课题。该变电站为全地下结构, 地下结构直径为 130 m, 埋置深度约 34 m, 因此该工程的抗拔桩全部是深埋入地下的, 在抗拔桩基础上则面临着深基坑开挖, 上覆土层的大面积卸载使得抗拔桩的承载力确定变得很复杂。对于此类深层开挖条件下的抗拔桩承载力问题, 世博地下变工程前期设计时的原位试桩<sup>[7]</sup>

基金项目: 上海市科委科技攻关重点项目(052112010)

收稿日期: 2008-11-21

采用了双套管施工的钻孔灌注桩进行试桩, 从而忽略了地面至坑底段桩侧摩阻力, 但这并没有考虑开挖卸载对桩土接触面法向应力的改变; 黄茂松等(2007, 2008)<sup>[8-9]</sup>分别采用整体有限元法和极限平衡法从理论上对开挖造成抗拔桩承载力损失进行了分析; 但是由于缺乏开挖后原位试桩结果的验证, 理论分析的合理性必然会受到较大的质疑。

基于此, 采用离心模型试验来代替现场原位试验, 通过开挖前后抗拔单桩的离心模型试验全面地考察开挖前后抗拔桩的承载力变化特性, 分析开挖前与开挖后抗拔桩在竖向上拔荷载作用下的  $Q-s$  曲线、桩身轴力以及极限承载力, 然后分别采用文献[8, 9]的理论分析方法建立合理的模型分析离心试验结果, 并将理论方法计算结果和试验结果进行对比, 以此来验证数值分析方法和极限平衡简化分析方法的合理性, 从而形成一套较为完整的深层开挖条件下抗拔桩承载特性的研究体系。

## 1 离心模型试验方案和过程

### 1.1 离心模型试验精度控制

为了模拟现场原位的超大超深基础, 在土工离心模型试验中往往会采用较大的加速度或是相似比, 但在较大加速度下很容易产生粒径效应和边界效应。

对于模型制作过程的边界效应和粒径效应, 徐光明和章为民(1996)<sup>[10]</sup>提出结构物尺寸与最大粒径之比大于 23 就不存在粒径效应, 模型与箱壁的距离  $B$  与模型尺寸  $b$  之比大于 3.0 即可以消除边界效应。本文离心模型试验所用砂质粉土的平均粒径在 0.2 mm 左右, 而桩基础的直径为 10 mm,  $D/d_{50} > 40$ ; 同时模型桩长为 330 mm, 模型桩径为 10 mm, 模型桩与箱壁相距最小距离大于 300 mm,  $B/b$  远大于 3, 因此可认为不存在边界效应和粒径效应。

### 1.2 离心模型试验设备和内容

本次试验采用同济大学的 TLJ-150 复合型岩土离心试验机, 该机有效半径 3 m, 最大加速度 200g, 最大容量 150gt。通过原型桩和模型桩桩长以及桩径的比值确定本次离心模型试验施加加速度 100g。

通过 2 组等截面桩和 2 组扩底桩模型试验来分析开挖条件下抗拔桩的极限承载力的损失比, 包括:

(1) 未开挖状态等截面和扩底单桩 2 组上拔模型。主要分析抗拔单桩桩土之间的荷载传递规律以及极限承载力的确定。

(2) 开挖条件下等截面和扩底抗拔桩的 2 组上拔模型。分析开挖条件下抗拔桩荷载传递规律, 全面考察并分析开挖对抗拔桩的桩身轴力和极限承载力的影

响。

### 1.3 离心试验准备和过程

本次试验用模型箱为铝合金材料, 规格长×宽×高为: 900 mm×700 mm×700 mm; 采用铝合金空心管制作两类抗拔桩基础模型, 基坑上部抗拔桩采用双套管形式, 扩底桩桩端利用焊接技术将圆台模型的扩大头和等截面桩身焊牢或是利用螺栓将等截面段和扩底段接好, 桩身底部封闭。模型桩长为 330 mm, 外套管外径 20 mm, 内径 16 mm, 桩外径 10 mm, 壁厚 2 mm, 扩底直径 20 mm, 扩底段长 20 mm, 开挖深度 130 mm, 开挖直径 300 mm。在 100g 作用下, 模拟桩长为 33 m, 桩径为外径 1000 mm, 扩底直径分别为 2 m, 扩底段长 2 m 的原型抗拔桩, 模拟原位开挖深度为 13 m, 开挖直径 30 m。如果严格模拟现场施工, 应该是在离心加速度 100g 下进行基坑开挖, 但由于目前离心试验室的机械手尚无法在高速情况下对圆形基坑进行精确定位开挖, 同时也无法保证在 100g 的离心场下开挖时或是开挖前将围护结构插入, 因此试验时只能在桩土体系固结后停下离心机, 在 1g 情况下利用机械手进行基坑开挖, 边开挖边将围护结构逐步放下, 一直挖到预定深度, 然后将围护结构继续插入一定深度。对于这一试验过程对最终试验结果的影响, 本文将在后面通过弹塑性有限元分析来说明这种做法对开挖后抗拔桩的极限承载力并无显著影响。

