

DOI: 10.16285/j.rsm.2015.08.029

抗拔桩极限平衡方程及其应用

张继红^{1,2}, 朱合华¹

(1. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092, 2. 上海地固岩土工程有限公司, 上海 200092)

摘要: 将抗拔桩侧阻力分解为与桩侧正压力不相关的桩-土黏结强度 c_p 、与桩侧有效正压力成正比的摩擦力 F_s 两部分, 采用摩擦定律计算摩擦力 F_s 。基于轴对称条件, 假定土体为半无限弹性体, 以 Mindlin 公式积分计算分析极限平衡状态下桩-土共同作用, 依据平面应变条件下柱状孔扩张的弹性力学解建立桩-土界面位移协调方程, 推导出抗拔桩极限平衡方程, 给出了求解方法及计算参数确定方法。该方程能反映桩与土的材料特性、桩体尺寸、桩顶埋深、群桩效应、卸荷效应等多因素对抗拔桩极限承载力的影响。结合海上风电大直径超长抗拔钢管桩足尺试验进行验证。对比分析结果表明, 该方法计算的抗拔极限承载力与实测值接近, 计算精度远高于现行规范推荐方法, 其结果可为工程应用及抗拔桩承载力机制研究提供参考。

关键词: 抗拔桩; 极限承载力; 极限平衡方程; 足尺试验

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2015)08-2339-06

Limit equilibrium equation for uplift piles and its application

ZHANG Ji-hong^{1,2}, ZHU He-hua¹

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Shanghai Geo-anchor Co., Ltd., Shanghai 200092, China)

Abstract: The ultimate shaft resistance of uplift pile is divided into two parts, one is the setting strength of pile and soil c_p , which is irrelevant to the earth pressure of pile, and the other is the force of friction F_s , which is proportional to the earth pressure of pile and can be calculated using the friction law. With assumption of elastic soil, this paper studies the pile-soil interaction through the integral calculation using Mindlin formulation. Pile-soil interface displacement coordinate equation is derived based on the solution of cavity expansion in infinite soil. Then a limit state equation of uplift piles and its solution are presented. The methods for determining the parameters of soil and pile are also given. The equation can be used to calculate ultimate bearing capacity of uplift piles with considering the influence of such factors as pile and soil materials, pile length, pile diameter, depth of pile top, group piles effects, unloading effect due to excavation, and so on. As an example, a full-scale test was performed on a large steel pipe pile with a length of 81.3m, a diameter of 1.7 m and a wall thickness of 25mm. The calculated and measured ultimate uplift bearing capacities are compared, showing that the proposed method for calculating the bearing capacity of uplift piles is satisfactory and applicable and has an accuracy much better than the methods recommended in the current codes of China.

Keywords: uplift pile; ultimate bearing capacity; limit state equation; full-scale test

1 引言

抗拔桩的应用与相关研究由来已久, 抗拔桩的理论研究一直是岩土工程界的重要研究方向之一, 计算其承载力时, 通常忽略桩底土的抗拉强度, 只计入桩侧阻力。

关于抗拔桩的理论研究开始较早, Meyerhof 等^[1]通过模拟抗拔桩的实际破坏面求出极限承载能

力; Chattopadhyay 等^[2]推导出曲面圆锥体破坏模式的承载力计算公式; 何思明^[3]通过极值原理给出了破裂面的形状及其对应的抗拔桩极限承载力。Reddy^[4]、Sulaiman^[5]等考虑了桩身弹性拉伸对桩侧阻力的影响; 杜广印等^[6]对抗拔桩和抗压桩的侧阻做了对比研究, 分析了土体的剪胀和剪缩特性及土体主应力方向偏转对侧阻力的影响, 在一定程度上揭示了抗压桩和抗拔桩侧阻有所差异的原因; 张忠

