

## 基于太沙基极限承载力理论的 管桩土塞高度计算方法

赵明华<sup>†</sup>, 肖容, 杨超炜, 肖尧

(湖南大学 岩土工程研究所, 湖南长沙 410082)

**摘要:**为分析开口管桩沉桩过程中产生的土塞效应,首先从土塞的形成过程和作用机理出发,建立了土塞单元体的受力平衡方程,得出了垂直向总荷载的表达式;其次,将土塞视为“桩中桩”,基于太沙基桩端极限承载力理论,得出“桩中桩”桩端极限承载力的表达式,从而导得管桩在沉桩过程中土塞高度的表达式;最后,将本文理论计算结果与工程实例进行对比分析,并进一步分析了径厚比、土的黏聚力以及桩土表面粗糙度对管桩沉桩过程中形成的土塞高度的影响,得出结论:同一入土深度,土塞高度随着径厚比增大而增大,随着桩土表面粗糙度的增加而减小,而土的黏聚力对土塞高度的影响不大.结果表明本文计算方法是基本可行的,对开口管桩沉桩过程中土塞高度的预测计算具有一定的参考价值.

**关键词:**桩;承载力;土塞效应;土塞高度

**中图分类号:**TU473.1

**文献标志码:**A

## Study on Calculation Method of Soil Plug Height of Pipe Pile Based on Terzaghi Ultimate Bearing Capacity

ZHAO Minghua<sup>†</sup>, XIAO Rong, YANG Chaowei, XIAO Yao

(Institute of Geotechnical Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

**Abstract:** The objective of this study is to discuss the plugging effects of open-ended pipe pile. According to the formation process and mechanism of soil plug, the forced state of soil plug is analyzed, and the balance equation of unit plug is established. The expression of the total vertical load is also obtained. Moreover, the plug is regarded as a “pile in the pile”, and then the formula of bearing capacity limit for pile end is reduced, based on the ultimate bearing capacity model theory that was put forward by Terzaghi K. Accordingly, the expression of the soil critical height in the process of driving is derived. Finally, the conclusion is drawn that these expressions are appropriate by comparing and analyzing the results of theoretical calculation and engineering examples, and the influence of the factors such as radius-thickness ratio, cohesion of soil and roughness of the surface between piles and soil are also discussed. It is concluded that the height of the soil increases with the increase of the radius-thickness ratio, and decreases with the increase of the surface roughness between piles and soil, but the cohesion of the soil has little

\* 收稿日期:2017-05-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51478178), National Natural Science Foundation of China(51478178)

作者简介:赵明华(1956—),男,湖南洞口人,湖南大学教授,博士生导师

<sup>†</sup> 通讯联系人, Email: mhzhaohd@21cn.com

effect on the height of the soil. The rationality of the formula has a certain reference value to predict the height of soil plug of open-ended pipe pile during jacking into soil.

**Key words:** pipe foundations; bearing capacity; plugging effect; soil plug height

随着预应力混凝土管桩在工程中的广泛应用,学者们对管桩的研究也越来越多,管桩的沉桩过程是管桩的研究热点之一。开口管桩在沉桩过程中,土体受到桩端的挤压,一部分土体进入管桩内部形成土塞,产生土塞效应,另一部分则被挤向桩周,产生径向(竖向)位移,对附近建(构)筑物产生影响。土塞效应和挤土效应是相互影响、相互作用的,土塞高度越高,挤土效应越弱,反之则挤土效应越强,对周边建(构)筑物的影响越大。所以,深入探讨开口管桩沉桩过程中产生的土塞效应具有重要的理论与工程意义。

国外学者对开口管桩的土塞效应的研究较早,Randolph 等<sup>[1]</sup>建立了土塞的一维静力平衡方程,求得土塞端阻,同时引入了“有效土塞高度”的概念,并将有效土塞高度以上土体简化为超载;Paikowsky 和 Whitman<sup>[2]</sup>描述了土塞形成的全过程,得到在打入的初期,桩内土塞高度等于桩的入土深度,随着深度的增加,由于桩内土体与桩壁之间的摩擦作用,导致土塞高度与入土深度不同,当桩发生完全闭塞时,土塞高度不随入土深度的增加而增大的结论。Lehane 和 Gavin<sup>[3]</sup>、Paik 等<sup>[4]</sup>采用“内外双层”管桩模型,将内外桩壁摩擦力进行有效的分离,进而深入研究了砂土中土塞的性状。近年来,国内对管桩土塞效应的研究也越来越多。理论研究方面,杜来斌<sup>[5]</sup>引入太沙基提出的地基破坏时形成三角楔体作用的理论,分析了开口管桩土塞的形成过程和作用机理,并指出楔体的形成是开口管桩产生土塞的一个至关重要的原因。试验研究方面,张忠苗等<sup>[6]</sup>对静压预应力混凝土管桩在淤泥质黏土互层以及粉土两种土层条件下的土塞效应进行了试验研究,现场及室内试验结果显示:管桩径厚比越大、土层条件越坚硬则形成的土塞高度越大,并得出粉土中管桩的有效土塞高度约为5~6倍桩径,为整个土塞高度的70%;而在淤泥质黏土中大于4倍桩径,约占整个土塞高度的70%以上。王家全等<sup>[7]</sup>通过模型试验对3种不同直径的开口管桩进行了研究,分析了其土塞高度的变化规律和

