

DOI: 10.11779/CJGE201804005

考虑微观孔隙结构的非饱和土水–力耦合本构模型

蔡国庆^{1, 2}, 王亚南², 周安楠³, 赵成刚^{1, 2}

(1. 北京交通大学城市地下工程教育部重点实验室, 北京 100044; 2. 北京交通大学土木建筑工程学院, 北京 100044;
3. 北京航空航天大学交通科学与工程学院, 北京 100191)

摘要: 非饱和土在应力和水力路径的作用下均会产生微观孔隙结构的变化, 同时, 不同的孔隙类型和结构也会对非饱和土宏观水力、力学特性产生不同的影响, 尤其是在膨胀土、压实黏土等双孔结构土中, 这种影响尤为显著。以 Wheeler 建立的非饱和土水–力全耦合模型 (GCM) 为理论框架, 引入有效饱和度来描述土体内部宏观和微观孔隙对水–力特性的影响, 提出考虑孔隙结构影响的 Bishop 有效应力表达式, 建立了各向等压状态下考虑微观结构的非饱和土水–力耦合本构模型, 并实现了模型的预测功能。通过与非饱和土等向压缩试验结果的对比, 初步验证了所建立模型的合理性和有效性。

关键词: 非饱和土; 本构模型; 水–力耦合; 微观孔隙结构; 有效饱和度

中图分类号: TU441.2 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2018)04-0618-07

作者简介: 蔡国庆(1983-), 男, 江苏镇江人, 副教授, 主要从事非饱和土本构关系及多场耦合等方面的研究工作。
E-mail: guoqing.cai@bjtu.edu.cn。

A microstructure-dependent hydro-mechanical coupled constitutive model for unsaturated soils

CAI Guo-qing^{1, 2}, WANG Ya-nan², ZHOU An-nan³, ZHAO Cheng-gang^{1, 2}

(1. Key Laboratory of Urban Underground Engineering of Ministry of Education, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China;

2. School of Civil Engineering and Architecture, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China; 3. School of Transportation Science
and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

Abstract: Stress and hydraulic paths significantly affect the microstructure of unsaturated soil. On the other hand, different pore types and structures also have different impacts on mechanical and hydraulic behavior of soils with double-pore structures such as expansive soils and compacted soils. Based on the hydro-mechanical coupled constitutive model developed by Wheeler (GCM), the effective degree of saturation considering the different effects of macro and micro pores on the hydro-mechanical characteristics is introduced into the Bishop effective stress equation to take the influence of pore structure into account. On the basis of the effective degree of saturation, a microstructure-dependent hydro-mechanical coupled constitutive model for unsaturated soils is then proposed. The performance of the model is verified by various experimental data of isotropic compression tests and the predictions match the observations well, indicating the validity of the proposed model.

Key words: unsaturated soil; constitutive model; hydro-mechanical coupling; microscopic pore structure; effective degree of saturation

0 引言

岩土工程中的很多工程问题都与非饱和土的水–力耦合特性密切相关, 例如暴雨引发的滑坡、膨胀土的胀缩开裂、地下水位变化导致的地基土沉降、以及土体中污染物的迁移等现象。在复杂自然环境和气象条件影响下, 工程土体往往处于非饱和状态, 水–力耦合特性显著, 其造成的安全隐患不容忽视。

近几十年里, 国内外对非饱和土性质的认识程度得到了大幅度提高, 相关本构模型得到发展^[1-5]。以早

期 Alonso 等^[1]提出的 BBM 模型为基础, 这类将吸力作为应力变量的非饱和的本构模型迅速发展。但是随着研究人员对土体的变形特性、持水特性的进一步深入试验研究, 发现相对于吸力而言饱和度对土体力学性质的影响更为重要, 而且在土体发生变形的过程中

基金项目: 国家自然科学基金项目(51722802, 51678041); 河南省交通运输科技计划项目(2017B4); 北京市自然科学基金面上项目(8162032); 中央高校基本科研业务费项目(2017JBM091)

收稿日期: 2017-07-25

持水曲线也在随之变化。基于上述研究成果, 有关非饱和土水-力耦合机理的发展得到了广泛关注, 水-力全耦合本构模型也成为了当前岩土力学与工程的研究热点。Wheeler 等^[6]首先提出了各向等压状态下考虑饱和度的水-力耦合模型, 深入分析了变形特性和持水特性的耦合机理, 并以有效应力 (Bishop 参数替换为饱和度)、修正吸力为应力变量, 以体应变、饱和度为应变变量, 建立了水-力耦合下的本构模型。Marti 等^[7]将 Wheeler 的上述模型拓展到三维应力状态, 建立了偏应力状况下的弹塑性本构模型, 并阐述了三维应力状态下的多个塑性机制。陈正汉等^[8]考虑土的变形和含水量变化, 提出了一个较为完整的非饱和土非线性本构模型。缪林昌^[9]引用平均土骨架应力的概念, 推导了土样产生体积变形引起饱和度变化的关系式, 并在建立的本构模型中考虑了应力作用下饱和度的变化。孙德安^[10]不仅考虑了吸力对非饱和土水力性状和力学性状的影响, 还考虑了饱和度对应力-应变关系和强度的影响以及土体变形对土-水特征曲线的影响。

