

# 湖相软土单轴蠕变特性及其模型研究

付贵海, 阳 标\*, 张根宝, 郭尤林

(湖南城市学院 土木工程学院, 湖南 益阳 413000)

**摘要:** 通过长期单轴蠕变试验, 获得了湖相软土在不同应力水平下的应力-应变-时间的关系曲线, 据此研究该软土的蠕变变形特性; 在此基础上, 利用非线性牛顿黏壶代替广义西原模型中的线性牛顿黏壶, 将其从一维泛化到三维应力空间, 建立了改进广义西原模型; 利用曲线拟合法确定蠕变模型参数, 并对该模型进行数值模拟验证. 结果表明: 软土在加载的瞬时均有一定的瞬时变形, 然后随着时间的延长, 变形也明显增加; 当应力水平低于50 kPa时, 土体蠕变变形以衰减蠕变为主, 处于黏弹性阶段; 当应力水平高于50 kPa时, 土体出现了衰减蠕变和稳定蠕变, 呈塑性, 并进入黏塑性阶段; 由于环刀的侧限作用, 软土土样未出现加速蠕变; 改进广义西原模型具有非线性, 由其计算所得的理论曲线能较好地与实测的蠕变试验曲线相吻合.

**关键词:** 湖相软土; 蠕变试验; 衰减蠕变; 稳定蠕变; 改进广义西原模型

中图分类号: TU411 文献标识码: A doi:10.3969/j.issn.1672-7304.2023.03.0001

文章编号: 1672-7304(2023)03-0001-07

## Study on uniaxial creep characteristics and model of lacustrine soft soil

FU Guihai, YANG Biao\*, ZHENG Genbao, GUO Youlin

(School of Civil Engineering, Hunan City University, Yiyang, Hunan 413000, China)

**Abstract:** Through long-term uniaxial creep test, the stress-strain-time relation curve of lacustrine soft soil under different stress levels was obtained, and the creep deformation characteristics of the soft soil were studied. On this basis, the nonlinear Newton dashpot was used to replace the linear Newton dashpot in the generalized Nishihara model, and it was generalized from one-dimensional to three-dimensional stress space. The improved generalized Nishihara model was established, and the parameters of the rheological model were determined by curve fitting method, and the model was verified by numerical simulation. The results show that the soft soil has a certain instantaneous deformation at the moment of loading, and then the deformation increases obviously with the increase of time. When the stress level is lower than 50 kPa, the creep deformation is mainly attenuated creep, and the soil is in the viscoelastic stage; When the stress level is higher than 50 kPa, attenuated creep and stable creep occur, and the soil appears plasticity and enters the viscoplastic stage. There is no accelerated creep of the soft soil sample due to the lateral limiting effect of the ring cutter. The improved generalized Nishihara model is nonlinear, and the calculated theoretical curve is in good agreement with the measured creep test curve.

**Key words:** lacustrine soft soil; creep test; attenuation creep; stable creep; improved generalized Nishihara model

单向固结蠕变试验是采用常规固结仪在侧限条件下对土样进行不同恒定荷载的固结试验. 人们可以通过其土样变形随时间的变化分析土样的固结蠕变特性, 且因其操作比较简便, 许多黏土蠕变试验通常利用常规固结仪进行. 国外, 对软土单向固结蠕变特性的试验研究开展较早. 如1967年, Bjerrum<sup>[1]</sup>根据软土单向固结蠕变试验结果, 提出了长期压缩沉降的等时  $e$ - $lgp$  曲线图, 用

以计算重塑黏土的次固结变形, 并将计算结果用于解释天然沉积黏土的超固结机理. 此后, Leroueil 等<sup>[2]</sup>、Kabbaj 等<sup>[3]</sup>和 Mesri 等<sup>[4]</sup>也开展了一系列的软土单向固结蠕变试验研究. 在我国, 根据形成原因的不同, 软土分为海相、湖相、三角洲相等几种不同的类型, 不同地区的软土, 由于形成原因的不同, 其化学成分、微观结构和应力历史也存在较大的差异, 这导致其工程特性具

收稿日期: 2023-02-27

基金项目: 湖南省自然科学基金项目(2021JJ50142, 2022JJ50265); 国家级大学生创新创业训练计划项目(202111527034)

第一作者简介: 付贵海(1975—), 男, 河南潢川人, 教授, 博士, 主要从事软基处理及桩基工程研究. E-mail: fugui6666@126.com. \*通信作者简介: 阳标(2001—), 男, 湖南衡东人, 本科生, 主要从事岩土工程研究. E-mail: 1178549024@qq.com

有明显的区域性。沿海城市如上海、广州、天津等经济发达，房屋建筑和市政基础设施建设发展迅速，因此国内学者对上述地区的海相软土蠕变特性研究成果相对较多<sup>[5-8]</sup>。目前对湖相软土的相关特性研究较少。因此，本文选取洞庭湖地区典型软土试样，开展单向固结蠕变试验，分析其蠕变特性，并建立相应的非线性蠕变模型，以期为湖相软土地区工程项目长期变形计算提供理论参考。

