

# 竖向受压支盘桩沉降非线性简化分析方法<sup>\*</sup>

李连祥<sup>1,2</sup>, 李先军<sup>1,2</sup>, 刘兵<sup>1,2</sup>

(1. 山东大学 土建与水利学院, 济南 250061; 2. 山东大学 基坑与深基础工程技术研究中心, 济南 250061)

**摘要:**为研究支盘桩沉降及相关力学性状, 考虑到桩土接触非线性, 针对支盘桩, 在桩侧、桩端及扩径体端部均采用双曲线型荷载传递函数描述其力学行为, 应用分段位移协调迭代算法, 提出了一种计算支盘桩沉降及承载性状的非线性简化分析方法。与硬塑性黏土地基和淤泥质软土地基的两种支盘桩现场试验作对比, 得到的计算值与实测值有较高的吻合度, 证明了方法的合理性和适用性。通过参数分析, 发现桩土摩擦角  $\delta$  及水平土压力系数比  $k/k_0$  对承载力有较大影响, 且承载力随着二者增大而增大; 破坏比  $R_f$  及端承土体破坏角  $\theta$  对承载力影响偏小, 承载力随着  $\theta$  增大而增大, 随着  $R_f$  的增大而减小。

**关键词:** 支盘桩; 荷载传递法; 双曲线模型; 分段位移协调

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1673-0836(2018)04-0904-08

## A simplified Nonlinear Settlement Analysis Method for Axial Loaded Squeezed and Branch Piles

Li Lianxiang<sup>1,2</sup>, Li Xianjun<sup>1,2</sup>, Liu Bing<sup>1,2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Shandong University, Ji'nan 250061, P.R.China; 2. Engineering Research Center of Foundation Pit and Deep Foundation, Shandong University, Ji'nan 250061, P.R.China)

**Abstract:** To study the settlement and mechanical behavior of a squeezed and branch pile, considering the nonlinearity of the interaction between soil and pile shaft, mechanical response at the pile shaft, pile tip and enlarged part tips was described by the hyperbolic load transfer model. And with the help of segmented displacement coordination iterative algorithm, a simplified nonlinear analysis method was presented to calculate the settlement and bearing behavior of the squeezed and branch pile. By comparing with field pile tests in hard plastic clay foundation and soft muddy soil foundation, high agreements were obtained between the calculated and tested values, which is a proof for the rationality and applicability of the method. By parametric analysis, the obvious influence of pile shaft friction angle  $\delta$  and horizontal earth pressure coefficient ratio  $k/k_0$  on bearing capacity was found, and bearing capacity increased with the two parameters. However, the failure ratio  $R_f$  and end bearing soil failure angle  $\theta$  have a little impact on the bearing behavior, and bearing capacity rises as  $\theta$  increases, but decreases as  $R_f$  increases.

**Keywords:** squeezed and branch piles; load transfer method; hyperbolic model; segmented displacement coordination

<sup>\*</sup> 收稿日期: 2018-01-18(修改稿)

作者简介: 李连祥(1966-), 男, 河北唐山人, 工学博士, 教授, 主要从事基坑与深基础教学与研究工作。

E-mail: jk\_doctor@163.com

基金项目: 国家自然科学基金(51408338); 济南市科技计划(201201145)

## 0 引言

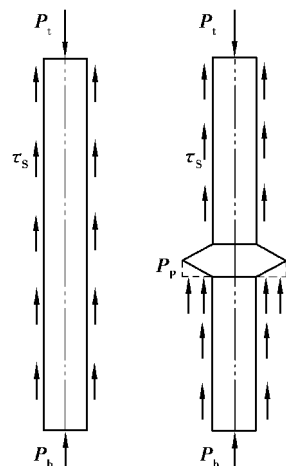
挤扩支盘桩是一种通过局部桩身扩大直径,形成盘状扩径体来提高承载力、减小沉降的新桩型,与其相似的有DX桩、旋扩支盘桩等。支盘桩通过特殊机具在桩身处形成扩径体,再灌注混凝土而成。目前,对支盘桩的竖向及水平承载力性状研究较多,成果显著。钱德玲<sup>[1]</sup>分析了支盘桩的现场试验结果,系统研究了支盘桩竖向受压的承载机理,并对影响其承载力的因素进行了分析。卢成原等<sup>[2]</sup>通过模型试验以土拱效应理论解释了重复荷载作用下支盘桩的周围土压力的变化;孔令刚等<sup>[3]</sup>研究了支盘桩在倾斜上拔荷载下的力学响应,并提出了基于数值结果的复合承载力计算的椭圆公式;高笑娟等<sup>[4]</sup>由理论计算结合有限元分析了支盘桩水平静载下承载性状,指出水平受荷时扩径体宜设置在上层较好土层中,扩径体的设置改善了桩体水平受力性状;巨玉文等<sup>[5-6]</sup>根据现场试验结果提出了支盘桩的承载力计算公式,通过模型试验研究出扩径体的破坏形式并建立其强度理论。

支盘桩作为典型的变截面桩,其端承性质明显,沉降曲线一般为缓变型,极限承载力的判定也一般根据沉降值而定,因此研究及预测支盘桩沉降规律尤为重要。目前对支盘桩沉降规律研究偏少,高笑娟等<sup>[7]</sup>观察支盘桩沉降曲线特点,用双曲线法拟合了支盘桩静载试验沉降曲线并预测了极限承载力,蒋建平<sup>[8]</sup>则构建了幂函数-双曲线组合数学模型进一步提高拟合精度,但上述方法必须基于已有的试验沉降曲线,无法提前预测桩基沉降。本文将荷载传递法应用于支盘桩,判定出桩侧、桩端及扩径体处的荷载传递函数,并利用分段位移协调迭代算法,合理预测出支盘桩的桩顶荷载沉降曲线,形成了一种可以考虑土体分层及桩土接触非线性的受压支盘桩沉降非线性简化分析方法。

