

热 - 力荷载作用下考虑有效孔隙比的饱和黏土 一维非线性热固结耦合机制研究

孙锦鑫^{1, 2, 3, 4}, 李江山^{1, 3, 4}, 王 平^{1, 3, 4}, 韩丽君^{1, 3, 4}, 薛 强^{1, 2, 3, 4}

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程安全全国重点实验室, 湖北 武汉 430071; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 中国科学院武汉岩土力学研究所 污染泥土科学与工程湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430071;

4. 中国科学院武汉岩土力学研究所 - 香港理工大学固体废弃物科学联合实验室, 湖北 武汉 430071)

摘要: 在涉热岩土工程项目中, 黏土分布广泛, 其在非等温环境下的固结行为将影响工程结构的长期稳定性。此外, 黏土中通常含有结合水, 占据了孔隙的部分空间且无法自由渗流。鉴于此, 引入有效孔隙比来描述饱和黏土的孔隙特征, 建立热 - 力荷载作用下的一维非线性热固结模型。首先, 考虑温度变化对土体压缩性和渗透性的影响, 并针对温度梯度引起的孔隙水迁移现象, 引入热渗效应来更准确地反映渗流特性。其次, 综合考虑传导、对流和热机械弥散 3 种机制来研究土体内部的热传递过程。采用贴近工程实际的半透水半绝热边界条件, 推导该模型的耦合控制方程和数值解, 并通过退化和案例分析验证该数值解的准确性。最后, 开展参数敏感性分析来探讨关键参数对热力耦合固结性状的影响, 揭示非线性固结与热传递过程之间的耦合作用机制。结果表明: 半绝热边界的存在显著改变了黏土层的温度分布, 进而影响了各深度处的渗透性; 有效孔隙比的增大会促进土体的热传递, 提高了孔压峰值和最终沉降量; 考虑热渗效应会减缓孔隙水的消散, 加剧因升温引起的土体膨胀现象; 边界排水能力越好、加热周期越短、加载频次越少或温度梯度越大, 均能加快土体的固结进程。

关键词: 土力学; 饱和黏土; 温度效应; 非线性热固结; 有效孔隙比; 热渗效应; 半绝热边界

中图分类号: TU 43

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2025)07 - 1933 - 17

Coupling mechanisms for the one-dimensional nonlinear thermal consolidation of saturated clay under thermal-mechanical loading with consideration of effective void ratio

SUN Jinxin^{1, 2, 3, 4}, LI Jiangshan^{1, 3, 4}, WANG Ping^{1, 3, 4}, HAN Lijun^{1, 3, 4}, XUE Qiang^{1, 2, 3, 4}

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering Safety, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;

3. Hubei Province Key Laboratory of Contaminated Sludge and Soil Science and Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 4. IRSM-CAS/HK Poly U Joint Laboratory on

Solid Waste Science, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: Clayey soils are widely distributed in thermal-related geotechnical engineering projects, and their consolidation behavior under non-isothermal conditions significantly influences the long-term stability of engineering structures. Additionally, clays commonly contain bound water, which occupies a portion of the pore space and is incapable of free seepage. In this context, the effective void ratio is introduced to characterize the pore

收稿日期: 2024 - 11 - 21; **修回日期:** 2025 - 01 - 28

基金项目: 国家重点研发计划 (2023YFC3707802)

Supported by the National Key Research and Development Program of China (Grant No. 2023YFC3707802)

作者简介: 孙锦鑫 (2000 -), 男, 2022 年毕业于中国矿业大学土木工程专业, 现为博士研究生, 主要从事工程渣土改良与岩土介质多场耦合过程等方面的研究工作。E-mail: supersun916@163.com。通讯作者: 李江山 (1987 -), 男, 博士, 现任研究员、博士生导师。E-mail: jsli@whrsm.ac.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0897

characteristics of saturated clay, and a one-dimensional model of nonlinear thermal consolidation under thermal-mechanical loading is developed. This model first accounts for the impact of temperature variation on the compressibility and permeability of saturated clay. To address the pore water migration caused by the temperature gradient, the thermal-osmosis effect is considered to more accurately reflect the seepage properties. Furthermore, the mechanisms of conduction, convection, and thermo-mechanical dispersion are integrated to investigate the heat transfer process. By employing semi-permeable and semi-adiabatic boundary conditions that closely resemble engineering realities, the coupled control equations and numerical solutions for the current model are derived, and their accuracy is verified through degradation analysis and case studies. Subsequently, a parameter sensitivity analysis is conducted to explore the influence of critical parameters on consolidation performance, revealing the coupling mechanisms between nonlinear consolidation and heat transfer. The results indicate that the presence of semi-adiabatic boundaries significantly alters the temperature distribution within the clay layer, which in turn affects permeability at different depths. Moreover, an increase in the effective void ratio can facilitate the heat transfer process, leading to higher final excess pore water pressure and increased final settlement. The inclusion of thermal-osmosis slows down pore water dissipation and exacerbates soil swelling phenomena. Factors such as improved drainage boundaries, shorter heating durations, fewer loading frequencies, or greater temperature gradients contribute to faster consolidation.

