

doi: 10.11835/j.issn.2096-6717.2020.029

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



考虑温度影响的非关联弹塑性饱和黏土本构模型

刘红^{1,2}, 陈琴梅¹, 卢黎², 肖杨², 吴焕然²

(1. 内江师范学院 建筑工程学院, 四川 内江 641100; 2. 重庆大学 山地城镇建设与
新技术教育部重点实验室, 重庆 400045)

摘要: 从不同温度作用下的压缩曲线和回弹曲线出发, 利用等效的力学固结代替热固结, 将常规温控三轴试验过程中复杂的热力学特性转化为纯力学特性, 然后结合传统的临界状态理论, 运用非关联流动法则, 提出考虑温度影响, 适用于正常固结饱和黏土的非关联弹塑性本构模型。模型包含6个独立参数, 各参数的物理意义明确, 且可由常规的温控三轴实验确定。随着温度的增加, 压缩曲线和回弹曲线的斜率、临界应力比和泊松比不变, 先期固结应力呈指数形式变化, 此外, 塑性势函数和屈服函数之间的比例因子可通过试算确定。结合高岭土和伯克土的常规温控三轴排水剪切试验数据, 给出了模型参数的具体确定方法, 并将模拟值和试验值进行对比, 验证了该模型的合理性。

关键词: 饱和黏土; 压缩曲线; 回弹曲线; 弹塑性模型; 温度影响

中图分类号: TU431 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2020)04-0053-07

Temperature-dependent non-associated elastic-plastic constitutive model for saturated clay

Liu Hong^{1, 2}, Chen Qinmei¹, Lu Li², Xiao Yang², Wu Huanran²

(1. College of Architectural Engineering, Neijiang Normal University, Neijiang 641100, Sichuan, P. R. China;
2. Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area of Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China)

Abstract: Based on the compression and swelling curves at different temperatures, the thermal consolidation phase is substituted by a mechanical consolidation phase, which is of the same deformation. Then, the complex thermomechanical properties of soils have been translated into pure mechanical properties. Further, a new non-associated elastic-plastic constitutive model considering temperature effects is presented by using the traditional critical state theory and non-associated flow rule. The whole model contains six independent parameters, and the physical significance of each parameter is specific and easy to be confirmed through the temperature-controlled triaxial compression test. In addition, with an increase in temperature, the slopes of the compression and swelling curves, the critical state stress ratio and poison

收稿日期: 2019-12-25

基金项目: 国家自然科学基金(No. 51678094); 内江师范学院科研资助项目(YLZY201907)

作者简介: 刘红(1987-), 女, 博士, 主要从事土体热力学特性试验与理论研究, E-mail: cqulhong@163.com。

肖杨(通信作者), 男, 教授, 博士生导师, E-mail: hhuxyanson@163.com。

Received: 2019-12-25

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. 51678094); Scientific Research Funding Project of Neijiang Normal University (YLZY201907)

Author brief: Liu Hong(1987-), PhD, main research interests: experiment and theory of soil thermodynamic properties, E-mail: cqulhong@163.com.

Xiao Yang (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: hhuxyanson@163.com.

ratio have no obvious changes, while the preconsolidation pressure changes exponentially. Otherwise, the trial method is used to determine the scaling factor between the plastic potential and yield equations. Finally, the method of determining each model parameter is put forward in detail on account of the drained temperature-controlled triaxial test for Kaolin and Bourke clays, and the new model is proved to be reasonable by comparing the simulation values and test data.

Keywords: saturated clay; compression curve; swelling curve; elastic-plastic model; temperature effects

近年来,随着核废料处理^[1]、能量桩^[2-3]、高速公路^[4]、路堤^[5]、挡土墙^[6]以及储热结构^[7]的不断发展和广泛应用,温度对土体工程性质的影响逐渐成为岩土工程界的研究热点。