黏土地层中管桩土塞效应的作用机理,结果表明:土塞高度随着管桩压入深度的增大不断增大。谢永健等<sup>[8]</sup>针对上海地区典型软土地基,统计分析了PHC打桩过程中的土塞数据,得到土塞高度随打桩深度的变化规律:当桩刚打入土体时,各种桩型的土塞高度接近,在随后的一段时间内,土塞增长缓慢,随着入土深度与桩径之比的增大,土塞长度开始以较快的速度增长,土体的差异性对土塞的影响越来越大。朱合华等<sup>[9]</sup>通过对在上海软土地基中打入的超长PHC桩打桩过程中土塞高度随深度变化的跟踪监测,得出打桩过程中土塞高度变化规律,影响土塞高度不同的主要因素是土性。数值模拟方面,崔江浩<sup>[10]</sup>通过数值模拟对管桩土塞的拱效应进行分析,得出土塞效应与管桩桩径、土塞高度之间的关系。詹永祥等<sup>[11]</sup>采用PFC2D程序,基于颗粒流理论,模拟了不同型号开口管桩在沉桩过程中土塞的形成演化规律,结果表明:管桩直径对土塞效应影响很大,随着管桩直径的增大,土塞效应迅速减小。由以上分析可知,目前国内对土塞的研究在试验研究和数值模拟方面较多,但是理论研究较少。在试验过程中得出土塞高度随桩入土深度变化规律的研究较多,但是并没有相应的理论方法求解土塞高度方面的研究。

土塞高度是研究管桩土塞效应和挤土效应的关键因素。刘裕华等<sup>[12]</sup>假定管桩内部完全被土所塞满,利用圆孔扩张理论对管桩进行弹塑性分析,从而研究管桩的挤土效应,但是这种假定与现实情况有所差别,在实际工程中,管桩内部并非完全被土所塞满,存在不足。郑俊杰等<sup>[13]</sup>把土塞高度作为一个已知量,同样利用圆孔扩张理论对管桩的挤土效应进行了分析研究。然而在实际工程中,沉桩前土塞高度是个未知量,并非已知量,依然存在不妥。黄生根等<sup>[14]</sup>以土塞增长率的理想模型来考虑土塞效应对开口管桩沉桩过程中挤土效应的影响,讨论了土塞效应对开口管桩挤土效应的影响特点,然而文中土塞增长率需要在沉桩之后才能得到。周健等<sup>[15]</sup>指出:在分析管桩挤土效应时,要想计算管桩在沉桩时对周边土

体应力场、位移场的影响,需事先知道其土塞高度。由此可见,土塞高度的计算是管桩挤土效应的理论分析研究的重要突破口。

鉴于此,本文在前人研究的基础上,分析了开口管桩土塞的受力特性,建立土塞单元体的受力平衡方程,得到土塞的垂直向总荷载表达式,同时引入太沙基极限承载力计算模型<sup>[6]</sup>,分析得到土塞底部地基承载力,从而推导得出开口管桩沉桩过程中任意入土深度时土塞高度的表达式,为开口管桩沉桩过程中土塞高度的预测分析提供参考。

### 1 土塞的受力分析

开口管桩中土塞的受力情况可简化为图 1 所示模型。图中: $L$  为桩的入土深度; $h$  为土塞高度; $l$  为土塞有效高度; $R_0$  为管桩内半径; $G_1$  为土塞有效高度范围内土体自重; $p$  为超载,即有效土塞高度以上土体自重; $\tau_i$  为桩内壁和土体之间的摩阻力; $q_u$  为桩端土体的极限承载力; $\gamma$  为土的自然重度; $\sigma_v$  为土塞中的竖向应力; $\phi'$  为土塞边缘的土主动破坏时的内摩擦角; $\delta$  为土塞与桩壁之间的摩擦角。

