文章编号:1674-2974(2024)09-0076-11 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024089

基于Rayleigh分布扰动状态概念的单桩承载特性研究

马彬[1,2],殷伟平[1,2],张乾青[1,2†]
[1. 山东大学 岩土与地下工程研究院,山东 济南 250061;
2. 山东大学(齐河)新材料与智能装备研究院,山东 德州 251114]

摘 要:基于扰动状态概念(Disturbed State Concept,DSC),结合Rayleigh分布从微观角度描述桩-土界面荷载渐进性传递特性,建立了基于DSC理论的桩侧及桩端荷载传递模型,给出了模型参数确定方法,并验证了模型的合理性.同时结合桩侧及桩端荷载传递模型,提出了一种分析单桩承载特性的迭代算法并验证其合理性.通过算法计算得到的单桩承载特性与案例实测值有较好的一致性,且可较好地反映侧阻及端阻硬化、软化等特性.变参数分析结果表明,基于DSC理论的桩侧及桩端荷载传递模型对不同土层、不同桩基施工工艺都有好的适用性,可较准确地描述桩-土界面荷载传递特性.

关键词:扰动状态概念;单桩;荷载传递模型;承载特性
中图分类号:TU473.1 **文献标志码**:A

Research on Bearing Characteristics of Single Pile Based on Rayleigh Distributed Disturbed State Concept

MA Bin[1,2], YIN Weiping[1,2], ZHANG Qianqing[1,2†]
[1. Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China;
2. Research Institute of New Material and Intelligent Equipment, Shandong University(Qihe County), Dezhou 251114, China]

Abstract: Based on the disturbed state concept (DSC), and combined with Rayleigh distribution, the progressive load transfer characteristics of the pile-soil interface are described from a microscopic perspective. The load transfer model of pile side and pile end based on DSC theory is established, the method of determining model parameters is given, and the rationality of the model is verified. Combined with the load transfer model of the pile side and pile end, an iterative algorithm for analyzing the load bearing characteristics of a single pile is proposed, and its rationality is verified. The bearing characteristics of a single pile calculated by this method are in good agreement with the measured values of the case, and this method can reflect the hardening and softening characteristics of side resistance and end resistance. The results of variable parameter analysis show that the load transfer model of pile side and pile end based on DSC theory has good applicability to different soil layers and pile foundation construction technologies and can accurately describe the load transfer characteristics of the pile-soil interface.

Key words: DSC(disturbed state concept); single pile; load transfer model; bearing characteristics

* **收稿日期**:2023-09-25
基金项目:国家自然科学基金资助项目(52078278),National Natural Science Foundation of China(52078278)
作者简介:马彬(1995—),男,山东潍坊人,山东大学博士研究生
† 通信联系人,E-mail: zjuzqq@163.com

在桩基工程理论分析方法中,常用的有荷载传递法[1-2]、剪切位移法[3-4]、弹性理论法[5-6]和数值计算法[7-8].荷载传递法因其计算简单、相关参数易于确定以及能够分析桩-土界面非线性响应等优点得到了广泛的应用.为了合理地描述桩基荷载传递特性,必须选取合适的桩侧摩阻力和桩端阻力荷载传递模型.在荷载传递函数方面,已经提出了理想弹塑性模型[9]、双线模型[10]、三线模型[11]、双曲函数模型[12]、抛物线函数模型[13]、抛物线-折线模型[14]、指数-折线模型[15]和软化函数模型[10]来描述桩-土界面荷载传递特性.虽然目前已经形成了丰富的荷载传递模型库,但许多模型仍存在一些不足.如高荷载水平荷载作用下的桩侧摩阻力会发生软化现象,双曲线模型及双折线模型不能很好地反映侧阻软化特性.双(三)折线硬化模型不能准确地描述桩端发生破坏时桩端持力层剪切破坏特性.而且目前经典荷载传递模型大都具有经验性和拟合性,缺乏足够的理论基础来描述桩-土体系的渐进性荷载传递特性,亟须一种具有理论基础的荷载传递模型来弥补不足.

扰动状态概念(Disturbed State Concept,DSC)具有较为完善的理论基础,是一种描述材料一般化特性的本构模拟理论,与其他经典模型相比具有较好的连续性和鲜明的理论性,能从微观角度较好地反映桩-土界面单元的受力扰动特性.基于扰动状态概念,建立单桩荷载传递模型,该模型具有相关参数易于确定和分析桩-土界面硬化、软化行为的优点[16-19].传统的DSC理论建立的载荷传递模型是基于非均匀材料的均质化理论,假设各元素的强度服从Weibull分布[17].但是,Weibull分布有两个参数在缺乏现场实测数据的情况下难以确定.有学者基于扰动状态的概念,利用指数分布减少参数个数,建立荷载传递模型[20].Rayleigh分布是Weibull分布的一种特例(k=2),本文通过拟合分析发现桩-土界面单元强度服从Rayleigh分布,可以采用Rayleigh分布的概率密度函数来统计描述桩-土界面单元的强度,且Rayleigh分布只含有一个未知参数,该模型参数较少且确定方法简单.

本文基于扰动状态概念,分析桩-土界面荷载渐进扰动过程,结合Rayleigh分布建立新型桩侧、桩端荷载传递模型,给出模型参数计算方法并分析了模型参数的影响规律,通过与工程案例对比分析,验证本文所提出模型的正确性.本模型可较好地反映桩侧及桩端硬化、软化和非线性等特性.与传统荷载传递模型相比,本文提出的基于DSC理论的荷载传递模型具有参数少、参数取值方法明确、拟合度好等优点.基于提出的桩侧及桩端荷载传递模型,建立一种分析单桩承载特性的迭代算法,并用算例来验证该算法的正确性,该算法可较好地反映侧阻及端阻的破坏特性以及硬化、软化等特性.最后通过相关模型参数研究,分析了不同模型参数对单桩受力特性的影响.

1　桩-土界面荷载渐进性传递扰动机理

岩土材料的扰动状态概念理论最早由Frantzis-konis和Desai[21]提出,经众多学者不断完善,扰动状态概念理论已经发展成为一种可全面分析材料或接触面力学性质的方法.该理论基于复合材料均匀化理论,认为受荷时岩土材料或接触面单元的响应可用处在相对完整状态(RI)和完全调整状态(FA)下的两种基准状态的混合态来表示.在外荷载作用前,几乎全部处于RI状态.当受到外荷载作用时,界面单元会随机地从RI状态自我调整到FA状态,经过持续的扰动过程,界面单元全部转化为FA状态.调整过程如图1所示,D为扰动因子.基于DSC理论建立的本构模型基本表达式可表示为[21]:

$$\sigma = (1 - D)\sigma_{\mathrm{i}} + D\sigma_{\mathrm{c}} \tag{1}$$

式中:σ为单元总应力;σ_{i}为处于相对完整状态单元应力;σ_{c}为处于完全调整状态单元应力;D为扰动因子,其数值介于0~1之间,反映了岩土材料扰动破坏的程度,当D=0时,岩土材料处于相对完整状态,当D=1时,岩土材料处于完全调整状态.

