

考虑水-力耦合的桩-非饱和黄土接触面荷载传递模型

李 林^{1,2}, 张等红^{1,2}, 张 淼^{1,2}, 顾晓强³, 徐龙飞¹

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710061; 2. 西安市绿色智慧交通岩土工程重点实验室, 陕西 西安 710061;
3. 浙江理工大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310018)

摘 要: 黄土因具有结构性强度和水敏性, 桩-黄土接触面的剪切变形特性受水分影响显著, 且剪切变形过程中因结构性强度退化而呈现出应变软化特性。根据桩-非饱和黄土接触面的水-力耦合特性, 以有效饱和度和 Bishop 有效应力作为直接驱动变量反映饱和度对黄土结构性强度的影响。为考虑桩-非饱和黄土接触面剪切变形过程中结构性强度的退化特征, 分别构建了接触面黏聚力、摩擦角和压缩指数的结构性参数, 并建立了各结构性参数随塑性应变和土体有效饱和度的演化方程。在此基础上, 通过等效侧限条件下非饱和和结构性黄土与饱和和无结构性黄土的塑性变形, 在有效应力-有效饱和度空间建立了桩-非饱和黄土接触面的增湿屈服方程, 进而耦合土-水特征曲线, 提出了桩-非饱和黄土接触面的水-力耦合弹塑性本构模型。通过兰州非饱和和结构性黄土的直剪试验数据和山西非饱和黄土桩的现场试桩数据对模型进行了验证与分析。结果表明, 建立的桩-非饱和黄土接触面荷载传递模型可以描述桩-非饱和黄土接触面剪切变形的水-力耦合特性, 体现桩-非饱和黄土接触面剪切强度随饱和度增加而减小的特征, 且能够有效反映桩-土接触面应变软化特征随饱和度的变化规律。模型为非饱和黄土桩基灾变防控设计、计算和承载特性分析提供了有效途径。

关 键 词: 桩-黄土接触面; 荷载传递; 结构性强度; 水-力耦合; 应变软化

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 05-1343-14

Load transfer model of pile-unsaturated loess interface considering hydro-mechanical coupling effects

LI Lin^{1,2}, ZHANG Deng-hong^{1,2}, ZHANG Miao^{1,2}, GU Xiao-qiang³, XU Long-fei¹

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an, Shaanxi 710061, China;

2. Xi'an Key Laboratory of Geotechnical Engineering for Green and Intelligent Transport, Xi'an, Shaanxi 710061, China;

3. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang Sci-Tech. University, Hangzhou, Zhejiang 310018, China)

Abstract: The shear deformation characteristics of the pile-soil interface is significantly influenced by the water content due to the structural strength and water-sensitive nature of loess, leading to strain-softening behavior during shear deformation. Effective saturation and Bishop's effective stress were employed as direct driving variables to reflect the effects of saturation on the structural strength of loess, based on the water-stress coupling characteristics of the pile-loess interface. Structural parameters such as cohesion, friction angle, and compression index, along with their evolution equations, are developed to reflect the degradation of structural strength with plastic strain and effective saturation. On the basis, by equating the plastic deformation of unsaturated structural loess with saturated non-structural loess under lateral confinement, a load-collapse function is developed for the pile-loess interface in the effective stress-effective degree of saturation space. An elastoplastic hydro-mechanical coupling model for the pile-loess interface is developed by integrating a soil-water characteristic curve. The model is validated using direct shear test data from unsaturated structural Lanzhou loess and field pile test data from Shanxi unsaturated loess. The results show that the proposed model effectively represents the hydro-mechanical coupling behavior of the pile-unsaturated loess interface, reflects the effects of saturation on shear strength, and captures the variation of strain-softening characteristics at the pile-soil interface with saturation. The model offers an

收稿日期: 2024-08-07

录用日期: 2024-10-28

基金项目: 国家自然科学基金 (No. 52108297); 中国博士后基金面上项目 (No. 2021M692742); 中国博士后基金特别资助项目 (No. 2023T160560); 陕西省秦创原引用高层次创新创业人才项目 (No. QCYRCXM-2022-29); 中央高校基本科研业务费 (No. 300102212301, No. 300102214303)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52108297), the General Program of Postdoctoral Research Foundation of China (2021M692742), the Special Support Project of the China Postdoctoral Science Foundation (2023T160560), the Qin Chuang Yuan Imported High-level Innovation and Entrepreneurship Talent Project (QCYRCXM-2022-29) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (300102212301, 300102214303).

第一作者简介: 李林, 男, 1986 年生, 博士, 副教授, 主要从事岩土基本力学特性方面的研究工作。E-mail: lilin_sanmao@163.com

通讯作者: 徐龙飞, 男, 1988 年生, 博士, 副教授, 主要从事非饱和土力学方面的研究工作。E-mail: longfei.xu@chd.edu.cn

effective approach for disaster prevention design, analysis, and assessment of the load-carrying behavior of piles in unsaturated loess.

Keywords: pile-loess interface; load-transfer; structural strength; water-stress coupling; strain softening

1 引言

桩基础凭借承载力高、沉降小,施工造价低,可以有效穿透不良地层,能够最大限度降低上部建构筑物的沉降变形等优势,在黄土地区工程建设中得到了广泛应用。在天然条件下,桩-土接触面具有较高的剪切强度。然而,当水分浸入后桩-土接触面剪切强度降低,不可避免地导致桩基产生附加沉降变形,不仅影响到上部沉降敏感建构筑物的正常使用,还可能造成上部建构筑物的倾斜、失稳等工程事故^[1-2]。因而,合理考虑桩-黄土接触面的水力耦合特性和结构性强度特征,建立非饱和黄土-桩基接触面的荷载传递模型,为黄土中桩基础的设计、计算和灾变防控提供理论依据,具有十分重要的科学价值和实际工程意义。

土-结构物接触面的剪切变形特性是岩土工程领域持续关注重点、难点和热点问题之一。迄今为止,国内外学者开展了大量的土-结构物接触面的剪切试验^[3-6],并提出了多种接触面本构模型来描述土-结构物接触面的剪切变形行为。根据模型所依据的力学理论,可将接触面模型大致分为3类:经验型模型、损伤模型和弹塑性模型。经验模型通过拟合试验数据建立土-结构物接触面的剪应力-剪切位移关系,其中双曲线型接触面模型最具代表性^[7-12]。由于经验型模型从试验现象出发拟合接触面的应力-应变关系,其脱离了接触面剪切变形的力学机制,其不仅适用范围有限,而且无法合理描述剪切过程中复杂的剪切硬化、软化特征。基于损伤力学的土-结构物接触面模型将接触面的剪切变形过程视为原状结构性土向损伤土的演变过程,剪切和压缩等特性也从无损伤状态向临界状态演变。此类模型的关键是无损伤状态和临界状态对应损伤状态变量的确定^[13-14],因而目前对损伤状态函数的研究多集中在不同类型接触面损伤状态变量确定方面^[15-17]。虽然基于损伤理论的接触面模型可以反映接触面的应变硬化和应变软化行为,但损伤状态变量难以通过试验数据拟合确定,很大程度上限制了损伤接触面模型的推广与应用。目前,弹塑性土-结构物接触面模型的研究最为广泛。Liu 等^[18]结合临界状态理论建立了砂土-结构物弹塑性接触面模型,能够模拟砂土-结构物接触面在剪切过程中的应变硬化、软化、剪胀和应力路径依赖特性。彭凯等^[19]基于广义位势理论,利用塑性状态方程取代传统屈服面,建立了

