

DOI: 10.11779/CJGE20240169

考虑软黏土循环弱化效应的桩基承载力计算方法

张小玲^{1,2}, 张晓伟^{1,2}, 许成顺^{1,2}

(1. 北京工业大学城市建设学部, 北京 100124; 2. 北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124)

摘要: 在循环荷载的作用下, 软黏土的强度与刚度会随着循环荷载的持续作用而降低。目前针对循环荷载作用下软黏土地基中的桩侧荷载传递模型的研究大多基于双曲线模型提出的, 模型较为复杂且计算效率低, 针对该问题, 首先引入一个可以描述软黏土循环弱化特性的土体力学模型, 利用 ABAQUS 子程序二次开发实现了土体的循环弱化特性并引入到桩土相互作用模型的计算中。同时对传统静力桩侧荷载传递模型进行了改进, 提出了一个可考虑软黏土循环弱化效应的桩侧荷载传递三折线模型; 然后基于荷载传递法的思路建立了桩基承载力的计算方法, 该方法可以考虑软黏土的循环弱化效应; 将该方法得到的计算结果与相关文献中的模型试验结果进行对比验证, 证明了提出的考虑软黏土循环弱化效应的桩基承载力计算方法的正确性和有效性。最后, 在海上风电桩基的实际工程中应用该方法进行桩基极限承载力的计算, 并分析了循环次数以及循环荷载水平对极限承载力的影响。

关键词: 循环弱化效应; 桩基承载力; 桩土作用模型; 三折线模型

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)07-1365-08

作者简介: 张小玲(1980—), 女, 教授, 主要从事海洋土动力学方面的研究工作。E-mail: zhangxiaoling31@163.com。

Bearing capacity of pile foundation in soft clay under cyclic loading

ZHANG Xiaoling^{1,2}, ZHANG Xiaowei^{1,2}, XU Chengshun^{1,2}

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China; 2. Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: It is known that the strength and stiffness of soft clay will decrease with the continuous action of cyclic loading. Currently, the majority of studies on load transfer models for piles in soft clay under cyclic loading are based on the hyperbolic model, which are more complex and less efficient. In this study, a mechanical model for soils considering the cyclic weakening effects of soft clay is proposed. The secondary development of the ABAQUS subroutine is utilized to describe the cyclic weakening characteristics of soils, and the method is introduced into the calculation of the pile-soil interaction model. The conventional static load transfer model for piles is enhanced, and a trilinear model for resistance force of piles that can account for the cyclic weakening effects of soft clay is proposed. A method for calculating the bearing capacity of pile foundation is established based on the load transfer method with the cyclic weakening effects of soils. The calculated results are compared with those of the model tests, and the correctness of the proposed method considering the cyclic weakening effects of soft clay is verified. Finally, the method is applied to the calculation of the ultimate bearing capacity of pile foundation in an actual project of offshore wind power pile foundation. It is found that when the monopile foundation in soft clay is subjected to cyclic loading, the ultimate bearing capacity of the monopile will show a tendency of first fast and then slow attenuation with the increase of the number of cycles. With the increase of the cyclic loading level, the decay rate of the ultimate bearing capacity of the monopile increases, and the increase rate is from slow to fast. When the cyclic loading level exceeds a certain limit value, the decay rate of the ultimate bearing capacity increases rapidly.

Key words: cyclic weakening effect; bearing capacity of pile; pile-soil model; trilinear model

0 引言

进入 21 世纪以来, 全球可再生能源不断发展, 其

中风能始终保持着最为迅猛的增长趋势。风力发电作为一种新兴的能源利用方式, 已经成为了中国实现“双

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (52478324); 国家自然科学基金重点项目 (Grant No.52438009) This work was supported by the General Program of National Natural Science Foundation of China (Grant No.52478324) and the Key Program of National Natural Science Foundation of China (Grant No.52438009)

收稿日期(Received): 2024-02-22 修回日期(Revised): 2024-06-28 接受日期(Accepted): 2024-07-16 网络出版日期(Online): 2024-07-17

碳”目标的关键技术。相比于陆地风机,近海风机面临着复杂的海洋环境以及特殊的土质条件。东南沿海地区广泛分布着软黏土,这种土壤具有高含水率、低渗透系数、高压缩性和低强度的特点。在长期循环的海洋荷载的作用下,软黏土的强度和刚度会逐渐衰减,且伴随着土体塑性变形的累积,从而影响上部结构物的工作性能和承载能力。由于目前国内外缺乏对循环荷载作用下桩基承载力计算方法的相关规范,工程界也仅是通过大幅提高桩基础承载力的设计值来确保结构物的安全,造成了很大的资源浪费,因此建立能够考虑软黏土循环弱化特性的计算模型,并将其应用于考虑海洋土体弱化影响的海洋桩基础承载性能的研究中,对于分析海洋结构物的稳定性具有重要意义。

对于循环荷载作用下软黏土的弱化特性研究,国内外学者已经有了很多成果。Idriss 等^[1]提出了软化指数的概念,建立了土体软化指数与循环次数之间指数形式的表达式来考虑软黏土的循环弱化。Einav 等^[2]提出了一个由软黏土内部等效塑性应变控制的损伤弱化模型。周建等^[3]进行了循环三轴试验,探讨了循环应力比与超固结比对黏土弱化特性的影响。

关于软黏土地基中桩基承载力的计算方法,目前采用较多的是荷载传递法,也被称为 $t-z$ 法或者传递函数法,最早是由 Seed 等^[4]提出,这种方法是通过若干个弹簧来考虑土体与桩之间的相互作用,将荷载从桩顶逐渐传递到桩端,最终通过理论计算结果来确定桩基的承载力。经过几十年的研究,荷载传递法已经有了系列的发展,目前应用比较广泛的传递函数模型有:弹塑性模型,双折线模型,双曲线模型,三折线模型^[5]等等。

