

# 天然软黏土的弹黏塑性本构模型：进展及发展

尹振宇

(上海交通大学土木工程系, 上海 200240)

**摘要:**天然软黏土由于土结构的存在表现出比较复杂的力学特性: 应力应变关系的时效特征; 固有各向异性; 土颗粒间的胶结和大孔隙结构在变形过程中的破坏。基于上述某些试验现象, 学者们提出了很多一维和三维的弹黏塑性本构模型。为了弥补现有模型对软黏土力学特征的描述考虑不足, 作者在弹黏塑性力学理论的框架下, 由浅入深地建立了一系列的天然软黏土的本构模型: ①在非结构性土的一维压缩试验基础上建立一维弹黏塑性本构模型; ②在非结构性土的三轴试验基础上扩展一维模型到三维弹黏塑性本构模型; ③在结构性土的一维压缩试验基础上扩展一维非结构性土模型到一维结构性土模型; ④结合前面的模型和结构性土的三轴试验现象提出三维结构性软黏土的弹黏塑性本构模型。所有模型均得以验证。三维结构性土模型需要的试验成本同修正剑桥模型, 且所有参数的确定都非常直接。

**关键词:**软黏土; 固结; 流变; 各向异性; 结构破坏; 黏塑性

**中图分类号:** TU43

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-4548(2011)09-1357-13

**作者简介:**尹振宇(1975-), 男, 浙江瑞安人, 博士, 研究员, 博士生导师, 主要从事土体本构关系、地下工程等方面的研究与教学工作。E-mail: zhenyu.yin@gmail.com。

## Elastic viscoplastic models for natural soft clay: review and development

YIN Zhen-yu

(Department of Civil Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

**Abstract:** Due to the existence of soil structure, the mechanical behavior of natural soft clay is very complicated, including time-dependency of stress-strain relation, inherent and induced anisotropy, destructuration of inter-particle bonds and soil structure with big void. Based on some phenomena, one-dimensional and three-dimensional elastic viscoplastic models were developed during the past years. In order to overcome limitations of the existing models, a series of elastic viscoplastic models are developed for natural soft clay: (1) 1D EVP model based on 1D compression tests on insensitive clays, (2) 3D EVP model based on triaxial tests on insensitive clays, (3) 1D EVP model based on 1D compression tests on structured clays, (4) 3D EVP model based on triaxial tests on structured clays and previous models. All models are validated by simulating tests under one-dimensional or/and triaxial conditions. The final version of 3D EVP model has the same experimental cost as the modified Cam clay model. Furthermore, the determination of model parameters is straightforward.

**Key words:** soft clay; consolidation; creep; anisotropy; destructuration; viscoplasticity

## 0 引言

软黏土在世界范围内广泛分布, 比如在北欧、北美、英国、日本等等。在我国, 软黏土分布在广大东部和南部沿海地区、各大河流的中下游地区、以及湖泊附近地区。近年来随着我国经济的迅猛发展和城市化进程的快速发展, 在软黏土地基环境中的建设项目日益增多, 比如: 工业与民用建筑(大型重工业厂房及设施、高层及超高层建筑物等)、道路桥梁(高速公路、铁路、机场、桥梁等)、地下工程(地铁、隧道、大型地下空间等)、水利设施、海防及堤坝工程、港口

工程(码头改扩建等)。这些建设的可持续发展需要既安全又经济的工程设计。由于软黏土的承载力低、其作为构筑物地基产生的长期变形不稳定等特征, 对岩土工程的设计是一个新的挑战。

天然软黏土由于长时间的天然沉积, 生成明显的土结构。在外力作用下, 土结构会产生变化(即诱发各向异性)。如果这种结构存在非稳定性, 则土结构会产生破坏(即结构破坏)。然而, 目前对于软黏土的研

究尤其是结构性软黏土在其结构破坏、各向异性和时效性等耦合现象的描述等方面还不成熟。近年来随着岩土工程建设的增多,工程技术人员和研究人员难以用现有的土力学理论解释软土工程实际中的许多现象。因此,对天然软黏土的应力-应变-时间特性及其模拟进行研究已迫在眉睫。基于此,准确认识和描述天然软黏土的耦合特征,并对不同类型的岩土工程进行模拟研究,是一个既有实用价值又有科学意义的研究课题。

本文首先从试验出发,简述天然软黏土的力学特征。接着,简要介绍国内外在这个领域的研究进展,以及本文作者在这方面所做的工作。最后,重点向读者展示天然软黏土的弹黏塑性本构模型的最新研究成果:从一维模型到三维模型,从非结构性土模型到结构性土模型。

## 1 天然软黏土的力学特征

天然软黏土由于长时间的天然沉积,生成明显的土结构。沈珠江<sup>[1]</sup>把土的结构性模型的建立称为“21世纪土力学的核心问题”。谢定义等<sup>[2]</sup>也认为“土结构性是决定各类土力学特性的一个最为根本的内在因素”。天然软黏土由于土结构(土中颗粒、孔隙的性状和排列形式以及颗粒之间的胶结)的存在,表现出比较复杂的力学特性。比如软黏土在沉积或固结过程中形成的土颗粒排列所带来的初始各向异性(图1(a)),以及在应力应变过程中由于土颗粒排列重组所带来的诱发各向异性<sup>[3]</sup>。再比如一些天然软黏土在沉积过程中一般形成具有大孔隙土颗粒排列的架空结构,且生成很少量的土颗粒间的胶结,具有很强的触变性(即所谓的结构性软黏土)。当结构性软黏土受到变形时,土颗粒间的胶结和大孔隙结构将逐渐被破坏。土结构的破坏将导致土的应力应变关系发生变化(图1(b))以及土强度的急剧降低<sup>[3-4]</sup>。一定程度的土结构的扰动(比如施工或运营使用等原因),将导致土体结构破

坏,进而引起大变形破坏。如果对此没有深刻的认识,将会给实际工程带来安全隐患。

除此以外,软黏土的应力应变关系又具有很强的时效特征,如强度的加载速度效应(抗剪强度的大小和先期固结压力的大小在很大程度上都依赖于加载速率)、蠕变(在加载应力不变的情况下应变随时间发生)和应力松弛(在加载到一定的应变值并保持此值不变的情况下应力随时间减小)<sup>[5-6]</sup>。因此,以试验室特定加载速度条件下取得的抗剪强度和先期固结压力作为工程设计依据而不考虑土的时效特征,将导致岩土工程结构物在施工阶段时失稳或工后沉降过大。结构性软黏土由于大孔隙土结构的存在,在外力作用下的变形比非结构性土更大、更快(图1(c)),具有结构破坏、各向异性和时效等耦合特征<sup>[7-9]</sup>。由于岩土工程结构物在短期施工建设内属于一定速度的加载过程,在长期使用来说主要属于蠕变的过程,因此,天然软黏土的上述耦合特征对其工程特性有很大的影响。基于此,深入研究天然软黏土的应力-应变-时间关系会有利于解决岩土工程短期及长期的稳定性问题,进而保证建设的可持续发展。

## 2 研究进展

天然软黏土的弹黏塑性研究始于1936年Buisman对一维固结试验的总结应用<sup>[10]</sup>,从第三届国际土力学和基础工程会议开始(1953年)越来越多。对于结构性软黏土的研究,则始于Terzaghi最早开展土的结构性的研究,并提出土的微结构概念与思想。此后,土的结构性的研究逐步成为土力学研究的一个重要分支<sup>[9]</sup>。下面对于在这一领域的国内外部分学者的相关研究成果,特别是有关天然软黏土本构模型的研究成果做一简单的综述。

### 2.1 国内研究进展

在我国,陈宗基<sup>[11]</sup>最早尝试着用黏弹性模型结合固结理论来分析一维固结现象。由于黏弹性模型不能

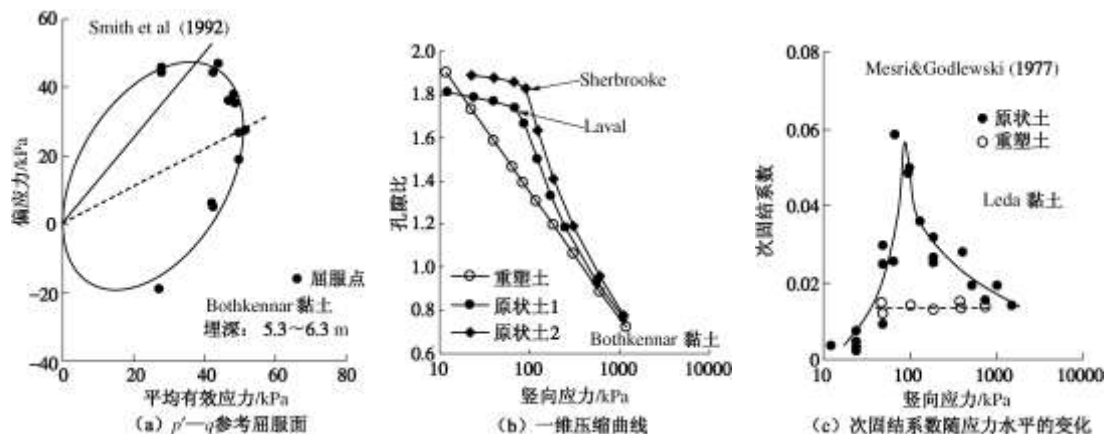


图1 软黏土的屈服面各向异性、结构破坏特征及流变特性

Fig. 1 Anisotropy of yield surface, destructuration and viscosity of clay

全面地反映土体的流变性质,詹美礼等<sup>[12]</sup>,陈晓平等<sup>[13]</sup>建立了黏弹塑性和弹黏塑性模型,以用来分析实际工程。在结构性软黏土方面,研究工作始于20世纪七八十年代。比如高国瑞<sup>[14]</sup>、张诚厚<sup>[15]</sup>等对于结构性土的性状就做了大量的研究工作。随着我国进一步的改革开放和经济发展,对软黏土的力学特性的研究出现了百花齐放、百家争鸣的局面。