若管桩内以及桩端土体的渗透系数较小,且施工速度较快,沉桩过程中土塞中的水来不及排出,可假设土塞在沉桩过程中处于不排水状态。由图 1 (b)可知,土塞主要受到自身的重力  $G$ ,土塞与桩壁之间垂直向下的摩阻力  $\tau_i$  等向下的作用力即垂直向总荷载  $P_L$ ,以及端部土体对土塞垂直向上的力即桩端(土塞底部)土体的极限承载力  $q_u$ 。土塞高度是否增长决定于土塞垂直向总荷载是否大于土塞底部地基极限承载力<sup>[7]</sup>。当垂直向总荷载  $P_L$  等于桩端地基极限承载力  $q_u$  时,土塞达到平衡状态。当垂直向总荷载  $P_L$  小于桩端地基极限承载力  $q_u$  时,土塞所受作用力的合力向上,土塞高度将继续增加,土塞没有达到闭塞状态;当垂直向总荷载  $P_L$  大于桩端地基极限承载力  $q_u$  时,桩端地基的极限承载力不足以提供使土塞继续进入管桩的力,土塞达到闭塞状态,土塞高度不再发生变化。在沉桩过程中,随着桩入土深度的不断增加以及桩端土体的不同,桩端土体的极限承载力会不断变化,土塞也有可能会在闭塞状态和不闭塞状态之间变化,所以土塞的形成过程是土塞平衡状态不断形成和被打破的过程。

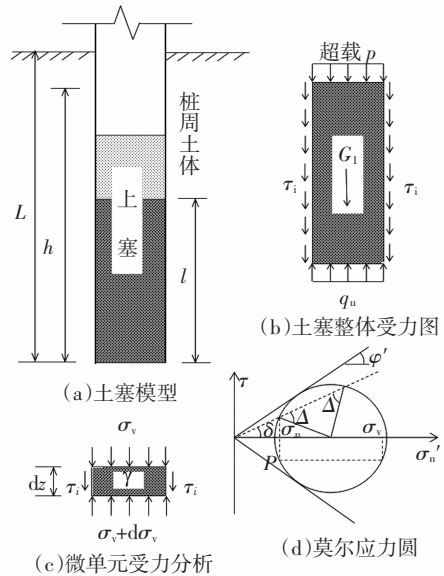


图 1 PHC 管桩中土塞的受力分析图

Fig.1 Force analysis of soil plug in PHC pipe pile

Randolph<sup>[1]</sup>建立了土塞的一维静力平衡方程,同时引入了“有效土塞高度”的概念,并将有效土塞高度以上土塞部分简化为超载  $p$ ,国内学者张忠苗等<sup>[6]</sup>通过试验验证了该结论,并假定有效高度以上土体并没有被挤密,甚至认为由于扰动而变得更加松散。所以认为有效土塞高度以上土体简化为超载,不提供内摩阻力,即土塞自重  $G$  等于有效土塞高度土体的自重  $G_1$  与超载  $p$  之和。

将土塞看成是一系列薄片,如图 1(c)所示,土塞单元体的竖向平衡方程为:

$$\frac{d\sigma_v}{dz} = \gamma_w + \gamma' + \frac{2}{R_0}\tau_i \quad (1)$$

式中, $R_0$  为管桩的内半径; $m$ ; $\gamma_w$  为水的重度,  $\text{kN/m}^3$ ; $\gamma'$  为土的有效重度,  $\text{kN/m}^3$ ; $\tau_i$  为桩内壁和土体之间的摩阻力,有:

$$\tau_i = \beta\sigma_v' \quad (2)$$

式中, $\sigma_v'$  为土塞中的竖向有效应力,  $\text{kN}$ ,  $\sigma_v' = p + \gamma'z$ ,  $p$  为超载,  $p = \gamma'(h - l)$ ,  $l = \xi h$ ,  $\xi$  为有效土塞高度比,即  $\xi$  等于土塞有效高度与土塞实际高度的比值; $\beta$  值取决于水平与竖向有效应力之比,其值打桩后难以精确确定,出于设计安全考虑,假定土塞边缘的土主动破坏时内摩擦角为  $\phi'$ ,土塞与桩壁之间的摩擦角为  $\delta$ ,得到  $\beta$  最小值。图 1(d)即为极限摩尔圆,由此可得<sup>[2,18]</sup>:

$$\beta = \frac{\tau_i}{\sigma_v'} = \frac{\sin \phi' \sin(\Delta - \delta)}{1 + \sin \phi' \cos(\Delta - \delta)} \quad (3)$$

式中,  $\sin \Delta = \sin \delta / \sin \phi'$ .

对于典型的桩土表面粗糙度,  $\tan \delta / \tan \phi'$  取 0.7~0.9, 相对应的  $\beta$  取 0.15~0.23.

为求解式(1), 假设  $\beta$  沿深度不变, 对平衡方程(1)积分得:

$$\sigma_v = p + \left( \gamma_w + \gamma' + 2\beta \frac{p}{R_0} \right) z + \frac{1}{R_0} \beta \gamma' z^2 \quad (4)$$

在土塞底部, 即  $z = 1$  时, 将其代入式(4)得不排水条件下垂直向总荷载表达式:

$$P_L = (\gamma' + \gamma_w \xi) h + \frac{\beta \gamma' \xi (2 - \xi)}{R_0} h^2 \quad (5)$$

### 2 土塞底部地基极限承载力的计算

地基极限承载力的计算方法有很多, 推导时的假设条件不同, 所得到的极限承载力的公式也不同. 普朗德尔公式、太沙基公式、汉森公式、梅耶霍夫公式是常用的方法. 近年, 胡卫东等<sup>[19]</sup>基于 Meyerhof 理论提出临坡地基极限承载力的简化方法, 而后曹文贵等<sup>[20]</sup>对其上限进行分析研究, 更加完善. 本文采用太沙基极限承载力公式来求解土塞底部地基极限承载力.

