

DOI: 10.11779/CJGE201811012

描述饱和土热固结过程的一个非线性模型及数值分析

郭志光, 白冰*

(北京交通大学土木建筑工程学院, 北京 100044)

摘要: 基于多孔介质热-水-力耦合过程理论模型, 给出饱和土的热固结控制方程及状态方程。考虑温度和孔隙水压力对排水模量的影响, 建立了弹性模量的非线性表达式。且与已有热固结试验结果进行了对比, 计算结果与试验结论基本相符。分析表明: 饱和土试样中孔隙水渗透率的变化, 对水压力消散及体应变的演化过程有非常明显的影响; 等温排水固结过程中固体基质被压缩且体应变的变化较大, 而升温不排水过程中固体基质有发生膨胀的趋势; 重力影响下, 饱和土试样上部体应变较下部体应变大; 温度荷载加载等级的增加, 使得饱和土试样中不断产生较大的孔隙水压力, 且随孔隙水的排出整体平均体应变逐渐增大。

关键词: 饱和和多孔介质; 热固结; 滞回圈; 非线性弹性

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)11-2061-07

作者简介: 郭志光(1987-), 男, 博士研究生, 主要从事岩土工程等方面的研究工作。E-mail: zgguo_87@126.com。

Nonlinear model and numerical simulation of thermal consolidation process of saturated soils

GUO Zhi-guang, BAI Bing

(School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

Abstract: The governing equations and state equations for the thermosetting consolidation of saturated soils are given based on the coupled equations of thermo-hydro-mechanical coupling in porous media. And considering the influences of temperature and pore water pressure on the drained bulk modulus, the expression for nonlinear elastic modulus is established. The results are compared with those of the existing thermal consolidation tests, and the calculated results are in good agreement with the experimental results. The calculated results show that the change of permeability of water in soil specimens has a significant influence on the dissipation of water pressure and the evolution of volumetric strain. And the solid matrix is compressed and the bulk strain changes greatly in the isothermal consolidation process, whereas the solid matrix has a tendency to expand in the non-drainage heating consolidation process. Moreover, the upper bulk strain of porous media is larger than that of lower part due to the influences of gravity. The increase of temperature loading steps causes the pore water pressure to be continuously generated in the porous media, and the mean bulk strain increases with the discharge of pore water.

Key words: saturated porous medium; thermal consolidation; hysteresis loop; nonlinear elasticity

0 引言

热固结问题主要涉及热(thermal)、水(hydraulic)和力(mechanical)耦合作用下多孔介质特性的研究^[1-3]。这在热能贮存、地热资源开发、核废料处置、供热管道设计等领域有十分重要的应用价值^[4-5]。Passwell^[6]首次提出了热固结的概念, 认为热固结过程中由于固体颗粒和水的膨胀特性的差异而导致了孔隙水压力的产生。Booker等^[7]和Savvidou等^[8]分析了饱和岩土介质热固结问题的作用机理, 利用数学变换的方法对热力学和热固结耦合问题进行了求解, 并给出了球形和点热源作用下热固结问题的解析解。白冰^[9]基于考虑耦合效应的饱和土体热固结问题控制方程, 通过

Fourier变换、Laplace变换给出其在变换域上的解。王路君等^[10]借助于积分变换, 将饱和多孔介质热固结问题的偏微分方程转化为变换域内的常微分方程; 并推导出衰变热源作用下层状饱和和多孔介质热固结问题在积分变换域内的扩展精细积分解, 且通过算例验证了其在热固结问题中的适应性及正确性。白冰等^[11-12]利用研制的热固结试验装置分别进行了内外边界施加温度荷载的中空圆柱试样热固结试验, 和饱和红黏土

基金项目: 国家自然科学基金项目(51478034, 51678043); 北京市自然科学基金项目(8182046)

收稿日期: 2017-09-27

*通讯作者(baibing66@263.net)

多级升温及降温的热响应试验;分析了不同围压下孔隙水压力及热固结体应变随时间的演化过程,和试样热固结过程中温度、孔隙水压力、固结体应变的演变过程以及热力学特征变化机制。姚仰平等^[13]基于其提出的热 UH 模型,推导了受温度影响的热不排水抗剪强度表达式;并对不同超固结度饱和黏土在升温下的不排水抗剪强度模拟与试验结果进行了对比。其实,热固结中的温度荷载是动力荷载的一种形式^[11-14],对于其动应力-应变关系的简单描述可采用非线性弹性动力模型。白冰^[14]总结了土的黏弹性非线性动力模型,包括双线性模型、Ramberg-Osgood 模型、Hardin-Drnevich 模型等。李广信^[15]指出邓肯-张模型中,为了反应土变形的可恢复部分与不可恢复部分,在弹性理论的范围内采用了卸载-再加载模量不同于加载模量的方法。Selig^[16]基于邓肯-张模型提出了一种非线性体积模量模型,以便于描述土壤的非线性体积变形行为。Burlon 等^[17]提出了一种‘跳圈法’用于描述循环荷载作用下土的变形行为;该方法是基于先前加载循环期间计算的塑性应变的外推。

