

考虑速率效应及应变软化效应的黏土中 桩靴基础贯入特性研究

何倩倩¹, 张雨坤², 李大勇³, 王召龙³, 黄勇¹, 宋启明⁴

(1. 上海能源科技发展有限公司, 上海 200030;

2. 山东科技大学 土木工程与建筑学院, 山东 青岛 266590;

3. 中国石油大学(华东) 储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266580;

4. 福建永福电力设计股份有限公司, 福建 福州 350100)

摘要:桩靴基础作为海洋平台的重要组成部分,在复杂的海洋环境中,准确评估桩靴贯入阻力可确保桩靴平稳贯入海床,以获得足够的承载力支撑上部结构。通过数值模拟分析了桩靴基础在黏土地基中的动态贯入特性。结果表明,桩靴基础贯入过程可分为3个阶段:不回流阶段、部分回流阶段及完全回流阶段。考虑应变速率效应及应变软化效应,修正桩靴基础贯入过程中极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法。通过引入控制土体软化速度的参数 η ,对桩靴贯入阻力系数的解析解进行修正,提出新型桩靴基础贯入阻力系数计算方法。将新型计算方法所得结果与数值模拟结果对比,二者基本吻合,证明计算方法正确。

关键词:桩靴基础;贯入特性;贯入阻力系数;速率效应;应变软化效应

中图分类号:TU431

文献标志码:A

Penetration characteristics of spudcans in clay considering rate effect and strain softening effect

HE Qianqian¹, ZHANG Yukun², LI Dayong³, WANG Zhaolong³, HUANG Yong¹, SONG Qiming⁴

(1. Shanghai Energy Technology Development Co., Ltd., Shanghai 200030, China;

2. College of Civil Engineering and Architecture, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China;

3. College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China;

4. Fujian Yongfu Power Engineering Co., Ltd., Fuzhou 350100, China)

Abstract: Spudcans are an important component of offshore platforms. In complex marine environments, accurately assessing the penetration resistance of spudcans is essential to ensure their smooth penetration into the seabed, thereby providing sufficient bearing capacity to support the superstructure. A numerical analysis was conducted to simulate the dynamic penetration characteristics of the spudcan in cohesive soil. The results indicate that the penetration process can be divided into three stages: The non-reflux stage, the partial reflux stage, and the complete reflux stage. Considering the effects of strain rate and strain softening, the method for calculating the ultimate cavity depth H_{cav} during the penetration of the spudcan was revised. By introducing a parameter η that controls the softening rate of the soil, the analytical solution for the penetration resistance coefficient of the spudcan was corrected and a new calculation method for the penetration resistance coefficient of the spudcan was proposed. The results obtained from this new calculation method are basically consistent with the numerical simulation results,

收稿日期:2024-05-27

基金项目:国家自然科学基金项目(52471289);国家电投集团科技研发项目(KYTC2021FD02)

作者简介:何倩倩(1984—),女,江苏台东人,高级工程师,硕士,主要从事海洋水动力研究。E-mail:402086388@qq.com

张雨坤(1987—),男,山东淄博人,教授,博士,主要从事海洋岩土工程研究,本文通信作者。

E-mail:philc007@163.com

thus validating the correctness of the proposed calculation method.

Key words: spudcan; penetration characteristics; penetration resistance factor; rate effect; strain softening effect

全球海上风电行业发展潜力巨大^[1],自升式平台是海上风电安装建造的核心装备。桩靴基础作为自升式平台的重要组成部分,在黏土地基中需贯入直径2~3倍的深度,以获得足够的承载力来支撑上部结构。为了确保桩靴能够平稳进入海床并避免穿刺破坏,需要对其贯入阻力进行精确评估^[2]。Tani等^[3]发现在贯入过程中,土体将会在桩靴周围产生回流现象,底部土体会沿侧壁向孔洞回流。桩靴贯入初始阶段,土体在桩靴基础上部形成孔洞。随着贯入深度增加,上部孔洞逐渐坍塌,桩靴下部土体逐渐绕侧壁回流至顶部,土体形成完全回流状态。贯入过程中桩靴基础周围的土体回流对贯入阻力有明显的影响,土体回流增加了土体塑性区范围,使得土体内部能量耗散率增加,增加了桩靴的承载力。Fan等^[4]采用离心试验和有限元分析相结合的方法,研究了桩靴在不排水抗剪强度随深度变化的黏土中的贯入过程,探讨了土体强度和桩靴形状的变化对孔洞深度的影响。

影响桩靴基础贯入阻力的主要因素包括桩靴的形状、表面粗糙度、贯入深度以及土壤的各种参数等。桩靴贯入阻力系数 N_c 是反映贯入阻力的关键参数之一。Mehralizadeh等^[5]通过基于小应变的网格生成与插值技术(remeshing and interpolation technique with small strain, RITSS)对锥形桩靴底部锥角、施加在桩靴上的垂直作用力、土体强度梯度进行分析,得出了贯入阻力计算公式。李大勇等^[6]通过分析完全回流和无回流这两种极端情况下的土体破坏模式,应用特征线法推导出桩靴基础贯入阻力的解析解。张浦阳等^[7]采用流-固耦合理论和有限元方法,对不同土质条件下桩靴的承载力特性进行了数值模拟,提出了贯入阻力系数计算公式。Hossain等^[8-9]通过离心试验及有限元方法对桩靴基础的贯入过程进行分析,提出了考虑土体回流影响的贯入阻力计算公式;同时考虑土体不均匀性及界面粗糙度的影响,发现桩靴基础粗糙度增加会降低贯入阻力系数。

海洋黏土通常具有明显的速率效应及应变软化效应。Casacrande等^[10]最早对黏土速率效应及应变软化效应进行研究,发现黏土的抗剪强度与应变率相关,剪切应变率每增加一个数量级,强度通常会增加5%~20%。Randolph等^[11]研究发现软黏土的应变软化效应对其不排水强度影响很大,强度变化可达10%~15%。西澳大学Einav等^[12]提出了耦合速率效应及应变软化效应的模型。Hossain等^[13]采用西澳模型对Abaqus中摩尔-库伦模型进行修正,考虑速率效应及应变软化效应对桩靴基础贯入过程进行分析,得到了桩靴基础的贯入阻力系数计算公式。焦钰祺等^[14]对Pinkert等^[15]、Han等^[16]改进的软化模型进行二次开发,在Hossain等^[13]的基础上对各项参数进行讨论,给出了仅考虑应变软化时的桩靴贯入阻力系数模型。