收稿日期: 2014-10-20

第一作者简介: 张继红, 男, 1975 年生, 博士, 高级工程师, 主要从事岩土工程与环境岩土工程领域的科研、咨询、设计与施工工作。

E-mail: digusky@163.com

苗等^[7]考虑抗压桩端阻力的泊松效应,对抗拔系数进行了修正。

关于抗拔桩的理论研究有了很大的进展,但尚未从根本上揭示抗拔桩承载机制,各方法尚不能满足抗拔桩承载力计算需要。工程实践中仍采用经验方法对抗拔承载力进行粗略估算,而经验方法固有的局限性无法适应复杂的岩土地质条件,难以考虑桩身材料、桩长、桩径、桩顶埋深、卸荷效应、群桩效应等因素的影响,计算精度与可靠度有待提高。目前,对抗拔桩承载力机制的研究尚不够充分、全面、系统,多数研究成果仅适用于个案,普适性较差;对于不常用的桩型与桩体尺寸,单桩抗拔承载力的计算值与实际值可能相差很大,存在工程风险。

笔者于 2012 年基于弹性土体假设提出了抗拔桩承载极限平衡方程及其解法,并结合大直径超长抗拔钢管桩足尺试验与承载力计算进行验证^[8]。本文主要介绍在该领域的研究成果。

2 抗拔桩极限平衡方程

2.1 基本假定

(1) 在荷载作用下,嵌入式构件与被嵌入体为弹性体,遵循应力叠加原理、解的惟一性原理与圣维南原理,应力分布函数连续可导。

(2) 桩与地基土满足轴对称条件。

(3) 在极限拉拔荷载作用下,桩侧表面摩擦阻力充分发挥,桩-土界面遵循摩擦定律。

为了便于研究,建立如图 1 所示的柱坐标系。在图 1 中, z 轴为对称轴。设桩身直径为 D_0 ,桩长为 $(L_1 - L_0)$, $z=0$ 面为土体自由表面,土体假定为半无限弹性体。

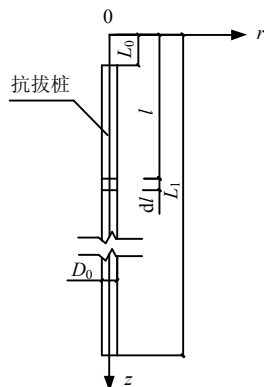


图 1 抗拔桩计算分析简图

Fig.1 Calculation diagram of uplift pile and soil

2.2 桩侧表面初始应力

抗拔桩在拉拔荷载施加之前,若不考虑沉桩施工产生的土体挤密与扰动等的影响,在如图 1 所示的坐标系中,对于单层土,桩侧表面所受到的正压力为

$$\sigma_{Gr} = -k_0 \gamma z \quad (1)$$

式中: σ_{Gr} 为土体在初始应力状态下作用在桩侧表面的正应力 (kPa); z 为计算点深度 (m); γ 为计算点位置以上各层土的重度 (kN/m^3); k_0 为初始应力状态下的土压力系数。

2.3 极限平衡状态下桩侧表面正应力计算

根据弹性体假设,计算抗拔桩极限侧阻力在桩侧表面所产生的土体附加正压力为

$$\sigma_{sr} = \int_{L_0}^{L_1} \bar{r} R_{ksz} dl \quad (2)$$

式中: R_{ksz} 为 z 深度处单位长度桩-土相互作用力极限值 (kN/m); σ_{sr} 为抗拔桩侧阻力引起的作用于桩侧表面的附加正应力; L_0 为桩顶埋深 (m); L_1 为桩底埋深 (m); $\bar{r}$ 为 l 深度处单位垂直力引起的土体中 r 轴方向正应力,可用 Mindlin 公式计算。

