

文章编号:1673-9469(2023)04-0001-08

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2023.04.001

成层土中海上风电筒型基础竖向承载影响深度研究

刘润¹, 宋毅然¹, 练继建^{1,2}, 林毅峰³, 汪嘉钰²

(1. 天津大学 水利工程智能建设与运维全国重点实验室, 天津 300072; 2. 天津理工大学 海洋能源与智能建设研究院, 天津 300384; 3. 上海勘测设计研究院有限公司, 上海 200335)

摘要: 明确筒型基础在不同地质条件下的承载模式和竖向承载影响深度, 对于筒型基础的承载力计算具有重要的意义。采用数值模拟分析方法, 通过分层下探法, 针对成层黏性土中筒型基础的竖向承载模式进行了分析, 得到了成层黏性土中筒型基础承载力的变化规律以及筒型基础在成层黏性土中的影响深度; 针对筒型基础是否穿刺上下黏性土层分界面的工况, 分别开展了相关研究, 并针对不同情况建立了相对应的影响深度经验公式; 结合数值分析结果揭示了成层黏土地基中上下土层强度比和土层分界面位置对筒型基础竖向承载影响深度的作用规律。

关键词: 筒型基础; 数值分析; 承载影响深度; 成层土

中图分类号: TM614

文献标识码: A

Research on Vertical Bearing Depth of Bucket Foundation for Offshore Wind Turbines in Laminated Soil

LIU Run¹, SONG Yiran¹, LIAN Jijian^{1,2}, LIN Yifeng³, WANG Jiayu²

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Intelligent Construction and Operation, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Institute of Ocean Energy and Intelligent Construction, Tianjin University of Technology, Tianjin 300384, China; 3. Shanghai Investigation Design and Research Institute Co., Ltd, Shanghai 200335, China)

Abstract: The determination of the vertical ultimate failure mechanism and the bearing influence depth of the bucket foundation under varying geological conditions holds immense importance in accurately calculating the ultimate bearing capacity. The current study employs the numerical simulation analysis approach to examine the vertical ultimate failure mechanism in laminated clay through the layer-down method. It investigates the variation in bearing capacity of the bucket foundations in laminated clay and determines the influence depth for the foundations in this type of soil. The investigation is conducted separately on the basis of whether the bucket foundation is penetrated at the interface between the upper and lower layers of laminated clay. Empirical equations for the influence depth are developed to account for varying conditions. The investigation of the vertical bearing depth of the bucket foundation unveils the influence of the strength ratio between the upper and lower soil layers, as well as the positioning of the soil layer interface, when combined with the outcomes of the numerical analysis.

Key words: bucket foundation; numerical analysis; bearing influence depth; laminated clay

宽浅式筒型基础是在细长型筒型基础^[1]上改进的新型基础形式, 尤其适用于软弱的海相沉积土, 大幅降低了生产、运输和安装成本, 逐渐被广泛地应用于海上风电领域^[2]。实际工程中的海洋区域, 尤其是我国浅海海域表层, 通常分布有不同

厚度的多层软土。承载特性分析要考虑到持力层范围内所有土层的性状, 因此明确承载影响深度并量化其影响对实际工程设计具有重要意义^[3-5]。

Hansen^[6]最早于1961年提出了条形基础在成层土中影响深度的经验性计算方法。之后 Meyerhof^[7]

收稿日期: 2023-01-08

基金项目: 国家杰出青年科学基金资助项目(51825904)

作者简介: 刘润(1974-), 女, 天津人, 博士, 教授, 从事海洋土力学与海洋新能源方向的研究。

和 Vesic^[8] 同样开始研究双层土中条形基础的竖向承载影响深度。Shiau 等^[9] 则利用极限分析方法求解了成层土中的基础竖向影响深度的严格理论解。刘润^[10] 与汪嘉钰等^[11] 则采用极限分析得到了筒型基础在单层黏土中的破坏机构。Chen 等^[12] 采用上限解推导了吸力锚基础在层状地基极限承载特性。

近些年随着数值分析方法的飞速发展,大量学者开始采用该方法对成层土中基础的影响深度开展研究^[13-14],其中 Park^[15] 讨论了上砂下黏成层土地基中的筒型基础竖向承载特性,通过统计分析给出了上覆砂土层的临界深度计算公式。近些年国内诸多学者^[16-17] 同样采用多种方法对成层土中基础的竖向承载影响深度开展相关研究。其中宋二祥等^[18] 针对无重土地基和等效黏聚力随深度增长地基,给出滑移面最大深度计算方法;而袁凡凡等^[19] 基于天津港现场荷载试验结果,对汉森的加权平均法和改进后的汉纳梅耶霍夫法进行了检验。

现有的大量研究成果表明上覆和下卧硬土层的存在会显著影响基础的地基承载力,而针对成层土中筒型基础影响深度的研究报道也非常有限。所以明确成层土中筒型基础的持力层深度有助于充分利用持力层范围内每一层土的承载特性,也成为实际工程中筒型基础承载力计算亟待解决的问题。

1 计算模型与计算参数

采用大型有限元软件 ABAQUS 建立筒型基础的数值模型,取筒型基础直径 $D = 30$ m,裙板长度 $d = 15$ m,裙板厚度 $t_s/D = 0.001$ 。上部土体为成层的黏性土,底部土体为无黏性土。 $s_{u,top}$ 与 $s_{u,bottom}$ 分别表示上部与下部黏性土的不排水抗剪强度, E_{top} 与 E_{bottom} 分别表示上部与下部黏性土的弹性模量。

黏性土采用基于 Tresca 屈服准则的理想弹塑性模型进行模拟,黏性土的弹性模量取 $E/s_u = 500$,泊松比取 $\nu = 0.48$ 。无黏性土采用基于 Mohr-Coulomb 屈服准则的理性弹塑性模型进行模拟,黏聚力 $c = 0$ kPa,摩擦角 $\varphi = 38^\circ$ 。为降低模型边界对数值计算精度的影响,根据模型敏感性分析结果,取土体模型深度 $d_{soil} = 5D + d$,模型直径 $D_{soil} = 10D$ 。土体底面采用全约束,侧面采用水平约束。模型均采用 C3D8H 单元,筒-土之间切向采用摩擦接