沈珠江<sup>[16]</sup>及其学生刘恩龙<sup>[17]</sup>、周成等<sup>[18]</sup>对于结构性土做了大量基础而又细致的工作,提出结构性土的压缩曲线的特点,指出由于结构性的作用使结构性黏土的强度包线呈折线型。黏土的结构性使其具有明显的初始屈服面,在初始屈服面内,土呈弹性;超过初始屈服面时,土呈塑性。基于以上的试验规律,沈珠江及其学生率先从损伤力学的观点出发,建议了一个可以考虑黏土结构破坏过程的损伤力学模型,制定了定量描述其受力后逐渐破坏过程的数值模拟方法。之后,又根据天然黏土的微观变形机理的研究结果,应用超应力理论<sup>[19]</sup>,将结构性黏土损伤本构模型推广到弹黏塑性损伤本构模型<sup>[20-21]</sup>。

王立忠等<sup>[22-23]</sup>对结构性软土压缩特性进行了研究,并建立了一维弹黏塑性模型;孔令伟等<sup>[24-25]</sup>对湛江结构性海洋土进行大量的试验,并建立了考虑损伤的弹塑性模型;王国欣等<sup>[26]</sup>引入扰动状态概念建立结构性软土的损伤弹塑性模型;另外,王军等<sup>[27]</sup>,陈晓平等<sup>[28]</sup>,龚晓南等<sup>[29]</sup>也对结构性软黏土的性状作了细致的研究。在国内,还有很多学者在这一领域有独特的见解,在此不一一列举。

## 2.2 国外研究进展

在国际上,许多学者做了天然软黏土的研究工作,并提出了许多弹黏塑性本构模型。比较典型的有:Buisman<sup>[10]</sup>; Singh & Mitchell<sup>[30]</sup>; 基于 Bjerrum<sup>[31]</sup>理论的殷建华<sup>[5]</sup>, Kutter & Sathialingam<sup>[32]</sup>, Vermeer & Neher<sup>[33]</sup>,以及基于 Perzyna 超应力理论<sup>[19]</sup>的 Adachi & Oka<sup>[34]</sup>, Desai & Zhang<sup>[35]</sup>, Fodil et al<sup>[36]</sup>等。这些模型仅仅考虑了软黏土的时效特征。之后, Zhou et al<sup>[37]</sup>和 Leoni et al<sup>[38]</sup>分别在殷建华<sup>[4]</sup>和 Vermeer & Neher<sup>[33]</sup>的模型基础上加入对各向异性的描述。

为了同时考虑软黏土的时效性同结构破坏耦合,一些学者提出了结构性软黏土的弹黏塑性本构模型。比较典型的有: Rocchi<sup>[39]</sup>引入原状土相关的屈服面和重塑土相关的固有参考面概念,应用超应力理论来考虑黏塑性应变由结构性和非结构性两部分组成,进而考虑了结构破坏与时效特征的耦合特征; Hinchberger<sup>[40]</sup>则在他们原来非结构性土的弹黏塑性模型中,直接修正黏性系数,使得其与现有结构及结

构破坏挂钩,来间接描述结构破坏与时效特征的耦合;特别值得一提的是, Kimoto<sup>[41]</sup>应用了考虑固结历史的当前屈服面和固有参考面概念,并且当前屈服面随着损伤应变向固有参考面缩减,使得模型同时考虑了结构破坏、固有各向异性和时效的耦合特征,除此以外, Kimoto 引入超固结面以描述不同超固结度下的土的本构特征。

以上国内外学者的研究,特别是本构理论的建立方法各具特色,为土的本构模型的研究注入了活力。同时,也注意到现有本构模型的一些问题,比如: Rocchi<sup>[39]</sup>和 Hinchberger<sup>[40]</sup>的弹黏塑性模型在黏塑性应变速度方程的数学构造上过于复杂,模型参数确定不直接,且没有考虑各向异性; Kimoto<sup>[41]</sup>的弹黏塑性模型较前者有一定的优越性,但不能描述诱发各向异性,三维化不符合实际的试验结果,且个别模型参数确定不直接,与结构破坏相关的机制对不同应力路径的适用性还需要修正。

## 2.3 笔者在这方面所做的工作

(1)近年来,笔者以法国弱敏感性天然软土(Saint-Herblain clay)为研究对象,通过在一维、三轴条件下的等应变速度加载试验和流变试验,研究了非结构性软黏土的时效特征,提出了一个基于超应力理论上的简单的弹黏塑性模型;通过对试验和路坝的数值模拟分析,模型的适用性得以验证<sup>[42-43]</sup>。接着,用室内旁压仪进行等应变速度加载、流变及应力松弛试验,并基于此,提出了一种用旁压仪等应变速度加载试验结果来确定土的模型参数的反演分析法<sup>[44]</sup>。此方法可应用于现场旁压试验的分析,并得到验证。由于旁压试验是一种常用的现场土工试验方法,因此被岩土工程界广泛使用。这部分研究成果提供了通过旁压仪试验结果直接得到软黏土模型参数的方法,为工业界使用先进模型且只需低成本土工试验提供了理论依据和实践指导。

(2)由于前面的模型描述不了各向异性和结构破坏,笔者又以芬兰结构性软黏土为研究对象,进行了在一维及三轴条件下的等应变速度加载试验和流变试验,研究了结构性软黏土的流变,各向异性和土结构破坏的耦合特征,并基于此,进一步扩展了已提出的各向同性模型到考虑耦合特征的模型。此模型已导入到岩土有限元软件 PLAXIS 中,可用于模拟计算各种类型的岩土工程,并已通过模拟不同的试验结果和软土地基路坝得以验证<sup>[45]</sup>。与现有模型相比较,此结构性软黏土模型具有以下优越性:模型参数的选取的试验成本同剑桥模型一样,但比剑桥模型多考虑了土的流变,各向异性和土结构破坏特征。此外,模型可针

对不同性质的软黏土选择考虑相应的耦合特征, 具有很强的应用性。此研究为分析结构性软土环境中的岩土工程, 尤其是软土边坡的渐进性破坏提供了有效工具。

(3) 笔者在发展弹黏塑性模型的过程中注意到, 超应力模型的一个重要核心在于如何计算超应力的。为此, 作者研究讨论并分析了已有土的超应力模型的优缺点, 并基于此, 提出了一个可选择不同超应力计算公式的模型<sup>[46]</sup>。应用此模型, 对试验进行模拟并比较结果, 揭示了不同的超应力计算公式所反映的物理性态, 及使用优越性和局限性。此研究成果为学者们选用或发展新的超应力模型, 解决不同的岩土工程问题提供了理论依据和实例验证。

(4) 前面的模型均是基于超应力理论, 假定了纯弹性区域的存在。模型的黏性参数大小同此纯弹性区域的大小密切相关, 且参数确定需要从试验结果反算而得, 对工程师们来讲是一个挑战。作者调查研究了大量的一维压缩试验结果, 总结了加载速率对土的先期固结压力测量值的影响, 提出了扩展超应力模型的概念<sup>[47]</sup>。此研究第一次对土的弹黏塑性模型进行了分类, 即传统超应力模型和扩展超应力模型。研究指出后者较前者在参数确定方面有一定的优越性。基于此, 并在分析法国天然软黏土试验结果的基础上, 提出了一个新的适用于非结构性软黏土的各向异性流变模型。由于使用了扩展超应力理论和建立在试验基础上的各向异性硬化准则, 此模型修正了现有的非结构性软土模型的缺点。此外, 此研究进一步指出了当前几个重要的流变模型在应力应变本构构造上的一些问题, 并提出了解决办法。

