

文章编号:1673-9469(2026)03-0038-10

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2026.03.005

基于接触面统计损伤模型的吸力锚排水上拔承载力分析

刘玉雄¹,柯力俊²,顾尧天^{3,4*},崔红志⁵,徐江²,康爱红²

(1. 中国铁建大桥工程局集团有限公司,天津 300300;2. 扬州大学 土木与交通学院,江苏 扬州 225127;
3. 河海大学 土木与交通学院,江苏 南京 210098;4. 扬州工业职业技术学院 建筑工程学院,江苏 扬州 225127;
5. 绍兴文理学院 浙江省岩石力学与地质灾害重点实验室,浙江 绍兴 312000)

摘要: 为分析软黏土海床中吸力锚基础的排水上拔承载性能,首先结合损伤力学原理和 Mohr-Coulomb 强度准则,建立基于 Weibull 分布函数的钢结构-饱和黏土接触面统计损伤模型,进而提出吸力锚排水上拔承载力简化剪切位移算法。通过开展一系列钢结构-饱和黏土接触面环剪试验确定模型参数,并验证模型的准确性。分析表明:钢结构-饱和黏土接触面的排水剪切呈现显著的应变软化行为,吸力锚上拔过程中锚-土接触面出现应力重分布,界面发生渐进破坏;相同锚壁面积条件下,增加吸力锚长度相较于增加锚径更有利于提高吸力锚排水上拔承载力;应力水平是影响锚-土接触面抗剪强度的关键因素,工程中优先选择土体重度较大的地基,可有效提升吸力锚的抗拔性能。

关键词: 吸力锚;结构-土接触面;界面环剪;上拔承载力

中图分类号: TU470

文献标识码: A

Analysis of Drained Uplift Capacity of Suction Anchors Based on a Statistical Damage Model of Clay-Structure Interface

LIU Yuxiong¹, KE Lijun², GU Yaotian^{3,4*}, CUI Hongzhi⁵, XU Jiang², KANG Aihong²

(1. China Railway Construction Bridge Engineering Bureau Group Co., Ltd., Tianjin 300300, China;
2. School of Civil Engineering and Transportation, Yangzhou University, Yangzhou, Jiangsu 225127, China;
3. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210098, China;
4. College of Architectural Engineering, Yangzhou Polytechnic Institute, Yangzhou, Jiangsu 225127, China; 5. Key Laboratory of Rock Mechanics and Geohazards of Zhejiang Province, Shaoxing University, Shaoxing, Zhejiang 312000, China)

Abstract: To analyze the drained uplift bearing capacity of suction anchors in soft clay seabed, a statistical damage model based on the Weibull distribution function was established for the saturated clay-structure interface, integrating the principles of damage mechanics and the Mohr-Coulomb strength criterion. Subsequently, a simplified shear displacement method for the uplift bearing capacity of suction anchors was proposed. A series of ring shear tests of saturated clay-steel interface were conducted to determine the model parameters and validate the accuracy of the model. It is found that the drained shear of saturated clay-steel interface exhibits significant strain softening characteristics. During the uplift process of suction anchors, stress redistribution occurs at the clay-anchor interface, leading to its progressive failure. For the same area of anchor wall, increasing the anchor length is more beneficial for enhancing the drained uplift bearing capacity of suction anchors compared to increasing the anchor diameter. Additionally, the stress level is a critical factor influencing the shear strength of clay-anchor interface. In practice, prioritizing sites with higher soil density can effectively improve the uplift bearing

收稿日期:2024-12-30 修回日期:2025-03-26

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52308378);江苏省自然科学基金资助项目(BK20240501);扬州市自然科学基金资助项目(YZ2024190);江苏省高等学校基础科学(自然科学)研究面上项目(22KJB560034)

第一作者:刘玉雄(1997—),男,湖南邵阳人,硕士,助理工程师,从事岩土地基基础方面的研究。

*通信作者:顾尧天(1993—),女,江苏扬州人,博士,讲师,从事海洋岩土工程方面的研究。

performance under drainage conditions.

Key words: suction anchor; clay-structure interface; interface ring shear; uplift bearing capacity

吸力锚基础在海洋工程中广泛应用,锚-土接触面摩擦力是其上拔承载力的重要组成部分^[1-3]。在长达20~30年的服役期间,吸力锚可能出现密封性失效的问题^[4]。此外,在长期持续性上拔荷载的作用下,吸力锚极易处于部分排水或完全排水上拔状态,使得吸力锚的上拔承载性能更加依赖于锚-土接触面摩擦力。因此,结构-土接触面剪切行为是决定海洋锚固基础上拔承载性能和海工结构安全性的关键因素。Dendani^[4]证明在绝大多数情况下,为保守起见,吸力锚的设计需要特别关注其排水(长期)上拔承载力,即忽略锚内吸力作用而仅考虑吸力锚内、外壁与土接触面的摩擦作用。因此,探明并准确描述结构-土接触面排水剪切特性对吸力锚基础设计及其排水(长期)上拔承载力评估至关重要。

在地下结构-土接触面上,由于结构与土体的弹性模量差别很大,两者交界处的应力和变形十分复杂。Chen等^[5]通过大型直剪仪开展了不同粗糙度混凝土面板与红黏土接触面剪切试验,发现应力水平和界面粗糙度会影响剪切破坏面的位置。Di Donna等^[6-9]研究了不同温度条件下结构-土接触面的单调、循环剪切特性,结果表明温度对界面摩擦角的影响不明显,对界面黏聚力的影响取决于法向应力水平和应力历史。Martinez等^[10]通过直剪试验研究了剪切速度对不同粗糙度钢结构-土接触面剪切特性的影响,并记录了接触面剪切过程中近界面土体的变形。国内外学者基于界面剪切试验采用不同方法建立了大量接触面本构模型^[11-16]。然而,这类本构模型都是基于宏观力学特性而建立,在反映接触面细观破坏机制方面尚显不足,且模型参数通常较多。土体作为天然的离散颗粒材料具有显著的不连续性和非均质性,导致结构-土接触面的破坏呈现明显的渐进性^[17]。Desai等^[18]首次采用损伤力学基本理论建立了结构-土接触面本构模型。杨林德等^[19]将连续强度理论与统计理论相结合,建立了接触面统计损伤本构模型。在此基础上,一些学者针对具体问题对模型进行了调整^[20-23]。

现有研究一般通过在试验确定的应力-位移曲线中测取初始切线斜率,来确定接触面统计损伤本构模型的初始剪切模量。这种方法取值随机性通常较大,在一定程度上降低了模型可靠性。为

