

DOI: 10.11779/CJGE201603013

结构性软黏土的一维弹黏塑性模型

柯文汇^{1,2}, 陈 健^{*1}, 盛 谦¹

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 武汉市市政建设集团有限公司, 湖北 武汉 430023)

摘 要: 为了研究结构性软黏土一维压缩变形的时效特征和结构破坏特征的耦合效应, 首先, 基于 Bjerrum 的等时间线体系, 提出等黏塑性应变率线概念, 建立非结构性软黏土的新型一维弹黏塑性模型; 然后, 在大量试验结果的基础上, 揭示了一维压缩过程中压缩指数随孔隙比的变化规律, 并提出了土体结构渐进破坏的新型描述模式; 仿照特征体积, 定义了“本征体积”和“本征应变”的概念, 得到了结构性软黏土的“本征压缩定律”, 并推导了结构性软黏土的蠕变方程, 构建了结构性软黏土的一维弹黏塑性模型。最后, 阐述了模型参数的确定方法, 所有参数均可通过试验直接确定, 并用本文模型对宁波天然软黏土的常规压缩试验和长期蠕变试验、Berthierville clay、Ariake clay 的一维等应变率压缩试验进行模拟, 验证了该模型的有效性。研究表明, 该模型能很好地模拟结构性软黏土一维压缩变形的时间效应和结构破坏效应, 为建立结构性软黏土三维时效本构模型奠定了基础。

关键词: 软黏土; 结构性; 时效特性; 弹黏塑性; 固结; 蠕变; 应变率; 结构破坏

中图分类号: TU447

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2016)03 - 0494 - 10

作者简介: 柯文汇(1987 -), 男, 湖北黄石人, 博士研究生, 主要从事软土工程特性及软土地下工程变形机理方面的研究。E-mail: kewenhui1989@126.com。

One-dimensional elasto-viscoplastic model for structured soft clays

KE Wen-hui^{1,2}, CHEN Jian¹, SHENG Qian¹

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. Wuhan Municipal Construction Group Co., Ltd., Wuhan 430023, China)

Abstract: The purpose of this study is to present the development of a one-dimensional elasto-viscoplastic (IDEVP) constitutive model to describe the destruction effects on the time-dependent behavior of structured soft clays. Firstly, the new concept of viscoplastic strain rate lines is proposed based on the Bjerrum's concept of time lines, and the IDEVP model for unstructured soft clays is established. Secondly, with the variation law of compression index with void ratio with one-dimensional compression being revealed, a new description for the progressive destruction during 1D loading is proposed for the structured soft clays. Thirdly, based on the definitions of “intrinsic volume” and “intrinsic strain”, the intrinsic compression law for soft clays is obtained consequently. And after the derivation of creep function for the structured soft clays, IDEVP model considering destruction effects is established, with all model parameters being calibrated in a straightforward way. Furthermore, the newly developed model is used to simulate the conventional oedometer tests and long-term creep oedometer tests on Ningbo natural clays as well as the CRS oedometer tests on Berthierville clays and Ariake clays. The comparisons between the simulated and experimental results show that the newly proposed IDEVP model can reasonably describe the coupled effects of the time dependence and the bond degradation of soft sensitive clays. Although the model is proposed for 1D analysis, it is helpful for providing the theoretical basis for establishing 3D elasto-viscoplastic models for the structured soft clays.

Key words: soft clay; structure; time dependence; elasto-viscoplasticity; consolidation; creep; strain rate; destruction

0 引 言

软黏土的低强度、高含水率、高压缩性、结构性强、流变性显著等特点, 对软黏土地基上的岩土工程的设计与施工提出了严峻的挑战。因此建立软黏土先进的本构模型, 描述软黏土的主要工程特性, 从机理

上揭示软黏土的变形规律, 为软土工程的设计、建设、

基金项目: 中国科学院重点部署项目、百人计划项目(KZZD-EW-TZ-12); 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目(2015CB057905); 中国科学院科技服务网络计划(STS)(KFJ-EW-STS-122)

收稿日期: 2015 - 01 - 9

*通讯作者

运营提供理论依据, 具有重要的理论和工程意义。

软黏土的应力应变关系具有很强的时效特征^[1-6], 包括蠕变、应变率效应、应力松弛等, 即具有显著的流变特性。为了定量描述流变对软黏土变形和强度性状的影响, 大量学者提出了不同的软黏土弹黏塑性本构模型 (EVP 模型)。Leroueil 等^[1]、Yin 等^[7]根据加载速率对前期固结应力影响提出了描述软黏土时间效应的应变率模型; 基于 Bjerrum^[3]的等时间线体系, Yin 等^[5-6]提出了等效时间模型, 王立忠等^[8]亦推导了相应的蠕变模型, 这类模型统称为蠕变模型, 但蠕变模型中的参考时间有时难以准确确定^[9-10]。

天然软黏土在长期的自然沉积过程中, 发生蠕变、触变、黏结、岩化等作用, 表现出明显的结构性^[11]。Liu 等^[12]、蒋明镜等^[13]指出土体结构 (土中颗粒、孔隙的性状、排列形式以及颗粒之间的胶结) 是决定土力学特性的一个重要的内在因素。结构性的存在会一定程度增大天然软黏土的强度, 当应力超过初始屈服应力后, 土体结构开始逐渐破坏, 表现出与重塑土显著不同的应力应变关系。因此建立软黏土的弹黏塑性模型时充分考虑结构破坏效应是非常必要的。

考虑结构性的软黏土弹黏塑性模型, 根据结构破坏效应描述方法不同主要分为两大类, 第一类是通过原状软黏土相关的屈服面和相应重塑土相关的固有屈服面的相对距离随黏塑性应变逐渐缩减来考虑结构破坏效应, 如尹振宇等^[14]通过结构比变量将结构性软黏土的参考屈服面与重塑样的固有屈服面联系起来, 建立了描述软黏土时效特征和结构破坏特征耦合效应的弹黏塑性模型。Karim 等^[15]通过指数函数描述当前屈服面与固有屈服面之间相对关系, 建立了考虑结构性的软黏土弹黏塑性模型, 但是 Karim 等模型的个别参数不能通过试验直接确定, 工程实用性较差; 第二类是假设弹黏塑性模型中的参数与土体当前结构状态、结构破坏相关, 从而将非结构性的软黏土弹黏塑性模型直接扩展为结构性软黏土的弹黏塑性模型。如 Hinchberger 等^[16]认为软黏土弹黏塑性模型中的黏性参数与土体结构状态相关, 从而建立结构性软黏土的弹黏塑性模型, 但是该模型的结构破坏效应数学描述模式过于复杂, 不易理解。曾玲玲等^[17]利用 $\ln(e+1) - \ln p'$ 双对数线性关系描述天然软土的压缩曲线, 提出了一种考虑土结构性影响的改进一维 EVP 模型, 但是在高应力阶段可能高估土体的变形。

作为三维模型的基础, 本文将着重研究结构性软黏土的一维弹黏塑性模型。本文首先针对等时间线体系的不足, 建立了一个非结构性软黏土的一维弹黏塑性简化模型; 然后, 提出了结构破坏效应的新型描述模式, 推导了结构性软黏土的本征压缩定律, 在非结