### 1 试验方案

试验土样取自洞庭湖湖区典型软土地段，属湖相软土，具有大孔隙比、高含水率、低抗剪强度、高压缩性等软土典型特性，其物理力学性质指标见表1。单向压缩蠕变试验采用国产GJ-1型3联式单杠杆中压固结仪，土样面积为30 cm<sup>2</sup>，高度为20 mm。分别针对土样1、土样2进行平

行蠕变试验：采用逐级加载，其加载等级按常规设定，共设6个等级，第1级荷载为25 kPa，其后依次为50、100、200、300和400 kPa。目前，无论是国家还是各土木工程行业制定的土工试验规程均未涉及蠕变试验，故没有统一的蠕变变形稳定标准可循。文献[9]认为，如果试验土样在1天内的变形量小于0.01 mm，则视为其蠕变变形达到稳定，可进入下一级应力水平试验。本文单轴压缩蠕变试验采用文献[9]的稳定标准。

### 2 试验结果与分析

单向压缩蠕变试验采用分级加载法所得全过程蠕变曲线见图1；在分级试验结果的基础上，利用陈氏加载法<sup>[9]</sup>转换处理所得土样分别加载蠕变曲线见图2；不同荷载作用下的蠕变速率曲线见图3。

表1 软土物理性质指标

重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	含水量 $\omega/\%$	孔隙比 $e$	液限 $W_L/\%$	黏聚力 $c/\text{kPa}$	内摩擦角 $\phi/(\text{°})$	压缩模量 $E_s/\text{MPa}$
17.5	42.94	1.24	27.2	7.44	4.57	2.93

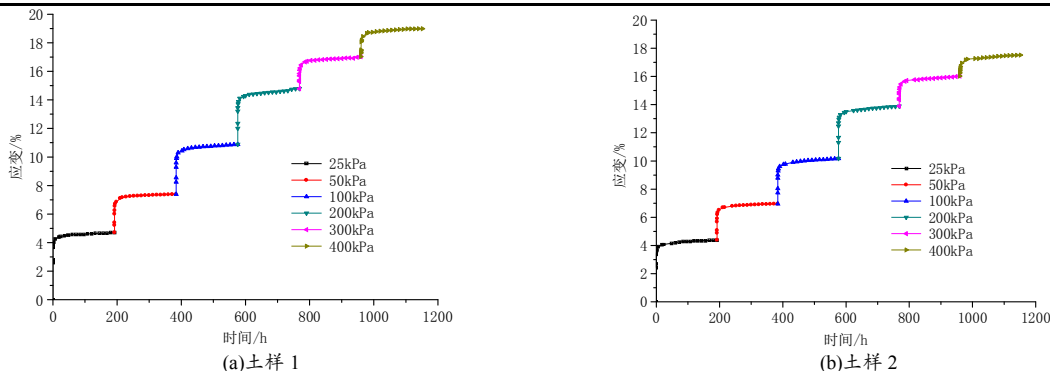


图1 单向压缩全过程蠕变曲线

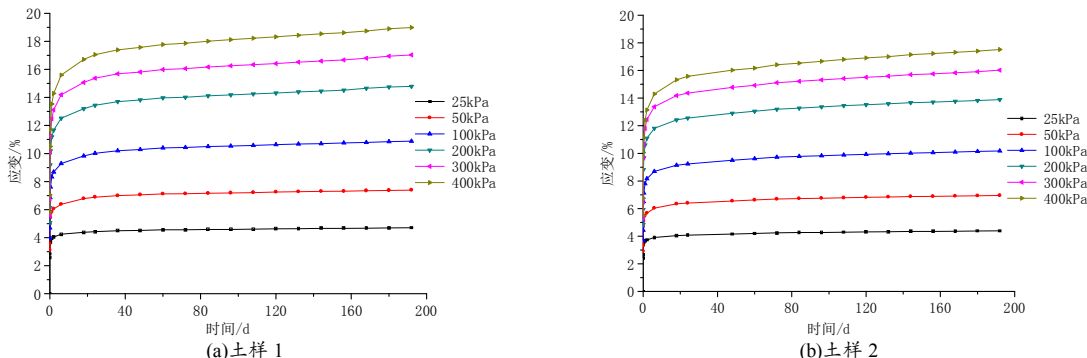


图2 分别加载下土样蠕变曲线

从图1和图2可以看出，2个土样在相同的荷载条件下，应变随时间的发展趋势基本一致，即在加载的瞬时均有一定的瞬时变形，且随时间的延长，变形也明显增加，这说明试验土样具有明显的蠕变特性。土样的蠕变变形随应力水平的

提高而增加：当应力水平较低时(50 kPa及以下)，蠕变变形以衰减蠕变为主，其速率随时间延长逐渐减小，并最终趋于0，且应力水平越低，此阶段对应的持续时间就越长；随着应力水平的进一步提高(100 kPa及以上)，土样变形不断增加，但

其速率趋于稳定, 此时进入蠕变变形的第 2 阶段即稳定蠕变. 此外, 由于环刀约束了土样的侧向变形, 土样被不断挤压而变得更加密实, 其抗剪强度逐渐提高, 因此未出现蠕变变形的第 3 阶段

即加速蠕变. 图 3 显示土样的蠕变速率在加载初期衰减较快, 且随时间延长而趋于稳定, 这进一步反映了土样的蠕变特性. 图 4 为 2 个试验土样的单向压缩蠕变应力-应变等时曲线.