太沙基假设基础底面是粗糙的, 基底与土体之间的摩阻力阻止了地基底部剪切位移的发生, 所以, 基底下的土不发生破坏而处在弹性平衡状态, 即图 2 中的 I 区. 根据 I 区土体的静力平衡条件可以推导出条形荷载作用下发生整体剪切破坏时的太沙基极限承载力计算公式为:

$$q_u = cN_c + \gamma L N_q + 0.5 \gamma R_0 N_\gamma \quad (6)$$

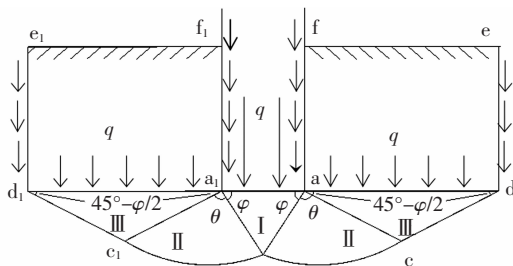


图 2 太沙基方法计算深基础承载力

Fig.2 The Terzaghi method to calculate foundation bearing capacity

式中:  $q_u$  为桩端极限承载力, kN;  $\gamma$  为土的自然重度, kN/m<sup>3</sup>;  $L$  为桩入土深度, m;  $R_0$  为管桩的内半径, m;  $N_c$ 、 $N_q$ 、 $N_\gamma$  为无量纲承载力因数, 仅与土的内摩擦角

$\varphi$  有关, 可由图 3<sup>[16]</sup>中的实线查得,  $N_c$ 、 $N_q$  也可以按式(7)~(8)计算求得.

$$N_q = \tan^2(45^\circ + \frac{\varphi}{2}) e^{\pi \tan \varphi} \quad (7)$$

$$N_c = (N_q - 1) \cot \varphi \quad (8)$$

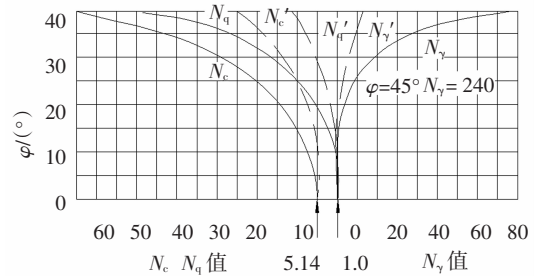


图 3 太沙基承载力因数

Fig.3 The factor of Terzaghi bearing capacity

在软黏土和松砂中, 往往发生的是局部剪切破坏而不是整体剪切破坏. 对于局部剪切破坏, 太沙基建议采用经验方法调整抗剪强度指标  $c$ 、 $\varphi$ , 即:

$$c' = \frac{2}{3} c \quad (9)$$

$$\varphi' = \arctan \left( \frac{2}{3} \tan \varphi \right) \quad (10)$$

对于圆形基础, 太沙基根据试验资料建议使用下式计算:

$$q_u = 1.2cN_c + \gamma L N_q + 0.6\gamma R_0 N_\gamma \quad (11)$$

对于软黏土和松砂, 将式(9)和式(10)代入式(11)可得:

$$q_u = 0.8cN_c' + \gamma L N_q' + 0.6\gamma R_0 N_\gamma' \quad (12)$$

式中,  $N_c'$ 、 $N_q'$ 、 $N_\gamma'$  为相应于局部剪切破坏的无量纲承载力因数, 可由  $\varphi$  值根据图 3 中的虚线查得, 也可由  $\varphi'$  值根据图 3 中的实线查得; 其他符号意义同前.

### 3 土塞高度的确定

开口管桩在沉桩时, 土芯可以看做“桩中桩”<sup>[21]</sup>, 用太沙基桩端极限承载力计算模型计算土塞底部地基极限承载力. 对于软黏土, 当土塞刚好达到平衡状态时, 即土塞垂直向总荷载与土塞底部地基极限承载力相等时, 结合式(5)和式(12), 可得:

$$\frac{\beta \gamma' \xi (2 - \xi)}{R_0} h^2 - (0.8cN_c' + \gamma L N_q' + 0.6\gamma R_0 N_\gamma') + (\gamma' + \gamma_w \xi) h = 0 \quad (13)$$

求解式(13),可得:

$$h = \frac{1}{2\beta\gamma'\xi(2-\xi)} \times \frac{[-R_0(\gamma' + \gamma_w\xi) + \sqrt{[(\gamma' + \gamma_w\xi)R_0]^2 + 4R_0\beta\gamma'\xi(2-\xi) \times (0.8cN_c' + \gamma LN_q' + 0.6\gamma R_0 N_\gamma')}]}{(14)}$$

