

论文

非饱和土的热-水力-力学本构模型及数值模拟

Constitutive model and numerical simulation of thermo-hydro-mechanical behavior in unsaturated soils

武文华, 李锡夔

(大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘要: 在 CAP 模型的基础上提出了一个非饱和土的热-水力-力学本构模型, 着重考虑了温度对于非饱和土的水力-力学性质的影响。基于实验结果和前人的工作, 在模型中重现了热软化现象, 计及了温度升高导致土壤前固结压力的降低和非饱和土吸力增加屈服线(SI)中临界吸力值的降低。应用该模型进行了数值模拟计算, 通过模拟结果和实验结果的比较, 验证了模型的适用性和可靠性。

关键词: 热-水力-力学行为; 本构模型; 非饱和土; CAP 模型; 数值模拟

中图分类号: TU 43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2002)04-0411-04

作者简介: 武文华(1973-), 男, 河北唐山人, 大连理工大学在读博士。在比利时政府大学国际合作与发展项目资助下于1999年11月至2000年5月和2001年1月至2001年6日赴比利时列日大学土木和环境工程系合作研究。主要从事非饱和土本构数值模拟和污染物输运过程模拟等研究。

WU Wen-hua, LI Xi-kui

(Department of Engineering Mechanics, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: A thermo-hydro-mechanical constitutive model for unsaturated soils is proposed based on the existing CAP-model for unsaturated soils. The influences of temperature on the hydro-mechanical behaviour of unsaturated soils are described in the model. Particularly, the thermal softening phenomenon, i. e. decreases in value of the pre-consolidation pressure and in critical value of the suction of the SI (Suction Increasing) curve with heating process, are quantitatively modelled by using the experimental data and previous work. Comparisons of the results obtained from the numerical modeling of the constitutive behaviour with existing experimental results show that the present model can simulate the thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated soils satisfactorily. The versatility and applicability of the present constitutive model are proved by the numerical results given in this paper.

Key words: thermo-hydro-mechanical behavior; constitutive modeling; unsaturated soils; CAP model; numerical modeling

1 前言*

近年来, 对土壤等多孔介质的热-水力-力学耦合行为的研究已经引起人们的广泛重视, 特别是为核废料贮藏工程和保护地下水资源免受固体废物场污染的工程土障设计使得相关研究日趋活跃。很久以来, 人们已经注意到温度的变化将对土壤的水力和力学性质产生很大的影响, 并从不同方面对此进行了研究, 尝试建立并逐步完善多孔介质中热与水力-力学间的关系。

Hueckel 等^[1,2]在总结大量实验的基础上, 在 Cam-Clay 模型中引入了热塑性效应并建立了一个饱和土的热-水力-力学本构模型。Cui 等^[3]吸取了 Hueckel 所提出模型的优点, 提出了一个新的饱和土的本构模型。近年来, Alonso 和 Gens 等对非饱和土本构行为的实验和理论研究^[4,5]推广到考虑热弹塑性效应, 本文的许多实验结果就是引自他们研究组近期的工作^[6]。

本文在多种工程土障材料的实验结果基础上, 参考 Hueckel 和 Cui 提出的饱和土本构模型, 提出了对于

非饱和土的热-水力-力学耦合本构模型, 并在比利时列日大学的工程计算软件 LAGACOM 的平台上对提出的本构模型加以程序实现和数值模拟。

2 温度相关热-水力-力学行为的主要实验结果

2.1 温度对土壤的水动力学性质的影响

土壤孔隙水按照孔隙尺寸及其与土壤基质间的相互作用可分成两种类型: 基质间水(即通常状态下可以流动的体积水或自由水)和基质内水(包括束缚在基质内的强束缚结晶水和弱束缚扩散层水)。基质内的拟不可流动水在通常状态下不能由宏观实验直接确定, 但可以间接地通过 MIP(水银侵入试验)、吸力曲线和相对渗透率随饱和度变化的关系曲线确定。基质内水, 即吸附水, 在通常状态下被认为是不能流动的; 而

* 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(59878009); 比利时政府大学国际合作与发展资助项目

收稿日期: 2001-09-10

基质间水,即体积水,在通常状态下是可以自由流动的。但随着温度的升高,部分吸附水可以转化为自由流动的体积水。Boom 粘土的实验结果显示,当含水率小于 15% 时,吸力变化将主要由基质内水所控制,因而利用吸力—含水率关系来代替常用的吸力—饱和度关系更为恰当。Fredlund, D. G.^[7] 在 van Genuchten^[8] 表达式的基础上提出了一个改进的吸力—饱和度的关系式:

$$S_r = \frac{w}{w_{sa}} = C(s) \left| \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right|^m \quad (1)$$

$$C(s) = 1 - \frac{\ln \left| \frac{1 + s/s_r}{1 + a/s_r} \right|}{\ln \left| \frac{1 + a/s_r}{1 + a/s_r} \right|}, (0.1a < s_r < a)$$