国内外一些学者考虑了荷载循环效应的影响,对传统静力条件下的承载力计算模型进行改进,使其能够适用于桩基的循环加载特性分析。Matlock 等^[6]建立了一个两参数弱化模型来描述极限侧阻随振次的循环弱化规律。陈仁朋等^[7]从土体初始刚度随深度和时间的变化以及桩侧土体发生往返剪切时会产生残余位移这两个方面,对传统双曲线模型进行了改进。任宇^[8]建立了一个由幂函数描述法向应力随循环次数变化的桩侧土体弹塑性弱化模型,并基于双曲线模型建立了桩端土体循环加卸载模型。崔春义等^[9]考虑了桩底土层波动效应,推导得出了饱和黏弹性半空间地基中摩擦桩桩顶竖向动力阻抗解析表达式;同时考虑了土体竖向波动效应以及桩身横向惯性效应,推导出大直径管桩桩顶动力阻抗解析解^[10]。荷载传递三折线模型是基于试验结果得到的经验模型,它将荷载传递过程简化为 3 个阶段:弹性阶段、塑性阶段和滑移阶段,它

计算精度高于双折线模型,计算量小于双曲线模型,且能给出解析解^[11]。三折线模型能够很好地描述桩侧阻力与位移之间的关系,在桩基的静力分析中得到了广泛的应用。然而由于三折线模型中的循环桩侧荷载传递模型一些参数无法仅仅依靠室内小型试验确定,现有循环桩侧荷载传递模型的研究大多是针对双曲线模型提出的,目前很少有学者将软黏土的循环效应引入三折线模型中进行分析。

针对以上问题,本文引入一个由累积塑性剪应变控制的软黏土循环弱化模型,并通过在 ABAQUS 中改变场变量的方式来实现软黏土的强度与刚度随循环荷载作用次数的变化特性,同时考虑了软黏土弱化对桩基承载力的影响,对传统静力条件下的桩侧荷载传递模型进行了改进,提出了一个可考虑软黏土循环弱化效应的荷载传递三折线模型,建立了可以考虑软黏土循环弱化效应的桩基承载力计算方法。

1 软黏土循环弱化计算模型

Mohr-Coulomb 强度理论是岩土工程中描述土体强度特性的经典计算模型,相较于其他土体强度模型,Mohr-Coulomb 模型的参数简单,通俗易懂且直观,但缺点是无法描述循环荷载作用下土体特性以及具有显著应变软化与硬化的土体特性。本文利用 ABAQUS 软件中 USDFLD 接口进行二次开发,在原有 Mohr-Coulomb 模型的基础上,自定义了可以考虑土体循环效应的累积塑性剪应变,并引入一个由软黏土累积塑性剪应变控制的土体弱化力学模型,用于桩土相互作用模型的计算。

考虑软黏土受到循环荷载作用后其强度和刚度会发生衰减,本文引入一个由土体累积塑性剪应变控制的强度衰减比与刚度衰减比公式^[2],表达式如下:

$$\delta_q = \frac{S_u}{S_{u0}} = \delta_{q, \text{res}} + (1 - \delta_{q, \text{res}}) e^{(-b\varepsilon^p)} \quad (1)$$

$$\delta_G = \frac{G}{G_0} = \delta_{G, \text{res}} + (1 - \delta_{G, \text{res}}) e^{(-b\varepsilon^p)} \quad (2)$$

式中: δ_q , δ_G 分别为软黏土强度衰减比与刚度衰减比; S_{u0} 为土体初始不排水抗剪强度; S_u 为土体在循环荷载作用后的不排水抗剪强度; G_0 为土体初始剪切模量, G 为土体在循环荷载作用后的剪切模量; b 为衰减系数,反映了土体受循环荷载作用后衰减的速度; ε^p 为循环加载期间土体产生的累积塑性剪应变; $\delta_{q, \text{res}}$, $\delta_{G, \text{res}}$ 分别为土体的残余强度衰减比与残余刚度衰减比,定义如下:

$$\delta_{q, \text{res}} = \frac{q_{\text{ures}}}{q_{\text{umax}}} \quad (3)$$

$$\delta_{G, \text{res}} = \frac{G_{\text{res}}}{G_0} \quad (4)$$

式中: q_{umax} 为土体初始偏应力强度; q_{ures} 为土体的残余偏应力强度; G_{res} 为土体的残余剪切模量。

循环荷载作用过程中软黏土产生的累积塑性剪应变 ε^p 可由如下关系式 (5) ~ (8) 计算得到^[12]。

其中, 第 i 次循环加载结束后的土体产生的总剪切应变为

$$\gamma_c^i = \frac{\tau_c}{G^i \left(1 - \frac{\tau_c}{S_u^i}\right)^5} \quad (5)$$