现有的非饱和土本构模型在描述水-力耦合特性时, 大都通过力学模型和土水特征曲线模型之间的耦合来实现。然而, 在对耦合效应进行深入研究的过程中, 研究者们发现, 仅考虑力学-水力的相互作用并不全面, Tanaka 等^[11]、Hoffmann 等^[12]、Alonso 等^[13]、Nowamooz 等^[14]通过试验研究发现, 非饱和土在加载或干湿循环过程中均会产生孔隙结构的变化, 尤其是对双孔结构的土体, 这种变化更为明显, 并且相较于团聚体内部的小孔隙 (intra-aggregate pores) 而言, 双孔结构土体中团聚体之间的大孔隙 (inter-aggregate pores) 受水-力耦合作用更为敏感。因此, 在建立非饱和土水-力耦合模型时, 考虑大、小孔隙对土体水-力特性的影响是非常有必要的。

以双孔结构非饱和土为研究对象, 基于 Wheeler 等^[6]提出的以饱和度为状态变量的非饱和土水-力全耦合本构模型 (GCM), 在 Bishop 有效应力中引入有效饱和度来考虑土体内部宏观和微观孔隙对水-力特性的影响, 建立了一个各向等压状态下考虑微观孔隙结构的非饱和土水-力耦合本构模型, 实现了模型的数值计算功能, 并利用已有的试验结果对模型的预测效果进行验证。

1 模型建立

1.1 微观孔隙结构对非饱和土水-力特性的影响及表征

土体的微观结构通常可由其内部孔隙分布来表

征。Diamond^[15]最早提出了双孔结构的概念, 即团聚体之间的孔隙 (宏观大孔隙) 和团聚体内部的孔隙 (微观小孔隙)。一般认为压实黏土的孔隙分布具有典型的双孔结构特性, 而泥浆土和砂土则具有相对单一的孔隙结构。针对双孔隙结构非饱和土, Alonso 等^[16]将其饱和度 S_r 分为两部分:

$$S_r = S_r^M + S_r^m \quad . \quad (1)$$

式中 宏观孔隙饱和度 S_r^M , 描述团聚体间大孔隙被水填充的程度; 微观孔隙饱和度 S_r^m , 描述团聚体内小孔隙被水填充的程度, 通常情况下, 可近似认为 S_r^m 是常数且在数值上等于残余饱和度 S_{res} 。

在应力和水力路径的作用下, 非饱和土均会产生微观孔隙结构的变化, 同时, 不同的孔隙类型和结构也会引起非饱和土的宏观力学、水力行为的不同响应。为了探究不同路径下土体微观孔隙结构演变规律, Alonso 等^[13]针对力学和水力作用下不同阶段的双孔结构膨胀土开展压汞试验, 结果表明, 不论是应力路径还是水力路径, 土体变形主要是源自其内部团聚体之间大孔隙的变化, 团聚体内部小孔隙的变化则不明显。

然而, 在现有的以饱和度为状态变量的非饱和土本构模型中, 大都直接采用总的饱和度 S_r , 并不能区分上述不同类型孔隙对变形的不同贡献。为了反映团聚体之间大孔隙和团聚体内部小孔隙对土体变形的不同贡献, 引入有效饱和度 S_e 取代总的饱和度 S_r 建立模型。有效饱和度 S_e 定义为

$$S_e = \frac{S_r - S_r^m}{1 - S_r^m} = \frac{S_r - S_{res}}{1 - S_{res}} \quad , \quad (2)$$

式中, S_r^m 为团聚体内部小孔隙的饱和度, 数值上等于非饱和土的残余饱和度 S_{res} 。有效饱和度 S_e 本质上反映了宏观大孔隙被水填充的程度, 其取值范围是(0, 1): 对于单孔结构土, 不存在大、小孔隙之分, 即 $S_r^m = 0$, $S_e = S_r$; 对于双孔结构土, 大、小孔隙均占有一定比例; 随着黏土含量的提高, 微观饱和度逐渐增大, 大孔隙逐渐转化为小孔隙并达到极限 $S_r^m = S_r$ 时, $S_e = 0$ 。

1.2 考虑微观结构的水-力耦合模型

考虑到双孔结构非饱和土的微观结构变化与土体行为的相互影响, 本文在 Bishop 有效应力中引入有效饱和度, 在改进的应力变量基础上, 借鉴 Wheeler 的耦合机理思想, 提出屈服方程、硬化规律、流动法则和应力-应变关系, 从而建立一个各向等压状态下考虑微观结构的水-力耦合模型。