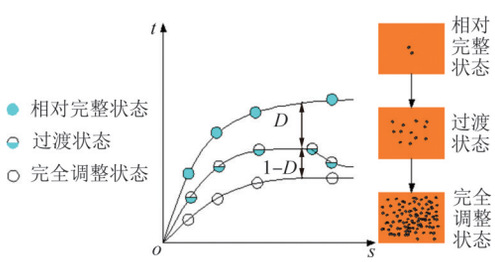


图1　扰动状态概念示意图

Fig.1　Schematic diagram of disturbance state concept

2　基于DSC理论的桩侧荷载传递模型

2.1　基于DSC理论的桩侧荷载传递模型的构建

在外荷载作用前和外荷载较小时,桩-土界面单

元几乎全部处于RI状态.当外荷载不断增大,使得桩-土界面发生塑性相对位移时,桩-土界面单元不断随机地从RI状态自我调整到FA状态,此时为扰动过渡状态.随着外荷载的进一步增大,桩-土界面单元全部调整到FA状态.桩侧扰动因子D_q反映了桩-土界面单元从RI状态到FA状态的调整过程.基于DSC理论,桩-土界面荷载传递模型可表示为:

$$\tau = \left(1 - D_q\right)\tau_i + D_q\tau_c \tag{2}$$

式中:τ为桩侧摩阻力;τ_i为处于相对完整状态的桩-土界面单元应力;τ_c为处于完全调整状态的桩-土界面单元应力.

假定处于RI状态的桩-土界面单元抗剪强度符合线弹性理论,本文采用佐藤悟双折线模型的理想线弹性部分计算[22]:

$$\tau_i = k_q s \tag{3}$$

式中:k_q为RI状态下桩-土界面单元剪切系数;s为桩-土相对位移.

随着外荷载不断增大,处于RI状态的桩-土界面单元不断转化为FA状态,此时可认为桩-土界面单元达到极限状态,其承受的应力可看作残余强度.现假定其符合理想塑性模型,桩侧摩阻力残余强度可表示为[23]:

$$\tau_c = R_s\tau_{su} \tag{4}$$

式中:τ_c可由桩基静载试验实测结果直接获得;R_s为侧阻破坏比,定义为桩侧摩阻力残余强度τ_c与桩侧极限摩阻力τ_{su}之比,取0.83~0.97[10].

桩-土界面出现塑性相对位移时,界面单元开始扰动.桩侧扰动因子D_q可反映界面单元的扰动程度,可定义为桩-土界面已破损单元数量N_q与总界面单元数量N之比:

$$D_q = \frac{N_q}{N} \tag{5}$$

桩-土界面的力学及变形特性十分复杂多变,受荷后桩-土界面破坏是一个渐变的过程,传统的桩基DSC荷载传递模型基于非均匀材料的均匀化理论,假定各单元强度符合Weibull分布进行计算[17].但是在缺乏现场实测数据的情况下,Weibull分布的两个参数难以确定,本文通过拟合分析发现由Weibull分布函数确定的桩-土界面单元强度近似符合Rayleigh分布,现采用Rayleigh分布的概率密度函数来统计描述桩-土界面单元的强度:

$$f(x) = \frac{x}{\delta^2}\exp\left(-\frac{x^2}{2\delta^2}\right) \tag{6}$$

式中:δ为Rayleigh分布参数,与桩-土界面扰动状态特性有关,为简化分析过程,后续皆以δ^2进行分析;x为自变量,代表桩-土相对位移.

当桩-土相对位移达到s时,界面破损单元数量为:

$$N_q(s) = N\int_0^s f(x)\mathrm{d}x \tag{7}$$

将式(6)、式(7)代入式(5),即得扰动因子表达式:

$$D_q = \frac{N_q(s)}{N} = \frac{N\left[1 - \exp\left(\frac{-s^2}{2\delta^2}\right)\right]}{N} = 1 - \exp\left(\frac{-s^2}{2\delta^2}\right) \tag{8}$$

将式(3)、式(4)、式(8)代入式(2),即得基于DSC的桩侧荷载传递函数:

$$\tau = k_q s\exp\left(\frac{-s^2}{2\delta^2}\right) + \tau_c\left[1 - \exp\left(\frac{-s^2}{2\delta^2}\right)\right] \tag{9}$$

当桩-土界面的相对位移s达到s_{su}时,桩侧摩阻力达到极限值τ_{su},通过对式(9)求导可得:

$$\frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{d}s} = \left(\frac{\tau_c s}{\delta^2} - \frac{k_q s^2}{\delta^2} + k_q\right)\exp\left(\frac{-s^2}{2\delta^2}\right) \tag{10}$$

令$\mathrm{d}\tau/\mathrm{d}s=0$,通过理论推导得到$s_{su}$的表达式为:

$$s_{su} = \frac{\tau_c + \sqrt{{\tau_c}^2 - 4{k_q}^2\delta^2}}{2k_q} \tag{11}$$

经过整理得到δ^2的表达式:

$$\delta^2 = \frac{k_q{s_{su}}^2 - s_{su}\tau_c}{k_q} \tag{12}$$

将s=0代入式(10),可得到τ-s曲线的初始斜率K_s,即桩-土界面初始刚度:

$$K_s = \frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{d}s} = k_q \tag{13}$$

将式(13)代入式(9)便是τ_{su}的另一种表达式,但解法相对繁琐,此处不做详细说明,本文采用下面介绍的方法.

将式(11)代入式(9),可得τ_{su}的表达式,即:

$$\tau_{su} = k_q s_{su}\exp\left(\frac{-k_q s_{su}}{2(k_q s_{su} - \tau_c)}\right) + \tau_c\left[1 - \exp\left(\frac{-k_q s_{su}}{2(k_q s_{su} - \tau_c)}\right)\right] \tag{14}$$

参数δ^2和k_q亦可依据式(12)和式(14)分别计算获得.

众所周知,桩-土界面力学及变形特性十分复杂,s_{su}的数值易受施工方法、桩基类型、土层性质和加载速率等因素影响,而且即使是同一土层,其含水率、内摩擦角和埋深等因素不同,s_{su}的值也会不同.目前s_{su}的数值多采用试验获得.由已有的钻孔灌注桩现场试验结果可知[24-25],当桩径为0.7~1.1 m的钻孔灌注桩位于黏土、粉土、砂土等土层时,s_{su}的取值范围为5~25 mm.

桩侧极限摩阻力τ_{su}可由式(15)确定[10]:

$$\tau_{su} = K\gamma z \tan\eta \tag{15}$$

式中:γ为土的重度;z为桩侧土体深度;η为桩-土界面的摩擦角,η取决于桩身和周围土壤的性质,可以通过剪切试验合理确定,在实际应用中,可通过$\eta=\arctan[\sin\varphi\cos\varphi/(1+\sin^2\varphi)]$近似估算[26],$\varphi$为土的内摩擦角,或取1/3~2/3的土体内摩擦角;K为侧向土压力系数,对于非挤土桩(如传统钻孔灌注桩),假设K等于静止土压力系数K_0,$K_0=(1-\sin\varphi)O_{CR}^{\sin\varphi}$,$O_{CR}$为土的超固结比,正常固结土时为1[27],对于挤土桩,文献[28]中总结了K的建议值.