由此得出沉桩过程中土塞高度的计算表达式。由于式中参数:水平侧压力系数 $k_0$ 、有效土塞高度比 $\xi$ 、水的重度 $\gamma_w$ 、土的有效重度 $\gamma'$ 、管桩内径 $R_0$ 、土的黏聚力 $c$ 、土的内摩擦角 $\varphi$ 及 $\beta$ 均可根据试验等方法得到,所以管桩的土塞高度可以根据土体的工程性质、管桩内径的大小决定,与管桩的外径无关。因而可以在沉桩之前,对现场土体取样进行试验,得到土体的相关参数,从而根据式(14)计算得出桩不同入土深度时的土塞高度。

## 4 算例验证

为验证本文土塞高度计算方法的合理性,引用文献[8]的试验资料,试验桩为打入上海软土地基中的PHC管桩,采用筒式打桩机施工。场地内的地基分为9个工程地质层,其层号及土层名称见表1,根据勘察报告并结合当地工程经验,综合给出了各土层的主要物理力学性质指标(见表1)。根据PHC桩的外径、壁厚将试验桩分为A、B、C、D、E5类桩,本文选用A型桩,外径600 mm,内径380 mm,桩长取63 m,持力层为粉细砂层。其他基本参数如下: $\beta=18^{[1]}$ , $\xi=0.7^{[6]}$ , $k_0=0.53^{[6]}$ 。文献[8]试验所得土塞高度与桩入土深度的关系曲线如图4所示。

表1 土的物理力学指标

Tab.1 Physico-mechanical indexes of soils

层号	土层	层底标高 /m	土层厚度 /m	天然重度 /( $\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$ )	含水率 /%	黏聚力 $c/\text{kPa}$	内摩擦角 $\varphi/(\circ)$	本文所取土层 厚度/m
①1-2	填土	4.28~-1.64	0.40~3.40	—	—	—	—	0.8
②	粉质黏土	1.89~-0.90	0.30~3.90	18.6	34.6	16	20	1
③1	淤泥质粉质黏土	1.04~-3.16	0.20~4.00	17.8	41.0	8	20	1.5
③2-1	粉质黏土	0.65~-4.81	0.30~5.00	19.2	32.2	14	24	2.5
③2-2	砂质黏土	-1.41~-5.10	0.50~5.20	18.9	32.3	10	23	2.8
③3	淤泥质粉质黏土	-5.13~-8.76	0.80~8.20	17.8	40.8	9	17	1
④	淤泥质黏土	-14.22~-23.26	6.60~17.20	17.2	48.3	12	15	14.5
⑤1	粉质黏土	-42.22~-49.00	23.50~32.00	18.2	33.9	16	20	24.6
⑤3	粉质黏土	-45.94~-60.42	0.80~15.10	18.0	33.0	18	20	4
⑦1	砂质黏土	-48.23~-70.70	0.60~18.40	18.5	25.8	12	23.5	4
⑧1	粉质黏土	-52.42~-78.83	1.00~28.20	18.3	32.9	20	20	6
⑨1	粉细砂	未钻穿	1.30~16.70	18.9	24.8	11	32	—

将以上参数代入式(14)可以得出土塞高度随桩入土深度变化曲线,并将其与文献[8]试验所得土塞高度与桩入土深度的关系曲线进行对比,如图4所示。由图可以看出,土塞高度随着桩入土深度的增加而不断增大,与试验所得曲线的增长趋势相同,进入持力层之后增长速度加快,是因为粉细砂的承载能力比黏土大,土塞底部承载力大于土塞自重和内摩阻力之和,使土塞继续增长。本文计算得到的土塞高

度大于试验得到的土塞高度,这是因为本文是取当 $L=6.1\text{ m}$ 、 $L=9.9\text{ m}$ 、 $L=24.4\text{ m}$ 、 $L=48.8\text{ m}$ 、 $L=63\text{ m}$ 时的土塞高度而得到的曲线,在计算时是对相应桩端上部土体的 $c$ 、 $\varphi$ 、 $\gamma$ 进行加权平均后参与计算<sup>[12]</sup>,与实际情况有所不同。并且文献[8]中给出的土层厚度只是个范围,并没有给出具体某根桩所穿过土层的厚度,所以本文计算土层厚度是根据其给出的范围取得,并不是很准确,所以会导致曲线的差异。对

比可知,本文计算所得曲线与文献[8]试验得到的曲线的增长趋势基本上是相符的,说明本文的计算方法具有一定的参考价值,能够达到计算沉桩过程中任意入土深度时土塞高度的目的。