构性模型的基础上直接建立结构性软黏土的一维弹黏塑性模型, 最后利用几种典型结构性软黏土的常规压缩试验、一维等应变率试验、一维长期蠕变试验的试验结果验证了模型的有效性。

1 非结构性软黏土的一维弹黏塑性模型

Bjerrum^[3]于 1967 年提出了一维条件下等时间线体系 (如图 1), 将土体的变形分为可恢复的瞬时压缩和不可恢复的延时压缩。Yin 等^[5-6]认为不应该将土体变形的黏性部分和塑性部分分开。

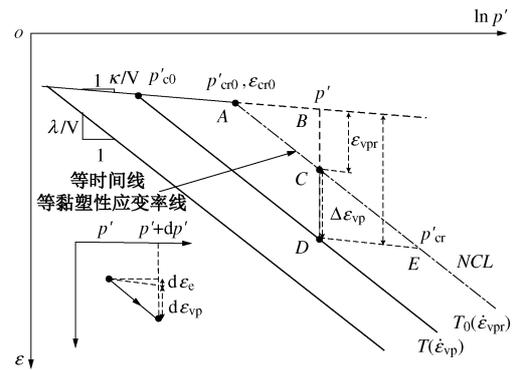


图 1 非结构性软黏土一维弹黏塑性模型的示意图

Fig. 1 Schematic plot of 1D elastic viscoplastic model for unstructured clays

本文采用上述假定, 将变形体的总应变率分为弹性应变率和黏塑性应变率两部分, 即

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_e + \dot{\epsilon}_{vp} \quad (1)$$

本文 ϵ 均表示一维条件下的应变。

据经典土力学理论, 弹性应变率可以表示为

$$\dot{\epsilon}_e = \kappa \dot{p}' / V_0 p' \quad (2)$$

其中 κ 为 $e - \ln p'$ 坐标下的回弹指数, p' 为有效固结应力。 V_0 为初始特征体积 $V_0 = 1 + e_0$ 。

一维应变条件下, 软黏土在恒定有效应力下的蠕变变形可以用对数形式的蠕变方程来预测:

$$\epsilon_t = \epsilon_{t_0} + \psi_i / V_0 (\ln T / T_0) \quad (3)$$

式中 T, T_0 分别为当前时间和参考时间; $\epsilon_t, \epsilon_{t_0}$ 分别为 T, T_0 对应的应变; ψ_i 为不考虑结构性的固有次压缩指数, 取主固结完成后 $e - \ln t$ 曲线斜率。

在蠕变阶段有效固结应力不变, 由式 (1) ~ (3) 知蠕变阶段黏塑性应变率为

$$\dot{\epsilon}_{vp} = \psi_i / (V_0 T) \quad (4)$$

由上式知黏塑性应变率和时间 T 是一一对应的, 等时间线就是等黏塑性应变率线, 则参考时间 T_0 对应的参考黏塑性应变率为

$$\dot{\epsilon}_{vpr} = \psi_i / (V_0 T_0) \quad (5)$$

现将式 (4) 写成微分形式, 并在 T_0 到 T 时间内

积分得到

$$\Delta\varepsilon_{vp} = \varepsilon_{vp} - \varepsilon_{vpr} = \psi_i / V_0 \ln(T/T_0) \quad (6)$$

式中, ε_{vp} 和 ε_{vpr} 分别为时间 T 和 T_0 对应的黏塑性应变, $\Delta\varepsilon_{vp}$ 为黏塑性应变增量。对于 T_0 难以确定的情况, 将式 (4)、(5) 代入式 (6) 得到

$$\Delta\varepsilon_{vp} = (\psi_i / V_0) \ln(\dot{\varepsilon}_{vpr} / \dot{\varepsilon}_{vp}) \quad (7)$$

可知用等黏塑性应变率线代替等时间线可以克服等时间线体系的蠕变起始时间 (或者参考时间 T_0) 难以确定的问题^[9-10]。

进一步整理式 (7) 得到黏塑性应变率:

$$\dot{\varepsilon}_{vp} = \dot{\varepsilon}_{vpr} \exp\left(-\frac{V_0}{\psi_i} \cdot \Delta\varepsilon_{vp}\right) \quad (8)$$

本文同 Yin 等^[5-6]模型一样采用“B”假说, 即蠕变发生在整个固结过程中, 而不仅仅发生在主固结结束后。因此式 (8) 可描述整个变形过程中的黏塑性应变率。

式 (8) 中的黏塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_{vp}$ 在图 1 中的几何意义就是任意等黏塑性应变率线相对于参考等黏塑性应变率线的垂直距离, 用矢量表示, 如 $\overline{CD} = \Delta\varepsilon_{vp} = \varepsilon_{vp} - \varepsilon_{vpr}$ 。式 (8) 表明任意时刻的黏塑性应变率可以由参考黏塑性应变率与相应的黏塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_{vp}$ 共同来描述。

将式 (2)、(8) 代入到式 (1) 可得到不考虑结构性的软黏土的一维弹黏塑性模型:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\kappa}{V_0} \frac{\dot{p}'}{p'} + \dot{\varepsilon}_{vpr} \exp\left(-\frac{V_0}{\psi_i} \cdot \Delta\varepsilon_{vp}\right) \quad (9)$$

式中的 $\Delta\varepsilon_{vp}$ 采用不同的数学表述方法, 就可以得到不同形式的本构关系表达式^[10]。

本文模型是针对等时间线体系的不足, 引入等黏塑性应变率线概念而提出的一种简化模型, 在本构方程的形式上与 Yin 等^[5-6]等效时间模型、王立忠等^[8]的蠕变模型、Yin 等^[7]应变率模型在形式上有所不同。笔者^[10]经过一定的数学形式的变换和一定的物理意义的阐述, 证明本文模型和上述 3 种模型在本质上等效, 并通过固结-蠕变试验、等应变率试验、应力松弛试验验证了本文模型的有效性。

2 软黏土一维压缩结构破坏效应的新型描述模式

2.1 结构破坏效应的描述模式

结构性软黏土的一维压缩试验^[11-14]表明, 加载过程中土体结构的逐渐破坏使压缩曲线在 $e - \ln p'$ 坐标中呈现明显的非线性, 如图 2 所示。结构性软黏土一维压缩的结构效应特征主要表现为以下 3 点:

(1) 当荷载增大到初始结构屈服应力时, 伴随着

土体的微观结构的大面积坍塌, 颗粒大规模破碎, 孔隙比急剧减小, 变形急剧增大, 此时结构性软土表现为很高的压缩性, 压缩指数 λ (即 $e - \ln p'$ 曲线的切线斜率) 较大。

(2) 当荷载进一步增加时, 土体结构进一步破坏, 破碎的颗粒、滑移的粒团和坍塌的“结构废墟”会逐渐滑入并充实土体孔隙, 使土体逐渐密实。土体越密实, 孔隙比越小, 土中的颗粒间越不容易发生滑移、滚动等排列重组, 表现为土体的压缩性逐渐变小, 压缩指数 λ 逐渐变小。