此,本文提出了“半软化”特征点的概念,可通过改进的模型参数确定方法直接求解初始剪切模量。此外,现有的吸力锚排水上拔承载力理论分析方法通常仅考虑锚-土接触面峰值强度指标或残余强度指标,而忽略了接触面的渐进破坏过程。本文针对软黏土海床中吸力锚-土接触面的排水剪切特性以及吸力锚的排水上拔承载力,首先建立结构-土接触面统计损伤模型,然后开展钢结构-饱和黏土接触面环剪试验,通过改进的参数确定方法来确定模型参数并验证模型准确性,最后基于该模型建立考虑锚-土接触面渐进损伤过程的吸力锚排水上拔承载力简化剪切位移算法,并分析吸力锚排水上拔承载性能。本研究为吸力锚基础的设计与性能评估提供了重要的理论方法。

1 结构-土接触面统计损伤模型

结构-土接触面剪切破坏本质上是一种渐进损伤过程,接触面不仅具有典型离散土体材料的属性,同时还展现出连续材料(如钢材、岩石、混凝土等)的性质,其剪切力学特性是这两种材料的耦合行为。本文假设结构-土接触面由大量(n 个)面积相同的接触微元构成,假设每个接触微元面积为 A_m 。在剪切过程中的某个时刻,接触面上有 n_1 个微元已率先发生破坏(即转变为损伤单元,假设其构成虚拟的损伤界面 I_1),而剩下的 n_0 个微元仍处于弹性变形阶段(即未损伤单元,假设其构成虚拟的弹性界面 I_0)。基于损伤力学原理,定义界面损伤变量为

$$D_v = \frac{n_1}{n} \quad (1)$$

采用Weibull分布函数描述结构-土接触面微元强度的非均匀分布,损伤变量 D_v 的演化方程为

$$D_v = \int_0^\gamma f(x) dx = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\gamma}{b}\right)^a\right] \quad (2)$$

式中, γ 为剪应变; a 和 b 分别为Weibull分布的形状参数和尺度参数。

各接触微元剪切行为的组合构成了接触面的宏观力学响应,界面宏观剪应力 τ 表示如下:

$$\tau = \left(\sum_{i=1}^{n_0} \tau_i A_m + \sum_{j=1}^{n_1} \tau_j A_m \right) / n A_m = \tau_0 (1 - D_v) + \tau_1 D_v \quad (3)$$

式中, τ_i 和 τ_j 分别表示第 i 个未损伤界面微元和第 j 个已损伤界面微元的剪应力; τ_0 和 τ_1 分别为虚拟的未损伤界面 I_0 和已损伤界面 I_1 的剪应力。

假设未损伤的接触微元均处于线弹性状态, 其应力-应变关系遵循胡克定律。此处采用一个与未损伤接触微元剪切模量 G 相关的均匀性假设, 认为未损伤单元为各向同性的弹性材料^[23]。于是, 未损伤界面 I_0 (即未损伤接触微元) 的剪应力可表示为

$$\tau_0 = G\gamma \quad (4)$$

对于已损伤界面, 接触微元发生剪切破坏后仍具有一定的残余抗剪强度。因此, 通过考虑残余抗剪强度来描述界面的应变软化行为。已损伤界面 I_1 的剪应力 τ_1 和接触微元的峰后剪应力 τ_j 可根据 Mohr-Coulomb 强度准则计算得到, 如下所示:

$$\tau_1 = \tau_j = c_r + \sigma_n \tan \varphi_r \quad (5)$$

式中, c_r 和 φ_r 分别为表观界面残余黏聚力和摩擦角, 可通过界面剪切试验测得; σ_n 为法向应力。

考虑到结构-土接触面剪切通常是指界面附近一定范围内土体与结构 (即剪切带) 的耦合剪切行为。剪应变 γ 通常定义为切向剪切位移 δ 与剪切带厚度 t_b 之比 (即 $\gamma = \delta/t_b$)。实际上, 影响 t_b 值的因素有很多 (如土的粒径、界面粗糙度、法向应力水平等), 现有试验很难直接确定 t_b 值。界面剪切试验的输出数据通常是剪切位移 δ , 而不是剪应变 γ 。本文中令 $G' = G/t_b$ 、 $a' = a$ 、 $b' = bt_b$ 、 $\gamma = \delta/t_b$ 以进行无厚度化处理, 并与式 (4) 和式 (5) 一起代入式 (3), 得到界面剪应力 τ 表示如下:

$$\tau = (G'\delta - c_r - \sigma_n \tan \varphi_r) \exp \left[- \left(\frac{\delta}{b'} \right)^{a'} \right] + c_r + \sigma_n \tan \varphi_r \quad (6)$$

式中, G' 为广义初始剪切模量; a' 为定义材料离散程度的 Weibull 形状参数, 本质上反映了结构-土接触面的脆性; b' 是与界面破坏点剪应变相关的尺度参数, 描述了界面的延展性。剪切带厚度 t_b 被整合到无厚度化处理后的模型参数中, 大幅提高了所建立模型的实用性。

在现有研究中, 接触面的广义初始剪切模量 G' 是通过在试验确定的应力-位移曲线中测取初始切线斜率得到的。这种方法取值误差较大, 并且由于模型计算结果对 G' 值比较敏感, 所建立模型的计算精度也大受影响。因此, 本文提出剪应力-位移曲线中的“半软化”特征点 ($\delta_{v/2}$, $\tau_{v/2}$) 的概念 (图 1), 将其作为边界条件之一, 联合极值法求解模型参数。特征点 ($\delta_{v/2}$, $\tau_{v/2}$) 易于准确获取, 且能

有效描述接触面的应变软化行为。“半软化”强度 $\tau_{v/2}$ 定义为峰值强度 τ_p 和残余强度 τ_r 的平均值, 即 $\tau_{v/2} = (\tau_p + \tau_r)/2$ 。峰值强度 τ_p 和残余强度 τ_r 可根据 Mohr-Coulomb 强度准则由相应的强度指标 (分别对应峰值黏聚力 c_p 和摩擦角 φ_p 、残余黏聚力 c_r 和摩擦角 φ_r) 计算, 即 $\tau_p = c_p + \sigma_n \tan(\varphi_p)$, $\tau_r = c_r + \sigma_n \tan(\varphi_r)$ 。