第 i 次循环的卸载过程出现的弹性剪切应变为

$$\gamma^{e,i} = \frac{\tau_c}{G^i} \quad (6)$$

因此第 i 次循环荷载作用产生的土体塑性剪应变为总剪切应变与弹性剪切应变的差值:

$$\gamma^{p,i} = \gamma_c^i - \gamma^{e,i} \quad (7)$$

则前 i 次循环加载后的土体累积塑性剪应变为

$$\varepsilon^{p,i} = \sum_{j=1}^i \gamma^{p,j} \quad (8)$$

则第 n 次循环加载后土体的强度与刚度分别为

$$G^{(n+1)} = G_0 \delta_G \quad (9)$$

$$S_u^{(n+1)} = S_{u0} \delta_q \quad (10)$$

式中: $G^{(n+1)}$, $S_u^{(n+1)}$ 分别为第 n 次荷载循环后的土体不排水抗剪强度与剪切模量。

2 考虑循环效应的荷载传递模型

2.1 传统的桩侧荷载传递三折线模型

张忠苗等^[13]针对静力加载的情况, 在总结前人研究成果的基础上提出了可考虑桩侧土软化和硬化特性的荷载传递三折线模型:

$$\left. \begin{aligned} \tau_s &= \lambda_1 s \quad (s \leq s_{u1}), \\ \tau_s &= \lambda_1 s_{u1} + \lambda_2 (s - s_{u1}) \quad (s_{u1} \leq s \leq s_{u2}), \\ \tau_s &= \beta \lambda_1 s_{u1} + \lambda_3 (s - s_{u2}) \quad (s_{u2} \leq s). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中: τ_s 为桩侧摩阻力, s 为桩身位移, λ_1 , λ_2 分别为桩侧土体弹性阶段和塑性阶段的剪切刚度系数; s_{u1} 为桩侧土体弹性阶段和塑性阶段的界限位移; s_{u2} 为桩侧土体塑性阶段和滑移阶段的界限位移; β 为强化系数。

2.2 考虑循环效应的桩侧荷载传递三折线模型

传统静力的桩侧荷载传递模型无法考虑桩侧土体受循环荷载作用而呈现出的滞回特性, 本文模拟陈仁朋等^[7]对双曲线模型的改进方法, 对静力情况下的桩侧荷载传递三折线模型进行改进, 使其适用于循环荷载作用的情况, 该模型的循环加卸载过程如图 1 所示。

示。

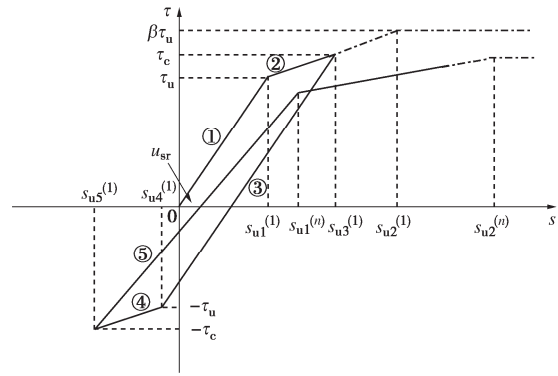


图 1 考虑循环效应的荷载传递三折线模型图

Fig. 1 Trilinear model for load transfer considering cyclic effects

本文引入循环衰减系数 α_n 来考虑桩侧土体强度与刚度的衰减, 并将循环三折线模型划分为 3 个阶段: 图 1 中①、②为第一个阶段, 表示正向加载阶段; 图 1 中③、④为第二个阶段, 表示卸载以及反向加载阶段; 图 1 中⑤为第三个阶段, 表示反向卸载阶段, 此阶段传递函数的强度与刚度发生衰减。各阶段的计算公式:

正向加载的弹性阶段

$$\tau_s = \alpha_n \lambda_1^{(1)} (s - u_{sr}) \quad (12)$$

正向加载的塑性阶段

$$\tau_s = \tau_u^{(n)} + \alpha_n \lambda_2^{(1)} (s - s_{u1}^{(n)}) \quad (13)$$

弹性卸载与弹性反向加载阶段

$$\tau_s = \tau_c + \alpha_n \lambda_1^{(1)} (s - s_{u3}^{(n)}) \quad (14)$$

反向加载的塑性阶段

$$\tau_s = -\tau_u^{(n)} + \alpha_n \lambda_2^{(1)} (s - s_{u4}^{(n)}) \quad (15)$$

反向卸载阶段

$$\tau_s = -\tau_c + \alpha_{n+1} \lambda_2^{(1)} (s - s_{u5}^{(n)}) \quad (16)$$

式中: $s_{u1}^{(n)}$, $s_{u2}^{(n)}$ 为循环过程中正向加载阶段对应的桩侧土体的界限位移; $s_{u3}^{(n)}$, $s_{u5}^{(n)}$ 为加载阶段转为卸载阶段时的桩侧土体位移; $s_{u4}^{(n)}$ 为循环过程中桩侧土体反向加载中弹性阶段所对应的界限位移; τ_c 为循环荷载幅值; τ_u 为初次加载的弹性屈服侧阻力; $\tau_u^{(n)}$ 为循环过程中的弹性屈服侧阻力; $\lambda_1^{(n)}$, $\lambda_2^{(n)}$ 为循环过程中桩侧土体弹性阶段和塑性阶段的剪切刚度系数; u_{sr} 为桩侧土体的残余位移; α_n 为循环衰减系数。

2.3 改进的荷载传递模型参数确定

(1) 土体初始剪切刚度系数与界限位移

桩侧土体的初始剪切刚度系数 $\lambda_1^{(1)}$ 与初始界限位移 $s_{u1}^{(1)}$ 通过静载试验中桩侧摩阻力随该位置的桩身位移变化曲线进行确定的。