(3) 当荷载增大到一定程度时, 结构破坏殆尽, 软黏土的结构效应消失, 原状样的压缩性接近重塑样的压缩性, 压缩指数 λ 逐渐趋于重塑样的固有压缩指数 λ_i 。

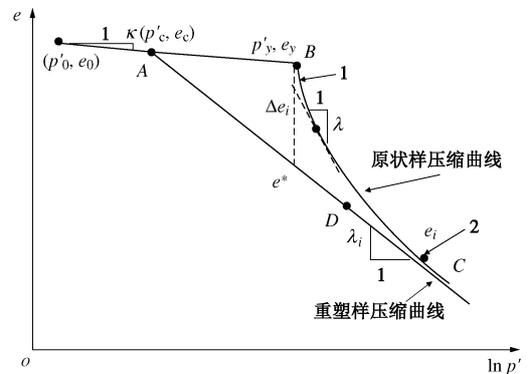


图 2 结构性土和重塑土的一维压缩曲线示意图

Fig. 2 Schematic plot of 1D compression for structured clays and reconstituted clays

由以上分析知, 一维压缩结构破坏的过程中, 压缩指数 λ 随着孔隙比 e 减小而减小, 当 e 减小到一定程度时, 压缩指数 λ 将趋于固有压缩指数 λ_i 值, 在此基础上, 本文提出了一个基于孔隙比的软黏土一维压缩结构破坏效应的新型描述模式:

$$\lambda = \begin{cases} \lambda_i + D(e - e_i) & (e_i \leq e \leq e_y) \\ \lambda_i & (e \leq e_i) \end{cases} \quad (10)$$

式中 e_y 为初始结构屈服点 (图 2 中 B 点) 对应孔隙比; e_i 为结构性软黏土 λ 衰减为 λ_i 时的孔隙比, 如图 2 中 C 点所示; D 代表 λ 随孔隙比的衰减速率。

为了便于后续结构性软黏土本构模型的推导, 记 $\lambda_c = \lambda_i - De_i$, $C = D/(\lambda_i - De_i)$, 则式 (10) 可以改写成

$$\lambda = \begin{cases} \lambda_c(1 + C \cdot e) & (e_i \leq e \leq e_y) \\ \lambda_i & (e \leq e_i) \end{cases} \quad (11)$$

式中, $\lambda_c = \lambda_i / (1 + C \cdot e_i)$ 。

由上式知, 当 $C=0$ 时, $\lambda_c = \lambda_i$, 则式 (11) 可以进一步统一为

$$\lambda = \lambda_c(1 + C \cdot e) \quad (12)$$

当 $e_i < e \leq e_y$ 时, $C \in R$; 当 $e \leq e_i$ 时, $C = 0$ 。其中 C , e_i 是用来描述土体结构破坏效应的参数。

图 3 是几种典型结构性软黏土一维压缩过程中压缩指数随着孔隙比的变化规律与本文结构破坏效应描述模式(式(12))的对比, 其中压缩指数和孔隙比分别经 $(\lambda - \lambda_c)/(C\lambda_c e_i)$ 、 e/e_i 归一化处理。由图可知, 由结构性软黏土一维压缩试验得到的压缩指数随孔隙比的变化规律大致呈现先线性衰减, 后逐渐趋于稳定, 这与本文描述模式基本吻合(相关系数 $R^2=0.9014$), 这也验证了本文描述模式的合理性和有效性。

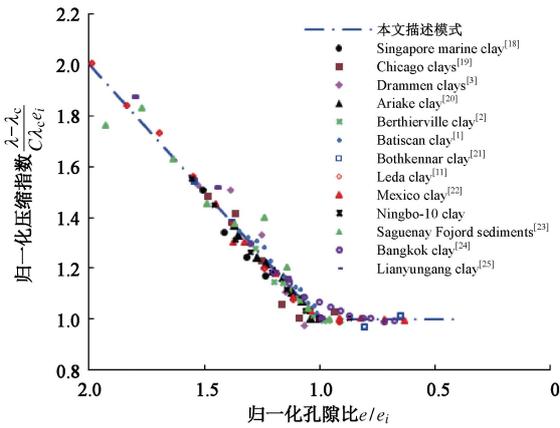


图 3 结构性软黏土压缩指数与孔隙比的关系

Fig. 3 Relationship between compression index and void for structured clays

3.2 一维压缩曲线的数学表述

由压缩指数 λ 的定义将式(12)写成以下形式:

$$\frac{d(-e)}{d(\ln p')} = \lambda_c (1 + C \cdot e) \quad (13)$$

对式(13)变换形式并积分得到

$$\ln|1 + C \cdot e_y| - \ln|1 + C \cdot e| = C \cdot \lambda_c \cdot \ln(p'/p'_y) \quad (14)$$

式中, p'_y 为初始结构屈服应力, e_y 为初始屈服孔隙比。

式(14)为结构性软黏土压缩曲线结构屈服段(图2中BC段)的 $p' - e$ 的表达式。当 $C \rightarrow 0$ 时, 式(14)能退化为重塑样的 $e - \ln p'$ 线性关系。当 $C = 1$ 时, 式(14)退化为 Den^[26]提出的“土的自然压缩定律”。

考虑到弹性阶段的变形很小, 根据无穷小的概念将弹性变形段(图2中AB段) $p' - e$ 的表达式也近似转化成式(14)类似的形式:

$$\ln|1 + C e_y| - \ln|1 + C e| = C \cdot \kappa_c \ln(p'/p'_y) \quad (15)$$

式中, $\kappa_c = \kappa/(1 + C \cdot e_y)$ 。

结构性软黏土的一维压缩曲线可由式(14)与式(15)共同描述。笔者利用 10 种典型结构性软黏土的一维压缩试验结果验证了式(14)和式(15)能准确地描述结构性软黏土的一维压缩变形特性^[27]。

3 结构性软黏土的一维弹黏塑性模型

3.1 本征压缩定律的定义

在经典土力学中, 特征体积 V 定义为: $V = 1 + e$ 。仿照特征体积的概念, 本文定义一个反映软黏土结构状态的变量——本征体积, 即 $V^n = |1 + C \cdot e|$, 当 $C = 1$ 时, 本征体积的表达式和特征体积相同。式(14)、(15)转化为

$$\ln V_y^n - \ln V^n = \lambda_n \cdot \ln(p'/p'_y) \quad (16)$$

$$\ln V_y^n - \ln V^n = \kappa_n \cdot \ln(p'/p'_y) \quad (17)$$

其中 $\lambda_n = C \cdot \lambda_c$, $\kappa_n = C \cdot \kappa_c$, V_y^n 为 e_y 对应的本征体积。当 $C = 1$ 时, 式(16)、(17)退化为 Den 等^[26]的特征体积 V 与有效固结应力 p' 的双对数线性关系。

参照材料力学自然应变的概念, 在数学上定义相应于本征体积 V^n 的自然应变, 为了区别, 将其命名为本征应变 ε^n :

$$\varepsilon^n = - \int_{V_0^n}^{V^n} \frac{dV^n}{V^n} = - \ln \left(\frac{V^n}{V_0^n} \right) \quad (18)$$