目前广泛应用的西澳大学应变软化模型的初始斜率较为平缓,Abaqus/Explicit分析模块中提供的耦合欧拉-拉格朗日(coupled Euler-Lagrange, CEL)大变形有限元法无法直接模拟土体的应变软化效应。本研究考虑土体速率效应和应变软化效应,通过用户子程序VUSDFLD对本构模型进行二次开发。基于耦合欧拉-拉格朗日(CEL)大变形有限元法研究桩靴贯入黏土时的贯入阻力变化过程,分析不同土体参数、土体速率效应、应变软化效应及桩靴参数对贯入阻力的影响。

1 有限元分析模型

1.1 黏土速率效应及应变软化模型

采用Zhou等^[17]推荐的半对数形式计算软黏土应变速率效应:

$$s_{u,r} = \beta_r \cdot s_{u0} = \left\{ 1 + \mu \lg \left[\frac{\max(|\dot{\gamma}_{\max}|, \dot{\gamma}_{\text{ref}})}{\dot{\gamma}_{\text{ref}}} \right] \right\} \cdot s_{u0} \quad (1)$$

式中: $s_{u,r}$ 为仅考虑土体应变速率效应修正的不排水抗剪强度; β_r 为土体应变速率效应修正系数; s_{u0} 为无应变速率效应时的土体强度(初始原位强度); μ 为速率效应参数,通常取值为0.05~0.2^[10]; $\dot{\gamma}_{\max}$ 为最大应变率; $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 为参考剪应变率,对于室内三轴试验和现场贯入试验,其值通常分别为 $3 \times 10^{-6} \sim 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ 和 0.5 s^{-1} ^[12,17]。

应变软化效应与土体累积塑性剪应变密切相关,Einav等^[12]提出采用指数函数对其进行描述:

$$s_{u,s} = \beta_s \cdot s_{u0} = [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\frac{\xi}{\xi_{95}})}] \cdot s_{u0} \quad (2)$$

式中: $s_{u,s}$ 为仅考虑应变软化效应修正的不排水强度; β_s 为土体应变软化效应修正系数; δ_{rem} 为完全扰动状态下(重塑状态)土体强度与初始原位强度的比值, 即土体灵敏度 S_t 的倒数, S_t 通常为 $2 \sim 5^{[13]}$; ξ 为土体累积塑性剪应变; ξ_{95} 为延展系数, 指土体达到 95% 重塑状态, 即 $s_{u,s} = [1 + 95\%(1 - \delta_{rem})] s_{u0}$ 时对应的累积塑性剪应变, 通常取值为 $10 \sim 50^{[11]}$; s_{u0} 为不排水抗剪强度。

Pinkert 等^[15]和 Han 等^[16]通过对原位海床软黏土进行试验发现, 式(2)并不能很好地描述一些软化速度较快的土体。因此, 提出了一种增强型的应变软化表达式:

$$s_{u,s} = \beta_s \cdot s_{u0} = [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\frac{\xi}{\xi_{95}})^\eta}] \cdot s_{u0} \quad (3)$$

式中, η 为控制土体软化速度的参数, 取值为 $0.5 \sim 1.0^{[16]}$ 。子程序二次开发均采用式(3)来描述土体应变软化效应。

饱和软黏土速率效应和应变软化效应对其不排水强度的耦合影响与土体类型、灵敏度、延性、加载速率等有关。Zhou 等^[17]采用大变形有限元方法 RITSS 分析了不排水强度速率依赖性和应变软化效应对全流贯入仪贯入阻力的影响, 发现耦合效应可表示为二者分别作用时单独效应的乘积:

$$s_{uco} = \underbrace{\left\{ 1 + \mu \lg \left[\frac{\max(|\gamma_{max}|, \gamma_{ref})}{\gamma_{ref}} \right] \right\}}_{\beta_r} \cdot \underbrace{[\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\frac{\xi}{\xi_{95}})^\eta}]}_{\beta_s} \cdot s_{u0} \quad (4)$$

式中, s_{uco} 为综合考虑速率效应和应变软化效应的土体强度。

海床黏土地基多为正常固结土, 其原位不排水抗剪强度一般沿深度线性增加, 可由式(5)得:

$$s_u = s_{um} + kz \quad (5)$$

式中: s_{um} 为海床处的不排水抗剪强度; k 为原位强度沿地基深度方向增长的梯度; z 为地基土深度方向的坐标。

由于 Abaqus CEL 中没有模拟土体速率效应和应变软化效应的本构模型, 结合温度场和式(4), 使用 FORTRAN 语言编写用户子程序 VUSDFLD 对本构模型进行二次开发。

1.2 模型建立及验证

采用 Hossain 等^[18]离心机试验中的桩靴基础尺寸及土体参数, 建立如图 1 所示的桩靴基础模型, 在 Abaqus 2016 中建立 CEL 分析模型, 模拟桩靴基础在黏土中的动态贯入过程。选取的桩靴基础直径 $D_s = 12$ m, 该尺寸被广泛应用于桩靴基础贯入研究中^[12,18]。

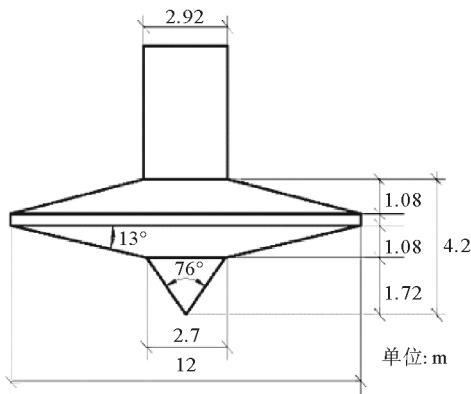


图 1 桩靴基础模型^[18]

Fig. 1 Model of spudcan

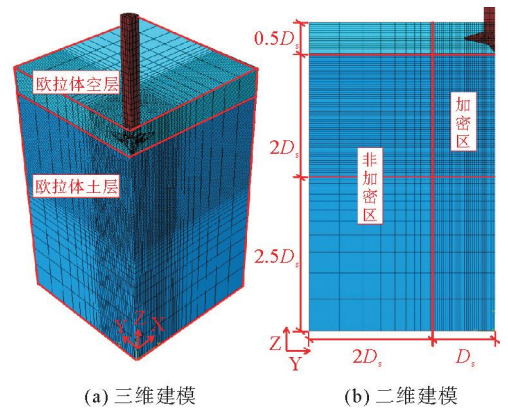


图 2 Abaqus 中的桩靴基础模型

Fig. 2 Model of spudcan in Abaqus

如图 2 所示, 在 Abaqus 2016 中建立在黏土中桩靴基础贯入的 CEL 分析模型。土体模型采用欧拉体建模, 采用服从 Tresca 屈服准则的理想弹塑性材料模拟, 结合 VUSDFLD 子程序对其进行二次开发以考虑土

