

doi:10.11835/j.issn.1674-4764.2018.03.013



正常固结原状饱和黏性土的三剪 统一结构性本构模型

董肖龙, 胡小荣, 陈晓宇

(南昌大学 建筑工程学院, 南昌 330031)

摘要:基于扰动状态概念,采用非线性弹性本构模型来表征原状黏性土的相对完整状态,将三剪统一强度准则与修正剑桥模型相结合来表征原状黏性土的完全调整状态,提出了饱和原状黏性土结构性本构模型。通过坐标平移法确定的破坏应力比使所提出模型能够反映全应力状态变化下的强度区间效应和拉压差,也能够描述黏聚力在土体受力过程中的作用。为验证所提出模型的正确性,以江西原状饱和红黏土为试验土样,做了排水和不排水条件下的常规三轴压缩试验,将模型计算结果与试验结果进行对比,结果表明,所提模型能够较好地反映江西原状饱和红黏土的力学和变形特性。

关键词:原状饱和黏性土;扰动状态;强度准则;修正剑桥模型

中图分类号:TU432 **文献标志码:**A **文章编号:**1674-4764(2018)03-0086-08

Triple-shear unified structured constitutive model for undisturbed saturated clay in normal consolidation

Dong Xiaolong, Hu Xiaorong, Chen Xiaoyu

(School of Civil Engineering and Architecture, Nanchang University, Nanchang 330031, P. R. China)

Abstract: The triple-shear unified structured constitutive model is proposed for the undisturbed saturated clay in normal consolidation based on the disturbed state concept, in which the relative intact state is characterized by the non-linear elastic model, and the fully adjusted state is characterized by the elastoplastic model built with the combination of the triple-shear unified failure criterion and the modified Cam-clay model in the critical state soil mechanics. The coordinate translation is presented to describe the influences of the cohesion on the soil mechanical properties better. The proposed model can overcome the shortcomings of the modified cam-clay model with the definite failure stress ratio without considering the soil cohesion, which can't reflect the practical differences of strength properties under different stress states and soil cohesion. The advantage is that the new model could show the practical effects under the different stress states acting on the saturated structured clay with different cohesion better. It is shown that it can describe the effects of intermediate principal stress, range changes of stress and difference between tension

收稿日期:2017-09-22

基金项目:国家自然科学基金(11362016);江西省自然科学基金(20151BAB2002001)

作者简介:董肖龙(1988-),男,主要从事岩土本构理论研究,E-mail:meeting987@126.com。

胡小荣(通信作者),男,博士,教授,E-mail:huxiaorong@ncu.edu.cn。

Received:2017-09-22

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 11362016); Natural Science Foundation of Jiangxi Province (No. 20151BAB2002001)

Author brief: Dong Xiaolong (1988-), main research interest: geotechnical constitutive theory research, E-mail: meeting987@126.com.

Hu Xiaorong (corresponding author), PhD, professor, E-mail: huxiaorong@ncu.edu.cn.

and compression. In order to verify the model proposed here, comparisons between the numerical simulations and experimental results under conventional tri-axial compression to the Jiangxi undisturbed lateritic clay was made, which results show that the proposed model could reflect the mechanical and deformation characteristics of the Jiangxi undisturbed lateritic clay well.

Keywords: undisturbed saturated clay; disturbed state; unified failure criterion; modified Cam-clay model

针对结构性对原状土力学和变形特性的重要影响,许多研究者采用不同方法提出了各具特色的本构模型^[1-8]。其中,基于扰动状态概念研究方法以其原理简单、土性参数易于获得等优点受到研究者的青睐^[4-8],而该方法的关键在于如何表征土的完全调整状态^[3]。通常,土体完全调整状态采用重塑土的本构模型来表征,如修正剑桥模型等^[4,6,8]。但是,修正剑桥模型中的土体破坏应力比为定值,不能反映全应力状态和黏聚力对土体应力-应变的影响。针对上述问题,本文将三剪统一强度准则^[9-10]与修正剑桥模型相结合,建立一个新模型以表征结构性土体的完全调整状态。其中,黏聚力对土体受力过程的影响通过坐标平移法来实现。在此基础上,本文根据扰动状态理论,以非线性弹性模型来表征土体的相对完整状态,以新模型来表征土体的完全调整状态,提出饱和黏性土的结构性本构模型。该模型可以描述全应力状态变化下的强度区间效应和拉压差^[11],也可以反映黏聚力在受力过程中对土体力学和变形特性的影响。为验证所提出模型的正确性,用江西原状饱和红黏土为试验用土,做了排水和不排水条件下的常规三轴压缩试验,将模型计算结果与试验结果进行了对比,验证了模型的正确性。

式中: $\xi = \frac{6(1+b)(3\cos\theta + \sqrt{3}\sin\theta)}{6(1+2b)\sin\varphi' - 3[(b-1) + (b+1)\sin\varphi']\cos 2\theta - \sqrt{3}[3(b-1) - (b+1)\sin\varphi']\sin 2\theta}$; $p' =$

$$\frac{I'_1}{3} = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3}{3}; q = \sqrt{2J_2} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma'_1 - \sigma'_2)^2 + (\sigma'_2 - \sigma'_3)^2 + (\sigma'_3 - \sigma'_1)^2}; \cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{J_3}{J_2^{3/2}}.$$