Key words: soil mechanics; saturated clay; temperature effect; nonlinear thermal consolidation; effective void ratio; thermal-osmosis effect; semi-adiabatic boundary

1 引言

随着我国节能减排和生态保护意识的提升,涉及热岩土工程项目的建设日益增多,其中包括地热资源开发、城市固废填埋、核废料处置以及废弃泥浆加热脱水等^[1-4]。黏土在上述项目的施工环境中广泛存在或被大量使用,常受到工程活动的影响而处于非等温状态。例如,固废填埋场常用黏土来构建底部防渗层,而垃圾堆体生化降解产生的热量会向下传递改变土层的温度^[5]。研究表明,温度变化会显著影响黏土的工程性质,导致其体积与应力状态发生改变^[6-9]。因此,研究饱和黏土在非等温条件下的固结特性具有重要的理论和工程实践价值。

实际上,温度变化对饱和黏土固结行为的影响是多方面的,构成了一个复杂的热-水-力耦合问题^[10-11]。R. E. Paaswell^[12]在固结试验中对土体进行加热,发现水和土颗粒热膨胀特性的差异会产生超孔隙水压力,首次提出了“热固结”的概念。B. Bai和X. Y. Shi^[13]的试验表明,延长加热时间可以促进孔隙水的消散并提高土体结构强度。同时,温度梯度的存在还将导致显著的热渗效应,引起土体内部额外的孔隙水迁移^[14-16]。张宇宁等^[17]指出,高温引起的热膨胀会在试验初期抑制土体固结的发生。此外,在固结过程中升温可以增大土体的最终变形量,A. Tsutsumi和H. Tanaka^[18]从渗透和力学特性变化

的角度解释了这一现象。在渗透性方面,对不同类型黏土的测试结果一致表明,温度上升会改变土体中孔隙水的黏度和密度,进而增强其渗透性^[19-21]。此外,饱和黏土的压缩性指标在温度变化下的响应不同:压缩指数对温度不敏感,而回弹指数会随温度而改变^[22-23]。温控压缩试验进一步揭示,饱和黏土的先期固结压力会随温度升高而降低^[24-25]。

除试验方法外,固结理论研究也是分析饱和黏土热-水-力耦合响应的重要途径^[26-28]。M. A. Biot^[29]对传统的一维固结理论进行扩展,首次建立了非等温条件下的饱和多孔介质热固结模型。后续研究中,学者们通过修正基本假定提升了模型在复杂工况下的适用性(如不同加载形式^[30-31]、成层土^[32-33]、半透水边界^[30-31]和非饱和土^[34]等),但主要关注热膨胀引起的应力和孔压变化,忽略了温度对土体工程特性的影响。同时,由于数学推导和模型构建的复杂性,关于饱和黏土非线性热固结理论的研究相对较少。为此,Q. Liu等^[35]基于 $e\text{-lg}\sigma$ 和 $e\text{-lg}k$ 对数模型,得到了考虑次固结的一维非线性热固结简化解析解。接着,考虑到温度变化对渗透性和压缩性的影响,M. M. Lu等^[36]提出了线性加荷和半透水边界条件下的一维非线性热固结模型。

然而,以往的研究大多侧重于温度变化对固结的单向影响,未深入探究温度变化与固结的相互作用机制。因此,江文豪等^[37]假设饱和黏土顶部的温度和荷载线性增长,建立了一维非线性固结和热传

递的耦合模型。随后, 在考虑土体自重固结的情况下, 周亚东等^[38]提出了饱和土的一维大变形热固结模型。然而, 这些模型忽视了热渗效应对渗流过程的影响, 在热传递机制的分析上仅限于传导和对流, 且未考虑实际环境的影响。实际上, 热量在土体内部传输时, 会因孔隙水流速的微观差异产生热机械弥散现象^[39]。此外, 在工程现场中, 黏土层的底部会与岩层或地下水接触并产生一定程度的热交换, 这将对土体内部的传热速率和温度分布产生显著影响^[40]。

此外, 值得注意的是, 现有热固结理论模型均未考虑饱和黏土孔隙特征对固结和传热过程的影响。事实上, 土体中的孔隙并非都能产生渗流, 据此可将其划分为无效孔隙和有效孔隙。对黏性土而言, 无效孔隙主要由结合水占据, 不参与渗流过程, 而允许自由水通过的孔隙部分则为有效孔隙^[41]。试验结果表明, 相较于粗粒土, 黏土中的有效孔隙体积占总孔隙体积的比例较小, 这对其渗透特性具有重要影响^[42-43]。针对这种情况, 党发宁等^[44-45]提出了有效孔隙比的概念, 并据此修正了黏性土的渗透系数经验公式, 提出了变荷载下的非线性固结理论。另外, 结合水的存在还影响了饱和黏土的热传递机制, 降低了对流和热机械弥散效率, 并改变了固液两相的传导过程。因此, 基于串并联传热的思想, C. Wang 和 P. J. Fox^[46]给出了考虑饱和黏土有效孔隙度的热传递解析模型。由此可见, 在研究饱和黏土固结和热传递的相互作用时, 需要考虑有效孔隙的存在。

针对上述问题, 本文采用有效孔隙比的概念来扣除结合水占据的孔隙空间, 建立了热 - 力荷载作用下的饱和黏土一维非线性热固结模型。该模型纳入了温度对土体工程特性的影响, 并引入热渗效应对传统的达西渗流方程进行修正, 综合考虑了传导、对流和热机械弥散 3 种传热机制。接着, 使用有限差分法获得不同加载形式和复杂边界条件下的数值解。最后, 基于所建模型及其数值解开展深入的计算分析, 系统地探究非线性固结与热传递过程之间的耦合作用机制。

2 热 - 水 - 力耦合模型建立与描述

饱和黏土由土颗粒和孔隙水两部分构成, 而孔隙水可进一步细分为自由水与结合水, 如图 1 所示。具体来说, 结合水是指因黏土颗粒表面的强吸附作用而形成的一层水膜, 它占据了孔隙的一部分空间。

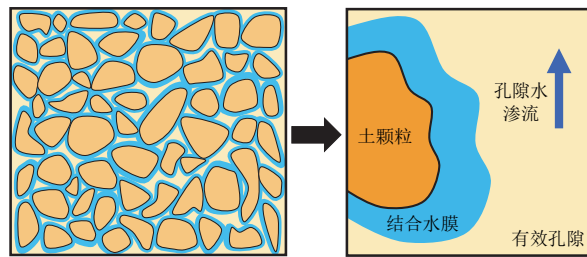


图 1 饱和黏土内部土颗粒与孔隙水分布示意图

Fig.1 Schematic diagram for the distribution of soil particles and pore water within saturated clay

