

DOI: 10.11779/CJGE201506014

竖井地基热排水固结本构模型及试验验证

陶海冰¹, 刘干斌², 谢康和¹, 邓岳保², 尹铁锋²

(1. 浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310027; 2. 宁波大学岩土工程研究所, 浙江 宁波 315211)

摘要: 考虑饱和土体先期固结压力随温度变化情况, 对非等温条件下土体 $e - lgp$ 曲线上点的移动规律进行研究, 建立了饱和黏土的非线性热弹性本构模型, 并开发编制了 TSDSS 有限元程序。同时, 开展了竖井地基热排水固结模型试验, 将试验结果与模型试验的 TSDSS 模拟结果进行对比, 两者较为吻合, 从而验证了该本构模型的正确性, 且能从机理上反映热排水固结过程, 数值模拟结果进一步表明: 土体导热系数越大或渗透系数越小, 热排水固结过程中产生的孔隙水压力峰值越大; 渗透系数越小, 热排水固结越慢; 导热系数越大, 热排水固结越快。

关键词: 热固结; 模型试验; 非线性弹性; 竖井地基

中图分类号: TU94; U213 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2015)06-1077-09

作者简介: 陶海冰(1979-), 男, 浙江台州人, 博士研究生, 讲师, 从事地基基础方面的研究。E-mail: taohaib@163.com.

A constitutive model for thermal consolidation with vertical drains and its experimental verification

TAO Hai-bing¹, LIU Gan-bin², XIE Kang-he¹, DENG Yue-bao², YIN Tie-feng²

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. Faculty of

Architectural Civil Engineering and Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: The rule of the point, which represents the relation between effective stress and void ratio of fluid-saturated soils, moving in the $e - lgp$ space under non-isothermal condition is studied according to the effect of temperature on preconsolidation pressure of soils. On the basis of this rule, a nonlinear-elastic constitutive model for thermal consolidation is established. Meanwhile, a FEM program named TSDSS implementing the algorithm of this constitutive model is developed. In order to verify the constitutive model, the relevant model tests are carried out. By comparing the model test results with the numerical simulation ones, it is verified that the constitutive model can simulate the development of thermal consolidation with vertical drains from the mechanism to a certain extent. The results of numerical simulation show that the maximum of excess pore pressure produced during the thermal consolidation process will increase with the increase of thermal conductivity and the decrease of hydraulic conductivity. The thermal consolidation rate will be slower with the increment of the value of hydraulic conductivity and the decrement of the value of thermal conductivity.

Key words: thermal consolidation; model test; nonlinear elasticity; vertical drain

0 引言

温度对岩土体物理力学特性的影响一直是地热、核废料填埋与埋地热力管线等工程领域的研究热点。从 20 世纪 60 年代至今, 国内外学者对饱和土体在温度作用下的力学性质与固结性状进行了一系列试验研究。

Campanella 等^[1]利用温度三轴仪器进行了不同温度下重塑伊利土的压缩试验, 建立了估算温度变化引起的孔隙水压力的理论计算公式。Baldi 等^[2]利用三轴等压试验对低孔隙比黏土进行了不同有效应变和不同温度作用下骨架及水土体系的体积应变测试, 提出了一种计算黏土吸附水有效膨胀系数的方法, 并从宏观

与微观两个角度对于温度作用下土的压缩或膨胀机理作了初步解释。Tidfors^[3]利用单向固结试验, 在 7℃~50℃范围内, 对 5 种瑞典黏土的固结变形特性进行了研究, 发现温度变化能够对土的前期固结压力产生影响。Burghignoli 等^[4]对天然黏土和重塑黏土在排水条件下进行一系列温度循环试验, 发现温度对黏土的影响是不可逆的, 并给出了在温度循环作用下不可逆的孔隙变化计算表达式。Towhata 等^[5]利用带加热装置的常规固结仪, 研究了温度升高对黏土力学性质的影响,

基金项目: 国家自然科学基金项目(51278256, 51178227, 51478228)

收稿日期: 2014-09-06

其试验表明：升温可使土的结构性破坏，提高土的渗透性。Tsutsumi 等^[6]利用温度固结渗透仪研究了饱和土的固结性状，并从黏滞性角度对试验现象进行了解释。白冰等^[7-8]利用温度三轴仪分别对一种饱和粉质黏土和一种饱和红黏土的热力学响应和固结效应进行研究。

在饱和土的热本构模型方面，Borsetto 等^[9]与 Hueckel 等^[10]在剑桥及修正剑桥模型基础上考虑温度影响做出了开创性工作。之后，随着一些新的试验结果被发现与证实，饱和土耦合温度影响的新本构关系也随之出现，如 Cui 等^[11]、Laloui 等^[12-13]、Huecke 等^[14]、Abuel 等^[15]、姚仰平等^[16]在临界状态理论框架下融入温度对饱和土体作用机理建立了新的本构模型。

在实践方面，Pothiraksanon 等^[17]、Asaoka 等^[18]首次将热固结技术运用到软基处理上，其利用带加热装置的排水板，对曼谷软土热固结处理进行了现场及模型试验，试验发现曼谷软土竖井地基联合加热处理后，其固结速度明显加快，地基沉降量也有显著提高。在理论反演计算上，沉降采用 Asaoka^[19]方法计算最终沉降，再利用最终沉降计算各时刻固结度，由固结度反演出涂抹因子与井阻因子在温度作用下的变化。Asaoka 方法是利用沉降观测数据进行曲线拟合得到曲线方程，根据曲线方程获得最终的沉降，这种方法本身并不是从温度对地基土的作用机理上出发的。

为了能够清晰、方便地研究温度对竖井地基的固结特性影响，本文利用上述试验所得到一致的非等温情况下饱和土应变变化规律，建立了符合 $e - \lg p$ 曲线变化的非线性弹性固结模型，开发了 TSDSS 有限元程序，并对竖井地基加热固结模型试验进行了模拟分析，验证模型的适用性，最后分析了该本构模型中各参数变化对加热处理的竖井地基热固结性状影响。