为了量测抗拔桩桩身轴力, 沿桩身黏贴等间距的应变片, 如图 1 所示, 导线由空心管内部引出, 导线与应变片焊接后在桩周围涂上硅树脂和白蜡保护应变片, 抗拔桩模型进行离心机试验前, 桩身应变片应先经过校正。

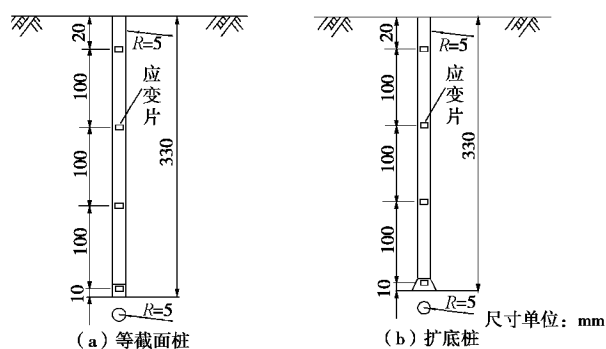


图 1 两类抗拔桩模型贴应变片位置示意图

Fig. 1 Position of strain gauges of two types of uplift piles

试验用土取自长兴岛造船基地第②<sub>3</sub>层砂质粉土, 层面标高约为 -2.0~1.5 m, 土体基本处于松散状态。本次离心试验将以地基强度指标作为地基土主要模拟量, 含水率、重度等参量都作为次要参考参量。将制备好的桩土模型装入离心机平台上, 试验模型保持

100g 运行约 60 min, 根据相似理论, 相当于原型固结约 14 个月时间。地基土在 100g 下固结 60 min 后的主要物理力学指标如表 1, 其中地基土的固结不排水强度指标是通过室内三轴试验确定。

表 1 模型地基土的主要物理力学指标

土名	含水率/%	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	孔隙比	压缩模量/MPa	固结不排水强度	
					c/kPa	f/(°)
砂质粉土	9.85	1540	0.95	3.92	1.08	34.0

根据现有试验条件, 每组试验在模型箱内布置位移传感器和力的传感器, 传感器型号和规格见表 2, 布置位置如图 2 所示, 这样方便在离心试验时随时记录地表土体位移, 抗拔桩桩顶上拔位移。考虑到开挖后土体地表位移无法记录, 就只记录抗拔桩桩顶上拔位移。

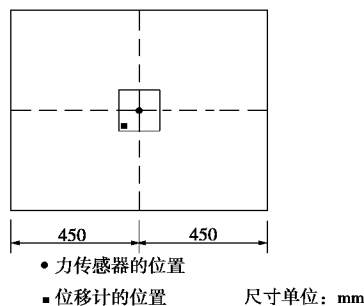


图 2 抗拔单桩离心模型试验力传感器和位移计布置示意图

Fig. 2 layout displacement cells and force sensors

表 2 试验采用的观测仪器

Table 2 Instruments for model measurements					
量测设备	型号	量测目的	数量	量程	精度
电涡流传感器	WO662	桩顶位移	1	±5 mm	10 μm
力传感器	XH33	上拔荷载	1	0~5000 N	0.001 N
电阻应变片	BX120-4AA	桩身应变	4 组	10000 μm	2.08%

试验步骤如下:

- (1) 将现场运回来的土样进行筛分, 并测量其含水率, 设定一标准含水率, 以保证后续每一组试验的土样含水率一致。
- (2) 将润滑剂涂于模型箱两侧以减少边界效应。
- (3) 以接近实际状态粉砂密度称量砂土重, 每 10 cm 铺一层并压实, 当砂体达到桩端底部标高时, 在土体模型中放入模型桩, 继续铺砂, 当铺到基坑底

部的土层高度时, 将薄膜铺下, 然后在指定好的基坑位置放置一圈薄膜, 在薄膜内外继续铺砂, 直至到指定标高。

(4) 开启离心机, 在 100g 下运行 60 min, 模拟原型固结 14 个月。

(5) 固结完后停机, 利用机械手开挖基坑, 挖到薄膜面, 然后将围护结构插入, 保证围护结构插入深度 100 mm, 并固定支架, 布置位移传感器。

(6) 开启离心机, 运行至 100g, 稳定 30 min 后启动液压装置开始分级加载至破坏, 并记录位移计数据及应变片电压变化。

(7) 取下模型箱, 并将土样挖出模型箱卸荷, 同时重新测定土样含水率后装土进行下一组试验。

(8) 将试验后的土样取出几组土块试样, 做室内三轴试验, 确定土样的压缩模量和强度指标  $c$  和  $f$ 。

(9) 数据整理。

1.4 离心试验过程的数值模拟分析

通过数值模拟方法来详细探讨 3 种不同开挖模式的离心试验, 并将计算结果进行对比分析, 以其得出不同开挖模式对开挖条件下抗拔桩极限承载力的影响。3 种不同的开挖模式分别为①常规试验方案: 100g 下固结, 然后 100g 下开挖, 最后 100g 下上拔; ②本次试验方案: 100g 下固结, 然后 1g 下开挖, 开挖完后 100g 下稳定, 最后 100g 下上拔; ③直接开挖试验方案: 开始先挖好基坑后 100g 下固结, 然后 100g 下上拔。

