

刘润, 郭绍曾, 周龙, 等. 大直径钢管桩土塞效应的拟静力判断方法[J]. 地震工程学报, 2017, 39(1): 0020-0027. doi: 10.3969/j.issn.1000-0844.2017.01.0020

LIU Run, GUO Shao-zeng, ZHOU Long, et al. Quasi-static Method to Evaluate the Soil Plug Effect on a Large-diameter Steel Pipe Pile[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2017, 39(1): 0020-0027. doi: 10.3969/j.issn.1000-0844.2017.01.0020

## 大直径钢管桩土塞效应的拟静力判断方法<sup>①</sup>

刘 润<sup>1,2</sup>, 郭绍曾<sup>1</sup>, 周 龙<sup>1</sup>, 闫澍旺<sup>1</sup>

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 港口岩土工程技术交通行业重点实验室, 天津 300222)

**摘要:** 钢管桩在贯入过程中土塞效应的正确判断对打桩阻力及承载力的预测有重要影响, 常用的静力平衡土塞效应判断方法主要适用于小直径钢管桩。随着海洋平台工作水深的不断增加及海上风电工程的建设, 直径大于 2 m 的大直径钢管桩被广泛采用, 管桩直径的增加改变了桩管内土体的受力与变形特征。通过数值模拟方法获得砂土中不同径长比的钢管桩在打桩过程中桩周土体的破坏模式, 确定采用梅耶霍夫公式计算打桩过程中桩端土体阻力, 同时分析锤击惯性力对桩管内土塞的影响, 提出采用拟静力平衡法判断大直径钢管桩的土塞闭塞效应。开展不同径长比管桩的室内小比尺打桩模型试验, 并对实际工程中的土塞闭塞效应进行判断, 验证拟静力平衡法对判断大直径钢管桩土塞效应的适用性。

**关键词:** 大直径; 钢管桩; 土塞; 拟静力平衡法; 梅耶霍夫公式

中图分类号: TU352.1

文献标志码: A

文章编号: 1000-0844(2017)01-0020-08

DOI: 10.3969/j.issn.1000-0844.2017.01.0020

## Quasi-static Method to Evaluate the Soil Plug Effect on a Large-diameter Steel Pipe Pile

LIU Run<sup>1,2</sup>, GUO Shao-zeng<sup>1</sup>, ZHOU Long<sup>1</sup>, YAN Shu-wang<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. Key Laboratory of Port Geotechnical Engineering, Ministry of Transport, Tianjin 300222, China)

**Abstract:** During pile driving, soil plug effect evaluation has an important influence on the prediction of pile driving resistance and bearing capacity. The static equilibrium method is usually applied to determine the plugging status of a steel pipe pile with a small diameter. Steel pipe piles that are larger than 2 m have been widely used to increase the operating water depth of offshore platforms and to construct offshore wind projects. The stress and deformation characteristics of soil in pile tube change with the increase of pile diameter. Soil failure mode in the process of driving in sand, with steel pipe piles of different diameter to length ratios is obtained by using numerical simulation method. Based on the numerical simulation result, the Meyerhof formula is determined to calculate the soil resistance. To examine the soil plug effect of a large-diameter steel pipe pile, the quasi-static equilibrium method is proposed, in which the influence of the inertia force on soil plug is analyzed. According to the small-scale pile driving model tests with different diam-

① 收稿日期: 2017-01-11

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51279127); 国家自然科学基金优秀青年基金项目(51322904)

作者简介: 刘润(1974-), 女, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土工程方面的教学与科研工作。E-mail: liurun@tju.edu.cn。

eter to length ratios and the analysis of practical piling project, the applicability of the quasi-static equilibrium method for a large-diameter steel pipe pile is verified.

**Key words:** large diameter; steel pipe pile; soil plug; quasi static equilibrium method; Meyerhof formula

## 0 引言

近年来,海洋油气及风能资源开发迅速,大直径钢管桩在海洋工程中得到了广泛应用,动力打桩是钢管桩施工的主要方法。

由于钢管桩底部开口,在打桩过程中,土体涌入桩管内部,形成土塞,增加了打桩的阻力,若土塞高度随着桩的下沉不断增加,称其为不完全闭塞,反之则称为完全闭塞。

土塞闭塞效应的正确判断对桩的可打入性及承载力预测有着重要的影响。针对这一问题,国内外众多学者开展了大量的研究工作。De Nicola 等<sup>[1]</sup>开展了砂土中打入桩的离心模型试验,研究了土塞高度与砂土相对密度的关系。陆昭球等<sup>[2]</sup>通过对大量的钢管桩打桩记录进行分析,发现钢管桩闭塞效应发生在桩端以上 10 倍桩径范围内,且闭塞效应远达不到 100%。Paik 等<sup>[3-4]</sup>根据砂土中的模型试验研究发现,在砂土中打入桩的初始阶段,桩的入土部分完全被填充,土塞闭塞作用较小,随着桩入土深度的增加,土塞的闭塞效应增加。刘润等<sup>[5]</sup>提出了采用改进的静力平衡法对大直径钢管桩的土塞闭塞效应进行判断。Malhotra 等<sup>[6]</sup>开展了开口钢管桩模型打入试验,重点研究了内径不同的钢管桩土塞形成效果。Henke 等<sup>[7]</sup>通过数值模拟方法研究了不同贯入方式对桩内土塞形成效果的影响。闫澍旺等<sup>[8]</sup>提出利用太沙基深基础公式计算桩端极限承载力,作为土塞闭塞效应判断时的地基极限承载力计算标准。李飒等<sup>[9]</sup>根据打桩记录和现场试验计算了打桩过程中的土抗力,分析结果表明超大直径超长桩在打入过程中土塞完全闭塞的可能性不大。LIU 等<sup>[10]</sup>通过分析现场和模型试验,研究了打桩过程中桩内土塞的受力和变形特性。詹永祥等<sup>[11]</sup>研究了开口管桩在砂土中的沉桩过程,试验结果表明大直径管桩在砂土中沉桩完全闭塞的可能性很小。Dean 等<sup>[12]</sup>根据桩内土体纵向剪切波速的变化,提出了判断土塞是否闭塞的方法。总之较为成熟的土塞闭塞效应研究主要针对小直径钢管桩,对大直径钢管桩土塞效应的研究尚不充分,无成熟的判断方法,在工程中经常发生溜桩与拒锤现象。