体速率效应和应变软化效应。本模型中软黏土被视为欧拉材料,并采用八节点线性减缩积分六面体单元(EC3D8R)模拟。桩靴基础被视为拉格朗日材料,采用离散刚体模拟。根据所研究问题的对称性,建立四分之一模型进行计算。为了模拟桩靴基础贯入过程中的土体隆起行为,同时也为了防止因土体隆起而“流出”欧拉域,将欧拉网格向上拓展 $2D_s$ 的高度,即在海床以上定义高度为 $0.5D_s$ 的空白欧拉域。贯入区深度根据具体需要而定,此处取 $2D_s$,并且在桩靴基础侧向 D_s 范围内对网格进行加密处理。为消除模型底部的边界效应,贯入区以下深度设置为 $2.5D_s$ 。水平方向尺寸设置为 $3D_s$,足以消除模型右侧边界效应。桩靴边缘向外两倍直径范围内为网格加密区,加密区网格尺寸为0.05倍的桩靴直径。加密区以外网格尺寸按照单精度布置,网格尺寸为0.05~0.50倍桩靴直径。参考Yin等^[19]的成果设置数值模拟模型边界。在模型底面和四个侧面施加零法向速度边界条件以保证欧拉材料被限制在欧拉域中。空网格与海床的交界面上不施加任何约束,欧拉材料可自由流入空网格区域。空网格顶部为自由面,不施加约束。

模拟黏土不排水特性,泊松比取0.49,弹性模量 $E=500s_u$ 。黏土浮重度 $\gamma'=6\text{ kN/m}^3$ 。研究两种土性条件下的桩靴贯入过程,一种是均质黏土,其抗剪强度为10 kPa;另一种是正常固结土,正常固结土的抗剪强度随深度的变化而变化,具体表达式见式(5)。选取 s_{um} 为0、10 kPa, k 为1和1.2 kPa/m。另外,为探讨速率效应参数及应变软化参数对贯入过程的影响,分别取速率效应参数 μ 为0、0.1、0.2,土体灵敏度 S_l 为2、3、4、5,延展系数 ξ_{95} 为10、15、20,控制土体软化速度的参数 η 为1/2、1/3、1/4,开展相关研究。

为精确高效地实现软黏土强度 s_u 沿深度线性增长,在Abaqus/CAE中定义了一个与地基深度在数值上等价的温度场,作为名义变量(即中间变量),并在用户子程序VUSDFLD中调用该温度场(即地基深度)。将 s_u 存储为状态变量并在每个时间增量步中进行更新,以在大变形过程中实现欧拉材料点上的强度值跟随材料一起流动。为了验证数值模拟准确性,将所得结果与Hossain等^[18]离心试验结果及李大勇等^[6]理论解析解对比,由图3可知,数值模拟结果与理论及试验结果基本吻合。

2 土体流动机理

桩靴基础贯入过程中土体的流动机理对贯入阻力系数的研究具有重要意义。为此,对考虑应变速率效应及应变软化效应的黏土中桩靴贯入过程进行分析,并选取不同参数进行研究,得出了各种参数对完全回流阶段桩靴周围土体塑性区的影响。另外,为准确对所得塑性区的具体数值进行量化,数值模拟均选用抗剪强度 $s_u=10\text{ kPa}$ 的均质黏土。图4为桩靴基础在考虑应变速率效应及应变软化效应的黏土中的贯入过程。桩靴基础在黏土中贯入时可分为以下3个阶段。

1) 不回流阶段。如图4(a)所示,该阶

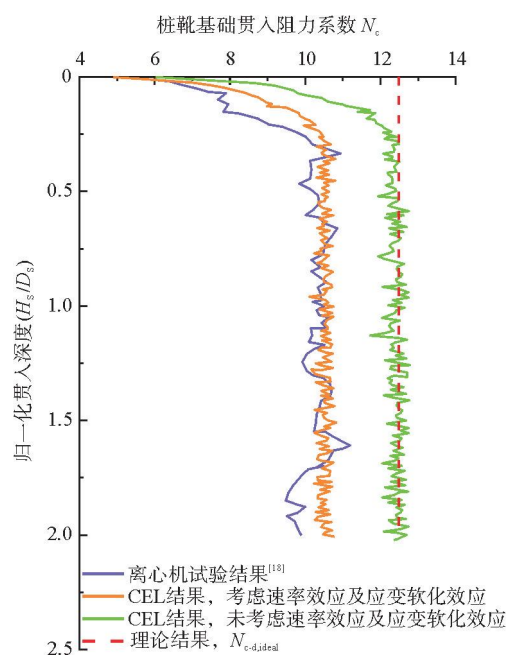


图3 数值模拟结果与离心试验结果对比

Fig. 3 Comparison of numerical simulation results and centrifugal test results

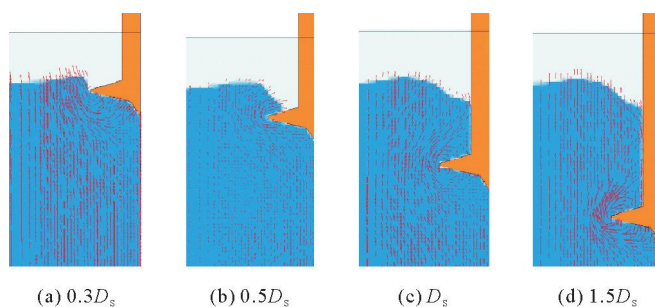


图4 桩靴基础贯入过程

Fig. 4 Spudcan penetration process

段桩靴基础刚开始接触土体,挤压下方土体使其一部分向下移动,由于土体的压缩性较小,还有一部分向侧上方“流动”,因此海床会微微隆起。而且在桩靴基础上方形形成一个孔洞,孔洞高度随桩靴基础的贯入而增加。

2) 部分回流阶段。如图 4(b)所示,随着桩靴的持续贯入,基础下部的土体受桩靴基础的挤压,将绕过桩靴到达上部。同时上部孔洞侧壁的土体在重力的作用下“坍塌、滑落”,使桩靴上部出现一个“锥形”孔洞。

3) 完全回流阶段。如图 4(c)及 4(d)所示,当桩靴基础贯入一定深度时,上部孔洞的高度将不再发生变化。桩靴周围的土体将形成一个圆形“绕流”,在其周围局部流动,此时贯入阻力系数也处在动态平衡状态。

2.1 速率效应对土体流动机理的影响

为了研究速率效应的影响,将应变软化效应参数固定为黏土参考值: $S_t=3, \xi_{95}=15, \eta=1$ 。如图 5 所示,选取不同速率效应参数时,完全回流阶段的等效塑性应变云图差距非常大。速率效应参数较小时,桩靴基础周围土体塑性变形范围较小。而且桩靴底部土体塑性变形较小,土体仅在桩靴上表面有较大的塑性变形。当选取较大的速率效应参数时,桩靴及桩腿周围均发生了较大的塑性变形。这是由于土体速率效应参数较大时,在同等的贯入条件下会产生较大的强度和刚度增幅。因此,实际工程中贯入桩靴基础时,为减少速率效应的影响,可选取较小的贯入速度。