2.4 极限平衡方程

根据叠加原理,将上述桩侧表面初始正压力与附加正压力叠加,在等截面抗拔桩极限承载状态下,在图 1 中的任意一点 (z, r) 位置,桩侧表面的正压力可表示为

$$\sigma_r = \sigma_{sr} + \sigma_{Gr} \quad (3)$$

式中: σ_r 为 (z, r) 点位置土体单元沿 r 轴方向的正应力; r 为桩身半径 (m)。

根据是否与桩身表面正压力相关,将桩-土间的相互作用分为两类:第 1 类作用是与桩身表面正压力不相关的单位面积桩侧土对桩身的支撑力,定义为桩-土黏结强度 c_p ; 另一类为与桩身表面正压力成正比的桩侧摩擦力 F_s 。

在极限平衡状态下,根据桩-土界面为破坏面的适用条件,桩身与土体接触面遵守摩擦定律,即

$$F_s = -\mu \sigma_r \quad (4)$$

式中: μ 为桩-土界面摩擦系数。

在任意深度,桩-土相互作用力 R_{ksz} 为

$$R_{ksz} = \pi D_0 (c_p + F_s) \quad (5)$$

将式 (1) ~ (4) 代入式 (5) 可得抗拔桩极限平衡方程为

$$R_{ksz} = \pi D_0 \left(c_p + \mu k_0 \gamma z - \mu \int_{L_0}^{L_1} \hat{r} r R_{ksz} dl \right) \quad (6)$$

3 方程求解

为了便于分析, 可将 σ_{sr} 分解为两部分:

$$\sigma_{sr} = \sigma_{sr1} + \sigma_{sr2} \quad (7)$$

式中: σ_{sr1} 为视桩-土为半无限弹性体, 单桩处于抗拔承载极限状态时, 土体在桩身侧表面产生的附加正应力; σ_{sr2} 为因桩-土边界位移协调在桩身侧表面产生的附加正应力。

在桩身表面位置, σ_{sr1} 与 σ_{Gr} 、深度 z 及 L_0 、 L_1 相关, 将式 (4)、(5) 代入式 (2), 考虑到摩擦力作用方向, 对于抗拔桩, 有

$$\sigma_{sr1} = -\pi D_0 \mu \int_{L_0}^{L_1} \hat{r} r k_0 \gamma l dl - \pi D_0 c_p \int_{L_0}^{L_1} \hat{r} r dl \quad (8)$$

在桩侧表面, 桩、土沿桩径方向的位移相等, 即桩-土界面满足位移协调方程:

$$U_p(z) = U_G(z) \quad (9)$$

式中: $U_p(z)$ 为在拉拔荷载作用下, 桩身侧表面 z 深度位置沿桩径方向的位移。可忽略桩身在径向压力作用下产生的径向位移, 对于弹性材料用下式计算径向位移:

$$U_p(z) = r v_p \frac{\int_{L_0}^{L_1} R_{ksl} dl}{A_p E_p} \quad (10)$$

式中: v_p 为桩身材料泊松比; A_p 为抗拔桩截面积; E_p 为桩身材料弹性模量; R_{ksl} 为桩侧阻力在土体中产生的反作用力 (kN/m), 计算式为

$$R_{ksl} = \pi D_0 (-c_p - \mu k_0 \gamma z + \mu \sigma_{sr1} + \mu \sigma_{sr2}) \quad (11)$$

式 (9) 中的 $U_G(z)$ 为在拉拔荷载作用下, 桩身侧表面 z 深度位置处的土体沿桩径方向的位移。 $U_G(z)$ 可分解为 $U_{G1}(z)$ 与 $U_{G2}(z)$ 两部分:

$$U_G(z) = U_{G1}(z) + U_{G2}(z) \quad (12)$$

式中: $U_{G1}(z)$ 为视桩-土体为半无限弹性体, 单桩处于抗拔承载极限状态下, 在半无限土体中桩身侧表面位置处产生的径向位移, 可用 Mindlin 公式计算, 文中不再赘述。 $U_{G2}(z)$ 为在桩-土界面位置处因桩-土边界位移协调所对应的径向补偿位移。在计算 $U_{G2}(z)$ 时, 可用土体压缩模量与回弹模量的差异反映土体弹塑性变形特性, 以获得更符合实际的计算结果^[8]。