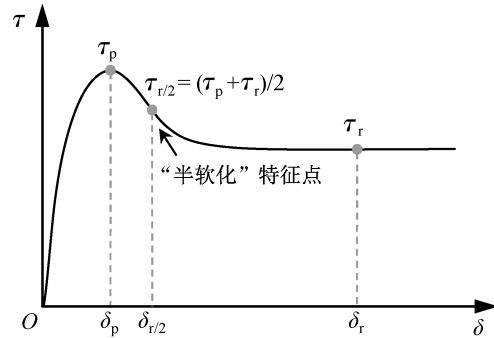


图 1 界面宏观剪应力-位移关系示意图

Fig. 1 Typical shear stress-displacement curve of macroscopic clay-structure interface

接触面抗剪强度指标一般可通过 3~4 个不同法向应力条件下的界面剪切试验来确定。同时, 由试验得到的剪应力-位移曲线可确定特征点剪切位移 (即 δ_p 和 $\delta_{v/2}$), 并分别建立 δ_p 和 $\delta_{v/2}$ 关于法向应力 σ_n 的经验函数。根据不同法向应力条件下剪应力-位移曲线在峰值点处的斜率为 0 以及峰值特征点 (δ_p , τ_p) 和“半软化”特征点 ($\delta_{v/2}$, $\tau_{v/2}$), 可求解模型参数 G' 、 a' 和 b' , 如式 (7) 所示。为便于模型应用, 建立模型参数 (G' 、 a' 和 b') 关于法向应力 σ_n 的一般经验表达式。

$$\begin{cases} \tau |_{\delta=\delta_p} = \tau_p \\ \frac{\partial \tau}{\partial \delta} |_{\delta=\delta_p} = 0 \\ \tau |_{\delta=\delta_{v/2}} = \tau_{v/2} \end{cases} \quad (7)$$

2 结构-土接触面排水环剪试验

2.1 试验仪器及土样

本试验采用 GDS 界面剪切仪 (图 2) 进行, 通过软件 GDSLAb v2.5 自动化完成整个试验过程。相较于传统直剪仪, 该界面剪切仪通过施加剪切盒转动位移来实现结构-土接触面的剪切, 在接触面剪切过程中可始终保持接触面积不变。同时, 完全密封的剪切室可注满水以模拟结构与饱和黏土在水下环境的剪切作用。



图 2 GDS 界面剪切仪

Fig. 2 GDS interface shear tester

GDS 界面剪切仪原厂剪切盒为不锈钢环刀,规定土样为直径 70 mm、高 20 mm 的实心圆柱体。当以相同的角速度进行旋转剪切时,在接触面不同径向位置处会产生不同的剪应变和剪切速度,进而产生不同的剪应力。为减小这种应力、应变不均匀性对试验结果的影响,本文对原厂剪切盒以及与土体相互作用的钢盘进行了改进。将原厂剪切盒替换为外径 $2r_o = 100$ mm、内径 $2r_i = 60$ mm 的圆环形剪切盒,并重新定制了竖向加载杆;将与土体相互作用的钢盘替换为钢环,其尺寸也根据土样作了相应改变(图 3)。

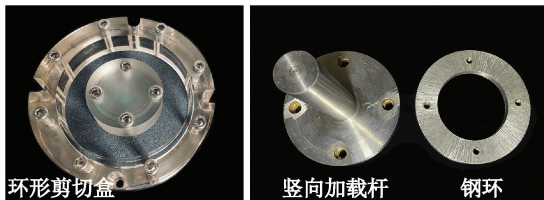


图 3 改进的环形剪切盒、竖向加载杆和钢环

Fig. 3 Modified ring shear box, vertical loading rod and steel ring

为模拟粗糙的结构-土接触面,将钢环表面沿径向打磨出不规则条纹,见图 4(a)。采用测量精度为 $1 \times 10^{-3} \mu\text{m}$ 的表面粗糙度测试仪对钢环 4 个不同位置处的表面粗糙度进行测量(测量范围取 10 mm),其典型的粗糙度剖面(以测点 A 为例)如图 4(b)所示。测点 A、B、C、D 4 处的中心线平均粗糙度 R_a 分别为 85.87、82.33、91.26、90.02 μm ,这里取 4 个测点的平均值,即 $R_a = 87.37 \mu\text{m}$ 。本试验研究对象为钢结构-饱和黏土接触面剪切作用,土样采用高岭土制备,该高岭土样中位粒径 $D_{50} = 2.76 \mu\text{m}$,故钢环表面平均粗糙度与黏土颗粒中位粒径的比值为 $R_a/D_{50} = 31.66$ 。根据 Dietz

等^[24]对接触面粗糙度的定义可知,本试验中钢结构-饱和黏土接触面为完全粗糙的接触面($R_a/D_{50} = 31.66$ 远大于 0.1)。

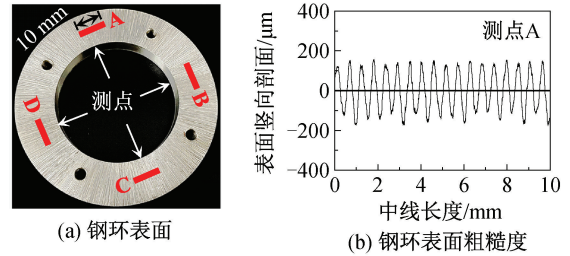


图 4 典型钢环表面粗糙度剖面

Fig. 4 Typical roughness profile of steel ring surface

国内外学者在研究软黏土海床中的各类工程问题时,均采用高岭土来模拟海床软黏土,并取得了较好的效果。因此,本试验同样采用高岭土,其基本物理性质如表 1 所示。将风干高岭土粉末与去离子水按 1:0.915 的质量比充分混合制备含水率为 91.5%(1.5 倍液限)的高岭土泥浆。较高含水率的泥浆一方面在制备过程中可大幅减少气泡的混入,另一方面有利于在随后静置、固结和抽真空饱和过程中排出土体内部残留的气体。在将土样装入剪切盒之前,对高含水率的高岭土泥浆进行分级加载预固结处理。预固结阶段的最大荷载(即施加的最后一级荷载)为拟开展剪切试验的法向应力水平 σ_n 的 80%。采用钢丝锯和切土刀对预固结后的高岭土样进行切割,直至环形土样能刚好嵌入剪切盒。装样完成后的剪切盒及土样如图 5 所示。为保证土样达到饱和要求,在剪切试验前对土样进行抽真空饱和处理。