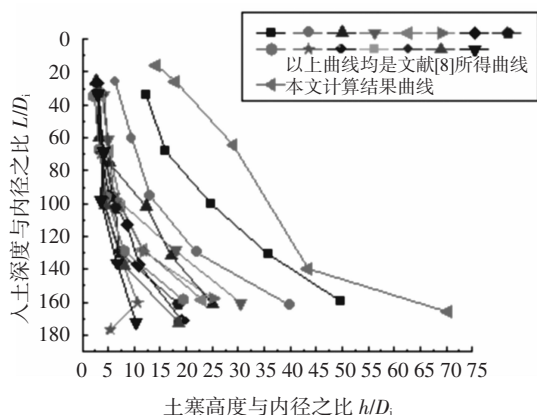


图4 实测值与本文计算结果对比图

Fig.4 Comparison of measured values and calculated results in this paper

### 5 影响因素分析

为了探讨土塞高度的影响因素,在算例的基础上进一步分析径厚比  $D/t$ 、土的黏聚力  $c$ 、桩土表面粗糙度对开口管桩土塞高度的影响。

#### 5.1 径厚比 $D/t$ 的影响

图5为不同径厚比时管桩内土塞高度沿桩入土深度的分布图。

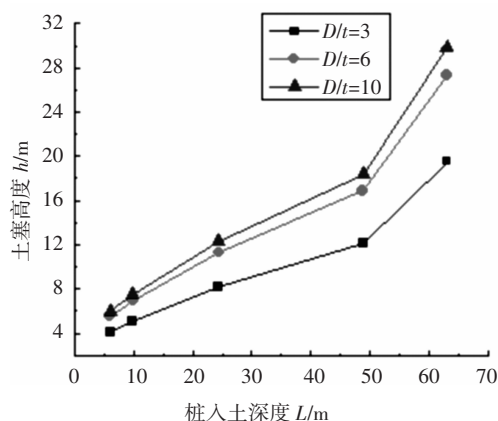


图5 不同径厚比时土塞高度沿桩入土深度分布图

Fig.5 The height of soil plug distribution with depth along different  $D/t$

由图5可知,同径厚比时,土塞高度沿桩入土深度的变化总趋势表现为随桩入土深度不断增加而增大,且径厚比越大,增长速度越快。当  $D/t = 3$  时,土

塞高度由桩入土深度为 6.1 m 处的 4.09 m 增加到 63 m 处的 19.54 m; 当  $D/t = 6$  时,土塞高度由桩入土深度为 6.1 m 处的 5.56 m 增加到 63 m 处的 27.35 m; 当  $D/t = 10$  时,土塞高度由桩入土深度为 6.1 m 处的 6.201 m 增加到 63 m 处的 29.86 m。同一入土深度处,随着径厚比的增大,土塞高度也不断增大,当桩入土深度为 48.8 m 时,径厚比为 3、6、10 时,土塞高度依次为 12.14 m、16.89 m、18.40 m,变化幅度很大。由此可见,径厚比是决定土塞高度的重要因素,在相同土质条件下,径厚比的大小对土塞高度的大小影响很大。

#### 5.2 土的黏聚力 $c$ 的影响

图6为土的黏聚力不同时管桩内土塞高度沿桩入土深度的分布图。

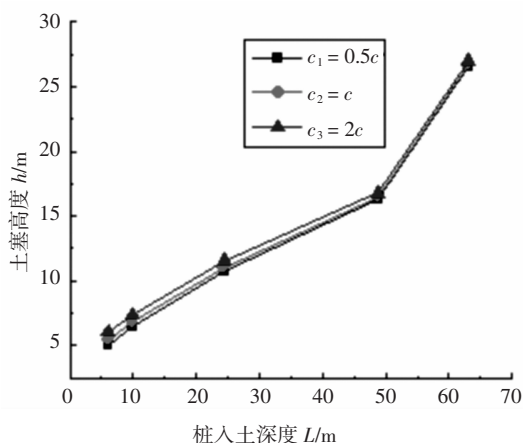


图6 土的黏聚力不同时土塞高度沿桩入土深度分布图

Fig.6 The height of soil plug distribution with depth along different  $c$

由图6可知,土的黏聚力相同时,土塞高度随桩入土深度的变化总趋势表现为随桩入土深度的不断增加而逐渐增大,由 6.1 m 处的 5.07 m 逐渐增加到 63 m 处的 26.55 m。随着土的黏聚力  $c$  的增大,在同一入土深度处,土塞高度呈增大趋势,当桩入土深度为 24.4 m 时,土塞高度由 10.77 m 变为 11.58 m,变化幅度不大,相对径厚比的影响有所减少,不是主要的影响因素。

#### 5.3 桩土表面粗糙度的影响

桩土表面粗糙度由系数  $\beta$  反映,图7为不同  $\beta$  时管桩内土塞高度沿桩入土深度的分布图。可以看出, $\beta$  相同时,土塞高度沿桩入土深度的变化总趋势依然是随桩入土深度不断增加而增大,且  $\beta$  越大,增长速度越快。当  $\beta = 0.1$  时,土塞高度由桩入土深度