式 (7) 中的 σ_{sr2} 可根据平面应变条件下的圆孔扩张解析解^[9]计算, 其计算公式为

$$\sigma_{sr2} = \frac{E U_{G2}}{\frac{D_0}{2} (1 + \nu)} \quad (13)$$

式中: ν 为土体泊松比。

联立式 (6) ~ (13) 可得

$$\begin{aligned} \sigma_{sr2} = & \frac{E}{1 + \nu} \frac{v_p}{A_p E_p} \int_{L_0}^{L_1} [\mu \pi D_0 \sigma_{sr2} - \pi D_0 (c_p + \mu k_0 \gamma l)] dl - \\ & \frac{E}{1 + \nu} \frac{v_p}{A_p E_p} \int_{L_0}^{L_1} [\mu \pi D_0 \pi D_0 \int_{L_0}^{L_1} \hat{r} r (c_p + \mu k_0 \gamma l) dl] dl - \\ & \int_{L_0}^{L_1} \frac{D_0 (-c_p - \mu k_0 \gamma l)}{8(1 - \nu)} \left[\frac{z - l}{R_1^3} + \frac{(3 - 4\nu)(z - l)}{R_2^3} - \right. \\ & \left. \frac{4(1 - \nu)(1 - 2\nu)}{R_2(R_2 + z + l)} + \frac{6lz(z + l)}{R_2^5} \right] dl \end{aligned} \quad (14)$$

式中: R_1 与 R_2 为 Mindlin 公式计算系数。

式 (14) 反映了桩顶埋深 L_0 、桩底入土深度 L_1 、桩直径 D_0 、桩身刚度、桩-土黏结强度 c_p 、桩-土摩擦系数 μ 、桩侧初始土压力 $k_0 \gamma z$ 、土体材料变形参数这 8 大因素对桩侧阻力 R_{ksz} 的影响。

4 工程应用分析

4.1 单桩抗拔承载力计算

对于等截面抗拔桩, 单桩抗拔极限承载力由桩侧阻力与桩体自重组成, 即

$$R_k = R_{ks} + G_p \quad (15)$$

式中: R_k 为等截面抗拔桩单桩竖向抗拔承载力极限值 (kN); R_{ks} 为抗拔桩侧阻力极限值, 为 R_{ksz} 沿桩长的积分值 (kN); G_p 为抗拔桩重量, 计算时应扣除水的浮力 (kN)。

4.2 桩-土材料参数的确定

4.2.1 桩-土黏结强度 c_p

根据抗拔桩极限平衡方程, 桩-土黏结强度 c_p 是影响抗拔桩侧阻力的主要参数之一。桩-土黏结强度不仅与土体性质相关, 而且与成桩方式、桩身材料相关。预制桩在沉入土体的过程中, 桩周土体出现破坏与扰动, 经过休止期后, 桩周土体的强度有一定程度的恢复, 桩-土之间通过土粒的黏结与吸附作用, 会形成桩-土黏结强度。桩-土黏结强度的大小与土体性质密切相关, 黏性土黏结强度较高, 砂性土黏结强度低。

根据成桩施工工艺, 对于挤土桩或部分挤土

桩,在沉桩施工过程中,桩周土体有重塑过程,桩-土黏结强度与土体的残余凝聚力相当,即可用下式估算桩-土黏结强度。

$$c_p = \frac{c}{S_t} \quad (16)$$

式中: c 为土体凝聚力 (kPa); S_t 为土体灵敏度。

对于非挤土桩,如钻孔灌注桩,在成桩施工过程中,桩周土有较短时间的部分应力释放过程。桩周土的黏聚力有部分折减,桩-土界面存在薄厚不一的泥浆层,桩身混凝土灌注与凝固时,桩-土间的泥浆中有混凝土中的水泥浆掺入,在桩身养护完成后,有一定的黏结作用。影响桩-土黏结强度的因素较多,与桩径、成桩时间、护壁泥浆浓度、灌注混凝土充盈系数等施工参数密切相关。

