

DOI: 10.16285/j.rsm.2021.1320

海洋钢管桩发生溜桩的地层条件及 桩侧动摩阻力计算方法

张 驰^{1,2}, 赖俊荣³, 阮芳伟³, 徐永华³, 王 勇², 刘观仕², 徐国方²

(1. 湖北工业大学 土木建筑与环境学院, 湖北 武汉 430068;

2. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 3. 中广核新能源控股有限公司, 北京 100160)

摘 要: 海洋钢管桩在动力沉桩过程中常会出现溜桩现象, 溜桩可能会给工程带来巨大的安全隐患或财产损失。探讨溜桩发生的规律对钢管桩的安全顺利施工有着重要意义。结合多个实际工程案例深入分析了溜桩发生的地层条件及其土力学机制, 总结了溜桩过程中桩侧动摩阻力的计算方法。研究结果表明: 溜桩基本上都发生在软黏土层中, 其类型可分为两类, 第 1 类是穿刺硬土层溜桩, 此类溜桩发生前一般较大的锤击数及沉桩进尺; 第 2 类是不稳定平衡溜桩, 此类溜桩发生前一般锤击数及沉桩进尺都较小。无论是哪种溜桩, 都伴随着因动力沉桩作用而引起的黏土层中孔隙水压力增大、抗剪强度减小以及结构强度丧失, 进而无法继续提供足够的摩阻力而引发溜桩。沉桩过程中, 桩侧动摩阻力的大小很大程度上决定了溜桩是否发生。桩侧动摩阻力一般是在桩侧静摩阻力基础上乘以一个折减系数而得到的, 此折减系数与场地土层的力学特性及打桩过程有关, 一般在[0.05, 0.5]范围内。

关 键 词: 海洋工程; 钢管桩; 溜桩; 动侧摩阻力

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2022) 增刊 2-0355-08

Strata condition for steel pipe pile runs and calculation method of dynamic skin friction of pile in ocean engineering

ZHANG Chi^{1,2}, LAI Jun-rong³, RUAN Fang-wei³, XU Yong-hua³, WANG Yong²,
LIU Guan-shi², XU Guo-fang²

(1. School of Civil Engineering, Architecture and Environment, Hubei University of Technology, Wuhan, Hubei 430068, China;

2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 3. China General Nuclear New Energy Holdings Co., Ltd., Beijing 100160, China)

Abstract: Pile runs often occur in the dynamic driving of steel pipe pile in ocean engineering, and it would bring about serious threat to the safety and to cause huge property losses to the engineering activities. Therefore it is of great significance to investigate the trigger mechanism of pile runs for the successful installation of pile foundation. Based on several project cases, this paper analyzed the popular strata condition and the mechanism for pile runs, and summarized the calculation methods for the dynamic skin friction of pile during pile running. It is found that, pile runs always occur in soft clayey soil layer, and can be classified into two categories. The first is hard layer puncture pile runs. In this case, the blow counts and the driving footage are relatively large before pile runs. The second is unstable equilibrium pile runs with less blow counts and driving footage. In either case, owing to the dynamic action in pile driving, the pore water pressure in the clayey layer increases constantly, resulting in a continuous decrease in the shear strength and a continuous loss in the structural strength of the clayey soil. When the soil resistance is not large enough, pile runs will be triggered. In the process of driving piles, the magnitude of the dynamic skin friction of pile will decide to a large extent whether pile drops or not. The dynamic skin friction of pile is often obtained by multiplying the static skin friction of pile by a reduction factor. This factor is closely related to the mechanical characteristics of the soil layer and the driving process, and is always located within [0.05, 0.5].

Keywords: ocean engineering; steel pipe pile; pile runs; dynamic skin friction

收稿日期: 2021-08-11

修回日期: 2022-02-15

基金项目: 中国科学院率先行动“百人计划”项目 (No.2018-040); 国家自然科学基金 (No.51979269)。

This work was supported by the Pioneer “Hundred Talents Program” of Chinese Academy of Sciences (2018-040) and the National Natural Science Foundation of China (51979269).