为 6.1 m 处的 6.01 m 增加到 63 m 处的 35.35 m; 当  $\beta = 0.18$  时, 土塞高度由桩入土深度为 6.1 m 处的 5.43 m 增加到 63 m 处的 26.68 m; 当  $\beta = 0.3$  时, 土塞高度由桩入土深度为 6.1 m 处的 4.36 m 增加到 63 m 处的 20.84 m. 同一入土深度处, 随着  $\beta$  的增大, 土塞高度不断减小, 当桩入土深度为 48.8 m 时,  $\beta$  为 0.1、0.18、0.3 时, 土塞高度依次为 21.67 m、16.48 m、12.94 m, 变化幅度很大. 以上数据表明:  $\beta$  同样是决定土塞高度的重要因素,  $\beta$  越大, 桩土表面越粗糙, 摩阻力越大, 土塞高度越小, 反之土塞高度越大.

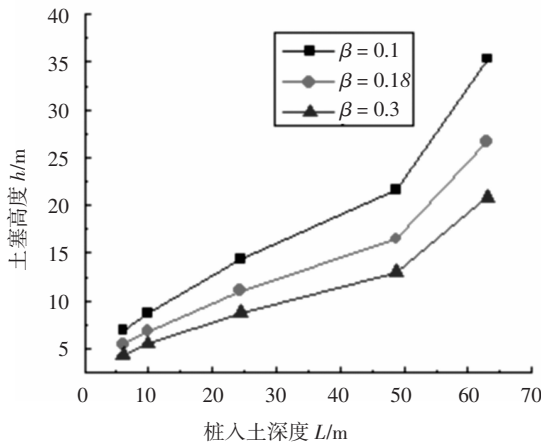


图7  $\beta$  不同时土塞高度沿桩入土深度分布图

Fig.7 The height of soil plug distribution with depth along different  $\beta$

## 6 结论

1) 本文基于太沙基桩端极限承载力理论得出土塞底部地基极限承载力, 同时建立了土塞单元体的受力平衡方程, 从而推导得出开口管桩沉桩过程中土塞高度的计算表达式.

2) 本文参数意义明确, 取值方便, 经工程实例验证, 理论计算结果与实测结果吻合良好, 结果表明本文计算方法是可行的, 可为类似工程提供参考.

3) 影响因素分析结果表明: 径厚比和桩土表面粗糙度是影响土塞高度的主要因素, 土的凝聚力对土塞高度的影响不大. 径厚比越大, 桩土表面越光滑, 土塞高度越大, 沉桩对桩周建(构)筑物的影响越小; 径厚比越小, 桩土表面越粗糙, 土塞高度越小, 沉桩对桩周建(构)筑物的影响越大. 所以, 建议在满足承载力以及稳定性等设计要求的情况下, 选择合适的径厚比和桩土表面粗糙程度能够控制土塞高度的大小, 从而有效减小挤土效应的影响.

## 参考文献

- [1] RANDOLPH M F, LEONG E C, HOULSBY G T. One-dimensional analysis of soil plugs in pipe pile[J]. *Geotechnique*, 1991, 41(4): 587—598.
- [2] PAIKOWSKY S G, WHITMAN R V. The effects of plugging on pile performance and design [J]. *Canada Geotech*, 1990, 27(4): 429—440.
- [3] LEHANE B M, GAVIN K G. Base resistance of jacked pipe piles in sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2001, 127(6): 473—480.
- [4] PAIK K, SALGADO R, LEE J, *et al.* Behavior of open and closed-ended piles driven into sands[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, 129(4): 296—306.
- [5] 杜来斌. PHC 管桩土塞效应浅析[J]. *工业建筑*, 2005, 35(S): 590—594.  
DU L B. Brief analysis of plug of PHC pipe piles[J]. *Industrial Construction*, 2005, 35(S): 590—594. (In Chinese)
- [6] 张忠苗, 刘俊伟, 俞峰, 等. 静压预应力混凝土管桩土塞效应试验研究[J]. *岩土力学*, 2011, 32(8): 2274—2280.  
ZHANG Z M, LIU J W, YU F, *et al.* Research on plugging effect of jacked prestressed concrete pipe pile[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2011, 32(8): 2274—2280. (In Chinese)
- [7] 王家全, 彭泰, 黄柳云, 等. 红黏土地层开口管桩土塞效应模型试验研究[J]. *工业建筑*, 2016, 46(12): 73—77.  
WANG J Q, PENG T, HAUNG L Y, *et al.* Model test research on soil plug effect of open-ended pipe pile in red clay ground[J]. *Industrial Construction*, 2016, 46(12): 73—77. (In Chinese)
- [8] 谢永健, 王怀忠, 朱合华. 软粘土中 PHC 管桩打入过程中土塞效应研究[J]. *岩土力学*, 2009, 30(6): 1671—1675.  
XIE Y J, WANG H Z, ZHU H H. Soil plugging effect of PHC pipe pile during driving into soft clay[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(6): 1671—1675. (In Chinese)
- [9] 朱合华, 谢永健, 王怀忠. 上海软土地基超长打入 PHC 桩工程性状研究[J]. *岩土工程学报*, 2004, 26(6): 745—749.  
ZHU H H, XIE Y J, WANG H Z. Behavior of long PHC piles driven in Shanghai soft clay[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2004, 26(6): 745—749. (In Chinese)
- [10] 崔浩. 一种土塞效应的计算方法[J]. *重庆交通大学学报(自然科学版)*, 2014, 66(3): 98—101.  
CUI J H. An improved calculation method for soil plug effect[J]. *Journal of Chongqing jiaotong University(Natural Sciences)*, 2014, 66(3): 98—101. (In Chinese)
- [11] 詹永祥, 姚海林, 董启明, 等. 砂土中开口管桩沉桩过程的颗粒流模拟研究[J]. *岩土力学*, 2013, 34(1): 283—289.  
ZHAN Y X, YAO H L, DONG Q M, *et al.* Study of process of open-ended pipe pile driven into sand soil by particle flow simulation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2013, 34(1): 283—