式中 w 是含水率; s 是吸力; S_r 是饱和度; w_{sa} 是在饱和状态下的含水率; s_r 是参考吸力; a 是通过实验得出的最大吸力值。

不同温度下饱和度—吸力曲线的实验结果显示,饱和度一定的情况下吸力将随温度升高而降低。在指定含水率下吸力和温度间关系可表示为^[6]

$$\left| \frac{\partial s(w)}{\partial T} \right| = \frac{s(w)}{a_1 + b_1 T} \quad (2)$$

式中 T 是温度, a_1 和 b_1 是由实验确定的依赖于含水率的函数。方程(2)可进一步表示为

$$\frac{s(w, T)}{s(w, T_r)} = \left| \frac{a_1(w) + b_1(w)T}{a_1(w) + b_1(w)T_r} \right|^{b_1(w)} \quad (3)$$

式中 T_r 是参考状态下的指定温度。把式(3)代入式(1),可得到带有温度影响的吸力—含水率关系的表达式:

$$\frac{w}{w_{sa}} = C(s) \left| \frac{1}{1 + (\alpha_r s)^n} \right|^m; \quad \alpha_r = \alpha \left| \frac{a_1 + b_1 T_r}{a_1 + b_1 T} \right|^{b_1} \quad (4)$$

一般地,假定室温状态下孔隙水渗透率在饱和状态下保持不变。非饱和态下孔隙水渗透率通常通过指定垂直压力下的土样压缩实验确定。温度对渗透率的影响在高饱和态下尤其明显。如果饱和度低于 70%, 则温度的影响不是十分明显。在温度一定的情况下渗透率随着孔隙比的增加而增加。非饱和土中孔隙水渗透率 k_w 可表示成孔隙比, 含水率和温度的函数, 即

$$k_w(e, w, T) = k_{w0}(e) k_{wr}(w, T) = k_{w0}(e) k_{ws}(w) k_{wT}(T) \quad (5)$$

式中 k_{wr} 称为相对渗透率。Hueckel 指出, 饱和状态下的绝对渗透率 k_{w0} 与有效孔隙率 n_2 有关, 即

$$k_{w0} = \frac{1}{\pi \tau^2 S_{sm}^2} \frac{(n_2)^3}{(1 - n_2)^2} \quad (6)$$

式中 S_{sm} 是土中可动水的表面积, π 是形状因子, τ 是扭曲因子。Gens 和 Romero^[6] 给出了非饱和土中孔隙水渗透率的表达式:

$$k_w(e, w, T) = k_{w0}(1 + \mu_T(T - T_0)) 10^{\alpha} \left| \frac{w - w_{ref}}{G_s - w_{ref}} \right|^{\lambda} \quad (7)$$

式中 w_{ref} 是参考含水率, e/G_s 是在一定孔隙比 e 下的饱和土含水率, μ_T 为粘性系数。

2.2 土样压缩实验中的热—水力—力学行为

指定常荷载下的等热吸力控制实验结果显示, 主于化过程将产生不可恢复的塑性变形。Alonso^[6, 10] 指出, 干化过程产生的塑性应变是由于吸力增加(Suction Increase)屈服引起的。非饱和土抵抗 SI 屈服的能力将随温度的升高而降低, SI 屈服条件可表示为

$$SI: s - |s_0 + \langle S_e \rangle^{k_1} (s_f(\epsilon_p^e, \Delta T) - s_0)| = 0 \quad (8)$$

式中 s_0 是参考温度 T_r 下土体所经受过的最大吸力; $\langle \rangle$ 是 Macaulay 括号; S_e 是有效饱和度, 即

$$S_e = \frac{S_r - S_{res}}{1 - S_{res}}; \quad (9)$$

k_1 是经验系数; ΔT 是当前温度和参考温度 T_r 的差值; s_f 为当前的吸力值; ϵ_p^e 是塑性体积应变; S_{res} 是剩余饱和度。

在指定垂直净应力下, 观察不同常吸力下的加热—冷却—加热的实验结果。可以看出当温度高于某个临界值时会出现一个明显的屈服点。而且这个临界温度随着吸力的降低而降低。冷却和下一次加热过程将可以看作是弹性过程。