本文综合考虑温度及孔隙水压力对固体基质模量的影响,给出了弹性模量的非线性表达式。这简单且有效的解决了热固结过程中体积应变的‘滞回圈’效应。结合本文给出的饱和多孔介质中热-水-力耦合控制方程及状态方程,对已有的热固结试验进行了理论分析并验证了控制方程的可行性。讨论了不同固结过程中孔隙水压力、平均体应变及体应变的演化过程。

1 热固结耦合控制方程及状态方程

根据非饱和情形下多孔介质中热-水-力耦合过程的理论模型^[18-21],笔者进一步给出适用于饱和土的热固结耦合控制方程及状态方程。

1.1 控制方程

应力平衡方程为

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_T) - \alpha_B (P_w - P_{w,0}) \cdot \mathbf{I} - P_{w,0} \cdot \mathbf{I} \quad (1)$$

式中 $\boldsymbol{\sigma}$ 为总应力张量 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$); $\mathbf{D}$ 为切向刚度矩阵 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$); P_w 为孔隙水压力 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$), 下角标 0 表示初始量; $\mathbf{I}$ 表示单位矩阵; $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_T$ 分别为固体基质的应变张量和热应变张量; α_B 为 Biot 耦合系数, 其中 $\alpha_B = 1 - K_b/K_m$; K_b 为多孔介质的排水体积模量 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$); K_m 为多孔介质固体基质的体积模量 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$)。

固体基质变形较小时, 密度为

$$\left. \begin{aligned} \rho_s &= \rho_{s0} \cdot \left[1 + \frac{P_w - P_{w,0}}{K_m} - 3\beta_{Tm}(T - T_0) - \frac{\text{tr}(\boldsymbol{\sigma}' - \boldsymbol{\sigma}'_0)}{3K_m(1-n)} \right], \\ \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}' - \boldsymbol{\sigma}'_0) &= 3K_b\varepsilon_v + 3\frac{K_b}{K_m}(P_w - P_{w,0}) - 9K_b\beta_{Tm}(T - T_0) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中 ρ_s 为体积干密度 (ML^{-3}), 下角标 0 表示初始量; $\boldsymbol{\sigma}'$ 为有效应力张量 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$); ε_v 为固体基质体应变; T 为现时绝对温度 (θ); n 为多孔介质孔隙率; β_{Tm} 为固体基质的线热膨胀系数 (θ^{-1}); $\text{tr}()$ 为数学中的迹运算。

饱和多孔介质中固体基质及孔隙水连续性方程为

$$\begin{aligned} n \cdot \frac{\partial \rho_w}{\partial t} + \nabla \cdot \left(-\rho_w \cdot \frac{K}{\mu_w} \cdot (\nabla P_w + \rho_w \cdot \mathbf{g} \cdot \nabla z) \right) + \\ \rho_w \cdot \left[\frac{1-n}{\rho_s} \cdot \frac{\partial \rho_s}{\partial t} + \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \right] = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

式中 ρ_w 为孔隙水密度 (ML^{-3}); K 为孔隙水在多孔介质的渗透率 (L^2); μ_w 为孔隙水黏度系数 ($\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}$); $\nabla z = (0, 0, 1)$ 。

由式 (2) 可知

$$\begin{aligned} \frac{1-n}{\rho_s} \cdot \frac{\partial \rho_s}{\partial t} + \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \approx \frac{\alpha_B - n}{K_m} \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} - \\ [3\beta_{Tm} \cdot (1-n) - 3\beta_{Tb} \cdot (1-\alpha_B)] \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \alpha_B \cdot \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} \end{aligned} \quad (4)$$

将式 (4) 代入式 (3) 整理后可得孔隙水渗流微分方程为

$$\begin{aligned} \rho_w \cdot \frac{\alpha_B - n}{K_m} \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} + \nabla \cdot \left[-\rho_w \cdot \frac{K}{\mu_w} \cdot (\nabla P_w + \rho_w \cdot \mathbf{g} \cdot \nabla D) \right] \\ = -\rho_w \cdot \alpha_B \cdot \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} - n \cdot \frac{\partial \rho_w}{\partial t} + \\ \rho_w \cdot [3\beta_{Tm} \cdot (1-n) - 3\beta_{Tb} \cdot (1-\alpha_B)] \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (5)$$

饱和土热固结能量守恒方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} [n\rho_w e_w + (1-n)\rho_s e_s] + (1-n)3K_m\beta_{Tm}T \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + nP_w \nabla \cdot \mathbf{v}_w + \\ \nabla \cdot (k_t \cdot \nabla T) + \nabla \cdot [h_w n\rho_w \cdot \mathbf{v}_w + h_s(1-n)\rho_s \cdot \mathbf{v}_s] = Q \end{aligned} \quad (6)$$

式中 e 为单位质量内能 (L^2T^{-2}), $e = c_v \cdot (T - T_0)$; h 为单位质量热含量 (L^2T^{-2}), $h = c_p \cdot (T - T_0)$; c_v , c_p 分别为定容和定压比热 ($\text{L}^2\text{T}^{-2}\theta^{-1}$); 比热率 $\gamma = c_p / c_v$; k_t 为饱和多孔介质总导热系数 ($\text{MT}^3\theta^{-1}$), $k_t = (1-n)k_s + nk_w$; Q 为总的热源强度 (L^{-1}MT^3)。