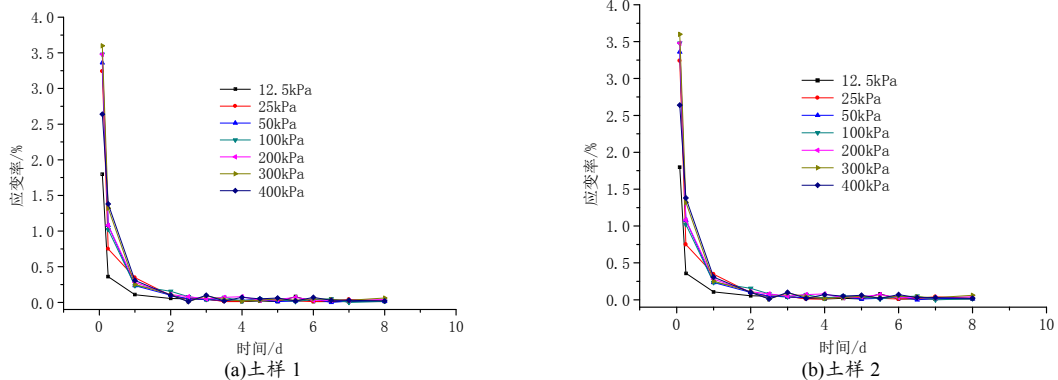


图 3 不同荷载作用下的蠕变速率曲线

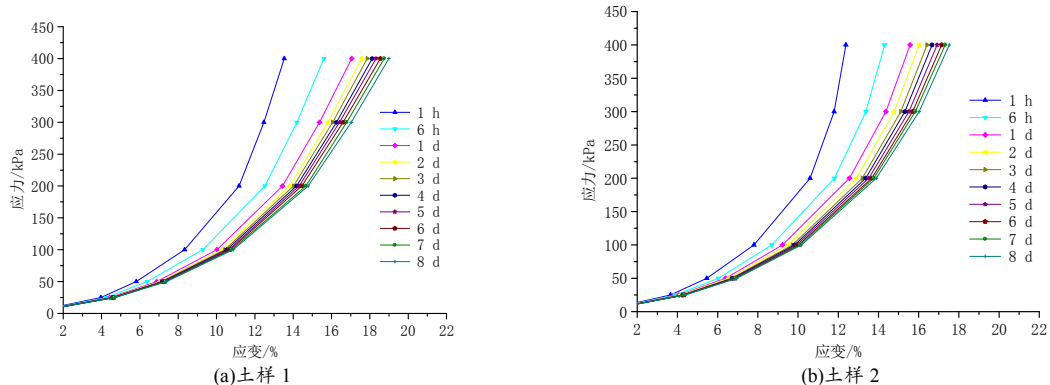


图 4 单向压缩蠕变应力-应变等时曲线

从图 4 可以看出, 不同时刻的应力-应变等时曲线一般情况下不是直线, 而是一簇曲线, 这说明土样蠕变具有非线性. 当应力水平低于 50 kPa 时, 2 个土样的应力-应变等时曲线均近似为直线; 当应力水平高于 50 kPa 时, 则变成曲线. 这说明应力水平为 50 kPa 时, 蠕变曲线出现了明显的转折点. 由此可以认为, 转折点对应的应力即为屈服应力, 即本试验土样的屈服应力为 50 kPa. 当应力水平低于 50 kPa 时, 土体处于黏弹性阶段; 当应力水平高于 50 kPa 时, 土体出现塑性, 进入黏塑性阶段. 因此, 从土样变形的整个过程来看, 可以将软黏土看作弹-黏弹-黏塑材料. 图 4 还显示, 随着时间的推移, 土样的应力-应变等时曲线向应力轴偏转, 并且逐渐靠近, 这反映了土体蠕变的非线性程度由于受到侧限的阻碍而减弱, 即侧限阻碍了蠕变变形的充分发展.