可通过提高桩身表面的粗糙度来提高桩-土黏结强度 c_p 。但桩-土黏结强度 c_p 不应大于土体黏聚力 c 。例如,对于桩侧后注浆钻孔灌注桩,一方面通过注浆提高桩身粗糙度,固化桩-土间的泥浆层,提高了桩-土黏结强度 c_p ,另一方面提高了桩侧表面土体正压力,故桩侧后注浆对单桩抗拔承载力有显著提高。亦得到钱建固等^[10]所做的离心试验与原型试验验证。

4.2.2 桩-土界面摩擦系数 μ

可通过试验测定桩-土界面摩擦系数 μ 。在缺乏试验情况下,可参照基础承台与土体摩擦系数经验值^[11]进行估算。

桩-土界面摩擦系数与桩身材料相关。钢管桩一般采用螺旋管,外表面存在外凸的螺旋焊缝,可参照上述经验值估算 μ 值。对于钻孔灌注桩,桩-土之间存在护壁泥浆,使得桩-土摩擦系数降低,但桩-土界面不平整有利于桩侧摩擦力的发挥。在无试验资料时,可结合工程经验,参照上述方法估算桩-土摩擦系数 μ 值,并适当折减。

4.2.3 其他计算参数的确定

目前常用的抗拔桩主要包括钢筋混凝土桩与钢管桩,桩身材料计算参数可根据相关规范选用。对于预应力钢筋混凝土桩,在计算参数选取时,应考虑桩身预应力对桩身径向收缩的影响。

极限平衡方程中涉及的土体材料计算参数包括初始土压力系数 k_0 、土体泊松比 ν 、土体计算弹性模量 E 与土体重度 γ 。

k_0 与成桩方式及静止土压力密切相关。对于非挤土桩(如钻孔灌注桩)可采用静止土压力系数作为 k_0 。对于挤土桩与部分挤土桩, k_0 值大于静止土压力系数。对于黏性土, k_0 因挤土效应增加的幅度

较砂性土小。可通过室内试验或原位测试(如土压力测试、扁铲侧胀试验、旁压试验)等方法测定 k_0 值。在无试验条件时,对于正常固结土中的非挤土桩,可参照相关经验公式计算 k_0 值^[8]。

ν 可以利用经验方法估算,对于正常固结土,可根据 k_0 值推算。可根据弹性理论,利用土体压缩模量 E_s 推算土体计算弹性模量 E 。确定 E 值时,应考虑土体应力水平、土体压缩与回弹变形模量的差异对 E 值的影响^[8]。

4.2.4 成层土地基计算参数的处理

在成层土地基中,可以将土体参数分为两大类进行处理。第1类为分层计算参数,该类参数的特点是对桩侧阻力的直接影响主要体现在本层土中,包括 μ 、 c_p 、土体回弹模量与压缩模量之比(即土体的压缩回弹比 λ_j)、 k_0 、 γ 、土体在承担竖向拉拔荷载时沿桩身径向压缩或回弹模量;第2类为整体计算参数,整体计算参数对各土层的侧阻力计算值均有直接影响,主要包括计算土体位移时选用的计算弹性模量 E 与土体泊松比 ν 。对于整体计算参数,可采用以土层厚度为权重的加权平均值作为整体计算参数,即

$$\left. \begin{aligned} E' &= \frac{\sum E_i H_i}{\sum H_i} \\ \nu' &= \frac{\sum \nu_i H_i}{\sum H_i} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中: E_i 、 ν_i 、 H_i 分别为各土层的计算弹性模量、土体泊松比及土层厚度。

