

DOI: 10.11779/CJGE20220939

一种状态变量相关的非饱和接触面弹塑性模型及验证

张亚国¹, 肖书雄¹, 杨 赞¹, 李同录²

(1. 长安大学建筑工程学院, 陕西 西安 710061; 2. 长安大学地质工程与测绘学院, 陕西 西安 710054)

摘要: 为研究非饱和土与结构的接触问题, 基于状态相关概念和临界状态理论, 以净法向应力和吸力为应力状态变量, 在考虑吸力对屈服函数、流动法则和硬化定律等影响下, 建立了非饱和土-结构接触面的弹塑性模型。通过砂土-钢和砂土-土工织物两种接触面的剪切试验结果, 对模型的可靠性进行了验证。结果表明: 该模型可描述不同初始状态的土-结构接触面力学行为, 还能预测不同边界条件下(常法压、常刚度和常体积)接触面的剪应力、法向位移和应力路径变化。在此基础上, 对不同吸力下的非饱和粉土-钢和风化花岗岩土(CDG)-混凝土接触面的剪切结果进行预测, 发现随着吸力的增大, 接触面峰值强度增大, 应变软化和剪胀特征愈加明显, 且由剪缩到剪胀转换的相变点所对应剪切位移减小。与已有模型相比, 该模型参数更容易确定, 计算的峰值强度和临界应力更接近实测值, 且能反映峰值强度对应剪切位移随吸力减小的趋势, 说明该模型能更好地考虑吸力对接触面峰值强度、临界状态和硬化特征的影响。

关键词: 非饱和接触面; 状态变量; 吸力; 应变软化; 剪胀; 弹塑性模型

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)10-2081-10

作者简介: 张亚国(1984—), 男, 博士, 副教授, 主要从事土力学与基础工程的教学科研工作。E-mail: yaguo_zhang29@chd.edu.cn。

A state-dependent elastoplastic model for unsaturated interfaces and its verification

ZHANG Yaguo¹, XIAO Shuxiong¹, YANG Yun¹, LI Tonglu²

(1. School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China; 2. School of Geological Engineering and Geomatics, Chang'an University, Xi'an 710054, China)

Abstract: To study the contact problem between unsaturated soil and structure, based on the state-dependent concept and the critical state theory, by considering the influences of suction on the yield function, flow rule and hardening law and so on, an elastoplastic interface model is established with the net normal stress and the suction serving as stress state variables. The reliability of the model is demonstrated through the shearing tests on sand-steel and sand-geotextile interface. The results show that the proposed model can describe the mechanical behaviors of sand-structure interfaces under different initial states, and can predict the variations of shear stress, normal displacement and stress path of interface subjected to different boundary conditions (i.e., constant normal load, constant normal stiffness and constant volume condition) as well. Thereafter, the shearing test results of unsaturated silt-steel and completely decomposed granite (CDG)-cement interface under different suctions are predicted, finding that with the increase of suction, the shear strength of interfaces increases, the strain softening and dilatancy behaviors become more significant, and the shear displacement corresponding to phase transformation point representing the transition from contraction to dilation decreases. Compared to those of the existing models, the parameters of the proposed model are easier to be calibrated, the calculated results are closer to the measured data, and the decreasing trend of the shear displacement corresponding to the peak strength with suction can be reflected, indicating that the model here captures the effects of suction on the peak strength, critical state and hardening behaviors of the interface better.

Key words: unsaturated interface; state parameter; suction; strain softening; dilatancy; elastoplastic model

0 引言

土与结构的接触问题是确定桩基承载力、挡墙土压力和隧道衬砌围岩压力的共性问题^[1]。为此, 国内外学者建立了多种本构模型来描述土-结构相互作用

时接触界面的力学行为。其中部分模型^[2-4]是通过拟合

基金项目: 国家自然科学基金项目(41807242, 42072311); 中央高校基本科研业务费专项项目(300102281202)

收稿日期: 2022-08-01

剪应力和剪切位移的关系建立的,这些模型能描述剪应力随剪切位移不断增大这一应变硬化现象,但无法反映接触面的应变软化特征;另外,这些模型只关注接触面剪切方向的力学行为,无法描述接触面法向的剪胀或剪缩特征。

已有研究表明^[5-6],随着剪切位移的增大,密砂-结构接触面会经历先剪缩后剪胀的变形过程,应力-位移曲线则表现出软化特点。为描述这一现象,切向-法向相耦合的接触面模型^[7-17]得到了快速发展,包括基于扰动状态概念(DSC)的接触面模型^[7]、损伤力学模型^[8-9]、广义位势模型^[10-11]及经典弹塑性模型^[12-17]等;其中以经典弹塑性模型应用最为广泛。例如:Shahrour 等^[12]基于常法压(CNL)和常体积(CV)边界条件建立了考虑应变软化和剪胀的接触面模型,但该模型在常刚度(CNS)条件下的适用性还有待验证;De Gennaro 等^[13]在考虑接触面由剪缩到剪胀转换的相变(phase transformation)特点情况下,提出了能适用于不同边界条件的弹塑性模型,但该模型需要确定两组模型参数来分别描述 CNL 和 CV 条件下接触面的力学行为;为此, Ghionna 等^[14]假定塑性流动法则为双折线形式,建立了在不同边界条件下具有较好统一性的接触面模型。然而,上述模型主要围绕不同法向边界条件开展分析,没有考虑土体初始状态对接触面的影响。Dejong 等^[5]指出砂土相对密度这一初始条件对接触面的应变软化和剪胀行为有显著影响。因此, Lashcari^[15]、Liu 等^[16]以及 Saberi 等^[17]通过引入状态变量^[18]来考虑接触面初始状态的影响,并结合临界状态理论建立了“状态相关”(state-dependent)的接触面模型,这些模型只需一组模型参数即能描述不同边界条件和初始条件下砂土-结构接触面的力学行为,具有较强的先进性。然而,这些模型均是针对干砂或饱和土这种单相或双相介质建立的,不适用于具有三相介质的非饱和土-结构接触问题分析中。

与干砂或饱和土相比,非饱和吸力的存在使接触面力学行为变得复杂。Hamid 等^[19-20]研制了一种吸力控制式非饱和直剪仪,针对粉土-钢接触面开展了一系列试验研究,发现随着吸力增大,接触面的应变软化和剪胀特征更加明显;其在此试验基础上,结合损伤力学概念提出了非饱和土-结构接触面的弹塑性损伤模型^[20],该模型采用净法向应力和基质吸力作为双应力状态变量,能够描述接触面剪切位移与法向变形关系曲线随吸力的变化规律,但无法考虑剪切过程中接触面状态的变化。为此, Lashcari 等^[21]引入了状态变量来克服这一缺陷,并建立了以“骨架应力”为应力状态变量的接触面模型。然而,该模型是通过用 Bishop 非饱和有效应力代替已有饱和接触面模型^[15]中有效