### 3 软土蠕变模型

#### 3.1 模型选取

蠕变试验的目的不仅是为了了解软黏土的蠕

变特性, 更重要的是建立蠕变模型. 从试验结果看, 该软黏土的蠕变同时具有弹性、黏弹性及黏塑性特征, 可将所研究的软黏土视为弹-黏弹-黏塑性体, 而黏弹塑性模型不仅能够反映土体蠕变的瞬时弹性和黏弹性, 还能同时反映不可恢复的塑性变形和黏滞流动, 因此, 可采用黏弹塑性模型来描述本文软黏土的蠕变性状. 西原模型和广义西原模型均是黏弹塑性模型, 且能较好地反映土体变形的弹-黏弹-黏塑性性状. 其中, 西原模型可从总体上描述土体蠕变特性; 广义西原模型能在细节上更好地反映土体的蠕变特性, 是更为完善的蠕变模型, 且其是 1 种元件模型, 便于扩展到多维, 能比较方便地应用到数值计算. 软黏土试样的应力-应变等时曲线在各时刻的形状并不相同, 在应力水平较低时近似为直线, 在应力水平较高时则为曲线, 这说明其蠕变变形具有非线性. 广义西原模型是由线性基本元件组成的黏弹塑性模型, 不能反映软黏土蠕变的非线性, 因此需对广义西原模型进行改进. 本文用非线性元

件代替广义西原模型中的线性元件, 推导了模型的本构方程, 并将其从一维推广至三维应力空间, 建立了三维改进广义西原模型。

### 3.2 非线性黏滞组件

由于基本元件牛顿黏壶 N、虎克弹簧 H、圣维南刚塑体 S 均是线性的, 所以通过串联、并联等组合形式得到的复杂广义模型, 所描述的蠕变总是线性黏弹塑性, 其无法描述岩土蠕变的非线性, 这与蠕变试验中软土表现出的非线性黏弹塑性不相符。通常情况下, 可采用 2 种方法来建立非线性蠕变模型: 第 1 种方法是改进模型理论, 如在模型中采用非线性元件来代替线性元件或采用变参数模型; 第 2 种方法是完全不使用模型理

论, 只采用纯粹的经验公式或其他非线性黏弹性理论。文献[10]认为可用非线性牛顿黏壶来代替线性牛顿黏壶。该黏滞阻尼器所受应力和与其加速度成正比, 即

$$\sigma = \eta \ddot{\gamma}. \quad (1)$$

其中,  $\sigma$  为应力, kPa;  $\eta$  为黏滞系数,  $\text{kPa} \cdot \text{h}^2$ ;  $\ddot{\gamma}$  为应变对时间的二阶导数即应变加速度。

对式(1)积分, 可得:

$$\dot{\gamma} = \int \sigma(t) dt, \quad (2)$$

$$\dot{\gamma} = \int \left[ \int \sigma(t) dt \right] dt. \quad (3)$$

### 3.3 一维改进广义西原模型

一维广义西原模型元件组成示意图如图 5 所示。

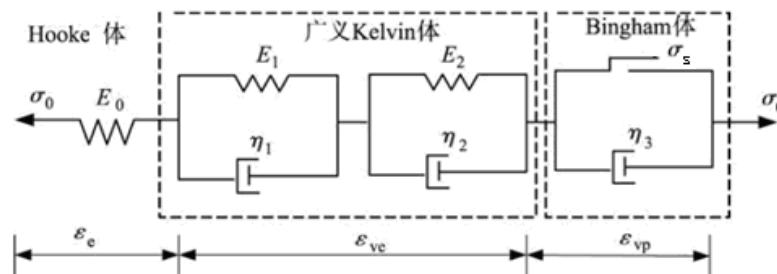


图 5 一维广义西原蠕变模型

从图 5 可以看出, 一维广义西原模型由 Hooke 体、2 个 Kelvin 体和 Bingham 体串联而成, 是一个可以描述岩土材料弹性、黏弹性和黏塑性 3 个阶段的模型, 且其理论比较完善, 能够描述软土衰减蠕变和稳定蠕变, 在岩土工程中应用较多。但因其由线性元件组成, 不能反映材料的非线性蠕变, 所以本文利用上述非线性牛顿黏壶代替模型中的线性牛顿黏壶, 从而建立改进广义西原模型。改进广义西原模型与广义西原模型的结构基本类似, 其弹性和黏弹性阶段的元件仍采用传统的线性元件, 仅黏塑性阶段的牛顿体采用非线性牛顿黏壶。

由于改进广义西原模型在结构形式上与广义西原模型相似, 因此可以用模型理论来推导改进广义西原模型的本构方程。在模型理论中, 当元件串联时, 各单元体担负的荷载相同, 模型的总应变及总应变率分别为各单元体应变、应变率之和; 当元件并联时, 模型的总荷载等于各单元体所担负的荷载之和, 且各单元体的应变相等。利用上述模型理论中本构模型的推导方法, 一维改进广义西原模型的本构方程推导如下:

当模型 2 端施加有恒定的外力  $\sigma_0$  时, 有

$$\sigma_0 = \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3, \quad (4)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{ve1} + \varepsilon_{ve2} + \varepsilon_{vp}, \quad (5)$$