第一作者简介: 张驰, 男, 1997 年生, 硕士研究生, 主要从事海上风电场钢管桩基础承载力等方面的研究工作。

通讯作者: 徐国方, 男, 1985 年生, 博士, 研究员, 主要从事特殊土的力学性质、本构模型及海洋工程等方面的研究工作。E-mail: gfxu@whrsm.ac.cn

1 引言

随着世界经济的快速发展,人类对能源的需求也越来越大,而传统的石油、煤炭等化石能源在使用过程中会产生温室气体并引起全球温室效应。相比之下,风能属于清洁能源,风力发电机工作时不会排放温室气体,且在常规运营期内所产生的能源是其消耗的 80 倍左右^[1]。与陆上风能资源相比,海上风能资源更加丰富,表现为风速更高且更稳定。海上风电场距离沿海发达城市较近,输电成本及损耗较小。因此,建设海上风电场、开发海洋风能资源对优化现阶段能源结构,实现“碳达峰、碳中和”有较为重要的现实意义。

海上风电场的建设通常需要用长度在 100 m 左右,直径大于 5 m 的大直径超长开口钢管桩作为基础,通过液压打桩锤将钢管桩打入海底土层。由于桩身自重过大,在打桩过程中有溜桩的风险。溜桩是指桩未经锤击或经很少锤击次数下自由沉入土层几米甚至几十米的现象,是工程中的重大隐患,会给施工带来不便。突然大幅度的溜桩不利于施工控制,轻则拉断打桩锤控制线路,引起停锤,影响正常施工进度;重则导致桩锤脱落或者报废等事故,甚至有可能造成人员受伤,给海上作业带来经济损失和安全风险。溜桩现象在海洋大直径钢管桩施工中较为常见,在桩基设计阶段无法对其提前规避,仅能依靠施工人员根据沉桩经验作出粗略判断,因此有必要对溜桩发生的条件进行研究。本文总结有关溜桩的文献,分析溜桩发生的地层条件以及沉桩过程中桩侧动摩阻力的折减,以期了解溜桩发生的动力学机制,为以后海洋大直径钢管桩施工过程中规避溜桩提供科学依据,以有效减小溜桩损失及控制施工进度。

2 溜桩发生的地层条件

分析现有文献资料发现,国内外许多海洋桩基工程在施工过程中都发生了溜桩事故。下面讨论不同工程项目中,溜桩发生时钢管桩贯入的地层情况。

中国南海某风电场项目桩基施工时曾发生过溜桩事故,此海域地质剖面大致可分为 4 层:淤泥层、粉砂混黏土层、粉质黏土层和密实砂层。该海域 3 处钻孔地层信息见表 1~3,项目所用钢管桩平均直径为 7.8 m,平均桩长为 92.0 m。根据现场打桩记录可知,钻孔 A 附近的桩在打桩过程中发生了溜桩现象:桩身首先自由下沉到泥面以下 22.7 m 的可塑粉质黏土层;经近 500 次锤击后,桩身穿越粉

砂混黏土层进入下卧可塑粉质黏土层时发生溜桩;桩身从 29.7 m 处的粉质黏土层溜行至 34.5 m 处的粉质黏土夹粉砂层中,溜程达 4.8 m。B 孔位的桩也发生了溜桩现象:桩身进入表层淤泥层后因自重自由入泥到泥面以下 13.51 m 左右的粉质黏土层;经 33 次锤击后,桩身下沉至 14.26 m 处的粉质黏土层时开始发生溜桩;在泥面以下 32.46 m 处的硬塑黏土层停止,溜程达 18.2 m。除此之外,C 孔位的钢管桩也发生了溜桩:桩身自由入泥到泥面下 27.43 m 的粉质黏土层;随后经过 25 次锤击后,桩身下沉至泥面下 27.74 m 的粉质黏土层时开始发生溜桩,桩身溜行 3.39 m,并停止在泥面下 31.13 m 的硬塑粉质黏土层中。值得一提的是,A、B、C 3 处钻孔的后续打桩过程都没有再发生溜桩,故未将 3 处钻孔的后续地层信息列入表中。

表 1 钻孔 A 地层分布
Table 1 Stratigraphic profile of borehole A

层号	土层描述	深度/m	标准贯入击数
1	淤泥	0.0~1.0	<1
2	淤泥质土	1.0~2.5	1
3	粉砂混淤泥	2.5~5.0	11
4	粉砂混黏土	5.0~9.2	14
5	中密粉砂	9.2~12.5	15
6	淤泥质土	12.5~15.0	9
7	粉质黏土	15.0~23.6	11
8	粉砂混黏土	23.6~28.3	40
9	<u>粉质黏土</u>	28.3~30.5	19
10	<u>粉质黏土</u>	30.5~32.5	23
11	粉质黏土夹粉砂	32.5~34.9	32
12	密实中砂	34.9~38.6	>50
13	密实砾砂	38.6~44.4	>50