## 1 荷载传递力学性状

荷载传递法最早由Seed和Reese提出,经几十年的发展完善,现已广泛应用于桩基工程分析中<sup>[9-10]</sup>。应用荷载传递法的关键在于确定好恰当的荷载传递函数。对于传统的等直径桩而言,桩顶荷载 $P_t$ 主要由桩侧阻力 $P_s = \pi d l \tau_s$ 及桩端阻力 $P_b$ 承

担(图1(a)),且桩侧阻力一般先于桩端阻力发挥,若桩端承载力不足发生桩端刺入,则会产生陡降型沉降曲线。故普通等直径桩需要确定的荷载传递函数主要包括桩侧荷载传递函数 $\tau_s(z)-s_s(z)$ 关系及桩端函数 $P_b-s_b$ 关系。但是对于支盘桩而言,在桩身处设置了扩径体这一特殊构造,使得其承载机理明显不同于等直径桩(图1(b))。受力时,桩身侧阻及桩端阻力发挥类似于等直径桩,但是在扩径体处多出了扩径端阻力 $P_p$ ,而该部分的侧阻力则认为已损失,桩顶荷载由侧阻、桩端阻力及扩径端阻力三者共同承担,而扩径端阻力会远大于该部分所损失的侧阻力,因此总体而言,支盘桩的承载力是明显优于等直径桩的。就其沉降表现来说,由于侧阻及扩径端阻力均先于桩端阻力发挥,支盘桩沉降曲线会明显缓于相应等直径桩曲线,且扩径端阻力承力面积较大,若不考虑施工质量等原因,支盘桩一般不会发生桩端刺入型沉降,沉降曲线也不会出现陡降型,最终桩基承载力的判定以桩顶位移控制为主,且仍有较大承载潜力。若要对支盘桩应用荷载传递法,除了确定侧阻、桩端阻力的力与位移的关系外,还必须确定出扩径体的端承力 $P_p$ 与相应位移 $s_p$ 的关系,这也是支盘桩与等直径桩的最大区别。



(a) 传统等直径桩 (b) 支盘桩

图1 支盘桩与等直径桩受力对比图

Fig. 1 Force diagram comparison between squeezed branch pile and equi-diameter pile

以侧阻为例,受压时桩土接触会表现出明显的非线性,且侧阻在桩土相对位移达到一定值时趋近于极限值。为考虑桩土接触非线性,应用最多的荷载传递函数是双曲线型函数<sup>[11]</sup>(图2):

$$\tau_s(z) = \frac{s_s(z)}{a + bs_s(z)} \quad (1)$$

该荷载传递函数能充分反映桩土接触的非线性,同时可以考虑渐近线约束其最大值,参数简单意义明确。根据其曲线变化规律,可如图2所示简单将其划分为3个阶段:Ⅰ区段,初始快速增长阶段,近似于线性变化,斜率接近于初始刚度值,增长较快;Ⅱ区段,缓慢增长阶段,非线性体现较明显,增长率逐渐变小;Ⅲ区段,基本稳定阶段,逐渐接近极限值,增长率非常小。

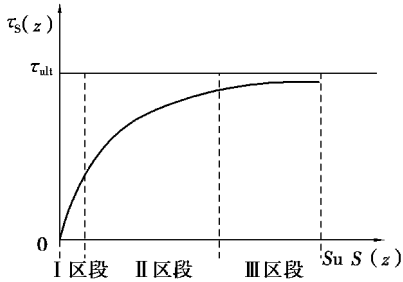


图2 双曲线模型示意图

Fig. 2 Diagram of hyperbolic model

### 1.1 桩侧荷载传递函数

桩侧荷载传递函数取式(1)的双曲线函数,其中 $\tau_s(z)$ 则表示深度 $z$ 处的桩侧摩阻力, $s_s(z)$ 表示深度 $z$ 处桩侧界面的桩土相对位移, $\tau_s(z)-s_s(z)$ 曲线的初始斜率即界面初始接触刚度 $k_{s0}$ ,参数 $a$ 表示 $k_{s0}$ 的倒数,参数 $b$ 表示界面摩阻力极限值的倒数。

为求出桩土界面初始接触刚度,参考剪切位移法,假定桩土界面不发生滑移,桩侧土体位移与桩身位移一致,土体间以剪切变形为主,则 Randolph 和 Wroth<sup>[12]</sup>由弹性理论求解出土体位移与剪应力的关系为:

$$s_s = \frac{\tau_s r}{G_s} \ln\left(\frac{r_m}{r}\right) \quad (2)$$

式中: $G_s$ 为桩周土剪切模量,MPa; $r$ 为桩身半径,m; $r_m$ 为剪切位移影响半径,超出该距离认为土体位移可以忽略。

对于桩周为成层土的支盘桩,土的剪切模量可以用加权平均法求出:

$$G_s = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} G_{si} h_i}{L} \quad (3)$$