触,摩擦系数取 0.2,法向采用硬接触,有限元模型如图 1 所示。

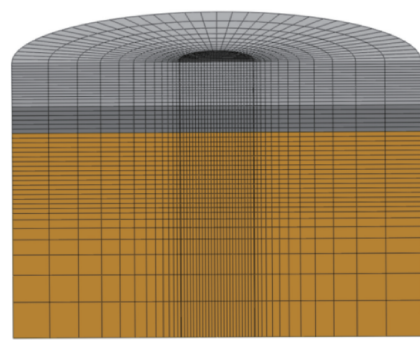


图 1 有限元模型示意图

Fig. 1 Finite element analysis model

2 筒端完全穿刺上部黏性土层工况

建立黏性土土层分界面在筒端以上的地基承载力计算模型,模型示意图如图 1 所示,筒型基础端部埋深位置如图 2 所示。其中,黏性土土层分界面与筒端距离用 H_{upon} 表示。选取长径比为 0.5 的筒型基础作为研究对象,对上下层黏性土强度比 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 2.00, 1.33, 0.80, 0.67, 0.50, 0.33, 0.25$ 、土层分界面 $H_{upon}/D = 0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4$ 和无黏性土土层顶位于筒端下方不同深度 Δh 时的地基承载力进行计算,确定不同工况下筒型基础地基竖向承载力,分析上下层黏性土强度比与土层分界面相对位置对承载影响深度变化规律的影响。

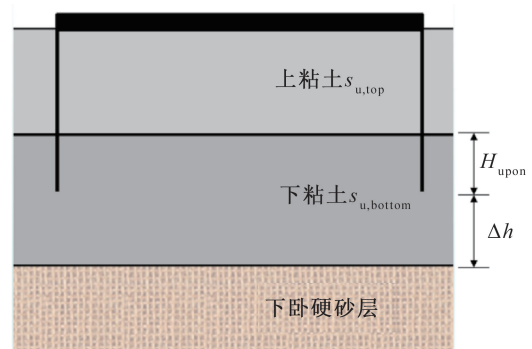


图 2 土层示意图

Fig. 2 Soil layer diagram

2.1 黏性土强度比的影响

利用分层下探法计算不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 的成层黏性土中筒型基础承载影响深度,提取不同 H_{upon}/D 时承载力影响系数 η 随下卧无黏性土层顶面相对深度 $\Delta h/D$ 和 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化的结果,定义系

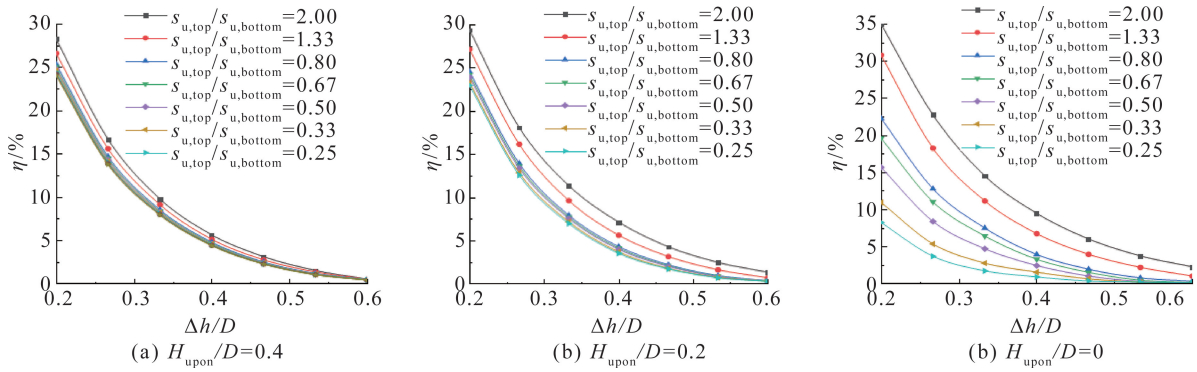


图 3 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化对 η 的影响

Fig. 3 The effect of the $(s_{u,top}/s_{u,bottom})$ on the η

承载力影响系数 η 如式 (1) 所示。

$$\eta = \left(\frac{q_u(s_{u,top}, s_{u,bottom}, \varphi, \Delta h)}{q_u(s_{u,top}, s_{u,bottom})} - 1 \right) \times 100\% \quad (1)$$

式中, $q_u(s_{u,top}, s_{u,bottom})$ 为上下黏性土层强度分别为 $s_{u,top}$ 和 $s_{u,bottom}$ 的成层土中筒型基础地基承载力; $q_u(s_{u,top}, s_{u,bottom}, \varphi, \Delta h)$ 为无黏性土层顶部位于不同深度 Δh 时成层土中的筒型基础地基承载力值。

由图 3 可知, 当 H_{upon}/D 相同时, η 随 Δh 增大呈指数型减小, 不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 呈现相似规律。当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} > 1$ 时, η 随 H_{upon}/D 增大而增大; 当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 时, η 随 H_{upon}/D 增大而减小, 且当 $H_{upon}/D > 0.2$ 即上覆软土层厚度小于 0.3 倍筒径时, η 随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化未产生明显改变。

为探究 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化对竖向承载影响深度的影响, 定义筒型基础的影响深度 Z_{max} 。以汉森的结果为参考, 定义当 η 为 2% 时对应的 Δh 为筒型基础的竖向承载影响深度 Z_{max} , 将不同 H_{upon}/D 条件下 Z_{max}/D 随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 增长的变化曲线绘制于图 4。

从图 4 中可以看出, Z_{max}/D 随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 增加而增大, 分析原因认为, 对于上软下硬成层黏性土而言, $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 增大意味着下卧硬黏土相对强度降低, 上覆软黏土中的应力集中效果减弱, 贯通软黏土层内部的破坏面与下卧硬黏土层的接触面积减小, 对破坏面的约束效应减弱, 故 Z_{max}/D 增

大; 对于上硬下软成层黏土而言, $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 增大意味着上覆硬黏土相对强度增大, 其起到的应力扩散作用更明显, 故 Z_{max}/D 增大。