考虑剪胀以及应变软化行为的接触面弹塑性本构模型。Zeghal 等^[20]在弹塑性接触面模型框架内,通过摩擦系数与塑性功之间的相关性,建立了考虑了颗粒破碎影响的接触面模型。除此之外,部分学者也探究了循环荷载作用下接触面的剪切特性,并建立了相应的接触面弹塑性本构模型^[21-24]。然而,这些模型多数针对干砂单相介质或者饱和黏土双相介质,对于非饱和土-结构物接触面并不适用。近年来,众多学者也开展了非饱和土-结构物接触面的剪切变形特性研究。Hamid 等^[25]采用净法向应力和基质吸力作为应力变量,提出了基于扰动状态概念的接触面本构模型。该模型能够反映非饱和接触面剪切变形特征随吸力和净法向应力变化规律,以及吸力增大时剪胀性增加的现象。但该模型并未考虑非饱和土-结构物接触面剪切过程中吸力状态变化的影响,而且也不能反映接触面法向应力引起的法向应变。Lashkari 等^[26]采用 Bishop 法向有效应力作为应力变量,较好地弥补了上述缺陷,但因该模型并未建立基质吸力和初始状态参数、临界状态参数和剪胀和剪缩等参数的关系,其与试验结果仍存在较大误差。Zhou 等^[27]考虑了吸力对流动法则和塑性模量的影响,建立了非饱和土-结构物接触面的弹塑性模型,能很好地反映吸力对剪胀、峰值强度、应力-应变关系以及界状态的剪切强度的影响。Liu 等^[28]结合黏结效应和临界状态概念,考虑结构面刚度、接触面厚度、结构物表面粗糙度等多种条件,提出了适用于非饱和砂土和黏土的接触面弹塑性本构模型。以上非饱和土-结构物接触面模型均针对砂性土和黏性土,然而,对于黄土而言,其胶接结构性强度直接取决于土体饱和度,若以基质吸力为应力变量,则仅能通过 Bishop 法向有效应力影响接触面的应力状态,进而间接体现饱和度对接触面剪切特性的影响,其不仅脱离了黄土胶接结构性强度受水分影响的本质,也难以合理体现非饱和黄土与接触面剪切变形的水-力耦合特性。

本文以有效饱和度为直接驱动变量,以 Bishop 有效应力为应力变量考虑饱和度对桩-非饱和黄土接触面结构性强度的影响,引入与饱和度相关的桩-非饱和黄土接触面结构性参数并建立了结构性参数的退化方程。在此基础上,在有效应力-有效饱和度空间建立了桩-非饱和黄土接触面的增湿屈服方程,进而耦合土-水特征曲线(soil-water characteristic curve, 简称 SWCC),提出了桩-非饱和黄土接触面

的水-力耦合弹塑性本构模型。该模型可以合理体现饱和度对桩-黄土接触面剪切强度与结构性强度退化的影响, 能够描述剪切变形过程中接触面结构性强度随塑性应变的退化, 还可以合理描述接触面在剪切过程中的水-力耦合行为和应变软化现象, 为黄土地区桩基灾变防控设计和承载特性分析提供了合理的途径。

2 桩-非饱和黄土接触面应力变量

轴向荷载作用下桩-非饱和黄土接触面的塑性剪切变形主要发生在 3~5 mm 的剪切带以内^[29], 其应力状态如图 1 所示。图中 σ'_z 、 σ'_r 、 σ'_θ 分别为竖向、径向和环向的有效正应力; $\tau_{z\theta}$ 、 τ_{rz} 、 $\tau_{\theta r}$ 分别为对应面上的切应力; σ' 为有效正应力; τ 为桩-非饱和黄土接触面的剪应力; 根据轴向荷载作用下荷载对称性可知, $\tau_{z\theta} = 0$, $\tau_{\theta r} = 0$, 因此可将桩-非饱和黄土接触面土体的剪切变形视为平面应变状态。假定桩-土接触面完全粗糙, 忽略桩-非饱和黄土接触面的相对滑移, 即接触面剪切带土体的剪切位移等于总的桩-非饱和黄土接触面相对位移。

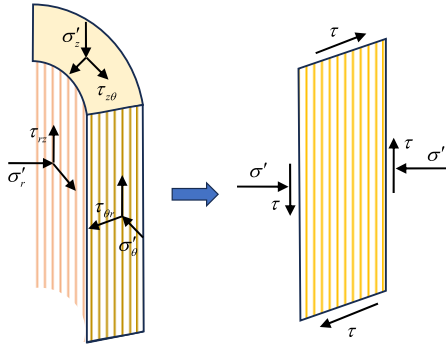


图 1 桩-非饱和黄土接触面应力状态示意图

Fig.1 Schematic diagram of stress distribution at pile-unsaturated loess interface

黄土的可溶盐胶结结构容易受到水分的影响而破坏, 桩-非饱和黄土接触面的剪切特性也受到黄土的结构性、水敏性的影响, 饱和度的增加会促使桩-非饱和黄土接触面的结构性发生退化。水分对桩-非饱和黄土接触面的剪切特性的影响不仅体现在接触面法向应力状态的改变, 更体现在水分浸入黄土结构性变化导致的接触面结构性强度降低。为直接体现水分对接触面剪切变形特性的影响和合理描述桩-非饱和黄土接触面的水力耦合特性, 本文接触面模型以 Bishop 有效应力和有效饱和度 S_e 为直接驱动变量, 其中 Bishop 有效正应力 σ' 可表示为

$$\sigma' = \sigma - u_a + S_e s \quad (1)$$

式中: σ 为总正应力; u_a 为孔隙气压力; s 为基质吸力, $s = (u_a - u_w)$, u_w 为孔隙水压力。

桩-非饱和黄土接触面的初始有效饱和度和接触面外黄土饱和度一致。桩体受载后, 桩-土接触面发生剧烈的剪切变形导致接触面内土体孔隙比发生变化, 进而导致饱和度的改变。接触面外的非饱和黄土由于剪切应变远远小于剪切带土体的剪切应变, 可近似认为其只发生弹性剪切变形, 土体的饱和度不会发生明显改变。由于土体通常难以达到完全干燥和完全饱和状态, 在自然条件下, 土体达到完全干燥 (饱和度为 0) 非常罕见, 而且即使土中吸力为 0, 土体也不一定完全饱和。因此, 本文采用 Zhou 等^[30]提出的有效饱和度 S_e , 其表达式如下:

$$S_e = \frac{S_r - S_r^{\text{res}}}{S_r^0 - S_r^{\text{res}}} \quad (2)$$

式中: S_r 为桩-非饱和黄土接触面饱和度; S_r^{res} 为桩-土接触面残余饱和度; S_r^0 为基质吸力 $s = 0$ 所对应桩-土接触面饱和度。

3 接触面结构性强度

3.1 有效摩擦角和黏聚力的结构性退化

桩-非饱和黄土接触面剪切变形特性受结构性强度影响显著。在剪切变形过程中, 桩-土接触面结构性强度随塑性剪切变形逐步退化, 逐渐演变到临界状态。考虑结构性强度, 可将桩-非饱和黄土接触面的抗剪强度 τ_s 表示为

$$\tau_s = \sigma' M^* + c^* \quad (3)$$

式中: M^* 为考虑结构性的剪切接触面应力比; c^* 为考虑桩-非饱和黄土接触面结构性的有效黏聚力。

桩-土界面剪切变形过程中结构性强度参数 M^* 和 c^* 从初始结构性逐渐演化到临界状态。为体现 M^* 和 c^* 的退化过程, 引入桩-非饱和土接触面摩擦角和有效黏聚力结构性参数, 可将结构性强度参数 M^* 和 c^* 通过临界状态强度参数表示为

$$M^* = S_f \cdot M \quad (4)$$

$$c^* = S_c \cdot c' \quad (5)$$

式中: S_f 为摩擦角结构性参数; S_c 为黏聚力结构性参数; M 和 c' 分别为桩-黄土接触面结构性强度完全丧失之后的临界状态应力比和有效黏聚力, $M =$

$\tan \varphi'$, φ' 为桩-黄土接触面结构性强度完全丧失之后的有效摩擦角。

结构性土体的结构性强度随塑性应变的发展而退化, Taiebat 等^[31]将结构性参数表示为塑性损伤应变的函数, 表达式为

$$S_f = 1 + (S_{f0} - 1) \exp \left\{ \frac{-k_s [C_c(0) - C_s] \varepsilon_d^p}{1 + e} \right\} \quad (6)$$

$$S_c = 1 + (S_{c0} - 1) \exp \left\{ \frac{-k_s [C_c(0) - C_s] \varepsilon_d^p}{1 + e} \right\} \quad (7)$$