本文采用数值模拟方法对比分析不同径长比的

钢管桩在贯入过程中桩周土体的破坏模式,根据大直径钢管桩桩端土体的应力发展与变形模式,提出应用梅耶霍夫公式计算桩端土体极限承载力,并采用拟静力平衡法判断土塞的闭塞效应。同时开展室内模型试验,并对实际工程中的土塞闭塞效应进行判断,验证该法对于大直径钢管桩土塞效应判断的适用性。

## 1 打桩过程中土体的破坏模式

### 1.1 数值分析模型的建立

目前海洋工程中应用的钢管桩表现出大直径的特点,直径  $D$  通常在 2 m 以上,设计入土深度  $L$  可达百米左右,相应的径长比  $D/L$  大于 0.02,在贯入过程中桩端土体的破坏模式与小直径钢管桩有较大区别。因此揭示大直径钢管桩贯入过程中周围土体的受力与变形模式对土塞闭塞效应的判断具有重要意义。本文应用有限元软件 ABAQUS 对不同径长比的钢管桩在贯入过程中桩周土体的破坏模式进行研究,桩的直径  $D$  分别取 1、2、3、4、5 和 6 m,入土桩长  $L$  为 100 m,相应的径长比  $D/L$  分别为 0.01、0.02、0.03、0.04、0.05 和 0.06 m。模型中钢管桩密度  $\rho$  取 7 850 kg/m<sup>3</sup>,弹性模量  $E$  为 210 GPa,泊松比  $\mu$  为 0.26,由于钢管桩刚度远大于土体,因此采用线弹性本构模型。为消除边界效应的影响,土体模型尺寸采用高度为 150 m,直径为 150 m 的圆柱形<sup>[13]</sup>(图 1)。土体本构模型采用 Mohr-Coulomb 弹塑性模型,具体计算参数见表 1。采用摩擦型接触算法模拟桩土之间的相互作用,摩擦系数取 0.45。网格划分基于主次原则,即桩土接触界面网格适当密集,远离接触部位网格适当稀疏。

表 1 土体模型物理力学参数

Table 1 Parameters of soil in FEM simulation

天然容重 $\gamma/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	弹性模量 $E/\text{MPa}$	泊松比 $\mu$	黏聚力 $c/\text{kPa}$	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$
23	30	0.3	0	35

### 1.2 分析结果

采用欧拉-拉格朗日联合分析法(CEL 法)进行钢管桩贯入土体的全过程模拟。数值模拟结果揭示,在桩贯入土体的过程中,桩端土体的塑性区分布基本相同,桩贯入土体 80 m 时桩端土体等效塑性

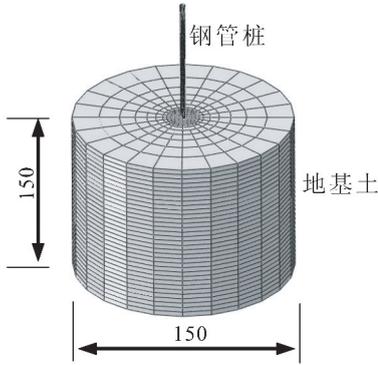


图1 ABAQUS有限元模型(单位:m)

Fig.1 ABAQUS finite element model (Unit:m)

应变云图如图2所示。

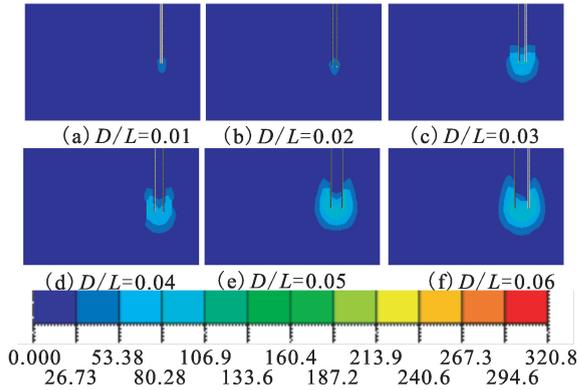


图2 不同径长比钢管桩贯入时土体等效塑性应变云图

Fig.2 Distribution of effective plastic strain with different radius-length ratio during pile driving