注:本文所有土层表中用下划线标注的土层为溜桩发生的土层(不含自由入泥阶段)。

将钻孔 A、B、C 的打桩记录与表 1~3 中的土层信息结合起来分析,虽然 3 处溜桩都发生在黏土层中,但是可将其分为两类:(1)桩经大量锤击贯穿渗透系数较大的砂性土层,进入下卧软黏土层时发生的溜桩。其原因是,硬土层会提供较大的桩端阻力,桩体需要经过数百锤的击打才能贯入硬土层。当贯穿该土层进入下卧软黏土层时,软黏土层所提供的桩端阻力会显著降低,此时桩总摩阻力因无法平衡钢管桩自重而引发溜桩,直到沉入另一硬土层,产生足够的土阻力使溜桩停止。(2)自由入泥结束后,若桩端和大部分桩身都位于软黏土层中,且桩端下卧土层仍为软黏土层时,经过数十次的锤击作用,使得桩周土体孔隙水压力不断增大,土体有效应力降低、不排水抗剪强度减小,导致桩侧摩阻力

不断减小，同时伴随着桩周软黏土因动力沉桩扰动而丧失结构强度，溜桩即发生。随着桩身摩擦面积不断增大，侧摩阻力也不断增大，直到大于桩自重而使溜桩停止。钻孔 A 处发生的溜桩是第 1 类，钻孔 B 和钻孔 C 处的溜桩则为第 2 类。

表 2 钻孔 B 地层分布

Table 2 Stratigraphic profile of borehole B

层号	土层描述	深度/m	标准贯入击数
1	淤泥	0.0~4.5	<1
2	粉砂混淤泥	4.5~8.1	8
3	粉质黏土	8.1~9.8	9
4	粉砂混黏土	9.8~12.6	16
5	粉质黏土	12.6~14.0	9
6	粉质黏土	14.0~19.0	9
7	黏土	19.0~22.2	13
8	粉质黏土	22.2~24.2	16
9	黏土夹薄粉砂层	24.2~27.0	28
10	粉质黏土	27.0~29.5	20
11	粉质黏土	29.5~30.7	32
12	硬黏土	30.7~38.8	46
13	密实粗砂	38.8~45.0	>50

表 3 钻孔 C 地层分布

Table 3 Stratigraphic profile of borehole C

层号	土层描述	深度/m	标准贯入击数
1	淤泥	0.0~3.5	<1
2	稍密粉砂	3.5~8.5	13
3	中密粉砂	8.5~11.2	17
4	黏土	11.2~15.8	7
5	粉砂混黏土	15.8~19.7	18
6	粉质黏土	19.7~25.2	17
7	粉质黏土	25.2~27.4	19
8	粉质黏土	27.4~32.5	23
9	密实粉砂	32.5~34.0	40

溜桩不只发生在海上风电场项目的桩基施工中，近海桥梁和码头工程在打桩过程中也时有溜桩现象发生。Dover 等^[2]曾在 2007 年对美国旧金山列治文—圣拉斐大桥的桥墩基础施工时发生的溜桩现象进行过研究。该桥横跨旧金山湾北部，长为 7 km，桩的设计参数见表 4，土层相关信息见表 5。根据现场打桩记录，26 根大直径钢管桩均在 24~42 m 的深度发生了溜桩。Dover 等^[2]经过分析得出了柔软敏感黏土层是溜桩发生的主要原因。这一土层是由一种粉质、中等敏感的黏土组成，其强度随土层深度呈线性增加。当桩贯入柔软敏感黏土层时，桩端阻力一般较小，主要靠侧摩阻力提供土阻力。但随着桩体逐渐贯入，与桩表面接触的黏土在大剪切条件下扰动程度不断增加，不排水抗剪强度显著下降，

导致单位侧摩阻力降低。此时桩端阻力和侧摩阻力之和小于桩自重，因此发生溜桩现象。此类溜桩可划归为本文提出的第 2 类溜桩。

表 4 桥墩桩基设计参数^[2]Table 4 Design parameters for pier pile foundation^[2]

桩长 L/m	外径 D/m	壁厚 t/m	桩重/ kN
21.6~52.4	3.20~4.11	0.038~0.057	880~2 780

表 5 旧金山湾北部海底地层分布^[2]Table 5 Stratigraphic profile in Northern San Francisco Bay^[2]

层号	土层描述	深度/m	S_u/kPa
1	黏土和粉砂层	0~6	0
2	柔软敏感黏土层	6~42	4~60
3	沙土层	42~52	45~90
4	淤泥层	52~70	>120