但并不具有自由流动的能力, 形成了所谓的“无效孔隙”。而与此相对, 有效孔隙则是指除去结合水占据的空间后, 剩余的、能让自由水渗流的孔隙部分。

为了量化有效孔隙在饱和黏土总体积中的相对占比, 引入了有效孔隙比的概念, 具体定义为有效孔隙体积与土颗粒体积的比值:

$$e_e = \frac{V_e}{V_s} = \frac{V_v - V_{bw}}{V_s} = e - e_{bw} \quad (1)$$

式中: e_e , e_{bw} 和 e 分别为饱和黏土的有效孔隙比、无效孔隙比和总孔隙比; V_e , V_{bw} , V_v 和 V_s 分别为饱和黏土的有效孔隙体积、结合水所占孔隙体积、孔隙总体积和土颗粒总体积。

此外, 在加热和外荷载的双重影响下, 饱和黏土的热固结特性揭示了温度场、渗流场和应力场之间的相互作用, 这本质上是一个复杂的热 - 水 - 力耦合过程, 如图 2 所示。因此, 本文提出了一种新的一维非线性热固结模型, 考虑了热 - 力荷载作用下饱和黏土内部非线性固结和热传递的耦合效应。

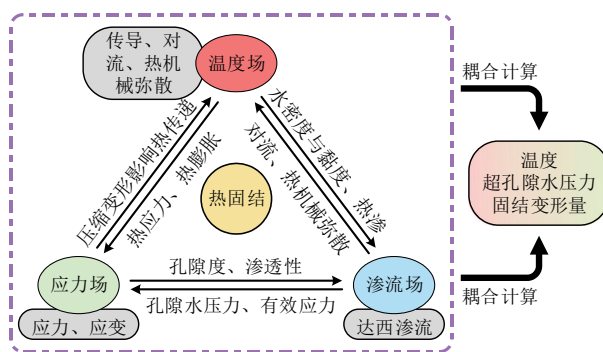


图 2 热固结过程中的热 - 水 - 力耦合作用机制

Fig.2 Thermo-hydro-mechanical coupling mechanisms during thermal consolidation of saturated clay

本文计算模型如图 3 所示, 其中 z 为纵坐标, H 为黏土层的厚度。为更好地反映实际工程场景, 假定模型上、下渗流边界均为半透水状态, 而上、下传热边界分别设置为热交换和半绝热条件。此

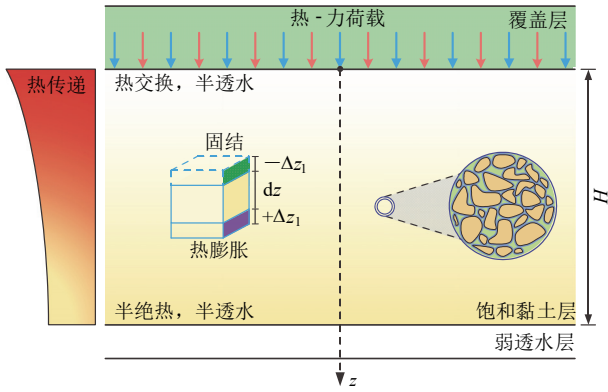


图3 热-力荷载作用下的一维计算模型

Fig.3 One-dimensional calculation model under thermo-mechanical loading

外, 假定饱和黏土的顶部施加有随时间变化的外荷载并存在持续释放热量的热源。

为了更符合工程实践中的加荷情况, 本文考虑了瞬时加载和多级线性加载 2 种特殊形式。因此, 如图 4 所示, 外荷载 $p(t)$ 随时间变化的表达式为

$$p(t) = p_u g(t) \quad (2)$$

式中: p_u 为最终荷载; $g(t)$ 为描述外荷载随时间变化的函数, 可表示为

$$g(t) = \begin{cases} a_{i-1} + R_i(t - t_{2i-2}) & (t_{p2i-2} < t < t_{p2i-1}) \\ a_i & (t_{p2i-1} < t < t_{p2i}) \end{cases} \quad (3)$$

式中: $a_i = \frac{p_i}{p_u}$, $p_0 = 0$, $R_i = \frac{a_i - a_{i-1}}{t_{2i-1} - t_{2i-2}}$ 。

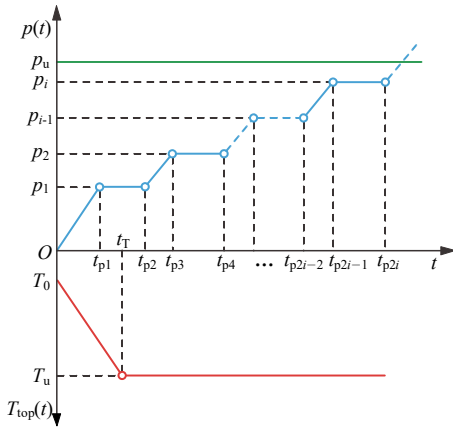


图4 热-力荷载加载过程示意图

Fig.4 Schematic diagram for the process of thermo-mechanical loading

当外荷载瞬时施加时, $g(t) = 1$, 即 $p(t) = p_u$ 。

接着, 假定初始时刻黏土层各深度处的温度均为环境温度, 而固结开始后顶部的热源使得上边界的温度线性上升。因此, 如图 4 所示, 上边界温度 $T_{top}(t)$ 随时间变化的表达式为

$$T_{top}(t) = \begin{cases} T_0 + (T_u - T_0) \frac{t}{t_T} & (0 \leq t < t_T) \\ T_u & (t \geq t_T) \end{cases} \quad (4)$$