由图2可知,当 $D/L$ 为0.01和0.02时桩底土体塑性区的范围较小,集中在桩直径范围内的区域,并且成长方形分布。由于桩端以下等效塑性区连续的边界面即为土体破坏时最可能的滑动面,从而可以看出,对于 $D/L \leq 0.02$ 的小直径钢管桩,在桩贯入过程中桩端土体破坏面基本沿桩身竖直向下,成直线型分布,此时钢管桩刺入土体产生冲剪破坏。而对于由 $D/L > 0.02$ 的大直径钢管桩,由桩端土体塑性区分布可知,在贯入过程中随着 $D/L$ 增大,桩端以下土体塑性区的分布范围也逐渐增大,扩展到桩底直径范围以外的区域,分布形状由长方形分布逐渐扩展成为倒心型分布。

## 2 土塞闭塞效应的判断方法

### 2.1 基本原理

目前应用较多的土塞效应判断方法为静力平衡法<sup>[14-16]</sup>,即以土塞为研究对象,根据静力平衡原则,比较土塞与管壁的总内摩阻力及重力形成的垂直向

总阻力 $P_1$ 与桩端土体极限承载力 $Q_u$ ,如果 $P_1 > Q_u$ ,则土塞完全闭塞,反之则土塞不完全闭塞(图3)。改进的静力平衡法<sup>[5]</sup>根据大直径钢管桩土塞性状的特殊性,考虑了桩直径对侧壁摩阻力、端阻力的影响,在建立土塞微分体的静力平衡方程时引入了尺寸效应系数,对土塞闭塞效应进行判断。

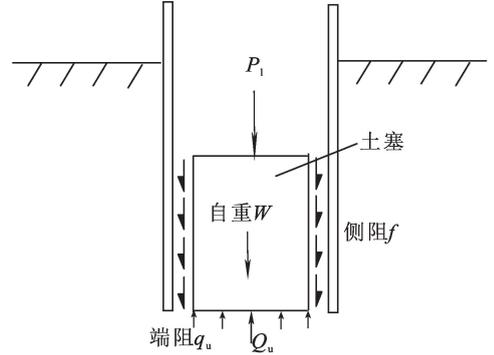


图3 管内土塞平衡示意图

Fig.3 Diagram of soil plug equilibrium in pile

### 2.2 桩端土体阻力

海洋工程中桩端承载力的计算采用API规范中桩基承载力公式<sup>[17]</sup>。然而API规范针对的是使用过程中的桩基础,为了保障设计的安全其桩端承载力增加了约束条件和上限,因而根据该规范计算的桩端阻力较为保守。而桩的安装过程与长期使用条件不同,偏大的桩端阻力对打桩的设计是有利的。因此闫澍旺等<sup>[8]</sup>提出在改进的静力平衡法中采用太沙基深基础公式计算桩端土体极限承载力,该公式充分考虑了边载效应的影响,假定地基土体滑动面的终点与地面齐平,计算值较规范值明显增大。前述的数值分析结果揭示, $D/L > 0.02$ 的大直径钢管桩在砂土中土体塑性区的分布形式大体相同,均在桩端附近呈倒心型分布,破坏面未达到地表,此种分布形式与梅耶霍夫提出的深基础滑动面形状相似,因此提出采用梅耶霍夫深基础极限承载力公式计算 $D/L > 0.02$ 的大直径钢管桩桩端土体极限承载力 $Q_u$ 。

梅耶霍夫提出的深基础滑动面由基底一直延伸到桩侧壁 $E$ 点,滑动面由直线 $AC$ 、对数螺旋曲线 $CD$ 和直线 $DE$ 三部分组成,其中 $AC$ 与水平面成 $45^\circ + \varphi/2$ 角(图4)。梅耶霍夫深基础极限承载力 $q_u$ 的计算式为<sup>[18]</sup>:

$$q_u = cN_c + \sigma_0 N_q + \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma \quad (1)$$

$$\sigma_0 = \frac{1}{2} k_0 \gamma H \quad (2)$$

式中:  $q_u$  为梅耶霍夫深基础地基极限承载力(kPa);  $c$  为土的黏聚力(kPa);  $\sigma_0$  为 BE 面上的法向应力(kPa);  $\gamma$  为土的容重( $\text{kN}/\text{m}^3$ );  $B$  为圆形基础的直径(m);  $N_c$ 、 $N_q$ 、 $N_\gamma$  为承载力系数,  $k_0$  为土的静止侧压力系数;  $H$  为基础的埋置深度(m)。

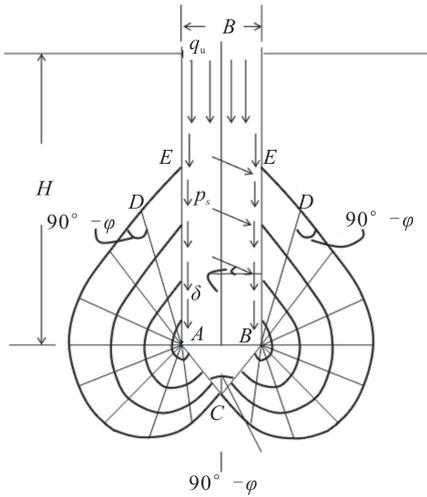


图 4 梅耶霍夫深基础滑动面

Fig.4 Meyerhof sliding surface of deep foundation

俞振全<sup>[19]</sup>认为,对于桩径大于 0.8 m 的钢管桩应考虑尺寸效应系数。根据刘润等<sup>[5]</sup>的研究,考虑桩直径对桩端阻力和桩侧阻力的影响,分别引入桩端阻力尺寸效应系数  $\Psi_L$  和桩侧阻力尺寸效应系数  $\Psi_S$ 。考虑打桩对周围土体的扰动,根据闫澍旺等<sup>[8]</sup>的研究,在计算土塞底部地基极限承载力时引入效应系数  $\eta$ 。土塞底部地基极限承载力  $Q_u$  为:

$$Q_u = \Psi_L \cdot \eta \cdot q_u \cdot A_0 \quad (3)$$

式中:  $\Psi_L$  为大直径桩桩端阻力尺寸效应系数,取值见表 2;  $\eta$  为动力效应系数,取值见表 3;  $A_0$  为桩端土塞横截面面积( $\text{m}^2$ )。