修正剑桥模型的破坏应力比为经过 $q-p'$ 平面原点的土体强度极限线的斜率,只有黏聚力为 0 的理想砂土或在 CU 和 CD 三轴试验条件下的饱和正常固结黏性土才符合。对于黏聚力不为 0 的结构黏性土,采用三剪统一强度准则的强度极限线,并用如下方法确定破坏应力比。

根据式(1)并采用如图 1 所示的坐标平移法

$$\hat{p}' = p' + c' \cot \varphi', \hat{q} = q \quad (4)$$

由式(3)、式(4)可得破坏应力比为

$$\hat{M}_{(\theta)} = \frac{\hat{q}}{\hat{p}'} = \xi \sin \varphi' \quad (5)$$

坐标平移前后其他应力状态量间的关系为

1 三剪统一强度准则及破坏应力比

基于剪切破坏机制得出的材料三剪统一强度准则^[9]为

$$\begin{aligned} & [(\sigma'_1 - \sigma'_3)^2 + b(\sigma'_1 - \sigma'_2)^2 + b(\sigma'_2 - \sigma'_3)^2] - \\ & (1+b)(\sigma_1^2 - \sigma_3^2) \sin \varphi' = \\ & 2c'(1+b)(\sigma'_1 - \sigma'_3) \cos \varphi' \end{aligned} \quad (1)$$

式中: σ'_1 为最大有效主应力; σ'_2 为中间有效主应力; σ'_3 为最小有效主应力; b 为十二面体单元上的 2 个主剪面应力对 (τ_{12}, σ_{12}) 和 (τ_{23}, σ_{23}) 对材料屈服的共同影响系数,即反映中间主应力影响的权系数; φ' 为有效内摩擦角; c' 为有效黏聚力。

平均有效主应力 p' 、广义剪应力 q 、应力状态角 θ 和有效主应力之间的关系可表示为

$$\begin{Bmatrix} \sigma'_1 \\ \sigma'_2 \\ \sigma'_3 \end{Bmatrix} = p' \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + \frac{2q}{3} \begin{Bmatrix} \cos \theta \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \end{Bmatrix} \quad (2)$$

将式(2)代入式(1),可得

$$q = \xi p' \sin \varphi' + \xi c' \cos \varphi' \quad (3)$$

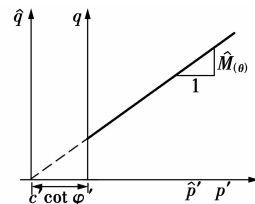


图 1 坐标平移及扩展破坏应力比

Fig. 1 Coordinate translation and extended failure stress ratio

$$\hat{I}'_1 = \hat{I}'_1 + 3c' \cot \varphi', \hat{J}'_2 = J_2, \hat{J}'_3 = J_3, \hat{\theta}' = \theta$$

坐标平移前后压缩指数分别为 $\lambda = -\frac{e_1 - e_2}{\ln p'_2 - \ln p'_1}$ 和 $\hat{\lambda} = -\frac{e_1 - e_2}{\ln \hat{p}'_2 - \ln \hat{p}'_1}$, 则有

$$\frac{\lambda}{\hat{\lambda}} = \frac{\ln \hat{p}'_2 - \ln \hat{p}'_1}{\ln p'_2 - \ln p'_1} = \frac{\ln(p'_2 + c' \cot \varphi') - \ln(p'_1 + c' \cot \varphi')}{\ln p'_2 - \ln p'_1}$$

$$\lambda \ln p'_1 - \hat{\lambda} \ln(p'_1 + c' \cot \varphi') = \lambda \ln p'_2 - \hat{\lambda} \ln(p'_2 + c' \cot \varphi')$$

即,无论 p' 取何值,均有

$$\lambda \ln p' - \hat{\lambda} \ln(p' + c' \cot \varphi') = K$$

式中: K 为常数。

分别取 $p' = 1$ 和 $p' = c' \cot \varphi'$ 。则可得坐标平移前后压缩指数间的关系为

$$\hat{\lambda} = \psi \lambda \quad (6)$$

$$\text{式中: } \psi = \frac{\ln c' \cdot \cot \varphi}{\ln \frac{2c' \cdot \cot \varphi}{1 + c' \cdot \cot \varphi}}$$

同理,可得坐标平移前后回弹指数 κ 和 $\hat{\kappa}$ 间的关系为

$$\hat{\kappa} = \psi \kappa \quad (7)$$

因为 λ, κ 均为定值,由式(6)、式(7)得 $\hat{\lambda}, \hat{\kappa}$ 也均为定值。

2 扰动状态概念及土的相对完整状态和完全调整状态

2.1 扰动状态概念

根据 Desai^[3,7-8] 的扰动状态概念,原状土、相对完整状态土和完全调整状态土的应变张量间关系为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^a = (1 - D_e) \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^i + D_e \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^c \quad (8)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^a$ 为原状土的应变张量; $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^i$ 为相对完整状态土的应变张量; $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^c$ 为完全调整状态土的应变张量; D_e 为扰动函数。