应力,没有充分考虑吸力对临界状态参数、剪胀及硬化参数等的影响,使得计算结果与试验结果^[22]差异较大。

鉴于此,本文在引入状态变量^[18]的基础上,结合临界状态理论,建立了非饱和土-结构接触面的双应力状态变量弹塑性模型。模型具有以下特点:①能考虑初始状态、吸力和应力水平等对接触面力学特征的影响,能描述接触面的应变软化和剪胀特征,同时在不同法向边界条件下具有较好适用性;②与 Hamid 等^[20]建立的净应力模型相比,本文模型能反映净法向应力对接触面法向变形的影响,能更好地描述不同吸力下接触面的相变特征,且能反映初始剪切阶段剪应力的非线性增长趋势;③与 Lashcari 等^[21]建立的有效应力模型相比,本文采用净法向应力和吸力建立模型时概念更加清晰,且在模型参数确定过程中无需测定土体土-水特征曲线(SWCC)。此外,模型充分考虑了吸力对临界状态、屈服函数、流动法则和硬化定律等的影响,能更好地描述不同吸力下接触面的力学行为。本文模型为非饱和接触面的研究提供了新的方法,模型可用于非饱和土与桩、挡土墙及地下管线等相互作用的工程问题分析中。

1 模型描述

1.1 应力-应变关系

本文采用净法向应力、剪应力作为接触面上的应力变量:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{\text{net}} \\ \tau \end{bmatrix} \quad . \quad (1)$$

式中: $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力张量; σ_{net} 表示沿接触面法向方向的净应力; τ 为接触面上的切向应力。相应地,接触面的应变变量可表示如下:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_t \end{bmatrix} = \frac{1}{t} \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \quad . \quad (2)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}$ 为应变张量; ε_n , ε_t 分别为接触面上的法向、切向应变; u , v 分别为接触面上的法向、切向位移; t 为接触面厚度。

根据弹塑性力学,可将应变增量分解为弹性和塑性两部分,即

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = d\boldsymbol{\varepsilon}^e + d\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad . \quad (3)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ 和 $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 分别为弹性和塑性应变张量。

弹性和塑性应力-应变关系分别为

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^e d\boldsymbol{\varepsilon}^e \quad , \quad (4)$$

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = \left(\frac{1}{K_p} \mathbf{n}_f^T d\boldsymbol{\sigma} \right) \mathbf{n}_g \quad . \quad (5)$$

式中: \mathbf{D}^e 为弹性刚度矩阵; K_p 为塑性模量; \mathbf{n}_f 为塑性

屈服向量; \mathbf{n}_g 为塑性流动向量。

联立式 (3) ~ (5) 可得弹塑性应力-应变关系为

$$d\sigma = \mathbf{D}^e \left(d\epsilon - \frac{\mathbf{n}_g \mathbf{n}_f^T \mathbf{D}^e d\epsilon}{K_p + \mathbf{n}_f^T \mathbf{D}^e \mathbf{n}_g} \right) = \left(\mathbf{D}^e - \frac{\mathbf{D}^e \mathbf{n}_g \mathbf{n}_f^T \mathbf{D}^e}{K_p + \mathbf{n}_f^T \mathbf{D}^e \mathbf{n}_g} \right) d\epsilon. \quad (6)$$

式中: \mathbf{D}^e 为弹塑性刚度矩阵。

1.2 临界状态线和状态变量

在土-结构接触面直剪试验中, 当施加的剪切位移足够大时, 接触面会达到剪应力和法向位移不再变化的“临界状态”。对于非饱和接触面, 其临界剪应力 τ_c 和临界孔隙比 e_c 可表示为^[23]

$$\tau_c = \mu(s) + M(s)\sigma_{net} = M(s)(\sigma_{net} + \sigma_s), \quad (7)$$

$$e_c = \Gamma(s) - \omega(s) \ln \left(\frac{\sigma_{net}}{p_{at}} \right). \quad (8)$$

式中: $M(s)$ 为临界应力比; $\mu(s)$ 表示接触面的临界黏聚力; $\sigma_s = \mu(s)/M(s)$ 表示吸力引起的抗拉强度, 如图 1 所示。 $p_{at}=101$ kPa 为大气压力; $\Gamma(s)$ 和 $\omega(s)$ 为 $e-\ln(\sigma_{net}/p_{at})$ 平面内临界状态线 (CSL) 的截距和斜率 (图 2), 括号 (s) 表示其为吸力的函数。

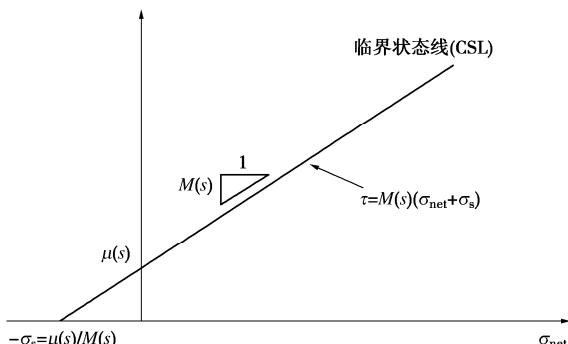


图 1 $\tau-\sigma_{net}$ 平面内临界状态线示意图

Fig. 1 Schematic diagram of critical state line in $\tau-\sigma_{net}$ plane

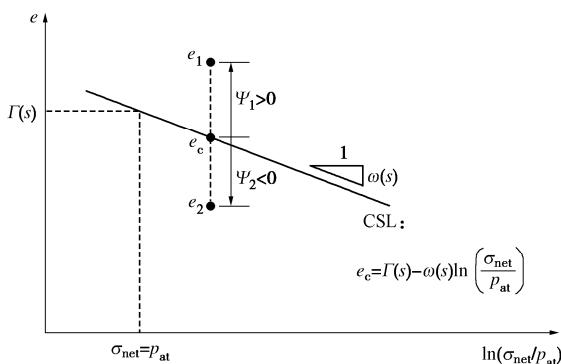


图 2 $e-\ln(\sigma_{net})$ 平面内临界状态线及状态变量的定义

Fig. 2 Critical state line and definition of state parameters in $e-\ln(\sigma_{net})$ plane

为考虑接触面的初始状态, 引入描述当前状态与临界状态差异的状态变量^[18], 如图 2 所示, 其定义为

$$\Psi = e - e_c. \quad (9)$$

式中: e 为接触面孔隙比, 可按下式进行计算^[21]:

$$de = -(1+e)d\epsilon_n. \quad (10)$$

1.3 弹性刚度矩阵

对于土-结构接触面, 通常不考虑切向和法向方向弹性行为的耦合, 因而弹性刚度矩阵可表示:

$$\mathbf{D}^e = \begin{bmatrix} D_n & 0 \\ 0 & D_t \end{bmatrix}. \quad (11)$$

式中: D_n 为接触面法向的弹性刚度, 与切向弹性刚度 D_t 存在下列关系:

$$D_n = RD_t. \quad (12)$$

式中: R 为法向与切向的弹性刚度比。Iwasaki 等^[24]建立了考虑砂土密度影响的剪切刚度模型, 本文进一步考虑吸力对弹性行为的影响, 将其扩展至非饱和接触面:

$$D_t = AF(e) \left(\frac{\sigma_{net} + \sigma_s}{p_{at}} \right)^\alpha. \quad (13)$$

式中: A 和 α 为模型参数; $F(e)$ 是关于接触面孔隙比的函数, 表达式为

$$F(e) = \frac{(2.97 - e)^2}{1 + e}. \quad (14)$$

1.4 塑性分析

Chiu 等^[23]通过考虑吸力引起的抗拉强度的方法, 描述了非饱和土的塑性屈服行为, 本文将其扩展至非饱和接触面中, 屈服函数为

$$f = \tau - \eta(\sigma_{net} + \sigma_s). \quad (15)$$

式中: $\eta = \tau/(\sigma_{net} + \sigma_s)$ 为应力比。

由式 (15) 可得塑性屈服向量 \mathbf{n}_f 为

$$\mathbf{n}_f = \begin{bmatrix} \partial f / \partial \sigma_{net} \\ \partial f / \partial \tau \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\eta \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (16)$$