2.2 应变软化效应对土体流动机理的影响

黏土受到外部扰动时,抗剪强度会发生衰减,该现象即为应变软化。应变软化的程度通常可用土体灵敏度 S_t 来衡量。延展系数 ξ_{95} 为产生 95% 强度衰减所需的累积塑性剪应变, ξ_{95} 越小表明产生相同程度的强度衰减所需的累积剪应变越小。 η 反映了土体在受扰动初期其强度的衰减速度, η 越小强度衰减速度越快。桩靴基础贯入土体过程中伴随着塑性剪应变的累积,由于软化效应,土体流动机制将发生变化,贯入阻力也将大幅减小。为研究软化效应的影响,以下分析中选取 $\mu=0.1, S_t$ 分别为 2、3、4、5 进行模拟,所得结果见图 6。随着灵敏度的增加,桩靴上表面土体的塑性变形不断变大。在高灵敏度土体($S_t>4$)^[8] 中贯入时,由于其结构性较强,桩靴底部的土体在桩靴基础的挤压下也会产生较大的塑性变形。

图 7 为不同延展系数下的等效塑性应变云图。随着延展系数的增加,桩靴周围的土体塑性变形变小。这是因为延展系数越大,土体延展性越好,黏土产生相同程度的强度衰减所需的累积剪应变也越大,在同等剪切应变下的土体塑性变形越小。

图 8 为选取不同控制土体软化速度参数时的等效塑性应变云图。 η 越小,桩靴周围的土体塑性变形也越小,但整体的塑性范围几乎没有变化。其原因可能是在速率效应的影响一定时,控制土体软化速度的参数仅影响土体在受扰动初期其强度的衰减速度,并未影响软化后最终的强度。

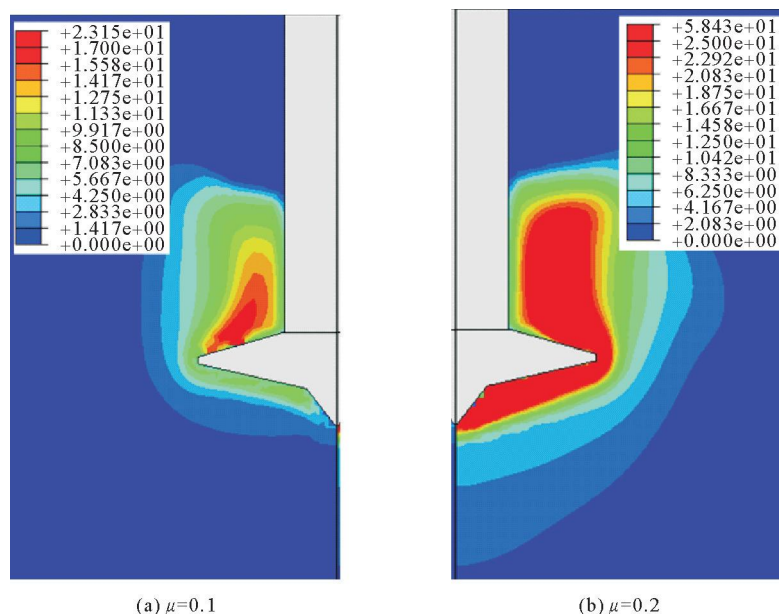


图 5 不同速率效应参数下的等效塑性应变云图

Fig. 5 Equivalent plastic strain cloud diagram with different viscosity parameters

