

文章编号: 1674—8247(2025)02—0029—10
DOI:10.12098/j.issn.1674-8247.2025.02.005

大面积堆载作用下桩板结构负摩阻力特性研究

袁 宇

(中国铁路设计集团有限公司, 天津 300308)

摘 要:为研究桩板结构在大面积堆载作用下的负摩阻力特性,基于修正剑桥模型与有限元方法,建立大面积堆载作用下桩板结构与土体三维有效应力模型,研究不同桩长和桩土界面摩擦系数条件下桩基负摩阻力的发展规律。结果表明,(1)桩板结构存在明显的群桩遮蔽效应,中心桩和边桩的中性点高度和负摩阻力均小于单桩,且以中心桩的减小最为明显;(2)无量纲中性点位置和归一化下拉荷载可采用负指数公式予以表征;(3)对比规范结果,明确了规范对于无量纲中性点高度和负摩阻力系数的适用范围,给出了两者随桩土摩擦系数变化的计算公式;(4)基于中性点计算公式、负摩阻力系数计算公式和群桩效应系数建议表,可计算出任意时刻的桩板结构负摩阻力。

关键词:大面积堆载;桩板结构;负摩阻力;下拉荷载;中性点

中图分类号:TU43;U213.1

文献标志码:A

Study on Negative Skin Friction Characteristics of Pile-plate Structure under Large-area Surcharge

YUAN Yu

(China Railway Design Corporation, Tianjin 300308, China)

29

Abstract: To investigate the negative skin friction characteristics of pile-plate structures under large-area surcharge, a three-dimensional effective stress model for pile-plate structures and soil under such loading conditions was established based on the modified Cam-Clay model and finite element method. This study examined the development patterns of negative friction resistance in pile foundations under varying pile lengths and pile-soil interface friction coefficients. The results indicate that: (1) There is a significant pile group shielding effect in pile-plate structures, where the neutral point heights and negative friction resistance of both central and perimeter piles are less than those of a single pile, with the most pronounced reduction observed in central piles. (2) The dimensionless neutral point position and normalized downdrag can be characterized using a negative exponential formula. (3) By comparing with standard results, the applicable scope of standards for the dimensionless neutral point height and negative friction resistance coefficient is clarified, and formulas for calculating these two parameters as functions of the pile-soil friction coefficient are provided. (4) Based on the neutral point calculation formula, the negative friction resistance coefficient formula, and a proposed table of pile group effect coefficients, the negative friction resistance of pile-plate structures at any given time can be calculated.

Key words: large-area surcharge; pile-plate structure; negative skin friction; downdrag; neutral point

收稿日期:2023-10-17

作者简介:袁宇(1991-),男,工程师。

基金项目:中国铁路设计集团有限公司科技开发课题(2022B03406015)

引文格式:袁宇.大面积堆载作用下桩板结构负摩阻力特性研究[J].高速铁路技术,2025,16(2):29-38.

YUAN Yu. Study on Negative Skin Friction Characteristics of Pile-plate Structure under Large-area Surcharge[J]. High Speed Railway Technology, 2025, 16(2):29-38.

桩板结构主要由混凝土钻孔灌注桩和钢筋混凝土板现浇刚接而成,在深厚黏土等软弱地基的铁路路基基础中被广泛使用^[1-2],典型的桩板结构如图1所示。作为一种适用于软土地基中的路基基础结构,桩板结构不可避免地会承受大面积堆载作用^[3],由此产生的负摩阻力将会极大地增加桩基础的竖向轴力。桩基负摩阻力是桩板结构桩基设计中重要的考虑因素。

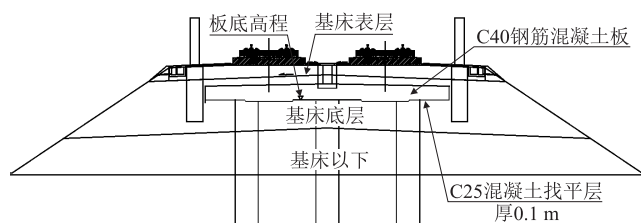


图1 桩板结构设计图

TERZAGHI 和 PECK^[4]于20世纪30年代首次提出了“负摩阻力”的概念,桩侧摩阻力的方向与竖向荷载的方向一致,增大了桩基所承受的竖向荷载。国内外学者从试验、理论和数值模拟的角度对桩基负摩阻力进行了大量研究^[5-6]。

BJERRUM 和 JOHANNESSEN^[7]对挪威海岸填土区内的钢管桩进行负摩阻力观测,通过测量桩身压缩深度,得到中性点的位置接近于桩底;INDRATNA 等^[8]进行了深厚黏土中的单桩负摩阻力试验,认为有效应力系数在0.1~0.2时可较为准确估计负摩阻力,并提出设置沥青涂层可有效降低负摩阻力;FELLENUS^[9]的足尺试验也得出了类似的结论;ZHAO 等^[10]利用模型试验对湿陷性黄土地区的桩基负摩阻力特性进行了研究;实测数据分析表明,桩周土体有效应力是影响负摩阻力以及中性点高度的重要因素。

王建华等^[11-12]利用Biot固结理论和积分方程方法研究了土表堆载作用下群桩负摩阻力,通过Laplace变换对积分方程组进行简化求解;高登辉等^[13]根据现场浸水试验沿深度实测沉降量与Boussinesq竖向位移解的相似性,提出由地基总的自重湿陷量计算土层沉降的方法。

LIU 等^[14]基于理想弹塑性摩尔库伦模型,研究了不同桩长、土体弹模对上覆黏土下卧砂土地基中单桩负摩阻力的影响;CHIOU 等^[15]利用三维有效应力有限元方法研究了桩头荷载对负摩阻力时间效应的影响;LIANG 等^[16]利用考虑蠕变效应的有效应力本构模型,研究了土体蠕变效应对单桩负摩阻力发展的影响,并提出了中性点和下拉荷载的计算公式。

现有对于负摩阻力的数值模拟的研究主要集中在单桩负摩阻力上,群桩负摩阻力研究以试验为主,而针

对桩板结构的负摩阻力的研究基本处于空白。此外,现有理论分析方法大多基于土体弹性的假设,形式复杂,不便于工程应用。因此,本文基于修正剑桥模型与有限元方法,建立大面积堆载作用下桩板结构与土体三维有效应力模型,研究不同桩长和桩土界面摩擦系数条件下桩基负摩阻力的发展规律。

1 数值模型的建立与验证

1.1 模型的建立

INDRATNA 等在曼谷进行了大面积堆载作用下分层土地基中的桩基负摩阻力试验,并对大面积路堤填筑后的表层土体沉降进行了分析。在将桩基打入指定深度后,再进行约2 m的路堤填土填筑,整个填筑时间为3 d。在填筑完成之后,对桩基的轴力以及表层土体的沉降进行测量。