5 大型钢管抗拔桩足尺试验^[8, 12]

5.1 试验概况

根据上海勘测设计研究院提供的资料,试验桩为东海风电场 18# 风机基础中心位置处的 1 根钢管桩,桩径为 1.7 m,壁厚为 25 mm,桩顶高程为 6.30 m (国家 85 高程系统,下同),桩尖高程为 -75.00 m,桩长为 81.3 m。于 2009 年 1 月 5 日采用振动法沉桩,并于 2009 年 3 月 7 日进行单桩竖向抗拔承载力测试。试验场地土层分布及主要物理力学性质见表 1。

5.2 桩侧阻力的计算分析

根据前文方法确定的各层土体计算参数见表 2。

利用本文方法与规范推荐方法,分别计算了抗拔桩侧阻力分布,如图 2 所示。

表 1 试桩场地土层主要物理力学性指标
Table 1 Main physical and mechanical properties of soils at testing site

层序	土层名称	顶面 高程 /m	孔隙比 e	含水率 w /%	状态或 密实度	静力触探试验			标准贯入 试验 N / 击	压缩 模量 E_s /MPa	重度 γ /(kN/m ³)	固结快剪	
						锥尖 阻力 q_c /MPa	侧壁 摩阻力 f_s /kPa	超孔隙 水压力 u /kPa				黏聚力 c /kPa	内摩擦角 φ / (°)
①	淤泥	-11.59			流塑								
③	淤泥质粉质黏土	-12.34	1.22	43.4	流塑	0.24	5.41	65.9	0.7		17.3	13	18.5
④ ₁	淤泥质黏土	-15.89	1.49	52.8	流塑	0.43	7.10	239.9	1.4	1.25	16.6	13	10.5
④ ₃	淤泥质粉质黏土	-25.19	1.22	42.6	流塑	0.75	10.91	472.5	3.8	3.39	17.3	13	17.5
⑥	粉质黏土	-30.19	0.71	24.5	可塑~硬塑	2.06	58.64	591.4	12.3	6.37	19.5	44	15.5
⑦ ₁₋₁	砂质粉土	-32.54	0.84	30.1	中密	8.46	66.56	151.5	30.8	11.53	18.7	2	31.5
⑦ ₁₋₂	粉砂	-37.09	0.75	26.7	密实	20.19	83.48	128.7	44.1	24.94	19.0	0	34.0
⑦ ₂₋₁	粉细砂	-49.09	0.70	24.7	密实				59.1	35.84	19.4	0	33.5
⑦ ₂₋₂	粉细砂	-66.59	0.62	22.1	密实				63.9	36.92	19.8	0	34.0
⑨	含砾中粗砂	-86.45	0.52	17.9	密实				76.5	38.12	20.4	0	36.0

表 2 试验场地土体计算参数表
Table 2 Calculation parameters of soils at test site

土层 编号	浮容重 γ /(kN/m ³)	计算弹性 模量 E /MPa	泊松比 ν	初始土压 力系数 k_0 /kPa	桩-土 摩擦 系数 μ	桩-土 黏结 强度 c_p /kPa	压缩 回弹比 λ_j
③	7.3	0.20	0.40	0.48	0.2	3.3	6.04
④ ₁	6.6	0.49	0.40	0.58	0.2	3.9	4.77
④ ₃	7.3	1.33	0.40	0.52	0.2	3.3	5.15
⑥	9.5	4.46	0.30	0.47	0.3	18.3	4.30
⑦ ₁₋₁	8.7	7.97	0.30	0.33	0.3	2.0	7.50
⑦ ₁₋₂	9.0	18.21	0.28	0.29	0.4	0.0	7.50
⑦ ₂₋₁	9.4	25.91	0.28	0.29	0.4	0.0	7.50
⑦ ₂₋₂	9.8	26.95	0.28	0.29	0.4	0.0	7.50
⑨	10.4	28.95	0.25	0.25	0.4	0.0	7.50