表 1 试验所用高岭土基本物理性质

Tab. 1 Basic physical properties of kaolin clay used in the test

物理量	参数值
比重	2.63
液限/%	61
塑限/%	26
中位粒径/ μm	2.76

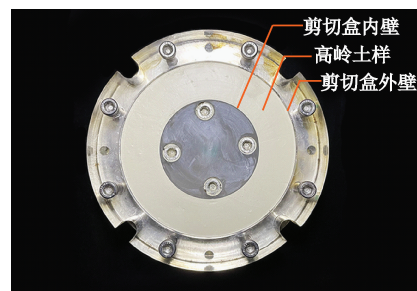


图 5 环形高岭土试样

Fig. 5 Ring-shaped kaolin specimen

2.2 接触面排水环剪试验结果

在将装有土样的剪切盒安装到界面剪切仪上之后,将去离子水注满剪切室并施加 100 kPa 的反压,以保持土样饱和度。同时,将钢环下压至与土样接触并施加剪切试验所需的法向应力 σ_n ,以进行正式的土样固结。固结完成后,使与土样接触的钢环保持静止不动,控制剪切盒以某一指定角速度 ω 匀速旋转,则钢结构-饱和黏土接触面发生匀速剪切作用。接触面平均剪切速度 v 可表示为

$$v = \bar{r}\omega \quad (8)$$

式中, \bar{r} 为环形接触面的平均半径,可表示为

$$\bar{r} = \frac{\int_{r_i}^{r_o} 2\pi x^2 dx}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} = \frac{2(r_o^3 - r_i^3)}{3(r_o^2 - r_i^2)} \quad (9)$$

本文研究吸力锚排水(长期)上拔承载性能,为保证接触面的排水剪切条件,剪切速度应足够慢,本试验中取剪切速度 $v = 0.006 \text{ mm/min}$ ^[9-10,25]。基于 GDS 界面剪切仪输出的扭矩 M 和剪切时间 t ,可计算接触面平均剪应力 τ 和剪切位移 δ ,即

$$\tau = \frac{M}{\int_{r_i}^{r_o} 2\pi x^2 dx} = \frac{3M}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)} \quad (10)$$

$$\delta = \bar{r}\omega t \quad (11)$$

试验中法向有效应力取 $\sigma_n = 25 \sim 150 \text{ kPa}$,这

与实际海洋岩土工程应用(如吸力锚基础、大直径管桩基础、拖曳锚等)在服役期间的有效应力水平基本一致。钢结构-饱和黏土接触面环剪试验结果如图 6 所示,其中第 1 组试验数据($\sigma_n = 50、100、150 \text{ kPa}$)用于确定模型参数,第 2 组试验数据($\sigma_n = 25、75、125 \text{ kPa}$)用于验证所建立接触面统计损伤模型的有效性。如图 6(a)(b)所示,在初始剪切阶段,接触面剪应力迅速增长,随着剪切位移的增加,剪应力增长速度逐渐减小。当增长率减小到 0 时,剪应力达到接触面峰值抗剪强度。随着剪切作用的持续进行,接触面剪应力开始衰减并逐渐趋于稳定,此时的剪应力即为接触面残余抗剪强度。这表明在完全排水条件下,接触面剪切呈现出应变软化行为。两组剪切试验对应的竖向变形分别如图 6(c)(d)所示,其中正的竖向变形表示剪胀,负的竖向变形表示剪缩。可见,在剪切开始时土样体积并没有立即发生改变,当剪切位移达到一个较小的阈值之后,土样剪缩变形迅速发展。随着接触面剪应力达到峰值并开始衰减,剪缩变形也逐渐趋于稳定。出现这一现象的主要原因是,在排水剪切条件下,接触面及土样内部无超孔隙水压力累积,土骨架承受全部外荷载,原有稳定的土体结构受剪切扰动先发生破坏后又逐渐形成新的平衡。

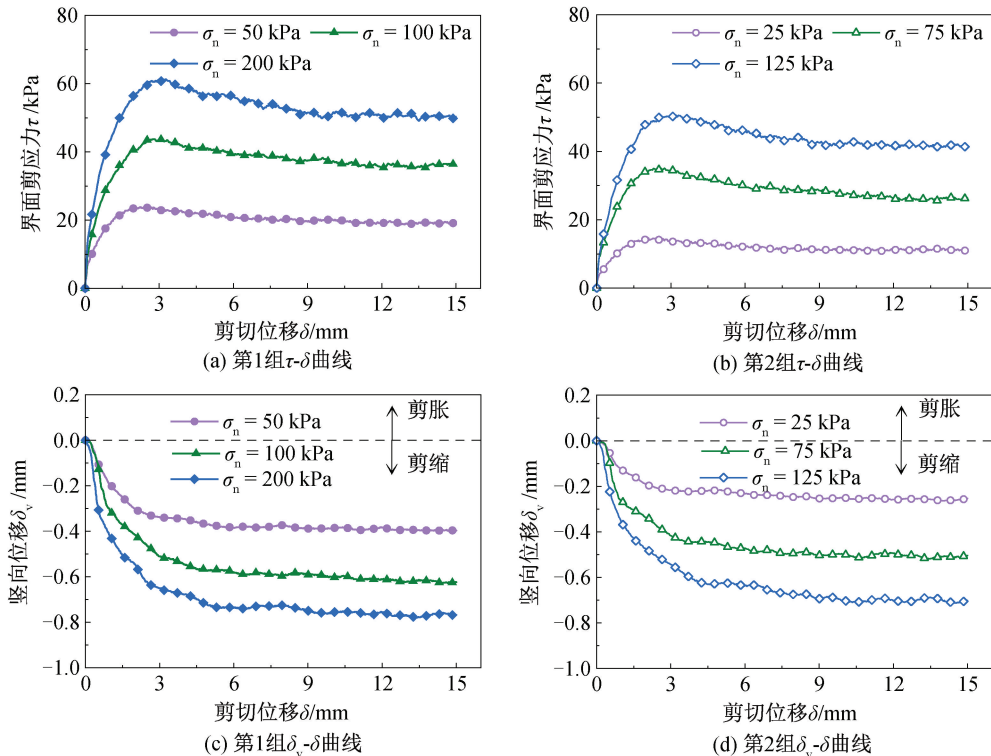


图6 钢结构-饱和黏土接触面环剪试验结果

Fig. 6 Ring shear test results of saturated clay-steel interface

理论上,对于正常固结饱和黏土,当法向应力为 0 时其抗剪强度也应为 0。而实际上,当法向应力很小时,接触面抗剪强度与法向应力呈非线性关系。本试验中,接触面峰值抗剪强度、残余抗剪强度与所施加法向应力的关系如图 7 所示。可见当法向应力在 25~150 kPa 范围内时,接触面抗剪强度与法向应力仍然呈现明显的线性关系,这与现有研究相符^[5-6,8]。因此,为简化表示,图中分别对两组剪切试验的峰值、残余抗剪强度与法向应力进行线性拟合,得到 Mohr-Coulomb 破坏包络线以及对应的峰值抗剪强度指标(c_p, φ_p)和残余抗剪强度指标(c_r, φ_r)。第 1 组试验中 $c_p = 5.3$ kPa, $\varphi_p = 20.48^\circ$, $c_r = 3.8$ kPa, $\varphi_r = 17.31^\circ$; 第 2 组试验中 $c_p = 5.6$ kPa, $\varphi_p = 20.14^\circ$, $c_r = 3.4$ kPa, $\varphi_r = 17.19^\circ$ 。可以发现,两组剪切试验所确定的强度指标非常接近,尤其是接触面摩擦角。