(1) 应力变量

基于能量方程, 考虑应力和应变变量在能量上的

共轭性, Wheeler 等^[6]首次采用修正吸力和有效应力(将 Bishop 参数替换为饱和度)作为双应力变量:

$$s^* = ns \quad , \quad (3)$$

$$p^* = \bar{p} + S_r s \quad , \quad (4)$$

式中, n 为孔隙率, $s = u_a - u_w$ 为基质吸力, $\bar{p} = p - u_a$ 为平均净应力。

保持修正吸力不变, 将描述微观孔隙结构影响的变量有效饱和度 S_e 引入到有效应力式(4)中, 得到改进后的有效应力为

$$p^* = \bar{p} + S_e s \quad . \quad (5)$$

通过式(3)和式(5)可以得到应力变量增量表达式为

$$dp^* = d\bar{p} + S_e ds + sdS_e \quad , \quad (6)$$

$$ds^* = nds + s(n-1)d\varepsilon_v \quad . \quad (7)$$

式中, $d\varepsilon_v$ 和 $-dS_e$ 为相应的应变变量增量。

(2) 耦合机理

非饱和土的水-力耦合机理可从水力作用和力学作用两个方面理解: ①在干燥(湿化)的过程中, 土体饱和度开始塑性减少(增大), 导致颗粒间的液面水随之增多(减少), 提高(降低)了抵抗土骨架滑移的稳定性, 使得土体更难(易)屈服, 说明非饱和土的变形特性不仅与荷载有关, 且受控于饱和度, 饱和度会影响土体的屈服强度; ②在力的作用下, 非饱和土体骨架不断压缩产生变形, 孔隙尺寸及孔隙间连接通道减小, 导致土体进气值增大, 土水特征曲线(SWCC 曲线)吸力值向更大一侧移动, 说明土骨架的变形会引起土水特征曲线的移动, 即持水特性也会受到土体变形的影响。

Wheeler 等^[6]给出了针对各向等压状态下的屈服曲线, 如图 1 所示, 近似认为 LC、SI 和 SD 屈服曲线均为直线, 其内部是弹性区域。水-力耦合机理的外在表征是 3 条屈服曲线之间的移动存在着相互影响, 即

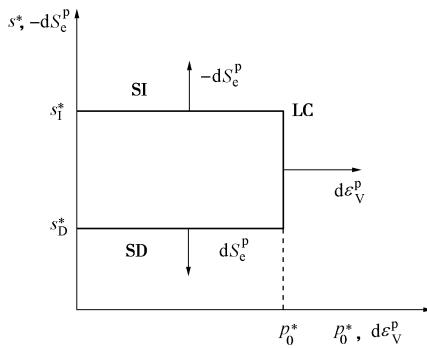


图 1 各向等压状态下的屈服曲线

Fig. 1 Yield curves for isotropic stress states

a) LC 屈服(LC 外移)时产生塑性体变, 引起 SI、SD 曲线的耦合上移;

b) SI 屈服(SI 上移)时造成饱和度的塑性减小, 引起 SD 曲线的耦合上移和 LC 曲线的耦合外移;

c) SD 屈服(SD 下移)时造成饱和度的塑性增大, 引起 SI 曲线的耦合下移和 LC 曲线的耦合内移。

上述各屈服曲线间的耦合联动规律是整个模型框架的核心。

(3) 各向等压状态下的耦合模型

a) 屈服方程

$$p^* = p_0^* \quad , \quad (8)$$

$$s^* = s_I^* \quad , \quad (9)$$

$$s^* = s_D^* \quad , \quad (10)$$

式中, p_0^* , s_I^* , s_D^* 均为硬化参数, 表示当前屈服曲线的位置。

对于力学行为, 土体弹、塑性体应变增量分别为

$$d\varepsilon_v^e = \frac{\kappa d p_0^*}{v p_0^*} \quad , \quad (11)$$

$$d\varepsilon_v^p = \frac{(\lambda - \kappa) d p_0^*}{v p_0^*} \quad . \quad (12)$$

式中, κ , λ 分别为压缩和回弹曲线斜率。

对于持水行为, 土体弹、塑性有效饱和度增量分别为

$$dS_e^e = \frac{\kappa_w d s_e^*}{s_e^*} \quad , \quad (13)$$

$$dS_e^p = -\frac{(\lambda_w - \kappa_w) d s_I^*}{s_I^*} = -\frac{(\lambda_w - \kappa_w) d s_D^*}{s_D^*} \quad . \quad (14)$$