表 2 大直径钢管桩桩端及桩侧尺寸效应系数<sup>[5]</sup>

Table 2 Coefficient of dimension effect<sup>[5]</sup>

尺寸效应系数	桩径 $D/\text{m}$			
	0.8~1.2		黏性土粉土 砂土碎石类土	
	黏性土粉土	砂土碎石类土	>1.2	
$\Psi_S$	1	$(0.8/D)1/2$	$(0.8/D)1/3$	$(0.8/D)1/2$
$\Psi_L$	$(0.8/D)1/3$	$(0.8/D)1/2$	$(0.8/D)1/3$	$(0.8/D)1/4$

表 3 大直径桩动力效应系数<sup>[8]</sup>

Table 3 Dynamic effect coefficients<sup>[8]</sup>

动力效应系数	黏土	粉土	砂土
$\eta$	0.49~0.65	0.49	0.49

### 2.3 判断土塞闭塞的拟静力平衡法

在打桩过程中,桩在锤击作用下获得能量发生向下贯入。若贯入过程中桩管内土体随桩一起运动

直至贯入终止,这一过程中桩管内土体由运动到静止,必然受到惯性力的作用,从而影响其平衡状态,本文在对  $D/L > 0.02$  的大直径钢管桩土塞闭塞效应的判断中考虑了惯性力,提出了拟静力平衡方法,若管内土为砂质土,土塞微元体的受力如图 5 所示,根据静力平衡条件有:

$$(p_\xi + dp_\xi)A_0 = p_\xi \cdot A_0 + \Psi_S \mu U q_\xi d\xi + W + F \quad (4)$$

式中:  $p_\xi$  为深度  $\xi$  处的单位垂直压应力(kPa);  $q_\xi$  为深度  $\xi$  处的单位水平压应力(kPa);  $A_0$  为管内横截面积( $\text{m}^2$ );  $\mu$  为砂土与管壁的摩擦系数,  $\mu = \tan \delta$ ,  $\delta$  为土塞与桩管内壁之间的摩擦角( $^\circ$ ),即土体的外摩擦角;  $U$  为桩内周长(m);  $W$  为土塞重量(kN),  $W = \gamma \cdot d\xi \cdot A_0$ ,  $\gamma$  为土的有效容重( $\text{kN}/\text{m}^3$ );  $F$  为惯性力(kN),  $F = ma$ ,  $m$  为土塞质量(kg),  $a$  为土塞加速度( $\text{m}/\text{s}^2$ );  $\Psi_S$  为大直径桩桩侧阻力尺寸效应系数,其取值见表 2。

$$q_\xi = k p_\xi \quad (5)$$

式中:  $k$  为动力打桩时土的侧压力系数。

将式(5)代入(4):

$$(p_\xi + dp_\xi)A_0 = p_\xi \cdot A_0 + \Psi_S \mu U k p_\xi d\xi + \gamma \cdot d\xi \cdot A_0 + \frac{\gamma \cdot d\xi \cdot A_0}{g} a \quad (6)$$

则:

$$d\xi = \frac{1}{\gamma(1 + \frac{a}{g} + \frac{\mu k U \Psi_S}{\gamma A_0} p_\xi)} dp_\xi \quad (7)$$

在  $\xi=0, p_\xi=0, \xi=x$  时,  $p_\xi=p_x$ ,即在  $[0,1]$  区间内为连续函数,故有:

$$\int_0^x d\xi = \int_0^{p_x} \frac{1}{\gamma(1 + \frac{a}{g} + \frac{\mu k U \Psi_S}{\gamma A_0} p_\xi)} dp_\xi \quad (8)$$

$$x = \frac{A_0}{\mu k U \Psi_S} \ln \left[ 1 + \frac{\mu k U \Psi_S}{\gamma A_0 (1 + \frac{a}{g})} p_x \right] \quad (9)$$

$$p_x = \frac{\gamma A_0 (1 + \frac{a}{g})}{\mu k U \Psi_S} (e^{\frac{\mu k U \Psi_S}{A_0} x} - 1) \quad (10)$$

如果管内土为黏性土,同样可推得:

$$p_x = \frac{\gamma A_0 (1 + \frac{a}{g}) + c U \Psi_S}{\mu k U \Psi_S} (e^{\frac{\mu k U \Psi_S}{A_0} x} - 1) \quad (11)$$

式中:  $c$  为黏土与管壁的黏聚力(kPa);  $\mu$  为黏土与管壁的摩擦系数,  $\mu = \tan \delta$ ,  $\delta$  为黏土与桩管内壁之间的摩擦角( $^\circ$ ),即土体的外摩擦角;其他符号同前。