1 热场与渗流场方程

饱和软土在非等温情况下的固结属于三场耦合问题，三场之间相互影响。但对于软土固结问题而言，固结过程中渗流速度很小，渗流场对热场影响可以忽略不计^[20]，力场对热场的影响同样也可以不计，因此饱和软土非等温固结计算，可以将热场单独求解，再将热场计算结果回代到应力场与渗流场耦合求解的计算方程中。

1.1 传热方程

将饱和软土考虑成各向同性受热材料，根据傅里叶定律，热流平衡方程形式为

$$-\{\nabla\}^T [\mathbf{K}_{\text{heq}}] \{\nabla\} T + (\rho C)_{\text{eq}} \frac{\partial}{\partial t} T = Q_h , \quad (1)$$

式(1)忽略了热对流（渗流场对热场影响）与热沉项

(应力场对热场影响)，其中

$$[\mathbf{K}_{\text{heq}}] = \begin{bmatrix} k_{\text{heq}} & 0 & 0 \\ 0 & k_{\text{heq}} & 0 \\ 0 & 0 & k_{\text{heq}} \end{bmatrix} ,$$

式中， $\{\nabla\} = [\partial/\partial x \ \partial/\partial y \ \partial/\partial z]^T$ 为梯度算子， T 为温度， t 为时间， $k_{\text{heq}} = k_{\text{hw}} \cdot \phi_0 + k_{\text{hs}} (1 - \phi_0)$ 为等效热传导系数， k_{hw} 为水的热传导系数， k_{hs} 为土颗粒的热传导系数， ϕ_0 为土体的起始孔隙率(不考虑孔隙率变化对导热系数的影响)。 $(\rho C)_{\text{eq}} = \rho_w C_w \phi_0 + \rho_s C_s (1 - \phi_0)$ 为等效单位体积比热容， ρ_s 为土颗粒的密度， ρ_w 为水的密度， C_s 为土的比热容， C_w 为水的比热容， Q_h 为热源项。

本文只考虑温度边界与热流边界，在温度边界上有， $T = \bar{T}$ ，在热流边界上有

$$-k_{\text{heq}} \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_{\text{heq}} \frac{\partial T}{\partial y} n_y - k_{\text{heq}} \frac{\partial T}{\partial z} n_z = q_h ,$$

式中， \bar{T} 为温度边界温度值， q_h 为热流边界上热流密度。

1.2 渗流方程

定义渗流符合达西定律，土颗粒与水不可压缩，考虑热场与应力场对流场影响，则流体的质量平衡形式如下^[21]：

$$-\{\nabla\}^T \frac{[\mathbf{K}]}{\gamma_w} \{\nabla\} p - \alpha_B \frac{\partial \varepsilon_{\text{vol}}}{\partial t} - \alpha_c \frac{\partial T}{\partial t} = 0 , \quad (2)$$

式中， p 为超静孔隙水压力， ε_{vol} 为土体的体应变，并以体积压缩为正， $\varepsilon_{\text{vol}} = \{\mathbf{M}\}^T \{\boldsymbol{\epsilon}\}$ ， $\{\mathbf{M}\}^T = \{1, 1, 1, 0, 0, 0\}$ ， $\{\boldsymbol{\epsilon}\}$ 为土体的总应变矢量。饱和土的等效体积膨胀系数 $\alpha_c = \phi_0 \alpha_w + (\alpha_B - \phi_0) \alpha_s$ ， α_w 为水的体膨胀系数， α_s 为土的体膨胀系数， $\alpha_c \frac{\partial T}{\partial t}$ 项即为热场对流场的影响项。 α_B 为 Biot 系数， γ_w 为水的重度， $\gamma_w = \rho_w g$ ， g 为重力加速度， $[\mathbf{K}]$ 为渗透系数矩阵：

$$[\mathbf{K}] = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} .$$

考虑两种边界条件：①在定孔压边界上有 $p = \bar{p}$ ；②在给定流速边界上， $-k_x \frac{\partial p}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial p}{\partial y} n_y - k_z \frac{\partial p}{\partial z} n_z = v_n$ ， \bar{p} 为给定孔压值， v_n 为给定流速值。

2 非等温非线性热弹性本构模型

根据固结试验获得的 $e - \lg p$ 曲线，利用已有试验结果和结论，建立非等温情况下本构关系前提假设如下：①在 $e - \lg p$ 图中，同一饱和土的压缩线斜率不随温度变化而变化^[1-11]，对于弱超固结土其回弹线的斜率在不同温度下也近似相同。②在 $e - \lg p$ 图中，先期

固结压力会随着温度升高而减小, 由此改变而产生的应变不会导致偏应变的出现。③在 $e - \lg p$ 图中, 不考虑偏应力对曲线上点的影响, 有效应力 - 孔隙比坐标点位于相应温度的压缩线或回弹线上。④假设温度变化速率非常缓慢, 不考虑温变速率对土体固结性状的直接影响。

2.1 等温情况下饱和土非线性弹性本构模型

如图 1 所示, 等温情况下饱和土的 $e - \lg p$ 曲线符合如下关系:

$$e = \begin{cases} e_{c0} - C_c \lg\left(\frac{p'}{p'_{c0}}\right) & (\text{在压缩线上}) \\ e_{c0} - C_c \lg\left(\frac{p'_{ce}}{p'_{c0}}\right) + C_e \lg\left(\frac{p'_{ce}}{p'}\right) & (\text{在回弹线上}) \end{cases}, \quad (3)$$

式中, e 为当前孔隙比, p' 为当前有效应力, C_c 为压缩指数, C_e 为回弹指数。 $e_{c0} = e_0 - C_c \lg\left(\frac{p'_{c0}}{p'_0}\right)$, 为初