郭生昌等^[3]对长江入海口地区横沙东滩码头工程中出现的溜桩问题进行了分析。现场钻孔土层分布见表 6，该工程在沉桩过程中出现了不同程度的溜桩现象，最大的溜桩长度为 26 m，最小的为 12 m。发生溜桩的土层主要为淤泥质黏土层及黏土层，溜桩停止的土层为粉质黏土夹粉砂层。该工程发生的溜桩可划归为本文提出的第 1 类溜桩。

表 6 横沙东滩码头地层分布^[3]Table 6 Stratigraphic profile at the East Beach of Hengsha^[3]

层号	土层描述	土层标贯击数
1	含黏性土粉砂	0
2	黏质粉土、砂质粉土	11
3	淤泥质黏土	4
4	黏土、淤泥质黏土	5
5	黏土	6
6	粉质黏土夹粉砂	15
7	砂质粉土、黏质粉土	23

在海上钻井平台隔水导管施工过程中，溜桩现象也时有发生，尽管隔水导管的直径远小于常规的大直径单桩。张海山等^[4]报道了一起中国某海域油气田隔水导管施工过程中发生的溜桩现象。该海域海底土层主要由粉质细砂和粉质黏土组成。现场 5 口井内均发生了溜桩现象：初始自由入泥深度在 18~21 m，打桩过程中溜桩发生在泥下 29~41 m，从现场土层分布来看，桩在贯穿粉质细砂层进入粉质黏土层后容易发生溜桩。此外，仝刚等^[5]结合中国南海某油田隔水导管打桩作业案例，对隔水导管溜桩风险进行了分析。该油田场地主要由粉质细砂、

砂质粉土和粉质黏土组成,现场的 12 口油井的隔水导管都出现了溜桩现象,溜桩主要发生在泥面以下 17.75~23 m 的土层之间,溜程为 1~5 m。从地质勘察数据可以发现,溜桩主要发生在黏土层或含土覆硬壳层的黏土层中。以上两处隔水导管施工过程中发生的溜桩都属于第 1 类溜桩。

综上所述,不同类型工程的钢管桩在施工过程中,发生溜桩现象的土层情况有如下相似之处:桩在贯入粉土或砂土等渗透系数较大的硬土层时,一般不会发生溜桩。如果此类土层下方存在软黏土层,当桩穿过两土层交界面时,桩端阻力会突然下降,若此时的总摩阻力无法平衡钢管桩自重,那么溜桩将会发生,直到沉入另一硬土层,产生更大的桩端阻力使溜桩停止;或者下卧软黏土层较为深厚,桩继续在软黏土层中溜行。此时桩身摩擦面积不断增大,侧摩阻力也不断增大,直到总摩阻力大于桩自重而使溜桩停止。当海床上部都为非硬土层且土层较为深厚时,桩身在自由入泥后会有短暂的不稳定平衡阶段,100 以内的锤击数将会打破此平衡而导致溜桩,溜桩停止的条件同上。

3 溜桩的判断依据

溜桩现象发生的原因主要为打桩过程中桩体所受的总土阻力小于桩、锤自重,导致桩体发生下沉。打桩过程中,如果沉桩阻力达到以下任一条件则会发生溜桩:①桩自重大于土阻力;②桩和锤的重力大于土阻力;③桩和锤的重力与桩锤的惯性力之和大于土阻力。以上是目前判断溜桩的共识。由此可见,土阻力计算的准确性是判断溜桩是否发生的关键。

针对管桩打桩时土阻力的计算,国内外学者进行了很多研究。李飒等^[6]通过分析打桩记录结果,认为打桩过程的振动作用会造成桩侧摩阻力的衰减,动侧摩阻力平均为静止侧摩阻力的 60%。Heerema^[7]认为打桩使黏土产生疲劳效应,导致桩侧摩擦力远远小于静承载力。Stockard^[8]对打桩记录进行了研究,并提出了打桩时的土阻力仅仅是桩基静承载力的 33%~50%。Aurora^[9]发现大约 2/3 的工程在连续打桩过程中轴向土阻力为承载力的 40%,大约 1/3 的工程轴向土阻力仅为承载力的 33%,甚至更小。Goble 等^[10]采用打桩分析软件 CAPWAP 对打桩数据进行分析,提出了土的动力特性对土阻力的影响。Rausche 等^[11]通过对海洋工程打桩过程的观测和分析,认为打桩时的动态土阻力与静承载力区别较大,并提出了两种计算打桩时桩端阻力的方法。