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma_0}{E_0}, \quad (6)$$

$$\sigma_1 = E_1 \varepsilon_{ve1} + \eta_1 \dot{\varepsilon}_{ve1}, \quad (7)$$

$$\sigma_2 = E_2 \varepsilon_{ve2} + \eta_2 \dot{\varepsilon}_{ve2}, \quad (8)$$

$$\sigma_3 - \sigma_s = \eta_3 \ddot{\varepsilon}_{vp}. \quad (9)$$

其中,  $E_0$  为 Hooke 体的弹性模量, kPa;  $E_1$ 、 $E_2$  为广义 Kelvin 体弹簧元件的弹性模量, kPa;  $\eta_1$ 、 $\eta_2$  为广义 Kelvin 体黏壶元件的黏滞系数,  $\text{kPa} \cdot \text{h}^2$ ;  $\eta_3$  为 Bingham 体黏壶元件的黏滞系数,  $\text{kPa} \cdot \text{h}^2$ ;  $\varepsilon$  为模型的总应变;  $\varepsilon_e$  为模型的弹性应变;  $\varepsilon_{ve}$  为模型的黏弹性应变;  $\varepsilon_{vp}$  为模型的黏塑性应变;  $\sigma_s$  为 Bingham 体塑性元件的屈服应力, kPa;  $\sigma_0$  为模型 2 端的应力, kPa。

由式(4)~式(9)可推导出改进的一维广义西原模型的本构方程:

当  $\sigma_0 < \sigma_s$  时, 模型退化为广义 Kelvin 模型, 即

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_0} + \frac{\sigma_0}{E_1} (1 - e^{-E_1 t / \eta_1}) + \frac{\sigma_0}{E_2} (1 - e^{-E_2 t / \eta_2}); \quad (10)$$

当  $\sigma_0 \geq \sigma_s$  时, 有

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_0} + \frac{\sigma_0}{E_1} (1 - e^{-E_1 t / \eta_1}) +$$

$$\frac{\sigma_0}{E_2}(1 - e^{-E_2 t/\eta_2}) + \frac{(\sigma_0 - \sigma_s)t^2}{2\eta_3}. \quad (11)$$

其中  $t$  为时间,  $h$ .

### 3.4 三维改进广义西原模型

实际上, 自然界土体的受力情况是复杂的三维应力状态. 在该状态下, 蠕变方程很难用形象化的基本元件来表达, 但可以利用一维模型, 采用类比的方法直接推导<sup>[9]</sup>.

$$\varepsilon_{ij} = \left[ \frac{1}{2G_0} + \frac{1}{2G_1}(1 - \exp(-\frac{G_1 t}{H_1})) + \frac{1}{2G_2}(1 - \exp(-\frac{G_2 t}{H_2})) \right] \sigma_{ij} + \left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle \frac{t^2}{4H_3} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (12)$$

其中,  $G_0$ 、 $G_1$ 、 $G_2$  为三维剪切模量, 且  $G_0 = \frac{E_0}{2(1+\mu)}$ ,  $G_1 = \frac{E_1}{2(1+\mu)}$ ,  $G_2 = \frac{E_2}{2(1+\mu)}$ , kPa;  $H_1$ 、 $H_2$  为三维黏弹性黏滞系数, kPa·h<sup>2</sup>;  $H_3$  为三维黏塑性黏滞系数, kPa·h<sup>2</sup>;  $\left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle$  为开关函数, 且

$$\left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle = \begin{cases} \frac{F}{F_0} & (F > 0) \\ 0 & (F < 0) \end{cases}, F_0 \text{ 为使系数为无量纲而采}$$

用的一个任意值(通常取  $F_0=1$ ),  $F$  为屈服函数.

对于一般的空间问题, 将应力  $\sigma_{ij}$  可以分解为球应力  $\sigma_m$  和偏应力  $s_{ij}$ , 则有

$$\sigma_m = p = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3). \quad (13)$$

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}. \quad (14)$$

其中,  $\delta_{ij}$  为单位张量系数, 且当  $i=j$  时,  $\delta_{ij}=1$ ; 当  $i \neq j$  时,  $\delta_{ij}=0$ .

由弹性力学可知, 球应力  $\sigma_m$  和体应变  $\varepsilon_m$  之间的关系为

$$\sigma_m = 3K\varepsilon_m. \quad (15)$$

其中,  $K$  为体积弹性模量, 且  $K = \frac{E_0}{3(1-2\mu)}$ .