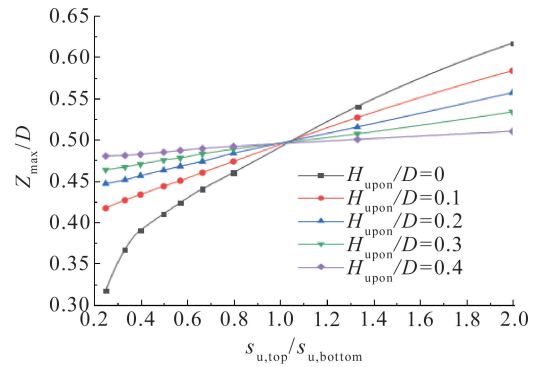


图 4 不同上 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 条件下 Z_{max}/D 的变化规律

Fig. 4 The change of the Z_{max}/D with $(s_{u,top}/s_{u,bottom})$

提取当 $H_{upon}/D = 0.1$, $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 分别为 2、0.8 和 0.33 时土体破坏的位移云图如图 5 所示, 土中虚线表示土层分界面位置。

由图 5 可知, 当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 2$ 时, 筒径以内的 V 字型塑性变形区明显延伸, 筒径以外的塑性破坏面在土层分界面处停止延伸, 限制了下卧软黏土的隆起与挤出。当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 时, $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 的变化对基础内部和下方土体刚性运动范围未产生明显影响, 但随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 降低, 塑性区向上延伸, 基础两侧土体有明显隆起, 土体中形成

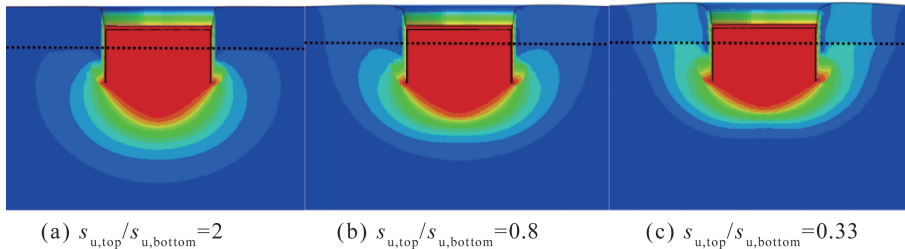


图 5 土体破坏位移云图

Fig. 5 Soil ultimate failure mechanism

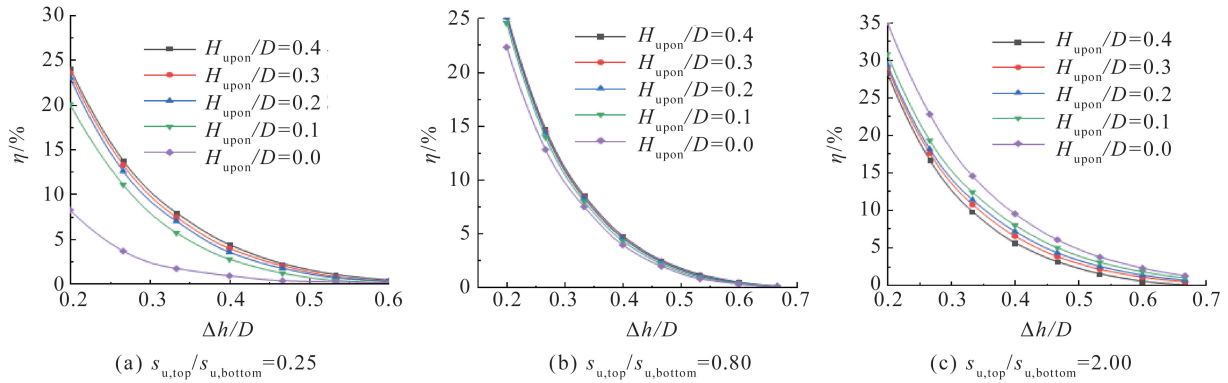


图6 土层分界面相对位置对承载力的影响

Fig. 6 Effect of the $\Delta h/D$ and H_{upon}/D on the η

贯穿土体表面的连续滑动面,所以竖向承载影响深度略有下降。

2.2 土层分界面位置的影响

利用分层下探法计算上下黏性土强度为 $s_{u,top}$ 和 $s_{u,bottom}$ 的成层土中筒型基础承载影响深度,提取不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 时 η 随 $\Delta h/D$ 和 H_{upon}/D 变化的结果,绘制于图6。

从图6可以看出,当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} > 1$ 时,随着 H_{upon}/D 的降低,地基承载力增大,因此 η 随 H_{upon}/D 的降低而增大,且变化规律并未随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化而发生明显改变;当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 时,随着 H_{upon}/D 的增大,无法充分发挥下卧硬黏土层的承载特性,因此 η 随 H_{upon}/D 的降低而降低。为探究 H_{upon}/D 对竖向承载影响深度的影响,将不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 下 Z_{max}/D 随 H_{upon}/D 增长的变化曲线绘制于图7。

由图7可知,当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} > 1$ 时,随着黏性土土层分界面不断上移, Z_{max}/D 随 H_{upon}/D 增长呈现线性减小趋势并趋近于0.5。当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 时,随着黏性土土层分界面不断上移, Z_{max}/D 随 H_{upon}/D 增长呈现非线性增长趋势并趋近于0.5。且当 $H_{\text{upon}}/D = 0.2$ 即上覆软土层厚度为0.3倍筒径时,随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 由0.25增至0.8, Z_{max}/D 增长

不足0.05。

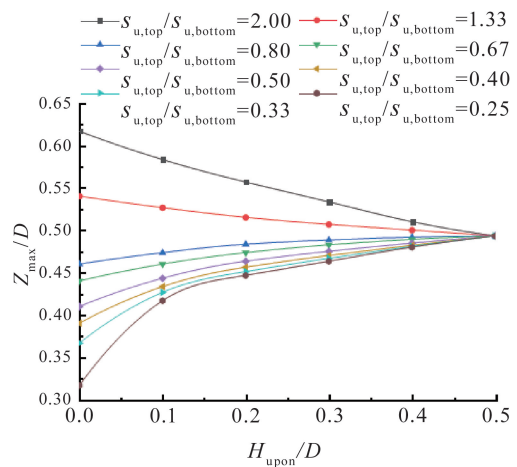


图7 不同 H_{upon}/D 下 Z_{max}/D 变化曲线

Fig. 7 Changing curve of Z_{max}/D under different H_{upon}/D conditions

为探究不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 条件下 Z_{max}/D 随 H_{upon}/D 的变化原因,提取土体的位移云图,如图8所示。