1.2 非线性弹性分析

由式 (1) 可知, 围压一定时 (即, $\boldsymbol{\sigma}'_3$ 一定) 热应力 $\boldsymbol{\sigma}_T$ 及水压力 P_w 的变化, 对于固体基质而言其实质为加载或卸载的过程^[11-14] (即, 有效应力 $\boldsymbol{\sigma}'$ 增大或减小过程)。那么, 对于线弹性理论而言, 固体基质加载卸载过程中体应变随有效应力线性变化。且当有效应力恢复至初始状态时, 体应变增量恢复为 0。事实上, 热固结最终体应变随加载-卸载次数 (温度应力及水压力变化次数) 的增加而增大 (压应力为正)^[11-12]。其实, 固体基质在加载过程中由于被挤密, 其刚度矩

阵 D 增大了; 此时进行卸载, 固体基质的刚度矩阵要大于加载过程中的刚度矩阵。同样, 卸载过程固体基质逐渐变得疏松, 其刚度矩阵再次变小。若此时进行加载, 固体基质的刚度矩阵又小于上一卸载过程中的刚度矩阵。如图 1 所示, 加载时 (等温排水固结) 土体弹性模量 E_b 逐渐增大。卸载时 (升温 (或降温) 不排水固结) E_b 逐渐减小。由于加载卸载过程中 E_b 的不同从而导致, 随加载卸载次数的增加体应变增大。

图 1 表明弹性模量与温度及水压力间具有极复杂的非线性关系, 在弹性模型的基础上可采用不同的形式建立它们之间的非线性关系, 例如温度及孔隙水压力增量为多项式或指数形式等。然而, 温度及孔隙水压力对弹性模量影响的方向性是一定的, 如, 温度升高 ($T - T_0 > 0$, 即卸载过程) 时弹性模量增量为负 (弹性模量变小), 孔隙水压力消散 ($P_w - P_{w,0} < 0$, 即加载过程) 弹性模量增量为正 (弹性模量变大)。此外, 对于多级升温固结过程, 要考虑不同固结过程中弹性模量的连续性问题, 即不同固结过程衔接时刻体应变一致。

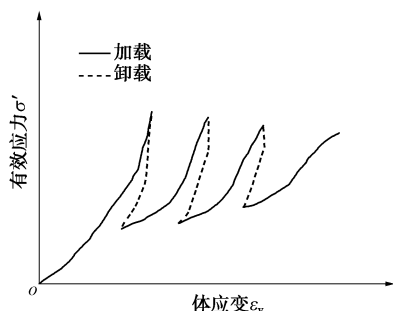


图 1 饱和多孔介质加载-卸载过程示意图

Fig. 1 Loading-unloading process in saturated porous media

综上, 可建立多孔介质弹性模量 E_b 与温度 T 及孔隙水压力 P_w 间的简化模型 (见式 (7)), 且认为土体泊松比为常数。

$$E_b = E_{b,0} \cdot \left\{ [1 - \eta_T \cdot (T - T_{N-1})] \cdot \prod_{i=2}^{N-1} [1 - \eta_T \cdot \xi_i \cdot (T_i - T_{i-1})] - \frac{\eta_p}{\sigma'_3} \cdot \left[\prod_{i=1}^N \gamma_i \cdot (P_w - P_{w,0}) + \sum_{j=1}^{j=i} (1 - \gamma_j) \cdot (P_{w,j} - P_{w,0}) \cdot \prod_{j=1}^{N-1} \gamma_{j-1} \right] \right\} \quad (7)$$

式中, E_b 为多孔介质弹性模量 ($M^{-1}LT^2$); $E_{b,0}$ 为初始多孔介质弹性模量 ($M^{-1}LT^2$); T_i 为第 i 次排水固结结束时的温度 (θ); N 为等温排水固结次数; η_T , η_p 分别为温度 (θ^{-1}) 和孔隙水压力的修正系数; σ'_3 为固结围压 ($M^{-1}LT^2$); Π 为连乘符号。

2 计算模型及参数

以文献[11]中试验模型为基础, 对上述控制方程

进行验证及耦合响应分析, 计算模型见图 2。

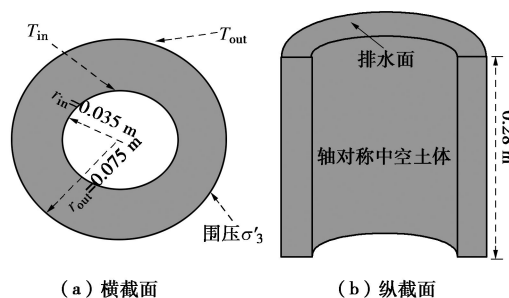


图 2 分析模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of analysis model

试样底面为热绝缘和无流动边界, 且无法向位移; 顶面为热绝缘边界且无法向位移; 外侧面为无流动边界, 温度为 T_{out} , 压力为 σ'_3 ; 内侧面为无流动边界, 温度为 T_{in} 且无法向位移。试验首先在围压 σ'_3 作用下进行初始等温 (室温) 排水固结, 排水面为土体的顶面, 如图 2 所示。然后在内外侧面不同温度荷载作用下进行升温不排水固结。待内外温度稳定后, 再进行等温排水固结。参考文献[11, 21], 试样各参数见表 1。