式(8)用体应变和广义剪应变表示为

$$\varepsilon_v^a = (1 - D_v) \varepsilon_v^i + D_v \varepsilon_v^c \quad (9)$$

$$\varepsilon_d^a = (1 - D_d) \varepsilon_d^i + D_d \varepsilon_d^c \quad (10)$$

式(9)、式(10)的增量型方程为

$$d\varepsilon_v^a = (1 - D_v) d\varepsilon_v^i + D_v d\varepsilon_v^c + dD_v (\varepsilon_v^c - \varepsilon_v^i) \quad (11)$$

$$d\varepsilon_d^a = (1 - D_d) d\varepsilon_d^i + D_d d\varepsilon_d^c + dD_d (\varepsilon_d^c - \varepsilon_d^i) \quad (12)$$

式中: D_v, D_d 分别为体应变和广义剪应变的扰动函数。Desai^[3,7-8] 提出了扰动函数与材料应变关系表达式为

$$D_v = 1 - \exp[-A_v (\varepsilon_v^a)^{Z_v}] \quad (13)$$

$$D_d = 1 - \exp[-A_d (\varepsilon_d^a)^{Z_d}] \quad (14)$$

式中: A_v, Z_v, A_d, Z_d 分别为体应变扰动函数的参数和广义剪应变扰动函数的参数。

2.2 土的相对完整状态

相对完整状态下结构性黏土没有被扰动,根据扰动理论概念,相对完整状态可以取弹性、塑性或弹塑性模型来描述,甚至可以把土看作刚体^[3-4]。考虑参数获取的简便,选取弹性模型来描述土样的相对完整状态,土体弹性增量矩阵的关系式为

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_v^i \\ d\varepsilon_d^i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{K^i} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{3G^i} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp' \\ dq \\ d\theta \end{bmatrix} \quad (15)$$

式中: $d\varepsilon_v^i = \frac{\kappa^i}{1 + e^i} \frac{dp'}{p'}$, $K^i = \frac{\nu^i p'}{\kappa^i}$, $G^i = \frac{3(1 - 2\mu)K^i}{2(1 + \mu)}$, $\nu^i = 1 + e^i$, $e^i = e_0 - \kappa^i \ln p'$

上标 i 代表相对完整状态。 K^i 为相对完整状态体积模量; G^i 为相对完整状态剪切模量; κ^i 为相对完整状态土在 $e^i - \ln p'$ 曲线中卸载的斜率; ν^i 为土在相对完整状态下的比容; e^i 为土在相对完整状态下的孔隙比; e_0 为初始孔隙比; μ 为泊松比。

2.3 土的完全调整状态

结构性黏性土在完全调整状态下的应力-应变特性与重塑土相近。采用将三剪统一强度准则与修正剑桥模型相结合的方法来确定其屈服面方程。修正剑桥模型屈服面方程为

$$f^c \{ p', q, \theta, \varepsilon_v^{c,p} \} = \frac{\lambda^c - \kappa^c}{1 + e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} + \frac{\lambda^c - \kappa^c}{1 + e_0} \ln \left(1 + \frac{q^2}{M^2 p'^2} \right) - \varepsilon_v^{c,p} = 0 \quad (16)$$

式中: 上标 c 代表完全调整状态。

将式(4)~式(7)代入式(16),得到结构性黏性土在完全调整状态下的屈服面方程为

$$f^c \{ p', q, \theta, \varepsilon_v^{c,p} \} = \frac{\psi(\lambda^c - \kappa^c)}{1 + e_0} \ln \frac{p' + c' \cot \varphi'}{p'_0 + c' \cot \varphi'} + \frac{\psi(\lambda^c - \kappa^c)}{1 + e_0} \ln \left(1 + \frac{q^2}{M_{(\theta)}^2 (p' + c' \cot \varphi')^2} \right) - \varepsilon_v^{c,p} = 0 \quad (17)$$

由一致性条件

$$df^c = \frac{\partial f^c}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f^c}{\partial q} dq + \frac{\partial f^c}{\partial \theta} d\theta + \frac{\partial f^c}{\partial \varepsilon_v^{c,p}} d\varepsilon_v^{c,p} = 0$$

及相关联流动法则

$$d\varepsilon_v^{c,p} = d\lambda \frac{\partial f^c}{\partial p'}, d\varepsilon_d^{c,p} = d\lambda \frac{\partial f^c}{\partial q}$$

得

$$d\lambda = - \frac{\frac{\partial f^c}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f^c}{\partial q} dq + \frac{\partial f^c}{\partial \theta} d\theta}{\frac{\partial f^c}{\partial \varepsilon_v^{c,p}} \cdot \frac{\partial f^c}{\partial p'}}$$

根据弹塑性理论,得到完全调整状态下土的弹塑性本构关系为

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_v^c \\ d\epsilon_d^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} + \frac{1}{K^c} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} + \frac{1}{3G^c} & A_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp' \\ dq \\ d\theta \end{bmatrix} \quad (18)$$