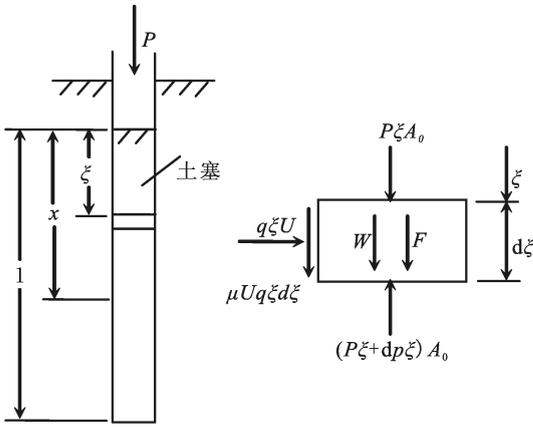


图5 考虑惯性力的土塞微元平衡示意图

Fig.5 Force analysis considering inertia force for plug microelement

如果管桩穿过的土层为成层土,管内土塞一般也是成层状的,若第  $n$  层为砂性土,则:

$$p_{x_n} = \frac{\gamma_n A_{0n}}{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}} \left[ \left( 1 + \frac{a}{g} + \frac{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}}{\gamma_n A_{0n}} p_{x_{n-1}} \right) \cdot e^{\frac{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}}{\Lambda_{0n}} (x_n - x_{n-1})} - \left( 1 + \frac{a}{g} \right) \right] \quad (12)$$

若第  $n$  层为黏性土,则:

$$p_{x_n} = \frac{\gamma_n A_{0n}}{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}} \left[ \left( 1 + \frac{a}{g} + \frac{c_n U_n \Psi_{S_n}}{\gamma_n A_{0n}} + \frac{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}}{\gamma_n A_{0n}} p_{x_{n-1}} \right) e^{\frac{\mu_n k_n U_n \Psi_{S_n}}{\Lambda_{0n}} (x_n - x_{n-1})} - \left( 1 + \frac{a}{g} + \frac{c_n U_n \Psi_{S_n}}{\gamma_n A_{0n}} \right) \right] \quad (13)$$

式中: $n, n-1$  为土层编号; $x_n, x_{n-1}$  为土塞中自土塞顶面到各土层上、下层面的距离(m)。

对于式(10)、(11)、(12)和(13)中的  $\mu_k$ , 文献[19]中给出了其在不同土质条件时的取值(表4)。

表4  $\mu_k$  的取值范围<sup>[19]</sup>

Table 4 Value of  $\mu_k$ <sup>[19]</sup>

土的种类	$\mu_k$
净砂或者石子	0.040~0.050
含粉砂或者黏土的砂质土	0.030~0.040
含多量黏土的砂质土	0.020~0.030
软有机质粉砂或者砂质黏土	0.005~0.015
黏土	0.004~0.010

土塞与管壁的总内摩擦力及重力形成的垂直向总阻力  $P_1$  为:

$$P_1 = p_1 \cdot A_0 \quad (14)$$

式中: $p_1$  为桩底标高处垂直向压应力(kPa)。

打桩过程中,桩锤将能量传递给钢管桩,钢管桩在打桩锤每次击打后获得动能,具有初始速度  $v_0$ ,然后在土阻力作用下减速贯入土体中直至速度为

0。沉桩过程如图6所示。

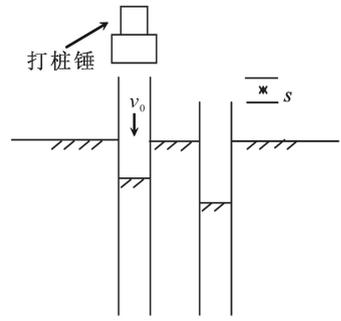


图6 打桩过程示意图

Fig.6 The process of driving pile

若土塞完全闭塞,土塞与钢管桩一起向下运动,土塞向下运动的距离等于桩的贯入深度,土塞加速度与桩相同。钢管桩的速度满足:

$$v_t = v_0 + at \quad (15)$$

式中: $v_t$  为钢管桩的终速度(m/s); $a$  为钢管桩加速度(m/s<sup>2</sup>); $t$  为钢管桩速度减为0的时间(s)。

钢管桩在向下运动的过程中受到土体的阻力,假设阻力为恒力,根据能量守恒原理可知:

$$\frac{1}{2} m v_t^2 - \frac{1}{2} m v_0^2 = mas \quad (16)$$

式中: $m$  为钢管桩质量(kg); $s$  为钢管桩在每次击打后贯入土体的距离(m)。

钢管桩在土阻力作用下,最终速度  $v_t = 0$ ,联立式(15)和式(16)可得:

$$a = -\frac{2s}{t^2} \quad (17)$$

根据大量打桩实测数据,钢管桩在进入砂性土层后,每次锤击贯入度  $s$  约为 2~3 cm。根据 Lee 等<sup>[20]</sup>、陈云敏等<sup>[21]</sup> 的研究,打桩后钢管桩速度减为0的时间  $t = 0.04 \sim 0.08$  s。取  $s = 2$  cm,  $t = 0.06$  s,代入式(17)可知土塞完全闭塞时  $a \approx g$ 。

若土塞未完全闭塞,土塞向下运动的距离小于桩的贯入深度,此时土塞的加速度小于土塞完全闭塞时的加速度。当土塞向下运动的距离为0时,锤击过程中桩内土体不随桩体向下移动,土塞的加速度为0。