为了更有有效的对热固结过程进行模拟, 结合文献[19~21], 孔隙水相关状态量可写为

$$\left. \begin{aligned} \rho_w &= 838.4661 + 1.4005 \cdot T - 0.0030 \cdot T^2 + 3.7182 \cdot 10^{-7} \cdot T^3 \\ \mu_w &= 1.380 - 0.021 \cdot T + 1.360 \cdot T^2 - 4.645 \cdot 10^{-7} \cdot T^3 + \\ &\quad 8.904 \cdot 10^{-10} \cdot T^4 - 9.079 \cdot 10^{-13} \cdot T^5 + 3.846 \cdot 10^{-16} \cdot T^6 \\ &\quad (273.15 K < T < 413.15 K), \\ c_{wp} &= 12010.147 - 80.407 \cdot T + 0.310 \cdot T^2 - 5.382 \cdot 10^{-4} \cdot T^3 + \\ &\quad 3.625 \cdot 10^{-7} \cdot T^4 \quad (273.15 K < T < 553.15 K), \\ k_w &= -0.869 + 8.949 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1.584 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + \\ &\quad 7.975 \cdot 10^{-9} \cdot T^3 \quad (273.15 K < T < 553.15 K), \end{aligned} \right\}$$

$$n = 1 - \frac{(1 - n_0) \exp(-\varepsilon_v)}{1 - \varepsilon_p - \varepsilon_T - \varepsilon_v} \quad (8)$$

参照文献[11], 加热路径如图 3 所示。图中深灰色区域为等温排水固结过程, 浅灰色区域为不排水升温固结过程。计算中不排水升温固结过程时间均为 200 min。等温排水固结过程时间均为 20 min, 且认为试验升温过程中内外侧面温度与时间的关系为线性变化。每一加热路径下, 分别进行 3 种围压计算 σ'_3 为 50, 100, 150 kPa。

基于 Comsol Multiphysics 数值分析平台, 编制相应程序对上述热固结模型进行耦合分析, 其中包括控制方程的修改、相关参数变量及不同固结过程中计算结果的传递方式定义等。渗流方程采用“达西渗流”物理场接口, 应力平衡方程采用“固体力学”物理场接口, 能量方程采用“多孔介质传热”物理场接口。计算模型采用二维轴对称物理模型, 试样底部中心位置为坐标原点, 排水面为 $Z=0.28$ m 平面, 计算模型及各测点位置见图 4。式 (7) 中参数取值见表 2。

表 1 模型参数

Table 1 Model parameters

参数	ρ_{s0} /(g·cm ⁻³)	$E_{b,0}$ /MPa	E_m /MPa	n	ν	k_s /(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	K /m ²	c_{sp} /(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	γ	β_{Tb} /(1·K ⁻¹)	β_{Tm} /(1·K ⁻¹)
值	1.66	0.5	100	0.59	0.4	1.39	6.48×10 ⁻¹²	1334	1	9.3×10 ⁻⁶	3.1×10 ⁻⁶

表 2 排水弹性模量修正系数

Table 2 Correction coefficients of drained Young's modulus

参数	$E_{b,0}$ /MPa	1 级加热		2 级加热		3 级加热	
		η_T /(1·K ⁻¹)	η_p	ξ	γ	ξ	γ
路径 1	$\sigma'_3=50$ kPa	0.47	0.02	0.92	2.8	0.65	—
	$\sigma'_3=100$ kPa	0.73	0.0145	0.775	2.2	0.65	—
	$\sigma'_3=150$ kPa	0.51	0.0137	1.56	1.55	0.69	—
路径 2	$\sigma'_3=50$ kPa	0.35	0.038	1.6	2.3	0.77	1.4
	$\sigma'_3=100$ kPa	0.5	0.025	1.6	1.6	0.78	1.4
	$\sigma'_3=150$ kPa	0.26	0.031	4.0	2.4	0.85	1.0