为便于通过试验数据进行参数拟合, 结合式(13)~式(15), 将三维状态下的广义西原蠕变模型的本构方程式(12)变换为

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\sigma_m}{3K} + \frac{s_{ij}}{2G_0} + \frac{s_{ij}}{2G_1}[1 - \exp(-\frac{G_1 t}{H_1})] + \frac{s_{ij}}{2G_2}[1 - \exp(-\frac{G_2 t}{H_2})] + \left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle \frac{t^2}{4H_3} \frac{\partial \theta}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (16)$$

假设固结仪中土样的侧向应力  $\sigma_2 = \sigma_3 = k_0 \sigma_1$

( $k_0$  为侧压力系数, 且  $k_0 = \frac{\mu}{1+\mu}$ ), 则有

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = \frac{1}{3}\sigma_1(1+2k_0), \quad (17)$$

$$s_{11} = \sigma_1 - \sigma_m = \sigma_1 - \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = \frac{2}{3}\sigma_1(1-k_0). \quad (18)$$

为计算简便, 假定软土服从 Drucker-Prager 屈服准则, 且采用相关联流动法则, 其屈服函数为

$$Q = F = \frac{6 \sin \phi}{3 - \sin \phi} \sigma_m + 3\sqrt{J_2} - \frac{6c \cdot \cos \phi}{3 - \sin \phi}. \quad (19)$$

其中,  $c$  为黏聚力;  $\phi$  为内摩擦角;  $J_2$  为偏应力第二不变量, 且  $J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]$ .

于是有

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{2 \sin \phi}{3(3 - \sin \phi)} + \frac{\sqrt{3}\sigma_T}{3\sqrt{J_2}}. \quad (20)$$

将式(17)和式(18)代入式(16)并结合式(20)可得改进三维广义西原模型轴向应变表达式, 即

$$\varepsilon_{11}(t) = \frac{\sigma_{\Pi}}{9K} + \frac{\sigma_T}{3G_0} +$$

$$\frac{\sigma_T}{3G_1}[1 - \exp(-\frac{G_1 t}{H_1})] + \frac{\sigma_T}{3G_2}[1 - \exp(-\frac{G_2 t}{H_2})] +$$

$$\left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle \frac{t^2}{4H_3} \left( \frac{2 \sin \phi}{3(3 - \sin \phi)} + \frac{\sqrt{3}\sigma_T}{3\sqrt{J_2}} \right). \quad (21)$$

其中,  $\sigma_T = \sigma_1(1-k_0)$ ;  $\sigma_{\Pi} = \sigma_1(1+2k_0)$ .

### 3.5 三维蠕变模型参数确定

由于式(21)形式复杂且变量较多, 为方便拟合运算, 可进行如下代换:

$$\begin{cases} p_1 = \frac{\sigma_{\Pi}}{9K} + \frac{\sigma_T}{3G_0}, p_2 = \frac{\sigma_T}{3G_1}, \\ p_3 = \frac{G_1}{H_1}, p_4 = \frac{\sigma_T}{3G_2}, \\ p_5 = \frac{G_2}{H_2}, p_6 = \frac{1}{4H_3} \left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle \left( \frac{2 \sin \phi}{3(3 - \sin \phi)} + \frac{\sqrt{3}\sigma_T}{3\sqrt{J_2}} \right). \end{cases} \quad (22)$$

代入式(18)可得

$$\varepsilon_{11}(t) = p_1 + p_2(1 - e^{-p_3 t}) + p_4(1 - e^{-p_5 t}) + p_6 t^2. \quad (23)$$

利用 Origin 软件按照式(23)自定义拟合函数, 由于 2 个土样的单轴压缩蠕变结果类似, 故仅选取土样 1 的部分试验成果进行拟合, 并得到参数  $p_1$ 、 $p_2$ 、 $p_3$ 、 $p_4$ 、 $p_5$ 、 $p_6$ . 不同压力下的拟合曲线见图 6~图 9, 具体参数见表 2.