### 3 试验与实例验证

#### 3.1 试验方案

模型试验装置由模型槽、锤击系统和数据采集系统构成。模型试验设计如图7所示。试验中模型槽为 1 m×1 m×1 m 的方形钢槽;通过锤击系统施加竖向荷载将模型桩贯入土中,打桩锤重量为 98

N,落距为 0.3 m;试验用土为细砂,土粒比重为 2.67,密度为 1.66 g/cm<sup>3</sup>,内摩擦角为 35.5°,压缩模量为 20 MPa,相对密度为 0.78,填土厚度为 0.8 m,每次试验前利用夯实法将模型槽内土体分层击实,使其达到预定的密实度。模型桩采用薄壁有机玻璃管,外径  $D$  分别为 2、4、6、8.5 和 10 cm 5 种工况,2 cm 直径模型桩壁厚  $\zeta$  为 2 mm,其余模型桩壁厚为 4 mm,入土桩长  $L$  均为 50 cm,相应的径长比  $D/L$  分别为 0.04、0.08、0.12、0.17 和 0.20。在距离桩顶端 2 cm 处开一直径 1 cm 的小圆孔,方便在打桩过程中实时监测桩内的土塞高度。桩顶处放置托盘,与另一拉线传感器相连,用于测定桩体的贯入深度。为了提高数据采集的精度,采用动态数据采集系统,通过专用的数据分析软件可知桩体贯入深度与桩内土塞高度的变化关系。

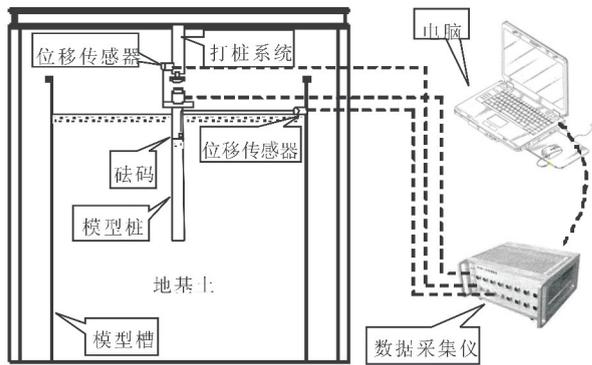


图 7 试验装置示意图

Fig.7 Installation of test equipments

### 3.2 试验数据分析

分别对 5 种径长比的模型桩开展试验,贯入深度为 45 cm 时桩内土塞高度如图 8 所示。

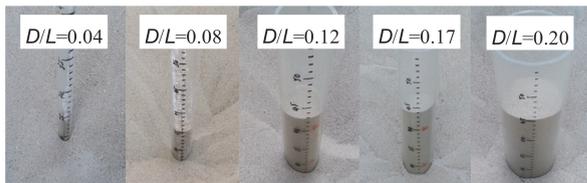


图 8 贯入结束后桩内土塞高度

Fig.8 Plug height after penetration

由图 8 可知,桩贯入过程中,桩体内径越大,桩管内的土塞高度越高。对沉桩结束时不同径长比模型桩的土塞率  $PLR$  进行分析,当  $D/L$  为 0.04、0.08、0.12、0.17 和 0.20 时, $PLR$  分别为 0.55、0.84、0.96、0.98 和 1.0,试验结果与俞峰等<sup>[22]</sup>的研究较为一致。

桩内土塞高度随桩贯入深度的变化曲线如图 9

所示。

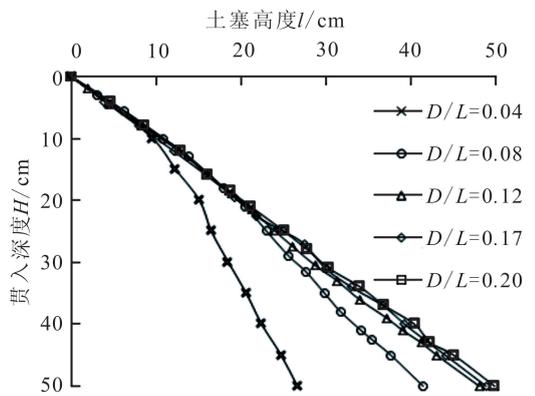


图 9 贯入深度与土塞高度关系曲线

Fig.9 Relation curve between penetrating depth and plug height

由图 9 可知,不同径长比的模型桩在贯入过程中桩内土塞高度随贯入深度增加而增大,桩内土塞均未完全闭塞,但桩内土塞增长规律不同。对于  $D/L \geq 0.12$  的模型桩,桩内土塞增长规律基本一致,桩内土塞高度随贯入深度线性增加;而对于  $D/L < 0.12$  的模型桩,当贯入深度达到一定范围时,桩内土塞增长速率会明显减小。

采用提出的拟静力平衡法对贯入深度为 35 cm 时不同径长比模型桩的土塞闭塞效应进行判断。在模型试验中,取  $\Psi_s = \Psi_L = 1, \mu_k = 0.045, D/L = 0.20$  的模型桩计算过程如下所示。