2.2　基于DSC理论的桩侧荷载传递模型参数分析

由式(11)可知,DSC桩侧荷载传递模型有k_q、τ_c和δ^2三个影响参数.其中,k_q为RI状态下桩-土界面单元剪切系数,τ_c为桩侧摩阻力残余强度,两者皆可通过实测τ-s曲线得到,δ^2为Rayleigh分布重要参数,由实测的k_q、τ_c和s_{su}值确定.这三个参数直接影响到桩-土界面τ-s曲线的形式,本文分析了参数k_q、τ_c和δ^2对模型参数曲线线型的影响,见图2.

由图2(a)可知,固定τ_c和δ^2的值(τ_c=10 kPa,δ^2=10 mm^2),分析k_q对τ-s曲线线型的影响.k_q取不同值(6、8、10、12 kPa/mm)对界面τ-s曲线线型影响明显.在弹性阶段,桩侧摩阻力τ随着桩-土相对位移s的增大近似呈线性增大趋势,且k_q越大τ增长速率越快;在弹塑性阶段,当桩侧摩阻力τ达到峰值时,k_q越大峰值越大;当桩-土相对位移s增大到一定程度时,曲线开始出现软化现象,且k_q越大软化程度越大,桩侧摩阻力衰减迅速并逐渐趋近于桩侧摩阻力残余强度τ_c.

由图2(b)可知,固定τ_c和k_q的值(τ_c=10 kPa,k_q=8 kPa/mm),分析δ^2对τ-s曲线线型的影响.δ^2取不同值(10、12、14、16 mm^2)对界面τ-s曲线线型影响较小.在线弹性阶段,桩侧摩阻力τ随着桩-土相对位移s增加呈线性增大趋势,且不受δ^2值改变影响;在弹塑性阶段,随着桩-土相对位移s的增加桩侧摩阻力τ将达到峰值,且δ^2值越大峰值越大;桩侧摩阻力τ达到峰值后,曲线呈现软化现象,且不同δ^2值的曲线

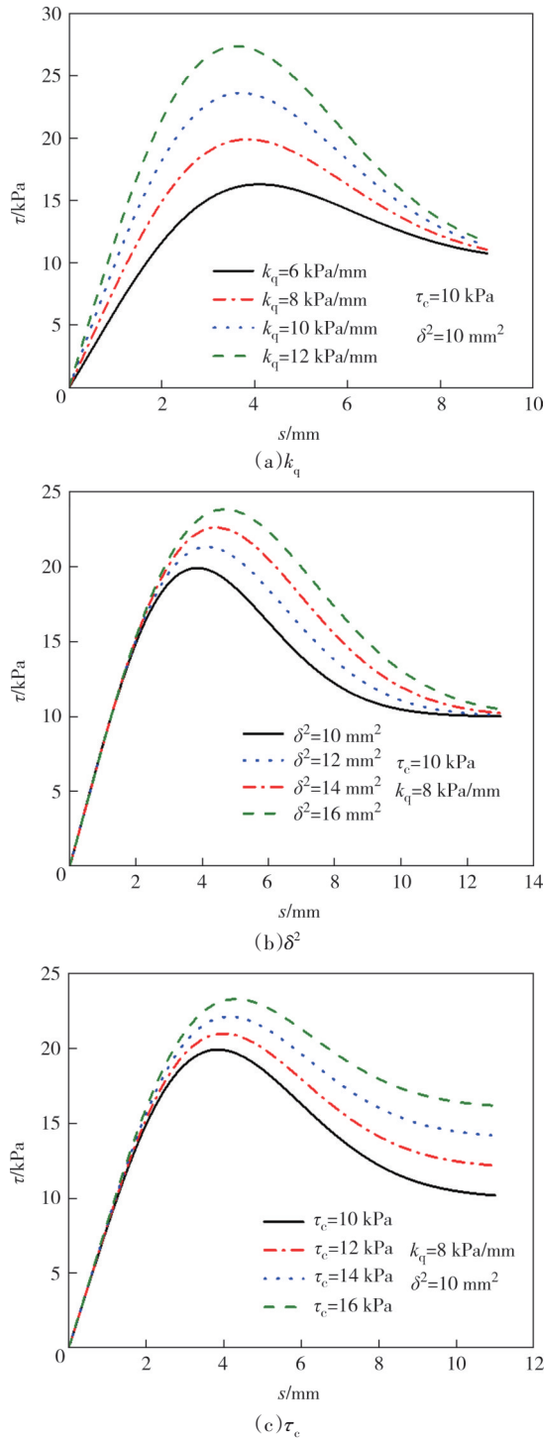


图2　参数k_q、δ^2和τ_c桩侧荷载传递模型的影响

Fig.2　Influence of the parameters, k_q, δ^2 and τ_c on the load transfer model of unit skin friction

软化程度相同,并最终从峰值逐渐衰减为桩侧摩阻力残余强度τ_c.

由图2(c)可知,固定k_q和δ^2的值(k_q=8 kPa/mm, δ^2=10 mm^2),分析τ_c对τ–s曲线线型的影响.τ_c取不同值(10、12、14、16 kPa)对界面τ–s曲线线型几乎无影响.在线弹性阶段,桩侧摩阻力τ随着桩–土相对位移s增大呈线性增大趋势,且不受τ_c值变化的影响;随着桩–土相对位移s不断增大,桩侧摩阻力τ达到峰值,且τ_c值越大峰值越大;桩侧摩阻力τ达到峰值后,曲线进入软化阶段,且不同τ_c值的曲线软化程度基本相同,并最终衰减为桩侧摩阻力残余强度τ_c.

2.3 基于DSC理论的桩侧荷载传递模型算例验证

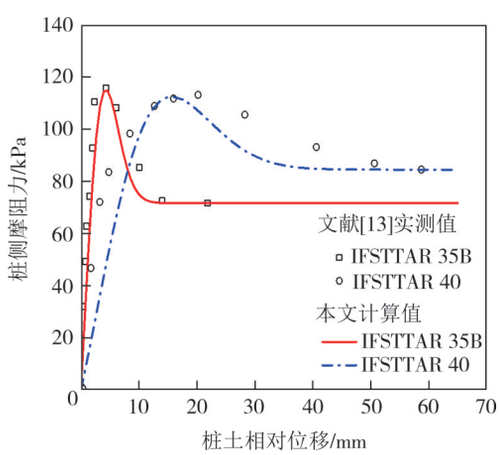
为研究桩–土界面荷载传递过程,验证本文提出的基于DSC理论桩侧荷载传递模型的正确性,拟采用文献[13]、[14]、[29]和[30]中的现场试验试桩作为验证对象,共选取7根试桩的τ–s曲线与根据本文模型计算得到的τ–s曲线对比验证.利用本模型参数的确定方法,得到基于DSC理论的桩侧荷载传递模型的各参数取值如表1所示.其中,参数τ_{su}、s_{su}和τ_c均采用实测值,结合式(9)和式(12)即可得参数k_q和δ^2.