需要指出的是, \mathbf{n}_f 反映了接触面应力的变化方向, 相应地应变的变化方向可由塑性流动向量 \mathbf{n}_g 来描述。当 $\mathbf{n}_f = \mathbf{n}_g$ 时, 表明应力与应变变化方向一致, 即流动法则是相关联的; 然而, 大量试验结果表明砂土以及砂土-结构接触面通常表现出非相关联的塑性流动特征^[21, 23]。因此, 本文采用非相关联的流动法则 ($\mathbf{n}_f \neq \mathbf{n}_g$), \mathbf{n}_g 表达式为

$$\mathbf{n}_g = \begin{bmatrix} d \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (17)$$

式中: d 为剪胀率, 为考虑应力水平、初始状态和吸力对接触面剪胀行为的影响, 采用下式计算^[23]:

$$d = d_g(s) \left[e^{m(s)\Psi} - \frac{\eta}{M(s)} \right]. \quad (18)$$

式中: $m(s)$ 为反映接触面相变特点的状态参数; $d_g(s)$ 为一大于零的系数, 表达式为^[21]

$$d_g(s) = d_0(s) \left(\frac{p_{at}}{\sigma_{net} + \sigma_s} \right)^\alpha + \left[d_1(s) - d_0(s) \left(\frac{p_{at}}{\sigma_{net} + \sigma_s} \right)^\alpha \right] \frac{\eta}{M(s)} e^{n(s)\Psi} \quad (19)$$

式中: $d_0(s)$ 和 $d_1(s)$ 为描述接触面剪胀的模型参数; $n(s)$ 为反映接触面峰值强度的状态参数。

根据式 (18), 对于密砂-结构接触面 ($\Psi \leq 0$), 此时 $0 < e^{m(s)\Psi} \leq 1$, 则在初始剪切阶段 ($0 < \eta < e^{m(s)\Psi}/M(s)$) 有 $d > 0$, 接触面发生剪缩; 当 $\eta = e^{m(s)\Psi}/M(s)$ 时, $d = 0$, 接触面处于相变状态; 当 η 继续增大, 使得 $\eta > e^{m(s)\Psi}/M(s)$ 时, 有 $d < 0$, 即接触面表现为剪胀。对于松砂-结构接触面 ($\Psi \geq 0$), 此时 $e^{m(s)\Psi} \geq 1$, 则 $d \geq 0$ 恒成立, 即接触面仅发生剪缩。由此可知, 通过将状态变量引入至流动法则, 式 (18) 能够同时描述不同初始状态下接触面的法向变形过程。

此外, 为同时考虑应力水平、初始状态和吸力对接触面硬化定律的影响, 塑性模量可表示为^[23]

$$K_p = h(s) D_t \left[\frac{M(s)}{\eta} - e^{n(s)\Psi} \right] \quad (20)$$

式中: $h(s)$ 为硬化参数。

2 模型参数确定方法

已有模型文献^[20, 21]分别含 16, 17 个模型参数, 而本文模型参数为 13 个; 包括临界状态参数 $\Gamma(s)$, $\omega(s)$, $M(s)$ 和 $\mu(s)$, 弹性参数 A , α 和 R , 状态参数 $m(s)$ 和 $n(s)$, 剪胀参数 $d_0(s)$ 和 $d_1(s)$, 硬化参数 $h(s)$ 以及接触面厚度 t ; 所有参数均可由接触面剪切试验确定。试验结果显示 $M(s)$, $m(s)$, $n(s)$ 和 $d_1(s)$ 受吸力影响较小, 因此假定这些参数为常数; 而 $\mu(s)$, $d_0(s)$ 和 $h(s)$ 与吸力 s 的关系则采用线性插值方法确定^[23]; 接触面厚度 t 取值为 $5D_{50} \sim 10D_{50}$, D_{50} 为土体平均粒径。下面在介绍模型参数确定方法的同时, 以 Afzali-Nejad 等^[25]及 Hamid 等^[19]分别开展的砂土-钢与非饱和 Minco 粉土-钢两种接触面剪切试验为例, 对各模型参数的确定进行图示说明。

2.1 临界状态参数

$\Gamma(s)$, $\omega(s)$ 与 s 的关系采用以下函数关系表示^[26]:

$$\Gamma(s) = \Gamma_0 e^{-\beta_\Gamma(s-s_0)} + \Gamma_\infty [1 - e^{-\beta_\Gamma(s-s_0)}], \quad (21)$$

$$\omega(s) = \omega_0 e^{-\beta_\omega(s-s_0)} + \omega_\infty [1 - e^{-\beta_\omega(s-s_0)}]. \quad (22)$$

式中: s_0 为参考吸力; Γ_0 , ω_0 和 Γ_∞ , ω_∞ 分别表示 s_0 和吸力无穷大时 $e-\ln(\sigma_{net}/p_{at})$ 平面内 CSL 的截距和斜率; β_Γ 和 β_ω 分别为衡量 $\Gamma(s)$ 和 $\omega(s)$ 随吸力变化快慢的常数。

首先由试验结果的法向位移-剪切位移曲线 ($v-u$) 计算接触面的临界孔隙比 e_c :

$$e_c = e_0 - \frac{v_c}{t} (1 + e_0) \quad (23)$$

式中: e_0 为初始孔隙比, v_c 为接触面的临界法向位移; 注意文中剪缩 (即 $v < 0$) 为正。

根据式 (23) 得到多个 $(\ln(\sigma_{net}/p_{at}), e_c)$ 点后, 按式 (8) 对其进行线性拟合, 确定不同吸力 s 下 $e-\ln(\sigma_{net}/p_{at})$ 平面内 CSL 的截距 $\Gamma(s)$ 和斜率 $\alpha(s)$, 如图 2 所示。同样地, 可直接由试验结果的剪应力-剪切位移曲线 ($\tau-u$) 得到临界剪应力 τ_c , 从而得到 $\tau-\sigma_{net}$ 平面内 CSL 的截距 $\mu(s)$ 和斜率 $M(s)$, 如图 1 所示。

2.2 弹性参数

可根据剪应力-剪切位移曲线 ($\tau-u$), 确定接触面的初始剪切刚度为

$$D_{t0} = \frac{d\tau}{d\varepsilon_t} = t \frac{d\tau}{du} \quad (24)$$

相应地, 将 $e=e_0$ 代入至式 (14) 中可得 $F(e_0)$, 且 $\sigma_s=\mu(s)/M(s)$ 已知。至此, 可对照式 (13) 拟合 $D_{t0}/F(e_0)$ 与 $(\sigma_{net}+\sigma_s)/p_{at}$ 的关系式, 确定参数 A 和 α 。图 3 为按此方法确定的两种接触面的弹性参数 A 和 α 。另外, 弹性参数 R 对计算结果影响不明显, 参照文献^[15, 21]的建议, 取 $R=1.2$ 。