式中: K^c 为完全调整状态体积模量; G^c 为完全调整状态剪切模量; A_{11} 、 A_{12} 、 A_{13} 、 A_{21} 、 A_{22} 、 A_{23} 分别为

$$\begin{aligned} A_{11} &= -\frac{\partial f^c / \partial p'}{\partial f^c / \partial \epsilon_v^{c,p}}, A_{12} = A_{21} = -\frac{\partial f^c / \partial q}{\partial f^c / \partial \epsilon_v^{c,p}}, A_{13} = \\ & -\frac{\partial f^c / \partial \theta}{\partial f^c / \partial \epsilon_v^{c,p}}, A_{22} = -\frac{(\partial f / \partial q^c)^2}{\partial f^c / \partial \epsilon_v^{c,p} \cdot \partial f^c / \partial p'}, A_{23} = \\ & -\frac{\partial f^c / \partial q \cdot \partial f^c / \partial \theta}{\partial f^c / \partial \epsilon_v^{c,p} \cdot \partial f^c / \partial p'} \end{aligned} \quad (19)$$

式中: λ^c 为完全调整状态土在 $e^c - \ln p'$ 曲线中加载的斜率; κ^c 为完全调整状态土在 $e^c - \ln p'$ 曲线中卸载的斜率; M 为修正剑桥模型的破坏应力比。修正剑桥模型中破坏应力比为定值,不能考虑全应力状态和黏聚力对结构性土应力应变特性影响。为此,将三

$$\frac{\partial M_{c\theta}}{\partial \theta} = \frac{\sin \varphi' \left\{ \begin{aligned} & 6(1+b)(\sqrt{3} \cos \theta - 3 \sin \theta) \left\{ \begin{aligned} & 6(1+2b) \sin \varphi' - 3[(b-1) + (b+1) \sin \varphi'] \cos 2\theta \\ & -\sqrt{3}[3(b-1) - (b+1) \sin \varphi'] \sin 2\theta \end{aligned} \right\} \\ & -6(1+b)(3 \cos \theta + \sqrt{3} \sin \theta) \left\{ \begin{aligned} & 6[(b-1) + (b+1) \sin \varphi'] \sin 2\theta \\ & -2\sqrt{3}[3(b-1) - (b+1) \sin \varphi'] \cos 2\theta \end{aligned} \right\} \end{aligned} \right\}}{\left\{ 6(1+2b) \sin \varphi' - 3[(b-1) + (b+1) \sin \varphi'] \cos 2\theta - \sqrt{3}[3(b-1) - (b+1) \sin \varphi'] \sin 2\theta \right\}^2}$$

体积模量和剪切模量为

$$\begin{aligned} K^c &= \frac{v^c (p' + c' \cot \varphi')}{\psi \kappa^c}, \\ G^c &= \frac{3(1-2\mu)(p' + c' \cot \varphi')v^c}{2(1+\mu)\psi \kappa^c}, \end{aligned}$$

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_v^a \\ d\epsilon_d^a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{(1-D_v) + K^i D_v \left(A_{11} + \frac{1}{K^c} \right)}{K^i B_1} & \frac{D_v A_{12}}{B_1} & \frac{D_v A_{13}}{B_1} \\ \frac{D_d A_{21}}{B_2} & \frac{(1-D_d) + 3G^i D_d \left(A_{22} + \frac{1}{3G^c} \right)}{3G^i B_2} & \frac{D_d A_{23}}{B_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp' \\ dq \\ d\theta \end{bmatrix} \quad (20)$$

式中: $B_1 = 1 - (A_v Z_v \epsilon_v^{Z_v-1})[(\epsilon_v^c - \epsilon_v^i) \cdot \exp(-A_v \epsilon_v^{Z_v})]$; $B_2 = 1 - (A_d Z_d \epsilon_d^{Z_d-1})[(\epsilon_d^c - \epsilon_d^i) \cdot \exp(-A_d \epsilon_d^{Z_d})]$

3 原状饱和黏性土结构性本构模型的试验验证

3.1 土性参数的测定

取用江西原状饱和土为试验土样,通过室内基

剪统一强度准则与修正剑桥模型相结合,分别采用等量代换法和坐标平移法得到描述完全调整状态土的屈服函数方程。

由式(17)得

$$\begin{aligned} \frac{\partial f^c}{\partial p} &= \frac{\psi(\lambda^c - \kappa^c) [M_{c\theta}^2 (p' + c' \cot \varphi')^2 - q^2]}{(1+e_0)(p' + c' \cot \varphi')(M_{c\theta}^2 (p' + c' \cot \varphi')^2 + q^2)}; \\ \frac{\partial f^c}{\partial q} &= \frac{2\psi(\lambda^c - \kappa^c)q}{(1+e_0)[M_{c\theta}^2 (p' + c' \cot \varphi')^2 + q^2]}; \\ \frac{\partial f^c}{\partial \theta} &= -\frac{2\psi(\lambda^c - \kappa^c)q^2}{(1+e_0)M_{c\theta} [M_{c\theta}^2 (p' + c' \cot \varphi')^2 + q^2]} \frac{\partial M_{c\theta}}{\partial \theta}; \\ \frac{\partial f^c}{\partial \epsilon_v^{c,p}} &= -1. \end{aligned}$$