Hueckel等^[8-9]在临界状态理论框架内,首先提出一种考虑热软化现象的饱和黏土弹塑性本构模型。Cui等^[10]在修正剑桥模型的基础上,提出一种适用于超固结土的热力学模型,该模型能够考虑温度和应力耦合作用所引起的硬化现象。Hamidi等^[11]利用加热后的压缩曲线和常温时土体的压缩曲线、临界状态线之间的关系,结合临界状态理论,建立一种考虑应力历史的热力学本构模型。姚仰平等^[12]在临界土力学框架内,提出一种适用于非饱和黏土、能够考虑温度和应力历史的本构模型。Yao等^[13]提出一种能考虑温度影响、适用于正常固结和超固结土体的统一硬化弹塑性本构模型,该模型能较好的模拟饱和土体在各向同性或各向异性状态下加热,在排水或不排水条件下剪切的熱力学性质。Wang等^[14]通过建立先期固结应力和温度之间的关系,提出一种各向异性热弹塑性本构模型。Coccia等^[15]通过分析不同温度作用下的二次压缩系数变化规律,提出一种考虑时间效应的热力学模型。

上述模型主要是剑桥或修正剑桥模型基础上,建立先期固结应力、二次压缩系数、超固结比等参数与温度之间的关系,再结合临界状态理论,提出考虑时间效应、应力历史、各向异性等适用于饱和土和非饱和土的热力学模型。然而,这些模型需要分别考虑温度和应力引起的屈服,模型参数较多,且求解过程较为繁琐。笔者在传统临界状态理论基础上,建立考虑温度影响的非关联饱和黏土弹塑性本构模型,该模型仅有6个参数,且给出具体确定方法,通过试验值与模拟值的对比分析,验证了该模型的合理性,为能量桩等温度相关的实际工程应用提供了非常重要的理论依据。

1 考虑温度影响的非关联弹塑性模型

1.1 模型的提出

如图1所示,正常固结饱和黏土首先在应力作

用下进行力学固结,土体发生体积压缩现象(A-B);然后,应力保持不变,在排水条件下进行加热,土体发生热固结现象(B-C);最后,温度保持不变,在排水条件下进行剪切试验。在整个固结试验过程中(A-B-C),应力和温度都将引起土体发生屈服,从而产生弹塑性变形。已有的热力学模型,主要是力学固结(A-B)和热固结(B-C)阶段提出不同的屈服函数,然后在临界状态理论框架内,建立新的考虑温度影响的本构模型,求解过程通常较为复杂。从图1中可以看出,虽然力学固结和热固结的作用机理不同,但热固结阶段(B-C)和常温时的力学固结阶段(B-D)的变形相同。因此,在常规温控三轴试验中,土体的热力学固结(A-B-C)过程可以等效为纯力学固结(A-B-D)过程。

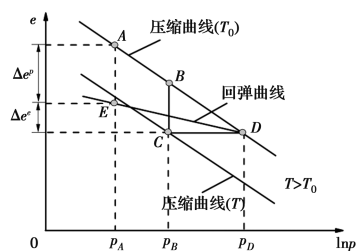


图1 不同温度作用下饱和黏土压缩曲线和回弹曲线

Fig. 1 Diagram of the compression and swelling curves for saturated clays at different temperatures

1.2 弹性变形

纯力学固结(A-B-D)阶段的弹性变形可用式(1)表示。

$$\begin{aligned} \Delta e^e &= \kappa \ln \left(\frac{p_D}{p_A} \right) \\ &= \kappa \ln \left(\frac{p_D}{p_B} \cdot \frac{p_B}{p_A} \right) \\ &= \kappa \ln \left(\frac{p_D}{p_B} \right) + \kappa \ln \left(\frac{p_B}{p_A} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

式中: Δe^e 为弹性阶段的孔隙比变化量; κ 为回弹曲线(DE)的斜率,大小与温度无关; p_A 为初始应力; p_B 为力学固结结束时的应力; p_D 为等效力,其对应的体变(或孔隙比)与热固结结束时的值相同。

对于应力 p_B 和 p_D 的关系,Laloui等^[16]认为先

期固结应力与温度呈半对数关系, Moritz^[17]认为先期固结应力与温度之间呈指数关系, Wang等^[14]对 Laloui等^[16]和 Moritz^[17]提出的先期固结压力与温度之间的关系进行比较,发现两种关系实质上是等效的。为了简便,笔者采用 Moritz^[17]提出的关系式,即

$$\frac{p_D}{p_B} = \frac{p_{cT}}{p_{cT_0}} = \left(\frac{T}{T_0}\right)^\theta \quad (2)$$