依据场地条件和试验测试流程,建立分层土地基中的单桩负摩阻力三维有限元模型,如图2所示。模型的尺寸为26 m×40 m,桩基外边缘距模型水平边界的距离大于10倍桩基直径 D ,桩底距离模型竖向边界距离为15 m。位于地下水位以上的土体和桩基均采用八节点的六面体实体单元C3D8,地下水位以下土体采用带孔压的八节点六面体实体单元C3D8P。计算分析采用考虑流固耦合的渗流分析步。在桩基附近进行网格加密,网格最小单元尺寸为0.1 D ,总的网格数量在140 000左右。模型底部和侧向边界上均采用法向位移约束边界条件。排水边界(孔压为0)设置在地下水位线和砂土的顶部,为双向排水边界。

桩土之间采用面面接触,接触法则为库伦法则,法向接触属性为硬接触。依据LIANG 等人的研究,采用平均摩擦系数,在验证计算时,取 $\mu=0.25$ 。

土层主要以轻微超固结的黏土和砂土为主,采用适用性较好的修正剑桥模型(Modified Cam Clay, MCC)模拟黏土,采用弹性本构模拟桩基。具体的材料参数设置如表1所示。土体初始状态的设置可参照FU 等^[17]的研究成果。

模型的计算流程为:(1)施加重力,并进行地应力平衡;(2)利用生死单元功能激活路堤填土单元,并施加填土的重力荷载(时间为3 d);(3)进行荷载不变的固结分析(时间为265 d)。

1.2 模型的验证

土体沉降和桩身轴力的计算和实测数据的对比如图3所示。由图3(a)可知,模型的计算结果可以较好地预测不同时间段的土体沉降发展。当路堤荷载施加后,随着时间的增加,不同深度土层的沉降均有所增加,沉降主要发生在深度10 m范围内的土体。由

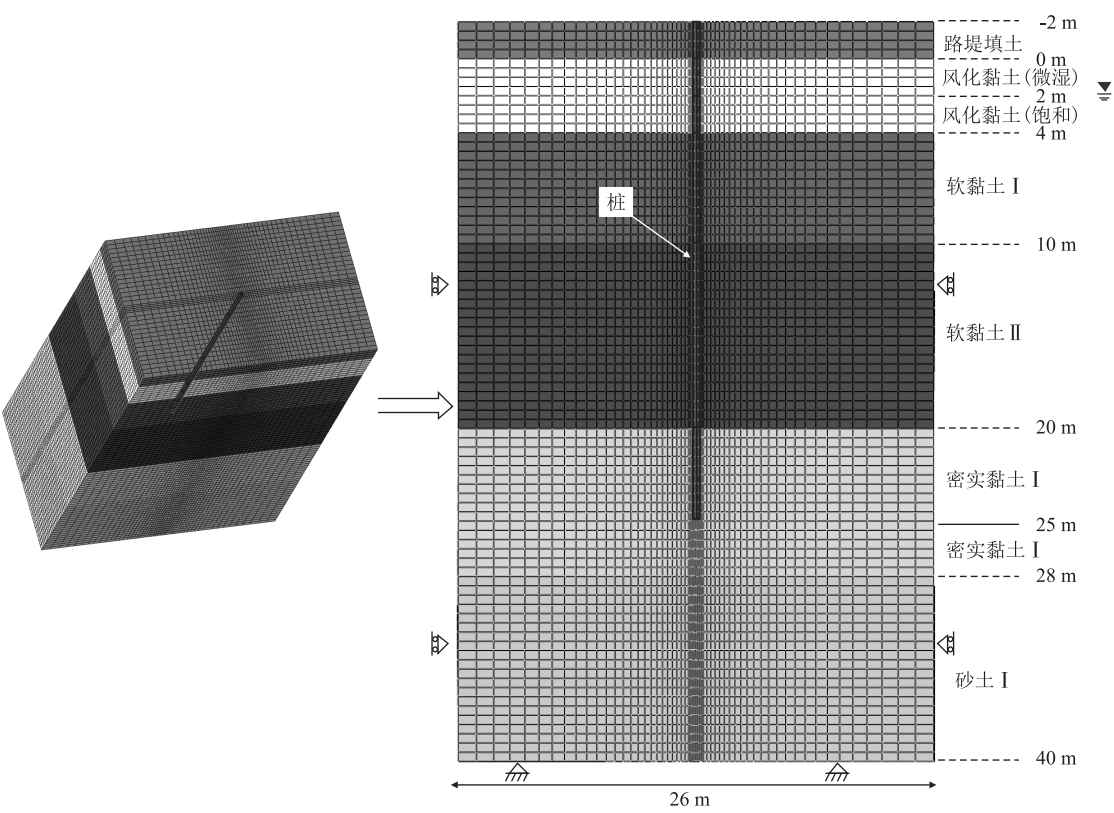


图2 单桩负摩阻力试验验证有限元模型图

表1 模型验证所采用的材料参数表												
材料名称	深度/m	天然容重/(kN/m³)	本构模型	κ	λ	M	e_0	$k/(m/d)$	OCR	K_0	ν	$E/(kN/m^2)$
路堤填土	-2~0	16.7	弹性	-	-	-	-	-	-	0.40	0.20	4 900
风化黏土(微湿)	0~2	16.7	MCC模型	0.053	0.182	1.05	1.54	-	2.7	0.70	0.33	-
风化黏土(饱和)	2~4	16.7	MCC模型	0.053	0.182	1.05	1.54	67.60×10^{-4}	2.7	0.70	0.33	-
软黏土 I	4~10	14.7	MCC模型	0.084	0.514	0.97	2.46	5.50×10^{-4}	1.2	0.60	0.33	-
软黏土 II	10~20	16.7	MCC模型	0.063	0.323	0.98	1.55	2.63×10^{-4}	1.3	0.60	0.33	-
密实黏土 I	20~28	18.6	MCC模型	0.027	0.116	0.90	1.20	3.72×10^{-4}	1.8	0.67	0.33	-
砂土 I	28~40	19.1	弹性	-	-	-	-	67.60×10^{-4}	-	0.45	0.33	27 440
桩	-2~25	14.7	弹性	-	-	-	-	-	-	-	0.30	30×10^6

备注: λ -NCL线在 v - $\ln p$ 平面上的斜率; κ -卸载曲线在 v - $\ln p$ 平面上的回弹斜率; M -临界状态应力比; e_0 -初始孔隙比; k -渗透系数;OCR-土体超固结比; K_0 -侧向土压力系数; ν -泊松比; E -弹性模量