(2) 土体循环剪切刚度系数与弹性屈服摩阻力

在循环荷载作用过程中, 桩侧土体的剪切刚度系数与弹性屈服侧阻力会发生衰减, 假设桩侧土体弹性阶段和塑性阶段具有相同的衰减规律, 循环过程中的

土体剪切刚度系数与弹性屈服摩阻力也具有相同的衰减规律。研究表明,循环衰减系数 α_n 的衰减是随着循环次数 n 呈现出先快后慢而后趋于一个稳定值的变化趋势^[12],与上文中软黏土衰减比与累积塑性剪应变的关系类似,因此参考式(1),(2)的形式,将循环衰减系数 α_n 相关的物理量关系定义为

$$\alpha_n = c + (1 - c)e^{\frac{-2.3n}{\alpha_{90}}}$$

(17)

$$\lambda_1^{(n)} = \alpha_n \lambda_1^{(1)}$$

(18)

$$\lambda_2^{(n)} = \alpha_n \lambda_2^{(1)}$$

(19)

$$\tau_u^{(n)} = \alpha_n \tau_u$$

(20)

式中: α_n 为循环衰减系数; c 为桩侧摩阻力的残余强度比; α_{90} 是用来描述土体剪切刚度系数随循环荷载作用衰减快慢的物理量,表示衰减程度达到总衰减程度的90%时所需经历的循环次数。

(3) 循环衰减系数 α_n 中的参数 c 与 α_{90}

为了得到桩侧阻力循环衰减系数 α_n 随循环次数的变化规律,本文建立了竖向循环荷载作用下单桩基础的轴对称分析模型,如图2所示。桩径 $D=2\text{ m}$,桩长 $L=20\text{ m}$,桩的弹性模量 $E_p=210\text{ GPa}$,泊松比 $\nu_p=0.3$ 。地基土体为软黏土,土体初始不排水抗剪强度 $S_u=50\text{ kPa}$,初始弹性模量 $E=30\text{ MPa}$,泊松比 $\nu_s=0.49$ 。地基土体长度取20倍桩径,深度取桩长的2倍,土体在水平方向边界处设置水平方向约束,中心轴处设置轴对称约束,模型底部设置固定约束。根据相关研究^[14],本文软黏土循环弱化模型中衰减系数 b 取为1,残余强度衰减比与残余刚度衰减比均取为0.65。

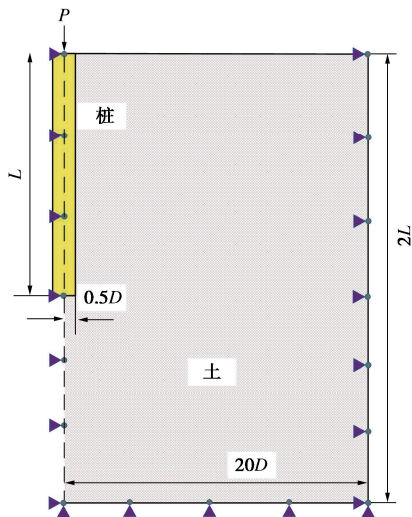


图2 桩土模型受竖向循环荷载作用示意图

Fig. 2 Schematic diagram of pile-soil model subjected to vertical cyclic loading

在桩土模型承受循环荷载作用前,首先在桩顶处施加竖向静荷载以求得单桩静力极限承载力 Q_{us} ,然后对不同循环荷载水平工况下的桩土计算模型分别施

加循环次数为1, 100, 1000, 5000, 10000的竖向循环荷载,其中循环荷载水平的定义为循环荷载的幅值与单桩静力极限承载力的比值 Q_c/Q_{us} ,取 Q_c/Q_{us} 分别为0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.65的5种工况来分析循环荷载水平大小对桩基承载力变化的影响;将施加完循环荷载后的土体作为初始状态,再施加竖向静荷载以求得循环荷载作用后的单桩竖向极限承载力。

图3是不同循环荷载水平下的桩侧循环衰减系数 α_n 随循环次数变化图,图中实心点为采用本文数值模拟有限元模型计算得到的结果,虚线为将数值模拟结果由式(17)拟合得到的曲线。根据工程界应用较多的极限摩阻力计算方法“ α ”法的定义,桩身一点处的极限侧摩阻力可通过桩侧土体不排水抗剪强度计算,则桩侧摩阻力的衰减与桩周土体强度的衰减具有相同规律,那么桩侧摩阻力的残余强度比 c 可取上文中软黏土的残余强度衰减比 $\delta_{q, res}$ 的值。

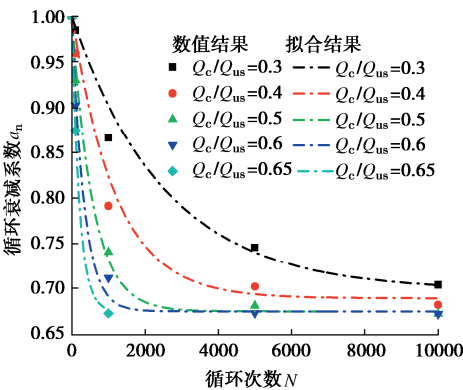


图3 不同循环荷载水平下循环衰减系数 α_n 随循环次数变化图
Fig. 3 Variation of cyclic attenuation coefficient α_n with number of cycles at different cyclic loading levels

表1为不同循环荷载水平下的参数 α_{90} 的计算结果。如循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为0.65时,拟合得到的循环衰减系数中,式中第一项残余强度比 c 为0.65;第二项表示的是桩侧摩阻力的衰减程度,其中 $1-c$ 表示当所有桩侧土体均衰减至残余强度衰减比 $\delta_{q, res}$ 时的极限侧摩阻力衰减比值;拟合得到的 α_{90} 的值为490,当循环次数 n 达到490次时,第二项中的 $e^{-2.3n/490}$ 为0.1,即表示桩侧摩阻力的衰减程度达到总衰减程度的90%。

