

基于 Merchant 模型的饱和土体热固结理论研究

郭 华, 刘千斌, 郑荣跃, 薛传成, 刘 铨

(宁波大学 岩土工程研究所, 浙江 宁波 315211)

摘要: 为探究热力耦合作用下土体的流变特性, 在广义 Merchant 三元件模型基础上, 引入温度膨胀系数和温度影响下的黏滞系数等元件参数, 建立饱和土体三元件热流变模型; 推导瞬时加载时在单面排水边界条件下的解析解, 并进行算例分析。结果表明: 固结压力一定时, 温度升高会加速土体固结; 弹性模量对土体孔压和固结度影响较大, 其中 Kelvin 体弹簧的弹性模量对孔压的影响较独立弹簧的弹性模量大; 弹簧的膨胀系数对土体孔压消散不产生影响; 温度升高会导致孔压曲线的间距逐渐缩小, 说明孔压值的变化不仅与黏滞系数的变化有关, 也与温度增长系数有关。

关键词: 土力学; 热力耦合; 三元件模型; 流变固结; 解析解

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2018)06 - 1489 - 07

Thermal consolidation theory of saturated soils based on Merchant model

GUO Hua, LIU Ganbin, ZHENG Rongyue, XUE Chuancheng, LIU Quan

(Institution of Geotechnical Engineering, Ningbo University, Ningbo, Zhejiang 315211, China)

Abstract: The coefficient of heat expansion and the viscosity varying with temperature are introduced into Merchant model of three components to establish the three-component thermo-rheological model of saturated soil in order to describe the rheological properties of soil under thermo-mechanical coupling. The analytical solution is deduced under the condition of instantaneous loading at single-side drainage boundary and the case analysis is given. The results show that when the consolidation pressure is constant, the increasing of temperature accelerates the consolidation of soil. The elastic modulus has great influence on the pore pressure and the degree of consolidation. The elastic modulus of the Kelvin spring has greater influence on the pore pressure than the elastic modulus of the independent spring. The expansion coefficient of spring has no effect on the dissipation of pore pressure in soil. The variation of pore pressure is related not only to the variation of viscosity coefficient, but also to the increasing of temperature. The increasing of temperature causes the spaces between the pore pressure curve to be narrower gradually, indicating that the change of pore pressure is related not only to the change of viscosity coefficient but also to the growth coefficient of temperature.

Key words: soil mechanics; thermal-mechanical coupling; three components model; rheological consolidation; analytic solution

1 引言

国内外对于饱和土体的温度影响下的固结理论

和试验研究已比较深入。白冰^[1]对饱和多孔介质的热-水-力耦合的一维热弹性方程进行求解得到了温度、孔压和位移的表达式, 并讨论了土体热固结系数和扩散系数比、外荷载和温度荷载的组合形式

收稿日期: 2017 - 12 - 11; **修回日期:** 2018 - 01 - 25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51478228)

Supported by the National Natural Science Foundation of China(Grant No. 51478228)

作者简介: 郭 华(1991 -), 女, 2015年毕业于河南工程学院土木工程专业, 现为硕士研究生, 主要从事多物理场土力学、软土地基处理方面的研究工作。E-mail: 573860762@qq.com

DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1573

因素对土体热效应的影响，以及土体膨胀和收缩对温度演化过程的影响。D. Mašín 和 N. Khalili^[2]对温度影响下的饱和黏土的渗流特性、变形及流变特性进行了研究，分析了温度效应影响下的微观结构的演化过程。邵玉娴等^[3]针对南京 3 种黏土进行了 5 °C ~ 50 °C 不同温度条件下的渗透试验，结果表明渗透系数随温度升高而上升 10 倍，揭示了黏性在温度影响下的水理特性。张志超和程晓辉^[4]引入了耗散力、耗散流等概念，建立了非弹性多场耦合的模型，并对不同 OCR 的饱和黏土体进行了不同温度下的固结试验和不排水剪试验，将试验数据和模拟进行了对比验证了模型的正确性。L. Moritz^[5]对正常固结土体和不同超固结度下的饱和土体进行了温控固结试验，试验结果显示正常固结土的体积随温度升高而减小，而超固结土体积则随温度升高而增大。H. M. Abuel-Naga 等^[6]进行了温控饱和黏性土试验，并对试样体积进行了测量，并用热弹塑性本构来计算温度影响下的正常固结土和超固结土体的体积变化量。白冰等^[7]对围压和温度耦合作用下的饱和红黏土进行了升降温试验研究，分析了饱和试样的温度、孔压和体应变的变化及热力学特性作用机制。试验数据显示试样随温度增高而产生的排水量大于温度降低时试样的吸水量，体积收缩变形最终不可逆。