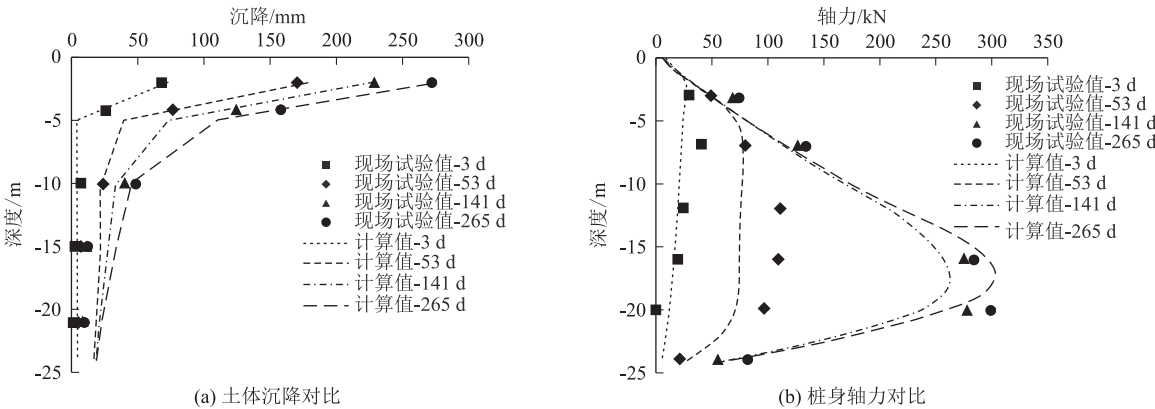


图3 土体沉降和桩身轴力与实测数据对比图

图 3(b)中的竖向轴力结果中可知,桩身轴力随时间的变化趋势总体上与实测结果较为符合。随着时间的增加,土体的沉降开始增加,土体下拉力激发,负摩阻力开始逐步发挥,桩身轴力逐渐增大。从最大轴力的发生位置(即中性点位置)可以看出,中性点的位置随着时间的增加明显下降。在路堤施加荷载完成后,中性点的位置约为 2.5 m 左右;在 265 d 时,中性点的位置发展到了 18 m 左右,约为桩长的 0.7 倍。随着时间的增加,中性点位置的改变逐渐减小,并趋于稳定。

由图 3 计算结果的对比可知,模型的设置以及参数的选取均较为合理,可以反映大面积堆载作用下桩基负摩阻力特性的发展。因此,在后续的分析中将基于 MCC 模型对大面积堆载作用下桩板结构的负摩阻力进行大量的数值计算,并进行相关参数的分析。

2 数值计算结果分析

2.1 计算工况

参考实际工程中桩板结构的尺寸进行有限元建模,桩板结构的桩基础为三桩基础,包括一根中心桩和两根边桩,均为混凝土钻孔桩。桩径 D 为 1 m,长度 L 为 30 ~ 40 m,桩的横向间距 d_1 为 3 m,纵向间距 d_2 同样为 3 m。板的宽度为 11 m,厚度 0.8 m。根据结构对称特性,沿纵向方向取 3 m 进行建模,如图 4 所示。

模型土体为 OCR = 1 的正常固结土,采用 MCC 模

型进行模拟,地下水位和排水边界位于土体表面,土体参数如表 2 所示。

为分析桩长、摩擦系数以及堆载大小的影响,设计不同条件下的计算工况,如表 3 所示。桩 - 土之间的切向摩擦系数取 0.1 ~ 1.0,桩长取 30 ~ 50 m,堆载大小为 30 kPa、60 kPa 和 100 kPa,分别表征不同路堤填土的高度。

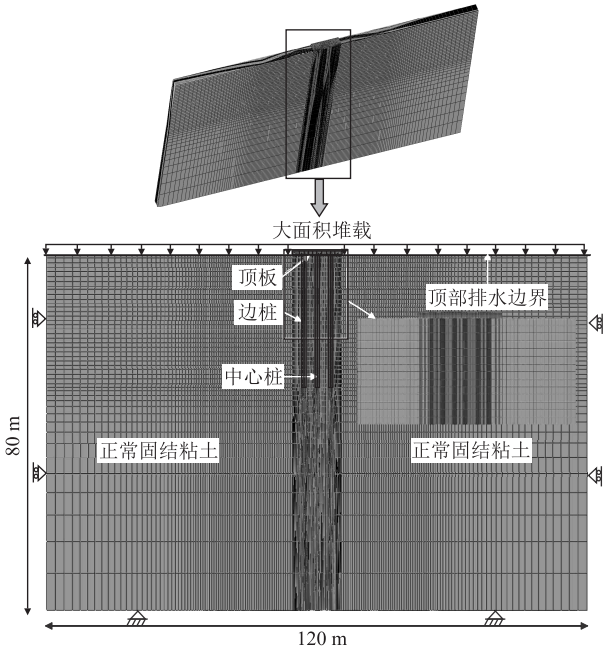


图 4 桩板结构负摩阻力有限元模型图

表 2 桩板结构模型中土体参数表

材料名称	天然容重/(kN/m ³)	本构模型	κ	λ	M	e_N	$k/(m/d)$	OCR	K_0	ν	$E/(kN/m^2)$
正常固结粘土	16	MCC 模型	0.053	0.205	0.89	2.25	18×10^{-4}	1	0.613	0.3	-
桩	16	弹性	-	-	-	-	-	-	-	0.3	30×10^6

表 3 计算工况汇总表

计算工况	桩长/m	切向摩擦系数 μ	堆载 P/kPa
1-1 至 1-5	30	0.1/0.3/0.5/0.7/1.0	30
2-1 至 2-5	40	0.1/0.3/0.5/0.7/1.0	30
3-1 至 3-5	50	0.1/0.3/0.5/0.7/1.0	30

异,针对单桩基础,对表 3 中所有的工况均进行了相同荷载和土层条件下单桩负摩阻力的计算。

2.2 典型结果分析

桩身轴力是分析桩身负摩阻力以及中性点位置的重要依据。针对典型工况下桩身的轴力分布规律进行分析,桩长 $L = 30$ m、 $L = 40$ m 和 $L = 50$ m 在摩擦系数 μ 为 0.1 时桩身轴力的变化如图 5 ~ 图 7 所示。