式中, κ_w , λ_w 分别为土水特征曲线的边界线和扫描线斜率。

b) 硬化规律

在水-力耦合作用下, 通过固相和液相的相互作用可以得到各个屈服面的演化规律, 即硬化规律。

LC 曲线的移动, 一方面是由于加载导致自身屈服引起 LC 的移动(有塑性体变产生); 另一方面是当湿化或干燥导致 SD 或 SI 的屈服移动时, 由于屈服面间的耦合作用(耦合系数为 k_1)也会引起 LC 的移动。即

$$\frac{dp_0^*}{p_0^*} = \frac{v d\varepsilon_v^p}{(\lambda - \kappa)} - \frac{k_1 dS_e^p}{(\lambda_w - \kappa_w)} \quad . \quad (15)$$

SD、SI 曲线的移动, 一方面是由于湿化或干燥导致自身屈服引起的 SD、SI 的移动(会产生有效饱和度的塑性变化); 另一方面是当加载导致 LC 的屈服移动时, 由于屈服面间的耦合作用(耦合系数为 k_2)也会引起 SD、SI 的移动。即

$$\frac{ds_{I/D}^*}{s_{I/D}^*} = -\frac{dS_e^p}{(\lambda_w - \kappa_w)} + \frac{k_2 v d\varepsilon_v^p}{(\lambda - \kappa)} \quad . \quad (16)$$

c) 流动法则

基于 Wheeler 等^[6]提出的耦合机理, 3 条屈服曲线均采用相关联流动法则。LC 曲线屈服时, 会引起相应的土骨架的塑性体变, 但并不直接引起有效饱和度的塑性变化, 即

$$\frac{dS_e^p}{d\varepsilon_v^p} = 0 \quad . \quad (17)$$

对于 SD 或 SI 屈服, 其只会产生饱和度的塑性变化, 而并不直接引起塑性体变, 即

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{dS_e^p} = 0 \quad . \quad (18)$$

d) 应力 - 应变关系

结合式(15)、(16) 可以得到一般的塑性应变增量表达式为

$$d\varepsilon_v^p = \frac{(\lambda - \kappa)}{\nu(1 - k_1 k_2)} \left(\frac{dp_0^*}{p_0^*} - k_1 \frac{ds_{ID}^*}{s_{ID}^*} \right) \quad , \quad (19)$$

$$dS_e^p = \frac{-(\lambda_w - \kappa_w)}{(1 - k_1 k_2)} \left(\frac{ds_{ID}^*}{s_{ID}^*} - k_2 \frac{dp_0^*}{p_0^*} \right) \quad . \quad (20)$$

考虑耦合效应后, 结合式(11)、(19) 得到土体总的体应变增量:

$$d\varepsilon_v = A_{11} dp^* + A_{12} ds^* \quad , \quad (21)$$

其中

$$A_{11} = \frac{1}{K_e} + \frac{1}{(K \cdot kk)p^*} \quad , \quad (22)$$

$$A_{12} = -\frac{k_1}{(K \cdot kk)s^*} \quad , \quad (23)$$

$$K_e = \frac{\nu p^*}{\kappa} \quad , \quad (24)$$

$$K = \frac{\nu}{(\lambda - \kappa)} \quad , \quad (25)$$

$$kk = 1 - k_1 k_2 \quad . \quad (26)$$

考虑耦合效应后, 结合式(13)、(20) 得到土体总的有效饱和度增量:

$$dS_e = A_{21} dp^* + A_{22} ds^* \quad , \quad (27)$$

其中

$$A_{21} = \frac{k_2}{(K_w \cdot kk)p^*} \quad , \quad (28)$$

$$A_{22} = -\frac{1}{K_{we}} - \frac{1}{(K_w \cdot kk)s^*} \quad , \quad (29)$$

$$K_{we} = \frac{s^*}{\kappa_w} \quad , \quad (30)$$

$$K_w = \frac{1}{(\lambda_w - \kappa_w)} \quad . \quad (31)$$

将式(6)、(7) 代入式(21)、(27), 可得到一般

的应力应变关系式:

$$P = O \cdot \left(\frac{d\varepsilon_v}{dS_e} \right) \quad , \quad (32)$$

其中

$$P = \begin{pmatrix} P(1) \\ P(2) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_{11} d\bar{p} + (A_{11} S_e + A_{12} n) ds \\ A_{21} d\bar{p} + (A_{21} S_e + A_{22} n) ds \end{pmatrix} \quad , \quad (33)$$

$$O = \begin{pmatrix} O(1,2) & O(1,2) \\ O(1,2) & O(1,2) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 - A_{12}s(n-1) & -A_{11}s \\ -A_{22}s(n-1) & 1 - A_{12}s \end{pmatrix} \quad . \quad (34)$$

上述针对各向等压状态所建立的本构模型共有 6 个参数, 包括: 饱和的弹塑性参数 (λ , κ), 耦合系数 (k_1 , k_2), 液相的弹塑性参数 (λ_w , κ_w)。其中利用饱和土的等向压缩试验可以确定饱和土的相关参数, 根据非饱和土的等向固结试验可以确定耦合系数, 利用非饱和土干湿循环试验可以确定液相的弹塑性参数。