将式(18)代入到式(16)、(17)中得到结构性软黏土的本征压缩定律:

$$\varepsilon^n - \varepsilon_y^n = \lambda_n \cdot \ln(p'/p'_y) \quad (19)$$

$$\varepsilon^n - \varepsilon_y^n = \kappa_n \cdot \ln(p'/p'_y) \quad (20)$$

式中, ε_y^n 为 e_y 对应的本征应变。

对于非结构性软黏土(重塑样), 如图2所示。

正常压缩线: $\varepsilon - \varepsilon_y = \lambda_i/V_0 \cdot \ln(p'/p'_y)$, (21)

回弹再压缩线: $\varepsilon - \varepsilon_y = \kappa/V_0 \cdot \ln(p'/p'_y)$ 。 (22)

因此, 结构性软黏土压缩曲线 $\varepsilon^n - \ln p'$ 表达式(19)、(20)和临界状态土力学中重塑样压缩曲线 $\varepsilon - \ln p'$ 表达式(21)、(22)具有相同的形式。只要将重塑样压缩曲线表达式中的 ε 换成 ε^n , λ_i/V_0 换成 λ_n , κ/V_0 换成 κ_n , 就可以得到结构性软黏土的一维压缩曲线表达式。这为建立结构性软黏土的本构模型提供了一个新的途径。

3.2 结构性软黏土蠕变方程的推导

Mesri 等^[4]等试验结果表明: 结构性软黏土的一维压缩过程中, 次压缩指数 ψ ($\psi = d(-e)/d(\ln t)$) 并非重塑样那样保持常数, 而是随着结构的破坏而逐渐变化, 且次压缩指数与其相应的压缩指数的比值基本保持一个常数, 这一概念也被越来越多学者证实, 而且可以推广到土体的任何加载阶段, 则有

$$\psi / \lambda = \psi_i / \lambda_i = \text{constan} t \quad (23)$$

其中 $\text{constan} t$ 为材料参数, ψ_i 为相应于 λ_i 的固有次压缩指数。将式(23)代入到式(12)中得到

$$\psi = \psi_c (1 + C \cdot e) \quad (24)$$

式中, $\psi_c = \text{constan } t \cdot \lambda_c = \psi_i / (1 + Ce_i)$, 考虑到 $\psi = d(-e)/d(\ln t)$, 对式 (24) 进行积分得到

$$\ln|1 + C \cdot e_r| - \ln|1 + C \cdot e| = C \cdot \psi_c \ln(T/T_0) \quad (25)$$

其中 T_0 , e_r 分别为参考时间和参考时间对应的孔隙比。

利用上文提出的本征应变 ε^n 概念, 将式 (25) 改写成以下形式:

$$\varepsilon^n - \varepsilon_r^n = \psi_n \ln(T/T_0) \quad (26)$$

其中 $\psi_n = C\psi_c$, ε_r^n 为 e_r 对应的本征应变, 上式为结构性软黏土的蠕变方程表达式。

3.3 结构性软黏土一维弹黏塑性模型的建立

在上述结构性软黏土的本征压缩定律和蠕变方程的基础上, 将一维非结构性软黏土的弹黏塑性模型推广到 $\varepsilon^n - \ln p' - \ln T$ 坐标系中, 建立结构性软黏土一维弹黏塑性模型。

为了便于模型的推导, 将图 1 中的 ε 轴换成 ε^n 轴, 则等黏塑性应变率线变为等黏塑性本征应变率线, 如图 4 所示。

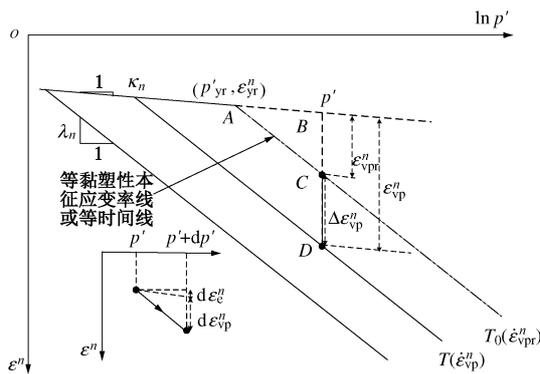


图 4 结构性软黏土一维弹黏塑性模型的示意图

Fig. 4 Schematic plot of 1D elastic viscoplastic model for structured clays

类似于式 (1), 将本征应变的应变率写成弹性部分和黏塑性部分之和:

$$\dot{\varepsilon}^n = \dot{\varepsilon}_e^n + \dot{\varepsilon}_{vp}^n \quad (27)$$

由式 (20) 和图 4 知弹性本征应变率:

$$\dot{\varepsilon}_e^n = \kappa_n \dot{p}' / p' \quad (28)$$

式 (26) 对时间求导, 并考虑到蠕变阶段有效固结应力不变, 得到

$$\dot{\varepsilon}_{vp}^n = \psi_n / T \quad (29)$$

类似于非结构性软黏土一维弹黏塑性模型的推导过程, 得到结构性软黏土的黏塑性本征应变率:

$$\dot{\varepsilon}_{vp}^n = \dot{\varepsilon}_{vpr}^n \exp\left(-\frac{\Delta\varepsilon_{vp}^n}{\psi_n}\right) \quad (30)$$

式中, $\dot{\varepsilon}_{vp}^n$ 和 $\dot{\varepsilon}_{vpr}^n$ 分别为任意时间 T 和参考时间 T_0 对应的黏塑性本征应变率, $\Delta\varepsilon_{vp}^n$ 为相对于参考时间 T_0 的黏

塑性本征应变增量, 如图 4 中 \overline{CD} 所示。

同式 (9) 中 $\Delta\varepsilon_{vp}$, $\Delta\varepsilon_{vp}^n$ 采用不同的数学表述方法, 式 (30) 对应不同的数学表达式, 不失一般性, 当 $\Delta\varepsilon_{vp}^n$ 表示为 $\Delta\varepsilon_{vp}^n = \varepsilon^n - \varepsilon_{yr}^n - \lambda_n \ln(p' / p'_{yr})$ 时, 可以得到黏塑性本征应变率的表达式:

$$\dot{\varepsilon}_{vp}^n = \dot{\varepsilon}_{vpr}^n \exp\left(-\frac{1}{\psi_n}(\varepsilon^n - \varepsilon_{yr}^n - \lambda_n \ln(p' / p'_{yr}))\right) \quad (31)$$

式中, p'_{yr} , ε_{yr}^n 分别为参考等黏塑性本征应变率线上的先期固结应力及其相应的本征应变。

将式 (28)、(31) 代入式 (27) 中得到以 $\dot{\varepsilon}^n$, ε^n , p' 和 \dot{p}' 表达的结构性软土的一维弹黏塑性模型:

$$\dot{\varepsilon}^n = \kappa_n \frac{\dot{p}'}{p'} + \dot{\varepsilon}_{vpr}^n \exp\left(-\frac{1}{\psi_n}(\varepsilon^n - \varepsilon_{yr}^n - \lambda_n \ln(p' / p'_{yr}))\right) \quad (32)$$