在流变经验模型选取和参数确定方面，白冰等^[7]将岩土体的流变模型总结为元件模型、屈服面模型、内时模型和经验模型这 4 大类，分别比较了它们各自的特点和限制。王奎华等^[8]利用三元模型建立了瞬时加载下的半透水边界饱和土体流变方程，得到了天然地基固结问题解析解；并进行编程计算出不同参数情况下的土体固结度曲线，证明饱和土体流变理论对固结度的影响主要是体现在固结时间的中后期。谢新宇等^[9]采用西元模型对一维固结流变试验和三轴流变试验结果进行了分析，对比了不同的流变模型并对三轴流变试验结果进行拟合从而确定模型参数。邓宗伟等^[10]考虑了低应力分量，对西元模型进行了分析求得一维固结解析解并将其应用于软土路堤试验沉降计算，得出在计算沉降时不仅要考虑不同的应力水平还要考虑软土流变的滞后效应。邵勇等^[11]对苏州湖相软土进行了三轴流变试验，用 3 个流变模型来描述土体流变特征并进行反演，对这 3 个模型的拟合精度进行讨论，研究了应力比对实际工程中沉降量的影响从而确定应该如何选取适合的模型。王宏贵等^[12]将一维的西元模型应力 - 应变扩展到三维情况，根据竖向应变

方程对长期单向压缩试验结果进行曲线拟合确定了流变模型的本构参数。李西斌^[13]对流变模型提出了一种线性流变参数非线性拟合方法，对萧山软土进行计算，计算结果与实际值很接近。温度对土体流变固结作用显著，而国内外学者目前关于土体流变模型的研究均未考虑温度影响。

为探究饱和软黏土热力耦合下的 Merchant 模型流变固结理论，在广义三元模型基础上引入温度影响下的膨胀系数和黏滞系数等元件参数，假定温度差线性变化，建立耦合温度的软黏土流变固结控制方程并求得解析解。通过编程分析了温度线性增长方式、受温度影响的各元件参数和固结压力对饱和土体孔压及固结度的影响，将物理流变学和太沙基一维固结理论结合起来，发展了饱和土热力耦合流变固结理论。

2 热力耦合下的模型控制方程

2.1 问题描述

单层地基固结问题计算简图如图 1 所示，假设软黏土表面排水，底面不排水，土体表面作用随时间变化的均布荷载 $q(t)$ ， k_v 为渗透系数， H 为软黏土层厚度， E_0 ， E_1 ， $\eta_1(T)$ 为 Merchant 流变模型参数。

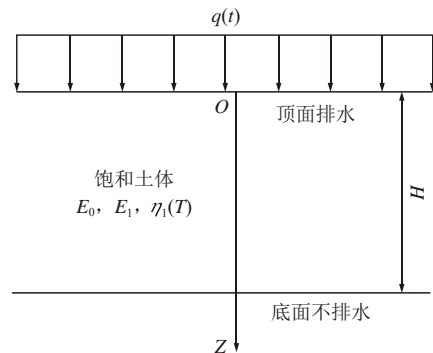


图 1 单层固结问题计算简图

Fig.1 Calculation of single-layer consolidation problem

2.2 Merchant 流变模型控制方程

Merchant 流变模型如图 2 所示。三元流变模型由一个弹性模量为 E_0 、膨胀系数为 α_0 的弹簧串

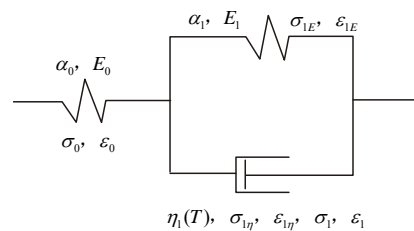


图 2 Merchant 流变模型

Fig.2 Merchant rheological model

联一个 Kelvin 体, Kelvin 体由一个黏滞系数为 $\eta_1(T)$ 的黏壶和一个弹性模量为 E_1 、膨胀系数为 α_1 的弹簧并联而成。

假设饱和软黏土上作用的有效应力为 σ' , 则 Merchant 模型有效应力为 σ' , 则总应力 σ' 和总应变 ε 分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma' &= \sigma_0 = \sigma_1 \\ \varepsilon &= \varepsilon_0 + \varepsilon_1 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: σ_0 , ε_0 分别为第一个弹性元件承受的应力、应变; σ_1 , ε_1 分别为 Kelvin 体承受的应力、应变。