2 模型验证

2.1 Speswhite 高岭土

针对 Speswhite 高岭土的压实土样, Sivakumar^[17]开展了吸力为 100, 300 kPa 的等向压缩试验, 应力路径如图 2 所示。本文通过 $s = 100$ kPa 的试验结果, 拟合模型中的参数, 用于预测 $s = 300$ kPa 时非饱和土的水-力行为。其中标定得到的模型参数取值如下: $\lambda = 0.124$, $\kappa = 0.006$, $\lambda_w = 0.098$, $\kappa_w = 0.0076$, $k_1 = 0.662$, $k_2 = 0.803$ 。

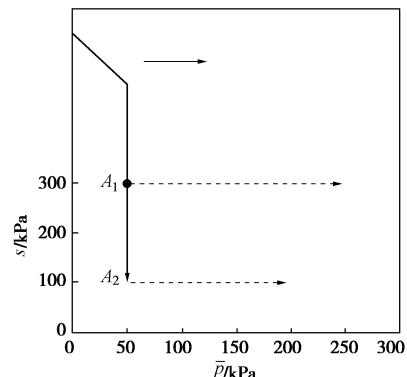


图 2 各向等压试验的应力路径

Fig. 2 Stress paths during isotropic loading

在保持吸力 $s = 300$ kPa、初始净应力 $\bar{p} = 50$ kPa 的情况下, 进行等向加载至净应力 $\bar{p} = 250$ kPa。土样初始状态为: 初始孔隙比 $e_0 = 1.208$, 初始饱和度 $S_{r0} = 0.601$, 初始屈服有效应力 $p_0^* = 266$ kPa, 初始屈服修正吸力 $s_D^* = 164$ kPa, 残余饱和度 $S_{res} = 5\%$ 。

基于所建立的各向等压状态下考虑微观孔隙结构影响的本构模型, 编制 Fortran 语言程序, 对 Sivakumar^[17]的试验进行预测分析并和试验结果、

Wheeler 模型预测结果进行对比, 如图 3 所示。图 3 (e) 为试验在 (P^*, s^*) 平面内的应力路径, A 点为土样初始状态, LC_0 , SD_0 和 LC_1 , SD_1 分别初始和最终屈服曲线的位置。图 3 (a)、3 (b) 表示加载过程中土样孔隙比变化趋势(力学行为), 达到屈服点 B 之后, 土样产生较大的塑性体变。图 3 (c)、3 (d) 表示加载过程中土样有效饱和度变化趋势(水力行为), 达到屈服点 B 之后, 有效饱和度发生较大的塑性增长。

结果表明, 所建立的引入有效饱和度的模型比未考虑微观结构变化的模型所预测的试验结果要好, 尤其是在水力方面, 能较好地反映双孔结构压实高岭土的特性。

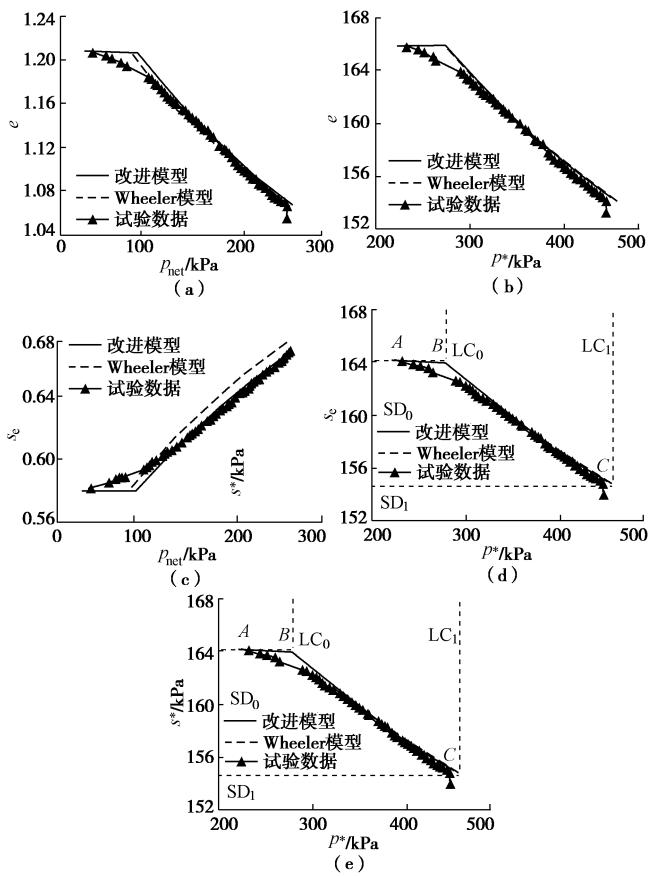


图 3 各向等压试验的结果对比 (P_{net} , P^*)