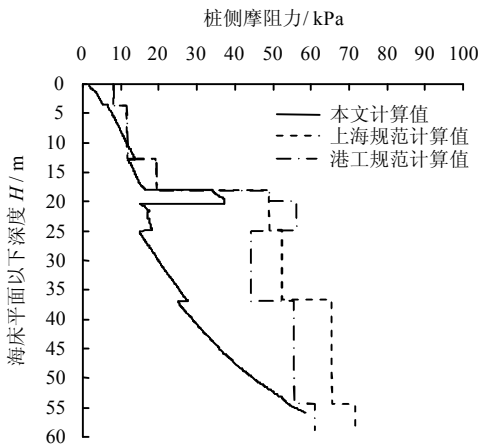


图 2 极限侧阻力计算值比较

Fig.2 Comparison of ultimate shaft resistances calculated by different methods

由图可以看出，在浅层黏性土层中，依据上海市《地基基础设计规范》^[13]与行业标准《港口工程桩基规范》^[14]计算的桩侧阻力相同。本文方法计算的桩侧阻力略小于以上规范计算结果。但在深层的粉土与砂土中，本文方法计算侧阻力值明显小于上

述规范方法计算结果。在深层粉土与砂土中，本文计算的单桩侧阻力随着深度的增加逐步增大，而上述规范方法计算值是各层土的侧阻力平均值，侧阻力沿桩长分布为台阶形。

5.3 静载荷试验

采用快速维持荷载法进行单桩抗拔承载力静载荷试验，试验荷载 U 与上拔量 δ 关系曲线见图 3。

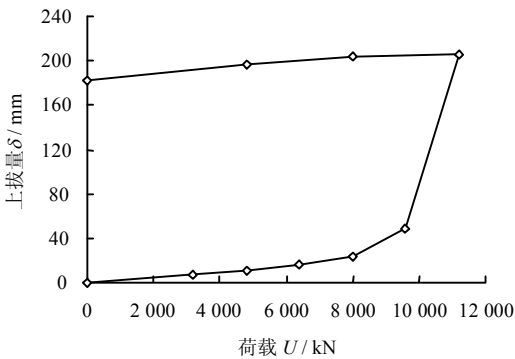


图 3 静载荷试验成果图
Fig.3 Results of dead load test

由图可以看出，单桩竖向抗拔极限承载力实测值为 9 600 kN。

5.4 承载力计算值与实测值对比分析

利用本文方法及现行规范方法计算的试验桩抗拔承载力极限值如表 3 所示。

表 3 试验桩抗拔承载力计算值与实测值比较
Table 3 Comparison between ultimate bearing capacities of uplift piles calculated by different methods and tested

计算依据	抗拔极限承载力/kN		计算值 /实测值
	计算值	实测值	
《地基基础设计规范》	16 203.950		1.688
《港口工程桩基规范》	14 647.920	9 600	1.526
本文方法	10 228.460		1.065

由表3可以看出,本文方法计算的单桩竖向抗拔承载力极限值比实测值大6.5%,达到了很好的计算精度;而采用现行规范推荐的方法,计算值明显大于实测值,其中,依据现行的上海市《地基基础设计规范》^[13]的计算值最大,比实测值大68.8%;依据《港口工程桩基规范》^[14]的计算值略小于上海市地方规范计算值,但仍然远远大于实测值,比实测值大52.6%。

一般情况下,参照规范的计算结果是偏于安全的。但对于本案例,规范推荐方法存在较大的工程风险。主要原因是抗拔桩受力时,桩-土相互作用会导致单桩抗拔承载力显著降低,且降低程度不仅与土体性质相关,而且与桩身材料、桩长、桩径等多因素相关。在现行规范中未能精确区分此类因素的影响。在本案例中,超长大直径钢管桩属规范制定时少有涉及的情况,采用规范方法计算承载力应慎重。