式中: $G_{si}$ 是第 $i$ 层土的剪切模量; $h_i$ 是第 $i$ 层土的土层厚度; $n_s$ 是桩周土层数; $L$ 为桩长。

根据 Randolph 和 Wroth<sup>[12]</sup>的研究结果,均质土中的影响半径 $r_m$ 可由下式求出:

$$r_m = 2.5L(1 - \nu_s) \quad (4)$$

而在成层土中,需引入修正系数 $\gamma_m$ ,写作:

$$r_m = 2.5L\rho_m(1 - \nu_{sa}) \quad (5)$$

式中: $\nu_{sa}$ 表示土层泊松比的平均值,则引入加权平均概念, $\rho_m$ 和 $\nu_{sa}$ 可表示为:

$$\rho_m = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} G_{si} h_i}{G_{sm} L} \quad (6)$$

$$\nu_{sa} = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} \nu_{si} h_i}{L} \quad (7)$$

式中: $G_{sm}$ 为各土层中剪切模量最大值; $\nu_{si}$ 为第 $i$ 层土的泊松比。

则桩侧接触面的初始刚度 $k_{s0}$ 可表示为:

$$k_{s0} = \frac{\tau_s}{s_s} = \frac{G_s}{r \ln\left(\frac{r_m}{r}\right)} \quad (8)$$

所以,参数 $a$ 可写成:

$$a = \frac{1}{k_{s0}} = \frac{r \ln\left(\frac{r_m}{r}\right)}{G_s} \quad (9)$$

在双曲线函数模型中,参数 $b$ 指侧阻极限渐近值 $\tau_{ult}$ 的倒数,但实际工程中桩土相对位移不会太大即侧阻并不能达到其极限值,将侧阻能发挥出的最大值定义为侧阻峰值 $\tau_f$ ,则可用破坏比 $R_f$ 表示侧阻极限值 $\tau_{ult}$ 和侧阻峰值 $\tau_f$ 的关系:

$$\tau_f = R_f \tau_{ult} \quad (10)$$

根据 Clough 和 Duncan<sup>[13]</sup>的研究,破坏比 $R_f$ 的取值在0.8~0.95之间。

侧阻发挥峰值 $\tau_f$ 可由桩土界面的法向应力 $\sigma_n$ 及相关土体参数表示如下:

$$\tau_f = \sigma_n \tan \delta = k \sigma_v \tan \delta \quad (11)$$

式中: $\sigma_v$ 为土体竖向应力; $\delta$ 为桩土界面摩擦角; $k$ 为水平土压力系数。考虑到 $k$ 值不易确定,将式(10)作适当变形写作:

$$\tau_f = k \sigma_v \tan \delta = k_0 \left(\frac{k}{k_0}\right) \sigma_v \tan \delta \quad (12)$$

式中: $k_0 = 1 - \sin \varphi$ ,为静止土压力系数, $\varphi$ 为土体内摩擦角。 $k/k_0$ 的关系及 $\delta$ 取值可由表1确定,因此,参数 $b$ 可表示为:

$$b = \frac{1}{\tau_{ult}} = \frac{R_f}{\tau_f} = \frac{R_f}{k_0 \left(\frac{k}{k_0}\right) \sigma_v \tan \delta} \quad (13)$$

表 1  $k/k_0$  及  $\delta$  取值参考Table 1 References values of  $k/k_0$  and  $\delta$ 

文献来源	桩土工作条件	参考值
Kulhawy <sup>[14]</sup>	小位移表面光滑的钢管桩、混凝土桩或 H 型钢桩	$k = (0.7 \sim 1.2) k_0$
Yang 等 <sup>[15]</sup>	打入钢桩, 冲积层和全风化花岗岩	$k = (1.2 \sim 1.5) k_0$
Neill 等 <sup>[16]</sup>	管桩, 密实砂	$\delta = 29.4^\circ$
朱合华等 <sup>[17]</sup>	混凝土桩, 淤泥质土及黏土	$\delta = 21.3^\circ \sim 31.6^\circ$
Jardine 等 <sup>[18]</sup>	打入桩, 砂	$\delta = 28^\circ \sim 30^\circ$

## 1.2 桩端荷载传递函数

研究证明<sup>[11]</sup>, 双曲线型函数关系同样适用于桩端, 考虑桩土非线性表现更符合实际, 本文支盘桩桩端荷载传递函数也取双曲线型, 表达式如下:

$$P_b = \frac{s_b}{f + g s_b} \quad (14)$$

与前述类似, 上式中  $f$  表示  $P_b-s_b$  曲线初始斜率  $k_{b0}$  的倒数,  $g$  表示极限端阻力  $P_{bu}$  的倒数。Randolph 等<sup>[12]</sup>指出可将桩端视为圆形刚性墩, 由弹性力学原理给出了桩端  $P_b-s_b$  关系表达式:

$$s_b = \frac{P_b(1 - \nu_b)}{4G_b r} \quad (15)$$

式中:  $G_b$  为桩端土剪切模量;  $\nu_b$  为桩端土泊松比, 则由该式可求桩端初始刚度:

$$k_{b0} = \frac{P_b}{s_b} = \frac{4G_b r}{1 - \nu_b} \quad (16)$$

所以, 参数  $f$  值可求:

$$f = \frac{1}{k_{b0}} = \frac{1 - \nu_b}{4G_b r} \quad (17)$$

桩端极限端阻力  $P_{bu}$  的取值可参考 Janbu<sup>[19]</sup> 的建议, 按下式计算:

$$P_{bu} = (c_b N_c + q_m N_q) A_b \quad (18)$$

式中:  $c_b$  为桩端土的粘聚力;  $q_m = (1 + 2k_0) \gamma L/3$ ,  $\gamma$  为桩侧土重度均值;  $A_b = \pi r^2$  为桩端作用面积;  $N_c$  及  $N_q$  为承载力系数, 可由下式取值<sup>[19]</sup>:

$$N_q = (\tan \delta + \sqrt{1 + \tan^2 \delta})^2 e^{2\theta \tan \delta} \quad (19)$$

$$N_c = (N_q - 1) \cot \delta \quad (20)$$

式中:  $\theta$  指极限荷载下端承土体破坏面的夹角, 由软粘土到密实砂土,  $\theta$  从  $60^\circ$  到  $105^\circ$  逐渐变化。