Fig. 3 Comparison between model simulations and experiment results for isotropic loading (P_{net} , P^*)

2.2 武汉枣阳膨胀土

Chen^[19]针对武汉枣阳的棕黄色膨胀土开展了非饱和土的土样分组试验, 在吸力为 50, 100, 200 kPa 的条件下进行了固结试验, 试验数据如图 4 所示。

通过 $s = 50$ kPa 的试验结果, 拟合模型中的参数, 基于所提出的各向等压状态下考虑微观孔隙结构影响的本构模型, 编制 Fortran 语言程序, 对 $s = 100$ kPa 和 $s = 200$ kPa 的试验分别进行预测分析。其中标定得到模型参数取值如下: $\lambda = 0.08$, $\kappa = 0.02$, $\lambda_w = 0.125$,

$$\kappa_w = 0.063, k_1 = 0.012, k_2 = 1.8。$$

在保持吸力 $s = 100$ kPa、初始净应力 $\bar{p} = 20$ kPa 的情况下, 进行等向加载至净应力 $\bar{p} = 350$ kPa。土样初始状态为: 初始孔隙比 $e_0 = 0.731$, 初始饱和度 $S_{r0} = 0.727$, 初始屈服有效应力 $p_0^* = 264$ kPa, 初始屈服修正吸力 $s_D^* = 42$ kPa, 残余饱和度 $S_{\text{res}} = 5\%$ 。模型预测结果对比如图 5 所示。

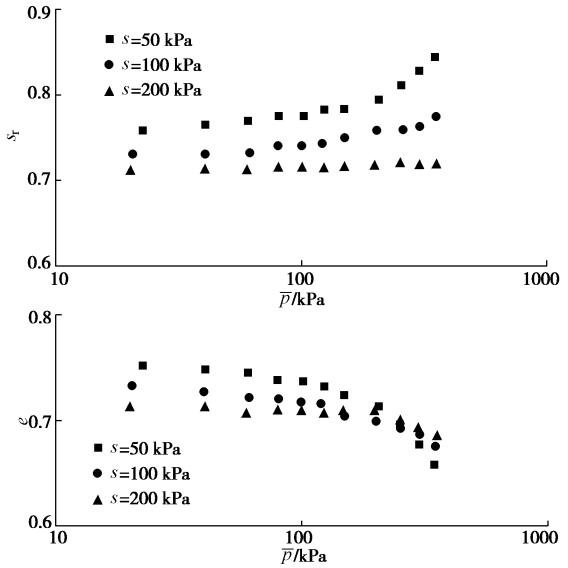


图 4 不同吸力条件下的固结试验

Fig. 4 Consolidation results at different suction conditions

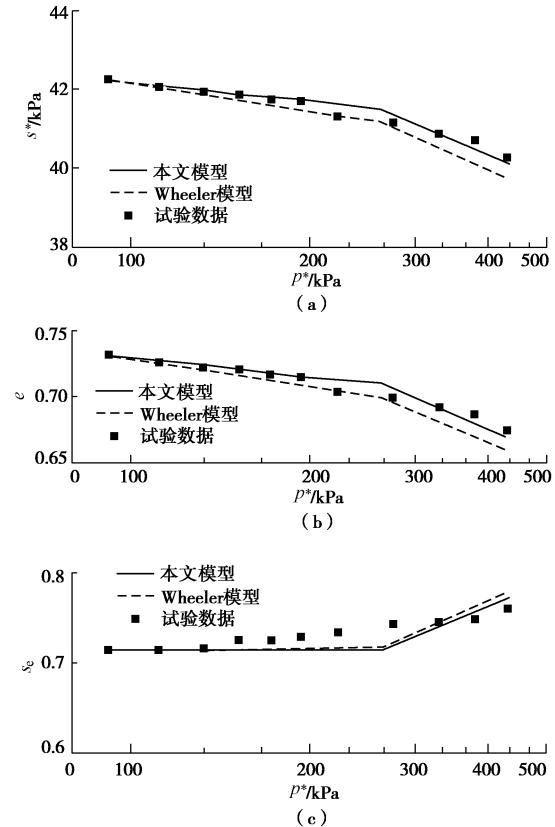


图 5 各向等压试验的结果对比 ($s = 100$ kPa)

Fig. 5 Comparison between model simulations and experiment results for isotropic loading ($s = 100$ kPa)