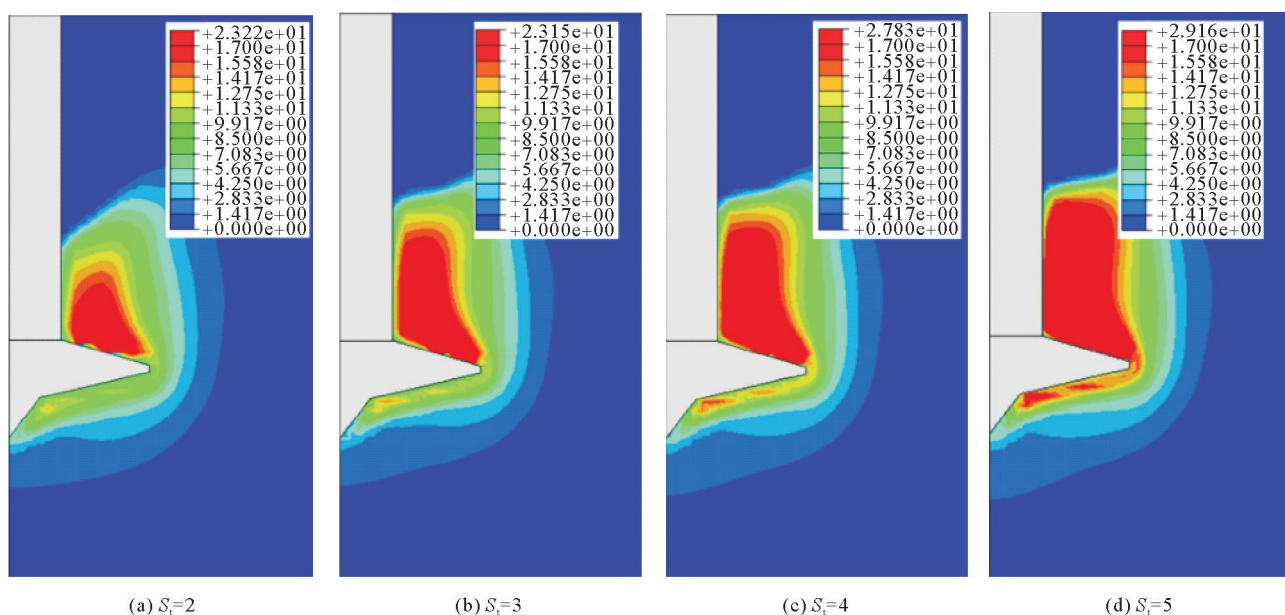


图6 不同灵敏度下的等效塑性应变云图

Fig. 6 Equivalent plastic strain cloud diagram with different sensitivity

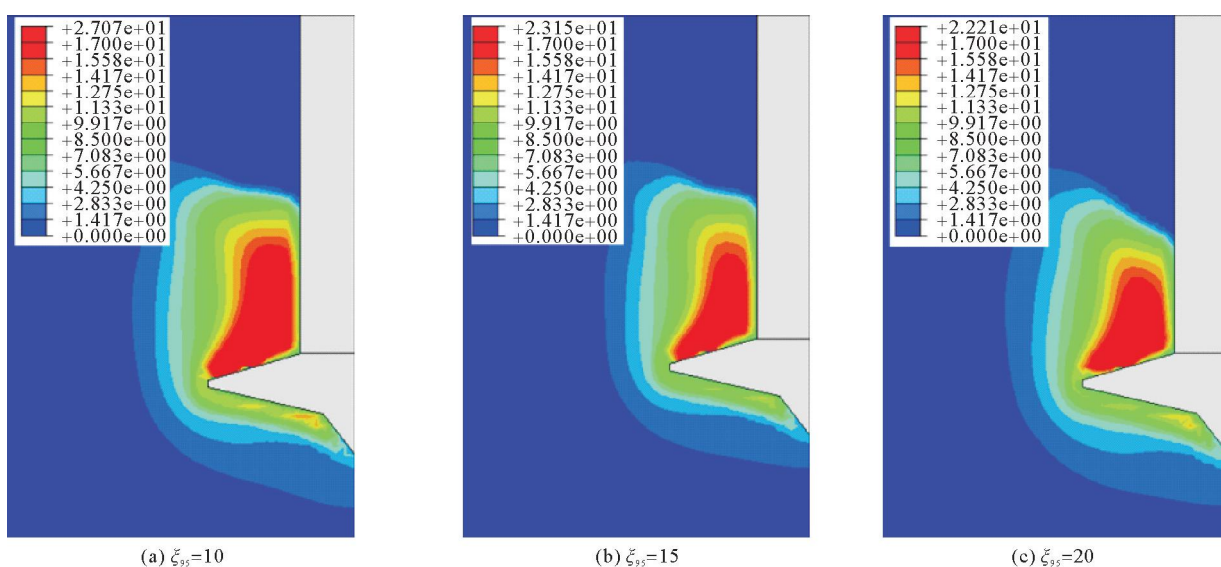


图7 不同延展系数下的等效塑性应变云图

Fig. 7 Equivalent plastic strain cloud diagram with different ductility factors

3 极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法修正

在回流阶段及部分回流阶段,桩靴基础上部土体会随着上部孔洞的深度而变化,从而影响桩靴基础的贯入阻力。当桩靴基础贯入完全回流阶段时,周围土体会进入动态平衡状态,贯入阻力趋于稳定,贯入阻力系数也随之稳定。而进入完全回流阶段的标志则是贯入深度大于极限孔洞深度(即 $H_s > H_{cav}$),因此准确计算极限孔洞深度对于预测桩靴基础贯入深度具有重要意义。通过选取不同速率效应参数及应变软化效应的正常固结土进行研究,所用土体 $kD/s_{um}=1.44$, $s_{um}/(\gamma'D)=0.139$ 。在 Hossain 等^[8]研究的基础上,通过添加参数 η ,提出了更为准确描述极限孔洞深度的计算方法,为后续桩靴基础贯入阻力系数修正提供基础。

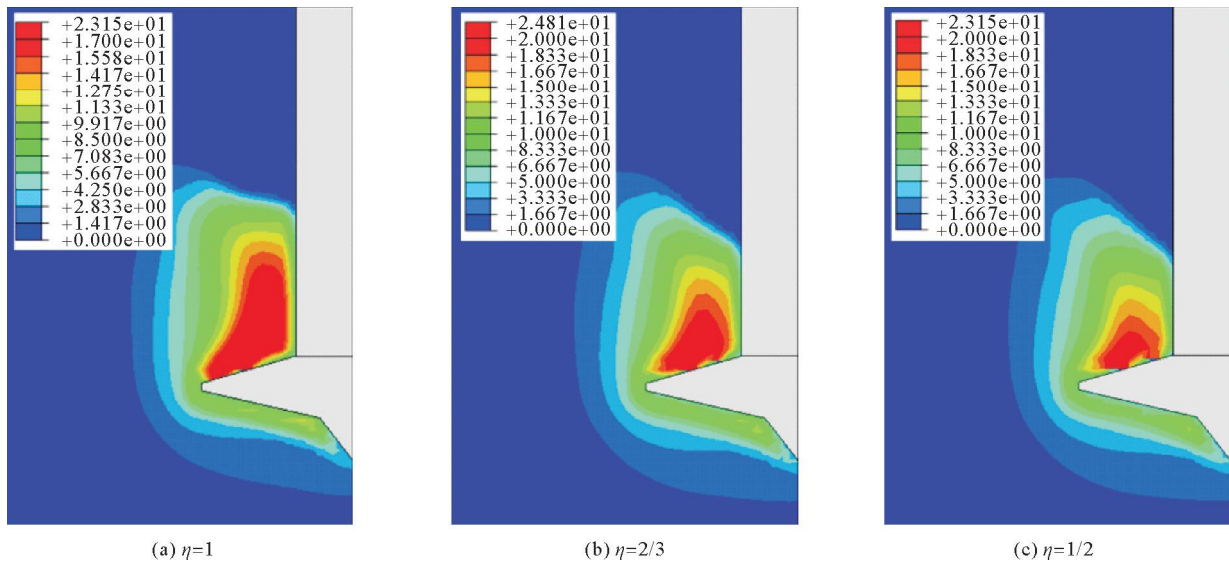


图 8 不同控制土体软化速度参数的等效塑性应变云图

Fig. 8 Equivalent plastic strain cloud diagram with different control softening rate parameters

3.1 速率效应及软化效应对极限孔洞深度的影响

桩靴贯入时,速率效应参数会显著影响土体的“流动”,导致极限孔洞深度发生变化。为探究黏土速率效应对极限孔洞深度的影响,选取 μ 为0.1和0.2进行分析,结果见图9,可见在速率效应参数较大的情况下,极限孔洞深度也会越大。这是因为较弱的速率效应会导致桩靴在贯入时强度和刚度增幅也较小,进而导致孔洞侧壁稳定性偏低。

令延展系数 ξ_{95} 及控制土体软化速度参数 η 为定值,分析灵敏度 S_t 对极限孔洞深度的影响(见图10)。当 ξ_{95} 及 η 一定的情况下, S_t 越高,极限孔洞深度则越小。而且在灵敏度较高的情况下,灵敏度对极限孔洞深度的影响越小。这是因为土体灵敏度越高,土体扰动后的抗剪强度衰减就越快,而随着抗剪强度的降低,土体的流动性会增大。再加上桩靴基础在贯入时土体会发生回流现象,因此上部极限孔洞深度将进一步减小。