根据模型热力耦合下的元件的应力 - 应变关系, 可知:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 &= E_0 \varepsilon_0 - E_0 \alpha_0 \Delta T \\ \sigma_1 &= \sigma_{1E} + \sigma_{1\eta} \\ \sigma_{1E} &= E_1 \varepsilon_{1E} - E_1 \alpha_1 \Delta T \\ \sigma_{1\eta} &= \eta_1(T) \dot{\varepsilon}_{1\eta} \\ \varepsilon_1 &= \varepsilon_{1E} = \varepsilon_{1\eta} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中: ΔT 为任意 2 个温度差; E_1 , α_1 , σ_{1E} , ε_{1E} 分别为 Kelvin 体中弹性元件的弹性模量、热膨胀系数、承受的应力、应变; $\eta_1(T)$, $\sigma_{1\eta}$, $\varepsilon_{1\eta}$ 分别为 Kelvin 体中黏性元件的黏滞系数、承受的应力、应变, 其中 $\eta_1(T)$ 是一个与温度有关的常数; $\dot{\varepsilon}_{1\eta}$ 为黏性元件的应变率。

由式(2)可得

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma' + E_0 \alpha_0 \Delta T}{E_0} \quad (3)$$

$$\dot{\varepsilon}_1 + \frac{E_1}{\eta_1(T)} \varepsilon_1 = \frac{\sigma' + E_1 \alpha_1 \Delta T}{\eta_1(T)} \quad (4)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_1$ 为 Kelvin 体的应变率, 即应变对时间的一次导数。

假设温度随时间线性变化为 $\Delta T = kt + b$, k 为温度线性变化系数, b 为某状态 $t = 0$ 时变化的温度差, k , b 均为常数, 式(4)转化为

$$\dot{\varepsilon}_1 + \frac{E_1}{\eta_1(T)} \varepsilon_1 = \frac{\sigma' + E_1 \alpha_1 (kt + b)}{\eta_1(T)} \quad (5)$$

对式(5)进行求解得 ε_1 :

$$\varepsilon_1 = ce^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}t} + \frac{1}{\eta_1(T)} \int_0^t [\sigma' + E_1 \alpha_1 (k\tau + b)] e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau \quad (6)$$

式中: c 为系数。

联立式(3)和(6), 可得三元件流变模型的土体应力 - 应变关系:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \varepsilon_1 = \frac{\sigma'}{E_0} + \alpha_0 (kt + b) + ce^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}t} + \frac{1}{\eta_1(T)} \int_0^t [\sigma' + E_1 \alpha_1 (k\tau + b)] e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau \quad (7)$$

当 $t = 0$ 时, Merchant 流变模型只有弹性变形, 则初始条件为

$$\varepsilon = \frac{\sigma'}{E_0} + \alpha_0 b \quad (8)$$

将式(8)代入式(7)得

$$c = 0 \quad (9)$$

由式(7)和(9)可得热力耦合作用下的 Merchant 模型流变方程为

$$\varepsilon = \frac{\sigma'}{E_0} + \alpha_0 (kt + b) + \frac{1}{\eta_1(T)} \int_0^t [\sigma' + E_1 \alpha_1 (k\tau + b)] e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau \quad (10)$$

若不考虑温度影响, 即忽略热膨胀系数和黏滞系数随温度的改变, 则式(10)可以退化为

$$\varepsilon = \frac{\sigma'}{E_0} + \frac{1}{\eta_1} \int_0^t \sigma' e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau \quad (11)$$

式(11)即为传统的 Merchant 模型应力 - 应变关系。

由土体有效应力原理, 可得

$$\sigma' = q(t) - u \quad (12)$$

式中: $q(t)$ 为作用在土体上随时间变化的荷载, u 为孔隙水压力。

设饱和土的土颗粒和孔隙水均不可压缩, 单位时间内排出的水量和土骨架的压缩量相等, 可得

$$\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = -\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \quad (13)$$

式中: k_v 土体竖向渗透系数, γ_w 为土中水的重度。

将式(10)和(12)代入式(13), 得到饱和软黏土热力耦合作用下的一维流变固结方程:

$$\left. \begin{aligned} c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} &= \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{E_0}{\eta_1(T)} \int_0^t \frac{\partial u}{\partial \tau} e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau + y(t) \\ y(t) &= -\frac{dq(t)}{dt} - \frac{E_0}{\eta_1(T)} \int_0^t \frac{dq(\tau)}{d\tau} e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau - \frac{E_0 E_1 \alpha_1 k}{\eta_1(T)} \int_0^t e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau - \alpha_0 E_0 k \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中: c_v 为土体竖向固结系数, $c_v = \frac{E_0 k_v}{\gamma_w}$ 。

3 控制方程的简化及求解

为方便计算对式(14)进行简化计算, 且外荷载

加载形式复杂, 当初始荷载为瞬时加载时其大小为 q_0 , 则上述控制方程简化为

$$c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{E_0}{\eta_1(T)} \int_0^t \frac{\partial u}{\partial \tau} e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau - \frac{E_0 E_1 \alpha_1 k}{\eta_1(T)} \int_0^t e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau - \alpha_0 E_0 k \quad (15)$$