表1 桩侧荷载传递模型计算参数

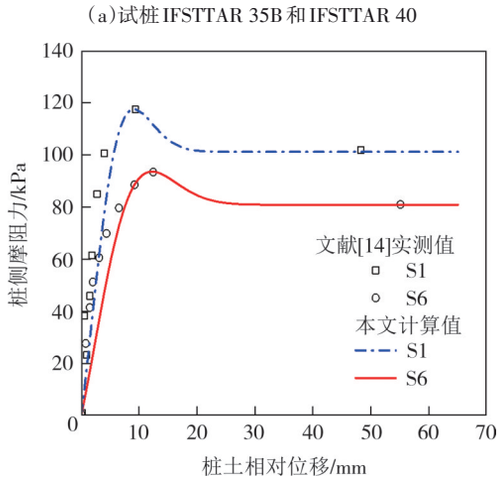
Tab.1 Calculation parameters of pile side load transfer model

文献	桩号	τ_{su}/kPa	s_{su}/mm	τ_c/kPa	k_q/(kPa·mm^{-1})	δ^2/mm^2
Bohn等[13]	IFSTTAR 35B	115.3	4.3	71.7	40.4	10.859
	IFSTTAR 40	112.2	15.7	84.5	10.4	118.926
Zhang等[14]	S1	117.4	9.1	101.2	17.9	31.362
	S6	93.7	12.2	80.9	10.6	55.729
Zhou等[29]	PT1	7.7	8.9	7.5	1.1	18.528
	PT2	9.1	11.2	8.8	1.02	28.813
王卫东等[30]	SYZA02	87.3	6.8	60.3	19.01	24.670

由图3可知,当桩–土接触界面相对位移较小(小于10 mm)时,该模型所预测桩侧摩阻力会随着桩–土界面相对位移的增大快速增大.在实测结果中,桩侧摩阻力达到极限值后将会出现软化现象,并且逐渐稳定于残余桩侧摩阻力,本模型同样能够准确表现出桩–土界面桩侧摩阻力的这一特性.利用表1模型参数得到的DSC桩侧荷载传递模型计算值与文献实测值对比曲线吻合情况较好,能够较好地反映桩–土相对位移与桩侧摩阻力的关系,由此可见本文提出的模型可根据实测参数用于单桩承载特性的计算.本文基于Rayleigh分布的DSC桩侧荷载传递模型具有参数少、确定简单、理论清晰、物理意义明确等优点,因此具有良好的理论价值和实用意义.



(a)试桩IFSTTAR 35B和IFSTTAR 40

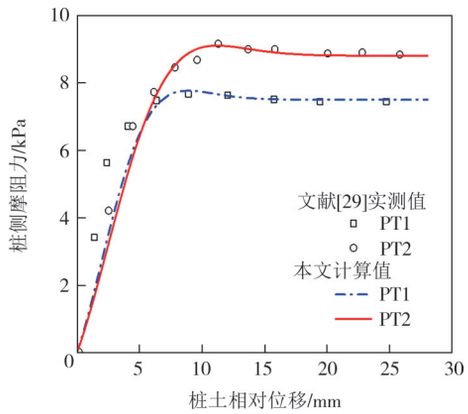


(b)试桩S1和S6

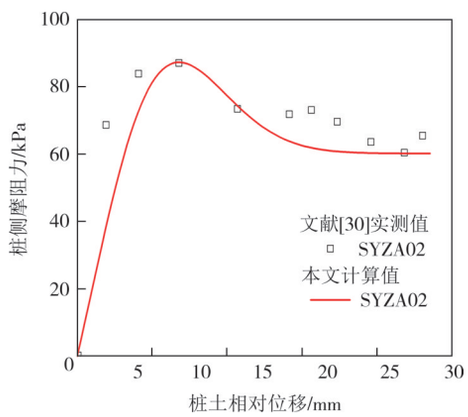
3 基于DSC理论的桩端荷载传递模型

3.1 基于DSC理论的桩端荷载传递模型的构建

基于DSC理论的桩端荷载传递模型与上述桩侧模型创建过程类似,在施加外荷载之前,桩端土单元几乎全部处于RI状态;随着外荷载不断增加,桩端土单元不断从RI状态随机调整到FA状态;当外荷



(c)试桩PT1和PT2



(d)试桩SYZA02

图3　现场实测值与桩侧荷载传递模型计算值对比

Fig.3　Comparison between the measured values in the field and the calculated values of pile side load transfer model

载增大到一定程度时,桩端土单元几乎全部处于FA状态.桩端扰动因子D_p反映桩端土单元从RI状态到FA状态的自我调整过程.基于DSC理论的桩端荷载传递模型基本表达式为:

$$\tau_b = \left(1 - D_p\right)\tau_{bi} + D_p\tau_{bc} \tag{16}$$

式中:τ_b为桩端阻力;τ_{bi}为处于相对完整状态的桩端土单元应力;τ_{bc}为处于完全调整状态的桩端土单元应力;D_p为桩端土单元的扰动因子.

假定处于RI状态桩端土单元抗剪强度符合线弹性理论,采用双折线模型的线弹性部分进行计算:

$$\tau_b = k_p s_b \tag{17}$$

式中:k_p为RI状态下桩端土单元的抗压刚度系数;s_b为桩端位移.

随着外荷载的增加,处于RI状态的桩端土单元最终全部调整为FA状态.对于桩身质量良好且桩端持力层已破坏的单桩而言,桩端阻力达到峰值后会逐渐减小至残余强度,即桩端的τ–s曲线会出现软化现象[23,31].因此,桩端土残余强度τ_{bc}可表示为:

$$\tau_{bc} = R_b\tau_{bu} \tag{18}$$

式中:τ_{bu}为极限桩端阻力;R_b为端阻破坏比,定义为桩端阻力残余强度与极限桩端阻力之比,根据其他学者研究成果,本文取0.85~0.95[23].

基于DSC理论桩端荷载传递模型的扰动函数的确定与桩侧类似,定义桩端土扰动因子D_p为:

$$D_p = \frac{N_{pb}(s_b)}{N_b} = \frac{N_b\left[1 - \exp\left(\dfrac{-s_b^{\,2}}{2\delta_b^{\,2}}\right)\right]}{N_b} = 1 - \exp\left(\frac{-s_b^{\,2}}{2\delta_b^{\,2}}\right) \tag{19}$$

式中:N_{pb}为桩端土的已破损单元数量;N_b为桩端土的单元总数量;δ_b为Rayleigh分布参数,与桩端土界面的扰动特性有关.