鉴于这些模型还有待进一步改进, 作者在前面的工作积累上, 按从简单到复杂的逻辑, 讲述下面一系列的弹黏塑性本构模型的发展。

### 3 弹黏塑性本构模型及验证

这一部分重点讲述如何发展天然软黏土的弹黏塑性本构模型: 从一维模型到三维模型, 从非结构性土模型到结构性土模型。每一个发展阶段, 模型均得以验证。

#### 3.1 一维非结构性软黏土模型

##### (1) 模型描述

按照经典的弹塑性理论, 总应变速度可以由两部分组成: 弹性应变速度和非弹性应变速度 (此处为黏塑性应变速度):

$$\dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}_v^e + \dot{\varepsilon}_v^{vp} \quad (1)$$

其中, 弹性应变速度可以表达为

$$\dot{\varepsilon}_v^e = \frac{\kappa}{1+e_0} \frac{\dot{\sigma}_v'}{\sigma_v'} \quad (2)$$

$\kappa$ 为膨胀指数, 可从  $e-\ln(\sigma_v')$  曲线量取;  $e_0$  为初始空隙比;  $\sigma_v'$  为当前有效应力。

基于大量软黏土的一维压缩试验观测结果, 图 2 展示了应变速度 ( $\dot{\varepsilon}_v = d\varepsilon_v/dt$ ) 对初始先期固结压力测量值的影响<sup>[48-50]</sup>。我们可以总结出应变速度和初始先期固结压力在双对数坐标上成直线关系。

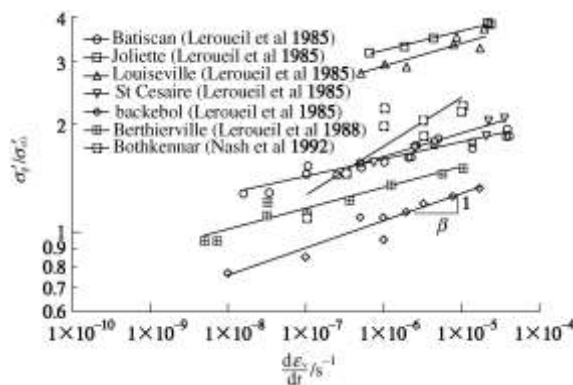


图 2 先期固结压力同应变速度的关系

Fig. 2 Preconsolidation pressure versus applied strain-rate

如果选择一个应变速度的试验为参考试验, 则对于任意给定的应变速度, 有如下表达式:

$$\frac{\dot{\varepsilon}_v}{\dot{\varepsilon}_v^r} = \left( \frac{\sigma'_{p0}}{\sigma'^r_{p0}} \right)^\beta \quad (3)$$

式中 先期固结压力  $\sigma'_{p0}$  对应于任意的应变速度  $\dot{\varepsilon}_v$ ; 参考先期固结压力  $\sigma'^r_{p0}$  对应于参考应变速度  $\dot{\varepsilon}_v^r$ ;  $\beta$  为材料参数, 同斜率相关 (如图 3)。

如经典弹塑性所定义, 弹性和非弹性应变速度同应力速度的关系可从一维等速压缩试验结果  $\varepsilon_v - \ln(\sigma_v')$  曲线中得到

$$\dot{\varepsilon}_v^e = \frac{\kappa}{1+e_0} \frac{\dot{\sigma}_v'}{\sigma_v'}, \quad \dot{\varepsilon}_v^{vp} = \frac{\lambda - \kappa}{1+e_0} \frac{\dot{\sigma}_v'}{\sigma_v'} \quad (4)$$

基于方程 (4) 和方程 (1), 总应变速度可用黏塑性应变速度来表达:

$$\dot{\varepsilon}_v = \frac{\lambda}{\lambda - \kappa} \dot{\varepsilon}_v^{vp} \quad (5)$$

把方程 (5) 代入方程 (3), 黏塑性应变速度的表达式可写成

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \dot{\varepsilon}_v^r \frac{\lambda - \kappa}{\lambda} \left( \frac{\sigma'_{p0}}{\sigma'^r_{p0}} \right)^\beta \quad (6)$$

如图 3 所示, 如果当前应力  $\sigma_v'$  沿着  $\dot{\varepsilon}_v$  等速压缩线加载, 则随着黏塑性应变量的积累, 当前应力  $\sigma_v'$  的值将从  $\sigma'_{p0}$  发展到新的值:

$$\sigma'_v = \sigma'_{p0} \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^{vp}\right) \quad (7)$$

同样的, 对于相同的黏塑性应变的积累量  $\varepsilon_v^{vp}$ , 参考先期固结压力将沿着  $\varepsilon_v^r$  参考一维压缩线从初始值  $\sigma'_{p0}$  发展到  $\sigma_p^r$  (如图3):

$$\sigma_p^r = \sigma'_{p0} \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^{vp}\right) \quad (8)$$

代入方程(7)和(8)至方程(6)中, 则当前黏塑性应变速度可用当前应力来表达:

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \dot{\varepsilon}_v^r \frac{\lambda-\kappa}{\lambda} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma_p^r}\right)^\beta \quad (9)$$

因此, 方程(1)、(2)、(8)和(9)组成了新的一维弹黏塑性模型。此一维模型在本构方程上不同于殷建华<sup>[4]</sup>、Vermeer & Neher<sup>[33]</sup>、Kim & Leroueil<sup>[51]</sup>等提出的模型, 具有原创性。

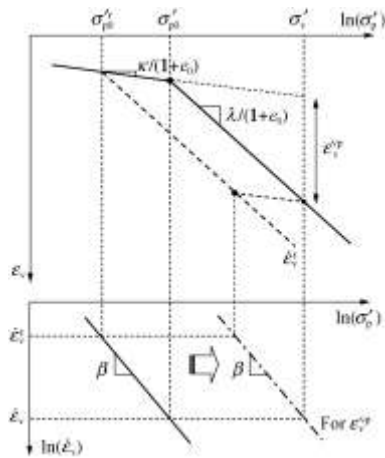


图3 等速一维压缩示意图

Fig. 3 Schematic plot for CRS 1D compression behavior

### (2) 模型参数

由上所述, 模型有以下参数:  $\kappa$ ,  $\lambda$ ,  $e_0$ ,  $\beta$ ,  $\dot{\varepsilon}_v^r$ ,  $\sigma'_{p0}$ 。所有参数均可以从等速一维压缩试验中直接量取。同时, 作者注意到基于一维固结试验的 Vermeer 模型<sup>[33]</sup>:

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \frac{C_{ae}}{(1+e_0)\tau} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_p}\right)^{\frac{\lambda-\kappa}{C_{ae}}} \quad (10)$$

比较公式(9)和(10), 可以得到参考速度和斜率同次固结系数的关系:

$$\dot{\varepsilon}_v^r = \frac{\lambda}{(\lambda-\kappa)(1+e_0)\tau}, \quad \beta = \frac{\lambda-\kappa}{C_{ae}} \quad (11)$$

因此, 如果选取标准一维固结试验 ( $\tau=24$  h) 为参考试验, 则所有参数也可以很容易地被确定。

### (3) 模型的固结耦合

为了分析一维固结试验, 模型同一维固结理论耦合。用于描述固结过程的基于达西定律的质量连续方程可表达如下:

$$-\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = \frac{1+e_0}{\gamma_w} \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{k}{1+e} \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (12)$$

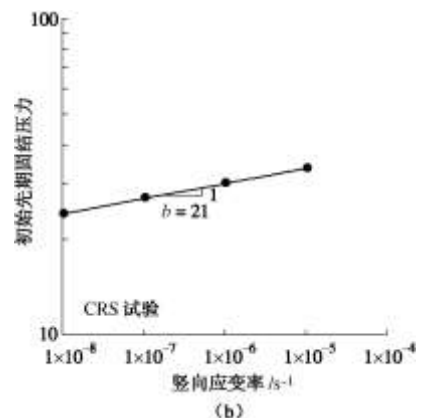
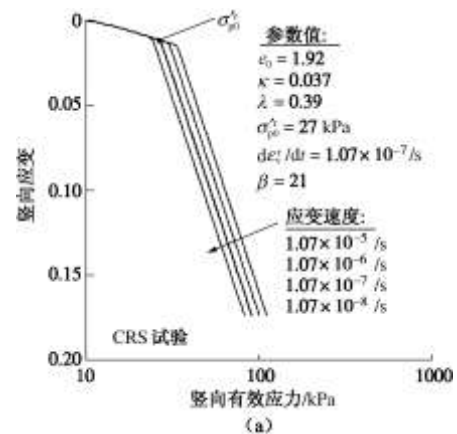
式中  $z$  为水位深度;  $u$  为超孔隙水压力;  $k$  为渗透系数;  $\gamma_w$  为水的重度。试验结果表明渗透系数  $k$  可以随空隙比的变化而变化, 如 Berry & Poskit<sup>[52]</sup>所提出的关系式:

$$k = k_0 10^{(e-e_0)/c_k} \quad (13)$$

其中初始渗透系数值  $k_0$  和参数  $c_k$  均可通过一维固结试验量取。有关模型与固结耦合分析的数值解法可参考 Kim & Leroueil<sup>[51]</sup>, 在这里不做累述。