求解条件为: (1) 边界条件: 单面排水, $u(0, t) = 0, u_z(H, t) = 0$; (2) 初始条件: $u(z, 0) = q_0$ 。

由分离变量法得孔压 u 表达式为

$$u(z, t) = \sum_{n=1}^{\infty} T_n(t) \sin\left(\frac{M}{H} z\right) \quad (16)$$

式中: $T_n(t)$ 为关于时间 t 的一次函数; $M = \frac{1}{2}(2n-1)\pi, n = 1, 2, 3, \dots$ 。

将式(16)代入式(15), 可得

$$c_v \frac{M^2}{H^2} T_n(t) + T_n'(t) + \frac{2f(t)}{M} + \frac{E_0}{\eta_1(T)} \int_0^t T_n'(\tau) e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau = 0 \quad (17)$$

其中,

$$f(t) = -\frac{E_0 E_1 \alpha_1 k}{\eta_1(T)} \int_0^t e^{-\frac{E_1}{\eta_1(T)}(t-\tau)} d\tau - \alpha_0 E_0 k$$

对式(17)进行 Laplace 变换:

$$\left. \begin{aligned} \bar{F}_n(s) &= \int_0^{+\infty} T_n(t) e^{-st} dt \\ \bar{f}(s) &= \int_0^{+\infty} f(t) e^{-st} dt \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

则

$$c_v \frac{M^2}{H^2} \bar{F}_n(s) + s\bar{F}_n(s) - T_n(0) + \frac{E_0}{\eta_1(T)s + E_1} [s\bar{F}_n(s) - T_n(0)] + \frac{2\bar{f}(s)}{M} = 0 \quad (19)$$

$$\bar{f}(s) = -\frac{(\alpha_0 + \alpha_1)E_0 k}{s} + \frac{E_0 \alpha_1 k \eta_1(T)}{s\eta_1(T) + E_1} \quad (20)$$

由初始条件, 可得

$$\bar{F}_n(s) = \frac{2}{M} \left[q_0 + \frac{q_0 E_0}{E_1 + \eta_1(T)s} - \bar{f}(s) \right] \quad (21)$$

$$c_v \frac{M^2}{H^2} + s + \frac{E_0 s}{s\eta_1(T) + E_1}$$

对式(21)进行 Laplace 逆变换, 得

$$T_n(t) = \frac{2}{M} [D_1 + D_2(e^{x_1 t} + e^{x_2 t}) + D_3(e^{x_1 t} - e^{x_2 t})] \quad (22)$$

其中,

$$x_1 = -\frac{R}{2} - \frac{E_0}{2\eta_1(T)} - \frac{E_1}{2\eta_1(T)} - \frac{m}{2\eta_1(T)}$$

$$x_2 = -\frac{R}{2} - \frac{E_0}{2\eta_1(T)} - \frac{E_1}{2\eta_1(T)} + \frac{m}{2\eta_1(T)}$$

$$R = \frac{c_v M^2}{H^2}$$

$$m = \sqrt{-4RE_1\eta_1(T) + [E_0 + E_1 + R\eta_1(T)]^2}$$

$$D_1 = \frac{kE_0(\alpha_0 + \alpha_1)}{R}$$

$$D_2 = \frac{q_0}{2} - \frac{D_1}{2}$$

$$D_3 = \frac{(D_1 - q_0)(E_0 + E_1) + q_0 R \eta_1(T) + kE_0 \eta_1(T)(\alpha_1 - \alpha_0)}{2m}$$

由此可知孔压 u 的表达式为

$$u(z, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{M} \sin\left(\frac{M}{H} z\right) [D_1 + (D_2 + D_3)e^{x_1 t} + (D_2 - D_3)e^{x_2 t}] \quad (23)$$

则土体固结度 \bar{U} 表达式如下:

$$\bar{U} = 1 - \frac{1}{Hq_0} \int_0^H u dz = 1 - \frac{1}{q_0} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{M^2} [D_1 + (D_2 + D_3)e^{x_1 t} + (D_2 - D_3)e^{x_2 t}] \quad (24)$$

在式(23)中用 $H/2$ 代替 H 可以得到双面排水情况下即顶面和底面均排水时的孔压表达式, 同理固结度也可由此方法得到双面排水情况下的固结度表达式。

4 算例分析

4.1 试验与理论结果对比

利用自行设计的温控动三轴仪^[14]进行热固结试验。试样为宁波软黏土原状样, 直径 39.1 mm, 高 80 mm。对土样进行抽真空饱和, 使饱和度大于 95%。采用分级加载, 使软黏土样分别在固结压力为 50, 100, 200 kPa 时进行 30 °C, 45 °C, 60 °C, 75 °C 的温控固结试验, 试验加载至孔压消散 95% 时为止时长约 5 h。