将式(17)、式(18)、式(19)代入式(16),即得基于DSC理论的桩端荷载传递函数:

$$\tau_b = k_p s_b \exp\left(\frac{-s_b^{\,2}}{2\delta_b^{\,2}}\right) + \tau_{bc}\left[1 - \exp\left(\frac{-s_b^{\,2}}{2\delta_b^{\,2}}\right)\right] \tag{20}$$

与DSC桩侧荷载传递模型参数分析类似,为节省篇幅,以下仅给出桩端荷载传递模型参数分析的关键公式:

$$\frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{d}s} = \left(\frac{\tau_{bc}s_b}{\delta_b^{\,2}} - \frac{k_p s_b^{\,2}}{\delta_b^{\,2}} + k_p\right)\exp\left(\frac{-s_b^{\,2}}{2\delta_b^{\,2}}\right) \tag{21}$$

$$s_{bu} = \frac{\tau_{bc} + \sqrt{\tau_{bc}^{\,2} - 4k_p^{\,2}\delta_b^{\,2}}}{2k_p} \tag{22}$$

$$\delta_b^2 = \frac{k_p s_{bu}^{\,2} - s_{bu}\tau_{bc}}{k_p} \tag{23}$$

$$K_b = \frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{d}s} = k_p \tag{24}$$

$$\tau_{bu} = k_p s_{bu}\exp\left(\frac{-k_p s_{bu}}{2(k_p s_{bu} - \tau_{bc})}\right) + \tau_{bc}\left[1 - \exp\left(\frac{-k_p s_{bu}}{2(k_p s_{bu} - \tau_{bc})}\right)\right] \tag{25}$$

s_{bu}易受施工方法、桩基类型等因素影响,因此,s_{bu}的值多通过现场试验结果确定,由现场单桩破坏性试验可知,桩端位于卵石层时发生破坏,s_{bu}取值范围为10~17 mm[23].

桩端极限摩阻力的值可由下式确定:

$$\tau_{bu} = cN_c + \overline{\sigma}_{nb}N_q \tag{26}$$

$$N_c = \left(N_q - 1\right)\cot\varphi \tag{27}$$

$$N_q = \left(\tan\varphi + \sqrt{1 + \tan^2\varphi}\right)^2\exp(2\psi\tan\varphi) \tag{28}$$

$$\overline{\sigma}_{nb} = \frac{1 + 2K_0}{3}\sigma_{vb} \tag{29}$$

式中:c为土层黏聚力;N_c为反映土的黏聚力c的无量纲系数;N_q为反映桩端平面处侧边土压力影响的无量纲系数,两者都与土的内摩擦角φ有关;$\overline{\sigma}_{nb}$为桩端平面处侧面的平均有效压力;ψ为桩端土破坏中桩端压密核边界与水平面的夹角.

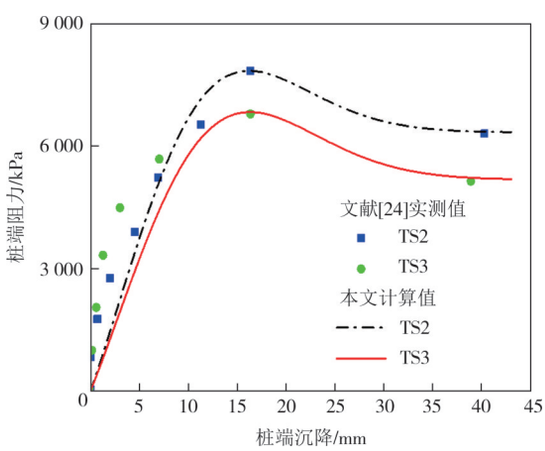
3.2 基于DSC理论的桩端荷载传递模型算例验证

为验证本文所提出的基于DSC理论桩端荷载传递模型的正确性,选取了4根破坏性钻坑灌注单桩现场试验数据进行分析[24-25].利用本模型参数的确定方法,得到基于DSC理论的桩端荷载传递模型的各参数取值如表2所示.其中,参数τ_{bu}、s_{bu}和τ_{bc}均采用实测值,结合式(23)和式(25)即可得参数δ_b^2和k_p.将4个现场试桩的实测曲线与计算值曲线进行对比,结果如图4所示.由图4可知,当桩端沉降较小(小于15 mm)时,该模型所预测桩端阻力会随着桩端沉降的增大而快速增大.在实测结果中,桩端阻力达到极限值后将出现软化现象,本模型同样能够表现出这一特性.利用表2模型参数得到的DSC桩端荷载传递模型计算值与文献实测值对比曲线吻合较好,能够较好地反映桩端位移与桩端阻力的关系,由此可见本文提出的模型可根据实测参数用于单桩承载特性计算.

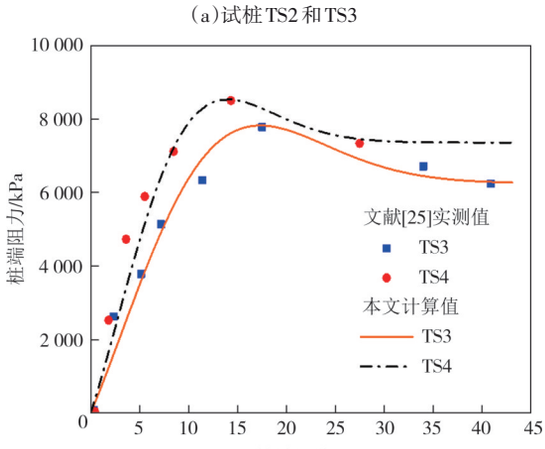
表2 桩端荷载传递模型计算参数

Tab.2 Calculation parameters of pile end load transfer model

文献	桩号	τ_{bu}/kPa	s_{bu}/mm	τ_{bc}/kPa	k_p/(kPa·mm^{-1})	δ_b^2/mm^2
Zhang等[24]	TS2	7 847.5	16.2	6 336.6	688.2	113.279
	TS3	6 834.4	16.3	5 179.8	607.5	126.709
Zhang等[25]	TS3	7 818.6	17.3	6 250.3	644.3	131.464
	TS4	8 530.1	14.0	7 353.9	842.4	73.784



(a)试桩TS2和TS3



(b)试桩TS3和TS4

图4 现场实测值与桩端荷载传递模型计算值对比

Fig.4 Comparison between the measured values in the field and the calculated values of load transfer model at pile end

4 基于DSC理论考虑桩-土体系渐进破坏的单桩承载特性计算方法

根据本文提出的基于DSC理论,考虑Rayleigh分布的桩侧及桩端荷载传递模型,结合荷载传递法可分析层状地基中考虑桩-土体系渐进破坏的单桩荷载-沉降特性,提出了预测单桩响应的迭代计算方法.计算过程可参考文献[20]、[23]和[24].

5 荷载传递模型单桩承载特性案例验证

5.1 案例一

选取3根破坏性单桩(TS1、TS2、TS3)的现场试验结果[31]验证本文基于DSC荷载传递模型的成层土中单桩承载特性计算方法的合理性.TS1、TS2、TS3试桩直径分别为0.7 m、0.8 m、1.0 m,桩长分别为40.0 m、39.1 m、47.2 m,桩身弹性模量均为33.5 GPa.为方便对比分析,计算时τ_{su}、τ_c、q_{bu}、q_{bc}、s_{su}和s_{bu}均采用实测值,δ^2、k_q、δ_b^2和k_p按照式(12)、式(14)、式(23)和式(25)分别计算得到,即TS1、TS2、TS3试桩的桩端DSC荷载传递模型参数k_p分别为1 362.4 kPa/mm、690.9 kPa/mm和615.2 kPa/mm,参数q_{bc}分别为6 620.2 kPa、6 336.6 kPa和5 179.8 kPa,参数δ_b^2分别

为 41.3 mm²、113.9 mm² 和 128.4 mm². 各土层中桩侧荷载传递模型相关参数见表3. 利用本文方法得到的单桩桩顶荷载–沉降曲线与实测值和计算值进行对比分析,如图5所示,本文计算结果较好.