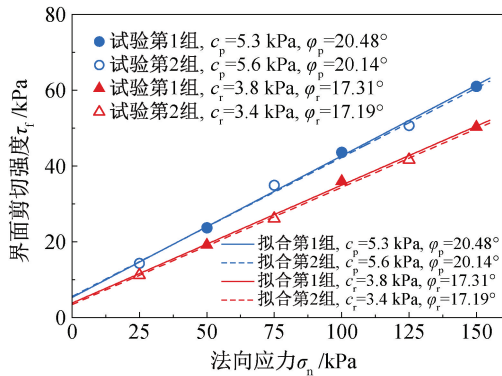


图 7 钢结构-饱和黏土接触面抗剪强度

Fig. 7 Shear strength of saturated clay-steel interface

2.3 模型预测结果与试验结果对比验证

首先基于第 1 组接触面剪切试验结果(法向应力 $\sigma_n = 50, 100, 150$ kPa)确定模型参数,然后采用这些模型参数对第 2 组试验结果(法向应力 $\sigma_n = 25, 75, 125$ kPa)进行预测。由图 6 (a)中不同法向应力水平下接触面剪应力-位移曲线得到对应的特征点剪切位移(δ_p 和 $\delta_{v/2}$),如图 8 所示。发现特征点剪切位移随所施加法向应力的增加而增加,且近似呈线性关系。于是对 δ_p 和 $\delta_{v/2}$ 关于 σ_n 进行线性拟合,建立二者的经验公式,即

$$\delta_p = 2.087 + 0.0066\sigma_n \quad (12)$$

$$\delta_{v/2} = 4.473 + 0.0122\sigma_n \quad (13)$$

基于式(12)和式(13)以及图 7 中由第 1 组试验数据确定的接触面抗剪强度指标($c_p = 5.3$ kPa,

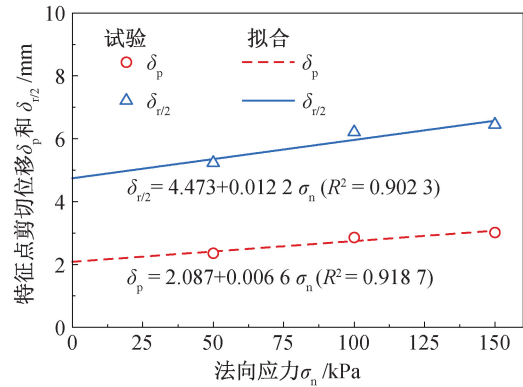


图 8 特征点剪切位移与法向应力的关系

Fig. 8 Relationship between shear displacement of characteristic points and normal stress

$\varphi_p = 20.48^\circ, c_r = 3.8$ kPa, $\varphi_r = 17.31^\circ$),通过边界条件式(7)计算不同法向应力条件($\sigma_n = 10, 20, \dots, 200$ kPa)下的模型参数 G', a' 和 b' ,如图 9 所示。接触面广义初始剪切模量 G' 随法向应力的增加而增加,与试验结果相符。参数 a' 定义了材料的非均匀性,反映了结构-土接触面的脆性。由图 9 可知,对于本试验中饱和黏土与粗糙钢环接触面,参数 a' 随 σ_n 的变化不明显,表明该接触面强度不均匀性或脆性受法向应力的影响较小。当法向应力小于 50 kPa 时,参数 b' 变化不大;当法向应力超过 50 kPa 时,参数 b' 随法向应力的增加而增加,表明接触面延展性提升。相应地表现为剪应力-位移曲线峰值特征点对应的剪切位移 δ_p 随法向应力的增加而逐渐增大,如图 6 和图 8 所示,这与粗糙接触面在剪切作用下界面剪切带范围向土样内部延伸有关。为便于应用,分别建立模型参数 G', a' 和 b' 关于法向应力 σ_n 的拟合函数,即

$$G' = 66.07 - 60.38 \times e^{-\frac{\sigma_n}{180.4}} \quad (14)$$

$$a' = 0.912 - 0.0317 \times e^{-\frac{(\sigma_n - 69.38)^2}{5.351}} \quad (15)$$

$$b' = 1.926 - 0.7745 \times e^{-\frac{(\sigma_n - 12.11)^2}{29.626.6}} \quad (16)$$

采用上述确定的模型参数和接触面强度指标,对第 2 组试验结果进行预测。模型计算结果与试验结果对比如图 10 所示。对比结果表明预测结果与试验数据吻合较好,该模型对于钢结构-饱和黏土接触面应变软化行为的描述也较为准确,验证了所建立接触面统计损伤模型的有效性和实用性。

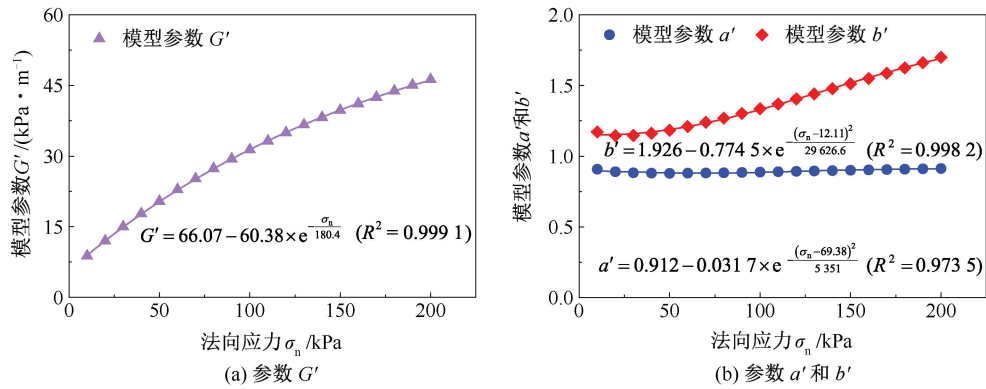


图9 模型参数 G' 、 a' 和 b' 与法向应力 σ_n 的关系

Fig. 9 Relationship between model parameters (G' , a' and b') and normal stress σ_n