选取理论参数如下: 土体渗透系数为 $K_v = 5.779 \times 10^{-10}$ m/s。第一个弹性模量 $E_0 = 2 \times 10^4$ kPa, 膨胀系数为 $\alpha_0 = 1.5 \times 10^{-5}$ °C⁻¹; Kelvin 体弹簧的弹性模量为 $E_1 = 2.5 \times 10^4$ kPa, 膨胀系数为 $\alpha_1 = 2 \times 10^{-5}$ °C⁻¹, 20 °C 时黏土的黏滞系数为 $\eta_1 = 6.818 \times 10^7$ kPa · s。

固结压力和温度均能够导致土体的黏滞系数发生改变。当固结压力不大时, 黏滞系数主要是由温度作用影响的, 因此只考虑黏滞系数受温度影响的变化即可^[15]。张鸿雁^[16]研究表明, 黏滞系数与温度

的关系如下:

$$\frac{\eta_R}{\eta_T} = 0.024T + 0.529 \quad (25)$$

式中: η_T 为不同温度下的黏滞系数, η_R 为常温时的黏滞系数。

由式(25)可得到试验对应温度下的土体的黏滞系数如表 1 所示。

表 1 不同温度下土的黏滞系数

Table 1 Soil viscosity at different temperatures

温度 $T/^\circ\text{C}$	黏滞系数 $\eta_t/(10^7 \text{ kPa} \cdot \text{s})$
30	5.459
45	4.237
60	3.463
75	2.927

温度随时间线性变化 $\Delta T = kt + b$, 根据试验时长假定从常温升高到指定温度经历时间为 $2 \times 10^4 \text{ s}$, 则不同温度下的 k, b 值如表 2 所示。

表 2 不同温度下的 k, b 值

Table 2 k, b values at different temperatures

温度 $T/^\circ\text{C}$	k	b
30	-0.000 50	20
45	0.000 25	20
60	0.001 00	20
75	0.001 75	20

利用 Matlab 编程计算饱和土体热固结作用下的流变固结孔压值, 除给定的各参数外, 令时间从 $0 \sim 2 \times 10^4 \text{ s}$ 间隔取值为 250 s , 进行程序编写求出式(22)中各参数, 得出可求得孔压和固结度理论结果, 并与试验值进行对比。当固结压力分别为 50, 100, 200 kPa 时, 饱和土体在不同温度作用下的孔压曲线如图 3 所示。

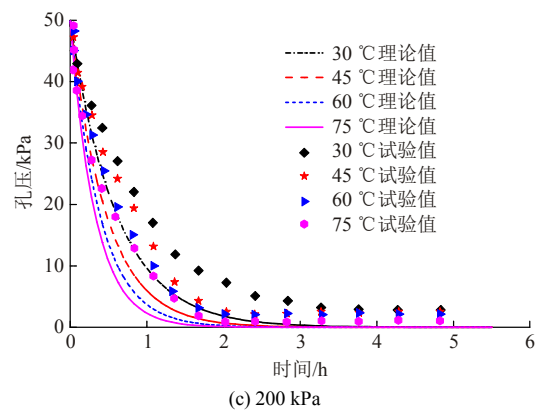
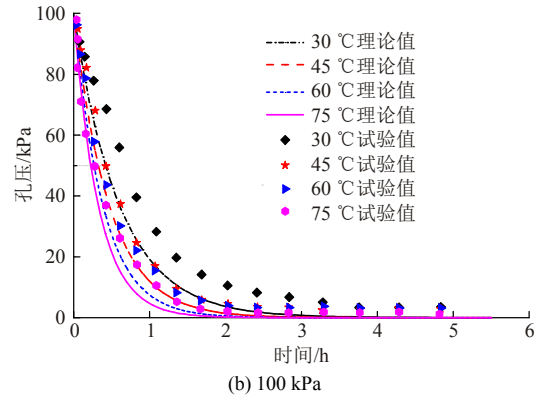
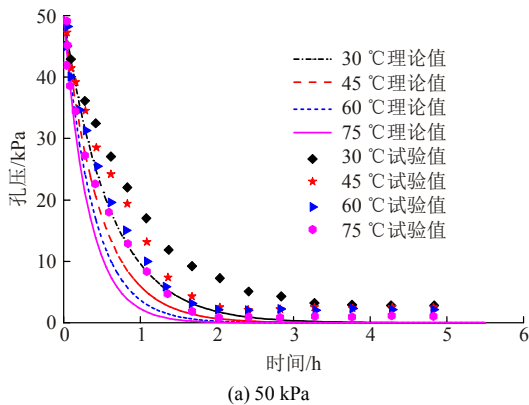