由本征应变和工程应变 ($\varepsilon = (e_0 - e) / V_0$) 的定义, 且在考虑的变形范围内满足 $(1 + C \cdot e) / (1 + C \cdot e_0) > 0$, 则本征应变和工程应变的关系如下:

$$\varepsilon^n = -\ln\left(1 - C \cdot \varepsilon \cdot \frac{1 + e_0}{1 + Ce_0}\right) \quad (33a)$$

$$\dot{\varepsilon}^n = \frac{C \cdot (1 + e_0) \cdot \dot{\varepsilon}}{1 + Ce_0 - C \cdot (1 + e_0) \cdot \varepsilon} \quad (33b)$$

将式 (33) 代入式 (32) 得到以 $\dot{\varepsilon}$, ε , p' 和 \dot{p}' 表达的结构性软黏土一维弹黏塑性模型:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1 - A\varepsilon}{A} \left\{ \kappa_n \frac{\dot{p}'}{p'} + \dot{\varepsilon}_{vpr}^n \exp\left[-\frac{1}{\psi_n} \left(\ln \frac{1 - A\varepsilon_{yr}}{1 - A\varepsilon} - \lambda_n \ln \frac{p'}{p'_{yr}} \right) \right] \right\} \quad (34)$$

式中, $A = C \cdot (1 + e_0) / (1 + Ce_0)$ 。

考虑到 C 值的分段性, 模型参数共有 9 个: C , e_i , $\dot{\varepsilon}_{vpr}^n$, ε_{yr} , p'_{yr} , κ_n , λ_n , ψ_n , e_0 。

通过与 Yin 等^[5-6]没有考虑结构效应的一维弹黏塑性模型比较, 本文模型只多了两个描述结构效应的参数 C 和 e_i 。由前文分析知, $C = 0$, 结构效应将逐渐消失, 接近重塑土。式 (34) 两边对 $C \rightarrow 0$ 取极限得到

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\kappa \dot{p}'}{(1 + e_0)p'} + \frac{\psi_i}{(1 + e_0)T_0} \exp\left[-\frac{V}{\psi_i} \cdot (\varepsilon - \varepsilon_{yr})\right] \cdot \left(\frac{p'}{p'_{yr}}\right)^{\frac{\lambda_i}{\psi_i}} \quad (35)$$

上式与 Yin 等^[5-6]的一维弹黏塑性模型的表达式几乎一致, 说明本文提出的结构性软黏土一维弹黏塑性模型, 在不考虑结构性时 (当 $C \rightarrow 0$ 时) 可以退化到 Yin 等^[5-6]的非结构性软土的一维弹黏塑性模型。

3.4 模型的固结耦合

为了分析结构性软黏土的一维固结性状, 将本文模型和一维固结理论进行耦合。由达西定律得到质量

连续方程:

$$\frac{1+e_0}{\gamma_w} \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k}{1+e} \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \quad (36)$$

式中 z 为水位深度; u 为超孔隙水压; k 为渗透系数; γ_w 为水的重度。试验研究表明渗透系数 k 可以随孔隙比的变化而变化, 如 Berry 等^[28]所提出的关系式:

$$k = k_0 10^{(e-e_0)/c_k} \quad (37)$$

其中, k_0 为初始孔隙比 e_0 对应的渗透系数, c_k 为渗透指数。

式 (34)、(36) 结合有效应力原理得到饱和软土一维固结-蠕变耦合的控制方程。可运用有限元、有限差分等方法对控制方程求解。

3.5 模型参数的确定

本文提出的考虑结构性的软黏土一维弹黏塑性模型的参数主要分为以下 4 类:

(1) 结构破坏效应参数

描述结构破坏效应的参数包括 C 和 e_i 。如图 2 所示, e_i 可以根据原始压缩曲线形状在高应力阶段近似获取, 即当压缩指数接近固有压缩指数 λ_i 时的孔隙比; 在原始压缩曲线上靠近初始结构屈服点处取一点 1, 相应的孔隙比和压缩指数分别为 e_1 和 λ_1 , 如图 2 所示, 由式 (12) 得到

$$\lambda_1 = \lambda_c \cdot (1 + C e_1) \quad (38)$$

考虑到 $\lambda_c = \lambda_i / (1 + C e_i)$, 则可得到

$$C = (\lambda_1 - \lambda_i) / (\lambda_i e_1 - \lambda_1 e_i) \quad (39)$$

结构效应参数还可以用经验法确定。Chai 等^[29]经过试验研究发现, 当结构性软土由天然含水率 w 压缩至塑限含水率 w_p 时, 土体结构大部分已破坏, 笔者^[27]也经过线性回归得到 e_i 的经验公式: $e_i = e_0 - 0.084(w - w_p) - 0.4157$ 。确定 e_i 的经验值之后, 可由式 (39) 近似估计 C 值。对于大多数结构性软黏土, e_i 约为初始孔隙比 e_0 的 40%~70%, 而 C 大致分布在 -0.5~-5 之间^[27]。

最后必须指出的是, 当天然软黏土的一维压缩曲线中没有明显的初始结构屈服点时, 本文模型将不再适用。

(2) 压缩参数

压缩参数包括 κ_n , λ_n , ε_{yr} , p'_{yr} , e_0 。从式 (16)、(17) 知: $\lambda_n = C \cdot \lambda_c$, $\kappa_n = C \cdot \kappa_c$, 其中 $\lambda_c = \lambda_i / (1 + C \cdot e_i)$, 由式 (15) 知 $\kappa_c = \kappa / (1 + C \cdot e_y)$, 由于弹性变形很小亦可取 $\kappa_c = \kappa / (1 + C \cdot e_0)$ 。其中 λ_i 可以由重塑样的一维压缩试验 (常规压缩试验或者一维 CRS 压缩试验) $e - \ln p'$ 曲线的正常压缩段的斜率得到。若没有重塑样的试验资料, λ_i 可以通过原状样的一维压缩曲线的高应力阶段做延长线的方法进行估

计。 κ 可以通过原状样的一维压缩曲线的回弹再压缩段的斜率得到。确定了 λ_i , κ , 再结合 C , e_i 可以得到 κ_n , λ_n 值:

$$\left. \begin{aligned} \kappa_n &= C \cdot \kappa / (1 + C \cdot e_0) \\ \lambda_n &= C \cdot \lambda_i / (1 + C \cdot e_i) \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

初始孔隙比 e_0 可以通过常规土工试验确定; 对于结构性软黏土的初始屈服应力 p'_{yr} 和相应的屈服应变 ε_{yr} 可以由原状样的一维压缩曲线通过 Cassagrande 法直接确定。

(3) 蠕变参数

包括 ψ_n 和 ε_{vpr}^n , 均可以通过一维常规固结 (压缩) 试验 (24 h) 直接获得。固有次压缩指数 ψ_i 可由重塑样的一维常规固结试验确定, 取主固结完成后的 $e - \ln t$ 曲线的斜率为 ψ_i 。如果没有进行重塑样的一维常规固结试验, ψ_i 可由原状样的一维常规固结试验中高应力荷载级别下的 $e - \ln t$ 曲线近似确定。由式 (26) 知 $\psi_n = C \cdot \psi_c$, 由式 (24) 知 $\psi_c = \psi_i / (1 + C \cdot e_i)$, 则:

$$\psi_n = C \cdot \psi_i / (1 + C \cdot e_i) \quad (41)$$

将 $T_0 = 24h$ 或者 $T_0 = T_{EOP}$ 代入到式 (29) 中得到对应于 p'_{yr} 的参考黏塑性本征应变率:

$$\dot{\varepsilon}_{vpr}^n = \psi_n / T_0 = C \cdot \psi_i / [(1 + C \cdot e_i) \cdot T_0] \quad (42)$$