为了对比桩板结构和单桩负摩阻力分布规律的差

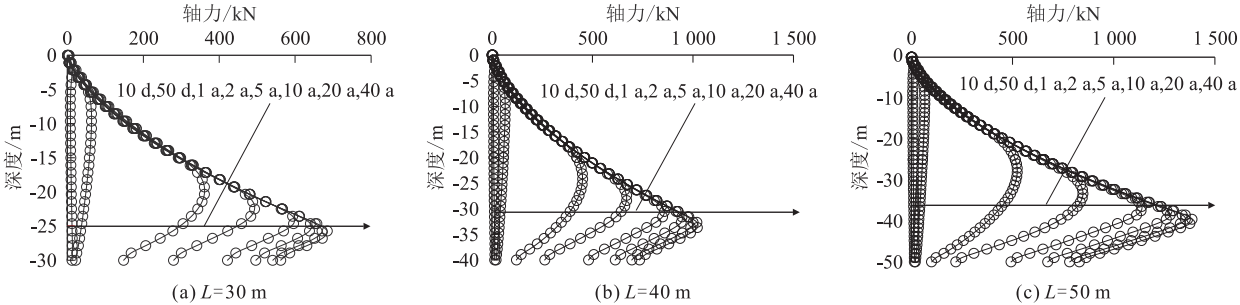
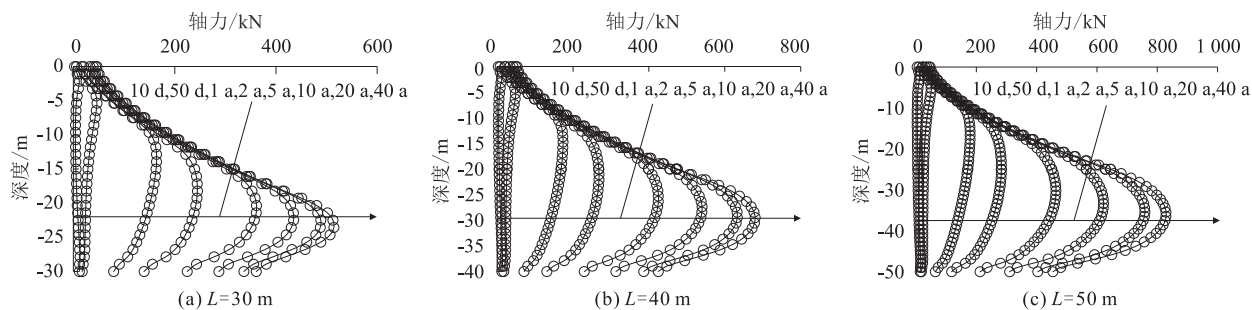
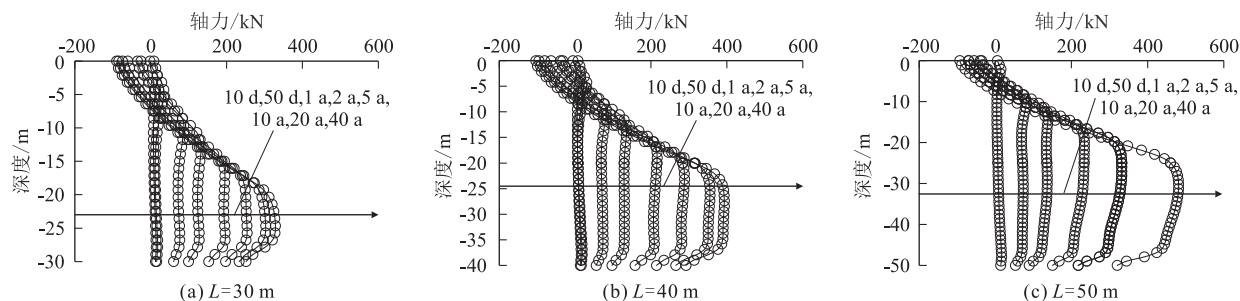


图 5 单桩轴力分布图($\mu = 0.1, P = 30$ kPa)

图6 边桩轴力分布图($\mu=0.1, P=30 \text{ kPa}$)图7 中心桩轴力分布图($\mu=0.1, P=30 \text{ kPa}$)

由图5~图7可知,随着时间的增加,单桩、边桩以及中心桩的轴力均明显增加。由于单桩桩头为自由边界,不同时刻的桩头轴力均为0;而由于桩板结构板的存在,边桩和中心桩的桩头存在位移约束,随着时间的增加,桩头的轴力有一定幅度的增加,中心桩桩头一定范围内存在受拉区(轴力为负),且中心桩头的受拉

轴力要明显大于边桩。但在中性点以上,边桩和中心桩轴力均呈增大趋势,与单桩一致。不同单桩的中性点基本出现在 $0.8L$ 附近。而与单桩结果不同的是,桩板结构中边桩与中心桩的中性点高度要偏小,且中心桩的中性点高度最小。 $t=50 \text{ d}$ 和 $t=40 \text{ a}$ 时桩和土的竖向位移云图如图8、图9所示。