始孔隙比 e_0 所在的回弹线对应先期固结压力 p'_{c0} 对应的孔隙比, p'_0 为初始孔隙比对应的有效应力, p'_{ce} 为 e 在回弹线时对应的先期固结压力。假设当前变形为小变形, 有侧限条件下, 其压缩模量与竖向应变关系:

$$E_s = \frac{\partial p'}{\partial \varepsilon_v} = (1+e) \frac{\partial p'}{\partial e} \approx (1+e_0) \frac{\partial p'}{\partial e}, \quad (4)$$

ε_v 为竖向应变。则有

$$E_s = \begin{cases} \frac{p'(1+e_0) \ln 10}{C_c} & (\text{在压缩线上}) \\ \frac{p'(1+e_0) \ln 10}{C_e} & (\text{在回弹线上}) \end{cases}. \quad (5)$$

由式(4)、(5)可见, 有效应力与竖向应变呈二次抛物曲线关系, 其导数即压缩模量随着有效应力增加而增加。

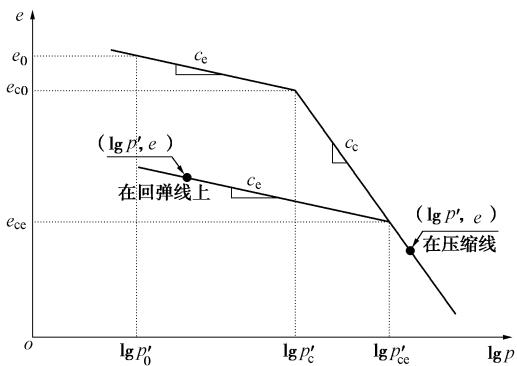


图 1 孔隙比与竖向有效应力关系

Fig. 1 Relation between void ratio and vertical effective stress

2.2 温度变化引起的应变分析

在非等温情况下, 因热胀冷缩效应产生的温度应变计为 $\{\boldsymbol{\varepsilon}_{T1}\}$, 本文以压为正, 则有

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}_{T1}\} = -\frac{\alpha_s}{3} \{M\} (T - T_0), \quad (6)$$

式中, T_0 为初始温度。

温度变化引发先期固结压力变化如图 2 所示, 温度升高, $e - \lg p$ 曲线向左侧移动, 即先期固结压力减小。在有效应力不变的情况下, 其结果会使饱和土会继续排水压缩变形, 将这一效应产生的应变计为 $\{\Delta\varepsilon_{T2}\}$, 其竖向应变计为 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$, 图 2~4 中 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 为这一效应引起的孔隙比变化, $\Delta\varepsilon_{T2}^v = (1+e_0)\Delta\varepsilon_{T2}$ 。在有效应力与温度同时改变的情况下, 在 $e - \lg p$ 图上其应力 - 孔隙比坐标点的变化耦合了两种物理变化效果, 而无法区分出各自的变化对应变的贡献。为了方便计算 ε_{T2}^v 的大小, 假定先发生温度变化, 然后再发生有效应力变化, 具体过程如下: 在 Δt 时间内饱和土发生 ΔT 温度变化, 其中 Δ 代表微小增量, 由于温度的变化导致先期固结压力变化, 其增量在 $e - \lg p$ 曲线上体现为 Δp_{ct}^{\lg} :

$$\Delta p_{ct}^{\lg} = \lg\left(\frac{p_{ct0} + \Delta p_{ct}}{p_{ct0}}\right), \quad (7)$$

式中, p_{ct0} 为 T 温度时的先期固结压力, Δp_{ct} 为先期固结压力增量。在当前有效应力 p'_0 作用下, 温度的改变使得饱和土体的应力 - 孔隙比坐标点从 T 状态下 $e - \lg p$ 曲线上移动到 $T + \Delta T$ 状态下的 $e - \lg p$ 曲线上, 这一移动带来的应变大小就是 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 的大小。

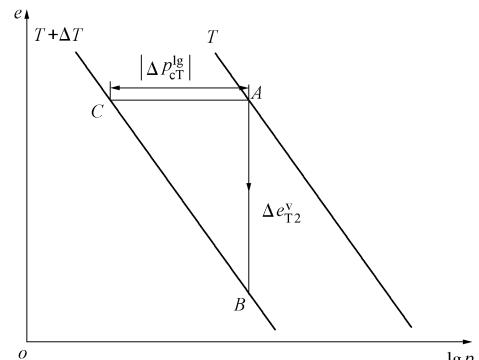


图 2 升温前有效应力在压缩线上 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 计算示意图

Fig. 2 Schematic diagram for calculating $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ when effective stress locates at compression curve before heating

(1) 升温时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 计算

如图 2 所示, 升温前有效应力在压缩线上, 即 $p'_0 = p_{ct0}$ 。由于温度升高, 先期固结压力从 A 点移动到 C 点, 因此当前有效应力作用下, 有效应力 - 孔隙比坐标点将从 A 点移动到 $T + \Delta T$ 温度状态的压缩线 B 点上, 此时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 的大小为

$$\Delta\varepsilon_{T2}^v = \frac{C_c |\Delta p_{ct}^{\lg}|}{1+e_0}. \quad (8)$$

先期固结压力也从 C 点到达 B 点, 有 $p_{cT1} = p'_0$, 其中 p_{cT1} 为温度变化结束时的先期固结压力。

如图 3 (a) 所示, 升温前有效应力在 T 温度状态的回弹线上时, 由于温度升高, 先期固结压力从 B 点移动到 C 点, 此时有如下关系:

$$0 < \lg\left(\frac{p_{cT0}}{p'_0}\right) < |\Delta p_{cT}^{\lg}|.$$

在当前有效应力作用下, 有效应力 - 孔隙比坐标点将从 A 点移动到 $T + \Delta T$ 温度状态的压缩线上的 D 点, 此时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 的大小为

$$\Delta\varepsilon_{T2}^v = \frac{C_e |\Delta p_{cT}^{\lg}| - (C_e - C_e) \left[\lg\left(\frac{p_{cT0}}{p'_0}\right) \right]}{1 + e_0}. \quad (9)$$