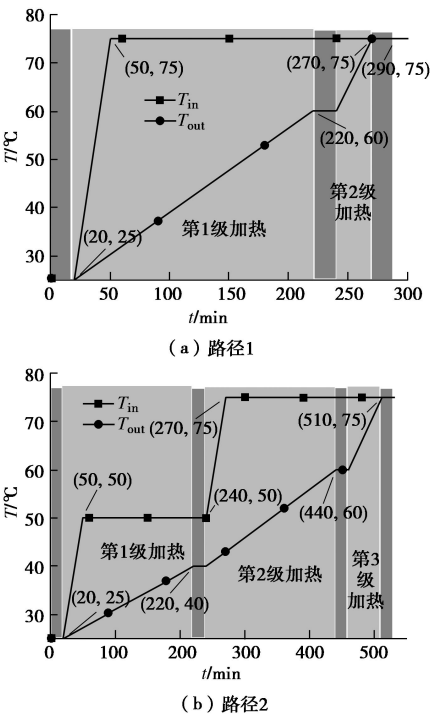


图 3 计算模型中多孔介质的加热路径
Fig. 3 Heating paths of porous media in calculation

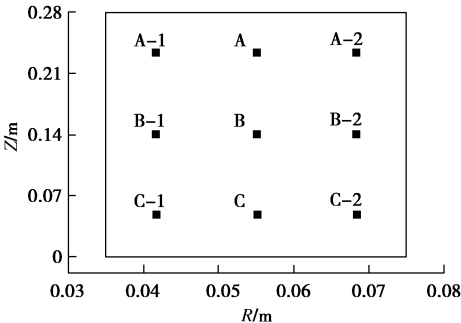


图 4 二维轴对称计算模型
Fig. 4 Two-dimensional axisymmetric computational model

3 计算结果分析

3.1 孔隙水压力演化过程

图 5 为孔隙水压力与围压的比值随时间的演化过程。根据文献[11]，试验中的等温排水固结过程完成很快，为了方便与计算结果比较，故图 5 中等温排水过程仅取试验数据的前 20 min 的值。

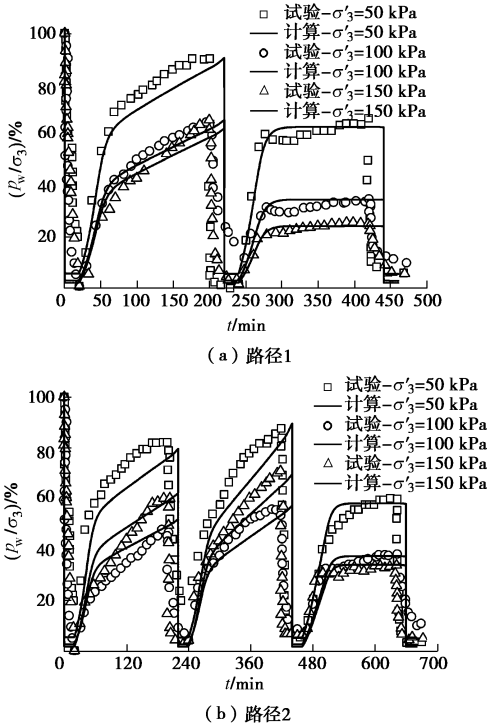


图 5 孔隙水压力演化过程
Fig. 5 Evolution of pore pressures with time

图 5 可以看出，试验结果与计算结果的孔隙水压力消散过程规律一致。结合图 3 可以看出，温度传递初期（即温度梯度较大时）孔隙水压力上升较快。升温固结过程稳定时孔隙水压力大小与温度传递稳定时试样中温度梯度的大小有关。此外，多级升温固结仍可能产生较高的孔隙水压力。前期多级升温过程对后期的升温固结过程影响较小，如路径 1 的第 2 级加热过程与路径 2 的第 3 级加热过程。因计算过程中将中空圆柱内外侧面温度与时间的关系简化为线性（见图

3), 且参数的选取与实际值存在误差, 故试验值与计算值有一定偏差。

计算结果表明, 等温排水过程完成时间很短, 一般在 20 s 以内就趋于稳定。图 6 为路径 1 情形下 $\sigma'_3=100$ kPa 时三次排水固结过程中 (见图 3 (a) 中深灰色区域) 孔隙水压力随时间的变化规律 (测点位置见图 4)。

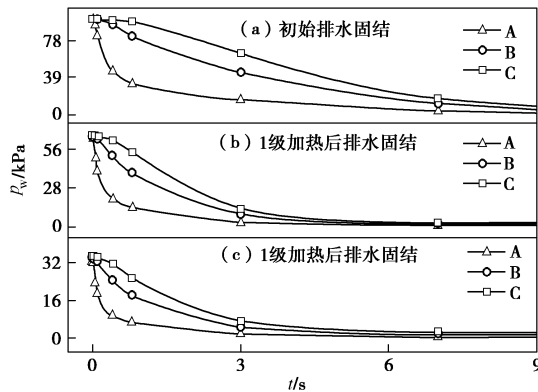


图 6 等温排水固结时孔隙水压力的变化规律

Fig. 6 Variation of pore pressure during isothermal drainage

图 6 可以看出, 等温排水固结过程中孔隙水压力消散很快, 9 s 时已趋于稳定。且离排水面 (见图 1) 越近水压力消散越快。由于孔隙水渗流方程考虑了重力的影响 (见式 (5)), 故趋于稳定时试样下部残余孔隙水压力较上部大。底部孔隙水压力大约为 2.5 kPa。

3.2 体应变演化过程

为便于与文献[11]中的体应变比较 (定义为试样的排水体积应变), 图 7 为不同围压下初始排水固结时, 试样的整体平均体应变 ε'_v 随时间 t 的变化规律。