表3　各土层模型计算参数

Tab.3　The parameters of each soil layer used in the calculation

土层	厚度/m			k_q/(kPa·mm^{-1})			τ_c/kPa			δ^2/mm^2		
	TS1	TS2	TS3	TS1	TS2	TS3	TS1	TS2	TS3	TS1	TS2	TS3
粉质黏土	1.7	1.6	2.5	20.0	13.7	13.5	28.7	30.0	27.5	6.676	14.86	19.07
粉质砂土	1.9	3.8	3.1	20.0	13.7	13.5	28.7	30.0	27.5	6.676	14.86	19.07
粉质砂土	4.4	4.6	3.2	3.9	6.6	2.5	30.0	32.0	31.0	117.2	67.32	513.3
粉质砂土	3.5	—	2.3	11.3	—	15.3	26.7	—	26.7	16.43	—	19.77
粉质砂土含粉土	4.6	6.8	5.1	4. 2	3.1	2.5	36.4	35.9	34.3	205.7	388.8	710.6
粉质黏土	0.7	—	0.6	2.0	—	0.75	19.6	—	20.7	81.94	—	752.7
砂质粉土	7.1	6.2	5.6	2.0	1.3	0.75	19.6	19.6	20.7	81.94	214.6	752.7
砂质粉土	2.2	1.6	0.8	3.8	3.7	4.2	51.9	51.9	51.9	223.0	214.4	253.3
砂质粉土	1.5	5.2	3.7	6.8	4.7	2.3	50.8	58.9	55.2	73.69	194.3	670.2
砂质粉土	2.8	—	3.6	9.5	—	2.8	57.2	—	54.4	62.87	—	692.1
粉质黏土含砂	2.1	1.4	1.9	9.5	6.5	2.8	57.2	55.8	54.4	62.87	285.3	692.1
细砂	1.3	5.9	0.7	8.7	8.7	8.7	66.7	66.7	66.7	237.0	237.0	237.0
中砂	3.3	—	2.1	17.4	—	3.6	80.9	—	57.8	47.42	—	598.8
细砂	0.9	—	0.9	23.4	—	6.8	104.8	—	83.3	43.12	—	282.5
中砂	2.0	2.0	8.1	23.4	11.5	6.8	104.8	115.6	83.3	43.12	117.5	282.5
中砂	—	—	1.0	—	—	8.9	—	—	90.1	—	—	222.4

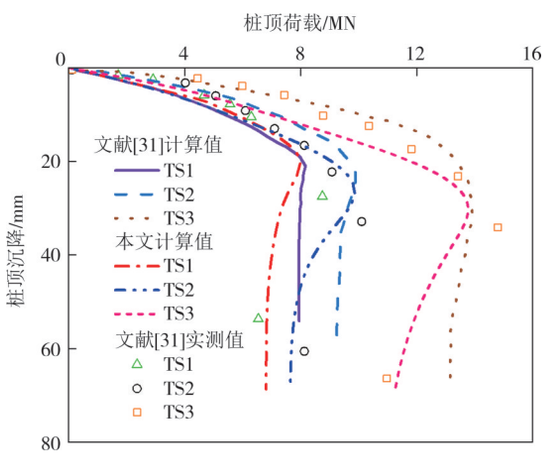


图5　案例一单桩桩顶荷载–沉降曲线的实测值与计算值对比

Fig.5　Comparisons of calculated and measured pile head load–settlement curves for single piles in case 1

5.2　案例二

选取在中密度砂土中进行的封闭钢管桩试验[32]来验证本文基于DSC荷载传递模型的成层土中单桩承载特性计算方法的合理性. 钢管桩桩长为9.15 m,桩径为273 mm,管壁厚为9.3 mm,桩身弹性模量为210 GPa,根据Castelli和Maugeri[33]的反算结果可知,桩侧土极限单位侧摩阻力从地表到桩端是线性增加的,地表处为0,桩端处为45 kPa,极限桩端阻力为4 271.0 kPa,桩端土初始刚度为714.9 kPa/mm. 根据后期参数分析研究表明,参数R_s和R_b对单桩荷载–沉降曲线的影响几乎可以忽略,所以整个桩长范围内R_s取0.90,R_b取0.90. 由本案例实测桩顶荷载–沉降曲线可知,当桩顶沉降达到3 mm左右时,曲线出现明显拐点,此时桩侧摩阻力充分发挥,桩土相对位移达到极限值s_{su}. 当桩顶沉降大于3 mm时,桩顶荷载主要由桩端阻力承担. 由于钢管桩的弹性模量较大,桩顶沉降为桩端位移与桩身压缩之和,因此反分析取s_{su}为2.73 mm. 基于DSC理论的荷载传递模型中桩侧参数δ^2和k_q分别由式(12)和式(14)计算求得,桩端参数δ_b^2和k_p由式(23)和式(25)联立计算求得. 利用本文方法得到的单桩桩顶荷载–沉降曲线与实测值和计算值进行对比分析,如图6所示.

由图6可知,本文单桩桩顶荷载–沉降计算结果与实测值[32]和计算值[33]十分接近.

6　参数分析

本文设计了以下算例来分析参数R_s、R_b、s_{su}和s_{bu}对单桩桩顶荷载–沉降曲线的影响. 假定钢管桩桩长为20 m,桩径为300 mm,桩身弹性模量为210 GPa,

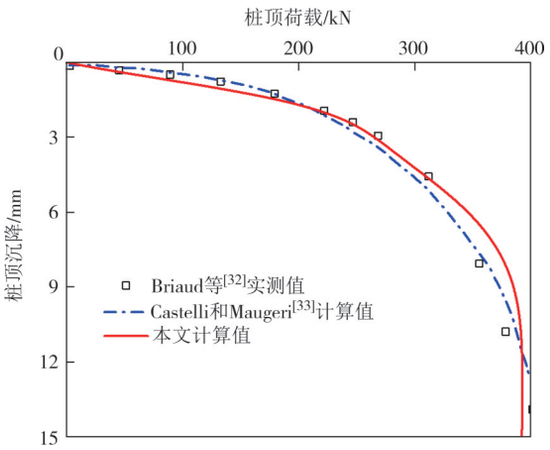


图6 案例二单桩桩顶荷载-沉降曲线的实测值与计算值对比

Fig.6 Comparisons of calculated and measured pile head load-settlement curves for a single pile in case 2

在桩长范围内桩侧极限摩阻为45 kPa,桩端极限阻力为4 300 kPa.参数R_s、R_b、s_{su}和s_{bu}对单桩桩顶荷载-沉降曲线的影响如图7所示.