采用轴对称模型, 以等截面桩为例分析, 按照本次试验模型桩的桩径和桩长以及基坑开挖半径和深度建模, 其他的参数由于没有试验结果的验证调整, 按照常规经验取值, 其中桩土接触面摩擦角  $d$  一般取  $(0.6\sim0.8) f^{[11-12]}$ , 这里摩擦系数取  $m = \tan d = 0.42$ 。桩周土采用四节点实体单元, 桩-土之间采用基于直接约束接触算法的库仑摩擦模型<sup>[13]</sup>, 桩体假设为弹性, 土体采用 Mohr-Coulomb 内切圆等效 Drucker-Prager 模型<sup>[14]</sup>。

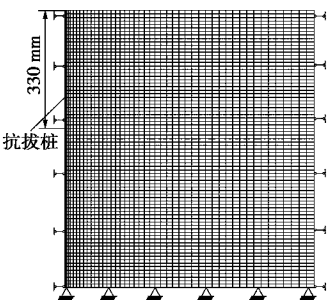


图 3 离心模型试验有限元分析模型

Fig. 3 FEM model of uplift piles

网格划分情况如图 3 所示, 模型中土体模型在  $x$  (竖向)、 $y$  (水平向) 两个方向的尺寸分别为 800 mm、700 mm, 共 2774 个单元, 2922 个节点。底面边界条件除两端外设置支座固定竖向和水平向位移, 两个侧面采用水平连杆支座固定侧向位移, 顶面为自由面。

采用在有限元分析软件中直接加入重力荷载, 施加土体和桩在竖向的初始应力场, 同时在桩侧产生与静止侧向土压力相当的桩侧法向应力。最后在桩顶施加位移边界, 桩顶上拔位移为 5 mm, 分 200 步施加, 随着步数增加, 桩顶位移逐步增大, 以此模拟桩身上拔的过程。

下面对 3 种不同开挖模式下抗拔桩承载力的数值模拟结果进行对比分析, 分别从位移和应力两方面对比。

(1) 竖向位移的对比

3 种模式分别进行数值模拟分析后的竖向位移场见图 4, 从图中可以发现竖向位移场受开挖模式的影响非常显著, 本次离心试验方案的开挖模式开挖后竖向位移反弹稍大一些。

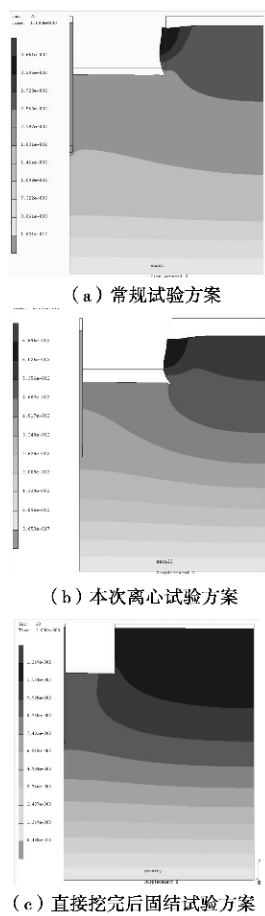


图 4 3 种开挖模式下的竖向位移场

Fig. 4 Vertical displacement fields for three different excavation modes

(2) 应力场和  $Q-s$  曲线的对比

下面继续对 3 种不同开挖模式在固结稳定后抗拔桩上拔时的地基应力场进行对比分析, 图 5 是 3 种不同开挖模式下的桩侧法向应力和  $Q-s$  曲线, 从图中可以看到在固结稳定后抗拔桩上拔时桩侧法向应力基本保持一致, 同时 3 种开挖模式下抗拔桩的  $Q-s$  曲线也是一致的, 最终的极限承载力也是一致的。

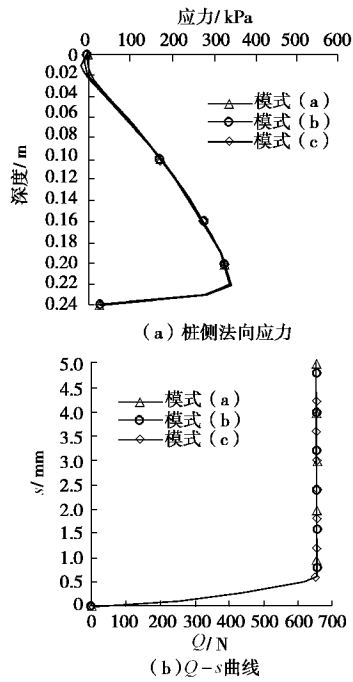


图 5 3 种不同开挖模式下桩侧法向应力场和  $Q-s$  曲线对比

Fig. 5 Normal stress fields and  $Q-s$  curves for three different excavation modes

基于以上的分析, 可以认为本次离心试验的开挖模式对于最终开挖条件下抗拔桩的极限承载力并没有显著影响, 可以按照原定试验方案进行本次离心试验。

2 离心模型试验结果与分析

将试验数据整理后, 分别得出 4 组试验的  $Q-s$  曲线和各组试验上拔过程的轴力变化, 为了和文献[8, 9]中的理论分析方法进行对比, 将所有离心机模型试验数据转化到对应原型尺度下进行论述。