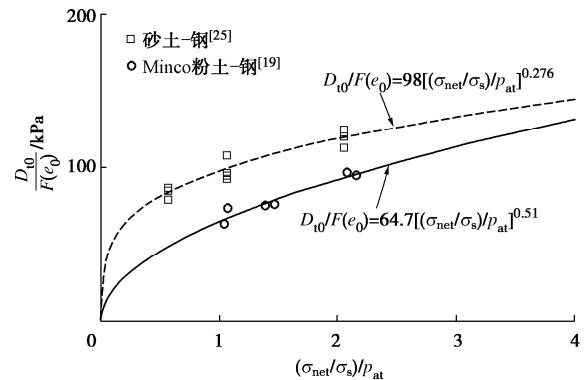


图 3 弹性参数 A 和 α 的确定

Fig. 3 Calibration of elastic parameters A and α

2.3 状态参数

图 4 为密砂-结构接触面 $\tau-u$ 和 $v-u$ 曲线示意图, 其表现出典型的应变软化和剪胀特征。其中 A 点为相变点, 即由剪缩到剪胀的转换点, B 点为峰值强度点。显然, A 点和 B 点的切线斜率为 0, 因此两点分别有剪胀率和塑性模量为 0, 即 $d=0$ 和 $K_p=0$, 将该条件和两点对应的应力及状态变量代入式 (18), (20) 中有

$$m(s) = \frac{1}{\Psi_{pt}} \ln \frac{\eta_{pt}}{M(s)} \quad (25)$$

$$n(s) = \frac{1}{\Psi_{max}} \ln \frac{M(s)}{\eta_{max}} \quad (26)$$

式中: η_{pt} , Ψ_{pt} 和 η_{max} , Ψ_{max} 分别为相变点 A 和峰值点 B 对应的应力比及状态变量。 η_{pt} 和 η_{max} 可由图 4 中

相变点对应的剪应力 τ_{pt} 和峰值强度 τ_{max} 求得; Ψ_{pt} 和 Ψ_{max} 可由相变点法向位移 v_{pt} 和峰值点对应法向位移 v_{max} 确定。

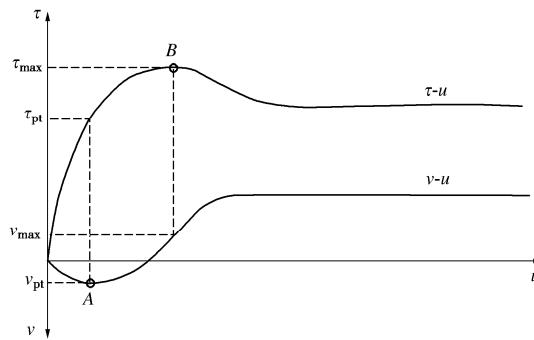


图4 密砂-结构接触面 τ - u 和 v - u 曲线示意图

Fig. 4 Schematic diagram of τ - u and v - u curves for dense sand-structure interface

根据式(25), (26), 通过多组试验结果获得多个相变点和峰值点对应的应力比和状态变量, 确定参数 $m(s)$, $n(s)$ 的取值。图5为按此方法确定的两种接触面的状态参数 $m(s)$ 和 $n(s)$ 。

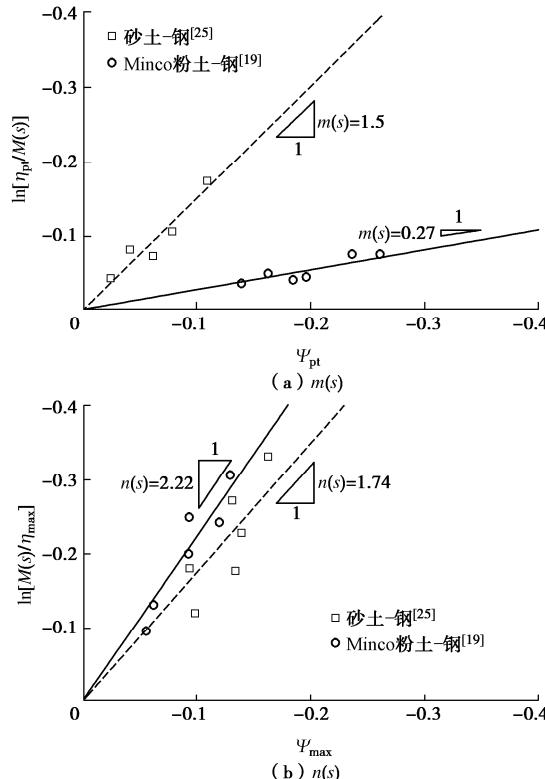


图5 状态参数的确定

Fig. 5 Calibration of state parameters

2.4 剪胀及硬化参数

由式(19)可得

$$d_g(s) = \frac{d}{[e^{m(s)\Psi} - \eta/M(s)]} \quad . \quad (27)$$

根据剪胀率 d 的定义, 若忽略接触面的弹性变形, 则有

$$d = \frac{dv^p}{du^p} \approx \frac{dv}{du} \quad . \quad (28)$$

式中: u^p 和 v^p 分别为塑性剪切位移和塑性法向位移。

根据式(19), 当 $\eta \rightarrow e^{m(s)\Psi}/M(s)$ 时, 有 $d_g(s) \approx d_1(s)$, 从而可得 $d - e^{m(s)\Psi} - \eta/M(s)$ 曲线, 确定 $d_1(s)$; 在此基础上, 绘制 $d - \eta/M(s)$ 数据图, 通过试算法对式(18), (19)的预测结果和由式(28)得到的试验结果进行比较, 确定最优 $d_0(s)$ 值。图6(a), (b) 为按此方法确定的两种接触面的剪胀参数 $d_1(s)$ 和 $d_0(s)$ 。

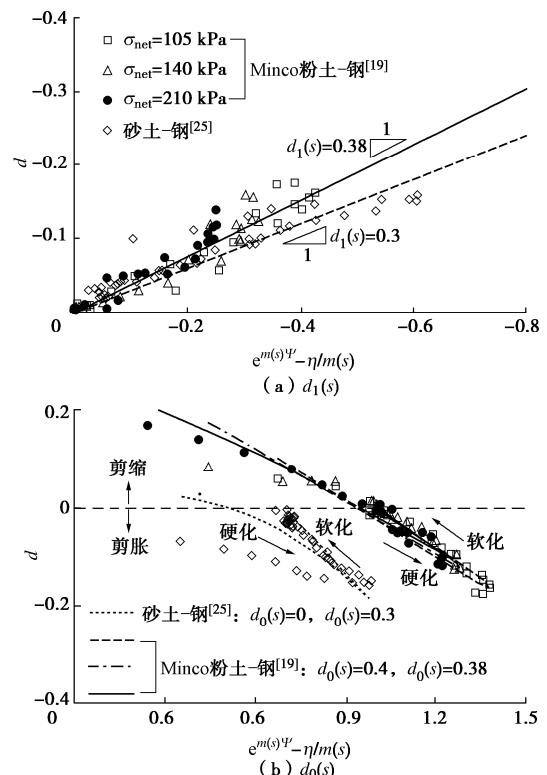


图6 砂土-钢^[25]和Minco粉土-钢^[19]($s=100$ kPa)接触面剪胀参数的确定

Fig. 6 Calibration of dilatancy parameters for sand-steel^[25] and Minco silt-steel^[19] ($s=100$ kPa) interfaces