式中: T_0 为土体的初始温度, T_u 为温度上升后的最终温度, t_T 为线性升温时间。

3 控制方程推导

考虑到工程现场的实际情况及后续推导的方便, 作出如下假设: (1) 土体内部的传热、渗流和变形只发生在竖直方向上; (2) 土体为均质且完全饱和的热弹性体, 且忽略自重应力对固结的影响; (3) 土体内部的温度范围限制在 $0^\circ\text{C} \sim 100^\circ\text{C}$, 且结合水除不可渗流外一切性质与自由水相同, 且不会因升温转变为自由水; (4) 土颗粒和孔隙水在压力作用下不可压缩, 但会随着升温而膨胀。

3.1 热传递控制方程

根据能量守恒定律, 饱和黏土一维热传递控制方程可表示为

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = -\frac{\partial Q_f}{\partial z} \quad (5)$$

式中: Φ 为单位体积土体的热容量, Q_f 为热通量。

对于会发生固结变形的饱和黏土, 分别考虑两种介质内部传热。对于土颗粒和结合水组成的固相, 只需考虑遵循傅里叶定律的热传导作用:

$$q_{fcs} = -K_{sw\lambda} \frac{\partial T}{\partial z} \quad (6)$$

式中: q_{fcs} 为热传导引起的热通量; $K_{sw\lambda}$ 为土颗粒和结合水组成的固相热传导系数, 应用串联热传导系数的概念, 利用加权调和平均法等效可得

$$K_{sw\lambda} = \frac{K_{s\lambda} K_{w\lambda} (n_s + n_{bw})}{K_{s\lambda} n_{bw} + K_{w\lambda} n_s} \quad (7)$$

式中: $K_{w\lambda}$, $K_{s\lambda}$ 分别为孔隙水和土颗粒的热传导系数; n_s 为土颗粒总体积与饱和黏土体积的比值, $n_s = 1 - n_e - n_{bw}$, n_e , n_{bw} 分别为饱和黏土的有效孔隙度和无效孔隙度, $n_e = e_e / (1 + e_e)$, $n_{bw} = e_{bw} / (1 + e_{bw})$ 。

对于有效孔隙内自由水组成的液相, 这里需考虑 3 种传热机制, 一种为热传导作用, 另外 2 种为因渗流产生的热对流和热机械弥散作用:

$$\left. \begin{aligned} q_{fa} &= \beta_w \rho_w^T v_w (T - T_0) \\ q_{fcf} &= -K_{w\lambda} \frac{\partial T}{\partial z} \\ q_{fd} &= -K_{d\lambda} \frac{\partial T}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中: q_{fa} , q_{fcf} 和 q_{fd} 分别为热对流、热传导和热机

机械弥散引起的热通量; β_w 为孔隙水的比热容; ρ_w^T 为孔隙水在温度为 T 时的密度; $K_{d\lambda}$ 为热机械弥散系数; v_w 为有效孔隙中自由水的渗流速率。

温度和有效应力的变化会引起孔隙水的膨胀或收缩。当孔隙水的体积发生变化而质量保持不变时, 其密度也会随之改变:

$$\frac{\partial \rho_w^T}{\partial t} = \rho_w^T \beta_w \frac{\partial u}{\partial t} - \rho_w^T \alpha_w \frac{\partial T}{\partial t} \quad (9)$$

式中: u 为饱和黏土内的超孔隙水压力, 可随时间和深度发生变化; α_w 为孔隙水的热膨胀系数。

然而, 根据假设(4), 本文不考虑压力对于孔隙水和土颗粒密度的影响。因此, 饱和黏土内孔隙水密度随温度的变化关系^[14]可以近似表示为

$$\rho_w^T = \rho_{w0} [1 - \alpha_w (T - T_0)] \quad (10)$$

式中: ρ_{w0} 为初始时刻孔隙水的密度。

黏土层中液相热机械弥散系数 $K_{d\lambda}$ 的表达式为

$$K_{d\lambda} = \rho_w^T \beta_w D_{d\lambda} v_w \quad (11)$$

式中: $D_{d\lambda}$ 为热弥散度。

此外, 在考虑饱和黏土的温度效应时, 需要引入热渗效应对传统的达西渗流方程进行修正。因此, 渗流速率 v_w 可以表示为^[16]

$$v_w = -\frac{k_v}{\rho_w^T g} \frac{\partial u}{\partial z} - k_T \frac{\partial T}{\partial z} \quad (12)$$

式中: k_v 为渗透系数; u 为饱和黏土的超孔隙水压力, 会随时间和深度的变化而变化; g 为重力加速度; k_T 为热渗透系数。

因此, 结合式(6), (8), 在单位时间内从土单元流入和流出的热通量的差值为

$$Q_f = -\frac{\partial}{\partial z} \left\{ [K_{d\lambda} + K_{w\lambda} n_e + K_{sw\lambda} (n_s + n_{bw})] \frac{\partial T}{\partial z} \right\} + \beta_w \frac{\partial (\rho_w^T v_w T)}{\partial z} \quad (13)$$

此外, 当土单元处于热平衡状态时, 热容量可表示为

$$\Phi = \Phi_0 + \int_{T_0}^T [\beta_{sw} \rho_{sw}^T (n_s + n_{bw}) + \beta_w \rho_w^T n_e] dT \quad (14)$$

式中: $\beta_{sw} \rho_{sw}^T$ 为固相的等效比热容^[46], 可表示为

$$\beta_{sw} \rho_{sw}^T = \frac{n_s}{n_s + n_{bw}} \beta_p \rho_p^T + \frac{n_{bw}}{n_s + n_{bw}} \beta_w \rho_w^T \quad (15)$$