由图8(a)和图8(b)可知,随着 H_{upon}/D 增大,上覆硬黏土层的相对刚度随之降低,对下卧软土层的封闭作用和应力扩散作用均减弱,破坏面更易于贯穿上部硬土层向上延伸,所以 Z_{max}/D 降低。

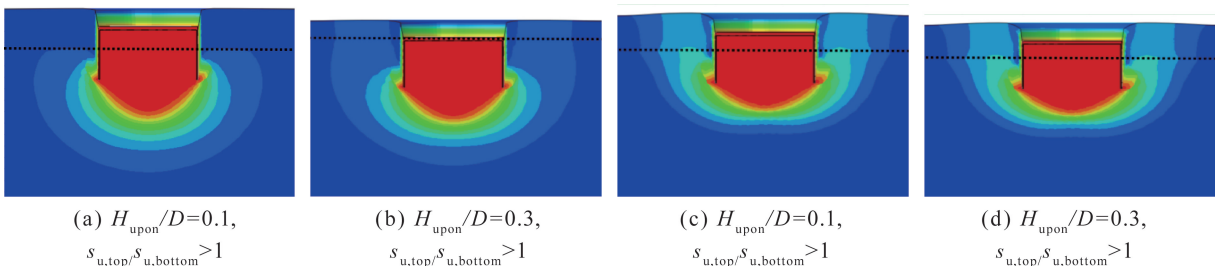


图8 土体破坏位移云图

Fig. 8 Soil ultimate failure mechanism

由图 8(c) 和图 8(d) 可知,当上覆软黏土土层厚度较小时,筒周土体轻微隆起,破坏面主要在下卧硬黏土土层中发展,其承载特性展现出竖向冲剪破坏模式特征。随着上覆软黏土土层厚度增大,筒壁外侧的塑性破坏更加明显,基础两侧土体有明显隆起,土体中形成贯穿土体表面的连续滑动面,但基础下方刚性运动区域深度均无明显变化,所以 Z_{max}/D 随 H_{upon}/D 增长而缓慢增长。

结合上文规律可发现,在 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 的上软下硬成层黏性土中, Z_{max}/D 与 H_{upon}/D 和 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 紧密相关。基于数值分析结果,可得到当筒端完全穿刺上部黏性土层的工况下, Z_{max}/D 关于 H_{upon}/D 和 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 的预测公式如式 (2), 拟合结果如图 9 所示。

$$Z_{max}/D = 0.13 \times (H_{upon}/D)^{0.46} + 0.31(s_{u,top}/s_{u,bottom})^{0.14} + 0.12 \quad (2)$$

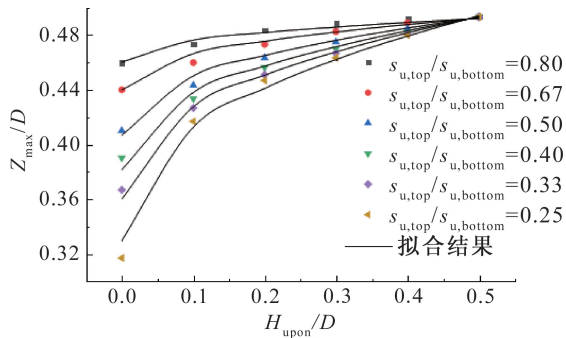


图 9 拟合曲线图

Fig. 9 The fitting graph

3 筒端未穿刺上部黏性土层工况

参考上文筒型基础模型与建模方法,建立黏性土土层分界面在筒端以下的筒型基础地基承载力计算模型,如图 10 所示。利用分层下探法计算黏性土中上下土层强度比 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 2.00$ 、

1.33、0.80、0.67、0.50、0.33、0.25 及 $H_{below}/D = 0.033$ 、0.067、0.100、0.130、0.200、0.300 时影响深度 Z_{max}/D 的变化规律。

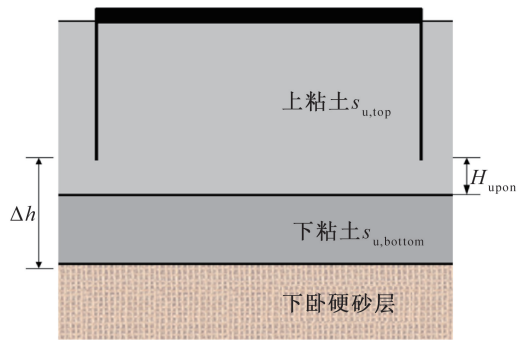


图 10 土层示意图

Fig. 10 Soil layer diagram

3.1 黏性土强度比的影响

利用分层下探法计算上下土层强度分别为 $s_{u,top}$ 和 $s_{u,bottom}$ 的成层黏性土中筒型基础竖向承载影响深度,提取不同 H_{below}/D 时 η 随 $\Delta h/D$ 和 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化的结果,绘制于图 11。

由图 11 可知,当 H_{below}/D 相同时, η 随 $\Delta h/D$ 增大呈指数型降低。当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 即为上软下硬成层黏性土时, η 随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 减小而急剧降低,仅当 $H_{below}/D = 0.067$ 时,下卧无黏性土层对整体地基承载力增益较大,分析原因可认为随着筒型基础的下沉,筒体已侵入下卧强硬黏土层,故而整体承载力水平大幅提升。通过对比图 11 发现,当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 0.4$ 后, η 不足 2%,故可近似认为当 $s_{u,bottom}/s_{u,top} = 2.5$ 时,下卧土体达到临界强度,即当 $s_{u,bottom}/s_{u,top} > 2.5$ 后, $s_{u,bottom}$ 的提升不会再对 Z_{max}/D 产生影响。