根据弹性和塑性应力-应变关系(式(4), (5))可得

$$d\varepsilon_t^e = \frac{d\tau}{D_t} \quad , \quad (29)$$

$$d\varepsilon_t^p = \frac{d\tau - \eta d\sigma_{net}}{K_p} \quad . \quad (30)$$

在常法压(CNL)下有 $d\sigma_{net}=0$, 则由式(29), (30)可得

$$K_p = \frac{d\tau/d\varepsilon_t}{1 - \frac{d\tau/d\varepsilon_t}{D_t}} = \frac{t(d\tau/du)}{1 - \frac{t(d\tau/du)}{D_t}} \quad . \quad (31)$$

若CNL条件下接触面的 τ - u 试验曲线获得后, 则塑性模量 K_p 可由式(31)获得, 可绘制 K_p - $\eta/M(s)$ 数

据图;通过试算法对式(20)的预测结果和由式(31)得到的试验结果进行比较,确定最优 $h(s)$ 值。

3 模型验证及结果分析

选取 Afzali-Nejad 等^[25, 27]开展的砂土-钢和砂土-土工织物接触面剪切试验结果来验证本文模型的有效性。砂土平均粒径 $D_{50}=0.65$ mm, 相对质量密度 $G_s=2.67$, 不均匀系数 $C_u=1.53$, 曲率系数 $C_c=0.98$; 根据第 2 节介绍的参数确定方法, 得到的砂土-钢及砂土-土工织物接触面模型参数如表 1 所示。

表 1 砂土-结构接触面的模型参数

Table 1 Model parameters for sand-structure interface

参数类型	参数	砂土-钢 ^[25]	砂土-土工织物 ^[27]
临界状态参数	$I(s)$	0.842	0.985
	$\omega(s)$	0.075	0.173
	$M(s)$	0.71	0.63
	$\mu(s)$ (kPa)	0	0
弹性参数	A (kPa)	98	264.9
	α	0.276	0.282
	R	1.2	1.2
状态参数	$m(s)$	1.5	0.9
	$n(s)$	1.74	1.05
剪胀参数	$d_0(s)$	0	1.6
	$d_1(s)$	0.3	0.32
硬化参数	$h(s)$	3	0.3
接触面厚度	t /mm	4	3.5

为了验证对不同初始状态下砂土的适用性, 将相对密度 $D_r=43\%, 56\%, 78\%$ (初始孔隙比 $e_0=0.65, 0.75, 0.81$) 的砂土-钢接触面剪切试验结果^[25]与本文模型预测结果进行对比。由图 7 (a) 可知, 净法向应力 σ_{net} 越大, 接触面剪应力 τ 越大; 在同一 σ_{net} 下, 随着砂土相对密度增大 (e_0 减小), 接触面的峰值强度增大, 应变软化现象更加明显。由图 7 (b) 可知, 净法向应力越大, 接触面剪胀变形越小(文中假定剪缩为正, 因而图中 $v<0$ 时表示剪胀); 在同一 σ_{net} 下, 随着砂土相对密度增大, 剪胀特征变得更加显著。说明本文模型能较好地描述初始状态、应力水平对接触面力学行为的影响。

对于砂土-土工织物^[27]接触面, 砂土初始相对密度约为 $D_r\approx72.5\%$ ($e_0\approx0.729$)。采用本文模型对初始净法向应力 $\sigma_{net0}=50$ kPa 下法向刚度 K ($K=-\Delta\sigma_{net}/\Delta v$) 为 0, 300, 700, 1100 kPa/mm 和 ∞ 时接触面的 $\tau-u$ 和 $v-u$ 曲线进行了预测, 结果如图 8 所示。需要指出的是, 法向刚度 $K=0, 0<K<\infty$ 和 $K=\infty$ 分别代表常法压(CNL)、常刚度(CNS) 和常体积(CV) 边界条件。由图 8 (a) 可知, 在 CNL 条件下, 剪应力 τ 随着剪切位移先增后减, 即表现出应变软化特征; 在 CNS 或 CV 条件下, 接触面剪切应力随剪切位移不断增大, 表现出应变硬化特征, 且该特征随着法向刚度 K 增大变得更加明显。

根据图 8 (b), 法向的剪胀变形随着 K 的增加而不断减小, 在 CV 条件下 v 为 0。模型预测与实测结果基本一致, 说明模型能反映不同边界条件下剪应力和法向位移的大小及变化趋势。

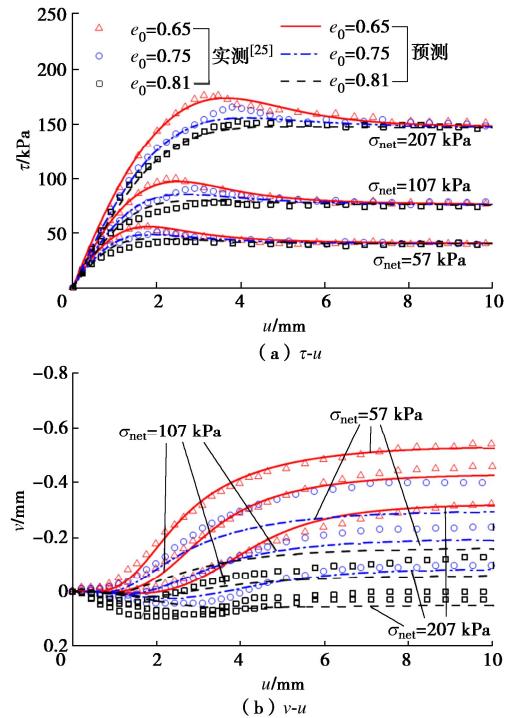


图 7 砂土-钢接触面模型预测结果与实测结果^[25]的比较
Fig. 7 Predictions against measured data^[25] for sand-steel interface

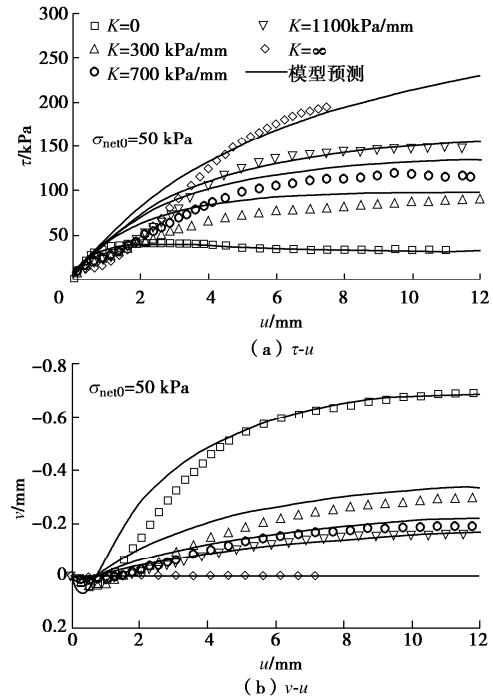


图 8 砂土-土工织物接触面在不同法向刚度下模型预测结果与实测结果^[27]的比较
Fig. 8 Predictions against measured data^[27] for sand-geotextile interface under various normal stiffnesses

为进一步验证模型的有效性, 对 $\sigma_{net0}=50$ kPa 和 100 kPa 时砂土-土工织物接触面在 5 种法向刚度下的应力路径进行预测, 并和实测结果^[27]进行了比较, 结果如图 9 所示。由图 9 可见, $K=0$ 时净法向应力保持不变, 即为 CNL 条件, 剪应力 τ 先增后减, 应力路径表现为先穿过再回落至 CSL 线, 说明存在应变软化现象; 在 CNS 条件下 ($0 < K < \infty$), σ_{net} 先减后增, τ 持续增大, 这一趋势随着 K 的增大变得明显, 且应力路径最终接近 CSL 线; 在 CV 条件下 ($K=\infty$), σ_{net} 先减后