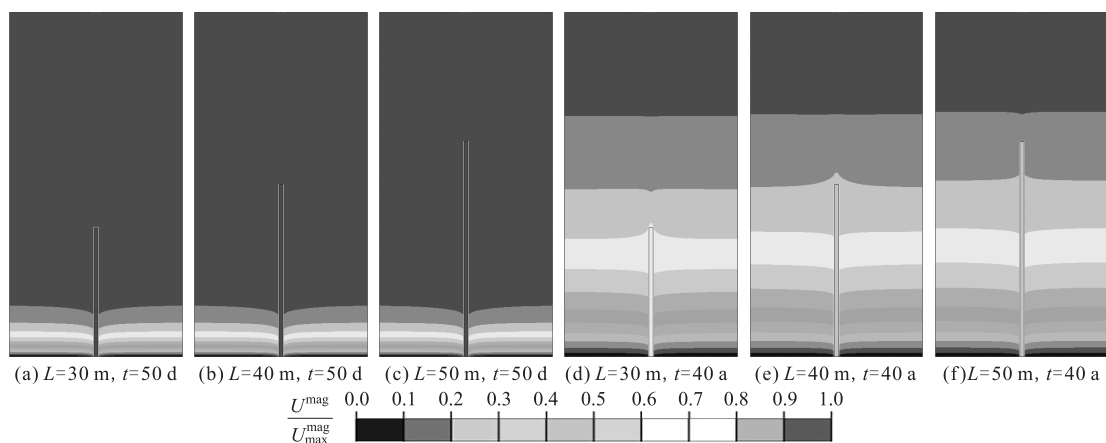


图8 单桩不同时刻桩土竖向位移图

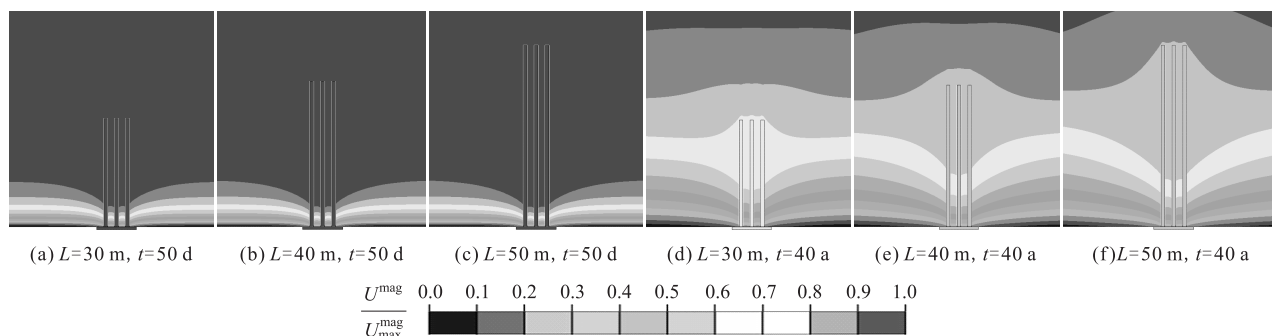


图9 桩板结构不同时刻桩土竖向位移图

由图9可知,在加载初期,土体的位移只发生在表层,随着时间的增加逐渐向深层发展。单桩和桩板结构竖向位移云图中颜色相同的高度处可大致确定中性点的位置。桩板结构存在明显的群桩效应,两侧边桩和中心桩的存在对附近土体产生了明显的约束作用(群桩遮蔽作用),导致桩附近土体的沉降减小,且以中心桩附近的土体最为明显。由此可以看出,桩板结构群桩遮蔽作用会减小中性点的高度,这与轴力的分析结果相一致。另外,由于中性点高度的减小,在相同条件下的负摩阻力也会减小,边桩和中心桩的负摩阻力均要小于单桩,且以中心桩的减小最为明显。

3 中性点及归一化下拉力

采用无量纲和归一化的方法对不同工况下的中性点位置和最大下拉力进行分析。中性点高度为桩身轴力最大所对应的高度,最大下拉力荷载为轴力图中桩身最大轴力与桩头轴力的差。为了考虑不同工况中土体固结的时间效应,引入无量纲时间参数 T_c 进行无量纲化处理,计算公式为:

$$T_c = \frac{c_v t}{L_H^2} \quad (1)$$

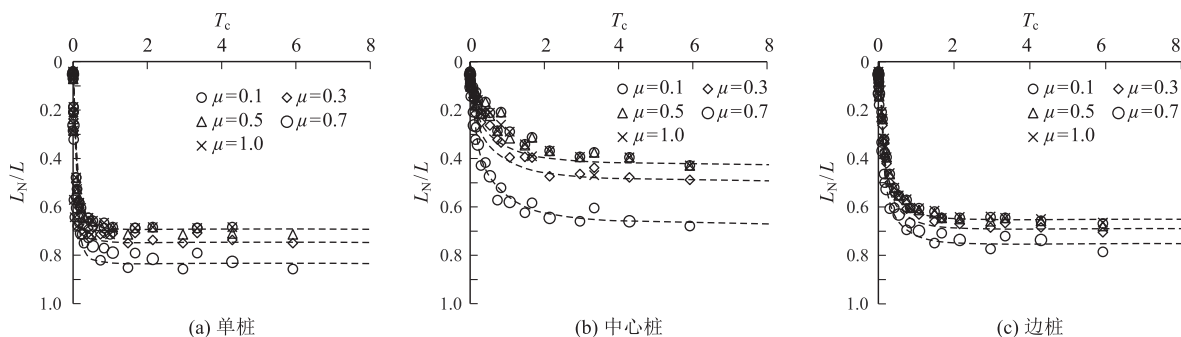


图10 不同 μ 条件下无量纲中性点高度变化图

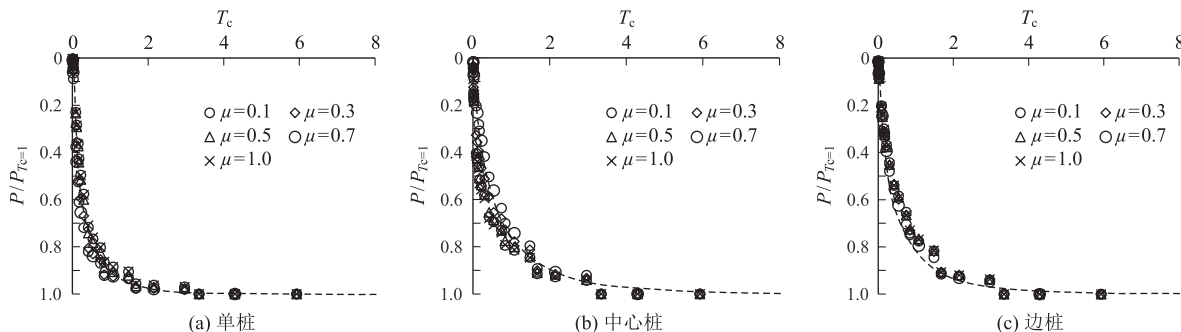


图11 不同 μ 条件下无量纲下拉力变化图

由图10、图11可知,无论是 L_N/L 还是 $P/P_{Tc=1}$, 其随 T_c 的变化均呈负指数型,考虑采用式(4)、式(5)进行拟合,无量纲中性点高度和归一化下拉荷载的拟

$$c_{v0} = \frac{k}{m_{v0} \gamma_w} \quad (2)$$

$$m_{v0} = \frac{\lambda}{(1 + e_0) \sigma'_{v0}} \quad (3)$$

式中: T_c ——无量纲时间参数;

L_H ——最大排水路径长度(m)(由于是单面排水,数值与桩长一致);

t ——时间(s);

c_{v0} ——固结系数;

k ——渗透系数(m/s);

m_{v0} ——压缩系数;

γ_w ——水的容重,取 10 kN/m^3 ;

λ ——NCL线在 $v-\ln p$ 平面上的斜率;

e_0 ——桩底高度处土体的初始孔隙比;

σ'_{v0} ——桩底高度处土体的初始竖向有效应力(kPa)。

T_c 的值与土体的渗透系数以及排水路径的距离有关。将不同组次的无量纲中性点高度 L_N/L 以及归一化最大下拉力 $P/P_{Tc=1}$ ($P_{Tc=1}$ 为桩身在固结度达到1时的最大下拉力)的结果进行分析,结果如图10、图11所示。

合参数值如表4所示,其中 R 为拟合公式的相关系数。

拟合公式为:

$$L_N/L = a_1(1 - e^{-k_1 T_c b^1}) \tag{4}$$
$$P/P_{T_{cmax}} = a_2(1 - e^{-k_2 T_c b^2}) \tag{5}$$

式中: L_N ——中性点高度(m);
 L ——桩长(m);

$a_1、a_2、b_1、b_2、k_1、k_2$ ——拟合系数;
 P ——下拉力(kN);
 $P_{T_{cmax}}$ ——为桩身在固结度达到1时的最大下拉力(kN)。