上述研究说明,打桩时的动态土阻力远小于土的静承载力,将动态土阻力作为溜桩的判断依据更加合理。从第 2 章的研究可知,发生第 1 类溜桩时,桩体贯穿硬土层进入软黏土层,桩端阻力将减小,使得总贯入土阻力大大减小,此时侧摩阻力的大小及变化将决定具体溜桩情况。发生第 2 类溜桩时,溜桩情况则完全取决于侧摩阻力的大小及变化。因此,对溜桩的判断是否准确,主要取决于沉桩过程中侧摩阻力的计算是否准确^[12]。

4 桩侧动摩阻力计算方法

按照美国石油学会 API 规范^[13],单桩的轴向极限承载力 Q 由以下公式计算:

$$Q = Q_f + Q_p = fA_s + qA_p \quad (1)$$

式中: Q_f 为桩侧摩阻力; Q_p 为桩端总承载力; f 为桩单位静侧摩阻力; A_s 为桩外侧表面积; q 为单位桩端承载力; A_p 为桩端总面积。

根据美国石油学会 API^[13]的规定,桩基在非黏性土中的单位侧摩阻力 f 可用下式计算:

$$f = kp_0 \tan \delta \quad (2)$$

式中: k 为横向地基压力系数; p_0 为计算点的有效上覆土压力; δ 为土与桩壁之间的外摩擦角。

桩基在黏土中的单位侧摩阻力 f_s 为

$$f_s = \alpha S_u \quad (3)$$

式中: S_u 为土体的不排水强度; α 为无量纲系数。当 $S_u \leq 24$ kPa 时, $\alpha = 1$; 当 24 kPa $< S_u < 72$ kPa 时, α 在 $[0.5, 1]$ 内呈线性变化; 当 $S_u \geq 72$ kPa 时, $\alpha = 0.5$ 。

单位桩端承载力为

$$q = 9S_u \quad (4)$$

黏性土会因桩体的打入导致桩周土体发生扰动并重塑,土体强度减小,此时 API 规范^[13]推荐方法计算的侧摩阻力值远大于实际值,用于工程设计并不安全。因此,研究者在计算沉桩过程中的动侧摩阻力时,会在静侧摩阻力公式基础上乘以一个折减系数,以此来获得更接近实际情况的数值。下面讨论各研究者提出的打桩过程中黏性土中动侧摩阻力的计算方法。

Semple 等^[14]认为,在连续打桩过程中土体不排水强度的选取应考虑应力历史的影响,建议采用下式计算黏性土中的单位动侧摩阻力:

$$f_d = F_p f_s \quad (5)$$

$$F_p = 0.5(\text{OCR})^{0.3} \quad (6)$$

式中: f_d 为单位动侧摩阻力; F_p 为承载力折减系数; OCR 为土体超固结比。

Stevens^[15]指出, 在黏性土中, 直径 2 m 以上的开口钢管桩在连续打桩状态和溜桩状态下通常不会形成土塞。而分析连续打桩过程时, 对于不形成土塞的管桩, 其承载力下限值完全忽略管桩的内侧摩阻力。此时单位动侧摩阻力 f_d 用下式计算:

$$f_d = 0.5f_s \quad (7)$$

Puech 等^[16]在对 Angola 近海的硬黏土中打桩数据进行研究时发现, 在锤击的累积作用下, 桩侧摩阻力会大大降低, 连续打击几百次后, 动侧摩阻力可能会下降至静侧摩阻力的 20%。计算连续打桩过程中的动侧摩阻力时, 应在式 (5) 的基础上修改折减因子:

$$f_d = A(\text{OCR})^{0.3} f_s \quad (8)$$

式中: A 为修正后的经验因子, 计算土阻力下限值时 $A = 0.2$, 计算土阻力上限值时 $A = 0.5$ 。

Dover 等^[2]对美国旧金山 Richmond San Rafael 大桥桩基进行研究时发现, 溜桩发生的主要原因是表层土下的 Young Bay Mud (YBM)。YBM 是一种淤泥质黏土, 其灵敏度 S_t 会随着桩体进入土体的程度而发生改变。Schmertmann^[17]将黏土的灵敏度定义为

$$S_t = S_{uu} / S_{ur} \quad (9)$$

式中: S_t 为黏土的灵敏度; S_{uu} 为原状土不排水抗剪强度; S_{ur} 为同一土样扰动后的不排水抗剪强度。

Dover 等^[2]基于文献[15]计算单位动侧摩阻力的方法, 提出了新的计算方法。对于黏性土, 根据其灵敏度, 将使用 API 方法^[13]计算出的单位静侧摩阻力进行折减, 从而得到黏土中的动侧摩阻力:

$$f_d = f_s / S_t \quad (10)$$

随着深度的增加, 式 (10) 中 YBM 的 S_t 取值在 2~8 之间。

Yan 等^[18]在对中国南海平台桩基施工过程进行研究时发现, 桩在砂土和黏土中静止时的单位侧摩阻力可分别用式 (2)、(3) 计算。然而, 溜桩或打桩过程中单位侧摩阻力的计算则应考虑土层在大剪切变形之后强度弱化的情况。在黏性土中, 将土的重塑不排水强度代入式 (3) 中, 并采用灵敏度 $S_t = 3 \sim 4$ 计算动侧摩阻力比较合适。Yan 等^[18]使用折减