增, 应力路径朝近似平行 CSL 线的趋势发展。图 9 中预测的应力路径与试验结果吻合较好, 进一步表明本文模型在不同边界条件下接触面剪切模拟中的适用性。

4 与已有模型对比

上节剪切试验中的砂土为干砂, 侧重于考虑接触初始状态和边界条件的影响, 没有考虑土体为非饱和状态时, 吸力对接触面剪切特征的影响。为此, 下面

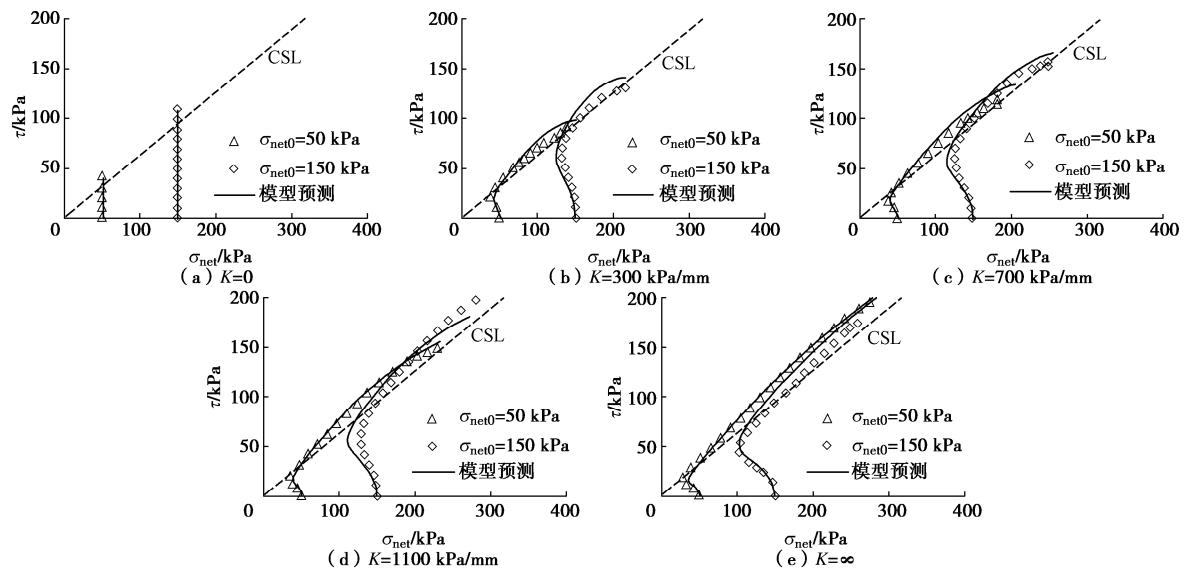


图 9 砂土-土工织物接触面在不同法向刚度下模型预测应力路径和实测结果^[27]的比较

Fig. 9 Predicted stress paths against measured data^[27] for sand-geotextile interface under various normal stiffnesses

表 2 非饱和土-结构接触面的模型参数

Table 2 Model parameters for unsaturated soil-structure interface

Minco 粉土-钢 ^[19]		CDG-混凝土 ^[22]	
Hamid 等 ^[20]	本文模型	Lashcari 等 ^[21]	本文模型
$\zeta_{D1}^* = 0.0318$ mm	$\Gamma(s) = 0.339e^{-0.035(s-20)} + 0.731[1 - e^{-0.035(s-20)}]$	$K_{10}^* = 0.25$ MPa	$\Gamma(s) = 0.447e^{-0.012s} + 1.244[1 - e^{-0.012s}]$
$\zeta_{D2}^* = 0.0951$ mm	$\omega(s) = 0.152[1 - e^{-0.015(s-20)}]$	$K_{n0}^* = 0.32$ MPa	$\omega(s) = 0.214e^{-0.016s} + 0.385[1 - e^{-0.016s}]$
$n=8(4)$	$M(s) = 0.69$	$M = 0.905$	$M(s) = 0.996$
$\mu_{p1}=0.2796$	$\mu(s) = 0.45 + 0.065(s-20)$ kPa	$e_0 = 0.447$	$\mu(s) = 0.059s$ kPa
$\mu_{p2}=0.0635$	$A = 64.7$ kPa	$\lambda = 0.041$	$A = 90.4$ kPa
$\mu_{01}=0.3479$	$\alpha = 0.51$	$n^b = 0.92$	$\alpha = 0.517$
$\mu_{02}=0.049$	$R = 1.2$	$n^d = 1.5$	$R = 1.2$
$\kappa_1=-2.9927(0.4728)$	$m(s) = 0.27$	$A_0 = 0.2$	$m(s) = 4.2$
$\kappa_2=0.4001(-0.0316)$	$n(s) = 2.22$	$A_1 = 0.2$	$n(s) = 0.75$
$a=17.4$	$d_0(s) = 0.56 - 0.002(s-20)$	$h_0 = 1.0$	$d_0(s) = 0.1$
$b=2.85$	$d_1(s) = 0.38$	$a = 0.07$	$d_1(s) = 0.2$
$\lambda(s)=0.399$	$h(s) = 0.46 + 0.003(s-20)$	$b = 50$	$h(s) = 0.3 + 0.005s$
$\lambda_1=-5.2285$	$t=1$ mm	$S_{f0} = 0.60$	$t=2$ mm
$\lambda_2=29.4865$		$a_w = 0.25$	
$K_n=1000$ kPa		$n_v = 2.20$	
$K_s=150$ kPa		$\Omega = 0.0$	
		$t=2$ mm	

注: $s=20$ kPa 时 $n=8$, $s=50$ 和 100 kPa 时 $n=4$; $s \leq 50$ kPa 时 $\kappa_1=-2.9927$ 和 $\kappa_2=0.4001$, $s > 50$ kPa 时, 分别为 0.4728 和 -0.0316^[20]。

对非饱和 Minco 粉土-钢^[19]和 CDG-混凝土^[22]接触面剪切试验进行预测，并分别与已有的净应力模型^[20]和有效应力模型^[21]预测结果进行对比。表 2 中列出了本文模型和已有模型的计算参数，便于进行对比。

4.1 与已有净应力模型^[20]对比

Hamid 等^[19]采用自制的非饱和直剪仪开展了 Minco 粉土-钢接触面的剪切试验，并基于该试验提出了考虑吸力影响的非饱和接触面净应力模型^[20]。Minco 粉土为一种黏质粉土，液限 $w_L=28.0\%$ ，塑性指数 $I_p=8$ ， $D_{50}=0.05$ mm， $G_s=2.68$ ， $e_0=0.47$ 。采用本文模型计算了不同净法向应力和吸力下接触面的 $\tau-u$ 和 $v-u$ 曲线，并与试验结果及已有模型^[20]的预测结果进行了对比，见图 10。