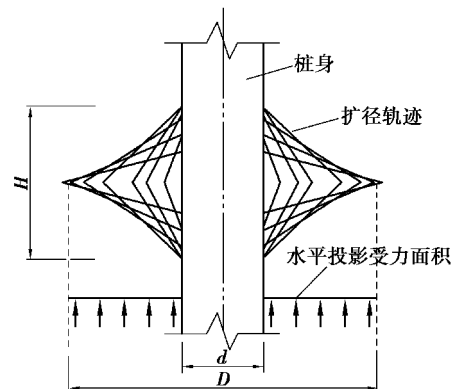
因此, 参数  $g$  可表示为:

$$g = \frac{1}{P_{bu}} = \frac{1}{(c_b N_c + q_m N_q) A_b} \quad (21)$$

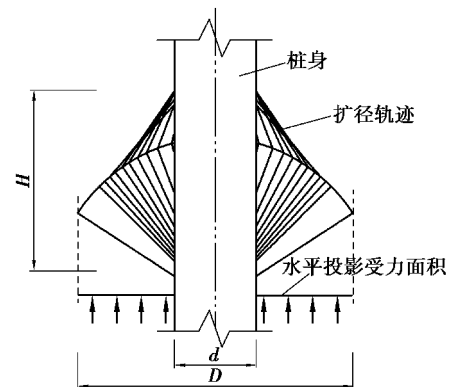
## 1.3 扩径体端荷载传递函数

支盘桩的承载特点重点体现在扩径体的承载特性上。根据双向挤扩和单向挤扩的施工工艺不同, 支盘桩的扩径体形式会有部分差异(图 3), 但是真正决定其承载力的仍是扩径体直径  $D$  与桩径  $d$  所形成的圆环形水平投影面积, 若  $D$  与  $d$  一致, 二者实际承载力无太大区别, 本文所研究的扩径体端荷载传递函数对上述两种扩径形式均适用。扩径体端阻力发挥类似于桩端阻力, 因此参考桩端性质, 扩径体端荷载传递函数仍选取双曲线型, 表达式如下:

$$P_p = \frac{s_p}{f' + g' s_p} \quad (22)$$



(a) 上下双向挤扩



(b) 向下单向挤扩

图 3 单向及双向挤扩下扩径形式

Fig. 3 Enlarged patterns of unidirectional and bi-directional expansion

由于扩径体端阻作用投影面是圆环形, 因此不



能简单参照式(15)~(17)求解 $f'$ 。参考孙晓立等<sup>[20]</sup>关于扩底抗拔桩的做法,将扩径体处圆环形变形简化为一个半径为 $R$ 的大圆变形减去半径为 $r$ 的小圆变形, $R=D/2$ 即扩径体直径的一半, $r=d/2$ 即桩径的一半,最终得到圆环形扩径体端阻力 $P_p$ 与位移 $s_p$ 的关系:

$$s_p = \frac{P_p(1-\nu_p)}{4G_p(R+r)} \quad (23)$$

式中: $\nu_p$ 为扩径体端处土体泊松比; $G_p$ 为相应的剪切模量。可以看出式(15)与上式非常相似,仅是在分母中将 $r$ 变成 $(R+r)$ ,这从侧面可推测式(22)的正确性。由此可得初始刚度 $k_{p0}$ 及参数 $f'$ 的取值:

$$k_{p0} = \frac{4G_p(R+r)}{1-\nu_p} \quad (24)$$

$$f' = \frac{1-\nu_p}{4G_p(R+r)} \quad (25)$$

参数 $g'$ 的取值参考式(21),仅需将桩端土体参数转化为扩径体端土体参数即可,同时扩径体受力面积 $A_p=\pi(R^2-r^2)$ 。可以看出该荷载传递函数对任何位置尺寸的的支盘桩均适用。

## 2 分段位移协调迭代算法

为简化起见,上述桩土相对位移 $s_s(z)$ 可近似以同深度处的桩身位移表示。故实际工程中,第 $i$ 桩段桩土相对位移可由钢筋计实测数据按下式求得:

$$s_{si} = s_t - \sum_{j=1}^i \frac{L_j}{2}(\varepsilon_j + \varepsilon_{j+1}) \quad (26)$$

式中: $s_t$ 为桩顶沉降; $\varepsilon_j$ 和 $\varepsilon_{j+1}$ 为第 $j, j+1$ 断面钢筋应变; $L_j$ 为第 $j$ 段桩长。基于上述各部分荷载传递函数,可利用分段位移协调算法求解支盘桩沉降及受力性状,求解过程中扩径体处求解方法略有不同,会作单独说明。求解步骤如下:

(1) 沿桩长将支盘桩分为 $n$ 段,扩径体处单独分为一段。

(2) 假定桩端(第 $n$ 段底部)产生一微小位移 $s_{nb}$ ,由式(14)的桩端力与位移关系求出初始桩端力 $P_{nb}$ 。

(3) 求出桩段 $n$ 下半段的压缩量 $s_{nc}=P_{nb}L_n/(2E_pA_p)$ , (正常直桩段 $A_p=\pi r^2$ ,扩径体段可近似取 $A_p=\pi(R^2+r^2)/2$ )进而求出第 $n$ 段中点处位移 $s_{nm}=s_{nb}+s_{nc}$ 。

(4) 将 $s_{nm}$ 作为第 $n$ 段桩土相对位移带入式(1),求出第 $n$ 段侧阻 $\tau_{sn}$ ,则桩段 $n$ 总侧阻 $P_{ns}=\pi dL_n\tau_{sn}$ (遇到扩径体段时,将 $s_{nm}$ 作为扩径端位移带入式(22),并视扩径端阻力 $P_{ip}$ 为总侧阻 $P_{is}$ ,无需该段侧阻 $\tau_{si}$ ,桩段 $n$ 顶部力 $P_{nt}=P_{nb}+P_{ns}$ ;

(5) 假设桩段 $n$ 轴力线性变化,有段 $n$ 下半段压缩量修正值 $s'_{nc}$ :

$$s'_{nc} = \frac{(P_{nt} + 3P_{nb})L_n}{8E_pA_p} \quad (27)$$

(6) 桩段 $n$ 中点处位移修正值 $s'_{nm}=s_{nb}+s'_{nc}$ ,进行收敛判定:

$$|s_{nm} - s'_{nm}| \leq 10^{-6} \quad (28)$$

(7) 若判定为真,则由 $s'_{nm}$ 带入式(1)求出侧阻修正值 $\tau'_n$ ,可得侧阻力 $P_{ns}=\pi dL_n\tau'_n$ (或由式(22)求扩径端阻力 $P_{is}$ ),桩段 $n$ 顶部力 $P_{nt}=P_{nb}+P_{ns}$ ,桩段 $n$ 顶部位移:

$$s_{nt} = s_{nb} + \frac{(P_{nt} + P_{nb})L_n}{2E_pA_p} \quad (29)$$

进而求出第 $n-1$ 段底部力与位移 $P_{(n-1)b}=P_{nt}$ , $s_{(n-1)b}=s_{nt}$ ;若判定为假,则令 $s_{nm}=s'_{nm}$ ,重复(4)~(6)步。

(8) 由此向上计算直至得到桩顶的力与位移 $P_{1t}$ 和 $s_{1t}$ ,假定一系列 $s_{nb}$ 值,可得一系列 $P_{1t}$ 和 $s_{1t}$ 值,即桩顶 $P \sim s$ 沉降曲线。

## 3 案例验证及参数分析

### 3.1 案例1

案例选取文献[21]的南阳热电厂支盘桩试验数据,桩身范围内土层主要为硬塑性黏土,承载力性能较高,土层力学指标参数参见文献[21]。支盘桩桩长29.6 m,在距桩顶16.5 m和25.5 m位置设置扩径体,分别位于第4、5层硬黏土中,桩径 $d=700$  mm,扩径体直径 $D=1400$  mm。

本例中取混凝土支盘桩桩身弹性模量 $E_p=30$  GPa。杨敏等<sup>[22]</sup>提出,数值计算中土的弹性模量 $E$ 是其压缩模量 $E_s$ 的2.5~3.5倍,本例中取 $E=3E_s$ ,假设土体为弹性,可得剪切模量 $G=E/(2+2\nu)$ ,各土层泊松比统一取 $\nu=0.3$ , $\gamma$ 、 $c$ 、 $\varphi$ 值均按文献[21]选取, $k/k_0$ 暂取1.2,破坏比 $R_f$ 取0.9,桩土摩擦角 $\delta$ 取25°,桩端破坏面夹角取 $\theta=80^\circ$ ,沿桩长将其分为20段,平均每段约 $L_n=1.5$  m,依照第3节所示方法计算出桩顶沉降曲线,并对比文献[23]的数值模拟结果得到沉降对比如图4。

从图4中可以看出,按照本文方法计算出的曲

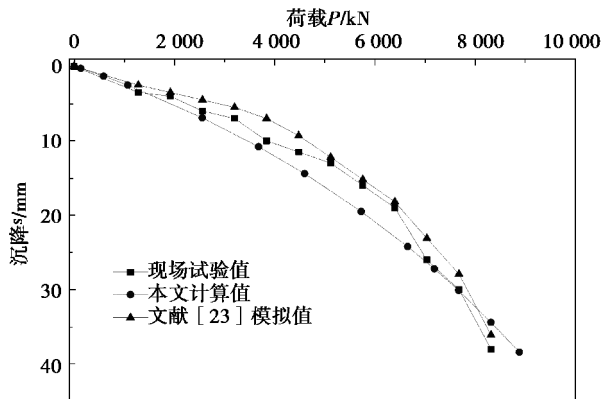


图4 案例1沉降曲线对比

Fig. 4 Settlement curves comparison for case 1

线与现场试验曲线及文献[23]模拟曲线有较高的吻合性,充分证明了计算方法的合理性。加载前期( $<2\,000\text{ kN}$ ),吻合度较高,说明以弹性方法求解出的各位置处的初始刚度较符合实际,桩侧土体也均处于弹性阶段;加载中期( $2\,000\sim7\,000\text{ kN}$ ),计算曲线比试验曲线沉降值偏大,考虑到支盘桩总端阻力(桩端阻力及扩径端阻力)会滞后于侧阻发挥,可能原因是侧阻曲线进入缓慢增长阶段,而端阻曲线刚进入初始增长阶段,由式(24)计算的简化初始刚度 $k_{p0}$ 小于实际刚度值,使得承载力偏小,沉降值偏大;加载后期( $>7\,000\text{ kN}$ ),侧阻已接近极限值,端阻曲线也接进入缓慢增长的Ⅲ区段范围,其初始刚度对总体沉降影响减小,使得桩顶沉降曲线计算值与试验值重新接近。该案例证明本文计算方法对土质较好的硬塑性黏土预测精度高,适用性良好。