2.1 等截面抗拔桩离心模型试验成果

等截面抗拔桩离心试验得到的  $Q-s$  曲线见图 6 (a) 所示。可以看出, 当上拔荷载较小时, 桩侧摩阻力随上拔位移的增大而逐渐发挥, 处于线性增长阶段,  $Q-s$  曲线也接近一条直线。当荷载逐渐增大时, 等截面桩  $Q-s$  曲线开始逐步呈现非线性特性, 此时侧摩阻力随上拔位移增加已进入非线性增加段。当荷载进一步增大,  $Q-s$  曲线出现了明显的拐点, 其后随着位移增加, 荷载几乎没有增长了, 这意味着等截面桩桩侧摩阻力得到完全发挥。根据曲线拐点确定单桩极限

承载力，等截面抗拔桩极限承载力约为 6100 kN。

等截面抗拔桩上拔过程实测的轴力分布曲线见图 6 (b) 所示。可以看出，桩身轴力分布合理，随着深度的增加而减小，随着上拔荷载和位移的增大而增加。

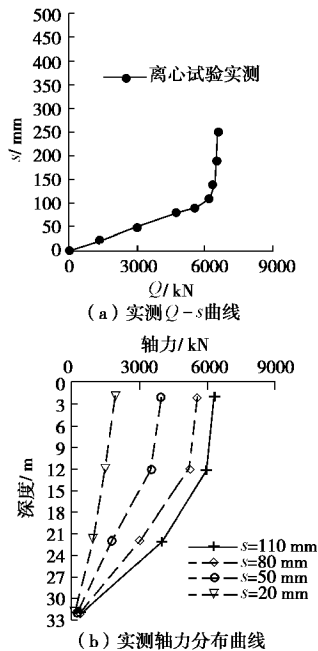


图 6 等截面抗拔桩离心试验实测的  $Q-s$  曲线和轴力实测图  
Fig. 6 Measured  $Q-s$  curves and axial forces of uniform cross-section piles in centrifugal model tests

开挖前后等截面抗拔桩的实测  $Q-s$  曲线对比如图 7 所示。可以看出，当荷载较小时，开挖条件下等截面抗拔桩的受力特性与未开挖的情况相似。当荷载逐渐增大时，开挖条件下的抗拔桩率先达到极限状态，未开挖的抗拔桩后达到极限状态。由于开挖的影响，抗拔桩达到极限状态的上拔量变小，也就是说开挖后更早更容易发生破坏，极限承载力也降低了一些。根据  $Q-s$  曲线拐点确定开挖条件下等截面抗拔桩的极限承载力为 5500 kN，也就是说，开挖半径  $R=15$  m，开挖深度  $H=13$  m，即当  $R/H=1.15$  和  $H/L=0.65$  时造成了等截面抗拔桩承载力损失了 9.84%。

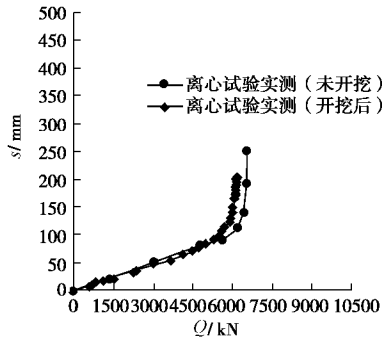


图 7 开挖前后等截面抗拔桩  $Q-s$  曲线  
Fig. 7 Measured  $Q-s$  curves of uniform cross-section piles before and after excavation in centrifugal model tests

等截面抗拔桩开挖前后的实测轴力曲线见图 8 所示。从图中可以看出，桩身轴力随深度的分布合理。随着荷载的增大，桩身轴力随着桩顶荷载的增大而增加，随着深度的增加而减小，且减小的速率逐渐增大。同时由于开挖的影响，开挖后抗拔桩各个深度的轴力均有所下降，桩顶部比桩端的轴力下降的更多。

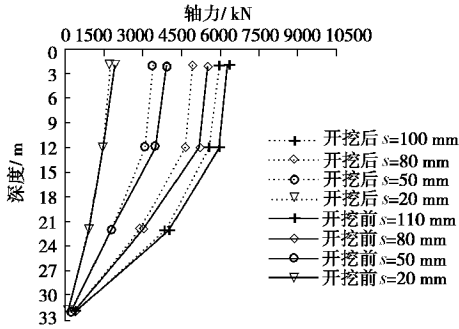


图 8 开挖前后等截面抗拔桩实测轴力分布曲线  
Fig. 8 Measured axial forces of uniform cross-section piles before and after excavation in centrifugal model tests

通过对等截面抗拔桩开挖前后离心试验结果的对比分析，可以看到开挖后等截面抗拔桩的极限承载力明显降低，下面继续对本次扩底抗拔桩的离心试验结果进行分析。

2.2 扩底抗拔桩离心模型试验成果

扩底抗拔桩和等截面桩的实测  $Q-s$  曲线对比见图 9 所示。从图中可以看出，当荷载较小时，与等截面抗拔桩的情况类似， $Q-s$  曲线接近一条直线，而桩侧摩阻力随上拔位移的增大而逐渐发挥，在这一阶段，扩底抗拔桩和等截面抗拔桩的  $Q-s$  曲线几乎一致。当荷载继续增大时，两类桩的荷载随着上拔位移的增加均开始呈现非线性增大，此时侧摩阻力随上拔位移增加已进入非线性增加段，并逐步得到充分发挥，此后两类桩的  $Q-s$  曲线开始出现明显分化，等截面抗拔桩无法继续承受荷载，即随着上拔位移增大，荷载不再增加；而扩底抗拔桩的扩大头段开始逐步发挥抗拔阻力，荷载随着上拔位移增加仍然有所增大，只是荷载增加率逐步减小，此时我们认为达到了扩底抗拔桩的极限状态。根据  $Q-s$  曲线拐点确定极限承载力，扩大抗拔桩的极限承载力约为 7600 kN，相比于等截面抗拔桩极限承载力 6100 kN，扩底桩的承载力增大了约 25%。