### (4) 模型验证

为了验证所提出的一维模型, 给定一组参数 (如图4), 用模型来模拟不同加载速度的等速一维压缩试验。图4(a)的计算结果符合一维模型的本构原理和非结构性土的一维等速压缩本构行为。图4(b)显示初始先期固结压力同应变速度的关系同模型原理和输入参数一致。



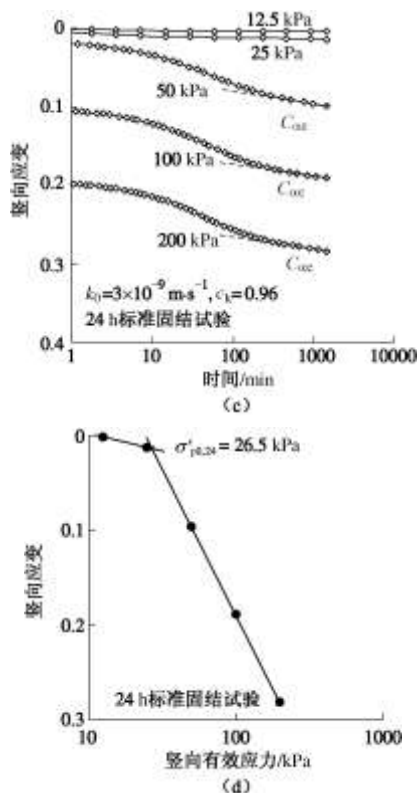


图4 用模型模拟的非结构性软黏土的一维压缩特性

Fig. 4 Predicted behavior of CRS oedometer tests and conventional oedometer tests on soft insensitive clay

接着, 用同一组参数来模拟标准一维固结试验。

图4(c)和(d)为计算结果, 从中可以量取次固结系数  $C_{ae} = 0.017$ , 同公式(11)一致。用量取的先期固结压力  $\sigma'_{p0.24} = 26.5$  kPa, 应用公式(3)算得参考速度  $\dot{\epsilon}_v = 7.4 \times 10^{-8} \text{ s}^{-1}$  也同公式(11)一致。

因此, 基于等速一维压缩试验的模型也能模拟一维固结试验, 并可以用一维固结试验来确定模型参数。

### 3.2 三维非结构性软黏土模型

在一维非结构性软黏土模型的基础上, 提出三维模型。这部分内容参照尹振宇等<sup>[47]</sup>。

#### (1) 模型描述

按照 Perzyna 超应力理论<sup>[19]</sup>, 总应变速度由两部分组成: 弹性应变速度和黏塑性应变速度。公式(1)可扩展为三维张量形式:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^{vp} \quad (14)$$

弹性应变速度的计算相同于修正剑桥模型, 表达如下:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1}{2G} \dot{\sigma}_d + \frac{\kappa}{3(1+e_0)p'} p' \dot{\delta}_{ij} \quad (15)$$

黏塑性应变速度则符合以下流动准则:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \mu \langle \Phi(F) \rangle \frac{\partial f_d}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (16)$$

式中  $\mu$  为黏性参数;  $\langle \rangle$  为 MacCauley 函数;  $f_d$  为对

应于当前应力的动应力面方程;  $\Phi(F)$  为计算超应力大小的标度函数, 一般用动应力面和静屈服面的位置关系来确定。

基于一维压缩试验中得到的先期固结压力和加载速度在双对数坐标上的直线关系, 由公式(9)扩展新的标度函数, 以计算超应力的大小:

$$\langle \Phi(F) \rangle = \left( \frac{p_m^d}{p_m^r} \right)^\beta \quad (17)$$

式中,  $p_m^d$  和  $p_m^r$  分别为动应力面和参考面的大小。在这个公式里, 不管  $p_m^d / p_m^r$  的大小, 黏塑性应变总是存在。因此, 模型不存在纯弹性区域。

为引入各向异性特征, 采用了 Wheeler<sup>[53]</sup>的研究成果。动应力面方程可写为一个带旋转角的椭圆公式:

$$f_d = \frac{\frac{3}{2}(s_{ij} - p' \alpha_{ij})(s_{ij} - p' \alpha_{ij})}{\left( M^2 - \frac{3}{2} \alpha_{ij} : \alpha_{ij} \right) p'} + p' - p_m^d = 0 \quad (18)$$

式中  $s_{ij}$  为偏应力张量;  $\alpha_{ij}$  为描述旋转角各向异性结构张量;  $M$  为土的  $p'-q$  坐标上临界线的斜率;  $p'$  为平均有效应力;  $p_m^d$  可由当前应力状态用方程(18)计算得到(如图5)。

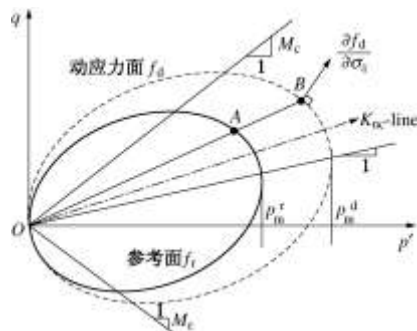
图5 三维模型在  $p'-q$  平面上的定义

Fig. 5 Definition of 3D model in  $p'-q$  space

为了描述土体在不同 Lode 角  $\theta$  方向上有不同的强度, 采用 Sheng et al<sup>[54]</sup>的公式来修正  $M$  值:

$$M = M_c \left[ \frac{2c^4}{1 + c^4 + (1 - c^4) \sin 3\theta} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (19)$$

其中

$$-\frac{\pi}{6} \leq \theta = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left( \frac{-3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}} \right) \leq \frac{\pi}{6} \quad (20)$$

且  $c = M_e / M_c$ ,  $\bar{J}_2 = \bar{s}_{ij} : \bar{s}_{ij} / 2$ ,  $\bar{J}_3 = \bar{s}_{ij} \bar{s}_{jk} \bar{s}_{ki} / 3$ ,  $\bar{s}_{ij} = \sigma_d - p' \delta_{ij}$ 。

参考面同动应力面有着相同形式的方程但大小不同(用  $p_m^r$  来描述)。参考面的硬化准则可采用修正剑桥模型<sup>[55]</sup>(由公式8拓展而得)

$$dp_m^r = p_m^r \left( \frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \right) d\varepsilon_v^{vp} \quad (21)$$

同时, 模型采用 Wheeler et al<sup>[53]</sup> 的旋转硬化法则来描述诱发各向异性:

$$d\alpha_{ij} = \omega \left[ \left( \frac{3s_{ij}}{4p'} - \alpha_{ij} \right) \langle d\varepsilon_v^{vp} \rangle + \omega_d \left( \frac{s_{ij}}{3p'} - \alpha_{ij} \right) d\varepsilon_d^{vp} \right] \quad (22)$$

式中 参数 $\omega$ 可以控制椭圆面的旋转速度;  $\omega_d$  控制黏塑性偏应变 $\varepsilon_d^{vp}$  相对于黏塑性体应变 $\varepsilon_v^{vp}$  对椭圆面旋转的相对效应。

此三维模型已导入到有限元程序 PLAXIS V8 中。模型的数值解采用 Katona<sup>[56]</sup> 的方法。模型同比奥固结理论耦合, 可用来分析固结耦合问题。详细资料可查阅文献[47]。

## (2) 模型参数

由上所述, 模型有以下参数:  $\kappa, \lambda, e_0, \beta, \mu, p_{m0}^r, \nu, M_c, \alpha_0, \omega, \omega_d$ 。

由于一维压缩试验为三轴压缩试验的一个特例, 由公式 (16) 推导一维压缩路径下的公式, 再结合公式 (9), 可以得到黏性参数

$$\mu = \frac{\dot{\varepsilon}_v (\lambda - \kappa) (M_c^2 - \alpha_{K_0}^2)}{\lambda (M_c^2 - \eta_{K_0}^2)}, \quad \beta = \beta, \quad (23)$$

如果选取标准一维固结试验为参考试验, 结合公式 (11), 公式 (23) 可写成

$$\mu = \frac{C_{ae} (M_c^2 - \alpha_{K_0}^2)}{\tau (1 + e_0) (M_c^2 - \eta_{K_0}^2)}, \quad \beta = \frac{\lambda - \kappa}{C_{ae}}, \quad (24)$$

参数  $p_{m0}^r$  可由公式 (18) 用参考一维压缩试验中得到的  $\sigma_{p0}^r$  算得 (假定  $K_0 = 1 - \sin \phi_c$ )

$$p_{m0}^r = \left\{ \frac{[3 - 3K_0 - \alpha_{K_0} (1 + 2K_0)]^2}{3(M_c^2 - \alpha_{K_0}^2)(1 + 2K_0)} + \frac{(1 + 2K_0)}{3} \right\} \sigma_{p0}^r, \quad (25)$$