表 4 无量纲中性点高度拟合参数表

无量纲量	单桩				中心桩				边桩			
L_N/L	a_1	b_1	k_1	R^2	a_1	b_1	k_1	R^2	a_1	b_1	k_1	R^2
$\mu=0.1$	0.833	5.731	0.662	0.95	0.671	1.788	0.572	0.94	0.751	3.154	0.642	0.95
$\mu=0.3$	0.746			0.98	0.491			0.97	0.691			0.98
$\mu=0.5$	0.692			0.99	0.425			0.98	0.651			0.99
$\mu=0.7$	0.692			0.99	0.425			0.98	0.651			0.99
$\mu=1.0$	0.692			0.99	0.425			0.98	0.651			0.99

对于无量纲中性点高度 L_N/L 而言,表征其最大中性点高度的参数 a_1 随摩擦系数的增加而减小,这是由于土体的摩擦系数越大,桩土之间的相对位移越小。不同摩擦系数条件下桩板结构竖向位移的分布如图 12 所示。

由图 12 可知,当 μ 从 0.1 增加至 0.5,土体与桩身的相对位移明显减小,说明了摩擦系数的增加会引起中性点位置的上移。当 μ 大于 0.5 后,中性点位置

参数以及归一化下拉力参数基本保持不变,此时可以认为桩土之间的相对位移和切向摩擦力发挥达到一种临界状态。需要说明的是,尽管 μ 越大,中性点高度越小,但并不代表总的下拉力随着摩擦系数的增大而减小。虽然小的摩擦系数会导致负摩阻力的分布范围更广,但是单位长度内所产生的负摩阻力可能也更小,这一点将在后续分析下拉力大小时进一步定量说明。

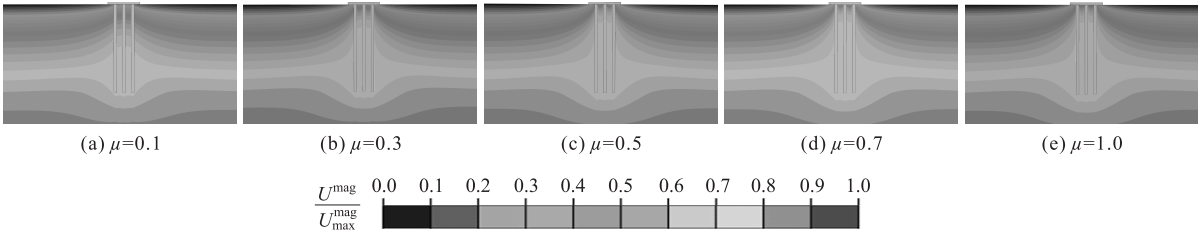


图 12 不同摩擦系数下桩板结构最终竖向位移图

而对于归一化的无量纲下拉力 $P/P_{T_{cmax}}$,摩擦系数对其影响不大,不同 μ 值下的 $P/P_{T_{cmax}}$ 可用统一的参数予以预测。表征归一化下拉力发展速率的 b_2 参数以单桩最大,边桩次之,中心桩最小。由此可以看出,中心桩无论是在中性点高度还是下拉力发展速率上均要小于单桩和边桩,且边桩也要小于单桩。桩板结构的遮蔽效应可以有效地抑制负摩阻力的产生和发展。

4 与规范方法的对比

JGJ 94-2008《建筑桩基技术规范》^[18] 中给出了大面积堆载作用下的计算方法,其实质是基于有效应力方法的经验计算方法,对于负摩阻力系数 ξ_n 和无量纲中性点高度 L_N/L 给出了范围参考值。采用规范方法计算第 1.1 节和第 2 节两种情况下单桩最大下拉荷载参数,结果如表 5、表 6 所示。

表 5 1.1 节现场试验单桩负摩阻力规范计算参数及结果表

土层名称	层厚/m	负摩阻力系数 ξ_n	平均竖向有效应力 σ'_{v-a}/kPa	有效容重 $\gamma'_s/(\text{kN}/\text{m}^3)$	规范计算下拉荷载/kN		实测值/kN	中性点高度 L/L_N	
					最小值	最大值		规范建议值	实测值
风化黏土	2	0.25/0.40	50.10	16.7	373	747	310	0.5/0.6	0.88
风化黏土	2	0.25/0.40	73.50	6.7					
软黏土 I	6	0.15/0.25	94.30	4.7					
软黏土 II	10	0.15/0.25	133.53	6.7					
密实黏土 I	5	0.25/0.40	180.15	8.6					

注:下拉荷载最小值和最大值根据 ξ_n 和 L/L_N 的最小值和最大值分别计算得到

表 6 桩板结构及单桩负摩阻力规范计算参数及结果表

桩长 /m	负摩阻力系数 ξ_n	平均竖向有效应力 σ'_{v-a}/kPa	有效容重 $\gamma'_s/(\text{kN}/\text{m}^3)$	负摩阻力标准值 q_s^0/kPa	群桩效应系数 η_n	中性点高度 L_N/L	规范计算下拉荷载/kN	
							单桩	桩板
30	0.15/0.25	120	6	18/30	0.882/0.546	0.5/0.6	848/1 696	748/926
40	0.15/0.25	150	6	22.5/37.5	0.717/0.441		1 413/2 826	1 013/1 246
50	0.15/0.25	180	6	27/45	0.603/0.370		2 120/4 239	1 279/1 568

注:“/”左右数据分别为相应内容取值的最小值与最大值

正常固结黏土地基中单桩以及桩板结构负摩阻力计算值与规范包络计算最小值与最大值的对比如图 13 所示。

对于单桩基础而言,在桩土之间的摩擦系数 $\mu = 0.1$ 时,有限元计算结果均要小于规范计算的下限值,当 $\mu = 0.3$ 后有限元计算结果位于规范计算的上下限值之间,此时在规范的取值范围内可以得到与有限元相一致的结果;而当 μ 增大至 0.5 后规范计算结果小于有限元计算结果,偏于危险。而对于桩板结构中的

中心桩和边桩而言,规范计算的最小值也明显大于有限元结果,且以中心桩的结果最为明显。

另外,由图 13 可知,单桩和边桩的负摩阻力均随着摩擦系数 μ 的增加而增加,而中心桩则呈现出相反的变化规律。这是因为 μ 的增加会导致单位长度负摩阻力的增加,但同时会减小中性点的高度(负摩阻力发挥范围)。综上所述,由于桩板结构的遮蔽效应,中心桩的中性点高度相比于单桩与边桩有着较大幅度的减小,从而导致负摩阻力的降低。