(4) 渗透参数

包括初始孔隙比 e_0 对应的渗透系数 k_0 和渗透指数 c_k 。对于 c_k , 可以参考 Tavenas 等^[30]从试验得到的结论, 取 $c_k = e_0 / 2$ 。对于 k_0 , 可以通过渗透试验直接确定, 也可以通过一维固结试验确定。

综上所述, 本文模型所有参数都可以通过试验直接确定。

4 模型的试验验证

通过对典型结构性软黏土的一维常规压缩试验、一维等应变率压缩试验 (CRS)、一维长期蠕变试验的模拟, 来验证本文模型的有效性。

4.1 一维常规压缩试验模拟

笔者对宁波深厚软土的压缩特性进行了大量的试验研究, 现以深度为 11.15~11.45 m 的原状土样 11-1 的一维常规压缩试验 (24 h) 为例来验证本文模型。土样 11-1 的基本物理性质如表 1 所示, 荷载级别为: 25 kPa→50 kPa→100 kPa→150 kPa→200 kPa→300 kPa→400 kPa→600 kPa→800 kPa→1600 kPa, 每级荷载持续 24 h。用本文模型对一维常规压缩试验进行模拟, 按照 3.5 节方法确定的模型参数见表 2。

图 5 为次压缩指数随固结压力的变化曲线。由图知, 模型计算出的次压缩指数随固结压力的变化规律和试验结果是一致的: 当固结应力较小时, 次压缩指

数随着竖向固结应力的增大而显著增大,当次压缩指数达到最大值后,次压缩指数随着固结应力的增大而缓慢减小。次压缩指数的最大值出现在 100 kPa 附近,说明次压缩指数最大值与土体结构在初始屈服应力附近发生破坏有关。当固结应力大于这个值时,多数颗粒间的联结已经破坏,土颗粒之间的联结发生进一步破坏的数量和速率明显减慢,压缩指数、次压缩指数会随着固结应力增大而减小。另外,计算得到的 ψ 的峰值比试验值大,这是由于本文的结构破坏效应描述模式与实际情况有一定的偏差引起的。但是总的来说,本文模型能大致描述 ψ 会随着固结应力的变化趋势。

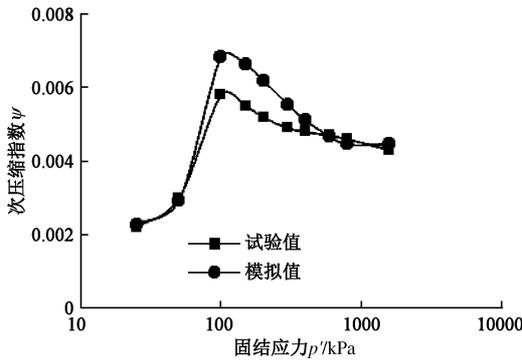


图 5 次压缩指数与固结应力的关系

Fig. 5 Relationship between ψ and p' of Ningbo clay 11-1

Mesri 等^[4]认为 ψ/λ (等于 C_α/C_c) 基本为一常数,对于无机质黏土, $\psi/\lambda=0.04\pm 0.01$,对于有机质黏土, $\psi/\lambda=0.05\pm 0.01$ 。由图 6 可知,通过线性拟合,笔者由一维常规压缩试验得到的宁波软黏土 11-1 的 ψ/λ 值基本上是一个常数,其值为 0.034 (相关系数 $R^2=0.9481$),略高于无机质黏土的下限值。通过本文模型模拟出的宁波软土的 ψ/λ 值为 0.0358 (相关系数

$R^2=0.9876$),与试验值很接近,说明本文模型与 Mesri 等的结论相符,能很好的模拟天然软黏土在结构破坏过程中次压缩指数的变化规律。

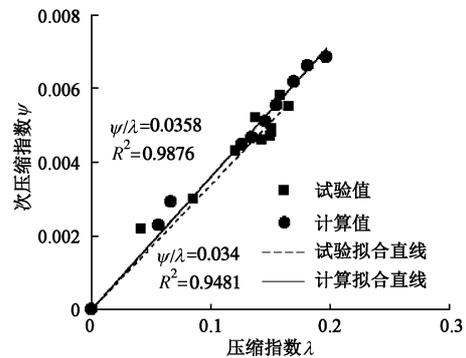


图 6 次压缩指数与压缩指数的关系

Fig. 6 Relationship between ψ and λ of Ningbo clay 11-1

4.2 一维等应变率压缩试验模拟

分别对 Leroueil 等^[2]的 Berthierville clay 和 Jia^[20]的 Ariake clay 的一维等应变率压缩试验进行了计算。Berthierville clay 和 Ariake clay 的基本物理力学性质参见表 1,完成模拟需要的模型参数见表 2。

图 7 和图 8(a) 分别是 Ariake clay 和 Berthierville clay 的一维常应变率试验结果和模拟结果的对比。从图可以看出,无论是压缩曲线的形状还是初始屈服应力的大小,模拟结果均与试验结果吻合的较好,表明本文的模型能很好的描述结构性软黏土在一维压缩条件下的应变率效应和结构破坏效应的耦合。

图 8(b) 为不考虑结构破坏效应时等应变率压缩模拟曲线和试验曲线的对比图。不考虑结构效应时,可令 C 值接近 0 ($C=0.0001$),固有压缩指数 λ_i 可取

表 1 本文模拟的结构性软黏土的基本物理力学指标

Table1 Basic physico-mechanical parameters of selected structured soft clays

试样	取样深度/m	天然含水率/%	天然重度/(kN·m ⁻³)	天然孔隙比	土粒比重	液限/%	塑限/%	塑性指数	液性指数
宁波软黏土 11-1	11.1~11.3	44.7	17.9	1.17	2.74	42.2	24.6	17.6	1.14
宁波软黏土 33-3	33.6~33.9	43.5	18.2	1.16	2.74	48.4	25.4	23.0	0.79
Ariake clay ^[20]	6~6.9	140	—	3.5	—	118	53	65	1.34
Berthierville clay ^[2]	3.2~3.5	80	—	1.73	—	43	22	21	2.76

表 2 模型参数的取值汇总表

Table 2 Values of model parameters for selected clays

土样	λ_n	κ_n	p'_{y^*}/kPa	ε_{y^*}	ψ_n	$\dot{\varepsilon}_{y^*}^n/(min^{-1})$	C	e_i	$k_0/(m \cdot min^{-1})$	c_k
宁波软土 11-1	0.2169	0.0205	79.1	0.0415	0.0074	5.15×10^{-6}	-8.13	0.70	1.4×10^{-7}	0.585
宁波软土 33-3	0.2419	0.0258	200	0.0807	0.0058	4.02×10^{-6}	-6.12	0.65	9×10^{-8}	0.58
Ariake clay	0.3037	0.0152	55	0.0220	0.0278*	0.0047	-1.84	2.28	6×10^{-7}	1.75
Berthierville clay	1.8111	0.0501	63	0.0200	0.0981	0.0086	-0.92	1.31	1.2×10^{-7}	0.865
Berthierville clay ^c	8.06×10^{-5}	3.22×10^{-6}	63	0.0200	2.19×10^{-6}	2.00×10^{-7}	0.0001	1.31	1.2×10^{-7}	0.865