在这一过程完成后, 先期固结压力为 $p_{cT1} = p'_0$ 。

如图 3 (b) 所示, 升温前有效应力仍在 T 温度状态的回弹线上。温度升高, 先期固结压力仍从 B 点移动到 C 点, 但此时有如下关系:

$$\lg\left(\frac{p_{cT0}}{p'_0}\right) \geq |\Delta p_{cT}^{\lg}|.$$

那么有效应力 - 孔隙比坐标点会从 A 点移动到 D 点, D 点处于 $T + \Delta T$ 温度状态的回弹线上, 此时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 的大小为

$$\Delta\varepsilon_{T2}^v = \frac{C_e |\Delta p_{cT}^{\lg}|}{1 + e_0}. \quad (10)$$

在这一过程完成后, 先期固结压力为

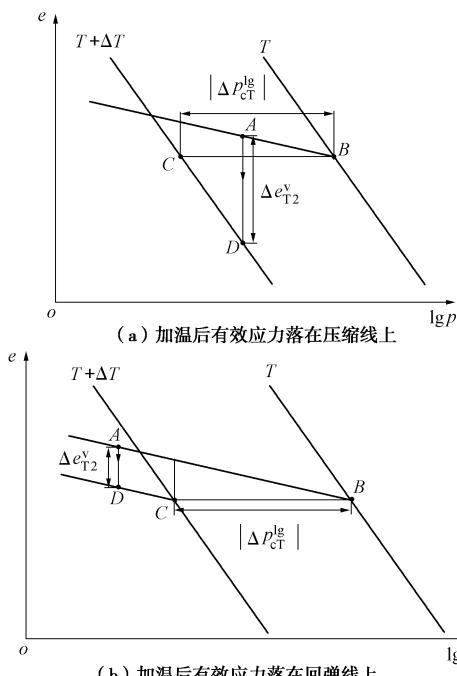


图 3 升温前初始有效应力在回弹线上 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 计算示意图

Fig. 3 Schematic diagram for calculating $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ when effect stress locates at swelling curve before heating

$$p_{cT1} = 10^{\left(\lg(p_{cT0}) - |\Delta p_{cT}^{\lg}|\right)}. \quad (11)$$

(2) 降温时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 计算

如图 4 所示, 由于温度降低先期固结压力将会增加, 降温前有效应力不论处在压缩线上或回弹线上, 有效应力 - 孔隙比坐标点最终都会落在 $T + \Delta T$ ($\Delta T < 0$) 温度状态的回弹线上, 其 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 的大小为

$$\Delta\varepsilon_{T2}^v = -\frac{C_e |\Delta p_{cT}^{\lg}|}{1 + e_0}. \quad (12)$$

在这一过程完成后, 先期固结压力变为

$$p_{cT1} = 10^{\left(\lg(p_{cT0}) + |\Delta p_{cT}^{\lg}|\right)}. \quad (13)$$

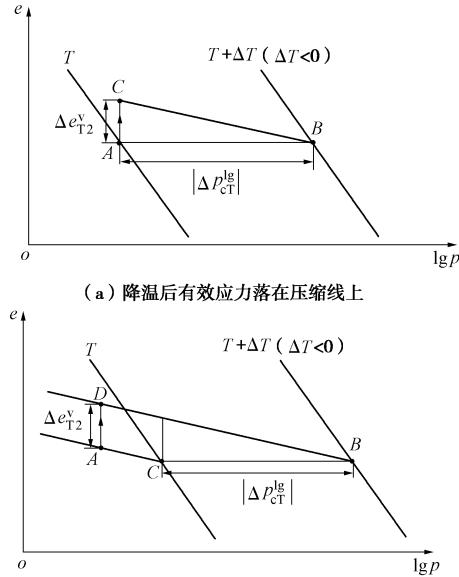


图 4 降温时 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 计算示意图

Fig. 4 Schematic diagram for calculating $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ during cooling

2.3 先期固结压力受温度影响的计算

由上述分析可知: $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 可以表达为温度增量与有效应力增量的函数, 将该函数记为 ψ , 有

$$\Delta\varepsilon_{T2}^v = \psi(\Delta T, \Delta p_{cT}, p', p_{cT}),$$

$\{\Delta\varepsilon_{T2}\}$ 与温度体变 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 关系为

$$\{\Delta\varepsilon_{T2}\} = \{\beta\} \Delta\varepsilon_{T2}^v,$$

式中, $\{\beta\}$ 为 $\Delta\varepsilon_{T2}^v$ 在各应变分量上大小因子矢量, 根据假设 (2) 其值为 $\{\beta\} = [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T$ 。

函数 ψ 大小确定, 需确定 Δp_{cT} 的大小, 即先期固结压力随温度改变的大小。本文采用 Laloui 等^[12]所提供的表达式:

$$\Delta p_{cT} = -\gamma \cdot p_{cT} \cdot \lg\left(\frac{T + \Delta T}{T}\right), \quad (14)$$

式中, γ 为该饱和土体的先期固结压力温度影响参数。其大小可以通过带升温装置的固结渗透仪或带升温三轴仪, 在确定应变 - 孔隙比状态落在正常固结线上后进行升温固结排水, 升温到指定温度待排水量稳定不变后, 确定排水体积, 再结合式 (8)、(14) 反算得到。