在指定常吸力下, 加载/卸载循环产生的体积应变和常垂直净应力下进行湿化/干化所产生的体积应变具有相同的趋势。前屈服压缩参数 κ 将会逐渐增加, 最后趋于定值。大多数情况下, 在计算中 κ 可以近似取成常数。而后屈服压缩参数 λ 随温度的增加有明显的变化。

各向同性实验可以确定压缩实验中一些不能确定的结果, 例如剪应变和垂直应变与轴向应变的比值关系等。通过土样在正常固结态下的实验显示, 主加热过程将导致不可恢复的塑性应变。相反, 当土样处于超固结态时, 主加热过程将产生可恢复的弹性膨胀。超固结态下产生的弹性体积应变主要是由于土样基质内的吸附水和矿物质的膨胀而引起。可恢复的体积热应变可表示为

$$\frac{\delta \epsilon_p^e}{\delta T} \bigg|_{p'} = \alpha_m + \alpha_0(p') + \alpha_1(p') \Delta T \quad (10)$$

式中 p' 为是实验中所加的指定荷载; α_m , α_0 和 α_1 是实验确定的系数。而不可恢复的塑性收缩变形则主要是由于土样骨架构造的重造成。温度对土壤热塑性的影响将主要通过前期固结压力和内聚力的变化体现。

3 非饱和土的水力-力学本构模型——CAP 模型

非饱和土的 CAP 模型由四个屈服面组成: 状态边界面(SBS)^[4]、临界状态线(CSL)^[11]、吸力增加曲线(SI)^[4]和最大拉伸体应力约束方程(TM)^[10]。实验结果显示, 对于临界状态线, 在较低的第一应力不变量状态下将过高估计屈服强度。在模型中引入了最大拉伸体应力约束方程以弥补这个缺点。通常认为它与偏应力无关, 并且不考虑硬化现象。

状态边界面方程在(I_σ, II_σ)平面上是一个椭圆的上半部分, 其表达式如下:

$$f_1 = II_\sigma + m^2(I_\sigma - 3p_s(s))(I_\sigma + 3p_0(s)) = 0 \quad (11)$$

式中 I_σ 和 II_σ 是第一应力不变量和偏应力的第二不变量。 $p_s(s)$ 为内聚力, $p_0(s)$ 为前期固结压力。 m 可以表示成如下的形式:

$$m = \frac{2\sin\varphi_c}{\sqrt{3(3 - \sin\varphi_c)}} \quad (12)$$

φ_c 为内摩擦角。利用 Loading-Collapse(LC) 曲线表示 $p_0(s)$ 随吸力的变化如下:

$$p_0(s) = p_c \left| \frac{p_0^*}{p_c} \right|^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}} \quad (13)$$

$$\lambda(s) = \lambda(0)((1-\gamma)\exp(-\beta s) + \gamma)$$

式中 p_0^* 为饱和状态下前期固结应力; p_c 为参考压力; β, γ 为由实验确定的参数。与吸力相关的内聚力可表示为

$$p_s(s) = p_s(0) + k \cdot s \quad (14)$$

式中 $p_s(0)$ 是初始内聚力, k 是常系数。

与吸力相关的临界状态线方程可表示为

$$f_2 = II_\sigma + m(I_\sigma - 3p_s(s)) = 0 \quad (15)$$

最大拉伸体应力约束方程可表示为在 $I_\sigma-II_\sigma$ 应力平面上平行于 II_σ 坐标轴的直线, 即

$$f_3 = I_\sigma - 3\alpha = 0 \quad (16)$$

其中 α 是指定的拉伸体应力。通常对此屈服条件不考虑硬化。

大量实验结果显示, 当吸力超出某一个临界值时, 将导致土体产生服从如下屈服条件的塑性流动:

$$f_4 = s - s_0 = 0 \quad (17)$$

4 非饱和土的热-水力-力学本构模型

如本文第2节所述, 温度变化将改变土壤的水力-力学性质。它不仅产生土体的弹塑性变形, 同时影响在(I_σ, II_σ, s)空间中的屈服面形状。

4.1 热软化曲线和加载破坏(LC)曲线

Hueckel 等提出了在饱和状态下前期固结应力随温度变化的热软化关系式:

$$p_0^*(\xi, \Delta T) = p_0^*(\xi) + A(\Delta T) \quad (18)$$

$$\text{其中 } A(\Delta T) = a_1 \Delta T + a_2 \Delta T |\Delta T| \quad (19)$$

式中 a_1, a_2 为与土体类型相关的热敏感系数, 这里假定热软化过程和应变硬化不耦合。非饱和土中的前期固结压力和吸力的关系仍遵循 LC 曲线, 即

$$p_0(s, T) = p_c \left| \frac{p_0^*(\xi, T)}{p_c} \right|^{\frac{[\lambda(0)-\kappa]/[\lambda(s)-\kappa]}{}} \quad (20)$$