式中: β_p 为土颗粒的比热容, ρ_p^T 为土颗粒在温度 T 时的密度。

因此, 根据式(13), (14), 式(5)可以改写为

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ [\beta_{sw} \rho_{sw}^T (n_s + n_{bw}) + \beta_w \rho_w^T n_e] T \} = \frac{\partial}{\partial z} \cdot$$

$$\left\{ [K_{d\lambda} + K_{w\lambda} n_e + K_{sw\lambda} (n_s + n_{bw})] \frac{\partial T}{\partial z} \right\} - \beta_w \frac{\partial (\rho_w^T v_w T)}{\partial z} \quad (16)$$

在固结过程中, 土单元中土颗粒和结合水的质量不会发生变化, 由此可得

$$\frac{\partial [\rho_{sw}^T (n_s + n_{bw})]}{\partial t} = 0 \quad (17)$$

因此, $\beta_{sw} \rho_{sw}^T (n_s + n_{bw}) = n_{s0} \beta_p \rho_{p0} + n_{bw0} \beta_w \rho_{w0}$, n_{s0} 和 ρ_{p0} 分别为初始时刻土颗粒总体积与饱和黏土体积的比值和土颗粒的密度, $n_{s0} = 1 - n_{e0} - n_{bw0}$, n_{e0} 和 n_{bw0} 分别为初始时刻饱和黏土的有效和无效孔隙度。

此外, 土单元中孔隙水的质量仅会因有效孔隙中自由水的渗流而减小, 则有

$$\frac{\partial (\rho_w^T n_e)}{\partial t} = -\frac{\partial (\rho_w^T v_w)}{\partial z} \quad (18)$$

将式(17), (18)代入式(16)可得

$$(n_{s0} \beta_p \rho_{p0} + n_{bw0} \beta_w \rho_{w0} + \beta_w \rho_w^T n_e) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left\{ [K_{d\lambda} + K_{w\lambda} n_e + K_{sw\lambda} (n_s + n_{bw})] \frac{\partial T}{\partial z} \right\} - \beta_w \rho_w^T v_w \frac{\partial T}{\partial z} \quad (19)$$

式(19)为热 - 力荷载作用下的饱和黏土中的一维热传递方程, 可考虑土体的非线性固结对热传递过程的影响。

3.2 非线性固结控制方程

根据有效应力原理, 饱和黏土中的有效应力 σ' 可表示为

$$\sigma' = \sigma'_0 + p(t) - u \quad (20)$$

式中: σ' , σ'_0 分别为饱和黏土中的有效应力以及初始有效应力。

根据线性热应力理论, 热 - 力荷载作用下饱和黏土的总应变由两部分组成: 一部分是有效应力引起的压缩, 另一部分是温度增量引起的膨胀。由于只考虑一维问题, 即 $\varepsilon_x = \varepsilon_y = 0$, 根据 Hooke 定律, 可得土体的体积应变率与有效应力和温度的关系:

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = m_v \left[p_u \frac{dg(t)}{dt} - \frac{\partial u}{\partial t} \right] - \alpha_g \frac{\partial T}{\partial t} \quad (21)$$

式中: ε_v 为饱和黏土的体应变, $\varepsilon_v = \varepsilon_z$, ε_z 为 z 方向的线应变; m_v 为饱和黏土的体积压缩系数; α_g 为土骨架的热膨胀系数。

传统固结理论通过流量连续性假定来建立渗流方程, 即相同时间内土体体积变化量等于流出该土体的水量。而在研究温度效应影响下考虑有效孔隙

比的热固结问题时, 需要注意的是, 只有有效孔隙中的自由水可以渗流, 此外还必须考虑温度变化引起的土体体积变化。

因此, 设饱和黏土的初始总体积为 V_{c0} , 则土体的体积应变可表示为

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = -\frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_s}{\partial t} - \frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_{bw}}{\partial t} - \frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_e}{\partial t} \quad (22)$$

其中, 土颗粒总体积与结合水的体积只会因温度升高而变化, 则有

$$\frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_s}{\partial t} + \frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_{bw}}{\partial t} = (n_s \alpha_p + n_{bw} \alpha_w) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (23)$$

式中: α_p 为土颗粒的热膨胀系数。

此外, 自由水体积 V_e 的变化是孔隙水渗流和温度变化综合影响的结果, 可得

$$\frac{1}{V_{c0}} \frac{\partial V_e}{\partial t} = -\frac{\partial v_w}{\partial z} + n_e \alpha_w \frac{\partial T}{\partial t} \quad (24)$$

结合式(12), (24)和(25), 式(23)可改写为

$$\begin{aligned} \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = & -\frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_v}{\rho_w^T g} \frac{\partial u}{\partial z} \right) - k_T \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \\ & [n_s \alpha_p + (n_{bw} + n_e) \alpha_w] \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (25)$$

结合式(22)和(26), 可得本文的另一控制方程:

$$\frac{1}{m_v} \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_v}{\rho_w^T g} \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{k_T}{m_v} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \Omega \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\partial u}{\partial t} = -p_u \frac{dg(t)}{dt} \quad (26)$$

其中,

$$\Omega = \frac{1}{m_v} [n_s \alpha_p + (n_{bw} + n_e) \alpha_w - \alpha_g]$$

式(26)即为热-力荷载作用下的饱和黏土的一维非线性固结控制方程, 该方程耦合了温度变化对土体压缩性和渗透性的影响, 下面则需要给出固结和热传递过程中压缩性和渗透性变化的具体方程。

因此, 饱和黏土在固结过程中任意时刻的沉降量 S_t 可表达为

$$S_t = \int_0^H \varepsilon_v dz = \int_0^H \frac{e_0 - e_e - e_{bw}}{1 + e_0} dz \quad (27)$$