图 3 不同温度下的孔压试验值和理论值曲线

Fig.3 The pore pressure test curve and theoretical value curves at different temperatures

由图 3 可知, 在一定的固结压力下孔压逐渐消散, 且消散速度逐渐减小。压力为 100 kPa 时, 30 °C 的孔压最终消散值为 0.01 kPa, 而 75 °C 的孔压终值则为 7.24×10^{-5} 。100 kPa 时不同温度下的土体固结度如图 4 所示, 固结度逐渐增大且固结速率逐渐减小。

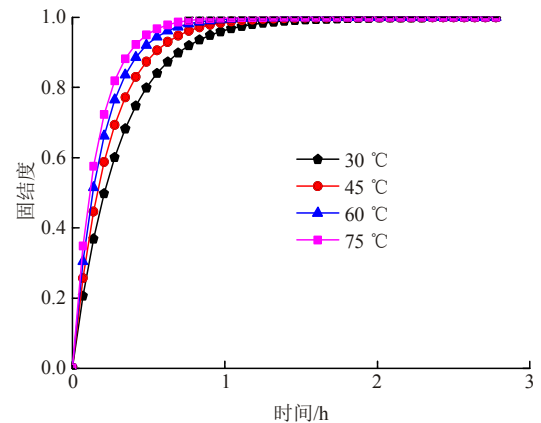


图 4 固结压力为 100 kPa 时不同温度下的固结度

Fig.4 Degree of consolidation at different temperatures when the consolidation pressure is 100 kPa

当固结压力一定时, 温度越高, 孔压消散越快, 土体固结加快。随着温度的升高, 孔压和固结度曲

线的间距逐渐缩小, 说明孔压值不仅是由温度影响下的黏滞系数改变引起的, 也和温度的线性增长系数 k , b 值有关。

4.2 元件参数对孔压和固结度的影响

为探究 Merchant 模型中弹性模量和膨胀系数的改变对孔压和固结度的影响。将第 1 个弹簧和 Kelvin 体中弹簧的弹性模量互换, 即令 $E_0 > E_1$, 得出温度为 60 °C 饱和土体在 100 kPa 固结压力时改变弹性模量情况下的孔压理论值和固结度, 如图 5 所示。

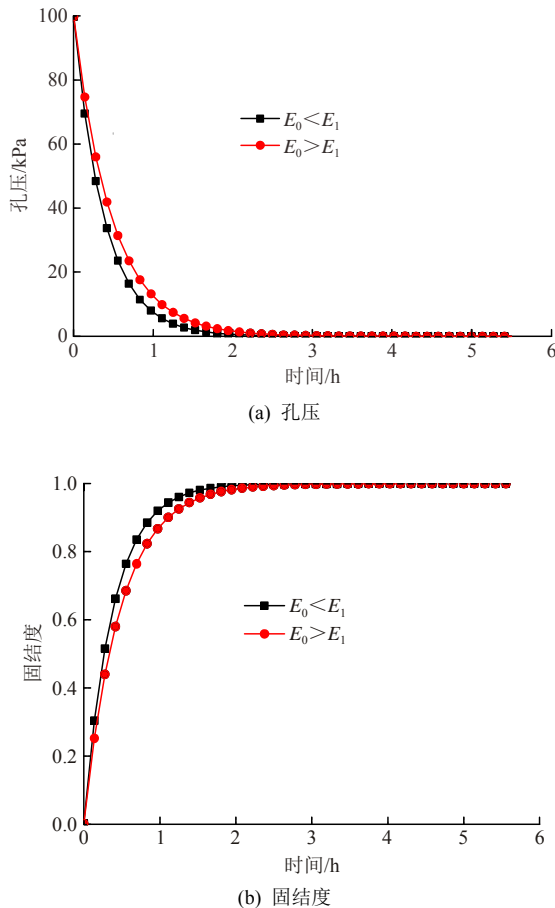


图5 100 kPa 压力 60 °C 时不同弹性模量下的孔压与固结度

Fig.5 Theoretical value of pore pressure and degree of consolidation under different elastic moduli at 100 kPa pressure when the temperature is 60 °C

由图 5 可知, 当独立弹簧的弹性模量大于 Kelvin 体弹簧的弹性模量时, 孔压消散速率明显降低, 其相同时间内的孔压消散量也明显减小, 固结度减小。当 $E_0 < E_1$ 时孔压最终值为 9.27×10^{-5} kPa, 而 $E_0 > E_1$ 时的孔压终值为 9.99×10^{-4} kPa, 可知改变三元件模型的弹簧弹性模量参数对孔压消散速率、孔压消散值和固结度均会产生影响; Kelvin 体弹簧的弹性模量相对于独立弹簧的弹性模量来说, 对孔压消散的影响更大。