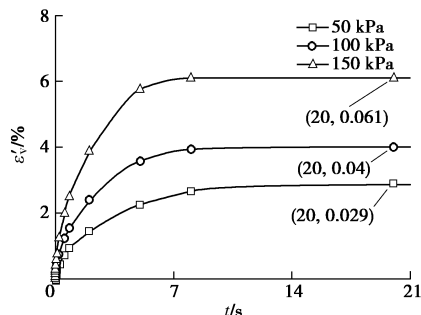


图 7 初始固结时平均体应变随时间的演化规律

Fig. 7 Evolution of mean bulk strain with time at initial consolidation

图 7 表明, 随围压的增大, 试样的平均体应变增大。且最终稳定时的体应变与文献[11]的试验结果一致 (当 σ'_3 为 50, 100, 150 kPa 时, 初始固结体应变 ε'_v 分别为 0.0292, 0.0405, 0.0612)。结合图 6 可以看出, 体应变的变化受孔隙水压力消散的影响较大。开始时体应变变化速率较大, 且逐渐趋于稳定。

孔隙水在多孔介质中的渗透率 K 等于 K_0 , $0.5K_0$, $0.1K_0$ 和 $0.05K_0$ ($K_0=6.48 \times 10^{-12}$, 见表 1), 而

其余参数不变时 (路径 1 情形下 $\sigma'_3=100$ kPa), 初始固结过程中平均体应变 ε'_v 及 A 点的孔隙水压力消散规律见图 8。

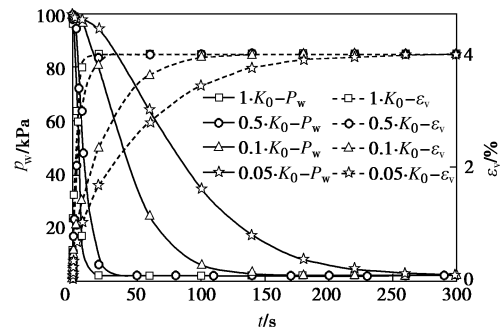


图 8 初始固结时 ε'_v 及 p_w 随 K 变化的演化规律

Fig. 8 Evolution of ε'_v and p_w with K at initial consolidation

图 8 可以看出, 随渗透率 K 的减小, 排水固结过程中孔隙水压力消散的越慢。即水在多孔介质中的穿透速度越慢。计算结果与土力学渗流基本原理一致。且, 体应变的变化速率随 K 的减小而减小。而渗透率的变化并不影响固结稳定时的体应变值。也就是说, 孔隙水在多孔介质中渗流的快慢程度对最终固结体应变没有影响, 仅是改变了体应变的变化速率。第 2 次排水固结后, 内侧体应变小于外侧体应变。

初始固结结束后 (即图 2 中第 1 级加热过程开始之后), 平均体应变 (此处的体应变为忽略了初始固结体应变影响后的平均体应变) 在两种加热路径下的演化规律见图 9。

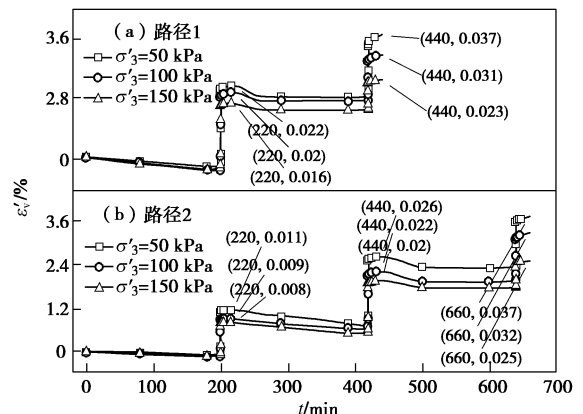


图 9 平均体应变演化过程

Fig. 9 Evolution of mean bulk strain with time

图 9 表明, 围压较大时热固结过程中平均体应变较小 (因围压大时初始固结体应变较大, 见图 7, 故实际的体应变较大)。也就是说, 当围压较大时有抑制热固结过程中固体基质再变形的趋势。图 9 中体应变变化较大的阶段发生在排水固结过程中, 而升温固结的过程, 体应变有减小的趋势 (即, 发生了体积膨胀)。然而, 此趋势较弱。由于固体基质的热膨胀效应, 体积应变会减小。而图 5 表明, 升温固结过程中孔隙水压力增大了。结合 1.4 节可知, 孔隙水压力增大时会

挤压固体基质,使得体应变增大。温度效应与孔隙水压力效应的相互作用,使得升温固结过程中体应变的变化较小。图 9 可以看出,路径 2 情形下围压 σ'_3 为 50, 100, 150 kPa 时第 1 级加热引起的体应变 ε'_v 分别为 0.011, 0.009, 0.008, 第 2 级加热引起的体应变 ε'_v 分别为 0.026, 0.022, 0.020。此计算结果与文献[11]中所得试验结果相符(文献中所得试验结果^[11] ε'_v 分别为 0.0112, 0.0092, 0.0072, ε'_v 为 0.026, 0.0223, 0.0181)。由于等温排水固结过程较快(见图 6~8 中的分析),故图 9 中平均体应变显现为陡然上升。