式中: S_{f0} 和 S_{c0} 分别为桩-非饱和黄土接触面的摩擦角和黏聚力初始结构性参数, 可通过接触面直剪试验数据进行回归分析标定; $C_c(0)$ 为饱和和无结构性黄土侧限压缩指数; C_s 为饱和和无结构性黄土侧限回弹指数; e 为桩-非饱和黄土接触面孔隙比; k_s 为结构性退化速率参数; ε_d^p 为塑性损伤应变。桩-非饱和黄土接触面剪切过程中, 塑性正应变增量 $d\varepsilon_p$ 和塑性剪应变增量 $d\gamma_p$ 都会导致桩-非饱和黄土接触面结构性强度的退化, 因此将塑性损伤应变 ε_d^p 定义为

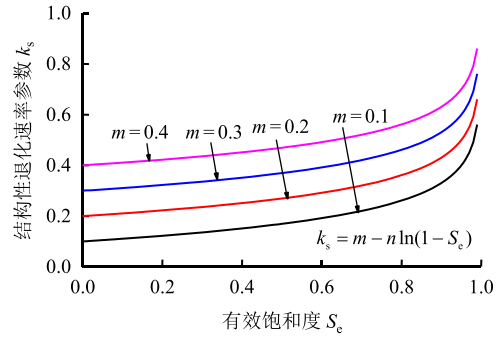
$$\varepsilon_d^p = \int \sqrt{(1-A)(d\varepsilon_p)^2 + A(d\gamma_p)^2} dt \quad (8)$$

式中: A 为权重系数, 反映塑性正应变和塑性切应变对桩-非饱和黄土接触面结构性强度退化的贡献比; t 为塑性应变发生的时间。

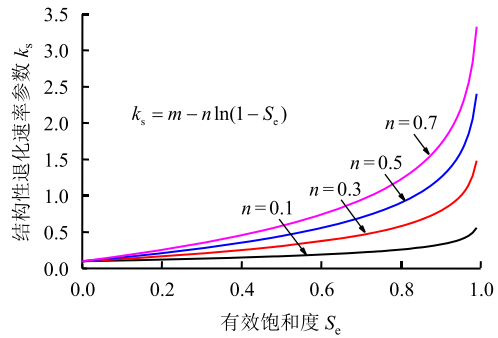
对于桩-非饱和黄土接触面而言, 其结构性强度不仅随塑性应变发展而退化, 有效饱和度的增加也会导致桩-非饱和黄土接触面结构性强度退化。故在结构性参数中 S_f 和 S_c 引入有效饱和度。根据混凝土-非饱和黄土接触面的直剪试验显示^[32], 桩-非饱和黄土接触面结构性强度退化速率随有效饱和度增加而增加, 结构性退化速率 k_s 与有效饱和度 S_e 二者之间近似呈对数关系, 因此可将 k_s 关于 S_e 的关系式表示为

$$k_s = m - n \ln(1 - S_e) \quad (9)$$

式中: m 和 n 均为材料参数, 可通过接触面直剪试验数据进行回归分析得到。当 $S_e = 0$ 时, $k_s = m$, 反映了在完全干燥状态下, 桩-黄土接触面随着塑性损伤应变发生结构性退化的速率; 在有效饱和度 S_e 趋近于 1 时, k_s 趋近于无穷大, 表示桩-非饱和黄土接触面的胶结结构性强度完全退化。材料参数 m 和 n 分别取不同数值对应的 $k_s - S_e$ 曲线如图 2 所示。



(a) 对应不同参数 m 值的 $k_s - S_e$ 曲线



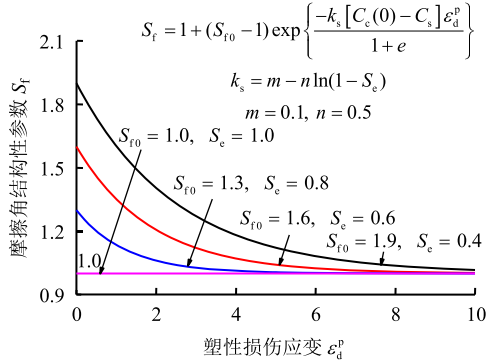
(b) 对应不同参数 n 值的 $k_s - S_e$ 曲线

图 2 $k_s - S_e$ 曲线

Fig.2 $k_s - S_e$ curves

从图 2 可以看出, 桩-非饱和黄土接触面的结构性退化速率随着有效饱和度的增加而增加。参数 m 表示有效饱和度 $S_e = 0$ 时的结构性退化速率。在同一有效饱和度下, n 相同时, k_s 随着 m 的增大而增大。参数 n 控制结构性退化速率 k_s 随有效饱和度 S_e 的变化情况。在同一有效饱和度下, m 相同时, k_s 随着 n 的增大而增大, n 值越大时, k_s 随 S_e 的增长速率越快。对于具体的桩-非饱和黄土接触面, 可根据桩-非饱和黄土直剪试验数据回归确定 m 和 n 的具体数值。

图 3 显示了摩擦角结构性参数 S_f 随塑性损伤应变 ε_d^p 在不同有效饱和度 S_e 下的变化情况。在同一有效饱和度 S_e 下, 随着 ε_d^p 的增加, S_f 从初始值 S_{f0} 逐渐衰减直到趋近于 1.0, 表示有效摩擦角退化到临界状态。对于不同的有效饱和度 S_e , S_e 值越大, 发生相同塑性损伤应变 ε_d^p 时结构性参数 S_f 越小, 并且结构性参数 S_f 在更小的塑性损伤应变 ε_d^p 下衰减到 1。有效饱和度 $S_e = 1.0$ 时, 摩擦角结构性参数 S_f 恒为 1, 即桩-非饱和黄土接触面的结构性完全丧失, 可见本文建立的结构性参数 S_f 可有效反映饱和度对接触面剪切强度及其退化过程的影响。有效黏聚力的结构性参数 S_c 随有效饱和度和塑性损伤应变的演变过程与 S_f 相同, 不再赘述。

图3 S_f 随有效饱和度和塑性应变退化曲线Fig.3 Degradation curves of S_f with effective saturation and plastic strain

3.2 考虑结构性强度的接触面屈服函数

式(3)~(7)表示了桩-非饱和黄土接触面结构性强度随有效饱和度和塑性损伤应变的退化过程,即剪切接触面临界状态线随结构性退化的演变过程。而桩-非饱和黄土接触面的塑性势面和屈服面同样也受到接触面结构性退化的影响,桩-非饱和黄土接触面剪切过程中的塑性功 W_p 可表达为

$$dW_p = \sigma' d\varepsilon_p + (\tau - c^*) d\gamma_p \quad (10)$$

桩-非饱和黄土接触面剪切过程中的能量耗散方程可表达为

$$dW_p = \sigma' \sqrt{(d\varepsilon_p)^2 + (M^* d\gamma_p)^2} \quad (11)$$

在桩-非饱和黄土接触面剪切过程中,塑性应变增量向量与塑性势面外法线方向重合,即应力增量向量与塑性应变增量之间满足正交性:

$$\frac{d\tau}{d\sigma'} \cdot \frac{d\gamma_p}{d\varepsilon_p} = -1 \quad (12)$$

联立式(10)~(12),在 σ' - τ 空间可将桩-非饱和黄土接触面的塑性势函数 g 表达为

$$g = (\tau - c^*)^2 + M^{*2} \sigma' (\sigma' - \sigma_0^*) = 0 \quad (13)$$

式中: σ_0^* 为剪应力 $\tau = c^*$ 时,塑性势面与横坐标轴的交点对应的法向有效正应力的值。

采用相关联流动法则,即 $f = g$, f 为屈服函数。式(13)也即为屈服面表达式。在桩-非饱和黄土接触面剪切过程中,屈服面随着塑性硬化变化,屈服正应力 σ_0^* 也随之改变。以塑性体应变为硬化参数,屈服应力 σ_0^* 将在 v - $\ln \sigma'$ 坐标系沿桩-非饱和黄土接触面压缩曲线移动。其中, v 为比体积,