扩底抗拔桩和等截面抗拔桩的实测轴力曲线对比见图 10 所示。可以看出，两类桩的桩身轴力分布合理，随着深度的增加而减小，随着上拔位移的增大而增加，而扩底抗拔桩相比与等截面抗拔桩，扩底抗拔桩在上拔位移相同时的桩身轴力要明显比等截面桩大一些，

尤其扩大头段明显抗拔阻力增大了一些, 而且随着上拔位移逐步增大时, 扩底桩桩身轴力比等截面桩增加的越来越多, 而在等截面桩达到极限状态, 桩身轴力几乎不再增加时, 扩底抗拔桩的桩身轴力则继续有所增加。

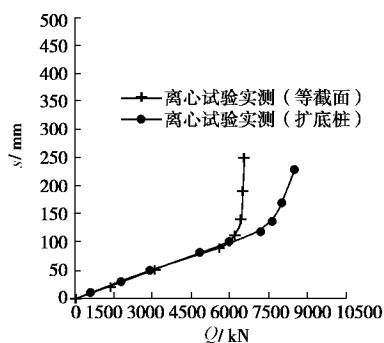


图9 等截面和扩底抗拔桩的实测  $Q-s$  曲线对比

Fig. 9 Comparison of  $Q-s$  curves between uniform cross-section and belled piles in centrifugal model tests

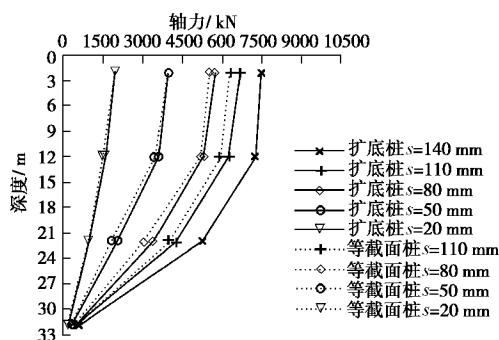


图10 等截面和扩底抗拔桩实测轴力分布对比曲线

Fig. 10 Comparison of axial forces between uniform cross-section and belled piles in centrifugal model tests

开挖前后扩底抗拔桩的实测  $Q-s$  曲线如图 11 所示。可以看出, 当荷载较小时, 开挖条件下扩底抗拔桩的受力特性与未开挖的情况相似。当荷载逐渐增大时, 开挖条件下的扩底抗拔桩率先达到极限状态, 未开挖的扩底抗拔桩后达到极限状态。由于开挖的影响, 扩底抗拔桩达到极限状态的上拔量变小, 极限承载力也有所损失。根据  $Q-s$  曲线拐点确定开挖条件下扩底抗拔桩的极限承载力为 6960 kN, 也就是说, 开挖半径  $R=15$  m, 开挖深度  $H=13$  m, 即当  $R/H=1.15$  和  $H/L=0.65$  时造成了扩底抗拔桩承载力损失了 8.42%, 与等截面抗拔桩相比, 扩底抗拔桩在同等开挖条件下的损失还是要略小一些。

扩底抗拔桩开挖前后的实测轴力曲线见图 12 所示。从图中可以看出, 桩身轴力沿深度的分布合理。随着荷载的增大, 桩身轴力随着桩顶荷载和位移的增大而增加, 随着深度的增加而减小, 且减小的速率逐

渐增大, 同时和等截面抗拔桩相似, 由于开挖的影响, 开挖后抗拔桩各个深度的轴力均有所下降, 桩顶部比桩端的轴力下降的更多。

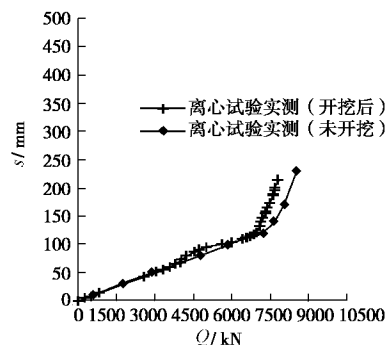


图11 开挖前后扩底抗拔桩  $Q-s$  曲线

Fig. 11 Measured  $Q-s$  curves of belled piles before and after excavation in centrifugal model tests

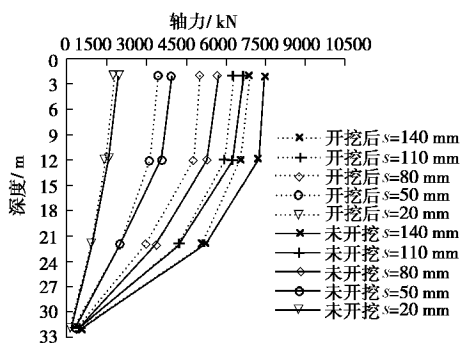


图12 开挖前后扩底抗拔桩实测轴力分布曲线

Fig. 12 Measured axial forces of belled piles before and after excavation in centrifugal model tests