由图7(a)可知,参数R_s只在桩顶荷载接近极限值时对单桩承载力产生影响,且对单桩极限承载力的影响小于10%,因此在实际工程中,可以不考虑参数R_s对单桩荷载-沉降曲线影响.由图7(b)可知,参数R_b对单桩荷载-沉降曲线影响主要发生在单桩桩顶荷载达到极限值之后的残余阶段,且对单桩极限承载力的影响小于10%,因此在实际工程中,可以不考虑参数R_b对单桩荷载-沉降曲线影响.

由图7(c)可知,当桩顶荷载达到最大值之前,桩顶沉降随着s_{su}的增大而增大.在桩基发生破坏后,相同桩顶荷载情况下,桩顶沉降随着s_{su}的增大而增大,同时单桩残余强度随着s_{su}的增大而增大.由图中曲线可见s_{su}对单桩桩顶荷载-沉降曲线的形式影响较大,因此在实际工程中要根据土层参数和式(11)合理确定.由图7(d)可知,桩顶荷载较小时,桩顶沉降随着s_{bu}的增大而增大.当单桩达到极限状态之后,相同桩顶荷载的情况下,桩顶沉降会随着s_{bu}的增大而增大,但残余强度随s_{bu}变化不大.桩顶荷载的极限值会随着s_{bu}的增大而减小,因此实际工程中s_{bu}取值要结合理论公式和土层参数合理确定.

7 结 论

本文基于扰动状态概念(DSC),认为桩-土界面单元处于相对完整状态(RI)时符合线弹性理论,处于完全调整状态(FA)时符合弹塑性理论.假定桩-土界面单元强度符合Rayleigh分布并用由此得到的

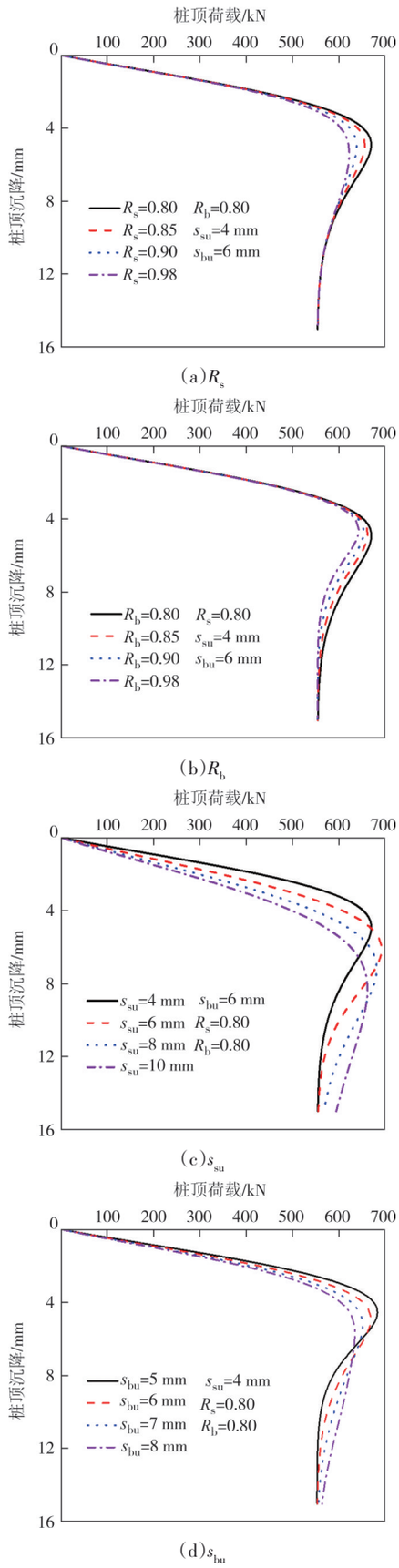


图7 参数R_s、R_b、s_{su}和s_{bu}对单桩桩顶荷载-沉降曲线的影响

Fig.7 Influence of the parameters R_s, R_b, s_{su} and s_{bu} on the single pile response

扰动函数反映,最终建立基于Rayleigh分布和DSC理论的桩-土界面荷载传递模型,该模型参数较少且确定方法简单.在此基础上提出单桩沉降迭代计算方法,将计算结果与工程检测情况对比,获得了以下结论:

1)通过本模型计算得到的τ-s曲线与案例实测值对比分析可知,本模型可较好地反映桩侧及桩端硬化、软化和非线性等特性,因此本模型可较真实地反映桩侧及桩端的桩-土界面荷载传递特性.

2)基于本文提出的DSC理论桩侧及桩端荷载传递模型,建立了一种分析单桩承载特性的迭代算法,通过与案例对比分析表明,该迭代算法得到的桩顶荷载-沉降曲线与案例实测值具有较好的一致性,因此该算法可较好地反映侧阻及端阻的破坏特性以及硬化、软化等特性.

3)通过变参数分析结果可知,实际工程中,R_s和R_b值对单桩桩顶荷载-沉降曲线影响很小,几乎可以忽略.s_{su}和s_{bu}值对单桩桩顶荷载-沉降曲线的影响较大,实际工程中应根据理论公式以及土层参数合理确定s_{su}和s_{bu}值.

参考文献

[1] 陈昌富,陈苏淑,朱世民,等. 柔性基础下等芯型水泥土复合桩荷载传递特性分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2023,50(1):152-160.
CHEN C F,CHEN S S,ZHU S M,et al. Analysis on load transfer behaviors of equal-core stiffened deep mixed pile under flexible foundation[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences),2023,50(1):152-160.(in Chinese)

[2] 江杰,陈秋怡,欧孝夺,等. 考虑桩侧土体软化的能量桩热力响应分析[J]. 岩石力学与工程学报,2023,42(9):2295-2305.
JIANG J,CHEN Q Y,OU X D,et al. Analysis of thermal response of energy piles considering softening of pile-side soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering,2023,42(9):2295-2305.(in Chinese)

[3] 邹新军,徐洞斌,王亚雄,等. 考虑地基土剪切模量非线性分布的基桩受扭分析[J]. 岩石力学与工程学报,2015,34(6):1267-1275.
ZOU X J,XU D B,WANG Y X,et al. Analysis of torsional piles considering nonlinear distribution of shear modulus of subsoil along depth [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering,2015,34(6):1267-1275.(in Chinese)

[4] 张浩,刘维正,何利超,等. 引扩孔灌浆扩体预制桩竖向承载变形的简化计算[J]. 铁道科学与工程学报,2022,19(1):120-128.
ZHANG H,LIU W Z,HE L C,et al. Simplified calculation method for vertical bearing deformation of pre-bored grouting reamed precast pile [J]. Journal of Railway Science and Engineering,2022,19(1):120-128.(in Chinese)

[5] 毛坚强,蒋媛. 基于单桩静载试验结果的群桩基础沉降计算方法[J]. 铁道学报,2017,39(1):97-103.
MAO J Q,JIANG Y. Settlement calculation of pile group foundation based on results of vertical static load test on single pile [J]. Journal of the China Railway Society,2017,39(1):97-103.(in Chinese)

[6] 木林隆,黄茂松,王卫东. 分层地基中隧道开挖对邻近刚性桩筏基础竖向影响分析[J]. 岩土工程学报,2011,33(7):1082-1090.
MU L L,HUANG M S,WANG W D. Vertical responses of capped pile foundations to ground movements induced by tunneling [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2011,33(7):1082-1090.(in Chinese)

[7] 袁涌筌,赵明华,杨超炜,等. 循环荷载下筋箍碎石桩复合地基动力特性数值分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2022,49(11):198-205.
YUAN Y Q,ZHAO M H,YANG C W,et al. Numerical analyses on dynamic characteristics of composite foundations with encased stone piles under cyclic loading[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences),2022,49(11):198-205.(in Chinese)

[8] ZHANG X Y,FATAHI B. Assessing axial load transfer mechanism of open-ended tubular piles penetrating in weak rocks using three-dimensional discrete element method[J]. Computers and Geotechnics,2021,137:104267.