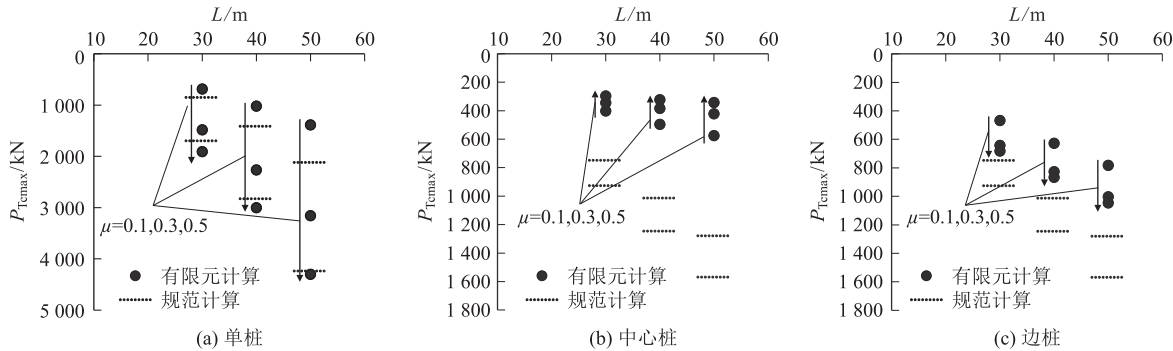


图 13 负摩阻力计算结果对比图

对于桩基负摩阻力的计算,其关键点在于负摩阻力系数 ξ_n 、中性点高度 L_N/L 以及群桩基础的负摩阻力群桩效应系数 η_n 。目前规范中关于 ξ_n 和 L_N/L 的计算均只给出了经验建议范围。从前述的分析中可以看出,在正常固结黏土地基中, ξ_n 、 L_N/L 以及 η_n 主要与桩土之间的摩擦系数 μ 相关。中性点高度 L_N/L 、负摩阻力系数 ξ_n 以及群桩基础的负摩阻力群桩效应系数

η_n 的有限元反算结果与规范计算值的对比如图 14 所示。

由图 14(a)可知,单桩、中心桩以及边桩的 L_N/L 的计算可由式(6)~式(8)拟合得出。

单桩:

$$L_{Nmax} = \begin{cases} 0.413\mu^2 - 0.6\mu + 0.889, & (0.1 \leq \mu \leq 0.5) \\ 0.692, & (\mu > 0.5) \end{cases} \quad (6)$$

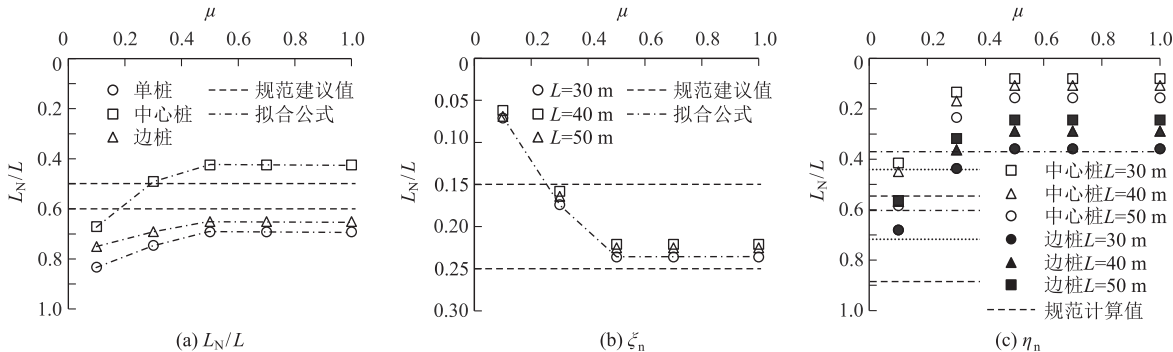


图 14 负摩阻力计算关键参数对比图

中心桩:

$$L_{N\max} = \begin{cases} 1.425\mu^2 - 1.47\mu + 0.804, & (0.1 \leq \mu \leq 0.5) \\ 0.430, & (\mu > 0.5) \end{cases} \quad (7)$$

边桩:

$$L_{N\max} = \begin{cases} 0.25\mu^2 - 0.4\mu + 0.789, & (0.1 \leq \mu \leq 0.5) \\ 0.651, & (\mu > 0.5) \end{cases} \quad (8)$$

结合式(2)和式(4)~式(6)可以得出单桩、中心桩以及边桩在任意时刻和给定桩土摩擦系数条件下的中性点高度。相比于规范推荐的 $0.5L \sim 0.6L$,单桩以及边桩的中性点高度均要更大,在 $0.85L \sim 0.65L$ 左右,中心桩在 $\mu = 0.1$ 时的 L_N/L 约为 0.67 ,略大于规范建议值,当 μ 大于 0.3 后,其值均要小于规范推荐值。

基于有限元结果的单桩负摩阻力系数 ξ_n 随 μ 的变化规律如图14(b)所示(通过单桩负摩阻力并依据规范计算公式反算得出)。从变化规律上可以看出, ξ_n 对于桩长的影响不敏感,可通过统一的拟合公式进行拟合,计算公式为:

$$\xi_n = \begin{cases} 0.559\mu^2 + 0.751\mu, & (0.1 \leq \mu \leq 0.5) \\ 0.2357, & (\mu > 0.5) \end{cases} \quad (9)$$

可以看出, ξ_n 同样可以采用二次多项式的表达予以分段表示,当 μ 增加至 0.3 后, ξ_n 的取值均在规范建议的范围内。对于单桩负摩阻力而言,规范建议的中性点高度适用于 μ 在 $0.2 \sim 0.3$ 之间,负摩阻力系数适用于 $\mu > 0.3$ 。桩板结构的中心桩和边桩负摩阻力可单桩负摩阻力乘以相应的群桩负摩阻力系数 η_n 得出。然而,规范中对于群桩的负摩阻力计算并未考虑桩基的位置,采用的统一的 η_n 计算,这样的简化会导致结果偏于保守。事实上,中心桩的负摩阻力要明显小于边桩。基于图14(c)中中心桩和边桩的 η_n 随桩长和 μ 的变化规律,不同桩长和 μ 值下的中心桩和边桩的 η_n 取值如表7所示。

基于式(7)~式(9)可以计算出不考虑群桩效应的桩板结构中心桩和边桩负摩阻力,再根据表1可算出不同桩长和桩土摩擦系数条件下桩板结构负摩阻力。需要说明的是,上述公式和群桩效应系数表的适用范围为常用的三桩式桩板结构和正常固结粘土底层。

表7 桩板结构群桩效应系数表

μ	中心桩			边桩		
	$L = 30 \text{ m}$	$L = 40 \text{ m}$	$L = 50 \text{ m}$	$L = 30 \text{ m}$	$L = 40 \text{ m}$	$L = 50 \text{ m}$
0.1	0.584	0.449	0.414	0.680	0.567	0.564
0.3	0.233	0.169	0.133	0.436	0.363	0.317
0.5	0.156	0.107	0.080	0.358	0.288	0.244
0.7	0.156	0.107	0.080	0.358	0.288	0.244
1.0	0.156	0.107	0.080	0.358	0.288	0.244