- 289.(In Chinese)
- [12] 刘裕华,陈征宙,彭志军,等.应用圆孔柱扩张理论对预制管桩的挤土效应分析[J].岩土力学,2007,28(10):2167—2172.  
LIU Y H, CHEN Z Z, PENG Z J, *et al.* Analysis of pile driving effect of precast tubular pile using cylindrical cavity expansion theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(10): 2167—2172. (In Chinese)
- [13] 郑俊杰,聂重军,鲁燕儿.基于土塞效应的柱形孔扩张问题解析[J].岩石力学与工程学报,2006,25(S2):4004—4008.  
ZHENG J J, NIE C J, LU Y E. Analytical solution of cylindrical cavity expansion problems considering plugging effects[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25 (S2): 4004—4008. (In Chinese)
- [14] 黄生根,冯英涛,徐学连,等.考虑土塞效应时开口管桩的挤土效应分析[J].沈阳工业大学学报,2015,37(5):1000—1646.  
HUANG S G, FENG Y T, XU X L, *et al.* Analysis on squeezing effect of open-ended pipe pile with considering plugging effect[J]. Journal of Shenyang University of Technology, 2015, 37 (5): 1000—1646. (In Chinese)
- [15] 周健,王冠英.开口管桩土塞效应研究进展及 [J]. 建筑结构, 2008, 38(4): 25—29.  
ZHOU J, WANG G Y. Development and expectation on soil plug in driving or jacked open-ended pipe piles [J]. Building Structure, 2008, 38(4): 25—29. (In Chinese)
- [16] 赵明华.土力学与基础工程[M].第3版.武汉:武汉理工大学出版社,2009:144—155.  
ZHAO M H. Soil mechanics and basic engineering [M]. 3rd ed. Wuhan: Wuhan University of Technology Press, 2009: 144—155. (In Chinese)
- [17] 闫澍旺,董伟,刘润,等.海洋采油平台打桩工程中土塞效应研究[J].岩石力学与工程学报,2009,28(4):703—709.  
YAN S W, DONG W, LIU R, *et al.* Study of influence of soil plug on driving piles of offshore oil drilling platform [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28 (4): 703—709. (In Chinese)
- [18] 谢永健,朱合华,王怀忠,陶履彬.打入承压土层土中的管桩土塞的稳定分析[J].建筑结构,2005,35(12):14—16.  
XIE Y J, ZHU H H, WANG H Z, *et al.* Stability analysis of soil plugs in pipe pile driven in bearing aquifer [J]. Building Structure, 2005, 35(12): 14—16. (In Chinese)
- [19] 胡卫东,曹文贵.基于 Meyerhof 理论的临坡地基极限承载力简化分析方法[J].湖南大学学报(自然科学版),2015,42(1):81—89.  
HU W D, CAO W G. A simplified analysis method for the ultimate bearing capacity of ground foundation near slope based on the theory of meyerhof [J]. Journal of Hunan University (Nature Sciences), 2015, 42(1): 81—89. (In Chinese)
- [20] 曹文贵,袁青松,胡卫东.临坡矩形浅基础地基极限承载力的上限分析[J].湖南大学学报(自然科学版),2016,43(11):86—94.  
CAO W G, YUAN Q S, HU W D. Upper bound solution for ultimate bearing capacity of the shallow rectangular footings adjacent to slope [J]. Journal of Hunan University (Nature Sciences), 2016, 43(11): 86—94. (In Chinese)
- [21] HEEREMA E P, JONG D A. Advanced wave equation computer program which simulates dynamic plugging through a coupled mass-spring system. [C]// International Conference On Numerical Methods in Offshore Piling. London: Thomas Telford, 1980: 37—42.