在保持吸力 $s = 200 \text{ kPa}$ 、初始净应力 $\bar{p} = 20 \text{ kPa}$ 的情况下, 进行等向加载至净应力 $\bar{p} = 350 \text{ kPa}$ 。土样初始状态为: 初始孔隙比 $e_0 = 0.714$, 初始饱和度 $S_{r0} = 0.709$, 初始屈服有效应力 $p_0^* = 384 \text{ kPa}$, 初始屈服修正吸力 $s_D^* = 83 \text{ kPa}$, 残余饱和度 $S_{res} = 5\%$ 。模型预测结果对比如图 6 所示。

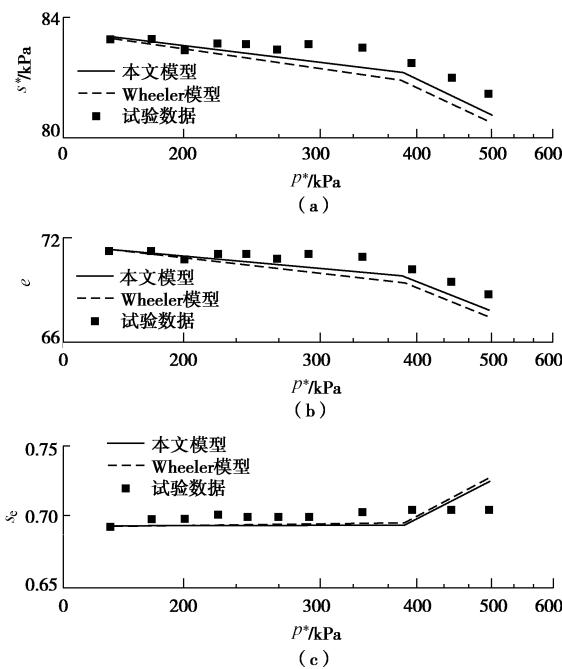


图 6 各向等压试验的结果对比 ($s = 200 \text{ kPa}$)

Fig. 6 Comparison between model simulations and experiment results for isotropic loading ($s = 200 \text{ kPa}$)

结果表明, 所建立的引入有效饱和度的模型比未考虑微观结构变化的模型所预测的试验结果要好。

3 结 论

(1) 针对双孔结构非饱和土内不同微观孔隙结构对土体水力、力学行为的不同影响效果, 提出以有效饱和度来区分不同类型孔隙对土体力学特性的贡献。

(2) 基于以饱和度为状态变量的非饱和土水-力全耦合本构模型 (GCM), 在 Bishop 有效应力中引入有效饱和度来考虑土体内部宏观和微观孔隙对水-力特性的影响, 以有效应力、修正吸力为应力状态变量, 以体应变、有效饱和度为应变状态变量, 推导了相应的屈服准则、硬化规律和流动法则, 以此建立了一个各向等压状态下考虑微观结构的非饱和土水-力耦合本构模型。

(3) 基于 Fortran 语言程序实现了所建立本构模型的预测功能。采用 Speswhite 高岭土、武汉枣阳膨胀土的等向压缩试验结果, 开展了模型参数的标定,

并实现模型的预测。通过模型预测结果与试验结果的对比, 验证了模型在模拟各向等压状态下考虑微观孔隙结构的非饱和土水-力耦合特性方面的有效性。

参考文献:

- [1] ALONSO E E, GENS A, JOSA A. A constitutive model for partially saturated soil[J]. Géotechnique, 1990, **40**(3): 405 - 430.
- [2] 赵成刚, 蔡国庆. 非饱和土广义有效应力原理[J]. 岩土力学, 2009, **30**(11): 3232 - 3236. (ZHAO Cheng-gang, CAI Guo-qing. Principle of generalized effective stress for unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(11): 3232 - 3236. (in Chinese))
- [3] 陈正汉. 非饱和土与特殊土力学的基本理论研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(2): 201 - 272. (CHEN Zheng-han. On basic theories of unsaturated soils and special soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(2): 201 - 272. (in Chinese))
- [4] 蔡国庆, 盛岱超, 周安楠. 考虑初始孔隙比影响的非饱和土相对渗透系数方程[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(5): 827 - 835. (CAI Guo-qing, SHENG Dai-chao, ZHOU An-nan. Approach for predicting the relative coefficient of permeability of unsaturated soils with different initial void ratios[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(5): .827 - 835. (in Chinese))
- [5] SHENG D, FREDLUND D G, GENS A. A new modelling approach for unsaturated soils using independent stress variables[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, **45**(4): 511 - 534
- [6] WHEELER S J, SHARMA R J, BUISSON M S R. Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils[J]. Géotechnique, 2003, **53**(1): 41 - 54.
- [7] MARTI L C, SANCHEZ M, WHEELER S J. Formulation of a three-dimensional constitutive model for unsaturated soils incorporating mechanical-water retention couplings[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2013, **37**(17): 3008 - 3035.
- [8] 陈正汉, 周海清, FREDLUND D G, 等. 非饱和土的非线性模型及其应用[J]. 岩土工程学报, 1999, **21**(5): 603 - 608. (CHEN Zheng-han, ZHOU Han-qing, FREDLUND D G, et al. Nonlinear model for unsaturated soils and its application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, **21**(5): 603 - 608. (in Chinese))