### 3.2 案例2

选取文献[24]中的抗压试验桩,桩径 $d=700\text{ mm}$ ,桩长 $L=20\text{ m}$ ,分别在距离桩顶 $13\text{ m}$ 和 $18\text{ m}$ 位置处设置 $D=1\,400\text{ mm}$ 的扩径体,场地位于华北东部沼泽化滨海平原和滨海滩涂地带,桩侧土有较厚的淤泥质土,属于软土地基,地基承载力偏低。

计算时仍取 $E=3E_s$ ,泊松比 $\nu=0.3$ ,考虑到桩侧以淤泥质土为主, $k/k_0$ 取 $1.1$ ,破坏比 $R_t$ 取 $0.9$ ,桩土摩擦角 $\delta$ 取 $23^\circ$ ,取桩端破坏面夹角 $\theta=70^\circ$ ,其余参数同原文。沿桩长分为 $20$ 段,每段约 $1\text{ m}$ ,最终计算得沉降曲线对如见图5。

由图5可知,前期计算值与试验值吻合度较高,后期沉降计算值略小于试验值,原因可能是由于现场试验时施工质量不佳或桩端清渣不彻底等原因,支盘桩在较大荷载下发生了一定程度的刺入,使得沉降突增,后由端承土体重新压实,支盘桩正常发挥,使得计算值与试验值重新接近。总体而

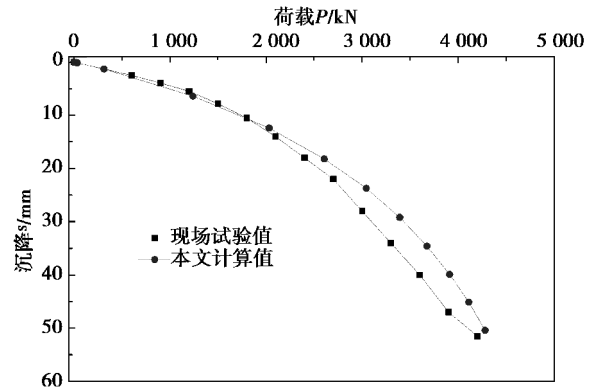


图5 案例2沉降曲线对比

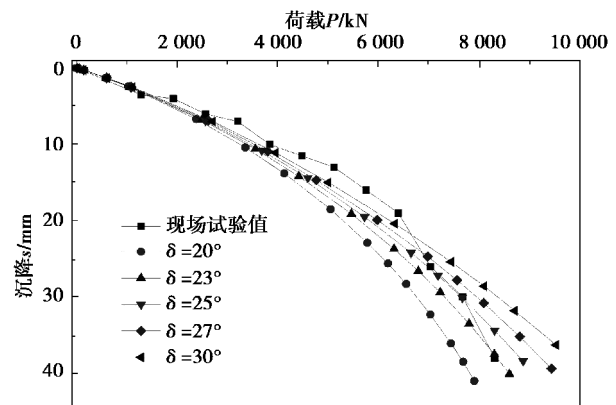
Fig. 5 Settlement curves comparison for case 2

言,计算曲线能较好地揭示现场试验支盘桩沉降的基本规律及变化趋势,说明本文计算方法对软土区同样适用且吻合度较高。

### 3.3 参数分析

对最终沉降结果产生影响的待定参数主要有水平侧压力系数比值 $k/k_0$ ,侧阻极限值破坏比 $R_t$ ,桩土摩擦角 $\delta$ ,及端承土体破坏面夹角 $\theta$ ,以案例一为例,以图4中计算曲线参数取值为基准,采用控制变量法,分别研究各参数变化对最沉降曲线的影响。

图6及图7分别给出了桩土摩擦角 $\delta$ 和水平土压力系数比 $k/k_0$ 变化时桩顶沉降曲线的变化。当 $\delta$ 分别取 $20^\circ$ 、 $23^\circ$ 、 $25^\circ$ 、 $27^\circ$ 、 $30^\circ$ 时,相同荷载下,桩顶沉降值随着 $\delta$ 的增大而减小,可见 $\delta$ 的增大可以显著提高桩基承载力。这是因为 $\delta$ 与侧阻及端阻极限值均有关, $\delta$ 增大时,侧阻及端阻极限值均有显著增大。当土压力系数比 $k/k_0$ 由 $0.8$ 至 $1.4$ 逐渐增大时(图7),支盘桩沉降曲线逐渐变缓,承载力逐渐变大,因为由式(12)知, $k/k_0$ 的提高直接导致了侧阻峰值的提高。可见桩土摩擦角 $\delta$ 和土压力系数比 $k/k_0$ 的取值对最终承载力有较大影响。