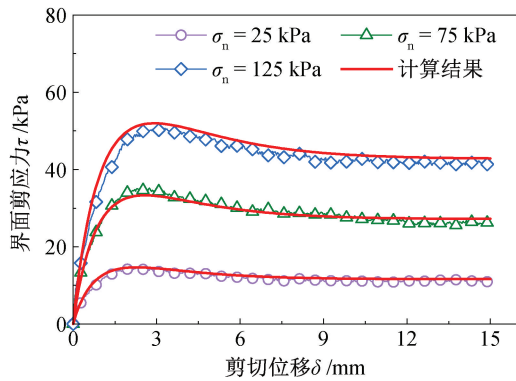


图10 模型预测结果与试验结果的对比

Fig. 10 Comparison between predicted results and test results

3 吸力锚排水上拔承载力

3.1 简化剪切位移算法

在实际工程中,吸力锚基础通常需要服役 20~30 年^[4]。从长期角度来看,吸力锚的设计需要特别关注其排水(长期)上拔承载力,即忽略锚内吸力作用而仅考虑吸力锚内、外壁与土接触面的摩

擦作用。在长期上拔荷载作用下,锚周土体及锚内土塞均处于完全排水条件下,吸力锚破坏机制如图 11 所示,其内、外壁与土接触面摩擦力分别为 f_{in} 和 f_o 。在锚内无吸力作用条件下,可认为 f_{in} 与 f_o 相等。由于本文只关注吸力锚排水(长期)上拔极限承载力,而不是计算准确的吸力锚上拔荷载-位移关系曲线(即传统意义上的 $p-s$ 曲线),此处对传统剪切位移算法进行简化,仅考虑锚-土接触面相对剪切位移,而不考虑近界面土体(即接触面剪切带以外土体)内部的变形。

为计算不同深度处锚-土接触面摩擦力,将地基分为 N 层厚度为 ΔL 的土层,即 $\Delta L=L/N$,其中 L 为吸力锚长度。各土层中锚-土接触面法向应力 σ_n 取土层中点位置处的侧向土压力,以第 i 层为例,第 i 段锚-土接触面处法向应力 $\sigma_{n,i}$ 为

$$\sigma_{n,i} = K_0 \gamma' \left(i - \frac{1}{2} \right) \Delta L \quad (17)$$

式中, γ' 为地基土浮重度; K_0 为静止侧向土压力系数,可表示为 $K_0 = 1 - \sin \varphi_s$,其中 φ_s 为地基土有效

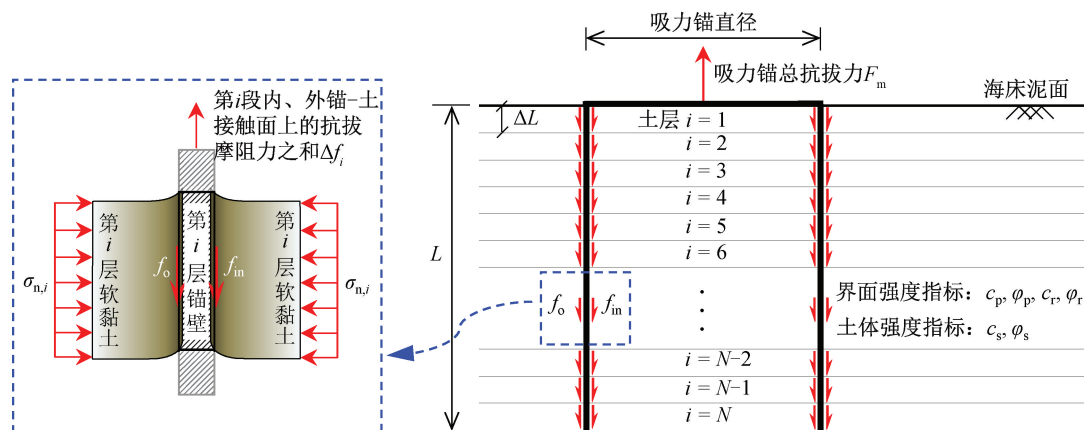


图11 吸力锚排水上拔破坏机制及其承载力简化剪切位移算法示意图

Fig. 11 Schematic diagrams of drained uplift failure mechanism of suction anchors and simplified shear displacement method

内摩擦角。本文界面剪切试验中所用高岭土试样的强度指标由直剪试验测得,分别为 $c_s = 6.1 \text{ kPa}$ 、 $\varphi_s = 22.3^\circ$ 。

基于式(6)可计算第 i 段锚-土接触面上的剪应力 τ_i ,如下:

$$\tau_i = (G'\delta - c_r - \sigma_{n,i}\tan\varphi_r) \exp\left[-\left(\frac{\delta}{b'}\right)^{a'}\right] + c_r + \sigma_{n,i}\tan\varphi_r \quad (18)$$

于是,第 i 段内、外锚-土接触面上的抗拔摩阻力之和 Δf_i 为

$$\Delta f_i = 2\pi D\Delta L\tau_i \quad (19)$$

式中, D 为吸力锚直径。

吸力锚总抗拔力 F_m 为

$$F_m = \sum_{i=1}^N 2\pi D\Delta L\tau_i \quad (20)$$

3.2 排水上拔承载力分析

本文针对软黏土海床中的吸力锚基础,以前文中钢结构-饱和黏土接触面环剪试验所确定的接触面统计损伤模型参数为例,采用上述简化剪切位移算法计算吸力锚排水(长期)上拔承载力。在吸力锚排水上拔过程中,不同深度处锚-土接触面摩擦力的发展如图 12 所示,其中吸力锚直径 D 为 4 m,长度 L 为 16 m,地基土被分为每层厚度 $\Delta L =$

0.1 m 的土层。可见,随着吸力锚的上拔,不同深度处的锚-土接触面摩擦力先迅速增长,在达到峰值后逐渐衰减,即出现界面弱化行为。值得注意的是,在深度较小的界面处,由于应力水平较低,接触面达到峰值摩擦力所对应的上拔位移也较小。也就是说随着吸力锚的上拔,浅层锚-土接触面较深层界面先发生破坏,并率先进入界面弱化阶段。对于锚-土接触面整体而言,其应力出现重分布,界面发生渐进剪切破坏。无论是峰值锚-土接触面抗拔摩阻力还是弱化后的抗拔摩阻力,均随深度的增加而增加。