3.3 压缩性和渗透性变化方程

加热影响饱和黏土的压缩性, 现有土性研究指出, 加热对土体压缩性的影响主要表现为: 随着温度升高, 土体先期固结压力减小^[6]。因此, 任意温度 T 下的先期固结压力 σ_c^T 可表达为^[18, 47]

$$\sigma_c^T = \sigma_{c0} - \varphi \sigma_{c0} \lg \left[\frac{T_0 + (T - T_0)}{T_0} \right] \quad (28)$$

式中: T 为饱和黏土的温度, 随深度和时间变化; σ_{c0} 为初始温度 T_0 下的先期固结压力; φ 为温度的经验参数, 其通常变化范围为 0.2~0.4, φ 越大, 相同温度下的先期固结应力越小, 减小速率越快。

有效孔隙比的改变主要由外力和升温引起, 而无效孔隙比只会随温度变化。因此, 根据式(28), 可以使用考虑土体应力历史的 e -lg σ' 曲线来表示热-力荷载作用下的有效和无效孔隙比:

$$e_c = \begin{cases} e_{c0} - C_c^T \frac{e_{c0}}{e_0} \lg \left(\frac{\sigma'}{\sigma_0^T} \right) + \\ \quad \alpha_g (1 + e_0) \frac{e_{c0}}{e_0} (T - T_0) \quad (\sigma' \leq \sigma_c^T) \\ e_{c0} - C_c^T \frac{e_{c0}}{e_0} \lg \left(\frac{\sigma_c^T}{\sigma_0^T} \right) - C_c \frac{e_{c0}}{e_0} \lg \left(\frac{\sigma'}{\sigma_c^T} \right) + \\ \quad \alpha_g (1 + e_0) \frac{e_{c0}}{e_0} (T - T_0) \quad (\sigma' > \sigma_c^T) \end{cases} \quad (29)$$

$$e_{bw} = e_{bw0} + \alpha_g (1 + e_0) \frac{e_{bw0}}{e_0} (T - T_0) \quad (30)$$

式中: $e_c = e_{c0} - \Delta e_{cp} - \Delta e_{cT}$, Δe_{cp} 为外力引起的有效孔隙比变化, Δe_{cT} 为升温引起的有效孔隙比变化; C_c^T 为回弹指数, 会随温度而变化; C_c 为压缩指数, 升温对其影响不大, 故视为常数; e_{c0} , e_{bw0} 分别为土体的初始有效孔隙比和无效孔隙比。

根据加热对饱和黏土屈服前压缩性的影响, 饱和黏土的回弹指数^[23]可以表示为

$$C_c^T = C_{c0} \frac{\lg(\sigma_{c0} / \sigma_0^T)}{\lg(\sigma_c^T / \sigma_0^T)} \quad (31)$$

式中: C_{c0} 为初始温度 T_0 下的回弹指数。

此外, 根据 A. F. Hu 等^[48]的研究, 土体的体积压缩系数 m_v 可以表示为

$$m_v = \begin{cases} \frac{C_c^T}{(1 + e_0) \ln 10 \cdot \sigma'} \frac{e_{c0}}{e_0} \quad (\sigma' \leq \sigma_c^T) \\ \frac{C_c}{(1 + e_0) \ln 10 \cdot \sigma'} \frac{e_{c0}}{e_0} \quad (\sigma' > \sigma_c^T) \end{cases} \quad (32)$$

土体的渗透性随温度和有效孔隙比的变化而发生改变。首先, 当有效孔隙比不变时, 渗透系数随温度的变化^[19]可以近似表示为

$$\frac{k_v(T)}{k_v(T_0)} = \frac{K_v(T) \mu(T_0) \rho_w^T}{K_v(T_0) \mu(T) \rho_{w0}} \quad (33)$$

式中: K_v 为固有渗透率, μ 为孔隙水的水动力黏滞系数, $k_v(T_0)$ 为有效孔隙比 e_c 时所对应的初始温度 T_0 下的渗透系数。

然而, 温度对饱和黏土渗透性的影响主要源于

孔隙水黏度和密度的变化, 而与固有渗透率的变化无关。因此, 式(34)可进一步写为

$$\frac{k_v(T)}{k_v(T_0)} = \frac{\mu(T_0)\rho_w^T}{\mu(T)\rho_{w0}} \quad (34)$$

参考对某一类型黏土测量得到的结果^[49], 可以建立起水动力黏滞系数 μ 与温度 T 之间的关系:

$$\mu(T) = \frac{36.42 \times 10^{-3}}{T + 19.2} \quad (R^2 = 0.99) \quad (35)$$

结合式(10), (34)和(35), 可得渗透系数 k_v 随温度 T 的表达式:

$$k_v(T) = \frac{T + 19.2}{T_0 + 19.2} [1 - \alpha_w(T - T_0)] k_v(T_0) \quad (36)$$

在固结过程中饱和黏土的渗透性呈非线性减小, 因此, 以下对数关系将被用于描述土体的非线性特征:

$$e_c = e_{c0} + C_k \lg \left[\frac{k_v(T)}{k_{v0}(T)} \right] \quad (37)$$

式中: C_k 为渗透指数, $k_{v0}(T)$ 为温度为 T 时对应初始有效孔隙比 e_{c0} 的渗透系数。

结合式(36)和(37), 可得渗透系数随温度和有效孔隙比变化的表达式:

$$k_v(e_c, T) = k_{v0, T_0} \frac{T + 19.2}{T_0 + 19.2} [1 - \alpha_w(T - T_0)] 10^{\frac{e_c - e_{c0}}{C_k}} \quad (38)$$

式中: k_{v0, T_0} 为饱和黏土在初始有效孔隙比和初始温度下的渗透系数。

4 控制方程求解

4.1 初始条件和边界条件

(1) 初始条件

根据前文的描述, 在固结开始时黏土层的深度均处于环境温度状态, 并且同时承受了外加荷载。因此, 初始条件可写为

$$\left. \begin{aligned} u(z, 0) &= p(0) \\ T(z, 0) &= T_0 \end{aligned} \right\} \quad (39)$$