钢管桩内土塞并没有完全闭合,钢管桩内土塞的加速度在  $0 \sim 1g$  之间<sup>[23-24]</sup>。在土塞闭塞效应的判断中,假设  $a = 0.5g$ 。

$$p_1 = \frac{\gamma A_0 (1 + \frac{a}{g})}{\mu_k U \Psi_s} (e^{\frac{\mu_k U \Psi_s}{A_0} x} - 1)$$

$$= \frac{16.6 \times 0.0066 \times (1 + \frac{0.5g}{g})}{0.045 \times 0.289 \times 1} (e^{\frac{0.045 \times 0.289 \times 1}{0.0066} \times 0.35} - 1)$$

$$= 12.51 \text{ kPa}$$

$$q_u = \sigma_0 N_q + \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma =$$

$$\frac{1}{2} \times 0.38 \times 16.6 \times 0.35 \times 400 + \frac{1}{2} \times 16.6 \times 0.1 \times 600 =$$

$$460.38 \text{ kPa}$$

$$P_1 = p_1 A_0 = 12.51 \times 0.0066 = 0.083 \text{ kN}$$

$$Q_u = \Psi_L \cdot \eta \cdot q_u \cdot A_0 = 1 \times 0.49 \times 460.38 \times 0.0066 = 3.060 \text{ kN}$$

将不同径长比的模型桩计算结果与试验结果进行对比,如表 5 所列。

表5 试验与理论方法对比

Table 5 Comparison between model test and theoretical method

$D/L$	土塞底部压力 $P_1/kN$	土塞极限承载力 $Q_u/kN$	是否完全闭塞	
			计算	实际
0.04	0.004	0.053	否	否
0.08	0.011	0.253	否	否
0.12	0.033	0.770	否	否
0.17	0.060	1.973	否	否
0.20	0.083	3.060	否	否

由表5可知,采用拟静力平衡法判断土塞闭塞效应,在贯入深度为35 cm时,不同径长比的模型桩 $P_1$ 均小于 $Q_u$ ,土塞未完全闭塞。计算结果与试验中不同径长比的桩土塞闭塞的实际情况吻合,说明本文提出的拟静力平衡法对于大直径钢管桩具有适用性。

### 3.3 工程实例

闫澍旺等<sup>[8]</sup>提出利用太沙基深基础公式计算桩

表6 土塞闭塞效应判断结果

Table 6 Judgement of soil plug effect

土质描述	深度/m	闫澍旺等的方法 <sup>[8]</sup>			拟静力平衡法			实际是否完全闭塞
		土塞底部压力/MPa	土塞极限承载力/MPa	是否完全闭塞	土塞底部压力/MPa	土塞极限承载力/MPa	是否完全闭塞	
细砂	20.6~27.3	1.26	18.0	否	1.51	11.40	否	否
粉砂质细砂	27.3~34.5	1.87	13.0	否	2.13	13.85	否	否

## 4 结论

基于不同径长比钢管桩打桩过程中桩周土体的破坏模式,充分考虑打桩惯性力的影响,提出了判断大直径钢管桩土塞闭塞效应的拟静力平衡法,主要结论如下:

(1) 不同径长比的钢管桩在贯入砂土过程中,桩底土体破坏形式不同。对于 $D/L \leq 0.02$ 的小直径钢管桩,滑动面沿桩身竖直向下,桩底土体产生冲剪破坏;对于 $D/L > 0.02$ 的大直径钢管桩,桩底塑性区的范围扩展到桩底直径范围以外的区域,由长方形分布逐渐扩展成为倒心型分布,破坏面形状与梅耶霍夫深基础破坏模式较为相似。

(2) 不同径长比的大直径钢管桩在贯入砂土过程中,桩内土塞高度随贯入深度增加而增加,桩内土塞均未完全闭塞,但桩内土塞增长规律不同。对于 $D/L \geq 0.12$ 的大直径钢管桩,桩内土塞增长规律基本一致,桩内土塞高度随贯入深度线性增加;对于 $D/L < 0.12$ 的大直径钢管桩,当贯入深度达到一定范围时,桩内土塞增长速率会明显减小。

端极限承载力,作为土塞闭塞效应判断时的地基极限承载力计算标准,并对实际工程中的土塞闭塞效应进行了判断。本文采用拟静力平衡法对文献[8]中直径 $D$ 为2 438 mm的钢管桩的土塞闭塞效应进行判断,钢管桩设计入土桩长 $L = 99$  m,相应的径长比 $D/L = 0.025$ ,根据表2计算得 $\Psi_S = 0.572$ 、 $\Psi_L = 0.757$ 。同时与闫澍旺等提出的判断方法进行对比,计算结果如表6所列。

由表6可知,采用闫澍旺等提出的土塞闭塞效应判断方法和本文提出的土塞闭塞效应判断方法计算时,桩内土塞均未闭塞,与实测结果相符。考虑惯性力计算土塞底部压力时,在细砂层和粉砂质细砂层中,土塞底部压力分别比未考虑惯性力时提高19.8%、13.9%,由此可见土塞惯性力对土塞底部的压力影响较大,在判断土塞闭塞效应时应考虑土塞惯性力的影响。

(3) 室内模型试验和实际工程的验证表明,拟静力平衡法对于判断 $D/L > 0.02$ 的大直径钢管桩土塞闭塞效应具有适用性,当考虑动力沉桩的惯性力时,计算得到的土塞底部压力比未考虑惯性力时增大14%~20%。

### 参考文献(References)

- [1] De Nicola A, Randolph M F. The Plugging Behaviour of Driven and Jacked Piles in Sand[J]. Geotechnique, 1997, 47(4): 841-856.
- [2] 陆昭球, 高倚山, 宋铭栋. 关于开口钢管桩工作性状的几点认识[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(1): 111-114.  
LU Zhao-qiu, GAO Yi-shan, SONG Ming-dong. Some Knowledge about Working Performance Open-end Steel Pipe Pile[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, 21(1): 111-114. (in Chinese)
- [3] 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.
- [4] Paik K, Salgado R. Effect of Pile Installation Method on Pipe Pile Behavior in Sands[J]. Geotechnical Testing Journal, 2004, 27(1): 78-88.