路径 2 情形下,围压 $\sigma'_3=50$ kPa 时,各测点(见图 4)的体应变 ε_v 的演化过程见图 10。

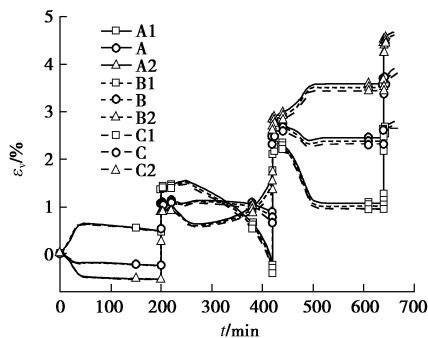


图 10 测点的体应变演化过程

Fig. 10 Evolution of bulk strain at measured points with time

图 10 表明,同一横截面(即 Z 方向坐标相同,图 10 中线条同一颜色数据)体应变变化趋势有较大区别。第 1 级加热过程中,试样内侧(见图 1)体应变增大(即基质被压缩)。这是由于内侧温度升高较快且较外侧温度高,此时排水体积模量 E_b 受温度较大的影响而减小(见式(7)),故在压力作用下基质体应变增大。然而,试样外侧温度升高较慢且梯度小,水压力升高反而相对较快,故排水体积模量 E_b 减小趋势较弱(或有升高趋势)。加之水压力抵消部分围压,故外侧体应变减小(即基质发生膨胀现象)。第 1 次排水固结后,内侧体应变较外侧体应变大。第 2 级加热过程中,试样中间位置(横截面方向)的体应变变化较小,有减小趋势。而内侧与外侧体应变的变化较大,且与第 1 级加热过程中变化趋势相反。固体基质内侧体应变先增大后减小,而外侧体应变先减小后增大。最终表现为内侧膨胀外侧压缩的现象。第 2 次排水固结后,外侧体应变较内侧体应变大。第 3 级加热过程中,靠近试验内侧位置仍发生膨胀现象,而外侧体应变继续增大。第 3 次排水固结后,外侧体应变较内侧体应变大,且差值较第 2 次排水固结后的结果大。

此外,图 10 还表明同一纵截面(即 R 方向坐标相同,)的体应变变化趋势相同。整个过程中试样下部的体应变总略小于上部体应变。这是由于重力作用的影响。重力作用下试样下部孔隙水压力较上部水压力大(见图 6),因此下部水压力抵消围压作用较多(也

就是说,实际作用在固体基质上的力小)。故下部的体应变较上部体应变略小。

图 11 给出了路径 2 情形下,围压 $\sigma'_3=50$ kPa 时,平均体应变 ε'_v 与平均 Miss 应力 σ'_M 的演化过程。

由图 11 可看出,排水固结过程中 σ'_M 随 ε'_v 变化较升温固结过程平缓。这是由于排水固结过程中土体孔隙中的水压力消散,故体应变变化较快。升温固结过程中平均体应变较小(与图 9 结论一致)。排水固结过程中,随平均体应变的增大图 11 中线斜率增大(即随土体被压实弹性模量逐渐增大)。且随温度荷载加载等级的增加平均体应变逐渐增大,这与试验结论一致。

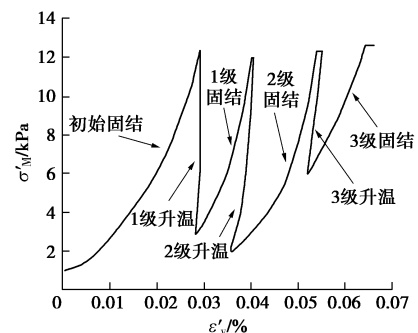


图 11 平均体应变与平均 Miss 应力的演化过程

Fig. 11 Evolution of mean Miss stress with mean bulk strain

4 结 论

(1) 基于饱和和多孔介质中热-水-力耦合的控制方程,考虑温度和孔隙水压力对排水体积模量的影响,给出非线性弹性模量的数学表达。计算表明,该非线性热固结模型与试验结果吻合较好。

(2) 分析表明,体应变的变化主要发生在排水固结过程,而升温固结过程中体应变有减小趋势。重力影响下,等温排水固结稳定时试样下部残余孔隙水压力较上部大,底部孔隙水压力大约为 2.5 kPa;而饱和土试样上部体应变较下部大。而且,随温度荷载加载等级的增加饱和土试样的平均体应变逐渐增大。

(3) 所提出的模型可很好的解释热固结试验中孔隙水压力消散过程及体应变响应特征,表明饱和土试样中孔隙水渗透率的变化对水压力消散及体应变的演化过程有非常明显的影响。当饱和土试样中孔隙水渗透率为 K_0 , $0.5K_0$, $0.1K_0$, $0.05K_0$ 时,孔压消散所需时间分别为 10, 30, 120, 250 s。

参考文献:

- [1] 白冰, 赵成刚. 温度对黏土介质力学特性的影响[J]. 岩土力学, 2003, 24(4): 533 - 537. (BAI Bing, ZHAO Cheng-gang. Temperature effects on mechanical characteristics of clay soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(4): 533 - 537. (in Chinese))
- [2] 白冰. 岩土颗粒介质非等温一维热固结特性研究[J]. 工