由式(5)得

$$v^c = 1 + e^c, e^c = e_0 - \psi \kappa^c \ln p'$$

将式(15)、式(18)代入式(11)、式(12),可得到原状土的结构土本构方程为

本土工试验获得土粒比重 G_s 、初始孔隙比 e_0 等土性参数通过等向固结试验获取原状土的压缩指数 λ^i 和回弹指数 κ^i , 重塑土的压缩指数 λ^c 和回弹指数 κ^c 。通过排水和不排水条件下常规三轴压缩试验获取原状土的 A_v 、 Z_v 、 A_d 和 Z_d , 获取重塑土的有效黏聚力 c' 、内摩擦角 φ' 、泊松比 μ 。所得土性参数如表 1 所示。

表 1 土性参数

Table 1 Soil parameters

| G_s | e_0 | μ | λ^i | κ^i | λ^c | κ^c | A_v | Z_v | A_d | Z_d | c'/kPa | $\varphi'/(^{\circ})$ |
|-------|-------|-------|-------------|------------|-------------|------------|-------|-------|-------|-------|-----------------|-----------------------|
| 2.74 | 0.7 | 0.4 | 0.029 | 0.018 | 0.182 | 0.024 | 1.32 | 0.97 | 1.16 | 0.504 | 29.35 | 24 |

通过逐级加载的等向固结试验获取原状土和重

塑土的压缩指数 λ^i 、 λ^c 和回弹指数 κ^i 、 κ^c , 如图 2 所示。

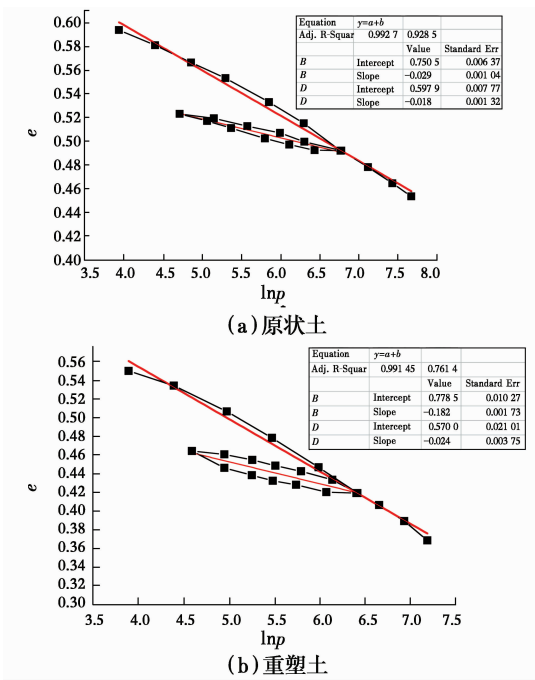


图 2 $e-\ln p$ 曲线

Fig. 2 Curves of $e-\ln p$

对饱和原状土通过排水条件下等 q 试验获取体应变扰动函数参数 A_v 、 Z_v ， q 分别为 120、240 kPa 进行两组试验，试验数据如图 3 所示。

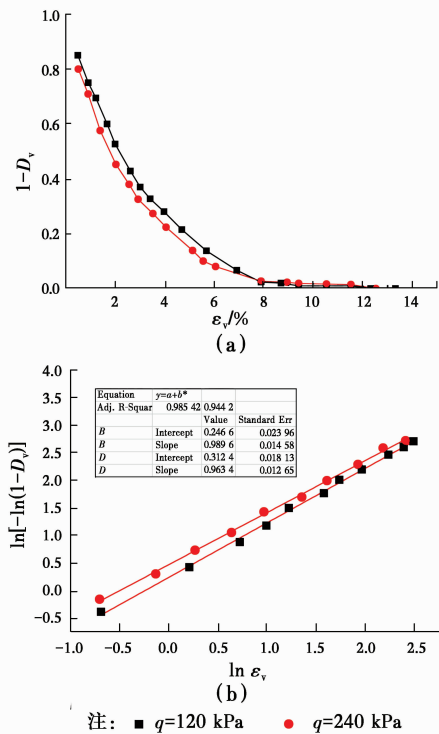


图 3 体应变扰动函数

Fig. 3 Disturbing function of the volumetric strain

对饱和原状土通过不排水条件下等 p 试验获取广义剪应变扰动函数参数 A_d 、 Z_d ， p 分别为 250、400 kPa 进行两组试验，试验数据如图 4 所示。