不同常温度下的实验结果显示, $\lambda(s)$ 同时也随温度变化, 即 $\lambda = \lambda(s, T)$ 。 λ 随温度和吸力变化的表达式可以写成如下的不耦合形式:

$$\begin{aligned} \lambda(s, \Delta T) &= \lambda(s, T_r) + \beta_1 \Delta T + \beta_2 \Delta T |\Delta T| \\ &= \lambda(0, T_r) / (1 - \gamma) \exp(-\beta s) + \gamma + \\ &\quad \beta_1 \Delta T + \beta_2 \Delta T |\Delta T| \end{aligned} \quad (21)$$

式中 β_1, β_2 是由实验确定的系数。

实验结果显示, 内聚力也随温度变化, 一个依赖于温度和吸力的内聚力表达式可写为

$$p_s(s, \Delta T) = p_s(0, T_r) + k(\Delta T)s \quad (22)$$

但是, 实验结果比较表明, 温度变化对内聚力的影响远比吸力变化对内聚力的影响小。为简化模型的公式推导, 假设内聚力只是吸力的函数。此外, 在本模型中假定温度对最大拉伸体应力约束条件没有影响。温度提高将引起表面张力的降低, 从而导致 SI 屈服曲线中临界吸力值的降低, 随温度变化的 SI 屈服条件可由式(8)表示。

4.2 热屈服条件

实验结果显示, 如果温度增长而超过某一个特定温度值, 即使土体处于超固结态, 也会产生塑性应变。这种塑性屈服现象可以通过热屈服曲线(TYC) $T = T_0$ 描述。需要指出的是, 采用简单的直线 $T = T_0$ 描述 TYC 较为粗糙。Cui 等^[3]对饱和土提出了一个较复杂的 TYC:

$$T = (T_r - T_0) \exp(-\beta_1 p_0) + T_0 \quad (23)$$

但此公式没有考虑非饱和土中吸力的耦合作用, 并且应用此公式使发展相应的一致性算法及程序实现复杂化, 因而, 在本文工作中暂且简单地采用了 $T = T_0$ 形式的热屈服条件。

4.3 考虑温度影响的非饱和土的热-水力-力学屈服方程

计及温度影响的非饱和土广义 CAP 模型的多重屈服面公式可归纳写为

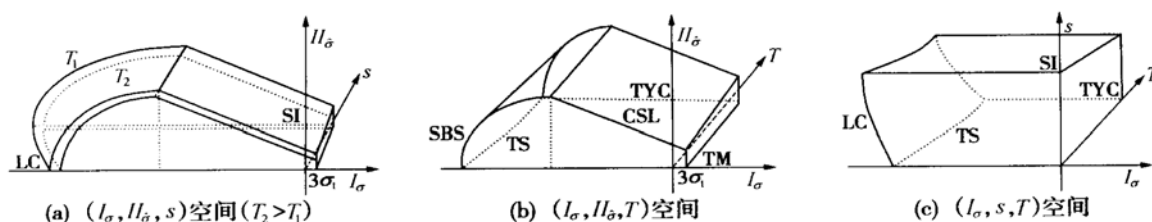


图1 考虑温度的广义CAP模型的本构曲线

Fig. 1 The generalized CAP constitutive model. (a) the space \$(I_\sigma, H_\sigma, s)\$ with different temperature \$T_2 > T_1\$; (b) the space \$(I_\sigma, H_\sigma, T)\$ and (c) the space \$(I_\sigma, s, T)\$

$$\begin{aligned}
 f_1 &= H_\sigma^2 + m^2(I_\sigma - 3p_s(s))(I_\sigma + 3p_0(s, \Delta T)) = 0 \\
 f_2 &= H_\sigma + m(I_\sigma - 3p_s(s)) = 0 \\
 f_3 &= I_\sigma - 3\alpha_1 = 0 \\
 f_4 &= s - [s_0 + \langle S_e \rangle^{k_1} (s_l(\mathcal{E}, \Delta T) - s_0)] = 0 \\
 f_5 &= T - T_0 = 0 \\
 \text{或 } f_5 &= T - (T_r - T_0) \exp(-\beta_3 p_0) - T_0
 \end{aligned} \quad (24)$$