注: 上标“c”表示不考虑软土结构破坏效应; 上标“*”的 ψ_n 值由相关试验结果估算得到。

$\varepsilon - \ln p'$ 曲线中应变为 3%~9% 的曲线段的平均斜率。从图可以看出, 不考虑结构破坏效应时, 模拟的压缩曲线将很大程度偏离试验曲线, 这就说明结构性明显影响着天然软黏土的变形性状。

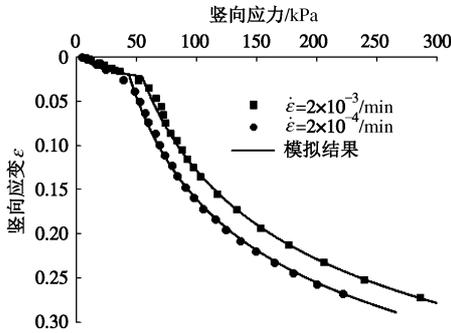
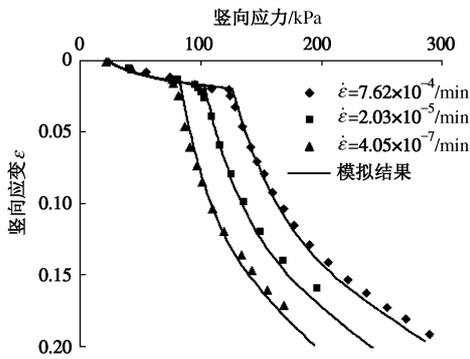
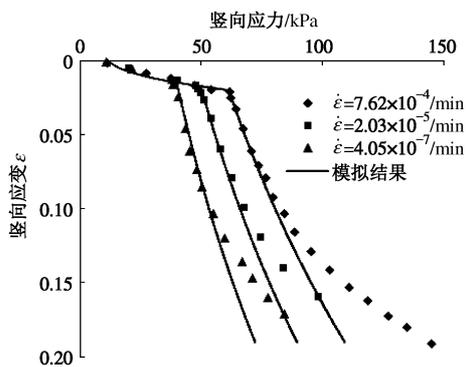


图 7 Ariake clay 的 CRS 试验结果和模拟结果的对比

Fig. 7 Comparison between experiments and simulations for CRS oedometer tests on natural Ariake clay



(a) 考虑结构破坏效应



(b) 不考虑结构破坏效应

图 8 Berthierville clay CRS 试验结果和模拟结果的对比

Fig. 8 Comparison between experiments and simulations for CRS oedometer tests on natural Berthierville clay

4.3 一维长期蠕变试验模拟

笔者对宁波 33.6~33.9 m 深的原状软黏土进行了一系列的一维长期蠕变试验, 其基本物理性质参见表 1, 试验方案如下表 3 所示。对宁波软黏土长期蠕变试验进行计算分析所用模型参数见表 2。除此之外, 还以 Leroueil 等^[2]的 Berthierville clay 一维长期蠕变试验

为例验证了模型对结构性软黏土长期变形的模拟效果, 模型参数汇总于表 2。

图 9 和图 10 分别是模型对宁波结构性软土和 Berthierville clay 的一维长期蠕变试验计算曲线和试验曲线的对比。除了图 9 中的 $p'=50$ kPa 以外, 模型预测结果和试验结果吻合得相当好, 不仅能准确描述主固结阶段的变形性状, 而且能准确预测主固结完成后的长期蠕变变形。说明本文模型能很好地模拟结构性软黏土的固结-蠕变的耦合特性, 且能揭示结构性软黏土在长期荷载作用下变形随时间的演化规律, 这为研究软土地下工程的长期变形机理奠定了基础。

表 3 宁波软黏土 33-3 长期压缩蠕变试验方案

Table 3 Test schemes of long-term compression creep on natural Ningbo clay 33-3

试验编号	预压荷载 /kPa	长期蠕变荷载 p'/kPa	固结蠕变时间 /d
C-50	0	50	30
C-100	0	100	30
C-200	0	200	30
C-400	0	400	30
C-600	0	600	30
C-800	400	800	30
C-1600	400	1600	30

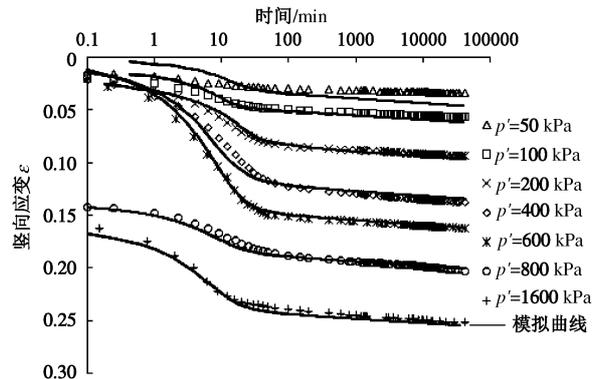


图 9 宁波软黏土 3-33 长期压缩蠕变试验曲线和计算曲线

Fig. 9 Test and calculated results of long-term compression creep tests on natural Ningbo clay 33-3

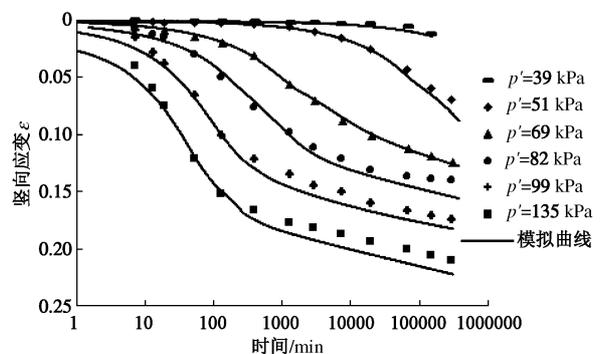


图 10 Berthierville clay 长期压缩蠕变试验曲线和计算曲线

Fig. 10 Test and calculated results of long-term compression creep tests on Berthierville clay

5 结 论

本文提出了一个能综合考虑时效特性和结构破坏效应的软黏土的一维弹黏塑性模型, 初步结论:

(1) 推导了结构性软黏土的一维本征压缩定律, 它与经典土力学重塑样一维压缩定律 (λ 线、 κ 线) 具有相同的数学形式, 简化了由非结构性软黏土的本构模型向结构性本构模型的推广过程。

(2) 推导了结构性软黏土在恒定荷载下的蠕变方程, 为结构性软黏土的时效本构模型研究提供了新的思路。

(3) 当 $C \rightarrow 0$ 时, 本文模型可以退化到 Yin 等为代表的考虑结构性的一维弹黏塑性模型, 这表明本文模型能把软黏土结构性和非结构性统一起来。