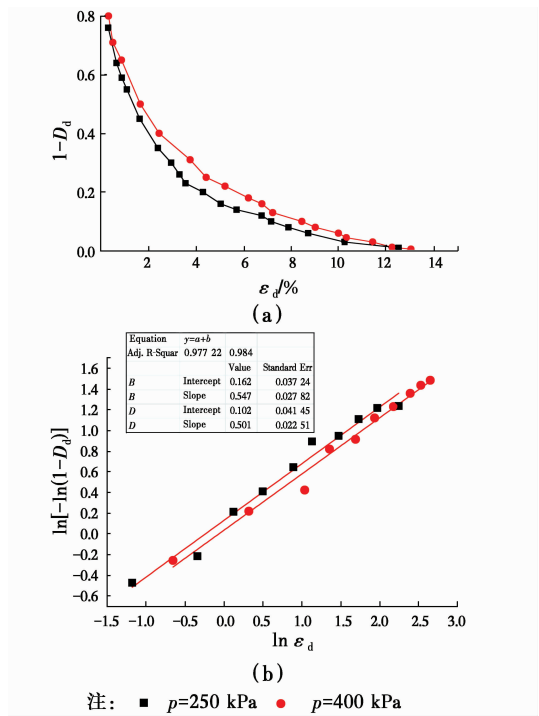


图 4 广义剪应变扰动函数

Fig. 4 Disturbing function of the generalized shear strain

由图 3 可知， q 的取值对 A_v 、 Z_v 的影响不大；由图 4 可知， p 的取值对 A_d 、 Z_d 的影响不大，可以近似地认为 A_v 、 Z_v 和 A_d 、 Z_d 分别与 q 和 p 无关，可取定值。

对饱和原状土进行不排水条件下常规三轴压缩试验获取参数 c' 、 φ' ，取轴向应变为 15% 时的主应力差为破坏点，围压分别设定为 100、200、400 kPa，绘制应力圆及应力圆包络线，如图 5 所示。

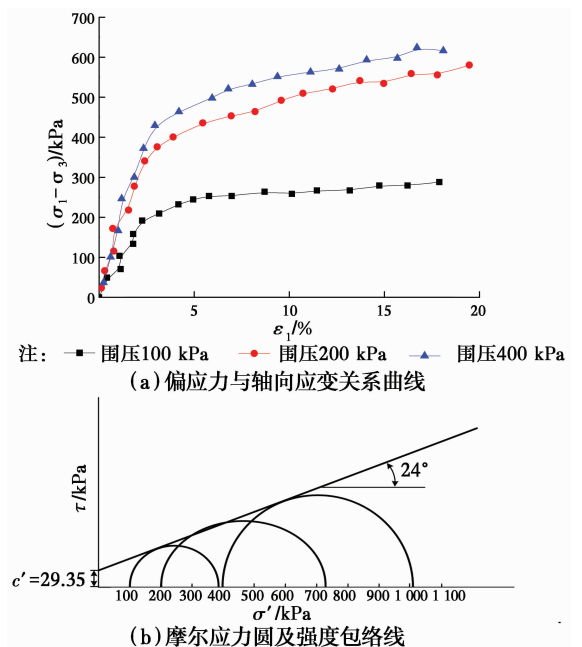


图 5 原状土的变形及强度曲线

Fig. 5 The deformation and failure curves for the undisturbed clay

3.2 常规三轴试验验证

为了验证模型的正确性,将本文所提出模型的计算结果与江西饱和原状红黏土在排水和不排水条件下的常规三轴压缩试验结果以及等量代换法^[12]计算结果进行了比较。

3.2.1 排水条件下 排水条件下常规三轴压缩试验结果与数值模拟结果对比如图 6、图 7 所示。

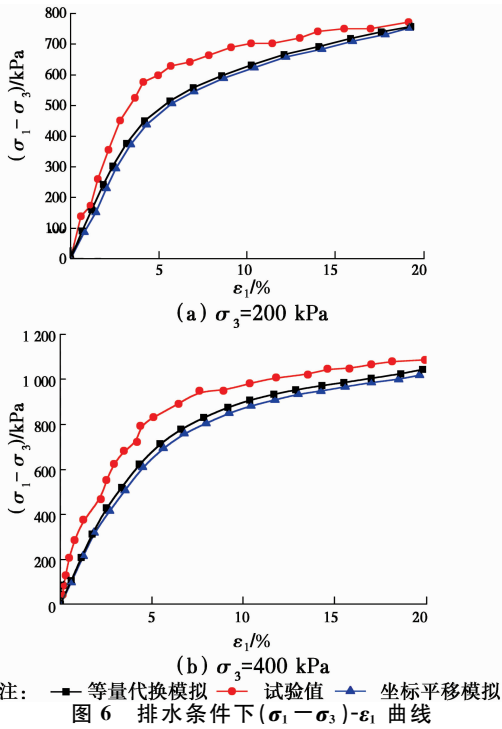


Fig. 6 Curves of $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_1$ in drainage condition