表1 不同循环荷载水平下 α_{90} 的计算结果

Table 1 Calculated results of α_{90} under different cyclic loading levels

Q_c/Q_{us}	0.3	0.4	0.5	0.6	0.65
α_{90}	6524	2434	1377	801	490

图4是参数 α_{90} 与不同循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 的关系图,图中实心点为不同循环荷载水平下参数 α_{90} 的计算结果,实线为拟合结果,由于 α_{90} 随循环荷载水平变化的曲线先呈现出下凹型的趋势,而后呈现出上

凸型的趋势,无法采用单一函数精确拟合,因此将该结果进行分段拟合。对于 $Q_c/Q_{js} \leq 0.5$,采用幂函数关

系式 $\alpha_{90} = a \times \left(\frac{Q_c}{Q_{JS}} \right)^{-d}$ 进行拟合, 得到参数 $a=144.7$,

$d=-3.23$ 。对于 $Q_c / Q_{us} > 0.5$, 采用指数关系式

$\alpha_{90} = f + g e^{\frac{(\frac{Q_c}{Q_{ls}})}{t_1}}$ 进行拟合得到参数 $f=6952$, $g=-3.41 \times 10^3$, $t_1=-1.01$ 。

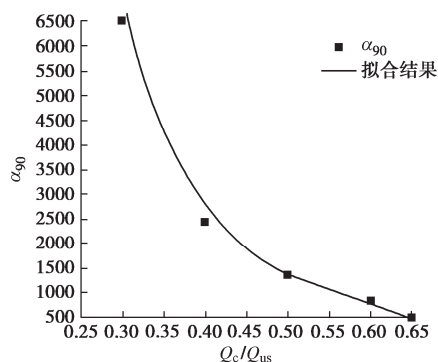
图 4 参数 α_{90} 与循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 的关系图

Fig. 4 Relationship between α_{90} and cyclic loading levels Q_c/Q_{us}

(4) 循环过程中桩侧土体的界限位移

在循环荷载作用过程中, 当桩侧土体的剪切刚度系数与强度发生衰减后, 可根据衰减后的土体强度和刚度来反推循环过程中的桩侧土体的界限位移 $s_{u1}^{(n)}$, $s_{u2}^{(n)}$, 具体关系式如下:

$$S_{ul}^{(n)} = u_{sr} + \frac{\tau_u^{(n)}}{\lambda_l^{(n)}} \quad , \quad (21)$$

$$s_{u2}^{(n)} = s_{u1}^{(n)} + (\beta - 1) \frac{\tau_u^{(n)}}{\lambda^{(n)}} \quad . \quad (22)$$

(5) 循环过程中桩侧土体的残余位移

当桩基础受到循环荷载作用，在一次完整的加卸载循环中，桩侧土体的剪切刚度衰减发生在反向卸载阶段，则正向与反向的加载阶段过程出现的位移相等，而卸载阶段出现的位移不相等，将正向与反向卸载阶段出现的位移差值定义为桩侧土体的残余位移 u_{sr} ，具体由下式进行计算：

$$u_{\text{sr}}^{(n)} = \frac{\tau_c}{\lambda_1^{(n+1)}} - \frac{\tau_c}{\lambda_1^{(n)}} \quad , \quad (23)$$

$$u_{\text{sr}} = \sum_{j=1}^n u_{\text{sr}}^{(j)} \quad \circ \quad (24)$$

3 循环荷载作用下的单桩承载力计算方法

3.1 控制方程

在任一时刻, 当单桩基础顶部承受静力竖向荷载

作用时, 根据桩身截面处的力平衡条件可得

$$\frac{d^2 s(z)}{dz^2} = \frac{U}{E_p A_p} \tau(z) \quad \circ \quad (25)$$

式中: $s(z)$ 为桩身位移; U 为桩截面的周长; A_p 为桩的截面面积; E_p 为桩的弹性模量。

3.2 荷载传递法的基本假定

图 5 为桩侧荷载传递法的示意图, 假设桩长为 L , 将桩平均划为 n 个单元, 每个桩单元与桩侧土体间用弹簧连接, 传递函数就是这些弹簧表示的应力-变形关系。本文采用位移协调算法进行计算, 认为桩身轴向变形与桩侧土体变形一致。另外假设桩身完全弹性, 加载过程中只出现轴向的变形, 桩身截面积与弹性模量等不发生改变。

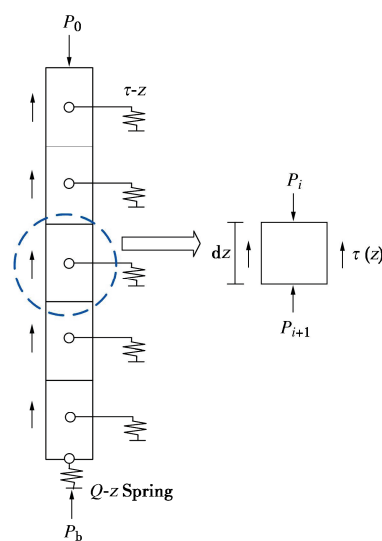


图 5 荷载传递法示意图

Fig. 5 Schematic diagram of load transfer method

3.3 计算过程

本文考虑荷载循环效应, 针对传统静力下用于桩基承载力计算的荷载传递法流程进行改进。假设桩端有一轴向微小位移, 根据桩侧荷载传递函数与桩端荷载传递函数逐段依次递推出各段桩体单元的轴力以及位移, 具体计算步骤如下:

(1)首先根据本文提出的软黏土循环弱化模型和荷载传递模型中的循环次数、循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 、土体残余强度衰减比 $\delta_{q,rs}$ 等参数计算得到循环衰减系数 α_n 。