将第 1 个弹簧和 Kelvin 体中弹簧的膨胀系数互换, 即令 $\alpha_0 > \alpha_1$, 得出 100 kPa 下 60 °C 时膨胀系数改变的孔压理论值和固结度, 如图 6 所示。由图可知, $\alpha_0 < \alpha_1$ 和 $\alpha_0 > \alpha_1$ 时孔压时程曲线一样, 说明 2 个弹性元件膨胀系数 α_0 和 α_1 的改变并不影响孔压消散速率、孔压值和固结度大小。因此饱和土体三元件模型中 2 个弹簧受温度影响的膨胀系数对孔压消散、土体固结均不产生影响。弹性元件的膨胀系数所体现的土骨架受温度影响产生的膨胀可忽略不计, 说明了固结理论中的常用假设条件——“忽略土骨架膨胀变形影响”的合理性。

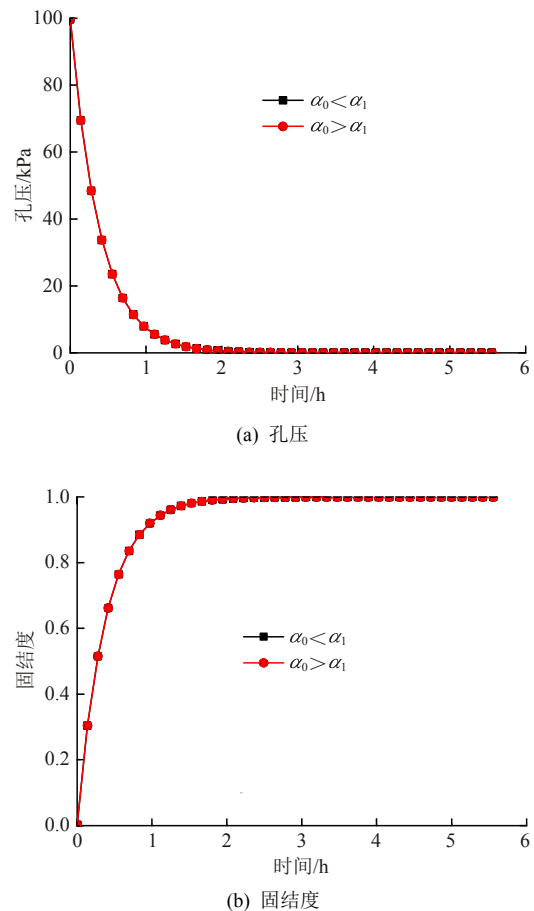


图6 100 kPa 压力下 60 °C 时不同膨胀系数下的孔压与固结度

Fig.6 Theoretical value of pore pressure and degree of consolidation under different coefficient of expansion at 100 kPa pressure when the temperature is 60 °C

考虑固结压力对饱和土体孔压与固结度的影响, 不改变元件参数的情况下选取温度为 60 °C 来进行计算。由理论公式, 土体固结度与固结压力无关。60 °C 时的不同固结压力下的孔压值曲线如图 7 所示。固结压力越大孔压消散速度越快, 加速了土体固结, 但不影响土体最终固结度。

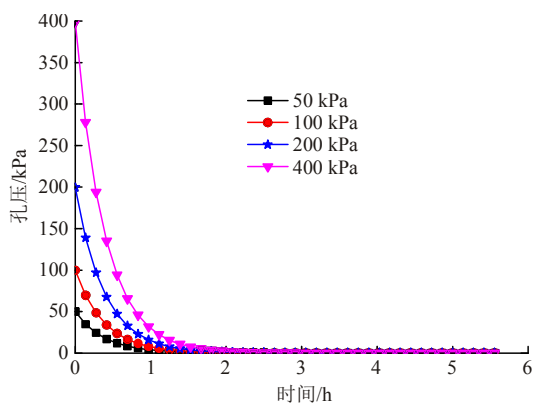


图 7 60 °C 时不同固结压力下的孔压理论值

Fig.7 Theoretical value of pore pressure under different consolidation pressure when the temperature is 60 °C

5 结 论

(1) 饱和土体在一定固结压力下, 孔压会发生消散且消散速率先增大后减小; 固结压力越大, 孔压消散越快、固结速度加快。

(2) 在一定的固结压力下, 温度越高, 土体孔压消散越快。随着温度升高, 孔压和固结度曲线的间距逐渐缩小, 说明孔压值不仅与温度影响下黏滞系数的改变有关, 也与温度的线性增长系数 k , b 值有关。

(3) 对于三元件模型来说, 独立弹簧和 Kelvin 体的弹簧的弹性模量改变对土体孔压及固结度作用较大; 而 2 个弹簧的膨胀系数对孔压和固结度没有影响, 从而证明了固结理论中“忽略土颗粒的膨胀变形产生的影响”这个假设条件的合理性。

参考文献(References):

[1] 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))

[2] MAŠÍN D, KHALILI N. A thermo-mechanical model for variably saturated soils based on hypoplasticity[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2012, 36(12): 1 461 - 1 485.