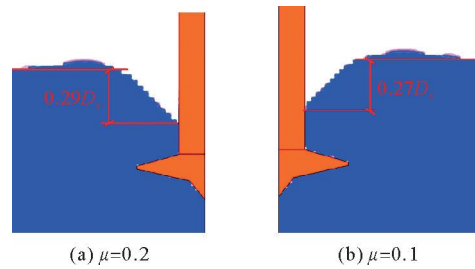


图 9 速率效应参数对极限孔洞深度的影响

Fig. 9 Effect of rate parameters on cavity depth

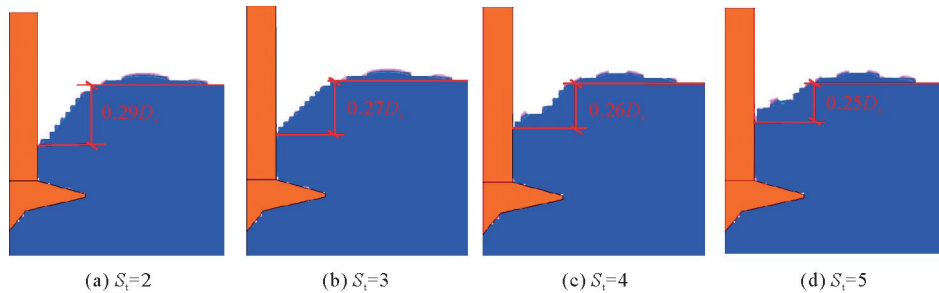


图 10 灵敏度对极限孔洞深度的影响

Fig. 10 Effect of sensitivity on cavity depth

选取不同延展系数 ξ_{95} , 分析其对极限孔洞深度的影响, 结果如图 11 所示。在土体灵敏度、延展系数及控制土体软化速度参数一定的情况下, ξ_{95} 增大, 极限孔洞深度也随之增大。这是因为延展系数能够反映土体延性, 其值越大, 土体的延性越好, 土体抗剪强度会在累积绝对塑性剪应变较小时增加的更快, 从而导致土体回流较慢。控制土体软化速度的参数 η 对极限孔洞深度的影响如图 12 所示, 可以看出, 参数 η 对土体软化速度的控制对极限孔洞深度有着显著影响。在其他应变软化参数一定的情况下, 极限孔洞深度与 η 呈正相关。主要原因是 η 越小, 黏土在刚开始受到扰动时应变软化效应越明显, 土体抗剪强度衰减的越快, 导致土体开始进入回流阶段越早。而且综合图 10 及图 11 来看, 该参数对极限孔洞深度的影响要比灵敏度和延展系数对极限孔洞深度的影响更为明显。因此, 极限孔洞深度的计算方法将参数 η 考虑进去是非常必要的。

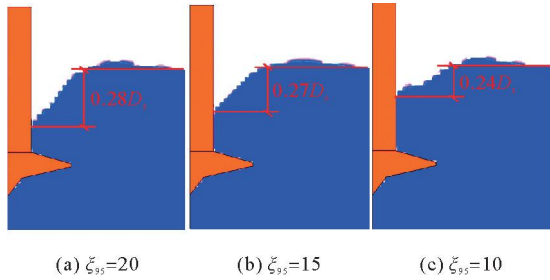


图 11 延展系数对极限孔洞深度的影响

Fig. 11 Effect of ductility factor on cavity depth

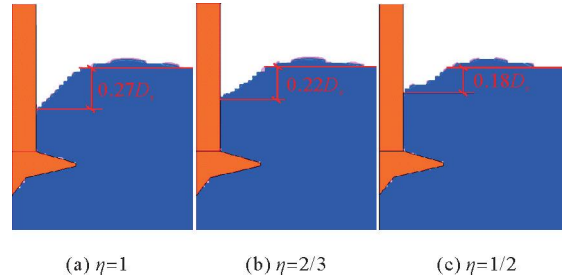


图 12 控制土体软化速度的参数对极限孔洞深度的影响

Fig. 12 Effect of control softening rate on cavity depth

3.2 极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法修正

根据数值模拟结果可得, 应变速率效应和应变软化效应会显著影响桩靴基础上部的极限孔洞深度。为准确预测桩靴基础进入完全回流阶段的时间, Hossain 等^[18]通过考虑土体速率效应及应变软化效应, 提出了极限孔洞深度 H_{cav} 计算公式:

$$\frac{H_{cav}}{D_s} = (1 + R_c \mu) \cdot [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\xi_c/\xi_{95})}] \cdot \left(\frac{H_{cav}}{D_s} \right)_{ideal} \quad (6)$$

式中: R_c 为极限孔洞深度的速率效应系数; ξ_c 为土体绕过桩靴基础时的平均累积塑性剪应变; $(H_{cav}/D_s)_{ideal}$ 为理想状态下极限孔洞深度与桩靴直径的比值。图 13 为数值模拟结果与式 (6) 得到的极限孔深比较, 两者吻合度较高。然而式 (6) 未考虑控制土体软化速度的参数影响, 需要进行修正。参考式 (4) 及式 (6), 整理得到如式 (7) 所示的修正后的极限孔洞深度计算公式:

$$\frac{H_{cav}}{D_s} = (1 + R_c \mu) \cdot [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\xi_c/\xi_{95})^\eta}] \cdot \left(\frac{H_{cav}}{D_s} \right)_{ideal} \quad (7)$$

式中, R_c 和 ξ_c 的取值参考 Hossain 等^[13]的建议

值, 分别为 0.95 和 2.4。当 η 为 1 时, 即为 Hossain 等^[13]提出的极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法。

如图 14 所示, 不同工况下本计算方法(图中三维曲面)与数值模拟结果(图中散点)均高度吻合, 最大误差在 5% 以内。因此, 可以证明修正后的极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法是可靠的。

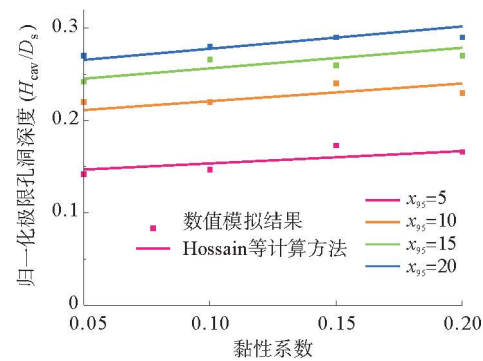


图 13 Hossain 等^[13]结果与数值模拟结果对比

Fig. 13 Comparison between results of Hossain et al.^[13] and numerical simulation results