为探究 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 变化对 Z_{max}/D 的影响,将不同 H_{below}/D 下 Z_{max}/D 随 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 增长的变化曲线绘制于图 12。

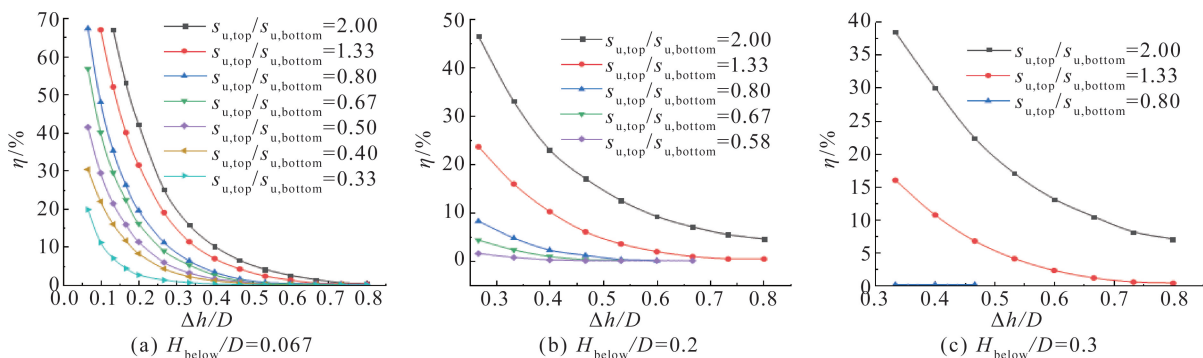
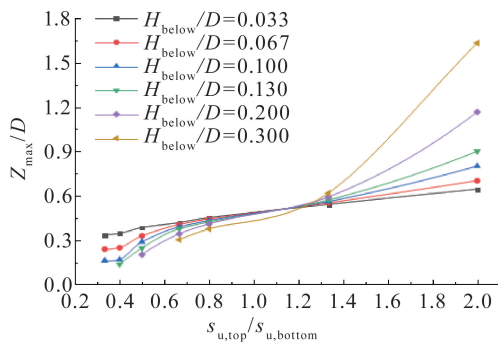


图 11 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 的变化对无黏性土层承载力贡献率的影响

Fig. 11 The effect of the change of $(s_{u,top}/s_{u,bottom})$ on the η

图 12 Z_{\max}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 变化曲线Fig. 12 The change curve of Z_{\max}/D with $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$

由图 12 可知, Z_{\max}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增加而增大。对于 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} < 1$ 的成层黏性土而言, Z_{\max}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增长相较于黏性土土层分界面在筒端以上工况的增长趋势显著较弱, 且 Z_{\max}/D 较小。当 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} < 0.4$ 时, Z_{\max}/D 几乎不随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 变化而改变; 对于 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} > 1$ 的成层黏性土而言, Z_{\max}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增长相较于黏性土土层分界面在筒端以上工况则更为显著。分析原因认为, 在 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} < 1$ 的工况下, 筒内及筒端下方均为强度较低的软黏土, 筒内侧摩阻力显著降低, 筒顶承载占比较大, 故而整体 Z_{\max}/D 较低, 且由于筒内存在应力薄弱区域, 当作用力由基础向下传递时会在强度较弱部分土体优先破坏, 荷载传递过程中出现衰减, 无法充分利用下卧硬黏土层的承载特性, 故而 Z_{\max}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增长而缓慢增长。在黏性土层分界面在筒端以下且 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} > 1$ 的工况下, 筒型基础可充分利用筒内及筒端下方硬黏土, 筒土协同作用强, 且由于下卧软弱地基的存在, 应力扩散现象随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增长而愈发明显, 所以 Z_{\max}/D 较大且随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 增长显著增大。

将 $H_{\text{below}}/D = 0.1$, $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 分别为 2 和 0.67 时破坏位移云图绘制于图 13。

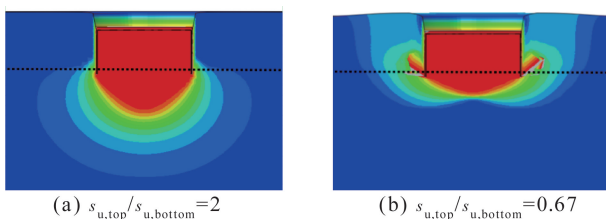


图 13 土体破坏位移云图

Fig. 13 Soil ultimate failure mechanism

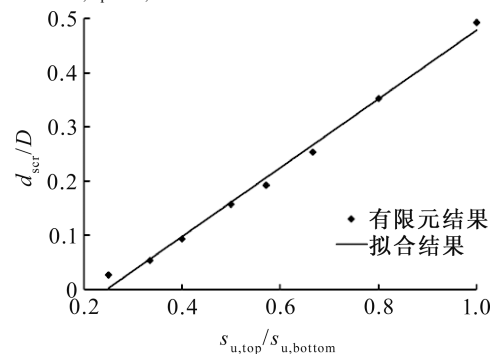
如图 13 所示, 当 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} > 1$ 时, 破坏面向上延伸受阻, 筒体周围无隆起, 展现出明显的冲剪

破坏特征。当 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} < 1$ 时, 土体出现部分侧向塑流且破坏面贯通软黏土层延伸至土体表面, 基础下方刚性区域的面积也明显降低, 甚至破坏面有向基础内部土体侵入的趋势, 故影响深度较小。

3.2 土层分界面位置的影响

当地基土体为上软下硬成层黏性土时, 引入硬土层临界影响深度 d_{scr} 概念, 规定 H_{below}/D 不断增大的过程中, 直到下部土层完全置换为无黏性土时承载力不发生变化时的 H_{below} 为临界深度。表示在此临界深度下, 下卧硬土层强度的增长对地基竖向承载力没有影响。

建立不同 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 的有限元模型, 计算出不同 H_{below}/D 时的地基承载力, 通过与不同 $\Delta h/D$ 条件下承载力进行对比, 规定当硬黏性土层所在深度时的承载力与 $\Delta h/H_{\text{below}} = 1$ 时承载力相差小于 2% 时, 此时达到了该 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 下的硬黏性土层临界影响深度 d_{scr} 。此时可直接将下部硬黏性土土层看作无黏性土层进行计算, Z_{\max}/D 值为 H_{below}/D 。 d_{scr}/D 随 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 变化曲线如图 14 所示。