[3] 邵玉娟, 施 斌, 刘 春, 等. 黏性土水理性质温度效应研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(10): 1 576 - 1 582.(SHAO Yuxian, SHI Bin, LIU Chun, et al. Temperature effect on hydro-physical properties of clayey soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(10): 1 576 - 1 582.(in Chinese))

[4] 张志超, 程晓辉. 饱和土非等温固结和不排水剪切的热力学本构模型[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(7): 1 297 - 1 306.(ZHANG Zhichao, CHENG Xiaohui. Thermodynamic constitutive model of soils under isothermal consolidation and undrained shear[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(7): 1 297 - 1 306.(in Chinese))

[5] MORITZ L. Geotechnical properties of clay at elevated temperatures[J]. BMC Complementary and Alternative Medicine, 1995, 15(1): 1 - 7.

[6] 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.

[7] 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]. 岩石力学与工程学报, 2016, 37(1): 25 - 32.(BAI Bing, ZHAO Xiaolong, XU Tao. An experimental study of thermal response of saturated red clay subjected to progressively heating and cooling processes[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 37(1): 25 - 32. (in Chinese))

[8] 王奎华, 谢康和, 曾国熙. 双面半透水边界的一维粘弹性固结理论[J]. 岩土工程学报, 1998, 20(2): 34 - 36.(WANG Kuihua, XIE Kanghe, ZENG Guoxi. A study on 1-D Consolidation of soils exhibiting rheological characteristics with impeded boundaries[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, 20(2): 34 - 36.(in Chinese))

[9] 谢新宇, 李金柱, 王文军. 宁波软土流变试验及经验模型[J]. 浙江大学学报: 工学版, 2012, 46(1): 64 - 71.(XIE Xinyu, LI Jinzhu, WANG Wenjun. Rheological test and empirical model of Ningbo soft soil[J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science, 2012, 46(1): 64 - 71.(in Chinese))

[10] 邓宗伟, 唐 葭, 朱志祥. 基于改进西元模型的软土流变一维固结解析[J]. 湖南大学学报: 自然科学版, 2014, 41(6): 85 - 91.(DENG Zongwei, TANG Jia, ZHU Zhixiang. Analytical solution for rheological one-dimensional consolidation of soft soil based on improved nishihara model[J]. Journal of Hunan University: Natural Science, 2014, 41(6): 85 - 91.(in Chinese))

[11] 邵 勇, 阎长虹, 许宝田. 湖相软土流变模型识别及其工程应用分析[J]. 岩土工程学报, 2012, 33(8): 2 383 - 2 394.(SHAO Yong, YAN Changhong, XU Baotian, et al. Identification on rheological model of lacustrine soft soil and its engineering application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 33(8): 2 383 - 2 394.(in Chinese))

[12] 王宏贵, 魏丽敏, 贺晓光. 根据长期单向压缩试验结果确定三维流变模型参数[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(5): 669 - 673.(WANG Honggui, WEI Limin, HE Xiaoguang. Determination of three-dimensional rheological parameters based on long term oedometer test[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(5): 669 - 673.(in Chinese))

[13] 李西斌. 线性流变固结模型参数的回归反演分析法[J]. 南昌大学学报: 工学版, 2012, 34(3): 233 - 238.(LI Xibin. A regression analysis method to determine parameters of linear rheological consolidation models[J]. Journal of Nanchang University Engineering and Technology, 2012, 34(3): 233 - 238.(in Chinese))

[14] 刘干斌, 范思婷, 叶俊能. 温控动三轴试验装置的研制及研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(7): 1 345 - 1 352.(LIU Ganbin, FAN Siting, YE Junneng. Development and application of temperature-controlled dynamic triaxial test system[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(7): 1 345 - 1 352.(in Chinese))

[15] 郭鹏辉, 林玉祥, 胡 燕. 区域性温度因素对饱和粘土固结的影响[J]. 煤田地质与勘探, 2012, 40(2): 62 - 66.(GUO Penghui, LIN Yuxiang, HU Yan. The regional temperature effects on consolidation of saturated clays[J]. Coal Geology and Exploration, 2012, 40(2): 62 - 66.(in Chinese))

[16] 张鸿雁, 流体力学[M]. 2 版. 北京: 科学出版社, 2014: 1 - 273.(ZHANG Hongyan. Fluid mechanics[M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 2004: 1 - 273.(in Chinese))