- 程力学, 2005, **22**(5): 186 - 191. (BAI Bing. One-dimensional thermal consolidation characteristics of geotechnical media under non-isothermal condition[J]. Engineering Mechanics, 2005, **22**(5): 186 - 191. (in Chinese))
- [3] BAI Bing, GUO Lan-jie, HAN Song. Pore pressure and consolidation of saturated silty clay induced by progressively heating/cooling[J]. Mechanics of Materials, 2014, **75**: 84 - 94.
- [4] CHEN Xiao-hui, PAO W, THORNTON S, et al. Unsaturated hydro-mechanical-chemical constitutive coupled model based on mixture coupling theory: hydration swelling and chemical osmosis[J]. International Journal of Engineering Science, 2016, **104**: 97 - 109.
- [5] CHEN Yi-feng, ZHOU Chuang-bing, JING Lan-ru. Modeling coupled THM processes of geological porous media with multiphase flow: theory and validation against laboratory and field scale experiments[J]. Computers and Geotechnics, 2009, **36**: 1308 - 1329.
- [6] PAASWELL R. Temperature effects on clay consolidation[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, 1967, **93**(3): 9 - 21.
- [7] BOOKER J R, SAVVIDOU C. Consolidation around a spherical heat source[J]. International Journal of Solids and Structures, 1984, **20**(11/12): 1079 - 1090.
- [8] SAVVIDOU C, BOOKER J R. Consolidation around a heat source buried deep in a porous thermoelastic medium with anisotropic flow properties[J]. International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1989, **13**(1): 75 - 90.
- [9] 白冰. 岩土介质非稳态热固结耦合问题的热源函数法[J]. 力学学报, 2004, **36**(4): 427 - 433. (BAI Bing. Heat source function method for coupling analyses of thermal consolidation in saturated soil[J]. Acta Mechanica Sinica, 2004, **36**(4): 427 - 433. (in Chinese))
- [10] 王路君, 艾智勇. 衰变热源作用下饱和多孔介质热固结问题的扩展精细积分法[J]. 力学学报, 2017, **49**(2): 324 - 334. (WANG Lu-jun, AI Zhi-yong. Epim for thermal consolidation problems of saturated porous media subjected to a decaying heat source[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2017, **49**(2): 324 - 334. (in Chinese))
- [11] 白冰, 张鹏远, 闫瑜龙, 等. 内外边界施加温度荷载的中空圆柱试样热固结试验 [J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(1): 67 - 74. (BAI Bing, ZHANG Peng-yuan, YAN Yu-long, et al. Consolidation tests on saturated soils subjected to thermal loading on inner and outer surfaces of hollow cylindrical specimens[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(1): 67 - 74. (in Chinese))
- [12] 白冰, 赵晓龙, 许韬. 多级升温及降温引起的饱和红黏土的热响应试验研究[J]. 岩土力学, 2016, **37**(1): 25 - 32. (BAI Bing, ZHAO Xiao-long, XU Tao. An experimental study of thermal response of saturated red clay subjected to progressively heating and cooling processes[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(1): 25 - 32. (in Chinese))
- [13] 姚仰平, 万征, 杨一帆, 等. 饱和黏土不排水剪切的热破坏[J]. 岩土力学, 2011, **32**(9): 2561 - 2569. (YAO Yang-ping, WAN Zheng, YANG Yi-fan, et al. Thermal failure for saturated clay under undrained condition[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(9): 2561 - 2569. (in Chinese))
- [14] 白冰. 土的动力特性及应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016: 56 - 86. (BAI Bing. Soil dynamic and application[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016: 58 - 86. (in Chinese))
- [15] 李广信. 高等土力学[M]. 2 版. 北京: 清华大学出版社, 2016: 58 - 75. (LI Guang-xin. Advanced soil mechanics[M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2016: 58 - 75. (in Chinese))
- [16] SELIG E T. Soil parameters for design of buried pipelines [M]. New York: American Society of Civil Engineers, 2015: 99 - 116.
- [17] BURLON S, MROUEH H, CAO J P. 'Skipped cycles' method for studying cyclic loading and soil-structure interface[J]. Computers and Geotechnics, 2014, **61**: 209 - 220.
- [18] RUTQVIST J, BORGESSON J, CHIJIMATSU M, et al. Thermohydromechanics of partially saturated geological media: governing equations and formulation of four finite element models[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2001, **38**: 105 - 127.
- [19] WANG Xue-rui, SHAO Hua, HESSER J, et al. Numerical analysis of thermal impact on hydro-mechanical properties of clay[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2014, **6**: 405 - 417.
- [20] BAI B, RAO D Y, XU T, et al. SPH-FDM boundary for the analysis of thermal process in homogeneous media with a discontinuous interface[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2018, **117**: 517 - 526.
- [21] 郭志光, 白冰. 饱和度对多孔介质中热-水-力耦合响应的影响[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(6): 1021 - 1028. (GUO Zhi-guang, BAI Bing. Effect of saturation on thermo-hydro-mechanical coupled responses in porous media[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(6): 1021 - 1028. (in Chinese))