根据图 10，两种模型预测的应力值大小和变化趋势均较接近于实测值，但 Hamid 等^[20]模型的法向位

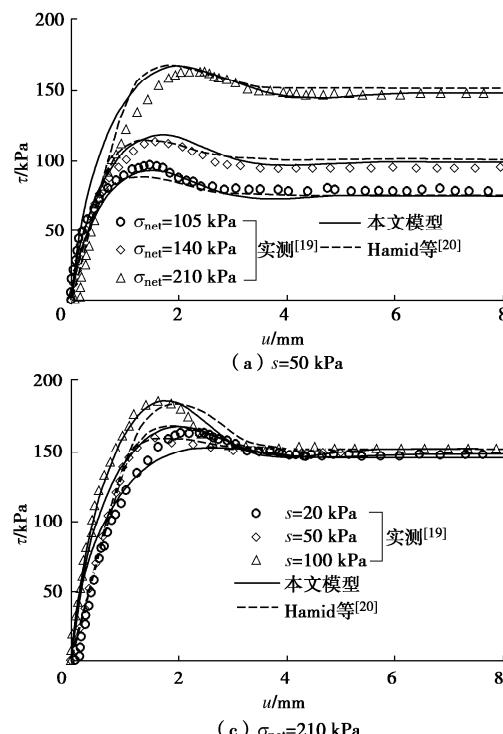
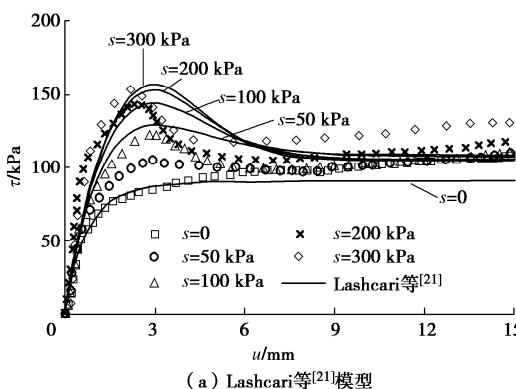


图 10 非饱和 Minco 粉土-钢接触面在不同净法向应力和吸力下模型预测结果与实测结果^[19]的比较

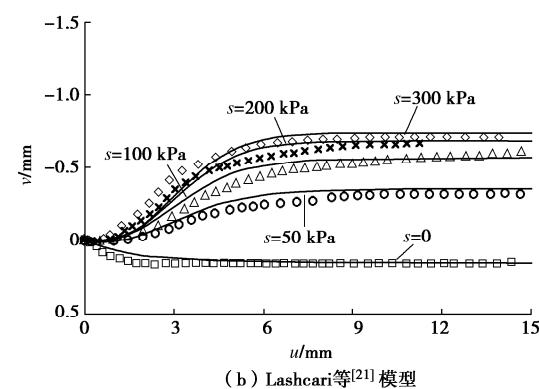
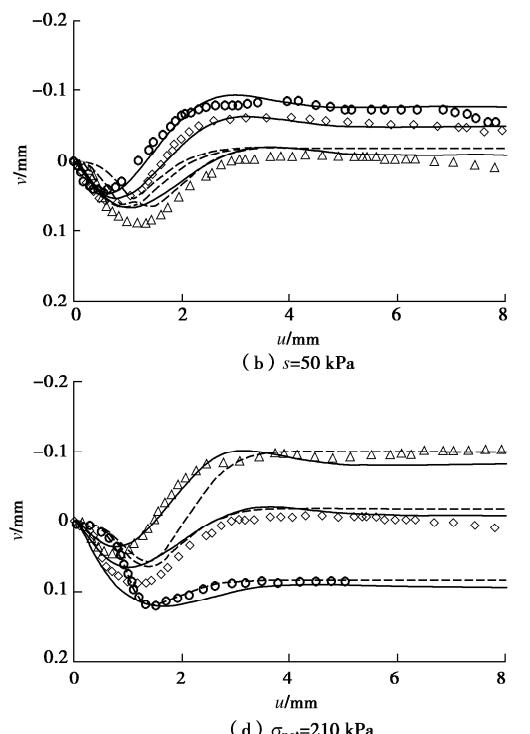
Fig. 10 Predictions against measured data^[19] for unsaturated Minco silt-steel interface under various net normal stresses and suctions



移预测值却与试验结果差异较大。主要有两点原因：①该已有模型不能考虑净法向应力 σ_{net} 大小对接触面法向变形的影响，因而不同 σ_{net} 下最大剪缩量和临界法向位移趋于一致，如图 10 (b) 所示；②该模型中的流动法则不能很好地考虑吸力 s 对接触面相变状态的影响，因而无法反映图 10 (d) 中 s 增大后相变点对应剪切位移减小的现象。同时，由图 10 (a), (c) 可知，由于该模型假定弹性刚度为常数，因而无法描述不同 σ_{net} 和 s 下初始剪切阶段剪应力的非线性变化趋势；此外，该模型也无法反映 s 增大后临界剪应力增大的现象。

4.2 与已有有效应力模型^[21]对比

Hossain 等^[22]针对完全风化花岗岩土 (CDG)-混凝土接触面开展了一系列非饱和剪切试验，Lashcari



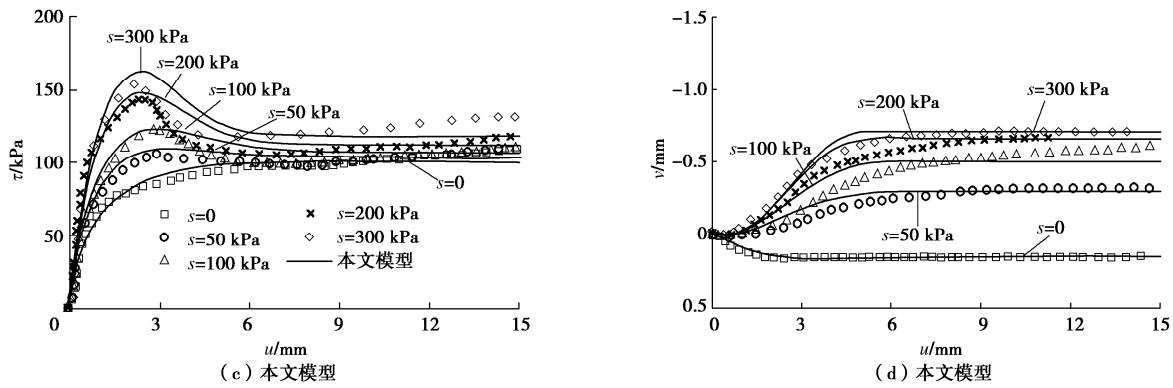


图 11 净法向应力 $\sigma_{\text{net}}=100$ kPa 时非饱和 CDG-混凝土接触面在不同吸力下模型预测结果与实测结果^[22]的比较

Fig.11 Model predictions against measured data^[22] for CDG-cement interface under net normal stress $\sigma_{\text{net}}=100$ kPa and various suctions 等^[21]采用有效应力模型对试验结果进行了预测。其中, CDG 的基本物理指标为 $w_L=32.8\%$, $I_p=10.1$, $D_{50}=0.062$ mm, $G_s=2.599$, $e_0=0.56$ 。图 11 (a), (b), (c), (d) 分别为 Lashcari 等模型^[21]和本文模型的预测结果。由图 11 (b), (d) 可见, 本文模型和已有模型预测的 $v-u$ 曲线与实测结果吻合较好。但由图 11 (a), (c) 可见, 与本文模型相比, 已有模型预测的 $\tau-u$ 曲线与实测结果相差较大, 表现在已有模型无法反映吸力增大时, 接触面峰值强度对应的剪切位移减小这一硬化加速现象。这是因为已有模型主要考虑了吸力对应力状态的影响, 而无法考虑吸力对硬化参数的影响。