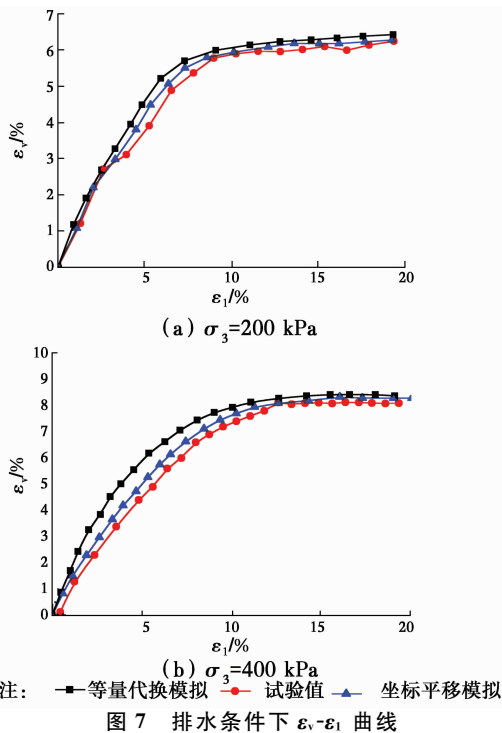


Fig. 7 Curves of $\varepsilon_v - \varepsilon_1$ in drainage condition

由图 6 可知,土的剪应力随着轴向应变的增加逐渐增大,但是,增长切线的斜率逐渐减小,围压越大剪应力也越大;坐标平移法的结果与试验和等量代换法结果具有一致性。

由图 7 可知,加载初期土的体应变随轴应变的增加逐渐增大,但是,增长切线的斜率逐渐减小并最终趋近于 0,围压越大体应变也越大;坐标平移法的结果更接近试验结果。

3.2.2 不排水条件下 不排水条件下常规三轴压缩试验结果与数值模拟结果对比如图 8、图 9 所示。

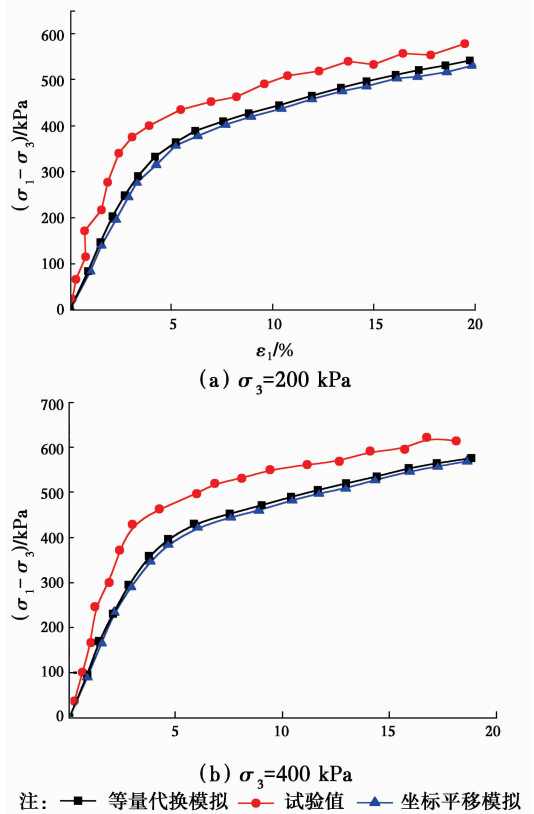


图 8 不排水条件下 $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_1$ 曲线

Fig. 8 Curves of $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_1$ in undrained condition