2.4 饱和土非等温非线性热弹性力学方程

力的平衡方程其增量形式为

$$-[\partial]^T \{\Delta\sigma\} = 0 , \quad (15)$$

式中, $\{\Delta\sigma\}$ 为总应力增量^[23], 应力以压为正。其中,

$$[\partial] = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}.$$

根据有效应力原理如下:

$$\{\Delta\sigma\} = \{\Delta\sigma'\} + \alpha_B \{M\} \Delta p , \quad (16)$$

式中, $\{\Delta\sigma'\}$ 为有效应力增量。

基于非等温非线性热弹性本构模型的总应变增量由下列部分组成:

$$\{\Delta\epsilon\} = \{\Delta\epsilon_e\} + \{\Delta\epsilon_{T1}\} + \{\Delta\epsilon_{T2}\} , \quad (17)$$

式中, $\{\Delta\epsilon_e\}$ 为弹性应变增量矢量。

小变形的几何方程表达式如下:

$$\{\Delta\epsilon\} = -[\partial]\{\Delta f\} , \quad (18)$$

式中, $\{\Delta f\}$ 为位移增量矢量, $\{\Delta f\} = [\Delta u \ \Delta v \ \Delta w]^T$, u 为 x 向的位移, v 为 y 向位移, w 为 z 向位移。

弹性应力应变关系如下:

$$\{\Delta\sigma'\} = [\mathbf{D}]\{\Delta\epsilon_e\} , \quad (19)$$

式中, $[\mathbf{D}]$ 为弹性矩阵^[21]。结合式 (16) ~ (18) 得 $\{\Delta\sigma\} = -[\mathbf{D}][\partial]\{\Delta f\} + \alpha_B \{M\} \Delta p +$

$$\frac{\alpha_s}{3} [\mathbf{D}]\{M\} \Delta T - [\mathbf{D}]\{\beta\} \psi(\Delta T, \Delta p_{ct}, p', p_{ct}) . \quad (20)$$

3 本构模型的有限元程序实现

将式 (1)、(2)、(20) 各物理场方程按照加权残数法进行离散, 得到各物理场的有限元方程, 其中热场离散方法可参考文献[22], 流固耦合场离散方法可参考文献[23, 24]。依据所得的有限元方程组, 本文编制了有限元程序 TSDSS。TSDSS 是基于谢康和、邓岳保等的三维固结有限元代码 SDSS 发展而来, TSDSS 在 SDSS 基础上增加了温度有限元、THM 耦合单元以及本文所采用的本构模型, 其具体程序流程如图 5 所示。

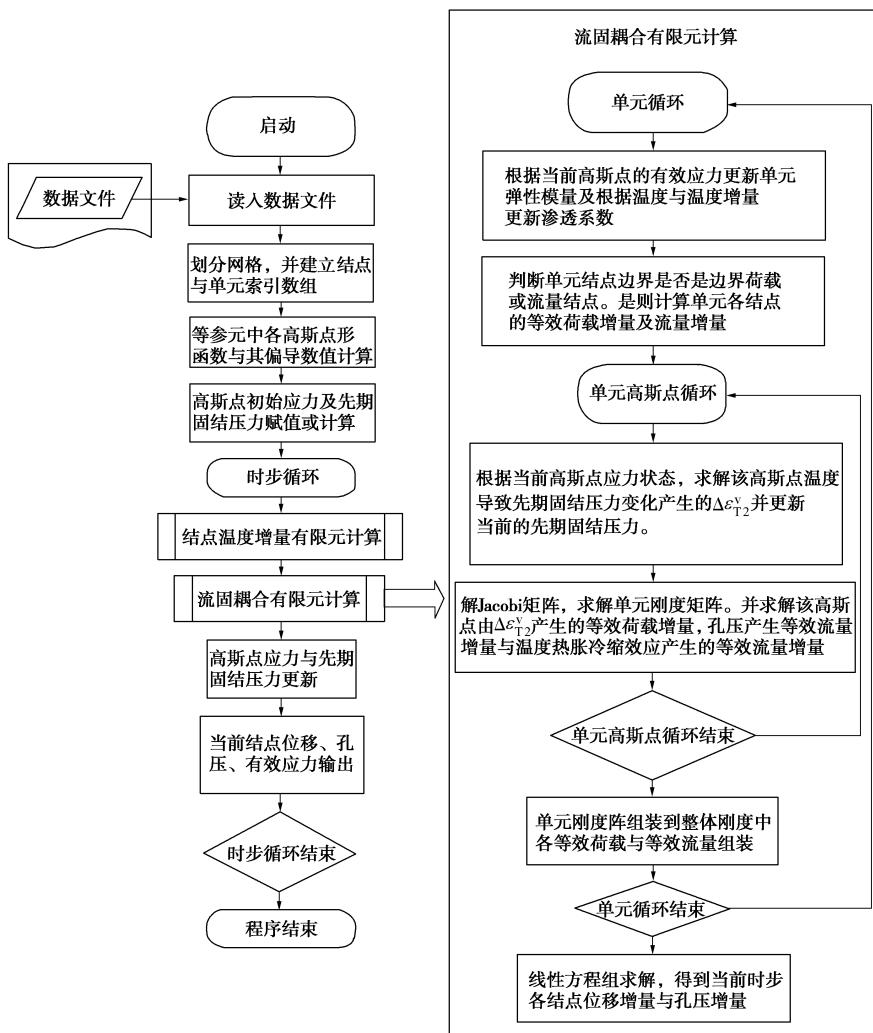


图 5 TSDSS 程序流程图

Fig. 5 Flow chart of Program TSDSS

4 模型验证及试验模拟

为了验证该本构模型的正确性及在竖井地基热排水固结应用的可靠性，同时开展了相应的竖井地基热排水固结模型试验。

4.1 模型试验介绍

模型试验所用容器构造及尺寸如图 6 所示。容器内软黏土分 5 次填入，每次虚铺高度 25 cm，并用 15 kPa 压力预压 1 h。容器内的土铺设完毕后，静置 7 d 后开始试验。使用反力架上杠杆装置，在杠杆一端施加砝码对土体进行分级加载；使用电脑式水循环加热器在插入土体中的 U 型管内通热水对土体进行加热，全套设备照片如图 7 所示。