这个模型包括了4个独立变量\$(I_\sigma, H_\sigma, s, T)\$, 不可能在一张图中表示整个屈服面。下面给出3个不同的三维示意图, 如图1所示。

4.4 非饱和土的热-水力-力学耦合本构速率方程

总应变速率可分解为力学、热和吸力三个部分。对于每一部分又可以分解为弹性和塑性两部分, 即

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^s + \dot{\epsilon}_{ij}^T = \dot{\epsilon}_{ij}^{e,e} + \dot{\epsilon}_{ij}^{e,p} + \dot{\epsilon}_{ij}^{s,e} + \dot{\epsilon}_{ij}^{s,p} + \dot{\epsilon}_{ij}^{T,e} + \dot{\epsilon}_{ij}^{T,p} \quad (25)$$

根据虎克定律, 力学相关的弹性应变率与总应力速率之间的关系可表示为

$$\dot{\alpha}_{ij} = C_{ijkl}^e \cdot \dot{\epsilon}_{kl}^e \quad (26)$$

吸力变化引起的弹性应变率可由下式计算

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{s,e} = \frac{\kappa_s}{(1+e)(s+p_a)} \dot{s} \delta_{ij} = h_{ij}^e \cdot \dot{s} \quad (27)$$

式中 \$\kappa_s\$ 是随吸力变化的弹性刚度参数, \$p_a\$ 是孔隙气压力。温度变化产生的弹性应变可通过引入弹性膨胀系数 \$\alpha_2\$ 表示, 即

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{T,e} = \alpha_2 T \dot{\delta}_{ij} = T_{ij}^e \cdot T \quad (28)$$

力学相关塑性应变率服从塑性流动准则, 即

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{e,p} = \lambda^p \frac{\partial g}{\partial \alpha_{ij}} \quad (29)$$

式中 \$g\$ 是塑性势函数, 在本文工作中考虑非关联塑性。吸力引起的塑性应变率可表示为

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{s,p} = \frac{\lambda_s - \kappa_s}{(1+e)(s+p_a)} \dot{s} \delta_{ij} = h_{ij}^p \cdot \dot{s} \quad (30)$$

其中 \$\lambda_s\$ 是随吸力变化的塑性刚度系数。

由温度升高引起的塑性应变率可以通过如下的一致性条件导出:

$$\frac{\partial f}{\partial T} T + \frac{\partial f}{\partial \epsilon_{ij}^{T,p}} \dot{\epsilon}_{ij}^{T,p} = 0 \quad (31)$$

式中 \$f\$ 表示多重屈服面本构模型中当前起作用的分屈服面方程。由上式可得到

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{T,p} = T_{ij}^p T \quad (32)$$

$$\begin{aligned}
 T_{ij}^p &= \frac{\delta \epsilon_{ij}^{T,p}}{\delta T} = - \frac{\frac{\partial f}{\partial p_0} \frac{\partial p_0}{\partial p_0^*} \frac{\partial p_0^*}{\partial T}}{\frac{\partial f}{\partial p_0} \frac{\partial p_0}{\partial p_0^*} \frac{\partial p_0^*}{\partial \epsilon_{ij}^{T,p}} + \frac{\partial f}{\partial T}} = - \frac{\frac{\partial p_0^*}{\partial T}}{\frac{\partial p_0^*}{\partial \epsilon_{ij}^{T,p}}} \\
 &= - \frac{(N_0) - K(a_1 + 2a_2 \Delta T)}{(1+e)p_0^*} \quad (33)
 \end{aligned}$$

把方程(26)~(30)和(32)代入到式(25)可得到

$$\dot{\epsilon}_{ij} = C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl} + \lambda^p \frac{\partial g}{\partial \alpha_{ij}} + h_{ij}^{e,s} + h_{ij}^{p,s} + T_{ij}^e T + T_{ij}^p T \quad (34)$$

对于一个给定的分屈服面方程 \$f\$, 考虑内状态变量 \$\theta\$, 分屈服面方程的 \$f\$ 塑性一致性条件^[12]可写为

$$f = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \theta} \dot{\theta} + \frac{\partial f}{\partial s} \dot{s} + \frac{\partial f}{\partial T} \dot{T} = 0 \quad (35)$$

其中

$$\dot{\alpha}_{ij} = C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl} - \dot{\epsilon}_{kl}^{e,p} - \dot{\epsilon}_{kl}^{s,e} - \dot{\epsilon}_{kl}^{s,p} - \dot{\epsilon}_{kl}^{T,e} - \dot{\epsilon}_{kl}^{T,p} \quad (36)$$

$$\dot{\theta} = \frac{d\theta}{d\epsilon^p} (val_\lambda \cdot \dot{\lambda}^p + val_s \cdot \dot{s} + val_T \cdot \dot{T}) \quad (37)$$