5 结论

基于MCC模型和有限元方法,对大面积堆载作用下典型的三桩式桩板负摩阻力进行了计算,分析了正常固结黏土地基中不同桩土摩擦系数 μ 条件下中心桩和边桩负摩阻力的发展规律,并与单桩的负摩阻力特性进行了对比分析。得到主要结论如下:

(1)桩板结构存在明显的群桩遮蔽效应,中心桩和边桩的中性点高度和负摩阻力均小于单桩,且以中心桩的减小最为明显。

(2)无量纲中性点位置和归一化下拉力可采用负指数公式予以表征。无量纲中性点位置以中心桩为最小,其受 μ 的影响较为明显,归一化下拉力则对 μ 不敏感。

(3)对比规范结果,明确了规范对于无量纲中性点高度 $L_{N\max}/L$ 以及负摩阻力系数 ξ_n 的适用范围。对于单桩而言,规范建议的中性点高度适用于 μ 在 $0.2 \sim 0.3$ 之间;对于桩板结构而言,规范低估了其中性点的高度。基于计算结果,给出了两者随 μ 变化的计算公式。

(4)规范中的群桩系数未考虑中心桩和边桩位置差异所带来的影响,且计算结果偏于保守。基于中性点计算公式、负摩阻力系数计算公式和群桩效应系数建议表,可计算出任意时刻的桩板结构负摩阻力。

诚然,桩板结构负摩阻力的分布还与土层的类型密切相关,本文主要是针对正常固结黏土地基中的三桩式桩板结构开展研究,在后续的研究中将开展不同地基类型的桩板结构负摩阻力研究,进一步验证所提出公式的可靠性和准确性。

参考文献:

- [1] 黄龙,王炳龙,周顺华. 软土地基桩板结构路基离心模型试验研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(S1): 192-196.
HUANG Long, WANG Binglong, ZHOU Shunhua. Centrifugal Model Test of Pile-plate Structure Subgrade in Soft Soil Foundation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(S1): 192-196.
- [2] 王鑫越,余雷,褚宇光,等. 架空式桩板结构路基静动力特性试验研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2023, 20(11): 4128-4139.
WANG Xinyue, YU Lei, CHU Yuguang, et al. Experimental Study on Static and Dynamic Characteristics of Overhead Pile-plate Structure Subgrade[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2023, 20(11): 4128-4139.
- [3] 李波,程文亮,项存平,等. 大面积堆载预压处理深厚软基工后沉降预测研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(S2): 162-165.
LI Bo, CHENG Wenliang, XIANG Cunping, et al. Study on Prediction of Post-construction Settlement of Deep Soft Foundation Treated by Large Area Surcharge Preloading[J]. Chinese Journal of

- Geotechnical Engineering, 2021, 43(S2): 162–165.
- [4] 何颐华, 闵连太. 湿陷性黄土地基桩的负摩擦力问题[J]. 建筑结构学报, 1982, 3(6): 69–77.
- HE Yihua, MIN Liantai. Problems on Negative Friction of Pile Foundation in Collapsible Loess Region [J]. Journal of Building Structures, 1982, 3(6): 69–77.
- [5] 邓宏科, 史永跃. 基桩竖向加载极限承载力现场试验研究[J]. 高速铁路技术, 2023, 14(6): 13–18.
- DENG Hongke, SHI Yongyue. Field Test of Ultimate Bearing Capacity of Foundation Pile under Vertical Loading [J]. High Speed Railway Technology, 2023, 14(6): 13–18.
- [6] 田月峰. 基于横向位移控制的斜坡桥梁桩基加固方案分析[J]. 高速铁路技术, 2023, 14(3): 48–54.
- TIAN Yufeng. Analysis on Reinforcement Schemes for Bridge Pile Foundation in Slope Area Based on Lateral Displacement Control [J]. High Speed Railway Technology, 2023, 14(3): 48–54.
- [7] BJERRUM L, JOHANNESEN I J, Eide O. Reduction of Negative Skin Friction on Steel Piles to Rock [C]//Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico; 1900.
- [8] INDRARATNA B, BALASUBRAMANIAM A S, PHAMVAN P, et al. Development of Negative Skin Friction on Driven Piles in Soft Bangkok Clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1992, 29(3): 393–404.
- [9] FELLENIUS B, BROMS B. Negative Skin Friction for Long Piles Driven in Clay [J]. Swedish Geotechnical Inst Reprints & Repts, 1971.
- [10] ZHAO Zhuangfu, YE Shuaihua, ZHU Yanpeng, et al. Scale Model Test Study on Negative Skin Friction of Piles Considering the Collapsibility of Loess [J]. Acta Geotechnica, 2022, 17(2): 601–611.
- [11] 王建华, 陆建飞, 沈为平. Biot 固结理论在单桩负摩擦研究中的应用[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(5): 590–593.
- WANG Jianhua, LU Jianfei, SHEN Weiping. The Application of Biot Consolidation Theory to the Negative Friction Problem of Single Pile [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(5): 590–593.
- [12] 王建华, 高绍武, 陆建飞. 表面堆载作用下群桩负摩擦研究[J]. 计算力学学报, 2003, 20(2): 169–174.
- WANG Jianhua, GAO Shaowu, LU Jianfei. Research of Negative Friction for Pile Groups under Surface Load [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2003, 20(2): 169–174.
- [13] 高登辉, 赵宽耀, 金松丽, 等. 大厚度自重湿陷性黄土地桩基负摩阻力计算方法研究[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(S1): 231–235.
- GAO Denghui, ZHAO Kuanyao, JIN Songli, et al. Study on Calculation Method of Negative Friction of Pile Foundation in Large Thickness Collapsible Loess Site [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, 44(S1): 231–235.
- [14] LIU Jinyuan, GAO Hongmei, LIU Hanlong. Finite Element Analyses of Negative Skin Friction on a Single Pile [J]. Acta Geotechnica, 2012, 7(3): 239–252.
- [15] CHIOU J S, WEI W T. Numerical Investigation of Pile-head Load Effects on the Negative Skin Friction Development of a Single Pile in Consolidating Ground [J]. Acta Geotechnica, 2021, 16(6): 1867–1878.
- [16] LIANG Rui, YIN Zhenyu, YIN Jianhua, et al. Numerical Analysis of Time-dependent Negative Skin Friction on Pile in Soft Soils [J]. Computers and Geotechnics, 2023, 155: 105218.
- [17] FU D, GAUDIN C, TIAN C, et al. Effects of Preloading with Consolidation on Undrained Bearing Capacity of Skirted Circular Footings [J]. Géotechnique, 2015, 65(3): 231–246.
- [18] JGJ 94–2008 建筑桩基技术规范 [S].
- JGJ 94–2008 Technical Code for Building Pile Foundations [S].