式中: p_{cT} 和 p_{cT_0} 分别为目标温度和初始温度作用下的先期固结应力; T 为目标温度,即土体经历加热或温度循环后所达到的温度,主要在 $5\sim 90\text{ }^\circ\text{C}$ 之间。 T_0 为初始温度,即归一化处理目标温度 T 的一个参考温度,为一组常规温控三轴试验中几个目标温度的最小温度值,通常取试验时的室内温度。 θ 为材料参数,可通过常规温控三轴试验求得。

弹性体积变形

$$\epsilon_v^e = \frac{\Delta e^e}{1 + e_0} \quad (3)$$

式中: e_0 为初始孔隙比。

由式(1)~式(3)可得

$$\epsilon_v^e = \frac{\theta\kappa}{1 + e_0} \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) + \frac{\kappa}{1 + e_0} \ln\left(\frac{p_B}{p_A}\right) \quad (4)$$

对式(4)求导,可得出弹性体积变形增量为

$$d\epsilon_v^e = \frac{\theta\kappa}{1 + e_0} \cdot \frac{dT}{T} + \frac{\kappa}{1 + e_0} \cdot \frac{dp}{p} \quad (5)$$

式中: p 为有效应力; dp 为有效应力增量; dT 为温度增量。

弹性剪切变形增量为

$$d\epsilon_s^e = \frac{dq}{3G} \quad (6)$$

$$G = \frac{3(1 - 2\nu)}{2(1 + \nu)} \cdot \frac{(1 + e_0)p}{\kappa} \quad (7)$$

式中: dq 为偏应力增量; G 为剪切模量,可由泊松比和体积模量求得; ν 为泊松比,取 0.3 ,且大小与温度无关。

1.3 塑性变形

纯力学固结(A-B-D)阶段的塑性变形可用式(8)表示。

$$\Delta e^p = (\lambda - \kappa) \ln\left(\frac{p_D}{p_A}\right) \quad (8)$$

将式(2)带入(8)可得

$$\Delta e^p = (\lambda - \kappa) \left[\ln p_B + \theta \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) - \ln p_A \right] = (\lambda - \kappa) \left[\ln\left(\frac{p_B}{p_A}\right) + \theta \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \right] \quad (9)$$

塑性体积变形为

$$\epsilon_v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \left[\ln\left(\frac{p_B}{p_A}\right) + \theta \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \right] \quad (10)$$

由式(10)可得应力 p_B 满足式(11)。

$$\ln p_B = \ln p_A + \frac{1 + e_0}{\lambda - \kappa} \epsilon_v^p - \theta \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \quad (11)$$

根据传统的临界状态理论可知,屈服函数可由式(12)表示。

$$f = q^2 + M^2 p^2 - Cp = 0 \quad (12)$$

式中: f 为屈服函数; q 为偏应力; M 为临界状态应力比; C 为材料参数。

当土样处于固结阶段(力学固结或热固结),偏应力 q 为 0 ,有效应力 $p = p_B$ 。此时,材料参数 C 可表示为

$$C = M^2 p_B \quad (13)$$

将式(13)带入(12)可得

$$f = q^2 + M^2 p^2 - M^2 p_B p = 0$$

$$\Rightarrow \frac{q^2}{M^2 p^2} + 1 - \frac{p_B}{p} = 0$$

$$\Rightarrow \ln p_B - \ln p = \ln\left(1 + \frac{q^2}{M^2 p^2}\right) \quad (14)$$

令 $c_p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0}$,结合式(11)和式(14),可知屈服

函数为

$$f = c_p \ln\left(1 + \frac{q^2}{M^2 p^2}\right) + c_p \ln\left(\frac{p}{p_A}\right) - \epsilon_v^p + c_p \cdot \theta \cdot \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \quad (15)$$

对式(15)求导,可得

$$df = \frac{\partial f}{\partial p} dp + \frac{\partial f}{\partial q} dq + \frac{\partial f}{\partial \epsilon_v^p} d\epsilon_v^p + \frac{\partial f}{\partial T} dT = 0 \quad (16)$$