图 14 不同 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 条件下 d_{scr}/D 的数值Fig. 14 The values of d_{scr}/D under different $(s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}})$ conditions

由图 14 可知, 随着 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 由 0.25 提高至 1, d_{scr}/D 由均质土的 0.05 近乎线性增长至 0.48, 即均质黏土地基的 Z_{\max}/D 。仅当 $H_{\text{below}}/d_{\text{scr}} < 1$ 时, $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 的改变才会对地基承载力造成影响。将 d_{scr}/D 与 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 的规律进行公式拟合, 如式(3), 拟合结果如图 14。

$$d_{\text{scr}}/D = 0.65s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} - 0.16 \quad (3)$$

在讨论 H_{below}/D 对 Z_{\max}/D 的作用规律时, 分两种情况进行讨论。在不同 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 条件下, 当 $H_{\text{below}}/d_{\text{scr}} > 1$ 时, $Z_{\max}/H_{\text{below}} = 1$, 此时竖向承载影响深度为下卧硬土层顶面所在深度。故本节仅研

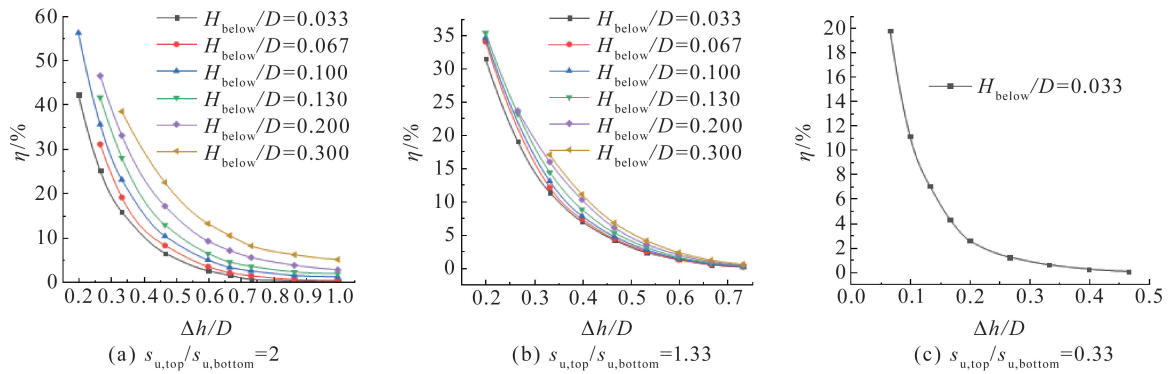


图 15 $\Delta h/D$ 对无黏性土层承载力贡献率的影响

Fig. 15 The effect of $\Delta h/D$ on the η

究 $Z_{max}/H_{below} < 1$, 当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 0.25, 0.33, 0.40, 0.50, 0.80, 1.33, 2.00$ 时, H_{below}/D 的变化对 Z_{max}/D 的影响规律。将不同 $\Delta h/D$ 条件下成层黏性土地基承载力的结果进行比较, 绘制不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 下 η 随 $\Delta h/D$ 在不同 H_{below}/D 条件下的变化规律, 如图 15 所示。

由图 15 可知, 与黏性土土层分界面在筒端以上地基的规律相似, 在 $s_{u,top}/s_{u,bottom} > 1$ 的条件下, 相同 $\Delta h/D$ 条件下 η 随 H_{below}/D 的降低逐渐降低; 在 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 的条件下, 相同 $\Delta h/D$ 条件下 η 随 H_{below}/D 的降低逐渐升高。将不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 下 Z_{max}/D 随 H_{below}/D 增长的变化曲线绘制于图 16。

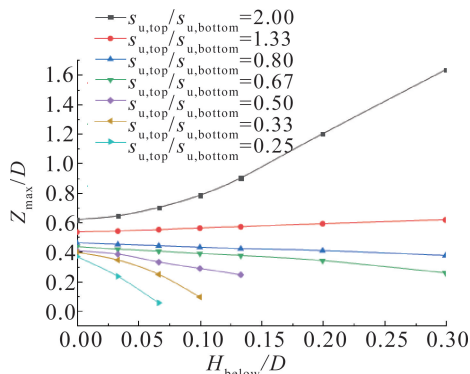


图 16 不同 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 条件下 Z_{max}/D

Fig. 16 The value of Z_{max}/D under different $s_{u,top}/s_{u,bottom}$

由图 16 可知, 在 $s_{u,top}/s_{u,bottom} > 1$ 条件下, 随着

H_{below}/D 的增加, 硬土层厚度不断增加, Z_{max}/D 随 H_{below}/D 增长呈现非线性增长趋势, 当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 2$ 时, 随着 H_{below}/D 的增加, Z_{max}/D 大幅提升, Z_{max}/D 由 0.6 迅速增加至 1.65。当 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 在 0.8 至 1.33 范围内, 上下土层强度相差不大, H_{below}/D 改变对 Z_{max}/D 的影响不再明显。随着 $s_{u,bottom}$ 进一步增加, 在 $s_{u,top}/s_{u,bottom} < 1$ 的条件下, 随着 H_{below}/D 的增加, Z_{max}/D 随 H_{below}/D 增长呈现非线性减小趋势, 且当 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 较小时, Z_{max}/D 随 H_{below}/D 增大而急剧降低并且未能随 H_{below}/D 持续增长而降低至 $Z_{max}/D = 0$ 。分析原因认为, 对于黏土土层分界面位于筒端以下的成层黏土地基, 当 $H_{below}/Z_{max} = 1$ 时, 代表此 $s_{u,top}/s_{u,bottom}$ 条件下, 上层软黏土厚度已达到临界厚度, 即随着 H_{below}/D 继续增大下卧硬土层不再对地基承载力造成影响, 在进行地基承载力计算时, 此时的成层黏性土可视为强度为 $s_{u,top}$ 的单层均质黏土地基。