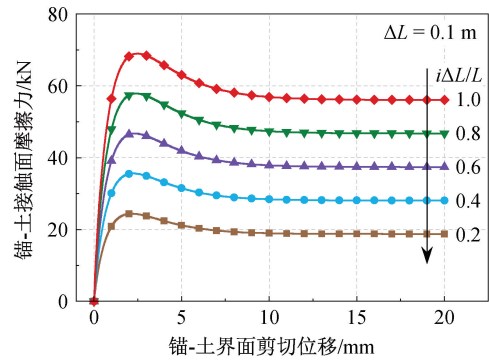


图 12 不同深度处锚-土接触面摩擦力

Fig. 12 Friction of clay-anchor interface at different embedment depths

吸力锚尺寸参数 (D, L) 对其排水上拔承载力的影响如图 13 所示。随着锚径增加,锚-土接触面

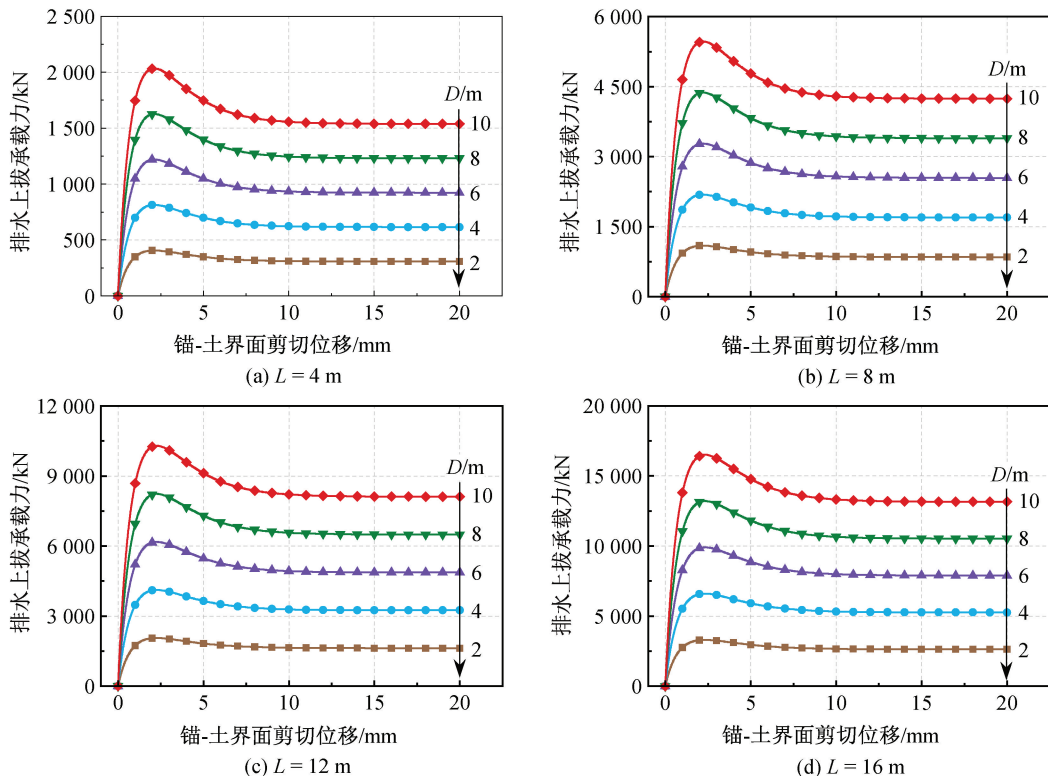


图 13 吸力锚尺寸参数对排水上拔承载力的影响

Fig. 13 Influence of geometric dimensions of suction anchors on drained uplift bearing capacity

积增大,进而导致吸力锚抗拔力提高。同时,吸力锚长度的增加也将大幅提高其上拔承载力,一方面是因为长度增加使锚-土接触面积增大,另一方面吸力锚埋深增大使接触面平均法向应力水平提升,进而导致上拔承载力提高。在锚壁厚度相同的情况下,吸力锚的生产材料成本取决于锚壁面积。图 13 表明,在锚壁面积(即 $2\pi DL$) 相同的情况下,增加吸力锚长度 L 比增加锚径 D 对承载力的提升幅度更大。图 13(a) 中 $D=8\text{ m}$ 、 $L=4\text{ m}$ 的吸力锚对应的峰值上拔承载力为 1 627 kN,图 13(b) 中 $D=4\text{ m}$ 、 $L=8\text{ m}$ 和图 13(d) 中 $D=2\text{ m}$ 、 $L=16\text{ m}$ 的吸力锚基础锚壁面积与前者相同,峰值上拔承载力却高达 2 188 kN 和 3 302 kN,分别提升 34.5% 和 103%。可见锚-土接触面法向应力水平对吸力锚排水上拔承载力具有显著影响。实际工程中设计吸力锚基础时,在满足基础侧向刚度和抗力要求的前提下(或者对于以竖向荷载为主的基础,如张力腿平台吸力基础),可适当增加锚长来提升其排水上拔承载力。需要注意的是,上述结论是在假设内、外锚-土接触面应力水平相同且不考虑锚土之间可能存在裂隙的前提下得到的,因此在实际工程中应综合考虑其他相关因素来进行吸力锚尺寸设计。

不同海域的海洋沉积物重度差异较大,这会直接导致地基中有效应力的不同。由前文可知,锚-土接触面法向应力水平对吸力锚排水上拔承载力的影响很大。不同地基土浮重度 γ' 对吸力锚排水上拔承载力的影响如图 14 所示,其中锚径和锚长分别为 4 m 和 16 m。随着浮重度的增加,承载力也线性增加。对于大多数海床,地基土浮重度通常在 $4\sim 8\text{ kN/m}^3$ 范围内,当浮重度由 4 kN/m^3 增加到 8 kN/m^3 时,吸力锚峰值承载力提升 57.9%。

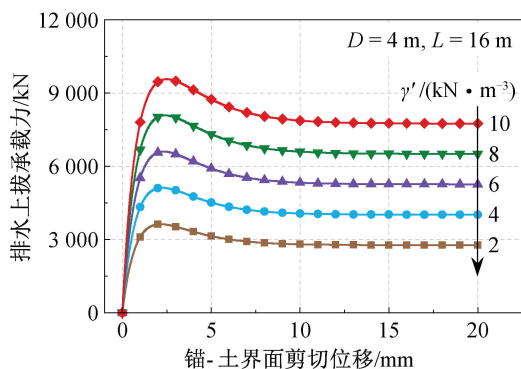


图 14 地基土浮重度对吸力锚排水上拔承载力的影响

Fig. 14 Effect of the unit weight of clay on drained uplift bearing capacity of suction anchors