其中:

$$\frac{\partial f}{\partial p} = c_p \cdot \frac{1}{p} \cdot \left(\frac{M^2 p^2 - q^2}{M^2 p^2 + q^2}\right) \quad (17)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = c_p \cdot \left(\frac{2q}{M^2 p^2 + q^2}\right) \quad (18)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \epsilon_v^p} = -1 \quad (19)$$

$$\frac{\partial f}{\partial T} = c_p \cdot \frac{\theta}{T} \quad (20)$$

由式(15)~式(20)得出塑性体积应变增量表达式为

$$d\epsilon_v^p = c_p \cdot \frac{1}{p} \cdot \left(\frac{M^2 p^2 - q^2}{M^2 p^2 + q^2}\right) dp + c_p \cdot \left(\frac{2q}{M^2 p^2 + q^2}\right) dq + c_p \cdot \frac{\theta}{T} dT \quad (21)$$

采用非关联流动法则,即塑性势函数和屈服函数不同,但两函数之间存在式(22)所示关系。

$$g(p, q, \epsilon_v^p, T) = H_a \cdot f(p, q, \epsilon_v^p, T) \quad (22)$$

式中: g 为塑性势函数; H_a 为比例因子。

塑性体积变形和塑性剪切变形之间的关系式为

$$\frac{d\epsilon_v^p}{d\epsilon_s^p} = \frac{\frac{\partial g}{\partial p}}{\frac{\partial g}{\partial q}} = H_a \cdot \frac{\frac{\partial f}{\partial p}}{\frac{\partial f}{\partial q}} = H_a \cdot \frac{M^2 - \eta^2}{2\eta} \quad (23)$$

$$\eta = \frac{q}{p} \quad (24)$$

因此,塑性剪切变形为

$$d\epsilon_s^p = \frac{2\eta}{H_a \cdot (M^2 - \eta^2)} \cdot \left[c_p \cdot \frac{1}{p} \cdot \left(\frac{M^2 p^2 - q^2}{M^2 p^2 + q^2} \right) dp + c_p \cdot \left(\frac{2q}{M^2 p^2 + q^2} \right) dq + c_p \cdot \frac{\theta}{T} dT \right] \quad (25)$$

1.4 总变形

$$d\epsilon_v = d\epsilon_v^e + d\epsilon_v^p \quad (26)$$

$$d\epsilon_s = d\epsilon_s^e + d\epsilon_s^p \quad (27)$$

2 模型参数分析

在考虑温度影响的非关联弹塑性本构模型中,共有 $\lambda, \kappa, \nu, \theta, M$ 和 H_a 等 6 个参数,这些参数都可以根据常规温控三轴实验数据得到。

2.1 参数 λ, κ

在常规温控三轴试验中,参数 λ 和 κ 分别为饱和黏土在不同温度作用下的压缩曲线和回弹曲线的斜率。不同温度作用下,黏土的压缩曲线和回弹曲线相互平行,其斜率不随温度变化。

2.2 指数 θ

由式(2)可知,指数 θ 与不同温度作用下的先期固结应力有关。对于先期固结应力的求解,方法多种多样^[18-20],笔者采用 Abuel-Naga 等^[20]的方法,具体求解过程如图 2 所示。首先,将温度 T_0 (常温)状态下土体压缩曲线中的拐点(直线段的起点)作为常温状态下的先期固结应力 p_{cT_0} ;然后,将回弹曲线平移至该拐点,并将温度 T 作用下的压缩曲线直线段延长,延长段与回弹曲线的交点作为加热后的先期固结应力 p_{cT} 。

通过此方法可求出不同温度作用下的先期固结应力。最后,利用式(28)将求得先期固结应力比和温度比在双对数坐标系中进行线性拟合,斜率即为参数 θ 。

$$\ln\left(\frac{p_{cT}}{p_{cT_0}}\right) = \theta \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \quad (28)$$

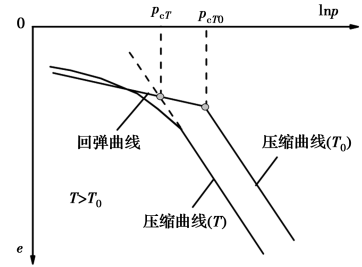


图 2 不同温度作用下饱和黏土的先期固结应力求解示意图

Fig. 2 Determination of the preconsolidation pressure of saturated clays at different temperatures

由图 2 可以看出,随着温度的增加,先期固结应力逐渐减少,因此,式(15)表示的屈服函数在 p - q - T 三维空间中的变化趋势如图 3 所示。

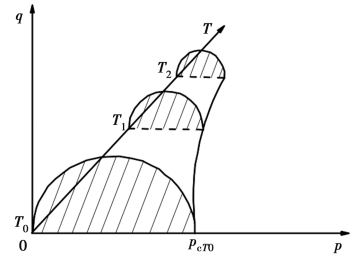


图 3 不同温度作用下饱和黏土的屈服函数示意图

Fig. 3 Diagram of the yield function of saturated clays at different temperatures