各向异性参数的确定参照 Wheeler<sup>[53]</sup> 和 Leonid<sup>[38]</sup> 的研究成果, 如下:

$$\alpha_0 = \eta_{K_0} - \frac{M_c^2 - \eta_{K_0}^2}{3}, \quad (26)$$

$$\omega_d = \frac{3(4M_c^2 - 4\eta_{K_0}^2 - 3\eta_{K_0})}{8(\eta_{K_0}^2 + 2\eta_{K_0} - M_c^2)}, \quad (27)$$

$$\omega = \frac{1 + e_0}{(\lambda - \kappa)} \ln \frac{10M_c^2 - 2\alpha_{K_0}\omega_d}{M_c^2 - 2\alpha_{K_0}\omega_d}, \quad (28)$$

其中, 由假定  $K_0 = 1 - \sin \phi_c$  可得  $K_0 = (6 - 2M_c) / (6 + M_c)$  和  $\eta_{K_0} = 3M_c / (6 - M_c)$ 。

由于标准一维固结试验在工业界被广泛使用, 建议此模型用这类试验来确定参数, 模型的输入参数便简化为:  $\kappa, \lambda, e_0, \sigma_{p0}^r, \nu, M_c, C_{ae}$ , 比剑桥模型仅多了一个参数  $C_{ae}$ 。

## (3) 模型验证

法国 St-Herblain 软黏土的一维和三轴试验被用来验证模型。模型参数的确定非常简单: 参数 “ $\kappa, \lambda, e_0, \sigma_{p0}^r, C_{ae}$ ” 从一个标准一维固结试验中量取, 泊松比 设为 0.25, 摩擦角相关的  $M_c$  从三轴不排水试验中量取。

选择不同应力路径下的试验 (一维压缩试验和三轴不排水流变试验) 来验证模型。试验的具体操作参阅尹振宇等<sup>[47]</sup>。试验的模拟完全按照试验过程进行。图 6 和图 7 分别显示了一维压缩试验和三轴不排水流变试验的试验结果和模拟结果的比较。为了说明各向异性的重要性, 同时, 模型考虑各向同性 ( $\alpha_0 = 0$ ) 来模拟试验并与试验结果比较。结果表明模型考虑各向异性能更准确地描述非结构性软黏土的力学特征。

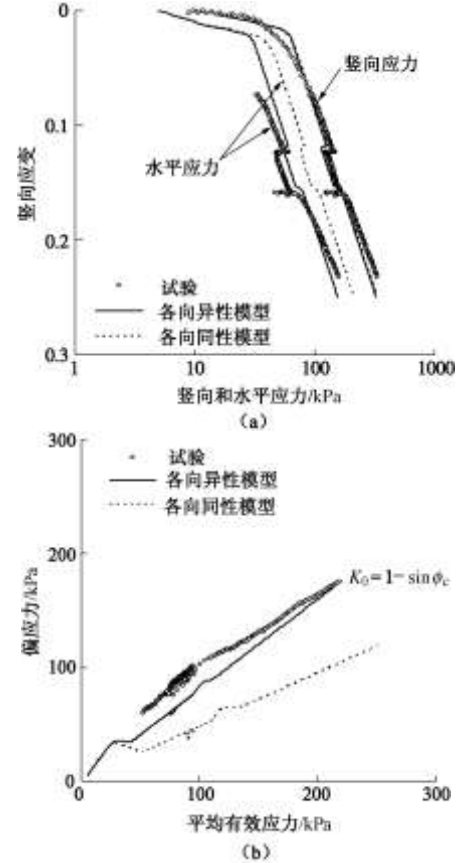


图 6 St-Herblain 软黏土的等速一维压缩试验及模拟

Fig. 6 CSR oedometer tests on St-Herblain clay and simulations

## 3.3 一维结构性软黏土模型

这一部分讲述在一维非结构性软黏土模型的基础上, 提出一维结构性软黏土的模型。

### (1) 模型描述

结构性软黏土的等速一维压缩试验表明, 加载过程中产生的结构破坏显著影响着屈服应力之后的压缩曲线<sup>[48-50]</sup>, 如图 1 (b) 所示。为了更清楚地说明, 图 8 画出了这一特征的示意图。在图 8 中, 假定重塑和原状土样的等速一维压缩试验为参考试验。对于给定

的黏塑性应变变量  $\varepsilon_v^{vp}$ , 结构破坏导致参考先期固结压力  $\sigma_p^r$  到达  $A$  点, 而不是  $B$  点 (假定没有结构破坏)。对于相同的  $\varepsilon_v^{vp}$ , 在重塑土的参考一维压缩线上可以找到一个点来定义固有先期固结压力  $\sigma_{pi}^r$ 。与方程 (8) 同理, 固有先期固结压力的变化可表达为

$$\sigma_{pi}^r = \sigma_{pi0}^r \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda_i - \kappa} \varepsilon_v^{vp}\right), \quad (29)$$

其中固有压缩指数  $\lambda_i$  为在  $e - \ln(\sigma_v')$  坐标上的重塑土的压缩指数 (如图 8)。

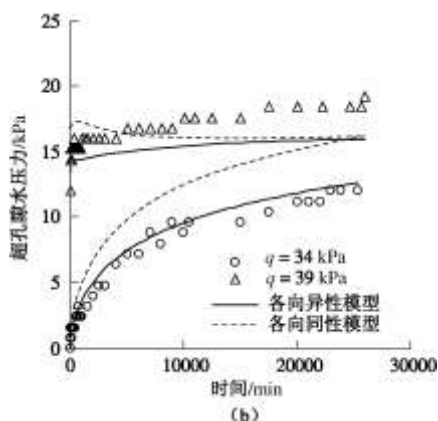
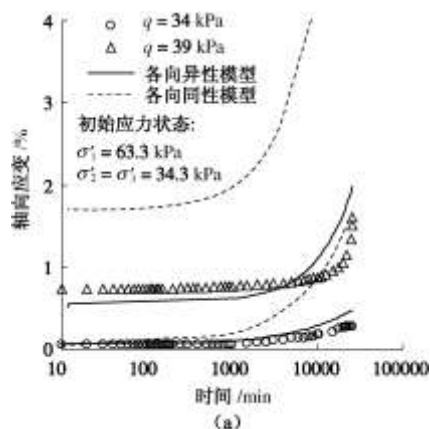


图 7 St-Herblain 软黏土的三轴不排水流变试验及模拟

Fig. 7 Undrained triaxial creep tests on St-Herblain clay and simulations

如图 8 所示, 定义结构比变量  $\chi = \sigma_p^r / \sigma_{pi}^r - 1$ 。由此, 参考先期固结压力也可写成

$$\sigma_p^r = (1 + \chi) \sigma_{pi}^r. \quad (30)$$

由试验测量结果可知, 初始结构比  $\chi_0 = \sigma_{p0}^r / \sigma_{pi0}^r - 1$  可以从初始先期固结压力值算得。当加载时, 由于结构的渐进破坏, 结构比  $\chi$  减小。当结构破坏殆尽,  $\chi$  趋近于零。结构比随黏塑性应变的变化关系可由指数表达式来描述:

$$\chi = \chi_0 e^{-\xi \varepsilon_v^{vp}}, \quad (31)$$

其中,  $\xi$  为控制结构破坏速率的材料参数。

代入方程 (29) 和 (31) 至 (30) 中,  $\sigma_p^r$  也可

表达为

$$\sigma_p^r = \left(1 + \chi_0 e^{-\xi \varepsilon_v^{vp}}\right) \sigma_{pi0}^r \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda_i - \kappa} \varepsilon_v^{vp}\right). \quad (32)$$

联合方程 (32) 和 (2), 便可得到给定应变速度的一维压缩线的解析解。

至此, 以方程 (32) 取代方程 (8), 非结构性软黏土的一维弹黏塑性模型便可适用于结构性软黏土 (由方程 1, 2, 32 和 9 构成)。

## (2) 模型参数

由上所述, 此模型比一维非结构性土模型增加了两个参数:  $\chi_0, \xi$ 。其中参数  $\chi_0$  可从参考一维压缩试验中直接量取 (如图 8), 参数  $\xi$  可通过在原状土样的参考一维压缩曲线上取点 ( $\sigma_p^r, \varepsilon_v^{vp}$ ), 由公式 (32) 变换而来的公式 (33) 求得

$$\xi = -\ln\left\{\frac{1}{\chi_0} \left[\exp\left(-\frac{1+e_0}{\lambda_i - \kappa} \varepsilon_v^{vp}\right) \frac{\sigma_p^r}{\sigma_{pi0}^r} - 1\right]\right\} \frac{1}{\varepsilon_v^{vp}}. \quad (33)$$

由此可见, 新模型虽然增加了两个参数, 但可以很直接很容易地确定。如前所述, 参考一维压缩试验也可以选择标准一维固结试验。

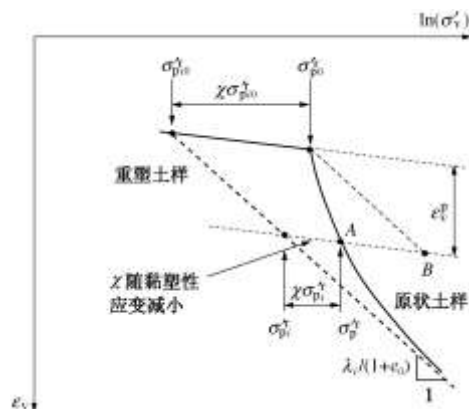


图 8 结构性软黏土在给定参考速度下的一维压缩示意图

Fig. 8 Schematic plot for 1D compression behavior of soft structured clay at a reference strain-rate