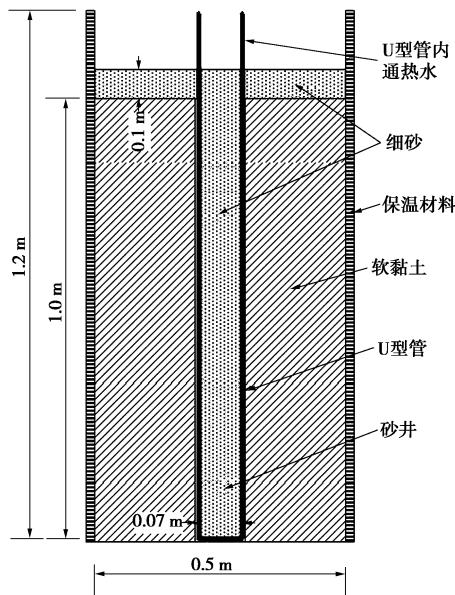


图 6 模型试验容器构造示意图

Fig. 6 Schematic of vessel used in model tests

试验方案如下：在无荷载情况下，通 70℃ 热水对土体进行加热排水试验，记录土体表面位移，直至土体温度与变形稳定；继续通热水保持土体温度，分三级进行加载，每级荷载 20 kPa。在一级荷载作用下，待土体表面沉降稳定即固结完成后方加载下一级荷载。

4.2 数值模拟与试验结果对比分析

模型试验所用软黏土取样后进行相关的土工试验，得到各参数指标：压缩指数 C_c 为 0.30，回弹指数 C_e 为 0.055，初始先期固结压力 p_{eo} 为 15 kPa，泊松比 ν 为 0.4，土体顶部初始孔隙比 e_0 为 1.2，先期固结压力温度影响参数 γ 为 0.5，土体渗透系数 k 为 1×10^{-8} m/s，初始温度为 26℃，土体综合导热系数 k_{heq} 为 4.5 W·m，土体综合比热容为 2000 J/kg，土体密度为 2000

kg/m^3 。其中先期固结压力温度影响参数是通过温控三轴仪测定^[13]。

有限元边界条件如下：顶面排水，四周与底面不排水；四周与上下面为绝热边界；底面为固定边界，左右前后侧约束 x, y 方向位移， z 向位移自由。

根据等面积等效原则，等效模型槽正方形边长为 44.3 cm，等效砂井正方形边长为尺寸为 6.2 cm。由对称性，有限元模型取试验模型的 1/4，具体网格划分如图 8 所示。



图 7 全套试验装置照片

Fig. 7 Photo of actual apparatus

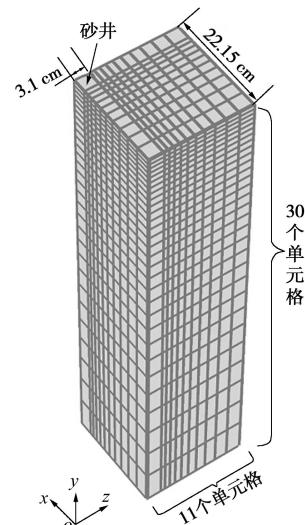


图 8 有限元模型及网格

Fig. 8 FEM model and finite element mesh

从模型试验的沉降实测结果（图 9）可以看出，在无荷载升温阶段，土体会先膨胀后压缩，最终表现为沉降，这也证实升温能够给竖井地基带来更大的沉

降。

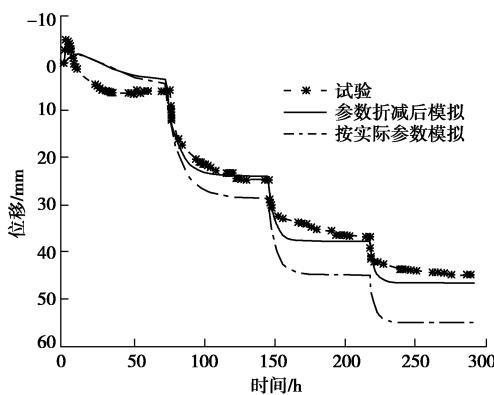


图 9 有限元模拟与模型试验实测沉降量对比

Fig. 9 Comparison between measured settlements of model tests and numerical predictions

由图 9 可见, 按原参数进行模拟时, 数值模拟的结果与模型试验实测结果在各阶段发展趋势上一致。但数值模拟沉降结果要比实测大, 误差为 22%。其主要原因是试验槽筒壁尽管做了光滑处理, 但仍不可能做到绝对的光滑, 存在一定摩擦力, 而摩擦力存在会导致有效应力沿深度方向小部分衰减, 导致沉降量并没有理想状况(侧边界完全光滑)下大。类似现象也存在实际工程中, 如实际工程中坚井地基并不能实现真正意义上的无限大堆载, 而导致有效应力沿深度方向衰减。沉降量理论计算比实测大, 也可以等效成在有摩擦力的情况下, 土体的刚度有所提高, 因此需将回弹指数与压缩指数进行适当折减。反演计算发现, 当 $C_c=0.25$, $C_e=0.045$ 时, 即原参数折减至 80% 左右, 试验曲线与模拟曲线十分吻合。