\$val_\lambda\$, \$val_s\$ 和 \$val_T\$ 分别代表二阶张量 \$\partial g / \partial \alpha_{ij}\$, \$h_{ij}^p\$ 和 \$T_{ij}^p\$。内状态变量 \$\theta\$ 取为塑性体应变 \$\mathcal{E}^p\$。把式(36)和(37)代入到方程(35)得

$$\begin{aligned}
 \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl} - \lambda^p \frac{\partial g}{\partial \alpha_{ij}} - h_{ij}^{e,s} \dot{s} - h_{ij}^{p,s} \dot{s} - T_{ij}^e \dot{T} - T_{ij}^p \dot{T} + \\
 &\frac{\partial f}{\partial \sigma} \frac{\partial \theta}{\partial \mathcal{E}^p} [val_\lambda \dot{\lambda}^p + val_s \dot{s} + val_T \dot{T}] + \frac{\partial f}{\partial s} \dot{s} + \frac{\partial f}{\partial T} \dot{T} = 0 \quad (38)
 \end{aligned}$$

并得到

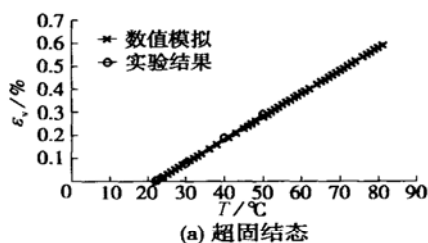
$$\begin{aligned}
 \lambda^p &= \frac{\frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e \dot{\epsilon}_{kl} - \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e h_{kl}^e + h_{kl}^p \dot{s} + \frac{\partial f}{\partial s} \dot{s} + \frac{\partial f}{\partial T} \dot{T}}{\frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \alpha_{kl}} - val_\lambda \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \mathcal{E}^p}} \\
 &- \frac{\frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e T_{kl}^e + T_{kl}^p \dot{T} + \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \mathcal{E}^p} [val_s \dot{s} + val_T \dot{T}]}{\frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} C_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \alpha_{kl}} - val_\lambda \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \mathcal{E}^p}} \quad (39)
 \end{aligned}$$

最终导得应力速率与应变速率、吸力变化率和温度变化率之间的关系如下:

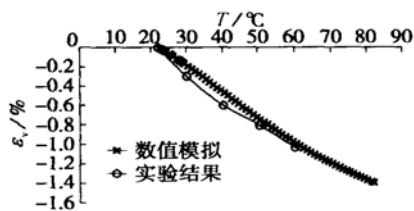
表1 例题1中所用的参数

Table 1 Parameters of the thermo-hydro-mechanical behavior

参数	$\lambda(0)$	κ	β/MPa^{-1}	γ	$p_0^*(T_r)/\text{MPa}$	p_c/MPa	φ_c	T_0/K	T_r/K	e_0	s_0/MPa
值	0.057	0.005	1.336	0.015	1.0	0.585	35°	373	295	0.679	18
参数	a	b	k	λ_s	κ_s	$a_1/(\text{Pa}\cdot\text{K}^{-1})$	$a_2/(\text{Pa}\cdot\text{K}^{-1})$	α_2/K^{-1}	v	$\rho_w/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$\rho_s/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$
值	1.0	-0.037	1	0.25	0.11	-15000	63	0.000050	0.4	1000	2750



(a) 超固结态



(b) 正常固结态

图2 排水体积应变和温度关系的数值模拟和实验结果的比较

Fig. 2 Drained volumetric strains versus temperatures from numerical simulation and experimental results in (a) overconsolidation state and (b) normal consolidation state

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_{ij} = & \left[C_{ijkl}^e - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ab}} C_{abkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{cd}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{cd}}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnop}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{qp}} - val_{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon^p}} \right] \cdot \dot{\varepsilon}_{kl} - \\ & \left[C_{ijkl}^e (h_{kl}^e + h_{kl}^p) + \frac{C_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnop}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{qp}} - val_{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon^p}} \cdot \right. \\ & \left. \left[\frac{\partial f}{\partial s} + val_s \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon^p} - \frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnkl}^e (h_{kl}^e + h_{kl}^p) \right] \right] \cdot \dot{s} - \\ & \left[C_{ijkl}^e (T_{kl}^e + T_{kl}^p) + \frac{C_{ijkl}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnop}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{qp}} - val_{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon^p}} \cdot \right. \\ & \left. \left[\frac{\partial f}{\partial T} + val_T \frac{\partial f}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon^p} - \frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnkl}^e (T_{kl}^e + T_{kl}^p) \right] \right] \cdot \dot{T} \end{aligned} \quad (40)$$