图6 桩土摩擦角 $\delta$ 对比Fig. 6 Comparison of pile shaft friction angle  $\delta$

相比于 $\delta$ 及 $k/k_0$ 的显著影响,破坏比 $R_f$ 及端承土体破坏角 $\theta$ 对最终承载力影响则明显降低(图8、9)。仔细观察可知,承载力随着 $\theta$ 的增大而增大,随着 $R_f$ 的增大反而减小,因为 $\theta$ 增大,会使端阻极限值增大,而 $R_f$ 增大则会使侧阻极限值减小,但二者取值的变化对最终的承载力判定影响并不明显。

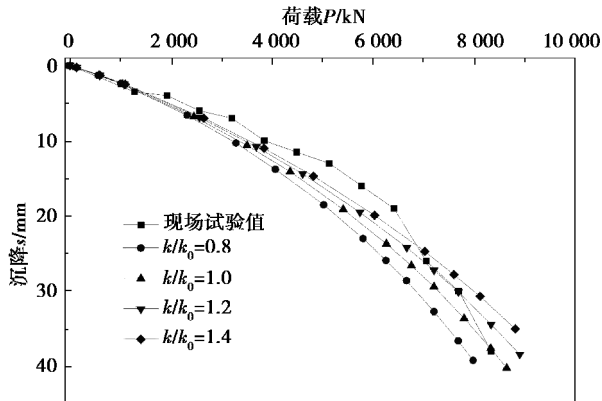


图7 水平土压力系数比 $k/k_0$ 对比

Fig. 7 Comparison of horizontal earth pressure coefficient ratio  $k/k_0$

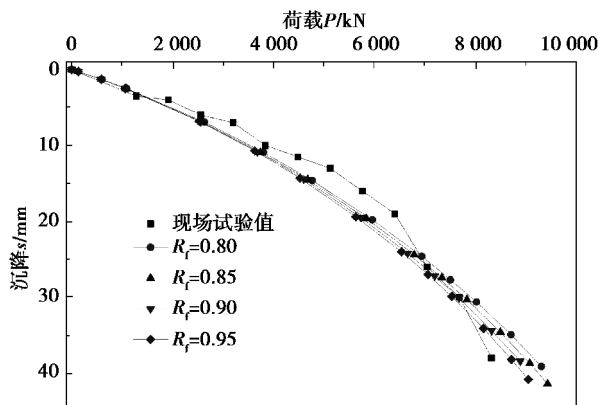


图8 破坏比 $R_f$ 对比

Fig. 8 Comparison of failure ratio  $R_f$

## 4 结论

(1) 考虑土体力学响应的非线性,将支盘桩桩侧、桩端及扩径体端均取双曲线模型,运用分段位移协调迭代算法,可以得到支盘桩桩顶沉降曲线及相关力学性状,对工程应用具有重要参考价值。

(2) 通过对硬塑性黏土地基及软土地基两种典型案例对比表明,本文计算方法对支盘桩沉降预测有较高精度,且参数取值明确简单,适用范围广。

(3) 桩土摩擦角 $\delta$ 及水平土压力系数比 $k/k_0$ 对承载力影响较大,且承载力随着二者增大而增

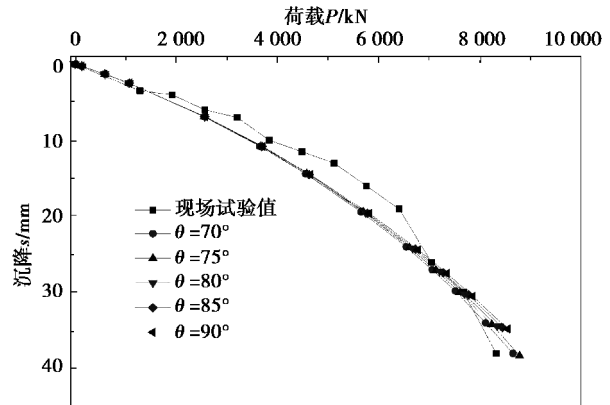


图9 端承土体破坏角 $\theta$ 对比

Fig. 9 Comparison of end bearing soil failure angle  $\theta$

大;破坏比 $R_f$ 及端承土体破坏角 $\theta$ 对承载力影响偏小,承载力随着 $\theta$ 增大而增大,随着 $R_f$ 的增大而减小。

## 参考文献 (References)

- [1] 钱德玲. 挤扩支盘桩受力性状的研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(3): 494-499. (Qian Deling. Study on bearing behavior of squeezed branch pile [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(3): 494-499. (in Chinese))
- [2] 卢成原, 贾颖栋, 周玲. 重复荷载下模型支盘桩工程性状的试验研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(2): 431-436. (Lu Chengyuan, Jia Yingdong, Zhou Ling. Project performance study of model piles with branches and plates under repeated load in silty clay [J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 431-436. (in Chinese))
- [3] 孔令刚, 姜丽红, 陈仁鹏, 等. 倾斜上拔荷载下挤扩支盘桩响应分析[J]. 应用力学学报, 2013, 30(2): 228-233. (Kong Linggang, Jiang Lihong, Chen Renpeng, et al. Response of squeezed branch piles under inclined uplift loads [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2013, 30(2): 228-233. (in Chinese))
- [4] 高笑娟, 刘丰军, 李跃辉, 等. 挤扩支盘桩水平承载力计算和影响因素分析[J]. 工程力学, 2009, 26(7): 97-104. (Gao Xiaojuan, Liu Fengjun, Li Yuehui, et al. Calculation and influence factor analysis on lateral bearing capacity of squeezed branch and plate pile [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(7): 97-104. (in Chinese))
- [5] 巨玉文, 梁仁旺, 白晓红, 等. 挤扩支盘桩承载变形特性的试验研究及承载力计算[J]. 工程力学, 2003, 20(6): 34-38. (Ju Yuwen, Liang Renwang, Bai Xiaohong, et al. Experimental study of bearing and deformation behavior of squeezed branch pile and its