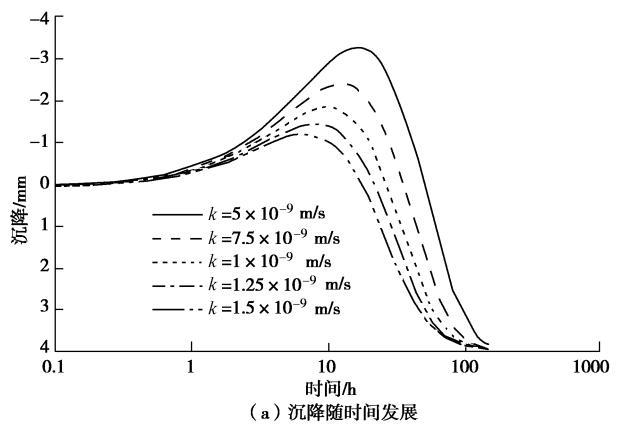
此外, 从图 9 可以看出, 升温开始时, 土体的膨胀量实测数据远比模拟的大, 这是因为试验槽接近顶面上部的土体其 OCR(超固结比)很高, 处于强超固结状态, 该状态下土体在升温排水条件下会一直膨胀^[11], 而本文的本构模型并不适用强超固结土。另外, 对于升温排水沉降段土体的固结速率, 本模型也略有低估, 分析其原因可能是本构模型中忽略了温升速率对升温固结速率的直接影响而导致的。

4.3 模型参数变化对结果影响分析

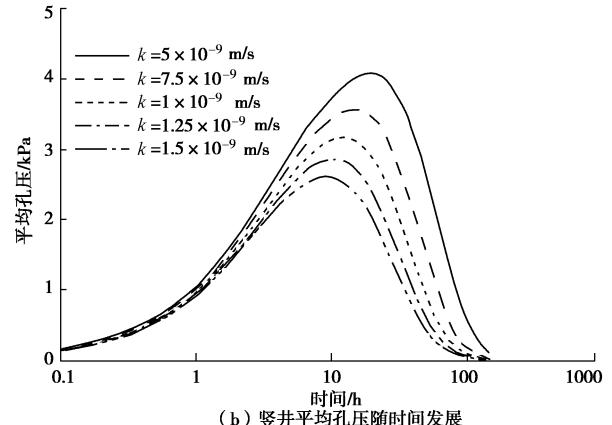
对无荷载升温排水段进行分析, 取渗透系数为 5×10^{-9} , 7.5×10^{-9} , 1.25×10^{-8} , 1.5×10^{-8} m/s 进行分析, 其沉降发展曲线对比如图 10 所示。

由图 10 可见, 渗透系数越小, 前期产生的土体的膨胀也越大, 该膨胀量主要是由两部分组成, 一部分是由热胀效应引起的; 另一部分是由于加热使土体内孔压增大导致有效应力减少, 使土体产生回弹膨胀效

应引起的。在只改变渗透系数的情况下, 各个时刻土体温度的分布是不随渗透系数变化而改变的, 也就是说热胀效应产生的膨胀量是不变的。由图 11(b)可以看出, 渗透系数越小, 产生的最大孔隙水压力也越大, 那么其引起的回弹效应的土体膨胀量也就越大。回弹效应产生的膨胀会随着孔压的消散而消失, 但渗透系数越小, 其消散速度也就越慢。最终的沉降量应该是热涨效应引起的膨胀量和由于先期固结压力减少产生压缩量两者之和, 其大小不随渗透系数变化影响。



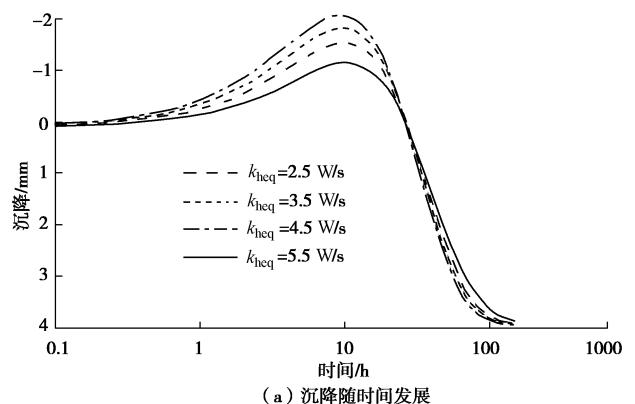
(a) 沉降随时间发展



(b) 坚井平均孔压随时间发展

图 10 渗透系数对坚井升温排水固结影响

Fig. 10 Effect of hydraulic conductivity on thermal consolidation with vertical drains



(a) 沉降随时间发展

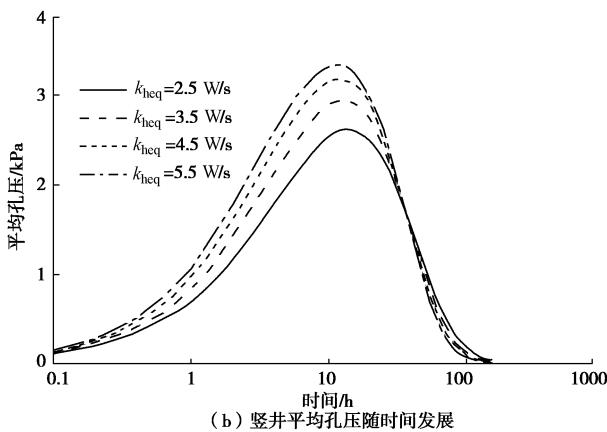


图 11 导热系数对竖井升温排水固结影响

Fig. 11 Effect of thermal conductivity on thermal consolidation with vertical drains

另取导热系数取 3.5, 5.5 W/s 进行分析, 其沉降发展曲线如图 11(a) 所示。由图 11(b) 可见导热系数越大那么温度增长速度越快, 因此前期产生的孔隙水压力也越大。这就使的前期产生的膨胀也越大。但是导热系数越大, 孔压峰值出现的时间提前, 而且孔压消散的速率也略有增加, 因此热排水固结速度是增大的。当孔压消散完全并且温度场稳定不再变化时, 其最终沉降量也不随导热系数变化而变化。

5 结 论

本文建立了以非线性弹性理论为基础的竖井地基热排水固结本构模型, 开发了有限元程序 TSDSS。通过相应的模型试验数据及模型试验的 TSDSS 程序模拟和反演分析, 验证发本构模型的正确性、合理性。在此基础上, 对竖井地基热排水固结试验参数影响特性进行了分析, 得到以下 3 点结论。

(1) 模型试验证实了竖井地基热排水固结能够带来更大的土体沉降, 使得土体更加密实, 起到加固软土地基的作用。

(2) 在保持荷载不变的热排水固结过程中, 渗透系数越小或导热系数越大, 会带来更大的超静孔隙水压力而使前期膨胀变形增大。渗透系数越大, 热排水固结速度越快; 导热系数越大, 热排水固结速度略有增大。

(3) 本文以 $e - \lg p$ 曲线在非等温情况下的变化为基础建立的竖井地基热排水固结本构模型能够从机理上反映热固结应变发展, 并在一定范围内反映整个热固结过程, 具有一定的合理性与准确性。

参 考 文 献:

[1] CAMPANELLA G, MITCHELL J K. Influence of

temperature variations on soil behavior[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1968, 94(3): 709 - 734.