- [5] 刘润, 嵯瑞花, 闫澍旺. 大直径钢管桩土塞效应的判断和沉桩过程分析[J]. 海洋工程, 2005, 23(2): 71-76.  
LIU Run, ZHUO Riu-hua, YAN Shu-wang. Plug Effect on Drivability of Large Diameter Steel piles[J]. The Ocean Engineering, 2005, 23(2): 71-76. (in Chinese)
- [6] Malhotra S. Effect of Wall Thickness on Plugging of Open Ended Steel Pipe Piles in Sand[C]// Contemporary Issues in Deep Foundations Denver ASCE, 2007: 1-16.
- [7] Henke S, Grabe J. Numerical Investigation of Soil Plugging Inside Open-ended Piles with Respect to the Installation Method[J]. Acta Geotechnica, 2008, 3(3): 215-223.
- [8] 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 Shu-wang, DONG Wei, LIU Run, 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)
- [9] 李飒, 韩志强, 杨清侠, 等. 海洋平台大直径超长桩成桩机理研究[J]. 工程力学, 2010, 27(8): 241-245.  
LI Sa, HAN Zhi-qiang, YANG Qing-xia, et al. The Formation Mechanism of Super Large Diameter and Deep Penetration Pile in Offshore Platform[J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(8): 241-245. (in Chinese)
- [10] Liu J, Zhang Z, Yu F, et al. Case History of Installing Instrumented Jacked Open-ended Piles[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 138(7): 810-820.
- [11] 詹永祥, 姚海林, 董启朋, 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 Yong-xiang, YAO Hai-lin, DONG Qi-peng, 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] Dean E T R, Deokiesingh S. Plugging Criterion for Offshore Pipe Pile Drivability[J]. Géotechnique, 2012, 63(9): 796-800.
- [13] 郭玉树, 阿克慕斯·马丁, 阿布拉雷赫曼·哈里. 用循环三轴试验分析海上风力发电机单桩基础侧向位移[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(11): 1729-1734.  
KUO Yu-shu, ACHMUS Martin, Abdel-rahman Khalid. Estimation of Lateral Deformation of Monopile Foundations by Use of Cyclic Triaxial Tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(11): 1729-1734. (in Chinese)
- [14] Paikowsky S G. The Mechanism of Pile Plugging in Sand [C]// 22<sup>nd</sup> Offshore Technology Conference Houston etc. 1990: 593-604.
- [15] Randolph M F. Modelling of the Soil Plug Response During Pile Driving[C]// 9<sup>th</sup> Asian Geotechnical Conference Bangkok Southeast Asian Geotechnical Society, 1987: 1-14.
- [16] Tatsunori M, Masataka T. Effects of Soil Plug on Behavior of Driven Pipe Piles[J]. Soils and Foundations, 1991, 31(2): 14-34.
- [17] American Petroleum Institute. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms[M]. API Recommended Practice 2A-WSD (RP2A-WSD), 2000.
- [18] Meyerhof G G. The Ultimate Bearing Capacity of Foundations [J]. Geotechnique, 1951, 2(4): 301-332.
- [19] 俞振全. 钢管桩的设计与施工[M]. 北京: 地震出版社, 1993.  
YU Zhen-quan. Design and Construction of Steel-pipe Pile [M]. Beijing: Seismological Press, 1993. (in Chinese)
- [20] Lee S L, Chow Y K, Karunaratne G P, et al. Rational Wave Equation Model for Pile-driving Analysis [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1988, 114(3): 306-325.
- [21] 陈云敏, 陈仁朋, 吴世明. 利用桩顶加速度分析打桩时桩端土的静阻力[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(6): 16-21.  
CHEN Yun-min, CHEN Ren-peng, WU Shi-ming. Determining Static Resistance of Pile Toe During Driving With Acceleration of Pile Top[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(6): 16-21. (in Chinese)
- [22] 俞峰, 张忠苗. 混凝土开口管桩竖向承载力的经验参数法设计模型[J]. 土木工程学报, 2011, 44(7): 100-110.  
YU Feng, ZHANG Zhong-miao. A Design Framework for Evaluating the Vertical Bearing Capacity of Open-ended Concrete Pipe Pile from Empirical Correlations[J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(7): 100-110. (in Chinese)
- [23] 王耀存, 李飒, 张培献, 等. 打桩对桩周土体阻尼系数的影响[J]. 地震工程学报, 2014, 36(4): 946-951.  
WANG Yao-cun, LI Sa, ZHANG Pei-xian, et al. Influence of Piling on Damping Coefficients of Soil Surrounding Piles[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2014, 36(4): 946-951. (in Chinese)
- [24] 左照坤, 童朝霞. 近海风机单桩基础桩周土应力特征分析[J]. 地震工程学报, 2014, 36(3): 549-554.  
ZUO Zhao-kun, TONG Zhao-xiao. Stress Characteristics of Soil around the Pile of a Monopile Foundation in Offshore Wind Turbines[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2014, 36(3): 549-554. (in Chinese)