如果原状土的一维压缩曲线达到很高的应力水平, 且其压缩指数趋于稳定, 则初始结构比、固有压缩指数和次固结系数均可以从原状土试验的高应力段量取 ( $\lambda_i$  线往回延伸, 以量取初始结构比)。在这种情况下并不需要重塑土的试验。

## (3) 模型验证

为了验证一维模型新增加的结构破坏特征, 在如图 4 参数的基础上, 给定  $\chi_0$  和  $\xi$  的值, 用模型来模拟等速一维压缩试验。图 9 的计算结果符合结构性土的一维模型本构原理和一维等速压缩特征。



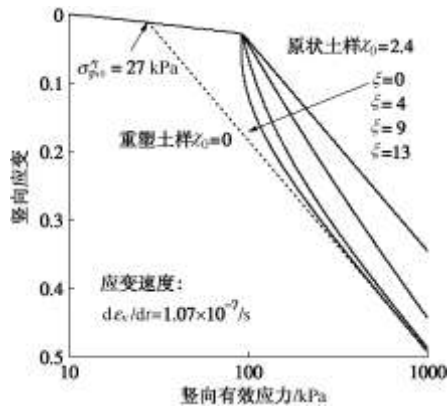


图9 模拟的结构性软黏土的一维压缩特征

Fig. 9 Predicted behavior of oedometer tests on structured clay

为了进一步验证模型, 选择模拟加拿大结构性软黏土 Berthierville clay 的等速一维压缩和流变试验。模型参数的确定是基于标准一维固结试验 (图 10)。如图 11 所示, 模拟结果与试验结果的比较表明模型能很好地描述结构性软黏土在一维条件下的时效与结构破坏耦合特性。

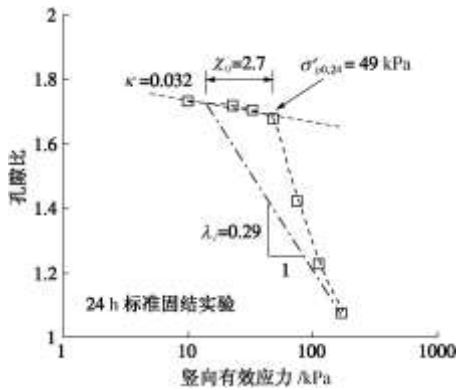


图10 结构性软黏土 Berthierville clay 的标准一维固结试验

Fig. 10 Conventional oedometer tests on soft structured

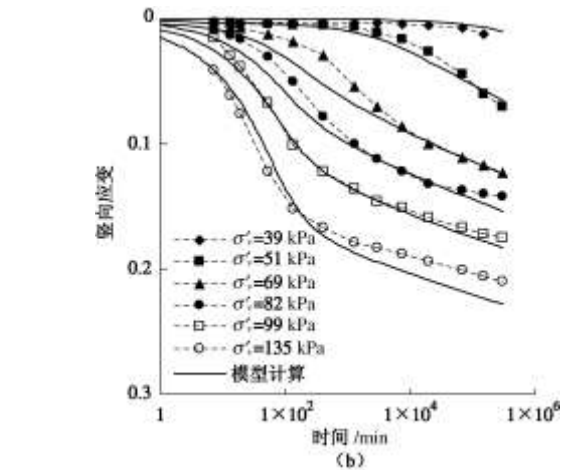
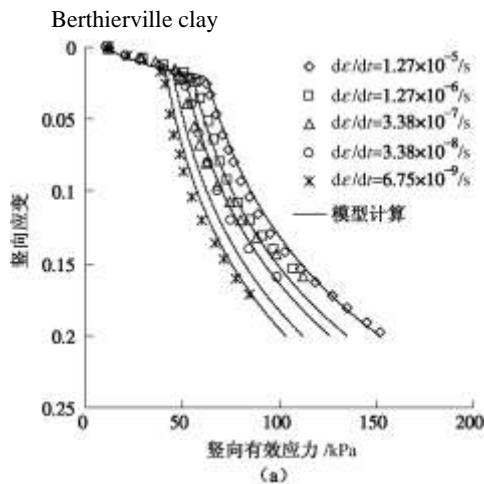


图11 结构性软黏土 Berthierville clay 的等速一维压缩和流变试验及模拟

Fig. 11 CRS and creep oedometer tests on soft structured Berthierville clay and simulations

### 3.4 三维结构性软黏土模型

这一部分讲述在一维结构性软黏土模型和三维非结构性软黏土模型的基础上, 提出三维结构性软黏土的本构模型 (如图 12)。



图12 天然软黏土弹黏塑性模型发展示意图

Fig. 12 Schematic plot for development of elastic viscoplastic models for natural soft clays

#### (1) 模型描述

此新模型的描述是在 3.2 节第 (1) 点中三维非结构性软黏土模型的基础上进行。由图 8 可知, 土颗粒黏合结构的大小可以用一个标量 \$\chi\$ 来描述。拓展一维方程 (30) 到三维方程, 则此标量可以把相对于原状土的参考屈服面的大小 \$p\_m^r\$ 和相对于重塑土的固有屈服面的大小 \$p\_{mi}\$ (如图 13) 结合起来:

$$p_m^r = (1 + \chi) p_{mi} \quad (34)$$

由于固有屈服面的定义对应于重塑土, 可以采用修正剑桥模型的硬化准则来描述固有屈服面的扩展或缩小 (由方程 29 拓展):

$$dp_{mi} = p_{mi} \left( \frac{1 + e_0}{\lambda_t - \kappa} \right) d\varepsilon_v^{vp} \quad (35)$$

随着结构破坏, 结构比 \$\chi\$ 的大小会变小, 并趋近于零。考虑黏塑性剪应变对结构破坏的影响, 拓展一维方程 (31) 到三维方程:

$$d\chi = -\chi \xi \left( |d\varepsilon_v^{vp}| + \xi_d d\varepsilon_d^{vp} \right) \quad (36)$$

此方程同 Gens & Nova<sup>[57]</sup>提出的结构破坏法则类似。其中参数  $\chi_0$  可以控制结构比的破坏速度； $\xi_d$  控制黏塑性偏应变  $\varepsilon_d^{vp}$  相对于黏塑性体应变  $\varepsilon_v^{vp}$  对结构破坏的相对效应。

用以上方程 (34)、(35) 和 (36) 取代三维非结构性软黏土模型中的方程 (21)，则三维模型可用来描述土的时效、各向异性和结构破坏等力学耦合特征。

(2) 模型参数

新模型比三维非结构性土模型增加了 3 个参数： $\chi_0$ ， $\xi$ ， $\xi_d$ 。其中参数  $\chi_0$  可从参考一维压缩试验中直接量取（如图 8），相同于一维结构性土模型。为了确定参数  $\xi$  和  $\xi_d$ ，联合方程 (34)、(35) 和 (36)，可得到

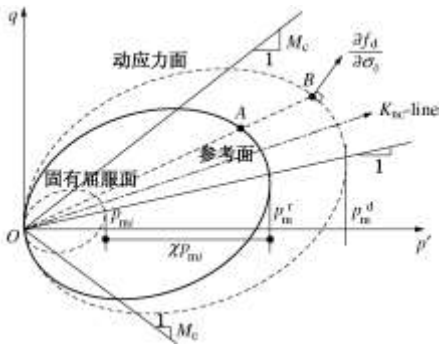
$$\xi + \xi \cdot \xi_d \frac{2(\eta - \alpha)}{(M_c^2 - \eta^2)} = -\frac{1}{\varepsilon_v^{vp}} \ln \left[ \exp \left( -\frac{(1 + e_0) \varepsilon_v^{vp}}{\lambda_i - \kappa} \right) \frac{\sigma'_v}{\chi_0 \sigma'_{p10}} - \frac{1}{\chi_0} \right] \quad (37)$$


图 13 三维结构性软黏土模型在  $p' - q$  平面上的定义

Fig. 13 Definition of 3D model for soft structured clay in  $p' - q$  space

由此，参数  $\xi$ ， $\xi_d$  可通过在原状土样的参考一维压缩曲线和参考各向同性压缩曲线上取点（ $\sigma_p^r$ ， $\varepsilon_v^{vp}$ ），代入公式 (37) 求得：一维压缩时  $\eta = \eta_{K_0}$ ， $\alpha = \alpha_{K_0}$ ，各向同性压缩时  $\eta = \alpha = 0$ 。由此可见，新模型虽然增加了 3 个参数，但均可以直接确定。