6 结 论

(1) 笔者将抗拔桩侧阻力分解为与桩侧压应力成正比并遵循摩擦定律的摩擦力 F_s 、与桩侧压应力不相关的桩-土黏结强度 c_p 两部分,用Midlin公式积分计算桩-土共同作用,使得本文方法理论上完整,在工程实践上,能考虑桩与土体材料特性及桩型、桩体尺寸、桩顶埋深、群桩效应、基坑开挖的卸荷效应等多因素的影响,适用于各类土层。

(2) 通过大直径超长钢管抗拔桩足尺试验与承载力计算对比分析,验证了本文方法的计算精度,同时表明,对于不常用的抗拔桩型,现行规范方法计算的单桩承载力可能偏于不安全。

(3) 虽然本文推导的抗拔桩极限平衡方程基于弹性理论,但可通过引入土体回弹变形与压缩变形模量之比,考虑土体弹塑性变形特性对抗拔承载力的影响,因篇幅原因,未在文中赘述。

(4) 本文提出的单桩承载力计算方法未考虑桩顶位移量对承载力的限值,在工程应用中应结合桩顶位移控制要求确定单桩抗拔承载力。

参 考 文 献

- [1] MEYERHOF G G, ADAMS J I. The ultimate uplift capacity of foundations[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1968, 5(4): 225—244.
- [2] CHATTOPADHYAY B C, PISE P J. Uplift capacity of piles in sand[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, 112(9): 888—904.
- [3] 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.
- [4] REDDY E S B, O'REILLY M, CHAPMAN D. Modified t - z model—a software for tension piles[J]. *Computers and Structures*, 1998, 68: 613—625.
- [5] SULAIMAN I H, COYLE H M. Uplift resistance of piles in sand[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1976, 102(5): 559—562.
- [6] 杜广印, 黄峰, 李广信. 抗压桩与抗拔桩侧阻的研究[J]. 工程地质学报, 2000, 8(1): 91—93.
- DU Guang-yin, HUANG Feng, LI Guang-xin. Study on the compressive and tensile capacity of pile[J]. *Journal of Engineering Geology*, 2000, 8(1): 91—93.
- [7] 张忠苗, 刘念武, 房凯. 考虑端承力时泊松效应对抗拔系数的影响[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(增刊2): 494—497.
- ZHANG Zhong-miao, LIU Nian-wu, FANG Kai. Influence of Poisson's effect on uplift coefficient considering tip resistance[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, 33(Supp.2): 494—497.
- [8] 张继红. 扩底抗拔桩极限承载力机制研究与应用[D]. 上海: 同济大学, 2012: 14—70.
- [9] 沈珠江. 理论土力学(第1版)[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000, 97—99.
- [10] 钱建固, 马霄, 李伟伟, 等. 桩侧注浆抗拔桩离心模型试验与原位测试分析[J]. 岩土力学, 2014, 35(5): 1241—1246.
- QIAN Jian-gu, MA Xiao, LI Wei-wei, et al. Centrifuge model test and in-site observation on behaviors of side-grouting uplift pile[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, 35(5): 1241—1246.
- [11] 中国建筑科学研究院. JGJ 94—2002 建筑桩基技术规范[S]. 北京: 中国建筑科学研究院, 2008.
- [12] 张继红, 朱合华. 应力释放效应对抗拔桩承载力影响分析及应用[J]. 地下空间与工程学报, 2015, 11(1): 120—127.
- ZHANG Ji-hong, ZHU He-hua. Research on bearing capacity of uplift piles according to stress relief of soil and its application[J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2015, 11(1): 120—127.
- [13] 上海现代建筑设计(集团)有限公司. DGJ08—11—2010 地基基础设计规范[S]. 上海: 上海市建筑建材业市场管理总站, 2010.
- [14] 中交第三航务工程勘察设计院有限公司. JTJ167—4—2012 港口工程桩基规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2012.