为了更直观地进行比较, 图 12 对两种模型预测的峰值强度 τ_{max} 及对应的剪切位移 u_{max} 、临界应力 τ_c 与实测值进行了对比。由图可见, 本文计算得到的 τ_{max} 和 τ_c 平均相对误差分别为 2.96%, 2.89%, 已有模型的为 12.22%, 8.66%, 后者与实验结果相差较大。此外, 本文计算的 u_{max} 随吸力的变化趋势与试验数据基本一致, 而已有模型则无法反映这一变化趋势。说明本文模型能更好地描述吸力对接触面峰值强度、临界状态和硬化特征的影响。

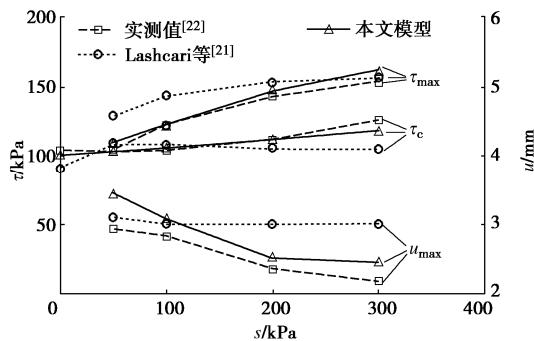


图 12 τ_{max} , τ_c 和 u_{max} 预测值与实测结果^[22]的比较

Fig.12 Comparison between predicted and measured^[22] results of τ_{max} , τ_c and u_{max}

5 结 论

本文采用净法向应力和吸力两个独立状态变量,

基于状态变量相关概念建立了非饱和土-结构接触面的弹塑性模型。相比于已有非饱和接触面模型, 所建模型参数更少, 且可直接通过接触面剪切试验确定。主要得到以下 4 点结论。

(1) 模型适用于不同初始条件和边界条件(常法压、常刚度和常体积)下接触面剪切的力学分析, 能较好地描述土体初始状态和接触面法向刚度对剪应力、法向位移和应力路径等的影响, 且能充分考虑接触面的相变、应变软化和剪胀特征。

(2) 与已有净应力模型相比, 本文模型能考虑净法向应力对接触面法向变形影响, 且能更好地描述吸力对接触面相变状态和临界状态的影响; 此外, 还能反映不同净法向应力和吸力下初始阶段剪应力的非线性变化特点。

(3) 与已有有效应力模型相比, 本文模型预测的峰值强度和临界应力与实测值更接近, 且能描述峰值强度对应的剪切位移随吸力减小的趋势。

(4) 本文模型能同时考虑接触面初始状态、应力水平和非饱和吸力对土-结构剪切力学特性的影响, 因此, 对复杂地层条件下的桩-土相互作用等问题具有较好的适用性。后续工作中将进一步考虑接触面的循环剪切特性以及接触面粗糙度等的影响。

参考文献:

- [1] 孔宪京, 刘京茂, 邹德高, 等. 土-界面-结构体系计算模型研究进展[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(3): 397-405. (KONG Xianjing, LIU Jingmao, ZOU Dega, et al. State-of-the-art: computational model for soil-interface-structure system[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(3): 397-405. (in Chinese))
- [2] CLOUGH G W, DUNCAN J M. Finite element analysis of retaining wall behavior[J]. J Soil Mech Found Div, 1971, 97(12): 1657-1673.
- [3] 张冬霁, 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): 62-66. (ZHANG Dongji, LU Tinghao. Establishment and application of a interface model between soil and structure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, **20**(6): 62-66. (in Chinese))
- [4] 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 Zongze, ZHU Hong, XU Guohua. Numerical simulation of the deformation in the interface between soil and structural material[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, **16**(3): 14-22. (in Chinese))
- [5] DEJONG J T, WESTGATE Z J. Role of initial state, material properties, and confinement condition on local and global soil-structure interface behavior[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2009, **135**(11): 1646-1660.
- [6] PENG S Y, NG C W W, ZHENG G. The dilatant behaviour of sand-pile interface subjected to loading and stress relief[J]. Acta Geotech, 2014, **9**(3): 425-437.
- [7] DESAI C S, MA Y. Modelling of joints and interfaces using the disturbed-state concept[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 1992, **16**(9): 623-653.
- [8] HU L M, PU J L. Testing and modeling of soil-structure interfaces[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2004, **130**(8): 851-860.
- [9] 张嘎, 张建民. 粗粒土与结构接触面统一本构模型及试验验证[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(10): 1175-1179. (ZHANG Ga, ZHANG Jianmin. Unified modeling of soil-structure interface and its test confirmation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(10): 1175-1179. (in Chinese))
- [10] LIU H, LING H I. Constitutive description of interface behavior including cyclic loading and particle breakage within the framework of critical state soil mechanics[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2008, **32**(12): 1495-1514.
- [11] 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(增刊 2): 3979-3986. (PENG Kai, ZHU Jungao, FENG Shurong, et al. Elasto-plastic constitutive model of interface incorporating strain softening and dilatancy[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013(S2): 3979-3986. (in Chinese))
- [12] 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.
- [13] DE GENNARO V, FRANK R. Elasto-plastic analysis of the interface behavior between granular media and structure[J]. Comput Geotech, 2002, **29**(7): 547-572.
- [14] GHIONNA V N, MORTARA G. An elastoplastic model for sand-structure interface behavior[J]. Géotechnique, 2002, **52**(1): 41-50.
- [15] LASHKARI A. Prediction of the shaft resistance of nondisplacement piles in sand[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2013, **37**(8): 904-931.
- [16] LIU J, ZOU D, KONG X. A three-dimensional state-dependent model of soil-structure interface for monotonic and cyclic loadings[J]. Comput Geotech, 2014, **61**: 166-177.
- [17] 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]. Comput Geotech, 2016, **80**: 71-82.
- [18] BEEN K, JEFFERIES M G. A state parameter for sands[J]. Géotechnique, 1985, **35**(2): 99-112.
- [19] HAMID T B, MILLER G A. Shear strength of unsaturated soil interfaces[J]. Can Geotech J, 2009, **46**(5): 595-606.
- [20] HAMID T B, MILLER G A. A constitutive model for unsaturated soil interfaces[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2008, **32**(13): 1693-1714.
- [21] LASHKARI A, KADIVAR M. A constitutive model for unsaturated soil-structure interfaces[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2016, **40**(2): 207-234.
- [22] HOSSAIN M A, YIN J H. Influence of grouting pressure on the behavior of an unsaturated soil-cement interface[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2012, **138**(2): 193-202.
- [23] CHIU C F, NG C W W. A state-dependent elasto-plastic model for saturated and unsaturated soils[J]. Géotechnique, 2003, **53**(9): 809-829.
- [24] IWASAKI T, TATSUOKA F. Effects of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands[J]. Soils and Foundations, 1977, **17**(3): 19-35.
- [25] AFZALI-NEJAD A, LASHCARI A, SHOURIJEH P T. Influence of particle shape on the shear strength and dilation of sand-woven geotextile interfaces[J]. Geotext Geomembr, 2017, **45**(1): 54-66.
- [26] LASHKARI A, TORKANLOU E. On the constitutive modeling of partially saturated interfaces[J]. Computers and Geotechnics, 2016, **74**: 222-233.
- [27] AFZALI-NEJAD A, LASHCARI A, MARTINEZ A. Stress-displacement response of sand-geosynthetic interfaces under different volume change boundary conditions[J]. J Geotech Geoenviron Eng, 2021, **147**(8): 04021062.