### 3 两类抗拔桩离心试验与理论分析方法的对比分析

#### 3.1 离心模型试验与数值分析方法的对比

利用文献[8]的数值分析方法和相关参数模拟分析 4 组离心模型试验, 并将计算结果和试验结果进行对比分析, 未开挖的等截面和扩底抗拔桩数值计算的  $Q-s$  曲线和离心试验实测结果对比见图 13 所示。可以看到数值计算结果和离心模型试验的实测结果在弹性段基本吻合, 极限状态下数值计算结果稍稍偏大一些, 说明本文的数值分析方法可以比较合理地模拟抗拔桩的上拔过程, 对于上拔过程中两类抗拔桩的承载特性的描述也是比较合理的, 通过  $Q-s$  曲线的拐点判断数值分析方法得到的等截面抗拔桩极限承载力为 6525.1 kN, 而扩底抗拔桩的极限承载力为 8143.6 kN, 和离心试验实测结果相比均是稍稍偏大一些, 但是误差在 10% 以内, 扩底抗拔桩的极限承载力相比等截面抗拔桩增加了 24.8%。

图 14 (a) 和 (b) 为等截面和扩底抗拔桩轴力曲线的数值计算结果和离心试验实测结果对比图。从图中可以看出数值模拟计算得出的轴力分布和离心模型试验的实测值沿桩身和上拔位移的变化规律基本一致, 数值上稍稍偏大, 这也说明了本文数值模拟分析方法和计算参数的合理性。下面继续采用数值模拟方法分析开挖后等截面和扩底抗拔桩的承载特性, 并和开挖条件下的离心模型试验结果进行对比, 以进一步验证本文数值分析方法。

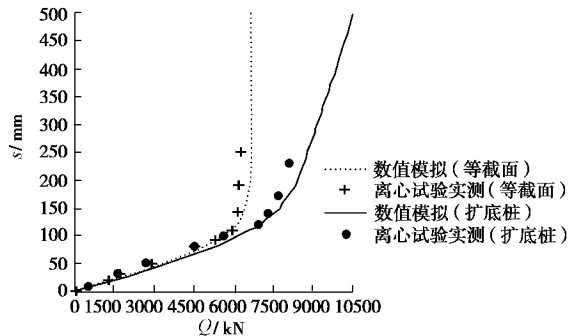
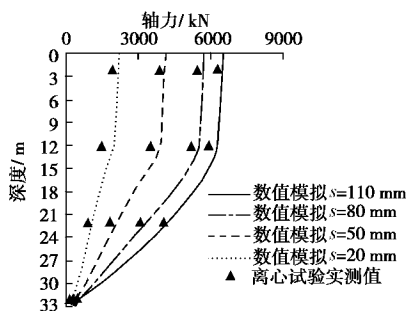
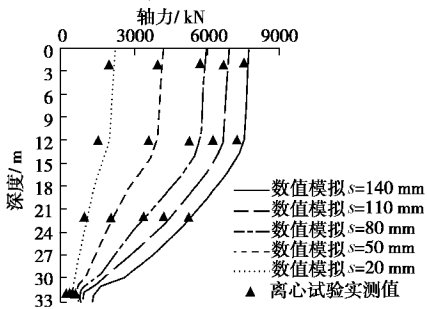


图 13 数值模拟得到的两类抗拔桩  $Q-s$  曲线与实测结果对比

Fig. 13 Comparison of  $Q-s$  curves of two types of uplift piles between centrifugal model tests and FEM simulation



(a) 等截面抗拔桩



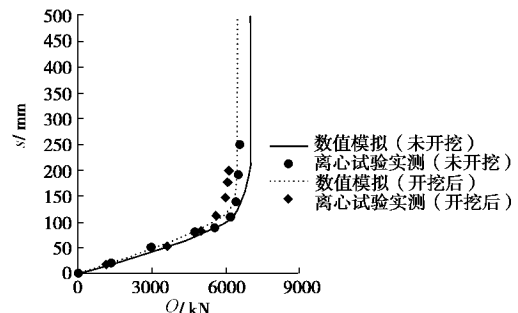
(b) 扩底抗拔桩

图 14 两类抗拔桩数值计算的轴力和离心试验实测值对比图

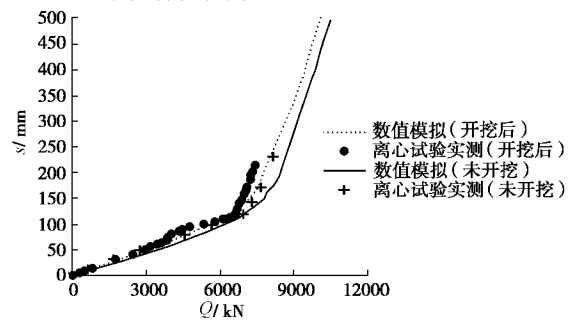
Fig. 14 Comparison of axial forces of two types of uplift piles between centrifugal model tests and FEM simulation