由图 8 可知,土的剪应力随着轴向应变的增加逐渐增大,但是,增长切线的斜率逐渐减小,围压越大剪应力也越大;坐标平移法的结果与试验和等量代换法结果具有一致性。

由图 9 可知,土的偏应力随着剪应变的增加逐渐增大,并且,增长切线的斜率逐渐减小;坐标平移法的结果与试验和等量代换法结果具有一致性。

由图 10 可知,土的孔隙水压力随着轴向应变的增加逐渐增大,并最终趋近于稳定;等量代换法的结果更接近试验结果。

由图 6~图 10 可知,坐标平移法的结果与试验

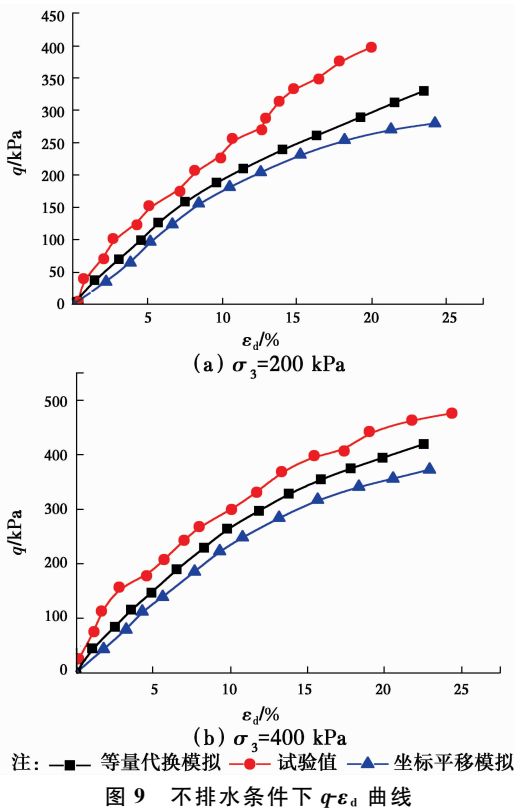


Fig. 9 Curves of $q-\varepsilon_d$ in undrained condition

和等量代换法的结果具有一致性,表明所提模型能够描述江西饱和原状红黏土的力学和变形特性。

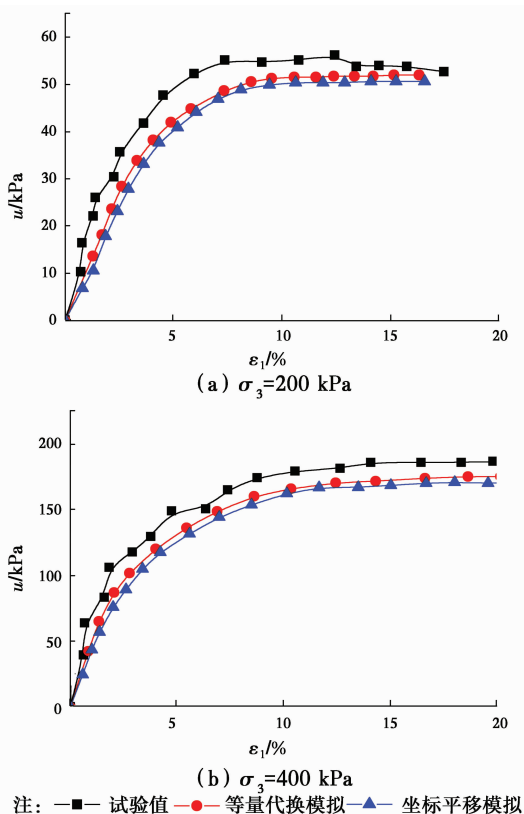


Fig. 10 Curves of $u-\varepsilon_1$ in undrained condition

4 结论

1) 基于扰动状态概念,以正常固结饱和黏性土体为研究对象,采用非线性弹性本构模型表征土的相对完整状态,将三剪统一强度准则与修正剑桥模型相结合用于表征土的完全调整状态,建立饱和黏性土结构性本构模型。

2) 通过坐标平移法得到土的破坏应力比,使所提模型能够反映黏聚力对土体力学和变形特性的影响,同时,也能够描述全应力状态变化下的应力区间效应和拉压差。

3) 对江西原状饱和红黏土作了排水和不排水条件下的常规三轴压缩试验,对比了模型计算结果与试验结果和已有研究资料,证明了饱和黏性土结构性本构模型在描述江西原状饱和红黏土力学和变形特性时的正确性。

4) 坐标平移法在描述土的变形和孔隙水压力方面与等量代换法相比各有优势,但是二者计算结果很接近。

参考文献:

- [1] 王常明,匡少华,王钢城,等. 结构性土固结不排水剪特性的一种描述方法[J]. 岩土力学, 2010, 31(7): 2035-2039.
WANG C M, KUANG S H, WANG G C, et al. A method for describing consolidated-undrained shear behavior of structured soil [J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(7): 2035-2039. (in Chinese)
- [2] 于亚磊. 上海第④层粘土在不同应力路径下的力学特性实验与统一本构模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2015.
YU Y L. Mechanical properties and constitutive modeling of Shanghai 4th clay under different stress path [D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2015. (in Chinese)
- [3] DESAI C S. Mechanics of materials and interfaces: The disturbed state concept [M]. Boca Raton: CRC Press, LLC, 2001.
- [4] CARTER J P, LIU M D. Review of the structured cam clay model [J]. Evaluation, Selection and Calibration, 2005, 128: 99-132.
- [5] 邵帅,褚峰,邵生俊. Q3 结构性黄土的扰动状态本构模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(7): 1494-1500.
SHAO S, CHU F, SHAO S J. Experimental study on constitutive model of structural Q3 loess based on disturbed state concept [J]. Chinese Journal of Rock

- Mechanics and Engineering, 2016, 35(7): 1494-1500. (in Chinese)
- [6] LIU M D, CARTER J P. A structured cam clay model [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39(6): 1313-1332.
- [7] DESAI C S. Constitutive modeling of materials and contacts using the disturbed state concept. Part 1-Background and analysis [J]. Computer and Structures, 2015, 146:214-233.
- [8] DESAI C S. Constitutive modeling of materials and contacts using the disturbed state concept. Part 2-Validations at specimen and boundary value problem levels [J]. Computer and Structures, 2015, 146: 234-251.
- [9] 胡小荣,俞茂宏. 岩土类介质强度准则新探[J]. 岩石力学与工程学报, 2004,23(18): 3037-3047.
HU X R, YU M H. New research on failure criterion for geomaterial [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(18): 3037-3047. (in Chinese)
- [10] 胡小荣,俞茂宏. 材料三剪屈服准则研究[J]. 工程力学, 2006,23(4): 6-11.
HU X R, YU M H. Research on triple-shear yield criterion for materials [J]. Engineering Mechanics, 2006, 23(4): 6-11. (in Chinese)
- [11] WOOD D M. Soil behavior and critical state soil mechanics [M]. Cambridge University Press, 1990.
- [12] 陈晓宇. 饱和黏性土三剪统一结构性本构模型研究[D]. 南昌:南昌大学, 2017.
CHEN X Y. The triple-shear unified structured constitutive model for saturated clay based on the disturbed state concept [D]. Nanchang: Nanchang University, 2017. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)