(2) 边界条件

由于饱和黏土的上边界被处理为半透水和热交换边界, 且顶部有线性升温的热源。因此, 对应边界条件可写为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial u(0, t)}{\partial t} &= \xi_{p1} u(0, t) \\ T(0, t) &= T_{top}(t) \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

此外, 饱和黏土的下边界被处理为半透水和半

绝热边界, 则有

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial u(H, t)}{\partial t} &= -\xi_{p2} u(H, t) \\ \frac{\partial T(H, t)}{\partial t} &= -\xi_T T(H, t) \end{aligned} \right\} \quad (41)$$

式中: $\xi_{pi} (i = 1, 2)$ 为与半透水边界相关的参数, 单位为 m^{-1} , 其大小代表边界的排水能力, ξ_{pi} 值越高, 表明排水条件越好。特别地, 当 $\xi_{pi} = 0$ 时, 边界退化为完全不排水边界; 而当 $\xi_{pi} = \infty$ 时, 边界则被视为完全排水边界。类似地, ξ_T 则是反映底部半绝热边界传热能力的参数, ξ_T 值越高, 代表热交换越剧烈。因此, 通过调整 ξ_{pi} 和 ξ_T 的值, 可以了解边界的排水和热交换能力对超孔隙水压力消散和热传递过程的影响, 从而更全面地了解饱和黏土的热固结性状。

4.2 数值解

鉴于本文耦合控制方程的非线性特征及边界条件的复杂性, 直接推导严格的解析解不可行。因此, 采用有限差分法求解饱和黏土的一维非线性热固结模型, 该方法能够提供精度足够高的近似解。

设 Δz 和 Δt 分别表示空间步长和时间步长, $z-t$ 平面微分网格如图 5 所示, 其中 $\Delta z = H/J$, $\Delta t = t_f/K$, t_f 为给定的最终计算时长。因此, $z_j = j\Delta z$, $t_k = k\Delta t$, $j = 0, 1, 2, \dots, J$, $k = 0, 1, 2, \dots, K_T, \dots, K_{pi}, \dots, K$, $K_T = t_f/\Delta t$, $K_{pi} = t_{pi}/\Delta t$ 。

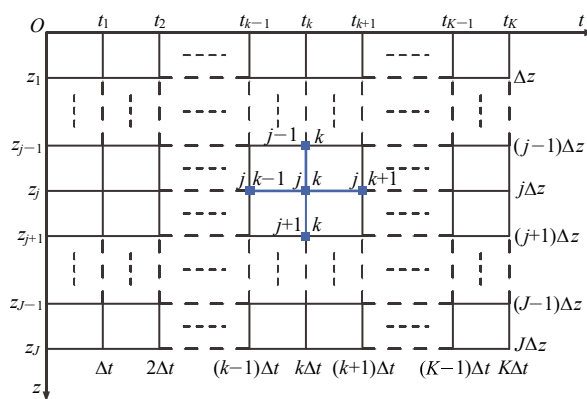


图 5 $z-t$ 平面微分网格简图

Fig.5 The calculation diagram of the differential grid in $z-t$ plane

因此, 可将本文的一维热传递和非线性固结耦合控制方程修改为隐式差分格式, 则式(19), (26)可分别重新表述为

$$\Gamma_j^k \frac{T_j^{k+1} - T_j^k}{\Delta t} + \beta_w \rho_{w, j}^{T, k} v_{w, j}^k \frac{T_{j+1}^k - T_j^k}{\Delta z} =$$

$$\Pi_{j+\frac{1}{2}}^k \frac{T_{j+1}^{k+1} - T_j^{k+1}}{\Delta z^2} - \Pi_{j-\frac{1}{2}}^k \frac{T_j^{k+1} - T_{j-1}^{k+1}}{\Delta z^2} \quad (42)$$

$$m_{v,j}^k \left(\frac{u_j^{k+1} - u_j^k}{\Delta t} - p_u G^k \right) = A_{j+\frac{1}{2}}^k \frac{u_{j+1}^{k+1} - u_j^{k+1}}{\Delta z^2} - A_{j-\frac{1}{2}}^k \frac{u_j^{k+1} - u_{j-1}^{k+1}}{\Delta z^2} - k_T \frac{u_j^k - u_{j-1}^k}{\Delta z^2} + \Psi_j^k \frac{T_j^{k+1} - T_j^k}{\Delta t} \quad (43)$$

其中,

$$\begin{aligned} \Gamma_j^k &= n_{s0} \beta_p \rho_{p0} + n_{bw0} \beta_w \rho_{w0} + \beta_w \rho_w^T n_{e,j}^k \\ \Pi_{j+\frac{1}{2}}^k &= \frac{K_{d\lambda,j}^k + K_{d\lambda,j+1}^k}{2} + K_{w\lambda} \frac{n_{e,j}^k + n_{e,j+1}^k}{2} + \\ &\quad \frac{K_{sw\lambda,j}^k + K_{sw\lambda,j+1}^k}{2} \frac{n_{s,j}^k + n_{s,j+1}^k}{2} + \frac{n_{bw,j}^k + n_{bw,j+1}^k}{2} \\ G^k &= \begin{cases} a_{i-1} + R_i(j - J_{p2i-2}) & (J_{p2i-2} < k < J_{p2i-1}) \\ a_i & (J_{p2i-1} < k < J_{p2i}) \end{cases} \\ A_{j+\frac{1}{2}}^k &= \frac{k_{v,j+\frac{1}{2}}^k}{\rho_{w,j+\frac{1}{2}}^k g} \\ \Psi_j^k &= n_{s,j}^k \alpha_p + (n_{bw,j}^k + n_{e,j}^k) \alpha_w - \alpha_g \end{aligned}$$