后的动侧摩阻力值计算出的溜桩区间与实测溜桩区间吻合较好, 可见此折减办法有一定的可靠性。

基于对中国南海某平台大直径钢管桩打桩过程的研究, Sun 等^[19]提出桩侧动摩阻力的计算式如下:

$$f_d = f_s / R_s \quad (11)$$

式中: R_s 为土体摩擦系数, 黏性土中 $R_s = S_t$, 该场地中 $S_t = [2, 3.5]$ 。

李飒等^[20]对使用 CAPWAP 得到的不同贯入深度的桩侧摩阻力进行了分析, 提出溜桩会导致后续打桩过程中单位侧摩阻力的衰减, 且不同深度的衰减幅度也不相同。采用相对深度比 z/H 来表示土体的位置, 其中 z 为土体在泥面以下的深度, H 为溜桩结束时的深度。根据不同相对深度比将泥面以下分为 3 个区域, 并提出了各个区域桩动侧摩阻力的计算方法。

(1) 完全影响区: $z/H \leq 0.5$, 桩动侧摩阻力仅为式 (3) 计算值的 0.05, f_d 按下式计算 (砂土、黏土均适用):

$$f_d = 0.05f_s \quad (12)$$

(2) 部分影响区: $0.5 < z/H \leq 0.8$, 需做进一步分区。①如果 $z/H_{\text{end}} \geq 0.44$, 其中 H_{end} 为桩基最终的入泥深度, 即设计入泥深度较小, 此时按照式 (7) 计算。②如果 $z/H_{\text{end}} < 0.44$, 即设计入泥深度较大, 此时用式 (12) 计算 (砂土、黏土均适用)。

(3) 无影响区: $z/H > 0.8$, 此时认为该区域土阻力不受溜桩影响, 仍采用式 (7) 计算。该方法考虑了溜桩对后续打桩土阻力的影响, 用于第 2 次溜桩发生时计算各区域桩动侧摩阻力更加合适。

Kong 等^[21]在文献[20]的基础上, 根据中国南海荔湾桩基平台现场施工时采集的工程数据及现场土体参数, 进一步细化了溜桩时动侧摩阻力的计算方法。Kong 等^[21]认为当钢管桩发生第 1 次溜桩时, 桩单位动侧摩阻力可采用修正的 API 法^[13]计算:

$$f_d = 0.3\alpha S_u \quad (13)$$

当钢管桩发生第 2 次溜桩时, Kong^[21]、李飒^[20]等均将桩基入泥区间分成 3 个区域, 不同区域的动侧摩阻力计算公式见表 7。通过工程实例核验, 使用该方法计算出的溜桩区间与实际情况误差范围为 8%~16%, 准确度较高。

王雪瑞等^[22]对海上隔水管锤击作业中的溜桩现象进行了分析, 认为渗透率较低的土质被水饱和后, 在振动荷载下发生的土体液化现象与打桩过程

中溜桩的发生有很大的关系。为考虑土体液化,王雪瑞等^[22]提出了 2 种桩周土阻力模型。未发生液化时,桩侧土体所发挥的静摩阻力与剪切位移的关系可用如下双曲线描述:

$$R_s(i, t) = \frac{S(i, t)}{a + bS(i, t)} \quad (14)$$

式中: $R_s(i, t)$ 为桩单元 i 在 t 时刻的静摩阻力; $S(i, t)$ 为桩单元 i 在 t 时刻的剪切位移; a 、 b 为待定系数。土体发生液化时,静摩阻力与剪切位移的关系亦符合双曲线模型,但相比于土体未液化情况下的静摩阻力,其值成比例缩小,可表述为