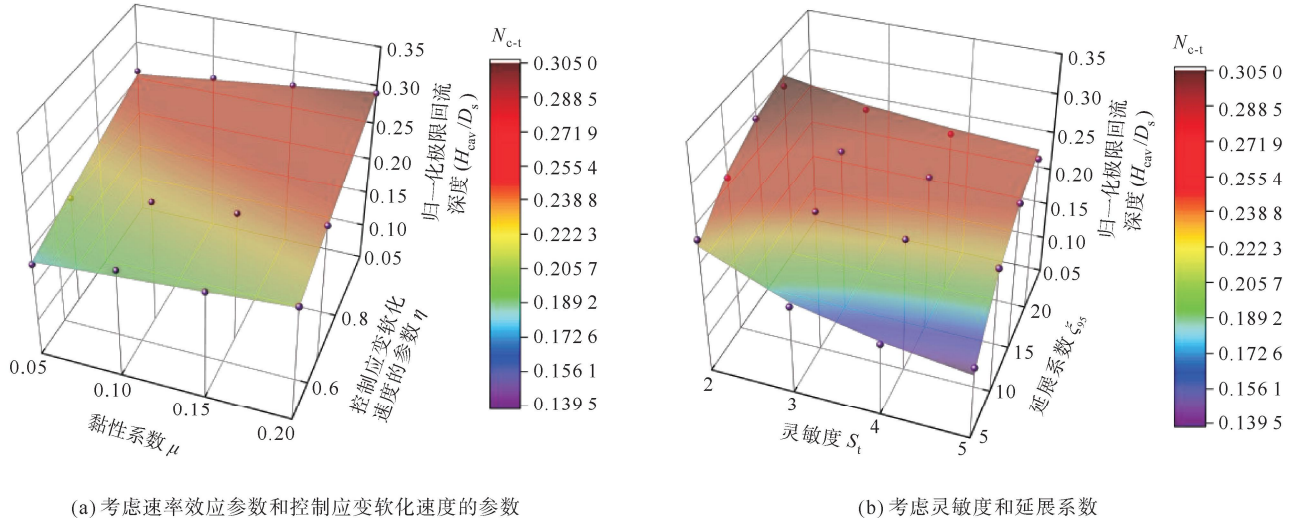


图 14 理论模型结果与数值模拟结果对比

Fig. 14 Comparison between theoretical model results and numerical simulation results

4 桩靴基础贯入阻力系数 N_c 修正

4.1 桩靴基础贯入阻力系数计算方法

桩靴基础贯入黏土时,其贯入阻力系数与贯入深度、上覆土体积以及土体强度密切相关。在桩靴贯入过程中的不回阶段及部分回流阶段($H_s < H_{cav}$),桩靴贯入阻力由式(8)计算:

$$F = N_{c-s} s_{u0} A + \gamma' V_{olB} + \gamma' H_s A. \quad (8)$$

式中: N_{c-s} 为不回阶段状态下的桩靴贯入阻力系数; A 为桩靴基础投影面积; V_{olB} 为桩靴基础埋入土体的体积。当桩靴的贯入过程进入完全回流阶段($H_s \geq H_{cav}$)时,桩靴基础完全埋入土体,此时的贯入阻力

$$F = N_{c-d} s_{u0} A + \gamma' V_{olT}. \quad (9)$$

式中: N_{c-d} 为完全回流状态下的桩靴贯入阻力系数; V_{olT} 为桩靴基础体积。

考虑黏土的应变速率效应及应变软化效应,整理得出如式(10)所示的修正桩靴基础贯入阻力系数 N_c 计算方法:

$$N_c = (1 + R_b \mu) \cdot [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\xi_b/\xi_{95})^\eta}] \cdot N_{c, ideal}. \quad (10)$$

式中: R_b 为贯入阻力系数的速率效应系数; ξ_b 为土体绕过桩靴基础时的平均累积塑性剪切应变。另外, R_c 和 ξ_c 的取值参考文献[13],分别取 1.47 和 2.4。因此,根据不同贯入阶段可将 N_c 表达为下式:

$$N_c = \begin{cases} N_{c-s} = (1 + R_b \mu) \cdot [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\xi_b/\xi_{95})^\eta}] \cdot N_{c-s, ideal}, & H_s < H_{cav}; \\ N_{c-d} = (1 + R_b \mu) \cdot [\delta_{rem} + (1 - \delta_{rem}) e^{-3(\xi_b/\xi_{95})^\eta}] \cdot N_{c-d, ideal}, & H_s \geq H_{cav}. \end{cases} \quad (11)$$

4.2 应变软化效应的影响

为探究应变软化效应参数土体灵敏度 S_t 对贯入阻力系数的影响,令速率效应参数 μ 、延展系数 ξ_{95} 及控制土体软化速度的参数 η 为定值,结果如图 15 所示。在不同土体灵敏度的黏土中贯入时,随着土体灵敏度的增加,桩靴基础贯入阻力系数会减小。原因是土体受到扰动时其强度会呈现衰减的现象,而土体灵敏度会影响强度衰减后的下限。灵敏度的值越大,其强度衰减越显著。而土体的抗剪强度会直接影响桩靴基础的贯入阻力系数。

选取不同延展系数 ξ_{95} ,分析桩靴基础贯入阻力系数。由图 16 可知,延展系数 ξ_{95} 越大,贯入阻力系数 N_c 也越大。原因是延展系数越大,受扰动后,土体不排水抗剪强度折减到残余强度所需的累积绝对塑性剪应变越大,表明土体抵抗塑性变形的能力越强,对应的延性也越好。

为探究控制土体软化速度的参数 η 对桩靴基础贯入阻力系数 N_c 的影响,选取 η 分别为 1、1/2、2/3 进行数值模拟分析,结果如图 17 所示。由图可知,该参数与桩靴基础贯入阻力系数成正比。 η 对桩靴基础贯入阻力系数 N_c 的影响较为显著,因此该参数对于准确预测桩靴基础贯入阻力系数 N_c 具有重要意义。