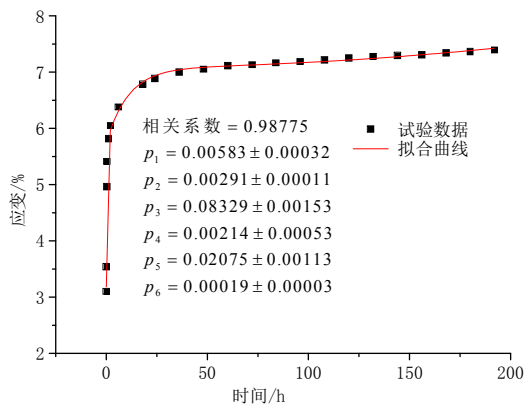


图6 50 kPa 拟合曲线

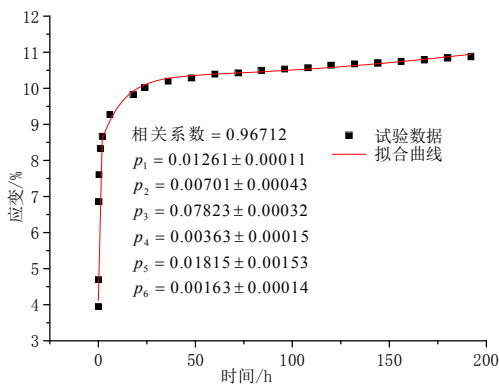


图7 100 kPa 拟合曲线

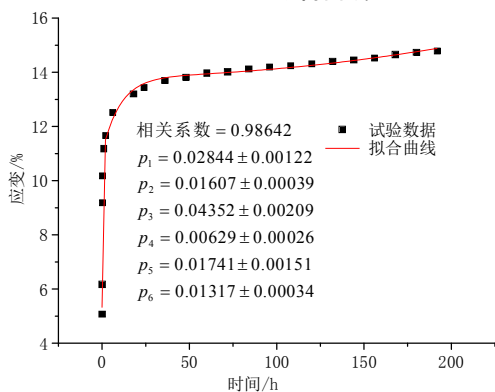


图8 200 kPa 拟合曲线

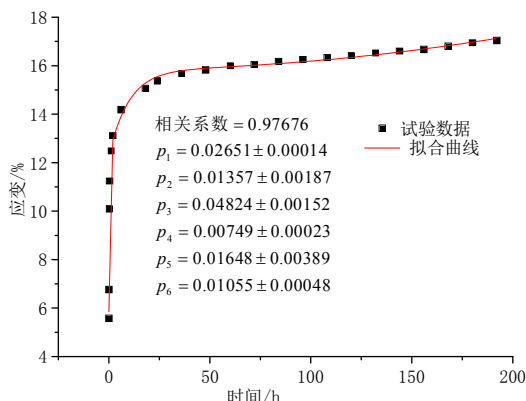


图9 300 kPa 拟合曲线

表2 拟合曲线参数

荷载等级/kPa	$p_1$	$p_2$	$p_3$	$p_4$	$p_5$	$p_6$
50	0.00 583	0.00 291	0.08 329	0.00 214	0.02 075	0.00 019
100	0.01 261	0.00 701	0.07 823	0.00 363	0.01 815	0.00 163
200	0.02 844	0.01 607	0.04 352	0.00 629	0.01 741	0.01 371
300	0.02 651	0.01 357	0.04 824	0.00 749	0.01 648	0.01 055

为求得改进的三维广义西原模型的物理参数,由式(23)反演可得

$$\begin{cases} G_0 = \frac{(1-2\mu)\sigma_{II} + 2(1+2\mu)\sigma_T}{6p_1(1+\mu)}, \\ G_1 = \frac{\sigma_T}{3p_2}, H_1 = \frac{G_1}{p_3}, \\ G_2 = \frac{\sigma_T}{3p_4}, H_2 = \frac{G_2}{p_5}, \\ H_3 = \frac{1}{4p_6} \left\langle \frac{F}{F_0} \right\rangle \left( \frac{2\sin\phi}{3(3-\sin\phi)} + \frac{\sqrt{3}\sigma_T}{3\sqrt{J_2}} \right). \end{cases} \quad (24)$$

根据土样的试验资料,取  $c=7.44$  kPa、 $\varphi=4.57^\circ$  和  $\mu=0.30$ , 并结合拟合参数  $p_1$ 、 $p_2$ 、 $p_3$ 、 $p_4$ 、 $p_5$ 、 $p_6$ , 可以求得改进广义西原模型的参数,如表3所示。

### 4 模型验证

采用文献[12]的方法,将本文提出的改进广

义西原模型二次开发并应用到非线性有限元程序ADINA中。选择软土在围压为100 kPa时不同偏应力作用下的蠕变情况进行数值模拟,以验证该模型的正确性。为了便于比较,所建有限元计算模型的大小、所用土体材料、施加荷载的大小与时间等与文献[13]三轴蠕变试验保持一致。根据软土三轴蠕变和剪切时的受力状态,建立直径为39.1 mm,高为80 mm的圆柱体,且在其底部约束竖向位移。软土三轴模拟试验有限元模型如图10所示,有限元模型计算参数采用表2中的数据(围压为100 kPa)。在进行数值模拟计算时,采用与室内试验相同的加荷方式,即先在圆柱体侧面施加100 kPa围压,再在圆柱体顶部施加不同的轴压,进行6天的模拟蠕变试验。图11为软土三轴蠕变试验的试验值和有限元模型的计算值的对比结果。

由图11可以看出,在土体变形的初期,试验

值与计算值较为吻合; 在土体变形的中后期, 计算值略大于试验值. 当 6 天的蠕变试验结束时, 不同偏压力作用下的计算值比试验值分别大

8.5%、9.1%、6.6%和 3.9%, 均不超过 10%, 表明数值模拟的计算值和试验值有较好的一致性, 验证了所建三维软土黏弹塑性模型的正确性.