$$R_s(i, t) = \beta \frac{S(i, t)}{a + bS(i, t)} \quad (15)$$

式中: β 为土液化系数。土体发生液化时,侧摩阻力会明显下降。王雪瑞等^[22]通过分析中国东海某海

域溜桩案例,并与实际结果进行对比,建议土液化系数取值为 0.1。此时总溜桩长度的计算结果与实测结果相对误差仅为 2.9%。

综上所述, Semple^[14]、Puech^[16]等提出的动侧摩阻力计算公式均与土体的超固结比 OCR 有关,OCR 越大,动侧摩阻力 f_d 越大; Dover^[2]、Yan^[18]、Sun^[19]等则将土的灵敏度 S_t 看作影响计算 f_d 的关键因素, S_t 越大, f_d 越小; 李飒^[20]、Kong^[21]等考虑了溜桩本身对土阻力的影响,提出了适用于第 2 次溜桩发生时 f_d 的计算方法; 王雪瑞等^[22]认为,打桩时造成的土体液化是土阻力衰减的主要因素,因此将土液化系数作为计算土阻力的重要参数。除了土体本身的力学特性之外,打桩过程对动侧摩阻力也有着巨大的影响,这方面的研究还有待进一步加强。综合表 7 可知,在通过折减静侧摩阻力得到动侧摩阻力时,折减系数的取值范围在 0.05~0.5 之间。

表 7 黏土中侧摩阻力计算公式及动侧摩阻力折减系数

Table 7 Calculation of the pile skin friction and reduction coefficient of dynamic skin friction in clay

文献来源	f_s 计算公式	f_d 计算公式	动侧摩阻力折减系数
API ^[13]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = \alpha S_u$	—
Semple 等 ^[14]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = F_p f_s$, $F_p = 0.5(\text{OCR})^{0.3}$	$0.5(\text{OCR})^{0.3}$
Stevens ^[15]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = 0.5 f_s$	0.5
Puech 等 ^[16]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = A(\text{OCR})^{0.3} f_s$, $A = [0.2, 0.5]$	$A(\text{OCR})^{0.3}$
Dover 等 ^[2]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = \alpha S_u / S_t$, $S_t = [2, 8]$	$[0.125, 0.5]$
Yan 等 ^[18]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = \alpha S_u / S_t$, $S_t = [3, 4]$	$[0.25, 0.33]$
Sun 等 ^[19]	$f_s = \alpha S_u$	$f_d = f_s / R_s$, $R_s = S_t$, $S_t = [2, 3.5]$	$[0.29, 0.5]$
李飒等 ^[20]	$f_s = \alpha S_u$	完全影响区: $f_d = 0.05 f_s$ 部分影响区: $f_d = 0.5 f_s$, $z/H \geq 0.44$ $f_d = 0.05 f_s$, $z/H < 0.44$ 无影响区: $f_d = 0.5 f_s$	$[0.05, 0.5]$
Kong 等 ^[21]	$f_s = \alpha S_u$	完全影响区: $f_d = 0.075 f_s$ 部分影响区: $f_d = 0.3 f_s$, $z/H \geq 0.44$ $f_d = 0.075 f_s$, $z/H < 0.44$ 无影响区: $f_d = 0.3 f_s$	$[0.075, 0.3]$
王雪瑞等 ^[22]	土未液化时: $R_s(i, t) = \frac{S(i, t)}{a + bS(i, t)}$	土液化时: $R_s(i, t) = \beta \frac{S(i, t)}{a + bS(i, t)}$, $\beta = 0.1$	0.1

5 结论与展望

基于中国南海某风电场项目桩基施工过程中的打桩记录及地勘资料,结合已发表的溜桩文献,本文深入分析了溜桩发生的地层条件及土力学机制,总结了相关文献中桩侧摩阻力的计算方法,得到的主要结论如下:

(1) 溜桩发生的地层条件可分为两类:第 1 类是桩身由较硬土(砂土、硬黏土)层贯入软弱黏

土层时,由于桩端阻力的显著降低,总土阻力不足平衡桩与锤自重而引发的溜桩,此类溜桩发生前,一般有较强的锤击数及沉桩进尺;第 2 类是海床上部都为非硬土层且土层较为深厚时,桩身在自由入泥后处于不稳定平衡阶段,动力沉桩使得桩周土体孔隙水压力不断增大,土体不排水抗剪强度及桩侧摩阻力减小,同时伴随着桩周土因沉桩扰动而丧失结构强度而引发的溜桩,此类溜桩发生前,一般锤击数及沉桩进尺都较小。

(2) 溜桩停止的条件一般也可分为两类: 第 1 类是桩端贯入较硬土层中, 由于端阻的增大使得总土阻力增大而阻止桩体进一步下溜; 第 2 类是在深厚的非硬土层中, 由于桩-土接触面积的不断增大, 桩侧摩阻力也越来越大, 惯性力会越来越小, 同时动侧摩阻力的折减也越趋不显著, 使得溜桩会停止在此深厚的非硬土层中。