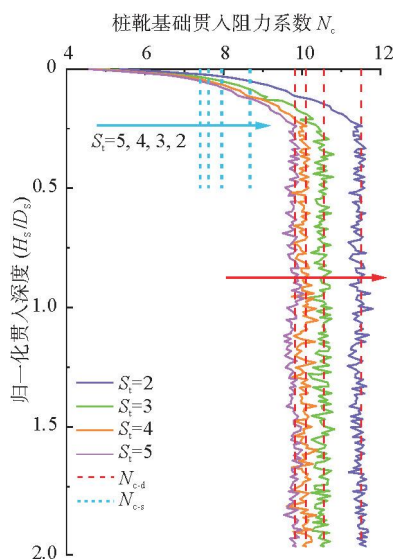


图 15 灵敏度对贯入阻力系数的影响

Fig. 15 Effect of sensitivity on penetration resistance factor

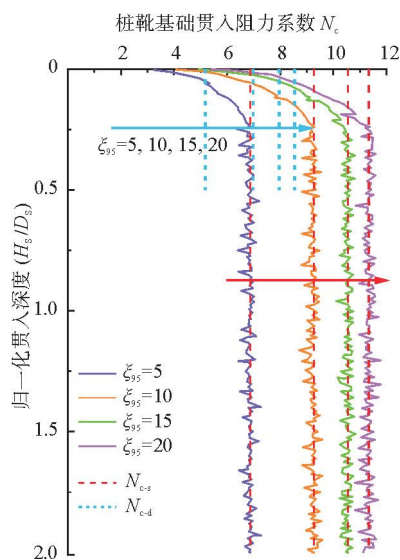


图 16 延展系数对贯入阻力系数的影响

Fig. 16 Effect of ductility factor on penetration resistance factor

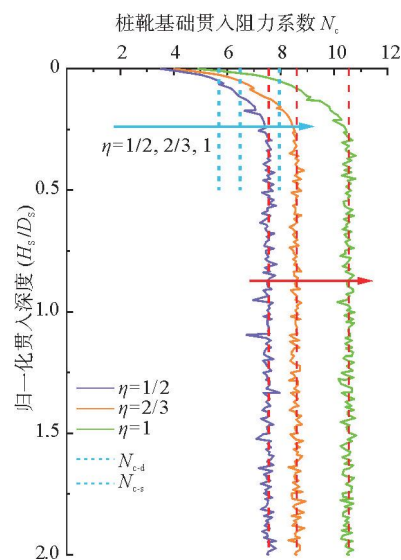


图 17 控制土体软化速度的参数对贯入阻力系数的影响

Fig. 17 Effect of control softening rate on penetration resistance factor

5 结论

数值分析模拟了桩靴基础在黏土地基中的动态贯入特性,得出以下结论:

1) 桩靴基础的贯入过程可分为不回流阶段、部分回流阶段及完全回流阶段。在未进入完全回流阶段时,桩靴周围土体变化较大,而进入完全回流阶段后,土体仅在桩靴基础周围“绕流”。

2) 应变速率效应及应变软化会对桩靴基础周围的塑性变形产生较大影响,而应变速率效应参数会对塑性变形范围产生影响,其他参数对塑性变形范围的影响较小。

3) 考虑应变速率效应及应变软化效应,对桩靴基础贯入过程中极限孔洞深度 H_{cav} 计算方法进行修正,为桩靴基础贯入阻力系数 N_c 修正提供参考。

4) 通过引入控制土体软化速度的参数 η ,对本研究桩靴贯入阻力系数 N_c 的解析解进行修正,提出新型桩靴基础贯入阻力系数计算方法。将新型计算方法所得结果同数值模拟结果对比,二者基本吻合,可以证明本研究理论模型的正确性。

参考文献:

- [1] 李大勇,白云,马士力,等.砂土中吸力基础抗拔承载力的影响因素分析[J].山东科技大学学报(自然科学版),2018,37(4):58-63.
LI Dayong,BAI Yun,MA Shili,et al. Influence factors of uplift bearing capacity of suction caisson in sand[J]. Journal of Shandong University of Science and Technology(Natural Science),2018,37(4):58-63.
- [2] WANG Y Y,HU P,LI J H. Probabilistic prediction of the spudcan extraction from sand-over-clay based on monitored data [J/OL]. Ocean Engineering,2023,281. DOI:10. 1016/j. oceaneng. 2023. 114787.
- [3] TANI K,CRAIG W H. Bearing capacity of circular foundations on soft clay of strength increasing with depth[J]. Soils and

- Foundations, 1995, 35(4): 21-35.
- [4] FAN L D, GAO P, WANG F, et al. Experimental and numerical investigation on cavity formation from large rectangular spudcan penetration in clay[J/OL]. Applied Ocean Research, 2021, 108. DOI:102515. 10. 1016/j. apor. 2020. 102515.
- [5] MEHRALIZADEH H, MAKARCHIAN M. A new method to predict the bearing capacity-penetration curve of spudcans in multi-layered clay soils[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2022, 40(5): 511-522.
- [6] 李大勇, 王召龙, 吴宇旗. 均质黏土中桩靴基础贯入阻力系数 N_c 的解析解[J]. 工程力学, 2025, 42(1): 233-240.
LI Dayong, WANG Zhaolong, WU Yuqi. Analytical solution of resistance factor N_c for spudcan foundation penetrating into uniform undrained clay[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(1): 233-240.
- [7] 张浦阳, 于晓洋, 丁红岩. 海上自升式钻井平台插桩阶段桩靴承载力计算[J]. 石油勘探与开发, 2011, 38(5): 613-619.
ZHANG Puyang, YU Xiaoyang, DING Hongyan. Spudcan bearing capacity calculation of the offshore jack-up drilling platform during the preloading process[J]. Petroleum Exploration and Development, 2011, 38(5): 613-619.
- [8] HOSSAIN M S, MYHREYAR Z, HU Y, et al. Deep penetration of spudcan into NC clay[C]// 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Vancouver, 2004: 329-335.
- [9] HOSSAIN M S, RANDOLPH M. New mechanism-based design approach for spudcans on single layer clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(9): 1264-1274.
- [10] CASSCRANDE A, WILSON S D. Effect of rate of loading on the strength of clays and shales at constant water content [J]. Geotechnique, 1951, 2(3): 251-263.
- [11] RANDOLPH M F, WANG D, ZHOU H J, et al. Large deformation finite element analysis for offshore applications[C]// 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics. Goa, 2008: 1-6.
- [12] 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.
- [13] HOSSAIN M S, RANDOLPH M F. Effect of strain rate and strain softening on the penetration resistance of spudcans on clay[J]. International Journal of Geomechanics, 2009, 9(3): 122-132.
- [14] 焦钰祺, 贺林林, 梁越, 等. 考虑结构性黏土应变软化效应的桩靴竖向承载特性研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(5): 1374-1382.
JIAO Yuqi, HE Linlin, LIANG Yue, et al. Study of vertical bearing capacity of spudcans considering strain-softening effect of structured clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(5): 1374-1382.
- [15] PINKERT S, KLAR A K. Enhanced strain-softening model from cyclic full-flow penetration tests[J/OL]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2016, 142(3). DOI:10. 1061/(ASCE)GT. 1943-5606. 0001419.
- [16] HAN Y R, YANG Q, YU L, et al. Optimized strain softening model for marine clay from cyclic full-flow penetration and extraction tests[J/OL]. Ocean Engineering, 2020, 218. DOI:10. 1016/j. oceaneng. 2020. 108255.
- [17] ZHOU H J, RANDOLPH M F. Computational techniques and shear band development for cylindrical and spherical penetrometers in strain-softening clay[J]. International Journal of Geomechanics, 2007, 7(4): 287-295.
- [18] HOSSAIN M S, HU Y, RANDOLPH M F, et al. Limiting cavity depth for spudcans penetrating clay[J]. Géotechnique, 2005, 55(9): 679-690.
- [19] YIN S, YI J T. Undrained bearing capacity of deeply embedded skirted spudcans under combined loading in soft clay[J]. Marine Structures, 2019, 66: 164-177.

(责任编辑:吕海亮)