(2) 假设桩端有一轴向位移 s_b ，根据桩端传递函数可得桩端阻力 Q_b ：

$$Q_b = A_p P_b(s_b) \quad \circ \quad (26)$$

式中: $P_b(s_b)$ 为桩端荷载传递函数。

(3) 根据位移协调条件, 第 n 段桩中点截面处位移 $s'_n = s_b$, 然后根据可考虑循环效应的桩侧荷载传递三折线模型求得第 n 段的桩侧摩阻力:

$$\tau_n = U \Delta L \tau_s(s_b) \quad (27)$$

(4) 第 n 个单元顶面处的轴力 Q_m 为底面处轴力 Q_b 与第 n 个单元侧摩阻力 τ_n 之和, 然后将第 n 个单元顶面与底面处的平均值作为第 n 个单元的平均轴力:

$$Q_m = Q_b + \tau_n \quad (28)$$

$$Q_n = \frac{Q_b + Q_m}{2} \quad (29)$$

(5) 根据求得的轴力计算第 n 段桩单元中心截面处的修正位移 s_n , Δs 为第 n 段桩身单元下半段产生的压缩变形。

$$\Delta s = \frac{Q_b + Q_n}{4E_p A_p} \Delta L \quad (30)$$

$$s_n = s_b + \Delta s \quad (31)$$

(6) 调节 ΔL 的大小, 确保 s'_n 与 s_n 的差值小于限定值。则第 n 个桩单元顶部的位移 s_m 与第 $n-1$ 个桩单元底部的轴力 $Q_{b,n-1}$ 与位移 $s_{b,n-1}$ 为

$$s_m = s_b + \frac{Q_n \Delta L}{E_p A_p} \quad (32)$$

$$Q_{b,n-1} = Q_m \quad (33)$$

$$s_{b,n-1} = s_m \quad (34)$$

(7) 重复步骤 (2) ~ (6), 可以得到第 $n-1$ 个桩单元顶部轴力与位移, 依次类推, 求得整个桩身各单元的轴力与位移。

4 模型试验验证

刘莹等^[15]针对不同固结状态的饱和软黏土进行了竖向循环荷载作用下的单桩模型试验。试验中采用位移加载方式, 在桩顶处分别施加振幅为 0.1, 0.2 mm, 循环次数为 50 次的循环荷载后, 单桩承载力衰减至残余值。根据试验的桩顶荷载位移变化曲线, 得到振幅为 0.1, 0.2 mm 时桩顶荷载幅值为 230, 310 N, 单桩初始极限承载力为 440 N, 即循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为 0.53 与 0.7。为了验证本文提出的考虑循环荷载作用的单桩承载力计算方法的有效性, 采用本文的理论计算方法的对该试验进行计算并于试验结果进行对比。

本文的理论计算方法中, 桩侧荷载传递模型采用本文提出的可考虑循环效应的桩侧荷载传递三折线模型, 桩端荷载传递模型采用两折线模型, 传递函数如下:

$$\left. \begin{aligned} P_b &= k_1 s \quad (s \leq s_{bu}) \\ P_b &= k_1 s_{bu} + k_2 (s - s_{bu}) \quad (s_{bu} \leq s) \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

式中: P_b 为桩端阻力; k_1 , k_2 为桩端土弹性阶段和塑性阶段的剪切刚度系数; s_{bu} 为桩端土弹性阶段与塑性阶段的界限位移。

根据试验中初始单桩承载力与竖向位移的关系,

由此得到桩侧荷载传递函数中的计算参数: $\lambda_1^{(1)}=1.301 \times 10^5$ kPa/m, $\lambda_2^{(1)}=3.29 \times 10^4$ kPa/m, $s_{u1}^{(1)}=0.3518$ mm, $s_{u2}^{(1)}=0.8968$ mm; 桩端荷载传递函数计算参数: $k_1=55.06$ kN/m, $k_2=2.1$ kN/m, $s_{bu}=0.63$ mm。

由于本文提出的理论计算方法中无法对不同循环荷载水平的连续加载进行计算, 通过对循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为 0.53 时循环次数为 50 次的结果与循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为 0.7 的结果进行对比, 确定得到当 $Q_c/Q_{us}=0.7$ 时循环次数为 4 次的加载与 $Q_c/Q_{us}=0.53$ 时循环次数为 50 次的加载所得到的计算结果是一致的。因此, 将循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为 0.53, 0.7 下分别循环 50 次的连续加载, 统一至循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 为 0.7 下循环次数为 54 次的单一加载。

图 6 为本文理论方法与试验结果求得的单桩荷载位移曲线对比图, 图中虚线为模型试验结果, 实线为由本文理论方法计算得到的结果。将单桩荷载位移曲线的拐点作为单桩极限承载力, 把荷载位移曲线的斜率作为桩土界面土体的剪切刚度, 由图 6 可以看出, 本文理论方法计算得到的循环弱化后单桩的极限承载力结果与试验结果比较接近, 同时桩土界面土体的剪切刚度的结果也比较接近, 因此验证了本文提出的理论方法计算得到的结果是合理有效的。

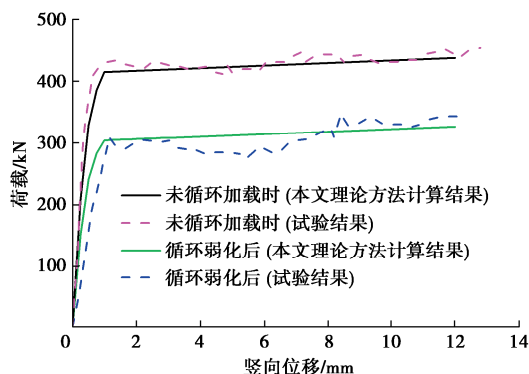


图 6 本文理论方法与试验结果的单桩荷载位移曲线对比

Fig. 6 Comparison of load-displacement curves of monopile between proposed theoretical method and tests