(3) 打桩过程中的桩侧摩阻力为动侧摩阻力。由于打桩时桩周土体发生扰动并重塑, 计算动侧摩阻力时, 一般是在 API 规范^[13]推荐的静侧摩阻力计算值基础上乘以一个折减系数。此折减系数的大小与场地地层中土体的力学特性及打桩过程有关, 一般在[0.05, 0.5]范围内。

目前研究者们提出的动侧摩阻力计算公式是基于特定的工程实例分析得到的, 且具有一定的局限性, 因此, 本文总结出的动侧摩阻力折减系数的取值范围也未能精确。有必要结合溜桩实例, 利用模型试验及数值模拟等方法对溜桩过程进行模拟和分析, 研究出更普适的动侧摩阻力计算公式。

参 考 文 献

- [1] 廖蔚茗. 循环荷载作用下粘土场地近海风机单桩式基础变形与受力特性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2018.
LIAO Wei-ming. Experimental study of offshore wind turbine with monopile foundation constructed in clayey site subjected to cyclic lateral load[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2018.
- [2] DOVER A R, DAVIDSON J. Large diameter steel pipe piles running under self weight in soft clay: predicted vs. observed behavior-Richmond-San Rafael Bridge Seismic Retrofit[C]//11th Triennial International Conference on Ports. San Diego, California: [s. n.], 2007: 1-10.
- [3] 郭生昌, 吴少霖. 沉桩施工溜桩问题分析及解决措施[J]. 水运工程, 2011, 12(12): 163-166.
GUO Sheng-chang, WU Shao-lin. Problems of rapid pile sinking during pile driving and solutions[J]. **Port & Waterway Engineering**, 2011, 12(12): 163-166.
- [4] 张海山, 杨进, 严德, 等. 海上钻井隔水导管打入作业溜桩深度预测[J]. 石油钻采工艺, 2013, 35(3): 22-24.
ZHANG Hai-shan, YANG Jin, YAN De, et al. Study on the slip pile depth prediction for offshore drilling conductor installation[J]. **Oil Drilling & Production Technology**, 2013, 35(3): 22-24.
- [5] 全刚, 江鹏, 岳文凯, 等. 南海某油田隔水导管施工溜桩风险分析[J]. 石油矿场机械, 2016, 459(12): 11-14.
TONG Gang, GANG Peng, YUE Wen-kai, et al. Study on the slip pile risk analysis for offshore drilling conductor installation[J]. **Oil Field Equipment**, 2016, 459(12): 11-14.
- [6] 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.
- [7] HEEREMA E P. Relationships between wall friction, displacement velocity and horizontal stress in clay and in sand for pile drivability analysis[J]. **Ground Engineering**, 1979, 12(1): 55-56.
- [8] STOCKARD D M. Case histories of pile driving in the Gulf of Mexico[J]. **Journal of Petroleum Technology**, 1980, 32(4): 580-588.
- [9] AURORA R P. Case studies of pile set-up in the Gulf of Mexico[C]//Proceedings of 12th Offshore Technology Conference. Houston, Texas: [s. n.], 1980: 281-290.
- [10] GOBLE G G, RAUSCHE F. Pile drivability predictions by CAPWAP[J]. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, 1994, 37(2): 257-278.
- [11] RAUSCHE F, NAGY M, WEBSTER S, et al. CAPWAP and refined wave equation analysis for drivability predictions and capacity assessment of offshore pile installations[C]//Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Honolulu: ASME, 2009: 375-383.
- [12] 孙立强, 贾天强, 闫澍旺, 等. 大直径管桩沉桩过程中溜桩判断方法研究[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2016, 40(2): 115-122.
SUN Li-qiang, JIA Tian-qiang, YAN Shu-wang, et al. Research on prediction of pile running during large diameter pipe piles driving[J]. **Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science)**, 2016, 40(2): 115-122.
- [13] API. RP 2A-WSD-2014 Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design[S]. Washington, D. C.: American Petroleum Institute, 2014.
- [14] SEMPLE R M, GEMEINHARDT J P. Stress history approach to analysis of soil resistance to pile driving[C]//Proceedings of 13th Offshore Technology Conference. Houston, Texas: [s. n.], 1981: 165-172.
- [15] STEVENS R F. The effect of a soil plug on pile drivability in clay[C]//Proceedings of the 3rd International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles. Ottawa: [s. n.], 1988: 861-868.