$v = 1 + e$ 。由于桩-非饱和黄土接触面剪切带的变形类似纯剪,且由对称性可知其环向应变 $\varepsilon_\theta = 0$,因此,接触面剪切带土体的压缩变形可近似视为侧限条件下的一维压缩变形。

由于桩-非饱和黄土接触面的结构性,其侧限压缩曲线不再是一条斜率为 $C_c(0)$ 的直线,而是与结构性相关的曲线,如图4所示。由于黄土的结构性,其初始比体积大于饱和和无结构性桩-黄土接触面的初始比体积,在图中用 Δv 表示。随着塑性压缩变形的发展,桩-非饱和黄土接触面结构性逐渐退化,其压缩指数 $C_c(S_i)$ 会随着结构性退化而发生衰减 (S_i 为压缩指数的结构性参数),逐渐接近饱和和无结构性的桩-土接触面压缩指数。在此过程中,由于黄土的水-力耦合特性,有效饱和度的增加将加速桩-非饱和黄土接触面压缩指数 $C_c(S_i)$ 随接触面结构性退化的衰减过程,更快地达到无结构性压缩指数 $C_c(0)$ 。为反映桩-非饱和黄土接触面的侧限压缩指数随结构性和饱和度退化的过程,引入压缩指数结构性参数 S_i ,将桩-非饱和黄土接触面的压缩指数表示为

$$C_c(S_i) = C_c(0) \cdot S_i \quad (14)$$

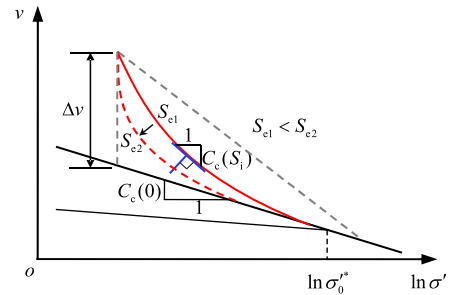


图4 桩-非饱和黄土接触面压缩变形曲线

Fig.4 Pile-unsaturated loess interface compression deformation curve

为了表达的统一性,压缩指数的结构性参数 S_i 采用与 S_f 和 S_c 相同的方程形式来反映桩-非饱和黄土接触面的压缩指数随有效饱和度和塑性变形的退化过程,其表达式如下:

$$S_i = 1 + (S_{i0} - 1) \exp \left\{ \frac{-k_s [C_c(0) - C_s] \varepsilon_d^p}{1 + e} \right\} \quad (15)$$

式中: S_{i0} 为桩-黄土接触面压缩指数的初始结构参数,可通过黄土侧限压缩试验数据回归分析标定。

式(15)表示的有效饱和度 S_c 与塑性损伤应变

ε_d^p 对桩-非饱和黄土接触面侧限压缩指数 $C_c(S_i)$ 的影响规律如图 5 所示。图中初始结构参数 $S_{i0} = 2$ ，材料参数 $m = 0.5$ ， $n = 2$ ，结构性完全丧失的桩-黄土接触面侧限压缩指数 $C_c(0) = 0.35$ ，回弹指数 $C_s = 0.02$ ，有效饱和度 S_e 分别取值为 0、0.25、0.50、0.75、1.00。

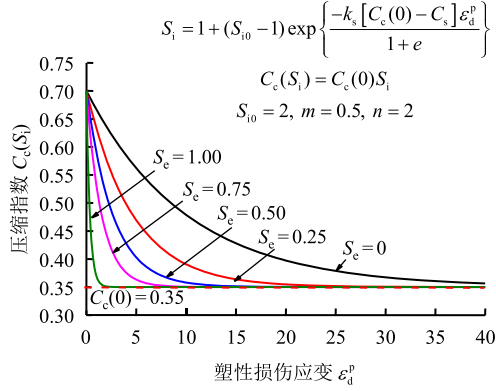


图 5 压缩指数随结构性变化曲线

Fig.5 Compression index versus structural variation

从图 5 可以看出，桩-非饱和黄土接触面压缩指数 $C_c(S_i)$ 随塑性损伤应变 ε_d^p 从初始值逐渐减小，逐步接近饱和和无结构性桩-黄土接触面压缩指数 $C_c(0)$ ；随着有效饱和度 S_e 的增加，桩-非饱和黄土接触面压缩指数的结构性退化速率加快，在较小的塑性损伤应变下就衰减到无结构性的桩-黄土压缩指数 $C_c(0)$ 。可见，结构性参数 S_i 可以合理反映压缩指数随有效饱和度和塑性损伤应变的衰减过程。

在侧限压缩情况下，桩-非饱和黄土接触面的塑性正应变 ε_p 可通过塑性压缩变形表示为

$$\varepsilon_p = \frac{C_c(S_i) - C_s}{1 + e} \ln \frac{\sigma_0^*}{\sigma_n'} \quad (16)$$

式中： σ_n' 为参考正应力。

饱和和无结构性的桩-黄土接触面塑性正应变可表示为

$$\varepsilon_p = \frac{C_c(0) - C_s}{1 + e} \ln \frac{\sigma_{0s}'}{\sigma_n'} \quad (17)$$

式中： σ_{0s}' 为饱和和无结构性桩-黄土接触面有效屈服正应力。

联立式 (16)、(17) 可得桩-非饱和黄土接触面屈服应力 σ_0^* 与无结构性桩-黄土接触面屈服应力 σ_{0s}' 的关系为

$$\sigma_0^* = \sigma_n' \left(\frac{\sigma_{0s}'}{\sigma_n'} \right)^{\frac{C_c(0) - C_s}{C_c(S_i) - C_s}} \quad (18)$$

式 (18) 即为 $S_e - \sigma'$ 空间的加载-坍塌 (loading-collapse, 简称 LC) 曲线，反映了桩-非饱和黄土接触面屈服应力随饱和度的变化过程，如图 6 所示。可以看出，接触面屈服应力随有效饱和度的减小而增加，当接触面土体有效饱和度趋向于 1 时，其屈服应力对应饱和和无结构性接触面的屈服应力。

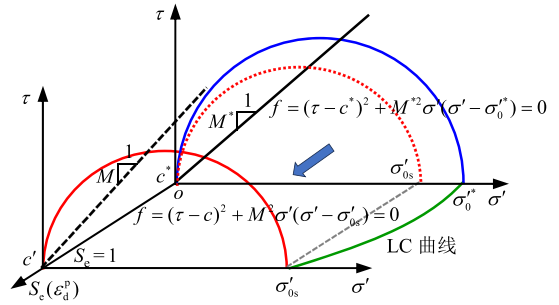


图 6 桩-黄土接触面屈服面变化示意图

Fig.6 Yield surfaces at pile-loess interface

式 (18) 的增量形式为

$$d\sigma_0^* = \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial \sigma_{0s}'} d\sigma_{0s}' + \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial S_e} dS_e + \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial \varepsilon_d^p} d\varepsilon_d^p \quad (19)$$

式 (19) 进一步表明饱和黄土参考屈服应力 σ_{0s}' 、有效饱和度 S_e 和塑性损伤应变 ε_d^p 均会引起桩-非饱和黄土接触面屈服接触面屈服应力 σ_0^* 的变化，三者共同组成桩-非饱和黄土接触面的硬化法则，有效体现了接触面弹塑性变形过程中有效饱和度和 S_e 塑性损伤应变 ε_d^p 对屈服行为的影响。