5 工程实例计算

某海上风电场采用混凝土单桩基础, 桩径 $D=4.3$ m, 桩长 $L=75$ m, 入土深度为 65 m, 桩身弹性模量为 25 GPa, 泊松比 $\nu=0.2$ 。地基土体不排水抗剪强度 $S_u=35$ kPa, 弹性模量 $E=30$ MPa, 泊松比 $\nu_s=0.49$, 土体残余强度衰减比为 0.55。首先在有限元软件中建立与实际条件相同的有限元模型并施加静荷载, 获得初始单桩承载力与竖向位移的关系曲线, 由此得到桩侧荷载传递函数中的计算参数: $\lambda_1^{(1)}=1492.85$ kPa/m, $\lambda_2^{(1)}=1363.9$ kPa/m, $s_{u1}^{(1)}=19.73$ mm, $s_{u2}^{(1)}=26.52$ mm;

桩端荷载传递函数计算参数: $k_1=207.31 \text{ kN/m}$, $k_2=28.31 \text{ kN/m}$, $s_{bu}=29.32 \text{ mm}$ 。

将循环弱化后的单桩极限承载力 Q_{uc} 与未循环加载时的极限承载力 Q_{us} 的比值作为归一化量 Q_{uc}/Q_{us} , 图 7 为循环次数为 200 次时循环弱化后的单桩极限承载力与循环荷载水平的关系。由图 7 可以看出, 随着循环荷载水平 Q_c/Q_{us} 的增加, 单桩极限承载力的衰减速度逐渐增加, 增加的速度由慢变快, 当 Q_c/Q_{us} 超过 0.55 时, 极限承载力的衰减速度迅速增加。

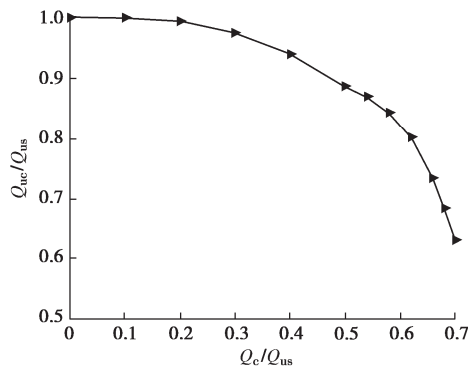


图 7 循环弱化后的单桩极限承载力与循环荷载水平的关系 ($N=200$)

Fig. 7 Relationship between ultimate bearing capacity of monopile after cyclic weakening and cyclic loading levels ($N=200$)

图 8 为循环荷载水平为 0.5 时循环弱化后的单桩极限承载力随循环次数的变化图。由图 8 可以看出, 在同一循环荷载水平下, 随着循环次数的增加, 单桩极限承载力会发生衰减, 并且衰减速度呈现出先快后慢的趋势。

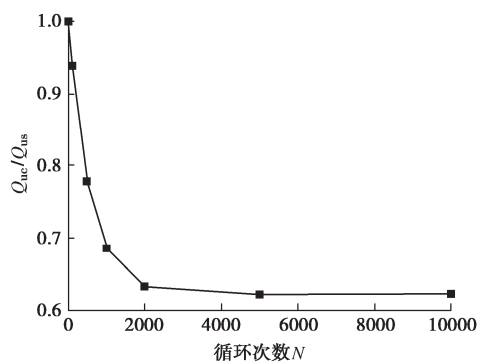


图 8 循环弱化后的单桩极限承载力随循环次数的变化 ($Q_c/Q_{us}=0.5$)

Fig. 8 Variation of ultimate bearing capacity of monopile after cyclic weakening with number of cycles ($Q_c/Q_{us}=0.5$)

图 9 为不同循环荷载水平下的单桩极限承载力与循环次数的关系图, 结果表明, 循环荷载水平对于单桩极限承载力的弱化影响很大, 当循环荷载水平为 0.1 时, 极限承载力的衰减速度非常缓慢, 循环次数即使达到 20000 次, 单桩极限承载力仅衰减至初始值的

0.97。而当循环荷载水平为 0.65 时, 循环次数达到几百次即衰减至残余值。

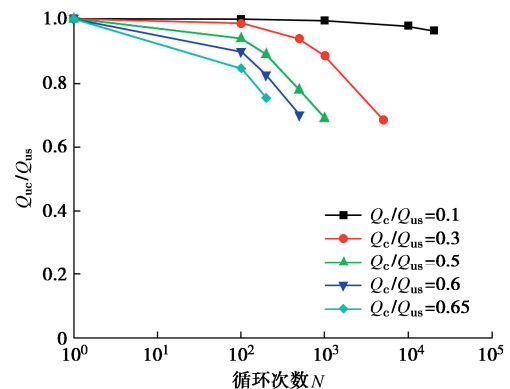


图 9 不同循环荷载水平下循环弱化后的单桩极限承载力与循环次数的关系

Fig. 9 Relationship between ultimate bearing capacity of monopile after cyclic weakening and number of cycles under different cyclic loading levels

6 结 论

本文通过对 ABAQUS 子程序的二次开发实现了软黏土随循环荷载作用的衰减特性, 并通过对循环荷载作用下的桩土相互作用模型的数值模拟得到了桩侧阻力与荷载循环次数的变化规律, 提出了可考虑循环衰减效应的桩侧摩阻力荷载传递三折线模型, 建立了考虑荷载循环效应的桩基竖向承载力计算方法。得到了以下 3 点结论。