2.3 临界状态应力比 M

在常规三轴试验中,当轴向应变继续增加,偏应力和体变不发生变化,即增量为 0,此时土体在应力的作用下达到临界状态。根据临界状态理论,可求出不同应力和温度作用下,土体达到临界状态时的有效应力 p_{cs} 和偏应力 q_{cs} ,然后将一系列 p_{cs} 、 q_{cs} 在 p - q 平面内进行线性拟合,该直线的斜率便为临界状态应力比 M ,如图 4 所示。

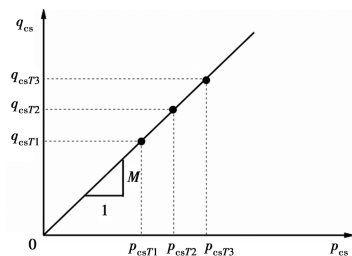


图 4 不同温度作用下饱和黏土的临界状态应力比示意图

Fig. 4 Diagram of the stress ratio of saturated clays in critical state at different temperatures

2.4 比例因子 H_a

首先假定比例因子 H_a 为 1,此时塑性势函数和屈服函数相同,对试验数据进行模拟,并将试验值、

模拟值进行对比分析。若 $H_a=1$, 计算得到的模拟值小于试验值, 则逐渐增大 H_a ($H_a > 1$), 重新计算模拟值, 并与试验值进行比较, 直至模拟值和试验值较为接近, 且相对误差小于 0.5%。若 $H_a=1$, 求得的模拟值大于试验值, 则逐渐减少 H_a ($H_a < 1$), 计算方法与 $H_a < 1$ 类似。

3 模型验证

为了验证模型的有效性, 对一组 Kaolin^[21] 黏土和 Bourke^[22] 粉质黏土的温控三轴排水剪切试验结果进行模拟, 并分别与 Yao 等^[13] 和 Hamidi 等^[11] 提出的弹塑性本构模型进行对比分析。试验材料的基本物理性质指标如表 1 所示。Kaolin 黏土正常固结状态下的有效应力为 600 kPa, 温度分别为 22 °C、90 °C, Bourke 粉质黏土正常固结状态下的有效应力为 150 kPa, 温度分别为 25 °C、40 °C、60 °C, 试验得到的应力-应变曲线如图 5、图 6 所示。

表 1 黏土的基本物理性质指标
Table 1 Physical indices of clays

名称	含水率/%	比重	液限/%	塑限/%	塑性指数/%
Kaolin 黏土	53.44		70	29	41
Bourke 粉质黏土	12.50	2.65	20.5	14.5	6

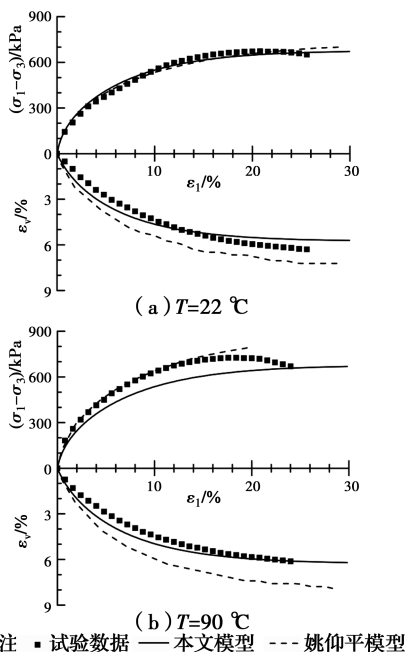
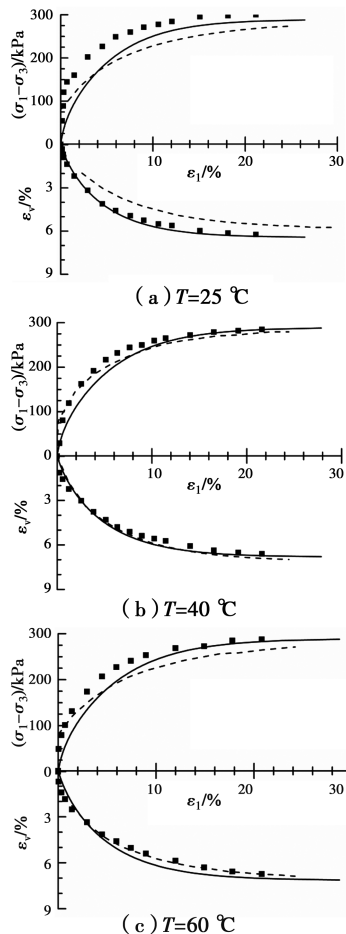