4 土-水特征曲线与水-力耦合

在桩-非饱和黄土接触面，将饱和度 S_r 、孔隙比 e 和含水率 ω 关系 ($S_r = \frac{\omega G_s}{e}$) 代入式 (2) 可得

$$S_e = \frac{\omega G_s}{S_r^0 - S_r^{\text{res}}} \frac{1}{e} - \frac{S_r^{\text{res}}}{S_r^0 - S_r^{\text{res}}} \quad (20)$$

式中： G_s 为土体的颗粒重度。

式 (20) 的增量形式为

$$dS_e = \frac{1}{S_r^0 - S_r^{\text{res}}} \left(\frac{G_s}{e} d\omega - \omega G_s \frac{1}{e^2} de \right) \quad (21)$$

对式 (8) 求导, 并将式 (25)、(26) 代入可得塑性损伤应变增量 $d\varepsilon_d^p$ 的表达式为

$$d\varepsilon_d^p = \langle L \rangle \bar{\varepsilon}_d^p \quad (28)$$

其中:

$$\bar{\varepsilon}_d^p = \sqrt{(1-A) \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma'} \right)^2 + A \left(\frac{\partial f}{\partial \tau} \right)^2} \quad (29)$$

对式 (17) 微分, 并将其与式 (26)、(28)、(29) 代入式 (19) 可得

$$d\sigma_0^* = \langle L \rangle \sigma_0' \left[\frac{1+e}{C_c(0) - C_s} \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial \sigma_0'} \frac{\partial f}{\partial \sigma'} + \bar{\varepsilon}_d^p \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial \varepsilon_d^p} \right] + \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial S_e} dS_e \quad (30)$$

将式 (28) 分别代入式 (4) ~ (7) 可得

$$dM^* = \langle L \rangle M \frac{\partial S_f}{\partial \varepsilon_d^p} \bar{\varepsilon}_d^p + M \frac{\partial S_f}{\partial S_e} dS_e \quad (31)$$

$$dc^* = \langle L \rangle c \frac{\partial S_f}{\partial \varepsilon_d^p} \bar{\varepsilon}_d^p + c \frac{\partial S_f}{\partial S_e} dS_e \quad (32)$$

将式 (30) ~ (32) 代入式 (27) 可得

$$\langle L \rangle = -\frac{1}{K_p} \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma'} d\sigma' + \frac{\partial f}{\partial \tau} d\tau + \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_0^*} \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial S_e} + M \frac{\partial f}{\partial M^*} \frac{\partial S_f}{\partial S_e} + c \frac{\partial f}{\partial c^*} \frac{\partial S_e}{\partial S_e} \right) \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \right] \quad (33)$$

式中: K_p 为桩-非饱和黄土接触面本构模型的塑性模量, 其表达式为

$$K_p = \sigma_0' \frac{\partial f}{\partial \sigma_0^*} \left[\frac{1+e}{C_c(0) - C_s} \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial \sigma_0'} \frac{\partial f}{\partial \sigma'} + \bar{\varepsilon}_d^p \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial \varepsilon_d^p} \right] + \left(M \frac{\partial f}{\partial M^*} \frac{\partial S_f}{\partial \varepsilon_d^p} + c \frac{\partial f}{\partial c^*} \frac{\partial S_e}{\partial \varepsilon_d^p} \right) \bar{\varepsilon}_d^p \quad (34)$$

桩-非饱和黄土接触面的弹性正应变增量 $d\varepsilon_e$ 和切应变增量 $d\gamma_e$ 可通过广义胡克定律表示为

$$d\varepsilon_e = \frac{C_s}{(1+e_0)} d\sigma' \quad (35)$$

$$d\gamma_e = \frac{2C_s(1+\nu)}{(1+e_0)} d\tau \quad (36)$$

桩-非饱和黄土接触面的剪应变增量 $d\gamma$ 和正应变增量 $d\varepsilon$ 可表示为

$$d\gamma = d\gamma_p + d\gamma_e \quad (37)$$

$$d\varepsilon = d\varepsilon_p + d\varepsilon_e \quad (38)$$

综上所述, 将式 (33) 代入式 (25)、(26), 并联立式 (24) ~ (26) 和式 (35) ~ (38), 可得水-力耦合的桩-非饱和黄土接触面弹塑性本构方程:

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon \\ d\gamma \\ dS \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{nn} & D_{ns} & D_{nl} \\ D_{sn} & D_{ss} & D_{sl} \\ D_{ln} & D_{ls} & D_{ll} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma' \\ d\tau \\ dS_e \end{bmatrix} \quad (39)$$

其中:

$$D_{nn} = \frac{C_s}{(1+e_0)\sigma'} - \frac{1}{K_p} \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \quad (40)$$

$$D_{ns} = D_{sn} = -\frac{1}{K_p} \frac{\partial f}{\partial \tau} \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \quad (41)$$

$$D_{nl} = -\frac{1}{K_p} \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_0^*} \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial S_e} + M \frac{\partial f}{\partial M^*} \frac{\partial S_f}{\partial S_e} + c \frac{\partial f}{\partial c^*} \frac{\partial S_e}{\partial S_e} \right) \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \quad (42)$$

$$D_{ss} = \frac{2C_s(1+\nu)}{(1+e_0)\sigma'} - \frac{1}{K_p} \frac{\partial f}{\partial \tau} \frac{\partial f}{\partial \tau} \quad (43)$$

$$D_{sl} = -\frac{1}{K_p} \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_0^*} \frac{\partial \sigma_0^*}{\partial S_i} \frac{\partial S_i}{\partial S_e} + M \frac{\partial f}{\partial M^*} \frac{\partial S_f}{\partial S_e} + c \frac{\partial f}{\partial c^*} \frac{\partial S_e}{\partial S_e} \right) \frac{\partial f}{\partial \tau} \quad (44)$$

$$D_{ln} = -\frac{s\lambda_{sv}}{g} D_{nn} \quad (45)$$

$$D_{ls} = -\frac{s\lambda_{sv}}{g} D_{ns} \quad (46)$$

$$D_{ll} = -\frac{s}{g} (\lambda_{sv} D_{nl} + 1) \quad (47)$$

由式 (39) 可得出桩-非饱和黄土接触面剪切带的剪应变增量计算表达式:

$$d\gamma = D_{sn} d\sigma' + D_{ss} d\tau + D_{sl} dS_e \quad (48)$$

对式 (48) 所得的剪切应变增量进行叠加计算, 并考虑桩-土接触面剪切带厚度, 可将桩-非饱和黄土接触面的剪切位移可以表示为

$$S_z = H\gamma \quad (49)$$

式中: S_z 为桩-黄土接触面的相对剪切位移; H 为桩-非饱和黄土接触面剪切带厚度, 一般取 $3 \sim 5 \text{ mm}$ ^[29]。

5.2 桩-非饱和黄土荷载传递

桩-非饱和黄土接触面的应力会传递到剪切接触面之外的土体, 导致接触面外土体发生竖向剪切变形。相对于桩-土接触面剪切带的剧烈剪切变形, 桩-黄土接触面剪切带以外的土体发生的剪切应变较小, 可以近似认为弹性剪切变形。Fahey 等^[34]提出的剪切模量随剪应力的变化式对不同土体具有很好的拟合度, 且具有参数少的优点。因而本文采用该式来反映桩-非饱和接触面外土体的非线性剪切变形行为, 其表达式如下^[34]:

$$\frac{G}{G_0} = 1 - \chi \left(\frac{\tau}{\tau_{\max}} \right)^\phi \quad (50)$$