- [9] 缪林昌. 非饱和土的本构模型研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(5): 855 - 860. (MIAO Lin-chang. Research of constitutive model of unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(5): 855 - 860. (in Chinese))
- [10] 孙德安. 非饱和土的水力和力学特性及其弹塑性描述[J]. 岩土力学, 2009, 30(11): 3217 - 3231. (SUN De-an. Hydro-mechanical behaviours of unsaturated soils and their elastoplastic modelling[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(11): 3217 - 3231. (in Chinese))
- [11] TANAKA H, SHIWAKOTI D R, OMUKAI N, et al. Pore size distribution of clayey soils measured by mercury intrusion porosimetry and its relation to hydraulic conductivity[J]. Soils and Foundations, 2003, 43(6): 63 - 73.
- [12] HOFFMANN C, ALONSO E E, ROMERO E. Hydro-mechanical behaviour of bentonite pellet mixtures[J]. Physics and Chemistry of The Earth, 2007, 32(8—14): 832 - 849.
- [13] ALONSO E E, ROMERO E, HOFFMANN C. Hydromechanical behaviour of compacted granular expansive mixtures: experimental and constitutive study[J]. Géotechnique, 2011, 61(4): 329 - 344.
- [14] NOWAMOOZ H, MASROURI F. Suction variations and soil fabric of swelling compacted soils[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2010, 2: 129 - 134.
- [15] DIAMOND S. Pore size distributions in clays[J]. Clays and Clay Minerals, 1970, 18(1): 7 - 23.
- [16] ALONSO E E, PEREIRA J M, VAUNAT J, et al. A microstructurally based effective stress for unsaturated soils[J]. Géotechnique, 2010, 60(12): 913 - 925.
- [17] SIVAKUMAR V. A critical state framework for unsaturated soil[D]. Sheffield: University of Sheffield, 1993.
- [18] CHEN R. Experimental study and constitutive modelling of stress-dependent coupled hydraulic hysteresis and mechanical behaviour of an unsaturated soil[D]. Hong Kong: The Hong Kong University of Science and Technology, 2003.

第十届全国土动力学学术会议二号通知

2018年11月2日~4日

主办单位: 中国振动工程学会土动力学专业委员会; 中国地震学会岩土工程防震减灾委员会; 恢先地震工程学基金会(中国)。

承办单位: 南京工业大学。

第十届全国土动力学学术会议将于2018年11月2日~4日在六朝古都南京召开。本次会议是继1980年12月6~12日在合肥召开“土的动力特性学术讨论会”后有着近四十年历史的第十次学术盛会, 在汶川特大地震10周年之际的2018年召开“第十届全国土动力学学术会议”, 将是一次具有历史意义的学术盛会。

会议主题与内容: 围绕“一带一路”倡议、“建设海洋强国”和“西部大开发”战略中的重大工程灾害灾前预防与综合防范, 本次会议重点研讨防灾减灾救灾工作“两个坚持、三个转变”新理念中遇到的前沿科学与关键技术问题, 具体征文专题如下: ①土的动力特性与本构关系; ②土与结构动力相互作用; ③土动力学数值与物理模拟研究; ④土动力学室内试验方法与技术; ⑤原位动力测试与表征技术; ⑥砂土液化评价与防治; ⑦强地震动与场地非线性效应; ⑧近海工程的特殊土动力

学问题; ⑨工程场地地震损失评估与灾害保险; ⑩桩基动力测试技术。

大会秘书处: 联系人: 庄海洋13584050564, 吴志坚13919182444, 陈炜昀13770620150, 赵凯13951863149, 王盛年15077865785, 通讯地址: 南京工业大学虹桥校区实验楼400-1室, 鼓楼区中山北路200号, 邮编: 210009, 论文提交邮箱: 王盛年myresort@126.com, 赵凯 zhaokai@njtech.edu.cn。

重要时间: 论文全文截止: 2018年5月30日, 修改稿截止: 2018年7月30日, 论文录用通知: 2018年8月30日。

会议论文征集: 会议论文应为未经正式发表过的最新成果, 学术委员会将组织专家对提交论文进行审查, 通过审查的论文将在《地震工程学报》专刊、《防灾减灾工程学报》和《地震工程与工程振动》正刊发表, 论文版面费自理。

会议、住所地点: 会议酒店: 南京国际青年会议酒店, 地址: 南京建邺区金沙江西街9号(南京保利大剧院旁), 电话: 025-86538888, 大会统一安排住宿, 费用自理。

会议费用: 正式代表1600元/人, 学生代表800元/人随从人员600元/人(自行安排食宿除外)。

(大会组委会 供稿)