表 3 由单轴蠕变试验确定的改进广义西原模型参数

荷载等级/kPa	$G_0$ /kPa	$G_1$ /kPa	$G_2$ /kPa	$H_1$ /(kPa·h <sup>2</sup> )	$H_2$ /(kPa·h <sup>2</sup> )	$H_3$ /(kPa·h <sup>2</sup> )
50	2 827.4	3 272.8	4 450.4	39 294.3	214 462.6	7.658E+06
100	2 614.4	2 717.2	5 247.3	34 732.0	289 078.5	9.117E+06
200	3 053.9	2 946.3	6 204.4	49 382.8	367 934.1	1.167E+07
300	3 730.7	4 211.0	7 629.2	87 295.0	462 834.2	1.423E+07

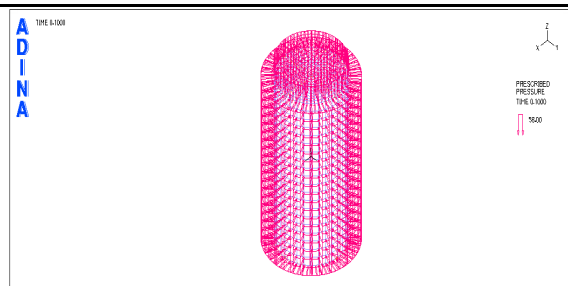


图 10 软土三轴试验有限元计算模型

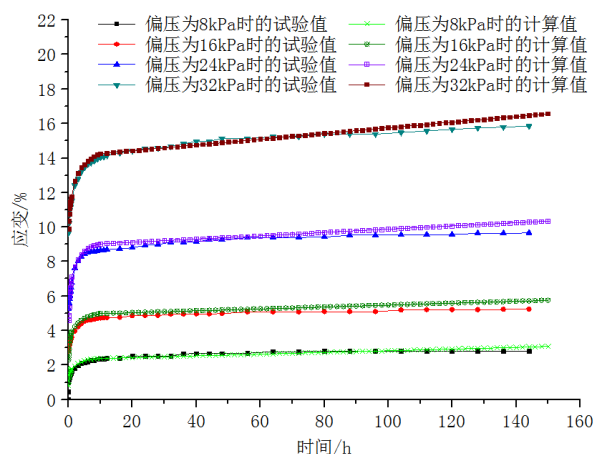


图 11 软土三轴蠕变试验值和计算值对比(围压 100 kPa)

## 5 结论

1)各土样在加载的瞬时均有一定的瞬时变形, 且随时间的延长, 变形也明显增加. 当应力水平低于 50 kPa 时, 其蠕变变形以衰减蠕变为主; 当应力水平高于 50 kPa 时, 出现了衰减蠕变和稳定蠕变, 且由于环刀的侧限作用, 土样并未出现加速蠕变.

2)软黏土试样的应力-应变等时曲线在各时刻的形状并不相同, 即在应力水平较低时近似直线, 在应力水平较高时则为曲线, 这说明其蠕变变形具有非线性.

3)采用曲线拟合法确定蠕变模型参数, 能全面地反映土样特性, 并保证所用参数的真实性, 且该方法简单、精度较高.

4)改进广义西原模型具有非线性, 由其计算所得的理论曲线能较好地与蠕变试验实测的曲线相吻合, 这验证了该模型的正确性.

## 参考文献:

- [1] BJERRUM L. Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to the settlement of buildings[J]. Geotechnique, 1967, 17(2): 83-118.
- [2] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F, et al. Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays[J]. Geotechnique, 1985, 35(2): 159-180.
- [3] KABBAJ M, TAVENAS F, LEROUEIL S. In situ and laboratory stress-strain relationships[J]. Geotechnique, 1988, 38(1): 83-100.
- [4] MESRI G, FENG T W, SHAHIEN M. Coefficient of consolidation by inflection point method[J]. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1999, 125(8): 716-718.
- [5] 秦爱芳, 赵忠义, 孙德安, 等. 长江口软土的次固结特性试验研究及应用[J]. 地下空间与工程学报, 2020, 16(2): 395-405.
- [6] 刘伽, 罗滔, 刘洋, 等. 海相沉积土一维蠕变试验与经验模型研究[J]. 武汉大学学报(工学版), 2019, 52(8): 703-709, 715.
- [7] 刘律智, 杨涛, 马鹏真. 广州软土的压缩特性与修正剑桥模型参数  $\lambda$  和  $k$ [J]. 水利与建筑工程学报, 2016, 14(1): 45-48.
- [8] 谭儒蛟, 焦宇杰, 徐文杰. 天津滨海软土固结-蠕变特性及微观结构分析[J]. 工程勘察, 2015, 43(5): 14-17.
- [9] 孙钧. 岩土材料流变及其工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999.
- [10] 邓荣贵, 周德培, 张倬元, 等. 一种新的岩石流变模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2001, 20(6): 780-784.
- [11] 王宏贵, 魏丽敏, 赫晓光. 根据长期单向压缩试验结果确定三维流变模型参数[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(5): 669-673.
- [12] 付贵海, 魏丽敏, 周慧, 等. 基于 ADINA 的软土粘弹塑性模型二次开发研究[J]. 公路交通科技, 2013, 30(12): 29-44.
- [13] 付贵海, 郭尤林, 张胜. 软土蠕变特性室内试验研究[J]. 湖南城市学院学报(自然科学版), 2017, 26(3): 1-5.

(责任编辑: 陈健琼)