如前所述，如果原状土的一维压缩曲线达到很高

的应力水平，且其压缩指数趋于稳定，参数确定并不需要重塑土试验。如果所需要的各向同性压缩试验为三轴试验的固结阶段，则模型的所有参数确定同剑桥模型的试验成本一样。

(3) 模型验证

Vaid & Campanella<sup>[58]</sup>用结构性软黏土 Haney clay 做了等速三轴不排水压缩试验（轴向应变速度从 0.0001 到 10 %/min 不等）和三轴不排水流变试验（轴向应力从 193 到 329 kPa）。所有参数取值均基于一维固结试验和三轴试验（参照 Vermeer & Neher<sup>[33]</sup>），且列于表 1。图 14 (a) 表明模拟结果与试验结果拟合很好。换言之，模型既能描述土强度的速度效应，又能描述在加载过程中的结构破坏引起的应变软化。图 14 (b) 表明，用同一组参数值模型能同时很好的描述 Haney clay 三轴不排水流变现象。

值得一提的是，三维结构性土模型已导入到有限元软件 Plaxis 中，可用于大型岩土结构计算。模型可以根据土的特性和应用要求选择不同的版本，如图 12。

4 结 语

本文首先从试验现象出发，讲述了天然软黏土的基本力学特征。接着，简要地介绍了国内外在这个领域的研究进展，以及本文作者在这方面所做的工作。之后，本文基于天然软黏土的试验现象，在弹黏塑性力学理论的框架下，由浅入深、由简单到复杂地讲述了本构模型的发展：从一维模型到三维模型，从非结构性土模型到结构性土模型。所有模型均得以验证。

最终版的模型可以同时描述初始各向异性以及在应力应变过程中的诱发各向异性、土结构破坏以及应力应变的时效特征。通过讨论模型的参数确定可知，新模型同修正剑桥模型需要同样的试验成本，且所有参数的确定都非常直接，不需要反演计算。

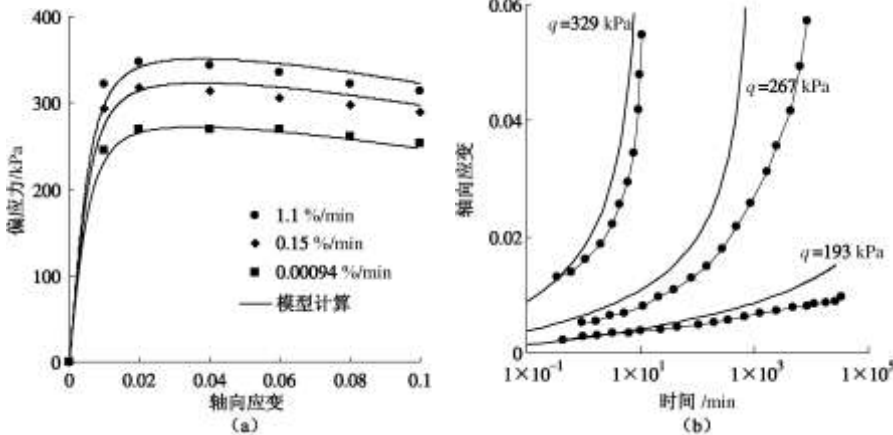


图 14 Haney 黏土的三轴不排水流变试验及模拟

Fig. 14 Undrained triaxial creep tests on Haney clay and simulations

表 1 软黏土的模型参数值

Table 1 Values of model parameters for simulated clays

软黏土	$\lambda_i$	$\kappa$	$e_0$	$\sigma_{p0}^{rr}/\text{kPa}$	$\nu$	$M_c$	$\chi_0$	$\xi$	$\xi_d$	$C_{ae}$
St-Herblain	0.48	0.038	2.26	39	0.2	1.2	—	—	—	0.034
Berthierville	0.39	0.032	1.73	49	—	—	2.7	10	—	0.0137
Haney	0.315	0.048	2	340	0.2	1.28	8	11	0.3	0.012

本文由于篇幅原因,没有讲述模型结合有限元法来解决实际问题。未来的工作重点将放在模型于我国软黏土的适用性和工程应用性上。

#### 参考文献:

- [1] 沈珠江. 土体结构性的数学模型—21 世纪土力学的核心问题[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(1): 95 - 97. (SHEN Zhu-jiang. Mathematic model of soil structures-core problems in 21st Century[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(1): 95 - 97. (in Chinese))
- [2] 谢定义, 齐吉琳. 土结构性及其量化研究的新途径[J]. 岩土工程学报, 1999, **21**(6): 651 - 656. (XIE Ding-yi, QI Ji-lin. Soil structure characteristics and new approach in research on its quantitative parameter[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, **21**(6): 651 - 656. (in Chinese))
- [3] SMITH P R, JARDINE R J, HIGHT D W. The yielding of Bothkennar clay[J]. Géotechnique, 1992, **42**(2): 303 - 348.
- [4] 洪振舜, 刘松玉, 于小军. 关于结构土屈服破坏的探讨[J]. 岩土力学, 2004, **25**(5): 684 - 687. (HONG Zhen-shun, LIU Song-yu, YU Xiao-jun. On destructuration of structured soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, **25**(5): 684 - 687. (in Chinese))
- [5] YIN J H, ZHU J G, GRAHAM J. A new elastic viscoplastic model for time-dependent behaviour of normally and overconsolidated clays: theory and verification[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, **39**(1): 157 - 173.
- [6] 殷宗泽, 张海波, 朱俊高, 等. 软土的次固结[J]. 岩土工程学报, 2003, **25**(5): 521 - 526. (YIN Zong-ze, ZHANG Hai-bo, ZHU Jun-gao, et al. Secondary consolidation of soft soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, **25**(5): 521 - 526. (in Chinese))
- [7] MESRI G, GODLEWSKI P M. Time and stress-compressibility interrelationship[J]. ASCE, Journal of the Geotechnical Engineering, 1977, **103**(5): 417 - 430.
- [8] LEFEBVRE G, LEBOEUF D. Rate effects and cyclic loading of sensitive clays [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1987, **113**(5): 476 - 489.
- [9] 刘恩龙, 沈珠江, 范文. 结构性黏土研究进展[J]. 岩土力学, 2005, **26**(增刊): 1 - 8. (LIU En-long, SHEN Zhu-jiang, FAN Wen. Advance in researches on structured clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, **26**(S): 1 - 8. (in Chinese))
- [10] BUISMAN A S. Results of long duration settlement tests [C]// Proc 1st Int Conf on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1936, **1**: 103 - 107.
- [11] 陈宗基. 固结及时间效应的单维问题[J]. 土木工程学报, 1958, **5**(1): 1 - 10. (TANG Tjong-kie. One-dimensional problems of consolidation and secondary time effects[J]. China Civil Engineering Journal, 1958, **5**(1): 1 - 10. (in Chinese))
- [12] 詹美礼, 钱家欢, 陈绪禄. 软土流变特性试验及流变模型[J]. 岩土工程学报, 1993, **15**(3): 54 - 62. (ZHAN Mei-li, QIAN Jia-huan, CHEN Xu-lu. Tests on rheological behaviors of soft soil and rheological model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1993, **15**(3): 54 - 62. (in Chinese))
- [13] 陈晓平, 白世伟. 软黏土地基黏弹塑性比奥固结的数值分析[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(4): 481 - 484. (CHEN Xiao-ping, BAI Si-wei. The numerical analysis of visco-elastic-plastic Biot's consolidation for soft clay foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(4): 481 - 484. (in Chinese))
- [14] 高国瑞. 细粒土结构专门术语、概念和分类命名的初步方案[J]. 水文地质工程地质, 1986(1): 8 - 12. (GAO Guo-rui. Project introduction of jargon, concept and classify nominate on composite structure of fine grained soil[J]. Hydrogeology and Engineering Geology, 1986(1): 8 - 12. (in Chinese))
- [15] 张诚厚. 两种结构性土的土工特性[J]. 水利水运科学研究, 1983(4): 65 - 71. (ZHANG Cheng-hou. Engineering quality of two kinds of structured clay[J]. Journal of Nanjing Hydraulic Research Institute, 1983(4): 65 - 71. (in Chinese))
- [16] 沈珠江. 结构性黏土的弹塑性损伤模型[J]. 岩土工程学报, 1993, **15**(3): 21 - 28. (SHEN Zhu-jiang. An elastoplastic damage model for structured clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1993, **15**(3): 21 - 28. (in Chinese))