提取当 $s_{u,top}/s_{u,bottom} = 2$ 和 0.5, $H_{below}/D = 0.067, 0.2$ 时筒型基础达到极限承载力时的地基位移云图如图 17。

由 17 可知, 当 $H_{below}/D = 0.067$ 时, 上覆硬土层厚度较低, 未对下卧软黏土产生明显的封闭作用, 且在下卧软土层中未展现出明显的应力扩散现象, 所以 Z_{max}/D 未因上覆硬土层的存在而明显增长。当 $H_{below}/D = 0.2$ 时, 上覆硬黏土厚度提高, 破

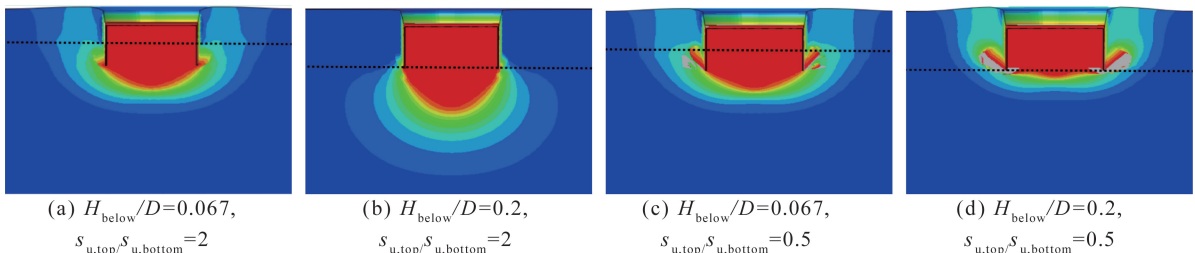


图 17 土体破坏位移云图

Fig. 17 Soil ultimate failure mechanism

坏面未能向上延伸侵入硬土层,在下卧软黏土土层中发生冲剪破坏,承载影响深度 Z_{\max}/D 增加明显。

由图 17 可知,当 $H_{\text{below}}/D = 0.067$ 时,下卧硬黏土未对塑性区产生明显限制作用,仅在筒端处发生侧向塑流现象。当 $H_{\text{below}}/D = 0.2$ 时,筒内土体及筒端下方均为软黏土,整体应力水平较低,作用力由基础传递至土体会使软黏土土体优先破坏,无法很好地向下方土体传导,难以有效发挥下卧硬黏土承载性能。而基础下方刚性运动区域几乎未下探,仅能带动一定范围内的土体随之运动,滑裂面近乎侵入基础内部,使基础承载特性趋向于 Hill 破坏模式,因此 Z_{\max}/D 极小。

结合上文规律可发现,在 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}} < 1$ 条件下 Z_{\max}/D 与 H_{below}/D 和 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 紧密相关。基于数值模拟结果,可得到当黏土层分界面在筒端以下条件下 Z_{\max}/D 值关于 H_{upon}/D 和 $s_{u,\text{top}}/s_{u,\text{bottom}}$ 的预测公式如多项式(4)。拟合结果如图 18。

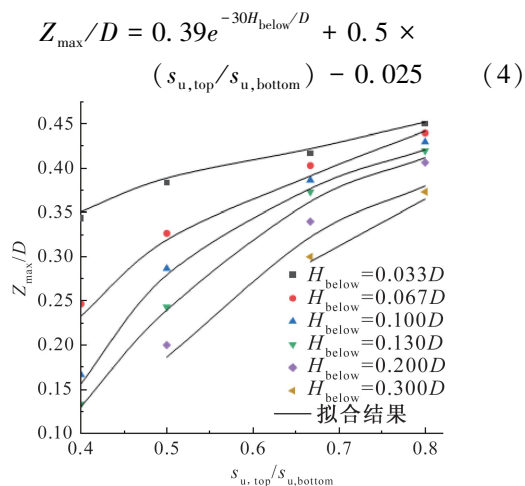


图 18 拟合曲线图

Fig. 18 The fitting graph

4 结论

通过有限元数值分析方法对筒型基础在成层黏性土中竖向承载影响深度进行研究,得出的主要结论如下:

1) 均质土中,筒型基础塑性区范围大约在筒端下 $1D$ 范围内,与张钦喜^[16]、肖大平^[20]等人对均质土中浅基础破坏面的判断相吻合。

2) 当黏性土土层分界面在筒端以上时,对于上硬下软成层黏性土而言,上下土层强度比提高和上层土厚度增大均意味着上覆硬黏土层相对刚度提高,起到的应力扩散作用更明显, Z_{\max} 因此显著增大。

3) 对于上软下硬成层黏性土而言,筒内上部软黏土的存在导致土体优先破坏,荷载传递过程发生衰减,且由于下卧硬黏土对破坏面的约束作用,整体 Z_{\max} 较低,随上覆黏性土层厚度减小和上下土层强度比提升缓慢由 $0.3D$ 增至约 $0.5D$ 。

4) 对于黏性土土层分界面在筒端以下的上软下硬成层黏性土而言,引入硬土层临界影响深度 d_{scr} 的概念,提出了考虑不同上下土层强度比的硬土层临界影响深度计算公式。

5) 当黏性土土层分界面在筒端以下时, Z_{\max} 随上下土层强度比增大而增大,对于上软下硬成层黏性土而言,由于筒内及筒体下方均为软黏土,整体应力水平偏低,无法有效利用持力层中硬土层承载特性, Z_{\max} 随上覆软黏土层厚度减小和上下土层强度比提高而减缓增长。而在上硬下软地基中, Z_{\max} 随上覆硬黏土厚度的增大和上下土层强度比的提高而显著增大。

参考文献:

- [1] HOULSBY G, BYRNE B. Suction Caisson Foundations for Offshore Wind Turbines and Anemometer Masts [J]. Wind Engineering, 2000, 24(4): 249-255.
- [2] 马鹏程, 刘润, 张浦阳, 等. 黏土中宽浅式筒型基础筒土协同承载模式研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(04): 88-97.
- [3] 陈广思. 海上风电宽浅式筒型基础地基承载力极限分析及试验研究[D]. 天津: 天津大学, 2014.
- [4] 马鹏程. 海上风电筒型基础静动荷载下筒-土相互作用研究[D]. 天津: 天津大学, 2019.
- [5] 汪嘉钰. 粘性土中海上风电宽浅式筒型基础多维受荷承载力研究[D]. 天津: 天津大学, 2021.
- [6] HANSEN B A. A General Formula for Bearing Capacity [J]. Danish Geotechnical Institute, Bulletin, 1961, (11): 38-46.
- [7] MEYERHOF G G. Ultimate Bearing Capacity of Footings on Sand Layer Overlying Clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1974, 11(2): 223-229.
- [8] VESIC A S. Analysis of Ultimate Loads of Shallow Foundations [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1973, 99(1): 45-73.
- [9] SHIAU J, LYAMIN A, SLOAN S. Bearing Capacity of a Sand Layer on Clay by Finite Element Limit Analysis [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, 40(5): 900-915.
- [10] 刘润, 杨灿, 陈广思. 基于极限分析下限法的筒型基础地基承载特性研究 [J/OL]. 岩土工程学报: 1-9 [2023-11-27]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/32.1124>.

(下转第 24 页)

- [4] 曹文贵,唐旖旎,王江营. 基于孔隙介质模型的散体材料桩复合地基沉降分层总和分析方法[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2014, 41(11): 87-95.
- [5] 朱婧,洪宝宁,刘鑫,等. GM(1,1)-星野法沉降预测模型研究与应用[J]. 河北工程大学学报(自然科学版), 2018, 35(01): 62-65.
- [6] 李军,张勤,王利东. 基于ADINA的路堤软土地基沉降非线性有限元分析[J]. 中外公路, 2006(02): 14-16.
- [7] LIU W T, LIN C Y. Settlement Analysis of Piled-Raft Foundation Using Numerical Method[J]. Applied Mechanics and Materials, 2012, 204: 1276-1281.
- [8] 赵蕾,陈筠,郭忠虎,等. 基于ABAQUS的红黏土地基排水固结沉降分析[J]. 长江科学院院报, 2015, 32(02): 103-107.
- [9] 张诚厚,袁文明,戴济群. 软粘土的结构性及其对路基沉降的影响[J]. 岩土工程学报, 1995(05): 25-32.
- [10] 蒋鑫,邱延峻,周成. 路堤荷载作用下软基沉降特性研究[J]. 水文地质工程地质, 2006(01): 111-114.
- [11] WANG W S, YU J Q. Analysis on the Influence of the Primary Consolidation Settlement of the e-p Curves and the Soil Bulk Density of the Soft Soil Foundation[J]. Advanced Materials Research, 2014, 919: 645-648.
- [12] 余雷,朱志辉,秦宇,等. 高速铁路箱式路基沉降限值研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2023, 20(09): 3203-3216.
- [13] SIVAKUMAR V, SOLAN B, MOORHEAD C, et al. Comparative Settlement Response of Soft Clays Reinforced with Granular Columns under Widespread Loads[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Ground Improvement, 2022: 1-15.
- [14] FENG W Q, YIN J H, CHEN W B, et al. A New Simplified Method for Calculating Consolidation Settlement of Multi-layer Soft Soils with Creep under Multi-stage Ramp Loading [J]. Engineering Geology, 2020, 264: 105322.
- [15] 魏焕卫,刘奔奔. 堆载作用下层状地基固结半解析解[J]. 山东大学学报(工学版), 2023, 53(01): 68-75.
- [16] 应宏伟,黄兆江,葛红斌,等. 基于分级加载工况的沉降曲线拟合法及工程运用[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2021, 51(02): 300-305.
- [17] HUANG H, CHRISMER S. Discrete Element Modeling of Ballast Settlement under Trains Moving at "Critical Speeds" [J]. Construction and Building Materials, 2013, 38: 994-1000.
- [18] WANG F, PANG W, LI Z, et al. Experimental Study on Consolidation-Creep Behavior of Subgrade Modified Soil in Seasonally Frozen Areas[J]. Materials, 2021, 14(18): 5138.
- [19] 张福海,陈良,白岩辉,等. 杂填土与软土互嵌变形特性试验法及适用性分析[J]. 地下空间与工程学报, 2021, 17(S1): 354-358+396.
- [20] ZHANG F H, ZHANG L, ZHOU T, et al. An Experimental Study on Settlement Due to the Mutual Embedding of Miscellaneous Fill and Soft Soil[J]. Advances in Civil Engineering, 2020, 2020: 1-10.
- [21] 张福海,薛浩宇,陈宇,等. 颗粒组成对杂填土与软土互嵌沉降的影响试验研究[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2023, 45(05): 10-17.

(责任编辑 周雪梅)

(上接第8页)

- [11] 汪嘉钰,刘润,陈广思,等. 海上风电宽浅式筒型基础竖向极限承载力上限解[J]. 太阳能学报, 2022, 43(03): 294-300.
- [12] CHEN W, RANDOLPH M. External Radial Stress Changes and Axial Capacity for Suction Caissons in Soft Clay[J]. Géotechnique, 2007, 57(6): 499-511.
- [13] 张其一,栾茂田. 复合加载情况下双层地基极限承载力研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(4): 1131-1136.
- [14] YU L, LIU J, KONG X, et al. Three-dimensional Large Deformation FE Analysis of Square Footings in Two-layered Clays[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(1): 52-58.
- [15] PARK J, PARK D. Vertical Bearing Capacity of Bucket Foundation in Sand Overlying Clay[J]. Ocean Engineering, 2017, 134(Apr. 1): 62-76.
- [16] 张钦喜,李继红. 地基承载力的新计算方法[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(S2): 37-41.
- [17] 秦会来,黄茂松. 双层地基极限承载力的极限分析上限法[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(4): 611-616.
- [18] 宋二祥,付浩,李贤杰. 地基承载力机理及新计算方法[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(01): 37-44.
- [19] 袁凡凡,闫澍旺,孙万禾. 关于成层土地基极限承载力的计算方法[J]. 中国港湾建设, 2001(02): 26-29.
- [20] 肖大平,陈环,孙万禾. 浅基础下破坏面深度的确定[J]. 港口工程, 1995(06): 12-16.

(责任编辑 周雪梅)