开挖前后等截面抗拔桩的数值计算  $Q-s$  曲线和离心试验实测曲线对比如图 15 (a) 所示。可以看出, 无论是未开挖状态还是开挖条件下, 数值计算得到的  $Q-s$  曲线和离心模型试验结果相比数值稍稍偏大, 但是  $Q-s$  曲线的发展规律和弹性段基本吻合, 进一步

说明了数值分析方法可以合理地模拟开挖前后两类抗拔桩的上拔过程。通过  $Q-s$  曲线拐点判断开挖前后的等截面抗拔桩数值分析得到的极限承载力分别为 6525.1 kN 和 5920.5 kN, 从而可以得出开挖条件下等截面抗拔桩的承载力损失为 9.26%, 比离心试验实测结果稍偏小了一些。同时通过  $Q-s$  曲线拐点判断开挖前后的扩底抗拔桩数值分析得到的极限承载力分别为 8143.6 kN 和 7511.4 kN, 从而可以得出开挖条件下扩底抗拔桩的承载力损失为 7.76%, 比离心试验实测结果也稍偏小了一些。



(a) 等截面抗拔桩



(b) 扩底抗拔桩

图 15 开挖前后两类抗拔桩数值计算的  $Q-s$  曲线和离心试验实测结果对比图

Fig. 15 Comparison of  $Q-s$  curves before and after excavation between centrifugal model tests and FEM simulation

开挖后等截面和扩底抗拔桩的轴力曲线见图 16 所示。从图中可以看出, 数值模拟计算得出的轴力分布和离心模型试验沿桩身分布的规律和随上拔位移增加而增大的规律基本一致, 只是数值上稍稍偏大一些。

通过以上所有的数值计算结果和离心试验实测结果的对比分析可以看到, 文献[8]的数值分析方法可以合理的描述开挖前后等截面和扩底两类抗拔桩的上拔过程, 并准确预测其极限承载力和开挖条件下的承载力损失; 也就是说数值模拟方法用于分析深层开挖条件下的抗拔桩承载力问题通过开挖前和开挖后四组离心试验结果的对比分析已经得到了比较充分地验证, 完全适用于分析开挖条件下的抗拔桩承载特性。

### 3.2 极限平衡简化分析方法的离心试验验证

接下来利用文献[9]的极限平衡简化分析方法计算本次离心模型试验两类抗拔桩的极限承载力, 并将





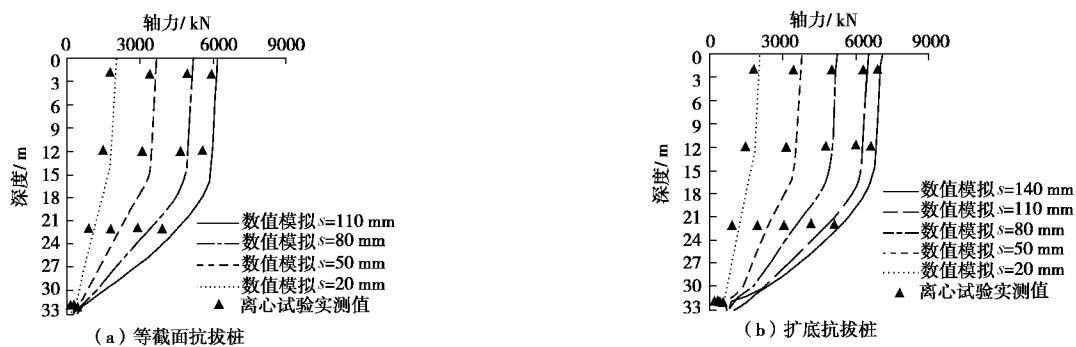


图 16 开挖后等截面和扩底抗拔桩轴力分布曲线数值计算结果和实测结果对比

Fig. 16 Comparison of axial forces under excavation between centrifugal model tests and FEM simulation

表 3 开挖条件下等截面和扩底两类抗拔桩极限承载力极限平衡法计算结果和离心试验实测结果比较

Table 3 Comparison of bearing capacities of uplift piles between limit equilibrium method and centrifugal mode tests under deep excavation

桩型	开挖半径与开挖深度比(R/H)	离心试验实测承载力(kN)/损失比	极限平衡法计算承载力(kN)/损失比	数值分析方法计算承载力(kN)/损失比
等截面桩	0	6100	5979.8	6525.1
	1.15	5500/9.84%	5388.5/10.4%	5920.5/9.26%
扩底桩	0	7600	7389.1	8143.6
	1.15	6960/8.42%	6679.5/9.60%	7511.4/7.76%

计算结果和离心试验实测结果以及数值分析方法计算结果进行对比分析, 参见表 3。从表中可以看出本文的极限平衡简化分析方法计算结果和实测结果基本吻合, 误差均在 10% 以内。而极限平衡简化分析方法得出开挖条件下的等截面抗拔桩要比未开挖条件下的承载力降低了 10.4%, 扩底抗拔桩开挖条件下承载力降低了 9.6%, 这和离心试验实测结果以及数值分析方法结果非常接近, 这再一次说明文献[9]的简化分析方法是合理的, 可以预测开挖条件下两类抗拔桩的承载力及其损失比。