它是非饱和土的热-水力-力学耦合本构速率方程,是热-水力-力学耦合本构模型数值模拟的基础。

5 数值算例和结果

[例题1] 考虑一个下端固支其余三面施加相等的均布荷载的正方形土样。本算例目的在于通过计算结果和现有的实验结果比较对提出的本构模型进行校核。有限元网格仅由一个八节点平面应变等参单元组成,材料特性及参数如表1所示。

分别考虑两种不同的初始固结压力:第一种情况土体处于超固结态, $\sigma_m - p_a = 0.10 \text{ MPa}$, $s = p_a - p_w = 0.20 \text{ MPa}$ 。温度从 295 K 升到 355 K。第二种情况土体处于正常固结态 $\sigma_m - p_a = 1.0 \text{ MPa}$, $s = p_a - p_w = 0.20 \text{ MPa}$ 。温度变化与第一种情况相同。图2给出了两种情况下体积应变的计算结果和实验结果的比较。

[例题2] 作为一个二维问题,取自 Benchmark^[9] 考题 2.2。实验装置如图3所示,土样被封装在一钢制不变形圆柱形筒中,筒中插入一长 10 cm 直径为 2 cm 的加热器;考虑对称关系,有限元网格包括 629 个节点和 179 个八节点等参单元。

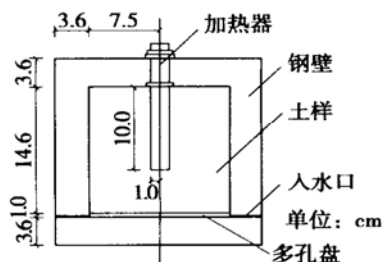


图3 Benchmark 考题 2.2 的模型简图及尺寸

Fig. 3 The thermo-hydro-mechanical cell (Benchmark Test 2.2) with an inserted heater

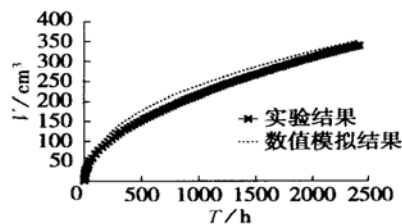


图4 吸入水量的数值模拟和实验结果比较

Fig. 4 Comparisons between experimental and numerical results of the water intake

初始条件见表2。水不能从钢壁渗出。假定土样与大气相通,因此分析过程中孔隙气压恒定为大气压力。整个实验由两个阶段组成,第一阶段加热器的温度从 295 K 升高到 373 K。同时多孔盘的水压力从初始的 -78.5 MPa 升高到 1.1 MPa。这个阶段持续 10000 s。第二个阶段从 10000 s 到 2401.6 h。在这个阶段中加热器的温度保持定值。图4给出了水吸入量的实验和计算结果比较。图5分别给出了本文数值模拟所得在