- [17] 刘恩龙, 沈珠江. 结构性土的二元介质模型[J]. 水利学报, 2005(4): 391 - 395. (LIU En-long, SHEN Zhu-jiang. Binary medium model for structured soils[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2005(4): 391 - 395. (in Chinese))
- [18] 周成, 沈珠江, 陈铁林, 等. 结构性黏土的边界面砌块体模型[J]. 岩土力学, 2003, **24**(3): 317 - 321. (ZHOU Cheng, SHEN Zhu-jiang, CHEN Tie-lin, et al. A bounding surface masonry model for structured clays[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, **24**(3): 317 - 321. (in Chinese))
- [19] PERZYNA P. Fundamental problems in viscoplasticity [J]. Advances in Applied Mechanics, 1966, **9**: 243 - 377.
- [20] 何开胜, 沈珠江. 结构性黏土的弹黏塑损伤模型[J]. 水利水运工程学报, 2002(4): 7 - 13. (HE Kai-sheng, SHEN Zhu-jiang. Elasto-viscoplastic damage model for structural clays[J]. Hydro-Science and Engineering, 2002(4): 7 - 13. (in Chinese))
- [21] 陈铁林, 李国英, 沈珠江. 结构性黏土的流变模型[J]. 水利水运工程学报, 2003(2): 7 - 11. (CHEN Tie-lin, LI Guo-ying, SHEN Zhu-jiang. Viscous constitutive model for structured clays[J]. Hydrosience and Engineering, 2003(2): 7 - 11. (in Chinese))
- [22] 王立忠, 丁利, 陈云敏, 等. 结构性软土压缩特性研究[J]. 土木工程学报, 2004, **37**(4): 46 - 53. (WANG Li-zhong, DING Li, CHEN Yun-min, et al. Study on compressibility of structured soft soil[J]. China Civil Engineering Journal, 2004, **37**(4): 46 - 53. (in Chinese))
- [23] 张超杰, 陈云敏, 王立忠. 考虑软黏土结构性的一维弹黏塑固结分析[J]. 工业建筑, 2002, **32**(10): 45 - 48. (ZHANG Chao-jie, CHEN Yun-min, WANG Li-zhong. Analysis of the one-dimensional elastic viscoplastic consolidation considering the structure of soft soil[J]. Industrial Construction, 2002, **32**(10): 45 - 48. (in Chinese))
- [24] 孔令伟, 吕海波, 汪稔, 等. 某防波堤下卧层软土的工程特性状态分析[J]. 岩土工程学报, 2004, **26**(4): 454 - 458. (KONG Ling-wei, LÜ Hai-bo, WANG Ren, et al. Analysis on engineering property of underlying soft soil stratum of a breakwater[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, **26**(4): 454 - 458. (in Chinese))
- [25] 孙吉主, 王勇, 孔令伟. 湛江海域结构性软土的边界面损伤模型研究[J]. 岩土力学, 2006, **27**(1): 99 - 106. (SUN Ji-zhu, WANG Yong, KONG Ling-wei. Study on bounding surface damage model for structural soft soil in Zhanjiang sea area[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(1): 99 - 106. (in Chinese))
- [26] 王国欣, 肖树芳, 黄宏伟, 等. 基于扰动状态概念的结构性黏土本构模型研究[J]. 固体力学学报, 2004, **25**(2): 191 - 197. (WANG Guo-xin, XIAO Shu-fang, HUANG Hong-wei, et al. Study of constitutive model of structural clay based on the disturbed state[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 2004, **25**(2): 191 - 197. (in Chinese))
- [27] 王军, 高玉峰. 加荷比对结构性软土沉降特性的影响[J]. 岩土力学, 2007, **28**(12): 2614 - 2618. (WANG Jun, GAO Yu-feng. Effect of loading ratio on structured soft clay settlement[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(12): 2614 - 2618. (in Chinese))
- [28] 陈晓平, 曾玲玲, 吕晶, 等. 结构性软土力学特性试验研究[J]. 岩土力学, 2008, **29**(12): 3223 - 3228. (CHEN Xiao-ping, ZENG Ling-ling, LÜ Jing, et al. Experimental study of mechanical behavior of structured clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, **29**(12): 3223 - 3228. (in Chinese))
- [29] 龚晓南, 熊传祥, 项可祥, 等. 黏土结构性对其力学性质的影响及形成原因分析[J]. 水利学报, 2000(10): 43 - 47. (GONG Xiao-nan, XIONG Chuan-xiang, XIANG Ke-xiang, et al. The formation of clay structure and its influence on mechanical characteristics of clay[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2000(10): 43 - 47. (in Chinese))
- [30] SINGH A, MITCHELL J K. General stress-strain-time function for soils[J]. J Soil Mech Found Div, 1968, **94**(1): 21 - 46.
- [31] BJERRUM L. Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of building[J]. Géotechnique, 1967, **17**(2): 81 - 118.
- [32] KUTTER B L, SATHIALINGAM N. Elastic-viscoplastic modelling of the rate-dependent behaviour of clays[J]. Géotechnique, 1992, **42**(3): 427 - 441.
- [33] VERMEER P A, NEHER H P. A Soft Soil Model that Accounts for Creep[C]// Proceedings Plaxis Symposium "Beyond 2000 in Computational Geotechnics", Amsterdam, 1999: 249 - 262.
- [34] ADACHI T, OKA F. Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity[J]. Soils and Foundations, 1982, **22**(4): 57 - 70.
- [35] DESAI C S, ZHANG D. Viscoplastic model for geologic materials with generalized flow[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1987, **11**(6): 603 - 620.
- [36] FODIL A, ALOULOU W, HICHER P Y. Viscoplastic behaviour of soft clay[J]. Géotechnique, 1997, **47**(3): 581 -

- 591.
- [37] ZHOU C, YIN J H, ZHU J G, et al. Elastic anisotropic viscoplastic modeling of the strain-rate-dependent stress-strain behaviour of K0-consolidated natural marine clays in triaxial shear tests[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2005, **5**(3): 218 - 232.
- [38] LEONI M, KARSTUNEN M, VERMEER P A. Anisotropic creep model for soft soils[J]. *Géotechnique*, 2008, **58**(3): 215 - 226.
- [39] ROCCHI G, FONTANA M, DA Prat M. Modelling of natural soft clay destruction processes using viscoplasticity theory[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(8): 729 - 745.
- [40] HINCHBERGER S D, QU G. Viscoplastic constitutive approach for rate-sensitive structured clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2009, **46**(6): 609 - 626.
- [41] KIMOTO S, OKA F. An elasto-viscoplastic model for clay considering destructuralization and consolidation analysis of unstable behaviour[J]. *Soils and Foundations*, 2005, **45**(2): 29 - 42.
- [42] YIN Z-Y, ZHANG D M, HICHER P Y, et al. Modeling of the time-dependent behavior of soft soils using a simple elasto-viscoplastic model[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, **30**(6): 880 - 888.
- [43] YIN Z-Y, HUANG H W, UTILI S, et al. Modeling rate-dependent behavior of soft subsoil under embankment loading[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, **31**(1): 109 - 117.
- [44] YIN Z-Y, HICHER P Y. Identifying parameters controlling soil delayed behaviour from laboratory and in situ pressuremeter testing[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2008, **32**(12): 1515 - 1535.
- [45] KARSTUNEN M, YIN Z-Y. Modelling time-dependent behaviour of Murro test embankment[J]. *Géotechnique*, **60**(10): 735 - 749.
- [46] YIN Z-Y, KARSTUNEN M, HICHER P Y. Evaluation of the influence of elasto-viscoplastic scaling functions on modelling time-dependent behaviour of natural clays[J]. *Soils and Foundations*, **50**(2): 203 - 214.
- [47] YIN Z-Y, CHANG C S, KARSTUNEN M, et al. An anisotropic elastic viscoplastic model for soft clays[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, **47**(5): 665 - 677.
- [48] 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.
- [49] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F. Study of the validity of a  $\sigma'_v$ - $\epsilon_v$ - $d\epsilon_v/dt$  model in site conditions[J]. *Soils and Foundations*, 1988, **28**(3): 13 - 25.
- [50] NASH D F T, SILLS G C, DAVISON L R. One-dimensional consolidation testing of soft clay from Bothkennar[J]. *Géotechnique*, 1992, **42**(2): 241 - 256.
- [51] KIM Y T, LEROUEIL S. Modeling the viscoplastic behaviour of clays during consolidation: Application to Berthierville clay in both laboratory and field conditions[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2001, **38**(3): 484 - 497.
- [52] BERRY P L, POSKITT T J. The consolidation of peat[J]. *Géotechnique*, 1972, **22**(1): 27 - 52.
- [53] WHEELER S J, NÄÄTÄNEN A, KARSTUNEN M, et al. An anisotropic elasto-plastic model for soft clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal* 2003, **40**(2): 403 - 418.
- [54] SHENG D, SLOAN S W, YU H S. Aspects of finite element implementation of critical state models[J]. *Computational Mechanics*, 2000, **26**: 185 - 196.
- [55] ROSCOE K H, BURLAND J B. On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay[M]. *Engineering Plasticity*: Cambridge University Press, 1968: 553 - 609.
- [56] KATONA M G. Evaluation of viscoplastic cap model[J]. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, 1984, **110**(8): 1106 - 1125.
- [57] GENS A, NOVA R. Conceptual bases for a constitutive model for bonded soils and weak rocks[C]// *Proceedings of International Symposium on Hard Soils-Soft Rocks*. Athens, 1993: 485 - 494.
- [58] VAID Y P, CAMPANELLA R G. Time-dependent behavior of undisturbed clay[J]. *ASCE, Journal of the Geotechnical Engineering*, 1977, **103**(7): 693 - 709.