4 结 论

通过 4 组离心模型试验的研究, 并将试验结果与文献[8,9]中的数值模拟分析方法和极限平衡法计算结果进行对比, 全面地考察了开挖条件下抗拔桩的承载特性, 得到如下结论:

- (1)离心模型试验中等截面抗拔桩的极限承载力约为 6100 kN, 扩底抗拔桩的极限承载力约为 7600 kN, 扩底抗拔桩承载力提高约 25%。
- (2)离心模型试验中等截面抗拔桩开挖条件下承载力损失了约为 9.84%, 而扩底抗拔桩的承载力损失约为 8.42%, 扩底抗拔桩在同等开挖条件下的承载力损失要略小于等截面抗拔桩。
- (3)利用文献[8]的数值分析方法和相关参数计算的  $Q-s$  曲线和轴力和离心试验实测结果基本一致, 这说明数值分析方法可以合理的描述等截面和扩底两类抗拔桩的上拔过程, 同时可以比较准确的预测两类

抗拔桩的极限承载力。  
(4)文献[9]的极限平衡简化分析方法对于开挖条件下抗拔桩的承载力及其损失比的预测是合理的。

参考文献:

[1] ILAMPARUTHI K, DICKIN E A. The influence of soil reinforcement on the uplift behaviour of belled piles embedded in sand[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2001, 19(1): 1 - 22.

[2] SAWWAF M E, NAZIR A. The effect of soil reinforcement on pullout resistance of an existing vertical anchor plate in sand[J]. Computers and Geotechnics, 2006, 4(1): 1 - 10.

[3] 黄绍铭, 王卫东, 林 斌, 等. 上海软土地区扩底抗拔灌注桩的研究与应用[R]. 上海: 上海软土地基技术学科研究发展中心, 上海现代建筑设计(集团)有限公司等, 2004. (HUANG Shao-ming, WANG Wei-dong, LIN Bin, et al. Study and application of belled uplift caisson pile in Shanghai soft soil area[R]. Shanghai: Shanghai Study and Development Center of Soft Soil Foundation Technology, Shanghai Xiandai Architectural Design (Group) Co., Ltd., et al, 2004. (in Chinese))

[4] 张栋樑, 杨龙才, 王炳龙, 等. 扩底抗拔桩试验分析与抗拔承载力计算方法[J]. 地下空间与工程学报, 2006, 2(10): 775 - 780. (ZHANG Dong-liang, YANG Long-cai, WANG Bing-long, et al. Experimental analysis and calculation of the uplift resistance bearing capacity of bored cast-in-place pile

- with enlarged bottom[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, **2**(10): 775 - 780. (in Chinese))
- [5] DICKIN E A, LEUNG C F. Performance of piles with enlarged base subject to uplift forces[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1990, **27**(5): 546 - 556.
- [6] 何思明. 抗拔桩破坏特性及承载力研究[J]. 岩土力学, 2001, **22**(3): 308 - 310. (HE Si-ming. Study on bearing capacity and failure of uplift pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2001, **22**(3): 308 - 310. (in Chinese))
- [7] 500 kV 世博输变电工程施工图设计试桩报告[R]. 上海: 中国电力工程顾问集团华东电力设计院, 上海华东电力设计岩土工程有限公司, 2006. (Report on test piles of 500 kV Shanghai Expo underground transformer substation engineering shop drawing design[R]. Shanghai: East China Electric Power Design Institute of China Electric Power Engineering Consultant Group, Shanghai East Electric Power Design Geotechnical Engineering Ltd, 2006. (in Chinese))
- [8] 黄茂松, 任青, 王卫东, 陈峥. 深层开挖条件下抗拔桩极限承载力分析[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(11): 1689 - 1695. (HUANG Mao-song, REN Qing, WANG Wei-dong, CHEN Zheng. Analysis for ultimate uplift capacity of tension piles under deep excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(11): 1689 - 1695. (in Chinese))
- [9] 黄茂松, 郦建俊, 王卫东, 陈峥. 开挖条件下抗拔桩的承载力损失比分析[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(9): 1291 - 1297. (HUANG Mao-song, LI Jian-jun, WANG Wei-dong, CHEN Zheng. Bearing capacity loss ratio of uplift pile under deep excavation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(9): 1291 - 1297. (in Chinese))
- [10] 徐光明, 章为民. 离心模型中的粒径效应和边界效应研究[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(3): 80 - 86. (XU Guang-ming, ZHANG Wei-min. The study on the particle and boundary effect of centrifuge tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(3): 80 - 86. (in Chinese))
- [11] POTYONDY J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Géotechnique, 1961, **11**(4): 339 - 345.
- [12] KULHAWY F H, TRAUTMANN C H, BEECH J F, et al. Transmission line structure foundations for uplift compression loading[R]. Palo Alto: Electric Power Research Institute, 1983: 412 - 425.
- [13] TAYLOR R L, CARPENTER N J, KATONA M G. Lagrange constraints for transient finite element surface contact[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1991, **32**(1): 103 - 128.
- [14] 徐干成, 郑颖人. 岩土工程屈服准则应用的研究[J]. 岩土工程学报, 1990, **12**(2): 93 - 99. (XU Gan-cheng, ZHENG Ying-ren. Study and application of yield criterion in geotechnical engineering[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1990, **12**(2): 93 - 99. (in Chinese))