图 5 正常固结饱和和高岭土在不同温度作用下的应力-应变关系

Fig. 5 The stress-strain relationships of normal consolidated saturated Kaolin clay at different temperatures



注: ■ 试验数据 — 本文模型 --- Hamidi模型

图 6 正常固结饱和和伯克土在不同温度作用下的应力-应变关系

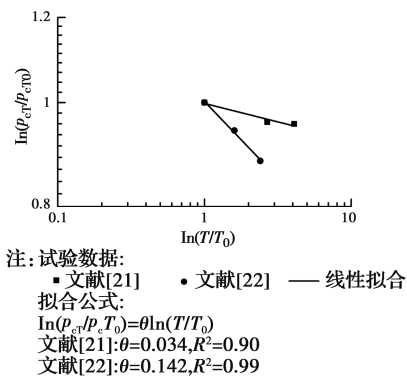
Fig. 6 The stress-strain relationships of normal consolidated saturated Bourke silt at different temperatures

根据试验结果, 分别求出考虑温度影响的非关联弹塑性模型中的 6 个参数值, 其中 λ 、 κ 和 M 的求解方法与常温三轴试验方法一样, 这里将不再赘述。另外, 泊松比 ν 根据经验假定为 0.3, 无需计算, 比例因子 H_a 通过试算求得。剩余参数 θ 的求解过程如图 7 所示, 各参数值如表 2 所示。

表 2 饱和黏土的模型参数

Table 2 Model parameters of saturated clays

模型参数	Kaolin 黏土	Bourke 粉质黏土
λ	0.102	0.09
κ	0.02	0.006
ν	0.30	0.30
θ	0.034	0.142
M	0.82	1.17
H_a	1.30	1.50

图7 模型参数 θ 确定Fig. 7 Determination of model parameter θ

将6个模型参数代入式(26)和式(27),求出不同温度作用下饱和黏土的应力-应变模拟值,并与试验值和 Yao 等^[13]、Hamidi 等^[11]提出的模拟值进行对比,如图5、图6所示。从图7中可以看出,该模拟值与试验值吻合较好,初步验证了该模型的合理性。

4 结论

利用相同变形的力学固结代替热固结,将常规温控三轴试验中的热力学特性转化为纯力学特性,再基于临界状态理论框架,提出考虑温度影响的非关联饱和黏土弹塑性本构模型。结论与建议如下:

1)随着温度的增加,正常固结黏土发生体积压缩现象,压缩曲线和回弹曲线逐渐向下平移,斜率不变。此外,不同温度作用下的临界状态应力比也是唯一的,而先期固结应力呈指数关系变化。

2)利用等效纯力学固结代替常规温控三轴试验中的力学固结和热固结,虽然温度和应力使土体发生变形的机理不同,但等效替换后,两者使土体发生的变形相同,作用效果一样。

3)土体复杂的热力学特性转化为等效的纯力学特性,再利用传统的临界状态理论,建立新的考虑温度效应的本构模型。相比分别考虑温度和应力作用下的屈服函数等传统热力学本构模型研究方法,此种替换方法使整个研究过程更为简便,模型中共有6个参数,模型参数均具有明确的物理意义,且可由常规温控三轴试验确定。

4)提出的非关联弹塑性本构模型中,塑性势函数和屈服函数不同,但两者之间存在一定的比例关系,该比例因子可结合试验值和模拟值之间的相对关系,通过试算求得。

参考文献:

- [1] GENS A, SÁNCHEZ M, GUIMARAES L D N, et al. A full-scale in situ heating test for high-level nuclear waste disposal: observations, analysis and interpretation [J]. *Géotechnique*, 2009, 59(4): 377-399.
- [2] KNELLWOLF C, PERON H, LALOU L. Geotechnical analysis of heat exchanger piles [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2011, 137(10): 890-902.
- [3] LIU H L, WANG C L, KONG G Q, et al. Model tests on thermo-mechanical behavior of an improved energy pile [J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2018, 22(10): 1257-1272.
- [4] KERTESZ R, SANSALONE J. Hydrologic transport of thermal energy from pavement [J]. *Journal of Environmental Engineering*, 2014, 140(8): 04014028.
- [5] COCCIA C J R, MCCARTNEY J. Impact of heat exchange on the thermo-hydro-mechanical response of reinforced embankments [C]//Geo-Congress 2013, March 3-7, 2013, San Diego, California, USA. Reston, VA, USA: American Society of Civil Engineers, 2013.
- [6] STEWART M A, COCCIA C J R, MCCARTNEY J. Issues in the implementation of sustainable heat exchange technologies in reinforced, unsaturated soil structures [C]//Geo-Congress 2014, February 23-26, 2014, Atlanta, Georgia. Reston, VA, USA: American Society of Civil Engineers, 2014.
- [7] BRANDL H. Energy foundations and other thermo-active ground structures [J]. *Géotechnique*, 2006, 56(2): 81-122.
- [8] HUECKEL T, BORSETTO M. Thermoplasticity of saturated soils and shales: Constitutive equations [J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1990, 116(12): 1765-1777.
- [9] HUECKEL T, PELLEGRINI R, DEL OLMO C. A constitutive study of thermo-elasto-plasticity of deep carbonatic clays [J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 1998, 22(7): 549-574.
- [10] CUI Y J, SULTAN N, DELAGE P. A thermomechanical model for saturated clays [J].

- Canadian Geotechnical Journal, 2000, 37 (3): 607-620.
- [11] HAMIDI A, TOURCHI S, KHAZAEI C. Thermomechanical constitutive model for saturated clays based on critical state theory [J]. International Journal of Geomechanics, 2015, 15(1): 04014038.
- [12] 姚仰平, 牛雷, 杨一帆, 等. 考虑温度影响的非饱和土本构模型 [J]. 岩土力学, 2011, 32(10): 2881-2888. YAO Y P, NIU L, YANG Y F, et al. Constitutive model for unsaturated clays considering temperature effects [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(10): 2881-2888. (in Chinese)
- [13] YAO Y P, ZHOU A N. Non-isothermal unified hardening model: A thermo-elasto-plastic model for clays [J]. Géotechnique, 2013, 63(15): 1328-1345.
- [14] WANG L Z, WANG K J, HONG Y. Modeling temperature-dependent behavior of soft clay [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2016, 142(8): 04016054.
- [15] COCCIA C J R, MCCARTNEY J S. Thermal volume change of poorly draining soils II: Model development and experimental validation [J]. Computers and Geotechnics, 2016, 80: 16-25.
- [16] LALOUI L, CEKEREVAC C. Thermo-plasticity of clays: An isotropic yield mechanism [J]. Computers and Geotechnics, 2003, 30(8): 649-660.
- [17] MORITZ L. Geotechnical properties of clay at elevated temperatures [C]//Swedish Geotechnical Institute, Linköping, 1995.
- [18] 姜安龙, 赵春风, 高大钊. 确定先期固结压力的数学模型法[J]. 岩土力学, 2003, 24(2): 292-295. JIANG A L, ZHAO C F, GAO D Z. Mathematical model method of determining preconsolidation pressure [J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(2): 292-295. (in Chinese)
- [19] DIAS JUNIOR M S, PIERCE F J. A simple procedure for estimating preconsolidation pressure from soil compression curves [J]. Soil Technology, 1995, 8(2): 139-151.
- [20] ABUEL-NAGA H M, BERGADO D T, BOUAZZA A, et al. Volume change behaviour of saturated clays under drained heating conditions: experimental results and constitutive modeling [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, 44(8): 942-956.
- [21] CEKEREVAC C, LALOUI L. Experimental study of thermal effects on the mechanical behaviour of a clay [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2004, 28(3): 209-228.
- [22] UCHAIPICHAT A, KHALILI N. Experimental investigation of thermo-hydro-mechanical behaviour of an unsaturated silt [J]. Géotechnique, 2009, 59(4): 339-353.

(编辑 胡玲)