(4) 本文模型所有参数都可以通过试验方法直接确定, 方便快捷, 便于工程应用。

(5) 对一维常规压缩试验、等应变率压缩试验、长期蠕变试验进行模拟, 并与试验结果对比分析, 表明本文模型能很好地描述结构性软黏土结构破坏特征和时效特征的耦合效应, 也为研究结构性软黏土的三维时效本构模型奠定了基础。

参考文献:

- [1] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F, et al. Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays[J]. *Géotechnique*, 1985, **35**(2): 159 - 180.
- [2] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F. Study of the validity of a $\sigma'_v - \varepsilon_v - \dot{\varepsilon}_v$ model in in situ conditions[J]. *Soils and Foundations*, 1988, **28**(3): 13 - 25.
- [3] BJERRUM L. Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings[J]. *Géotechnique*, 1967, **17**(2): 83 - 118.
- [4] MESRI G, GODLEWSKI P M. Time and stress-compressibility interrelationship[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 1977, **103**(5): 417 - 430.
- [5] YIN J, GRAHAM J. Viscous-elastic-plastic modelling of one-dimensional time-dependent behaviour of clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1989, **26**(2): 199 - 209.
- [6] YIN J, GRAHAM J. Equivalent times and one-dimensional elastic viscoplastic modelling of time-dependent stress-strain behaviour of clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1994, **31**(1): 42 - 52.
- [7] YIN Z, WANG J. A one-dimensional strain-rate based model for soft structured clays[J]. *Science China Technological Sciences*, 2012, **55**(1): 90 - 100.
- [8] 王立忠, 但汉波. K_0 固结软黏土的弹黏塑性本构模型[J]. *岩土工程学报*, 2007, **29**(9): 1344 - 1354. (WANG Li-zhong, DAN Han-bo. Elastic viscoplastic constitutive model for K_0 -consolidated soft clays[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, **29**(9): 1344 - 1354. (in Chinese))
- [9] NASH D, BROWN M. A comparison of four elastic visco-plastic models for soft clay[M]. *Constitutive Modeling of Geomaterials*, 2013: 121 - 124.
- [10] 柯文汇, 陈建, 盛谦, 等. 一个描述软黏土时效特性的一维弹黏塑性模型[J]. *岩土力学*, 待刊. (KE Wen-hui, CHEN Jian, SHENG Qian, et al. A one-dimensional elasto-viscoplastic model for describing time-dependent behavior of soft clays[J]. *Rock and Soil Mechanics*, in press. (in Chinese))
- [11] BAUDET B, STALLEBRASS S. A constitutive model for structured clays[J]. *Géotechnique*, 2004, **54**(4): 269 - 278.
- [12] LIU M D, CARTER J P. Modelling the destructuring of soils during virgin compression[J]. *Géotechnique*, 2000, **50**(4): 479 - 483.
- [13] 蒋明镜, 刘静德, 孙渝刚. 基于微观破坏规律的结构土本构模型[J]. *岩土工程学报*, 2013, **35**(6): 1134 - 1139. (JIANG Ming-jing, LIU Jing-de, SUN Yu-gang. Constitutive relation considered the soils structure[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, **35**(6): 1134 - 1139. (in Chinese))
- [14] 尹振宇. 天然软黏土的弹黏塑性本构模型: 进展及发展[J]. *岩土工程学报*, 2011, **33**(9): 1357 - 1369. (YIN Zhen-yu. Elastic viscoplastic models for natural soft clay: review and development[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, **33**(9): 1357 - 1369. (in Chinese))
- [15] KARIM M R, OKA F, KRABBENHOFT K, et al. Simulation of long-term consolidation behavior of soft sensitive clay using an elasto-viscoplastic constitutive model[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2013, **37**(16): 2801 - 2824.
- [16] HINCHBERGER S D, QU G. Viscoplastic constitutive approach for rate-sensitive structured clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2009, **46**(6): 609 - 626.
- [17] 曾玲玲, 刘松玉, 洪振舜. 考虑土结构性影响的改进 EVP 压缩模型[J]. *东南大学学报(自然科学版)*, 2012, **42**(2): 346 - 351. (ZENG Ling-ling, LIU Song-yu, HONG Zhen-shun.

- Modified EVP model considering effect of soil structure[J]. Journal of Southeast University(Natural Science Edition), 2012, **42**(2): 346 - 351. (in Chinese))
- [18] LOW H, PHOON K, TAN T, et al. Effect of soil microstructure on the compressibility of natural Singapore marine clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, **45**(2): 161 - 176.
- [19] JUNG Y, FINNO R J, CHO W. Stress-strain responses of reconstituted and natural compressible Chicago glacial clay[J]. Engineering Geology, 2012, **129**(1): 9 - 19.
- [20] JIA R. Consolidation behavior of Ariake clay under constant rate of strain[D]. Saga: Saga University, 2010.
- [21] SMITH P R, JARDINE R J, HIGHT D W. The yielding of Bothkennar clay[J]. Géotechnique, 1992, **42**(2): 257 - 274.
- [22] ISLAM M K, CARTER J P, SIDDIQUEE M, et al. A method for derivation of compression equation and value of degradation exponent for structured soils[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2013, **31**(5): 1587 - 1601.
- [23] PERRET D, LOCAT J, LEROUEIL S. Strength development with burial in fine-grained sediments from the Saguenay Fjord, Quebec[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1995, **32**(2): 247 - 262.
- [24] TANAKA H, LOCAT J, SHIBUYA S, et al. Characterization of Singapore, Bangkok, and Ariake clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001, **38**(2): 378 - 400.
- [25] 曾玲玲, 洪振舜, 刘松玉, 等. 天然沉积结构性土的次固结变形预测方法[J]. 岩土力学, 2011, **32**(10): 3136 - 3142. (ZENG Ling-ling, HONG Zhen-shun, LIU Song-yu, et al. A method for predicting deformation caused by secondary consolidation for naturally sedimentary structural clays[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(10): 3136 - 3142. (in Chinese))
- [26] DEN H E J. The formulation of virgin compression of soils[J]. Géotechnique, 1992, **42**(3): 465 - 483.
- [27] 柯文汇, 陈建, 盛谦, 等. 结构性软黏土一维压缩变形特性的数学描述[J]. 长江科学院院报, 待刊. (KE Wen-hui, CHEN Jian, SHENG Qian, et al. Description of one-dimensional compression behaviour for structured soft clays[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, in press. (in Chinese))
- [28] BERRY P L, POSKITT T J. The consolidation of peat[J]. Géotechnique, 1972, **22**(1): 27 - 52.
- [29] CHAI J, MIURA N, ZHU H, YUDHBIR. Compression and consolidation characteristics of structured natural clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2004, **41**(6): 1250 - 1258.
- [30] TAVENAS F, JEAN P, LEBLOND P, et al. The permeability of natural soft clays. Part II: Permeability characteristics[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1983, **20**(4): 645 - 660.

本期广告索引

- 封2 南京嘉兆仪器设备有限公司
 封3 北京理正软件股份有限公司
 封4 南瑞集团水利水电技术分公司
 后插1 西安力创材料检测技术有限公司
 后插2 重庆地质仪器厂