式中: G 为剪切模量; G_0 为初始剪切模量; χ 和 ϕ 均为拟合参数; $\tau_{\max}$ 为最大剪应力。

桩-非饱和黄土接触面剪切带以外非饱和黄土的剪切变形 S_{ze} 可通过剪切位移法按如下式计算:

$$S_{ze} = \frac{r_0 \tau}{G_s} \ln \frac{r_m}{r_0} \quad (51)$$

式中: r_0 为桩身半径; r_m 为桩侧发生剪切变形的土体径向范围。

假定桩-土界面不发生滑移, 则总的桩基沉降位移 S_{zt} 由剪切带弹塑性剪切位移 S_z 和剪切带以外土体的弹性位移 S_{ze} 两部分组成, 由式 (49)、(51), 可将桩总的竖向沉降表示为

$$S_{zt} = S_{ze} + S_z \quad (52)$$

6 模型验证与分析

6.1 接触面应力-应变特性验证

通过韩璞璞^[32]开展的混凝土-非饱和黄土接触面剪切试验数据对模型进行验证和分析。试验土样取自兰州市七里河区地下 2 m 以下的黄土, 级配连续。天然含水率为 13.52%, 最大干密度为 1.72 g/cm^3 。土体的孔隙比为 1.1。该试验采用大型直剪仪进行试验, 相比于小型直剪仪, 大型直剪仪器的边缘处应力集中现象对试验结果的影响更小, 其模拟的桩-土接触面剪切特性与实际桩-黄土剪切接触面更为接近。

根据文献[32]数据, 试验中的 4 组试样的含水率分别为 11.7%、13.5%、15.7%, 转换成有效饱和度 S_e 分别为 0.40、0.47、0.54。桩-黄土接触面临界状态强度参数: $c' = 17.06 \text{ kPa}$, $\phi' = 36^\circ$ 。饱和黄土的侧限压缩指数和回弹指数为: $C_c(0) = 0.45$, $C_s = 0.04$ 。土-水特征参数为: $\kappa_{se} = 0.5$, $\lambda_{se} = 2.1$ 和 $\lambda_{sv} = 0.01$ 。为充分验证论文提出模型的合理性, 选择基本工况 $S_e = 0.40$ 、 $\sigma = 250 \text{ kPa}$ 下的试验数据回归确定初始结构性参数 S_{f0} 、 S_{c0} 、 S_{i0} 和结构退化速率参数 m 、 n , 再对其余工况试验结果进行预测, 得到各参数具体数值分别为: $S_{f0} = 1.52$, $S_{c0} = 2.1$, $S_{i0} = 1.92$, $m = 0.59$, $n = 0.05$ 。值得说明的是, 模型验证过程中, 通过试验结果仅回归了初始结构性参数和结构退化速率参数, 其余参数仍按照常规试验确定, 因此可以确保验证的合理性与有效性。

Zhang 等^[35]提出的半经验性桩侧荷载传递模型可以反映桩侧阻力的应变软化特性, 其模型参数 χ 和 ϕ 需通过剪切位移曲线的初始刚度、最大剪应力和最大剪应力对应的剪切位移来确定。通过本文提出的桩-非饱和黄土接触面模型与 Zhang 等^[35]半经验性应变软化模型计算得到各初始有效饱和度下的桩-非饱和黄土接触面的剪应力-剪切位移曲线和试验结果如图 9 所示。

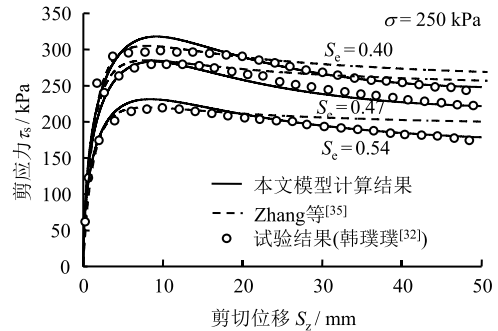


图9 不同饱和度下模型计算结果与试验数据对比
Fig.9 Comparison of model calculation results with experimental data under different saturation levels

从图 9 可见, 在各有效饱和度下本文模型计算曲线与试验结果吻合良好。模型计算曲线有效体现了混凝土-非饱和黄土接触面剪切过程中的应变硬化、峰值强度以及应变软化特征。相反, 半经验性的应变软化模型虽然在初始刚度和最大剪应力以及最大剪应力对应的剪切位移和试验曲线保持一致, 但受限于模型固定的曲线形式, 其在应变软化阶段和试验数据差距较大, 不能正确预测桩-非饱和黄土

接触面的应变软化行为。由于本文模型合理考虑了混凝土-非饱和黄土接触面的水力耦合特性和结构性强度演化特性,因此合理预测了混凝土-非饱和黄土接触面峰值强度后的应变软化行为,体现了本文基于弹塑性理论的理论模型相较于经验性模型的优越性。而且本文模型也可有效反映接触面剪切强度随饱和度增加而减低的特征。综上所述,本文提出的接触面本构模型可以有效反映接触面剪切强度的水-力耦合特性和剪切变形的应变软化特性,相较于半经验性的应变软化模型有明显的优越性。

桩-非饱和黄土接触面的剪切特性与正应力密切相关。为验证模型对不同正应力下桩-非饱和黄土接触面的剪切变形特性的预测性能,对文献[32]有效饱和度 $S_e = 0.54$, 总正应力分别为 150、250、350 kPa 的试验数据进行模型预测。本文模型预测结果、半经验模型预测结果和试验结果对比情况如图 10 所示。

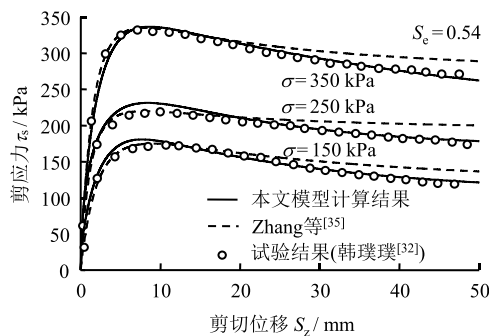


图 10 不同正应力下模型计算结果与试验数据对比
Fig.10 Comparison of model calculation results with experimental data under different normal stresses

由图 10 可见,不同正应力下模型计算结果和试验数据吻合良好,模型有效预测了桩-非饱和黄土接触面剪切强度随总正应力增加而增大的特征。半经验性应变软化模型的计算结果虽然较好反映了各正应力下剪应力增长阶段的剪切特性,但在应变软化阶段和试验数据差距明显。相反,本文模型合理预测了在不同正应力状态下,桩-非饱和黄土接触面剪切强度在达到峰值后随着剪切位移的增加而减小的应变软化现象,说明本文提出的接触面模型因合理考虑了接触面非饱和土体的水-力耦合特性和结构性强度退化,因此可以合理反映不同饱和度和正应力下桩-非饱和黄土接触面的应力-应变关系,体现了本文基于弹塑性理论的桩-黄土接触面模型的优越性。

6.2 黄土桩荷载-沉降特性验证

为进一步验证本文提出的桩-非饱和黄土荷载传递模型对于桩基荷载-沉降特性的预测性能,通过王磊^[36]的黄土桩试桩试验结果对模型进行验证。试桩场地位于山西河运高速临猗北互通立交 A 匝道附近,为黄土地层,地貌单元为黄土台垣区。地基土层由非饱和的褐黄色黄土和红褐色古土壤组成。各土层的主要物理力学性能指标如表 1 所示。该试验采用小规模试桩试验,桩径为 60 cm,桩长为 20 m,混凝土强度等级为 C30。桩身及桩侧土层参数如图 11 所示。图中, γ_s 为土层的天然重度。

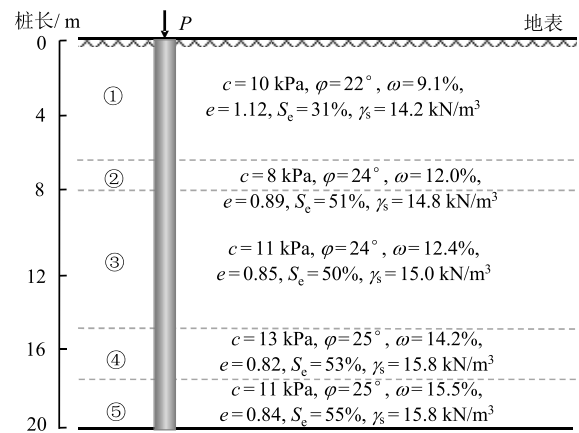


图 11 桩体及桩侧土层示意图
Fig.11 Diagram of pile shaft and adjacent soil layers

该地层内的黄土为非自重湿陷性黄土,试验中地表位置无附加荷载,因而不考虑负摩阻作用。桩侧的荷载传递关系通过式(48)、(49)、(51)、(52)进行计算。桩端黄土由于埋置深度大,较大的自重应力致使黄土强度高,表现出一定的应变硬化特性,因此桩端采用 Zhang 等^[37]提出的桩端双折线硬化模型计算,其表达式如下:

$$\tau_b = \begin{cases} k_1 S_b, S_b < S_{bu} \\ k_1 S_{bu} + k_2 (S_b - S_{bu}), S_b \geq S_{bu} \end{cases} \quad (53)$$