[9] 王宗琴,张云鹏,田乙,等. 考虑固结的新近吹填场地桩侧负摩阻力分布特性[J]. 哈尔滨工业大学学报,2022,54(8):108-116.
WANG Z Q,ZHANG Y P,TIAN Y,et al. Distribution characteristics of negative skin friction on piles installed at dredger fill sites considering consolidation effect[J]. Journal of Harbin Institute of Technology,2022,54(8):108-116.(in Chinese)

[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] 刘晓华,韦彬,张鹏鹏,等. 考虑桩侧初始剪应力的层状地基中单桩沉降计算简化解析[J]. 铁道科学与工程学报,2020,17(4):875-881.
LIU X H,WEI B,ZHANG P P,et al. Simplified analytical for settlement calculation of single pile in layered soil considering initial shear stress of pile side[J]. Journal of Railway Science and Engineering,2020,17(4):875-881.(in Chinese)

[12] 薛凤忠,田娇,王昭空,等. 考虑桩-岩接触面流变的桩岩联合受力性能研究[J]. 岩土力学,2014,35(5):1438-1444.
XUE F Z,TIAN J,WANG Z K,et al. Research on pile-rock joint mechanical properties considering pile-rock interface rheology [J]. Rock and Soil Mechanics,2014,35(5):1438-1444.(in Chinese)

[13] BOHN C, LOPES DOS SANTOS A, FRANK R. Development of axial pile load transfer curves based on instrumented load tests [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017, 143(1): 04016081.

[14] ZHANG Q Q, LI S C, LI L P. Field study on the behavior of destructive and non-destructive piles under compression [J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2014, 32(1): 18-37.

[15] 符勇,曹吉鸣,楼晓明,等. 桩周土性对单桩承载性状影响的模拟研究[J]. 岩土工程学报,2011,33(增刊1):503-509.
FU Y, CAO J M, LOU X M, et al. Simulations of influences of properties of soil around piles on their bearing behaviors [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(Sup.1): 503-509. (in Chinese)

[16] LIU Q J, YANG L D, WU J. New model of load transfer function for pile analysis based on disturbed state model [J]. Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China, 2007, 1(4): 443-447.

[17] HUANG M, ZHANG B Q, CHEN F Q, et al. A new incremental load transfer model of pile-soil interaction based on disturbed state concept [J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(Sup.1): 167-172.

[18] 黄明,江松,许德祥,等. 超大直径变截面空心桩的荷载传递特征与理论模型[J]. 岩石力学与工程学报,2018,37(10):2370-2383.
HUANG M, JIANG S, XU D X, et al. Load transfer mechanism and theoretical model of step tapered hollow pile with huge diameter [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(10): 2370-2383. (in Chinese)

[19] 贾羽,张家生,张飞,等. 基于扰动状态概念的桩-土接触面荷载传递模型[J]. 东北大学学报(自然科学版),2021,42(12):1775-1781.
JIA Y, ZHANG J S, ZHANG F, et al. Load transfer model of pile-soil interface based on the disturbed state concept [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2021, 42(12): 1775-1781. (in Chinese)

[20] CHEN Z G, ZHANG Q Q, XING Y C, et al. Analysis of the response of a single pile using the disturbance state concept theory [J]. International Journal of Geomechanics, 2022, 22(10): 04022180.

[21] FRANTZISKONIS G, DESAI C S. Elastoplastic model with damage for strain softening geomaterials [J]. Acta Mechanica, 1987, 68(3): 151-170.

[22] 洪鑫,雷国辉,施建勇. 双线性荷载传递函数的单桩荷载沉降关系统一解[J]. 岩土工程学报,2004,26(3):428-431.
HONG X, LEI G H, SHI J Y. Unified load-settlement solution of single piles based on bilinear load transfer [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(3): 428-431. (in Chinese)

[23] 林春金,张乾青,梁发云,等. 考虑桩-土体系渐进破坏的单桩承载特性研究[J]. 岩土力学,2014,35(4):1131-1140.
LIN C J, ZHANG Q Q, LIANG F Y, et al. Analysis of bearing behavior of a single pile considering progressive failure of pile-soil system [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(4): 1131-1140. (in Chinese)

[24] ZHANG Q Q, ZHANG Z M. Simplified calculation approach for settlement of single pile and pile groups [J]. Journal of Computing in Civil Engineering, 2012, 26(6): 750-758.

[25] ZHANG Z M, ZHANG Q Q, YU F. A destructive field study on the behavior of piles under tension and compression [J]. Journal of Zhejiang University: Science A, 2011, 12(4): 291-300.

[26] CHO J, LEE J H, JEONG S, et al. The settlement behavior of piled raft in clay soils [J]. Ocean Engineering, 2012, 53: 153-163.

[27] ZHANG Q Q, LIU S W, FENG R F, et al. Finite element prediction on the response of non-uniformly arranged pile groups considering progressive failure of pile-soil system [J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 2020, 14(4): 961-982.

[28] 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]. Journal of Civil Engineering, 2014, 12(2): 179-192.

[29] ZHOU J J, GONG X N, WANG K H, et al. Testing and modeling the behavior of pre-bored grouting planted piles under compression and tension [J]. Acta Geotechnica, 2017, 12(5): 1061-1075.

[30] 王卫东,李永辉,吴江斌. 上海中心大厦大直径超长灌注桩现场试验研究[J]. 岩土工程学报,2011,33(12):1817-1826.
WANG W D, LI Y H, WU J B. Field loading tests on large-diameter and super-long bored piles of Shanghai Center Tower [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(12): 1817-1826. (in Chinese)

[31] ZHANG Q Q, ZHANG Z M. Complete load transfer behavior of base-grouted bored piles [J]. Journal of Central South University, 2012, 19(7): 2037-2046.

[32] BRIAUD J L, TUCKER L M, NG E. Axially loaded 5 pile group and single pile in sand [C]// Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rio de Janeiro: A.A. Balkema, 1989: 1121-1124.

[33] CASTELLI F, MAUGERI M. Simplified nonlinear analysis for settlement prediction of pile groups [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(1): 76-84.