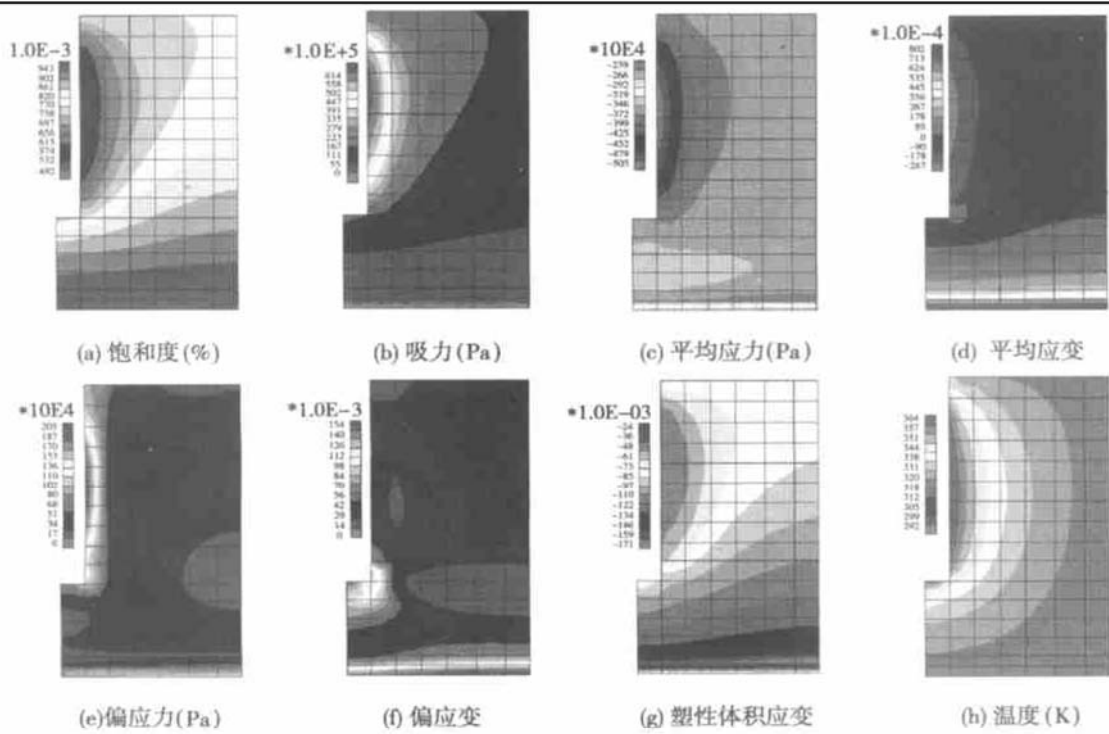


图 5 Benchmark Test 2.2 在 2401.6 h 数值模拟结果的等值线图

Fig. 5 Contours obtained by the numerical modelling of Benchmark Test 2.2 at 2401.6 hours for (a) saturation, (b) suction, (c) mean stress, (d) mean strain, (e) deviatoric stress, (f) deviatoric strain, (g) plastic volumetric strain and (h) temperature

2401.6 h 时刻的饱和度、吸力、平均应变/平均应力、应变/偏应力、塑性体积应变和温度的等值线图。

表 2 Benchmark Test 2.2 的初始条件

Table 2 The initial conditions for Benchmark Test 2.2

初始条件	σ / Pa	S_r	p_w / MPa	p_a / kPa	T / K
值	0	0.49	-78.5	100	293

6 结 论

本文提出了一个非饱和土的热-水力-力学的本构模型。模型充分体现了与温度相关的非饱和土中水力-力学的本构行为。例如前固结压力和吸力随温度的变化。同时也考虑了由于温度变化而产生的土壤的弹塑性变形。通过例题的计算和实验结果比较证明所提出的模型的合理性,并且通过一些较复杂的算例证明模型的实用性和可靠性。

参考文献:

[1] Hueckel T, Borsetto M. Thermoplasticity of saturated soils and shales: constitutive equations[J]. J Geotech Engrg, ASCE, 1990, 116(12): 1765- 1777.

[2] Hueckel T, Baldi G. Thermoplasticity of saturated clays: experimental constitutive study[J]. J Geotech Engrg, ASCE, 1990, 116(12): 1778- 1796.

[3] Cui Y J, Sultan N, Delage P. A thermomechanical model for saturated clays[J]. Can Geotech J, 2000, 37: 607- 620.

[4] Alonso E E, Gens A, Josa A. A constitutive model for partially

saturated soils[J]. Geotechnique, 1990, 40(3): 405- 430.

[5] Gens A, Alonso E E. A framework for the behaviour of unsaturated expansive clays[J]. Can Geotech J, 1992, 29: 1013- 1032.

[6] Romero E. Characterisation and thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated Boom clay: an experimental study[D]. Barcelona, Spain: Technical University of Catalonia (UPC), 1999.

[7] Fredlund D G, Xing A. Equation for the soil-water characteristic curve[J]. Can Geotech J, 1994, 31: 521- 532.

[8] van Genuchten M. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. Soil Sci Soc Am J, 1980, 44: 892- 898.

[9] Charlier R, Collin F, Li XL, et al. Review of the benchmarks of the Catsiusclay project[R]. 1999.

[10] Schroeder C, Illing P, Robert C, et al. PASACHALK: Mechanical behaviour of partially and multiphase saturated chalks fluid-skeleton Interaction: main factor of chalk oil reservoirs compaction and related subsidence[R]. Universite de Liege- LGIH, Universite de Liege- DIG, Ecol Nationale des Ponts et Chaussees - CERMES, TotalFinaElf Exploration Norge AS, 2000.

[11] Drucker D C, Prager W. Soil mechanics and plasticity analysis or limit design[J]. Quarterly Applied Mathematics, 1952, 10(2): 157- 165.

[12] Simo J C, Kennedy J G, Govindjee. Non smooth multisurface plasticity and viscoplasticity: Loading/unloading conditions and numerical algorithms. Int J Numer Methods Engrg, 1988, 26: 2161- 2185.