式中: τ_b 为黄土桩桩端的压应力; k_1 和 k_2 为桩端黄土在第一阶段和第二阶段的压缩刚度; S_b 为桩端位移; S_{bu} 为桩端土压缩的临界位移。

根据文献[36],各非饱和土层的 SWCC 模型参数 λ_{sv} 、 λ_{se} 和 κ_{se} 为: $\lambda_{sv} = 0.1$, $\lambda_{se} = 3.9$, $\kappa_{se} = 1.2$; 各非饱和黄土和古土壤层的初始剪切模量 G_0 分别为: 2 500、1 600、1 550、1 450 kPa 和 1 435 kPa。桩端黄土的压缩刚度 $k_1 = 1.143 \text{ MPa/mm}$, $k_2 = 0.865 \text{ MPa/mm}$, 通过对各土层的直剪试验数据进

行回归, 得出各土层初始结构性参数和退化参数如表 1 所示。

表 1 初始结构参数和结构退化参数
Table 1 Initial structural parameters and structural degradation parameters

层号	S_{f0}	S_{g0}	S_{i0}	m	n	$C_s(0)$	C_s
1	1.66	1.65	1.80	1.0	0.5	0.34	0.032
2	1.23	1.28	1.41	1.3	0.6	0.35	0.028
3	1.25	1.35	1.42	1.3	0.4	0.35	0.033
4	1.18	1.25	1.38	1.5	0.1	0.40	0.031
5	1.15	1.21	1.32	1.6	0.4	0.32	0.031

为验证和体现本文提出的桩-黄土接触面荷载传递模型的准确性和优越性, 利用荷载传递算法将本文接触面模型与 Zhang 等^[35]提出的半经验性模型分别代入计算, 得到的不同模型桩基荷载-沉降曲线与试验结果对比情况如图 12 所示。

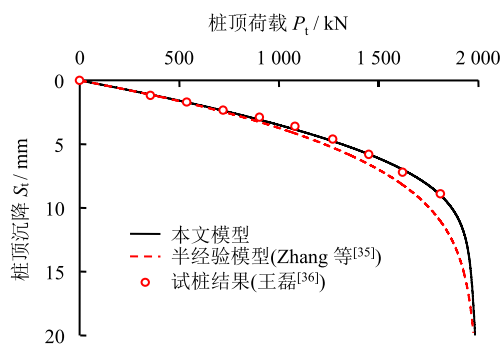


图 12 单桩荷载-沉降曲线试验结果与模型计算对比
Fig.12 Comparison of single pile load-settlement curves obtained from tests versus model calculations

从图 12 可以看出, 本文模型计算曲线和黄土桩试验数据基本重合, 说明本文建立的桩-非饱和黄土接触面模型能够合理反映整个桩基的荷载-沉降特性。相反, 半经验性的应变软化模型在初始刚度和最终承载与本文模型计算结果和试验结果接近, 但由于固定的曲线形式使得其在荷载增长阶段与试验数据差距较大, 体现了本文模型基于弹塑性理论的合理性和优越性。值得注意的是, 该黄土桩基的荷载-沉降曲线呈现出缓变型特征, 没有出现软化现象。究其原因主要是由于桩基不同深度处桩-土相对位移不同, 尽管上部桩-土相对位移大, 接触面进入应变软化阶段, 桩侧阻力逐渐降低, 但下部桩-土相对位移小, 接触面处于应变硬化阶段, 桩侧阻力继续增加, 因而桩顶荷载随沉降的增加而缓慢增加。

此外, 由于有效应力随深度而增加, 桩-土界面峰值剪切强度随深度增加, 所以桩侧下部土体对桩的承载力贡献更大, 且桩端黄土处于应变硬化阶段, 因而桩基荷载-沉降曲线并没有表现出软化现象。

为进一步说明桩身不同深度处桩土侧阻力发挥的异步性, 图 13 给出了桩顶荷载为 1 600 kN 时深度 Z 为 2、10 m 和 18 m 处的桩-土相对位移和相应的侧阻力发挥情况。

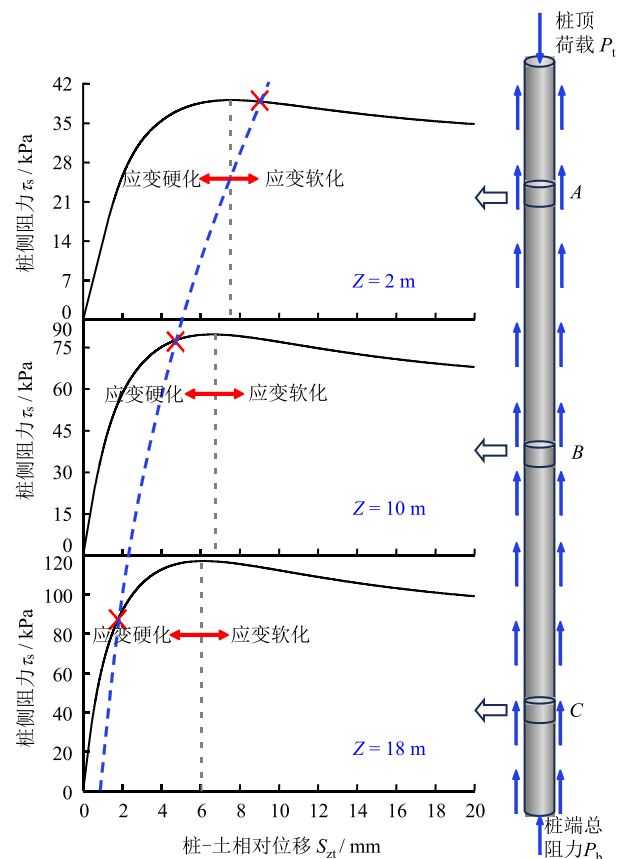


图 13 不同深度处桩侧摩阻力发挥情况
Fig.13 Mobilization of pile shaft resistance at different depths

图 13 表明在桩顶荷载 P_t 为 1 600 kN 时, 深度为 2、10 m 和 18 m 处的桩侧阻力处于不同的发展阶段。深度为 2 m 处桩-土相对位移大, 桩侧阻力处于应变软化阶段; 深度为 10 m 处桩-土相对位移较小, 桩侧阻力即将达到峰值强度; 深度为 18 m 处桩-土相对位移更小, 桩侧阻力处于应变硬化阶段。值得注意的是, 由于有效应力随深度而增加, 桩-土界面的峰值剪切强度随深度增加, 故 10 m 处侧阻力高于 2 m 处侧阻力, 但因下部桩-土相对位移小于上部桩-土相对位移, 深度为 18 m 处桩侧阻力并未明显高于 10 m 处桩侧阻力。综上所述, 桩

侧阻力异步发挥特性是桩荷载-沉降曲线呈缓变型的主要原因。

7 结 论

本文以 Bishop 有效应力和有效饱和度作为直接驱动变量,引入黏聚力、有效摩擦角和压缩指数的结构性退化参数 S_c 、 S_f 和 S_i ,建立了桩-非饱和黄土接触面的屈服方程,进而耦合 SWCC 曲线,提出了考虑水-力耦合和结构性退化的桩-非饱和黄土接触面弹塑性荷载传递模型,并与既有试验结果对比对模型进行了验证分析,得出主要结论如下:

(1)考虑有效饱和度对桩-非饱和黄土接触面结构性强度的影响,引入压缩指数结构性参数 S_i 并通过等效侧限条件下非饱和和结构性黄土与饱和和无结构性黄土的塑性正应变,在 S_e - σ' 建立了桩-非饱和黄土接触面的 LC 屈服方程,体现了饱和度对桩-非饱和黄土接触面屈服应力的影响。

(2)采用桩-非饱和黄土接触面黏聚力、摩擦角的结构性参数 S_c 、 S_f 体现接触面结构性剪切强度随着有效饱和度增加和塑性损伤应变累积的退化过程,合理地反映了桩-非饱和黄土接触面峰值强度之后的应变软化过程。

(3)采用体应变相关的 SWCC 曲线,将桩-非饱和黄土接触面的力学行为与水力行为耦合,建立了考虑水-力耦合和结构性退化的桩-非饱和黄土接触面模型,可有效描述桩-非饱和黄土接触面的水-力耦合行为。

(4)考虑水-力耦合和结构性强度的桩-非饱和黄土接触面模型可以合理反映不同饱和度和正应力下接触面的应变硬化、应变软化过程和峰值剪切强度,并且可以反映桩-非饱和黄土接触面剪切强度随正应力增加而增大、随饱和度增加而减小的特征。

(5)竖向荷载下桩基上部桩-土相对位移大于下部桩-土相对位移,桩侧不同深度处侧阻力处于不同的发挥阶段,具有异步性。由于桩侧下部土体对桩的承载力贡献更大,黄土桩基整体荷载-沉降曲线不会出现软化现象。

参 考 文 献

[1] 黄雪峰,陈正汉,哈双,等.大厚度自重湿陷性黄土中灌注桩承载性状与负摩阻力的试验研究[J].岩土工程学报,2007,29(3):338-346.
HUANG Xue-feng, CHEN Zheng-han, HA Shuang, et al. Experimental study on the bearing characteristics and negative skin friction of piles in thick self-weight

collapsible loess soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2007, 29(3): 338-346.

- [2] 任文博,李佳佳,刘云龙,等.急速增湿条件下湿陷性黄土中桩基的承载性状[J].科学技术与工程,2024,24(13):5516-5524.
REN Wen-bo, LI Jia-jia, LIU Yun-long, et al. Bearing characteristics of pile foundations in collapsible loess soil under rapid wetting conditions[J]. **Science Technology and Engineering**, 2024, 24(13): 5516-5524.
- [3] BORANA L, YIN J H, SINGH D N, et al. Direct shear testing study of the interface behavior between steel plate and compacted completely decomposed granite under different vertical stresses and suctions[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 2018, 144(1): 04017148.
- [4] HOSSAIN M A, YIN J H. Dilatancy and strength of an unsaturated soil-cement interface in direct shear tests[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2015, 15(5): 04014081.
- [5] BORANA L, YIN J H, SINGH D N, et al. A modified suction-controlled direct shear device for testing unsaturated soil and steel plate interface[J]. **Marine Georesources and Geotechnology**, 2015, 33(4): 289-298.
- [6] HOSSAIN M A, YIN J H. Influence of grouting pressure on the behavior of an unsaturated soil-cement interface[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2012, 138(2): 193-202.
- [7] 殷宗泽,朱泓,许国华.土与结构材料接触面的变形及其数学模拟[J].岩土工程学报,1994,16(3):14-22.
YIN Zong-ze, ZHU Hong, XU Guo-hua. Deformation of the interface between soil and structural materials and its mathematical simulation[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1994, 16(3): 14-22.
- [8] 张冬霖,卢廷浩.一种土与结构接触面模型的建立及其应用[J].岩土工程学报,1998,20(6):65-69.
ZHANG Dong-ji, LU Ting-hao. Establishment of a model for soil-structure interface and its application[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1998, 20(6): 65-69.
- [9] 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.
- [10] 周伟,靳萍,常晓林,等.基于扩展 Lagrange 乘子的 Clough 接触面模型及应用[J].岩土力学,2008,29(1):69-74.

- ZHOU Wei, JIN Ping, CHANG Xiao-lin, et al. Extended Lagrange multiplier-based clough contact model and its applications[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(1): 69-74.
- [11] 董盛时, 董兰凤, 温智, 等. 青藏冻结粉土与混凝土基础接触面本构关系研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(6): 1629-1633.
- DONG Sheng-shi, DONG Lan-feng, WEN Zhi, et al. Research on constitutive relations of frozen loess-soil and concrete foundation interface in Qinghai-Tibet region[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(6): 1629-1633.
- [12] 李赛, 汪优, 秦志浩, 等. 基于统计损伤本构模型的改进桩-土接触面模型研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(7): 1947-1955.
- LI Sai, WANG You, QING Zhi-hao, et al. Research on an improved pile-soil interface model based on statistical damage constitutive model[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(7): 1947-1955.
- [13] DESAI C S, MA Y. Modelling of joints and interfaces using the disturbed-state concept[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 1992, 16(9): 623-653.
- [14] DESAI C S, PRADHAN S K, COHEN D. Cyclic testing and constitutive modeling of saturated sand-concrete interfaces using the disturbed state concept[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2005, 5(4): 286-294.
- [15] 胡黎明, 濮家骊. 土与结构物接触面损伤本构模型[J]. 岩土力学, 2002, 23(1): 6-11.
- HU Li-ming, PU Jia-liu. A damage constitutive model for soil-structure interface[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2002, 23(1): 6-11.
- [16] HU L M, PU J L. Testing and modeling of soil-structure interface[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2004, 130(8): 851-860.
- [17] REHMAN Z, ZHANG G. Three-dimensional elastoplastic damage model for gravelly soil-structure interface considering the shear coupling effect[J]. **Computers and Geotechnics**, 2021, 129: 103868.
- [18] LIU H B, SONG E X, LING H I. Constitutive modeling of soil-structure interface through the concept of critical state soil mechanics[J]. **Mechanics Research Communications**, 2006, 33(4): 515-531.
- [19] 彭凯, 朱俊高, 冯树荣, 等. 考虑剪胀与软化的接触面弹塑性模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(增刊 2): 3979-3986.
- PENG Kai, ZHU Jun-gao, FENG Shu-rong, et al. A considering of shear dilation and softening in an elastoplastic contact surface model[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2013, 32(Suppl.2): 3979-3986.
- [20] ZEGHAL M, EDIL T B. Soil structure interaction analysis: modeling the interface[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2002, 39(3): 620-628.
- [21] LIU J M, ZOU D G, KONG X J. A two-mechanism soil-structure interface model for three-dimensional cyclic loading[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2020, 44(15): 2042-2069.
- [22] SHAHROUR I, REZAIE F. An elastoplastic constitutive relation for the soil-structure interface under cyclic loading[J]. **Computers and Geotechnics**, 1997, 21(1): 21-39.
- [23] MORTARA G, BOULON M, GHIONNA V N. A 2-D constitutive model for cyclic interface behavior[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2002, 26(11): 1071-1096.
- [24] SABERI M, ANNAN C D, KONRAD J M, et al. A critical state two-surface plasticity model for gravelly soil-structure interfaces under monotonic and cyclic loading[J]. **Computers and Geotechnics**, 2016, 80: 71-82.
- [25] HAMID T B, MILLER G A. A constitutive model for unsaturated soil interfaces[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2008, 32(13): 1693-1714.
- [26] LASHKARI A, KADIVAR M. A constitutive model for unsaturated soil-structure interfaces[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2016, 40(2): 207-234.
- [27] ZHOU C, TAI P, YIN J H. A bounding surface model for saturated and unsaturated soil-structure interfaces[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2020, 44(18): 2412-2429.
- [28] LIU G Y, LI J P, INDRARATNA B, et al. A hydraulic-mechanical (HM) coupling constitutive model for unsaturated soil-continuum interfaces considering bonding effect[J]. **Computers and Geotechnics**, 2024, 166: 105989.