- bearing capacity calculation [J]. Engineering Mechanics, 2003, 20(6): 34-38. (in Chinese))
- [6] 巨玉文, 梁仁旺, 白晓红, 等. 挤扩支盘桩中支盘破坏形态的试验研究[J]. 工程力学, 2013, 30(5): 188-194. (Ju Yuwen, Liang Renwang, Bai Xiaohong, et al. Experimental study on the failure pattern of expanded plates of the squeezed branch pile [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(5): 188-194. (in Chinese))
- [7] 高笑娟, 朱向荣. 用双曲线法预测挤扩支盘桩的极限承载力[J]. 岩土力学, 2006, 27(9): 1596-1600. (Gao Xiaojuan, Zhu Xiangrong. Forecasting ultimate bearing capacity of single squeezed branch pile by hyperbola method [J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, 27(9): 1596-1600. (in Chinese))
- [8] 蒋建平, 高广运, 顾宝和. 扩径桩承载性状及其 Q-s 曲线的幂双组合数学模型描述[J]. 工程力学, 2010, 27(11): 120-126. (Jiang Jianping, Gao Guangyun, Gu Baohe. Bearing behaviors and description of Q-s curves of piles with expanded diameter based on power-hyperbola combined model [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(11): 120-126. (in Chinese))
- [9] Wang Z J, Xie X Y, Wang J H. A new nonlinear method for vertical settlement prediction of a single pile and pile groups in layered soils [J]. Computers and Geotechnics, 2012, 45: 118-126.
- [10] Zhang Q Q, Zhang Z M. A simplified nonlinear approach for single pile settlement analysis [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2012, 49(11): 1256-1266.
- [11] Zhang Q Q, Li S C, Liang F Y, et al. Simplified method for settlement prediction of single pile and pile group using a hyperbolic model [J]. International Journal of Civil Engineering, 2014, 12(2): 146-159.
- [12] Randolph M F, Wroth C P. An analysis of the vertical deformation of piles groups [J]. Geotechnique, 1979, 29(4): 423-439.
- [13] Clough G W, Duncan J M. Finite element analysis of retaining wall behavior [J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, 1971, 97(SM12): 1657-1673.
- [14] Kulhawy F H. Limiting tip and side resistance: fact or fallacy [A]// Proceedings of Symposium on Analysis and Design of Pile Foundations [C]. San Francisco: 1984: 80-98.
- [15] Yang J, Tham L G, Lee P K K, et al. Behavior of jacked and driven piles in sandy soil [J]. Geotechnique, 2006, 56(4): 245-259.
- [16] O'Neill M W, Raines R D. Load transfer for pipe piles in highly pressured dense sand [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(8): 1208-1226.
- [17] 刘学增, 朱合华. 上海典型土层与混凝土接触特性的试验研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2004, 32(5): 601-606. (Liu Xuezheng, Zhu Huhua. Experiment on interaction between typical soils in Shanghai and concrete [J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 2004, 32(5): 601-606. (in Chinese))
- [18] Jardine R, Chow F, Overy R, et al. ICP design methods for driven piles in sands and clays [M]. London: Thomas Telford, 2005.
- [19] Janbu N. Static bearing capacity of friction piles [A]// Proceedings of the European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering [C]. 1976: 479-488.
- [20] 孙晓立, 杨敏, 莫海鸿. 利用荷载传递法计算扩底抗拔桩的位移[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(12): 1815-1820. (Sun Xiaoli, Yang Min, Mo Haihong. Displacement of base-enlarged tension piles calculated by load transfer method [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(12): 1815-1820. (in Chinese))
- [21] 李枫, 宋焕豹, 周云东. 挤扩支盘桩的承载特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2010, 38(2): 202-205. (Li Feng, Song Huanbao, Zhou Yundong. Bearing behaviors of squeezed branch piles [J]. Journal of Hohai University (Natural Science Edition), 2010, 38(2): 202-205. (in Chinese))
- [22] 杨敏, 赵锡宏. 分层土中的单桩分析法[J]. 同济大学学报(自然科学版), 1992, 20(4): 421-428. (Yang Min, Zhao Xihong. An approach for a single pile in layered soil [J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 1992, 20(4): 421-428. (in Chinese))
- [23] 王伊丽, 徐良英, 李碧青, 等. 挤扩支盘桩竖向承载力特性和影响因素的数值研究[J]. 土木工程学报, 2015, 48(增2): 158-162. (Wang Yili, Xu Liangying, Li Biqing, et al. Finite element numerical study on the axial bearing behaviors and factors of squeezed branch pile [J]. China Civil Engineering Journal, 2015, 48(Supp.2): 158-162. (in Chinese))
- [24] 张琰, 陈培, 赵贞欣. 软土地基挤扩支盘桩基础试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增2): 994-997. (Zhang Yan, Chen Pei, Zhao Zhenxin. Experimental study on squeezed branch pile foundation in soft soil ground [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(Supp. 2): 994-997. (in Chinese))