- [2] BALDI G, HUECKEL T, PELLEGRINI R. Thermal volume change of the mineral–water system in low-porosity clay soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1988, 25(4): 807 - 825.
- [3] TIDFORS M. Temperature effect on preconsolidation-pressure[J]. Geotechnical Testing Journal, 1989, 12(1): 93 - 97.
- [4] BURGHIGNOLI A, DESIDERI A, MILIZIANO S. Deformability of clays under non isothermal conditions[J]. Rivista Italiana di Geotecnica, 1992, 4: 92.
- [5] TOWHATA I, KUNTIWATTANAKU P, SEKO I, et al. Volume change of clays induced by heating as observed in consolidation tests[J]. Soils and Foundations, 1993, 33(4): 170 - 183.
- [6] TSUTSUMIA A, TANAKA H. Combined effects of strain rate and temperature on consolidation behavior of clayey soils[J]. Soils and Foundations, 2012, 52(2): 207 - 215.
- [7] 白冰, 刘文秀, 史晓英, 等. 不排水升温—降温过程引起的饱和粉质黏土的热力学响应[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(10): 1781 - 1786. (BAI Bing, LIU Wen-xiu, SHI Xiao-ying, et al. Thermo-mechanical responses of saturated silty soil to undrained heating-cooling cycles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(10): 1781 - 1786. (in Chinese))
- [8] 白冰, 张鹏远, 贾丁云, 等. 不同幅值温度荷载下一种饱和红黏土的固结效应[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(6): 1972 - 1978. (BAI Bing, ZHANG Peng-yuan, JIA Ding-yun, et al. The consolidation effects of a saturated red clay subjected to temperature loading with different amplitudes[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(6): 1972 - 1978. (in Chinese))
- [9] LEWIS R W, HINTON E, BETTESS P, et al. On numerical models for the analysis of nuclear waste disposal in geological clay formations[M]// LEWIS RW, et al, ed. Numerical Methods for Transient and Coupled Problems. Swansea: Pineridge Press, 1984: 608 - 618.
- [10] LEWIS R W, HINTON E, BETTESS P, et al. Modelling of coupled thermo-elasto-plastic-hydraulic response of clays subjected to nuclear waste heat[M]// LEWIS RW, et al, ed. Numerical Methods for Transient and Coupled Problems. Chichester: John Wiley, 1987: 213 - 235.

- [11] CUI Y J. A thermomechanical model for saturated clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, **37**(2): 607 – 620.
- [12] LALOUI L, CEKEREVAC C. Thermo-plasticity of clays: an isotropic yield mechanism[J]. Computers and Geotechnics, 2003, **30**(8): 649 – 660.
- [13] LALOUI L, CEKEREVAC C. Numerical simulation of the non-isothermal mechanical behaviour of soils[J]. Computers and Geotechnics, 2008, **35**(5): 729 – 745.
- [14] HUECKEL T, FRANC B, LALOUI L. Explaining thermal failure in saturated clays[J]. Géotechnique, 2009, **59**(3): 197 – 212.
- [15] ABUEL-NAGAH M, BERGADO D T, BOUAZZA A, et al. Thermomechanical model for saturated clays[J]. Géotechnique, 2009, **59**(3): 273 – 278.
- [16] 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))
- [17] POTHIRAKSANON C, BERGADO D T, ABUEL-NAGA H M. Full-scale embankment consolidation test using prefabricated vertical thermal drains[J]. Soils and Foundations, 2010, **50**(5): 599 – 608.
- [18] ARTIDTEANG S, BERGADO D T, SAOWAPAKIBOON J, et al. Enhancement of efficiency of prefabricated vertical drains using surcharge, vacuum and heat preloading[J]. Geosynthetics International, 2011, **18**(1): 35 – 47.
- [19] ASAOKA A. Observational procedure of settlement prediction[J]. Soils and Foundations, 1978, **18**(4): 87 – 101.
- [20] 陶海冰, 谢康和, 刘干斌, 等. 考虑温度耦合效应的竖井地基固结有限元分析[J]. 岩土力学, 2013, **34**(增刊1): 494 – 500. (TAO Hai-bing, XIE Kang-he, LIU Gan-bin, et al. Finite element analysis of consolidation by vertical drains coupled thermo-hydro-mechanical effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(S1): 494 – 500. (in Chinese))
- [21] BOOKER J R, SAVVIDOU C. Consolidation around a heat source[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1985, **9**: 173 – 184.
- [22] 王勣成. 有限单元法[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003. (WANG Xu-cheng. Finite element method[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003. (in Chinese))
- [23] 谢康和, 周健. 岩土工程有限元分析理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2002. (XIE Kang-he, ZHOU Jian. Finite element analysis in geotechnical engineering theory and application[M]. Beijing: Science Press, 2002. (in Chinese))
- [24] 邓岳保, 谢康和, 李传勋. 考虑非达西渗流的比奥固结有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(11): 2058 – 2065. (DENG Yue-bao, XIE Kang-he, LI Chuan-xun. Finite element analysis of Biot's consolidation with non-Darcian flow[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(11): 2058 – 2065. (in Chinese))