(1) 本文提出的考虑软黏土循环弱化效应的桩基承载力计算方法能够合理考虑循环荷载对软黏土强度弱化和桩基承载性能的影响, 对循环荷载作用下的单桩极限承载力进行计算。

(2) 软黏土地基中的单桩基础在受到循环荷载作用时, 单桩极限承载力会随着循环次数的增加而发生衰减, 其衰减速度随着荷载作用的次数呈现先快后逐渐变慢的趋势。

(3) 随着循环荷载水平的增加, 单桩极限承载力的衰减速度逐渐增大, 当循环荷载水平超过一定限值时, 极限承载力的迅速衰减至残余值。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 张小玲, 张晓伟提出了力学模型并撰写了论文; 张晓伟对计算结果进行了分析; 许成顺指导模型建立并参与论文的写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。The mechanical model was proposed by ZHANG Xiaoling and ZHANG Xiaowei. The manuscript was

drafted by ZHANG Xiaoling and ZHANG Xiaowei. The results of study were calculated and analyzed by ZHANG Xiaowei. The study was supervised and the manuscript was revised by XU Chengshun. All the authors have read the last version of paper and consented for the submission.

参考文献:

- [1] IDRIS I M, DOBRY R, SINGH R D. Nonlinear behavior of soft clays during cyclic loading[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1978, **104**(12): 1427-1447.
- [2] EINAV I, RANDOLPH M F. Combining upper bound and strain path methods for evaluating penetration resistance[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2005, **63**(14): 1991-2016.
- [3] 周建, 龚晓南. 循环荷载作用下饱和软黏土应变软化研究[J]. 土木工程学报, 2000, **33**(5): 75-78, 82. (ZHOU Jian, GONG Xiaonan. Study on strain soften in saturated soft clay under cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2000, **33**(5): 75-78, 82. (in Chinese))
- [4] SEED H B, REESE L C. The action of soft clay along friction piles[J]. American Society of Civil Engineers, 1957, **122**(1): 731-754.
- [5] 郑刚. 高等基础工程学[M]. 北京: 机械工业出版社, 2007. (ZHENG Gang. Advanced Basic Engineering[M]. Beijing: China Machine Press, 2007. (in Chinese))
- [6] MATLOCK H, FOO S H C. Axial Analysis of Piles Using a Hysteretic and Degrading Soil Model[M]. London: Thomas Telford Publishing, 1980.
- [7] 陈仁朋, 周万欢, 曹卫平, 等. 改进的桩土界面荷载传递双曲线模型及其在单桩负摩阻力时间效应研究中的应用[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(6): 824-830. (CHEN Renpeng, ZHOU Wanhuan, CAO Weiping, et al. Improved hyperbolic model of load-transfer for pile-soil interface and its application in study of negative friction of single piles considering time effect[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(6): 824-830. (in Chinese))
- [8] 任宇. 长期竖向循环荷载作用下桩的变形特性试验及理论研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2013. (REN Yu. Experimental and Theoretical Study on Deformation Characteristics of Piles under Long-Term Vertical Cyclic Loading[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2013. (in Chinese))
- [9] 崔春义, 张石平, 杨刚, 等. 考虑桩底土层波动效应的饱和黏弹性半空间中摩擦桩竖向振动[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(5): 878-892. (CUI Chunyi, ZHANG Shiping, YANG Gang, et al. Vertical vibration of floating piles in saturated viscoelastic half-space considering wave effect of subsoil under pile bottom[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(5): 878-892. (in Chinese))
- [10] 崔春义, 梁志孟, 许成顺, 等. 基于轴对称连续介质模型的径向非均质土中大直径管桩纵向振动特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, **41**(5): 1031-1044. (CUI Chunyi, LIANG Zhimeng, XU Chengshun, et al. Research of longitudinal vibration characteristics of large-diameter pipe piles in radially heterogeneous soils based on axisymmetric continuum model[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2022, **41**(5): 1031-1044. (in Chinese))
- [11] 喻君. 改进的荷载传递法在桩基沉降计算中的应用研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2007. (YU Jun. Study on Application of Improved Load Transfer Method in Settlement Calculation of Pile Foundation[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2007. (in Chinese))
- [12] 刘莹, 黄茂松, 李帅. 海上风电桩基础竖向承载力循环弱化简化分析[J]. 岩土力学, 2013, **34**(9): 2655-2660. (LIU Ying, HUANG Maosong, LI Shuai. Simplified analysis of cyclic degradation of axial bearing capacity for offshore wind turbine pile foundations[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(9): 2655-2660. (in Chinese))
- [13] 张忠苗. 桩基工程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007. (ZHANG Zhongmiao. Pile Foundation Engineering[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2007. (in Chinese))
- [14] 黄茂松, 刘莹. 基于非线性运动硬化模型的饱和黏土桩基础竖向循环弱化数值分析[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(12): 2170-2178. (HUANG Maosong, LIU Ying. Numerical analysis of axial cyclic degradation of a single pile in saturated soft soil based on nonlinear kinematic hardening constitutive model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(12): 2170-2178. (in Chinese))
- [15] 刘莹, 覃立胜, 甘庆, 等. 固结状态不同的饱和软土中桩基竖向循环承载特性[J]. 科学技术与工程, 2021, **21**(23): 9995-10003. (LIU Ying, QIN Lisheng, GAN Qing, et al. Vertical cyclic bearing characteristics of pile foundations in saturated soft soil with different consolidation states[J]. Science Technology and Engineering, 2021, **21**(23): 9995-10003. (in Chinese))