因此,工程中选择土体重度较大的地基不仅可以提高吸力锚不排水(短期)上拔承载力,还能有效提高排水(长期)上拔承载力。

4 结论

本文基于 Weibull 分布函数和损伤力学原理构建了钢结构-饱和黏土接触面统计损伤模型,提出了“半软化”特征点的概念,改进了模型参数确定方法。基于该模型建立了吸力锚排水上拔承载力简化剪切位移算法,分析了吸力锚的排水上拔承载性能,主要结论如下:

1) 钢结构-饱和黏土接触面在排水条件下表现出剪切软化行为,峰值强度指标和残余强度指标均符合 Mohr-Coulomb 强度准则。在剪切初期,试样剪缩变形迅速发展,直至接触面剪应力达到峰值后剪缩变形逐渐趋于稳定。

2) 基于剪应力-位移曲线的“半软化”特征点,采用改进方法确定的模型参数能够很好地描述接触面剪切软化行为。在吸力锚上拔过程中,浅层锚-土接触面较深层界面先发生破坏,并率先进入界面弱化阶段,锚-土接触面整体出现应力重分布,发生渐进剪切破坏。

3) 应力水平是影响锚-土接触面抗剪强度的关键因素,在实际工程中,增加吸力锚长度(或埋深)相较于增加锚径更有利于提高吸力锚排水上拔承载力。不同沉积条件下的海床软黏土重度具有明显差异,工程中宜选择土体重度较大的地基,可有效提升吸力锚的抗拔性能。

参考文献:

- [1] CHEN W, RANDOLPH M F. External radial stress changes and axial capacity for suction caissons in soft clay [J]. *Géotechnique*, 2007, 57(6): 499-511.
- [2] CAUBLE D F. An experimental investigation of the behavior of a model suction caisson in a cohesive soil [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1996.
- [3] VILLALOBOS F A, BYRNE B W, HOULSBY G T. Model testing of suction caissons in clay subjected to vertical loading [J]. *Applied Ocean Research*, 2010, 32(4): 414-424.
- [4] DENDANI H. Suction anchors: some critical aspects for their design and installation in clayey soils [C]//Offshore Technology Conference, 2003: OTC-15376-MS.
- [5] CHEN X B, ZHANG J S, XIAO Y J, et al. Effect of

- roughness on shear behavior of red clay-concrete interface in large-scale direct shear tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2015, 52(8):1122-1135.
- [6] DI DONNA A, FERRARI A, LALOU L. Experimental investigations of the soil-concrete interface: physical mechanisms, cyclic mobilization, and behaviour at different temperatures[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2016, 53(4):659-672.
- [7] LI C H, KONG G Q, LIU H L, et al. Effect of temperature on behaviour of red clay-structure interface[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2019, 56(1):126-134.
- [8] MAGHSOODI S, CUISINIER O, MASROURI F. Thermal effects on mechanical behaviour of soil-structure interface [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2020, 57(1):32-47.
- [9] MAGHSOODI S, CUISINIER O, MASROURI F. Effect of temperature on the cyclic behavior of clay-structure interface[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(10):04020103.
- [10] MARTINEZ A, STUTZ H H. Rate effects on the interface shear behaviour of normally and overconsolidated clay[J]. Géotechnique, 2019, 69(9):801-815.
- [11] 侯文峻. 土与结构接触面三维静动力变形规律与本构模型研究[D]. 北京:清华大学, 2008.
HOU W J. Research on monotonic and cyclic behavior and constitutive model of three-dimensional soil-structure interface[D]. Beijing:Tsinghua University, 2008.
- [12] GÓMEZ J E, FILZ G M, EBELING R M. Extended hyperbolic model for sand-to-concrete interfaces [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, 129(11):993-1000.
- [13] 周爱兆, 卢廷浩. 基于广义位势理论的接触面弹塑性本构模型[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(10):1532-1536.
ZHOU A Z, LU T H. Elasto-plastic constitutive model of interface based on generalized potential theory [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(10):1532-1536.
- [14] MORTARA G, FERRARA D, FOTIA G. Simple model for the cyclic behavior of smooth sand-steel interfaces [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(7):1004-1009.
- [15] LIU J M, ZOU D G, KONG X J. A three-dimensional state-dependent model of soil-structure interface for monotonic and cyclic loadings [J]. Computers and Geotechnics, 2014, 61:166-177.
- [16] SUN Y F, SUMELKA W, GAO Y F, et al. Phenomenological fractional stress-dilatancy model for granular soil and soil-structure interface under monotonic and cyclic loads[J]. Acta Geotechnica, 2021, 16(10):3115-3132.
- [17] 干飞. 土体双曲渐进剪切破坏模型及其在滑坡稳定性分析中的应用[D]. 重庆:重庆大学, 2017.
GAN F. The hyperbolic progressive shear-failure mode of soil and its application in stability analysis of landslide [D]. Chongqing:Chongqing University, 2017.
- [18] DESAI C S, ZAMAN M M, LIGHTNER J G, et al. Thin-layer element for interfaces and joints[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1984, 8(1):19-43.
- [19] 杨林德, 刘齐建. 土-结构物接触面统计损伤本构模型[J]. 地下空间与工程学报, 2006, 2(1):79-82+86.
YANG L D, LIU Q J. Research on statistical damage model for soil-structure interface[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2006, 2(1):79-82+86.
- [20] 刘祖文, 刘增荣. 结构性土-结构物接触面损伤模型研究[J]. 土工基础, 2010, 24(4):50-52+64.
LIU Z W, LIU Z R. Research on a damage model for structural soil-structure interface[J]. Soil Engineering and Foundation, 2010, 24(4):50-52+64.
- [21] 李赛, 汪优, 秦志浩, 等. 基于统计损伤本构模型的改进接触面模型研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2016, 13(7):1247-1252.
LI S, WANG Y, QIN Z H, et al. Research on improved contact surface constitutive model based on statistical damage constitutive model [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2016, 13(7):1247-1252.
- [22] 石泉彬, 杨平. 冻结粉细砂与钢板接触面剪切统计损伤模型构建[J]. 铁道科学与工程学报, 2021, 18(10):2591-2599.
SHI Q B, YANG P. Construction of statistical shear damage model at the interface between frozen fine sand and steel plate [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2021, 18(10):2591-2599.
- [23] CAO W G, ZHAO H, LI X, et al. Statistical damage model with strain softening and hardening for rocks under the influence of voids and volume changes[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2010, 47(8):857-871.
- [24] DIETZ M S, LINGS M L. Postpeak strength of interfaces in a stress-dilatancy framework [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, 132(11):1474-1484.
- [25] ASTM. Standard Test for Direct Shear Test of Soils Under Consolidated Drained Conditions: ASTM D3080-98[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998.