5 模型验证

本节将开展退化分析,对本文模型进行必要的简化,并将相应的计算结果与已有解析模型及数值模型进行对比,旨在证明耦合控制方程数值解的精确性和实用性。

5.1 与一维热传递解析模型的对比

Q. Liu 等^[35]对恒定热源下的土体一维热传递问题进行了研究,该模型假设上、下边界分别为传热和绝热边界,并在只考虑土体热传导的情况下推导相应的解析解。根据这些研究成果,对本文模型进行相应简化。首先,忽略土体的渗流和加热引起的体积变化。接着,设上部热源的加热过程在极短时间(即 $t_T = 0.01d$)内迅速完成,并将黏土层底部设置为绝热边界(即 $\xi_T = 0$)。

参照已有模型的参数设定进行计算,图6给出了本文解与热传递解析解在不同时刻下温度沿深度分布的对比曲线。结果表明:本文预测结果与解析解吻合较好,这在一定程度上验证了本文模型的合理性与可靠性。然而,值得注意的是,由于本文模型在计算过程中考虑了加热时间的影响,因此计算得到的温度值相较于解析模型略微偏低。

5.2 与一维非线性热固结解析模型的对比

在假定土体上、下边界完全透水的基础上,J. S. Li 等^[50]构建了饱和黏土一维非线性热固结解析模

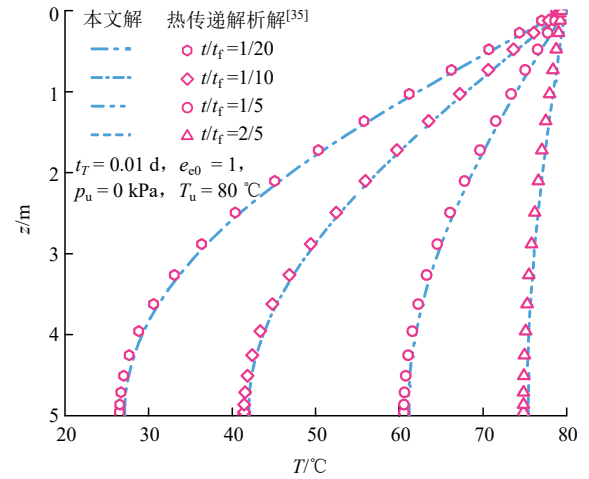


图6 本文解与热传递解析解^[35]的对比

Fig.6 Comparison between current solution and the analytical model of heat transfer^[35]

型。然而,该模型存在以下简化处理:预设土体热传递瞬时完成且始终处于非等温条件,同时未考虑温度对土体压缩性和先期固结压力的影响。因此,在退化过程中需要忽略回弹指数与先期固结压力的变化,且假定土体处于等温状态,边界条件则设定为上、下边界完全透水(即 $\sigma'_c = \sigma'_0$, $\xi_{p1} = \xi_{p2} = \infty$, $T_u = 20^\circ\text{C}$)。

图7对比分析了本文所建模型与非线性热固结解析解^[50]的差异。结果显示,两者之间呈现出高度一致性,从理论层面验证了本文解的准确性。此外,由图7可知,任意深度处的超孔隙水压力(以下简称孔压)都会随压缩指数与渗透指数之比的增加而升高。事实上, C_c/C_k 的增大通常意味着土体压缩性的增加或渗透性的减小,这必然会给孔隙水消散过程带来不利影响。

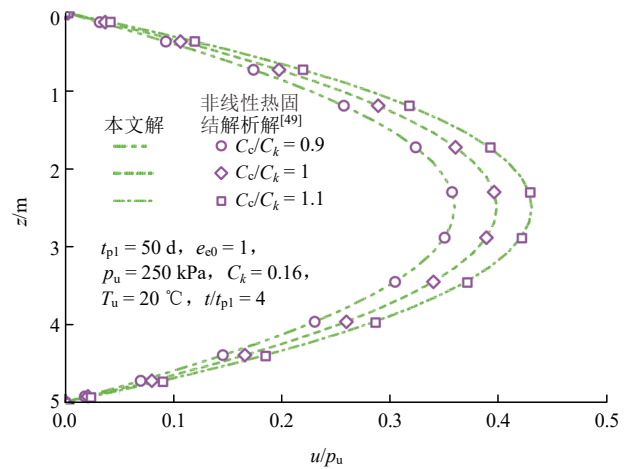


图7 本文解与非线性热固结解析解^[50]的对比

Fig.7 Validation of current solution in comparison with the analytical model of nonlinear thermal consolidation^[50]

5.3 与一维非线性热固结数值模型的对比

江文豪等^[37]提出了饱和黏土一维非线性热固结模型, 可以考虑非线性固结与热传递的相互作用, 并使用数值方法获得了单级线性荷载下的解答。然而, 该研究存在一定局限性, 未纳入热渗效应和热机械弥散机制, 且忽视了复杂边界条件和有效孔隙比对固结过程的影响。鉴于此, 对本文模型进行对应的简化处理(即 $\zeta_{p1} = \infty$, $\zeta_{p2} = 0$, $\zeta_T = 0$, $e_{c0} = e_0 = 1$, $k_T = 0$, $D_{\alpha} = 0$)。

图 8 给出了在相同参数条件下本文模型与已有模型的计算结果对比, 结果表明两者非常一致, 进一步验证了本文模型的有效性和适用性。图 8(a)分析了单级线性荷载作用下加载周期对固结速率的影响。如图 8(a)所示, 孔压的消散速率会随着加载周期 t_{p1} 增大而降低, 而孔压的最大值也随之减小。图 8(b)为黏土层不同深度处温度随时间的变化曲线。可以发现, 在饱和黏土内部任意深度处的温度都会随固结的进行而升高, 且上层土体的升温速率明显快于下层。

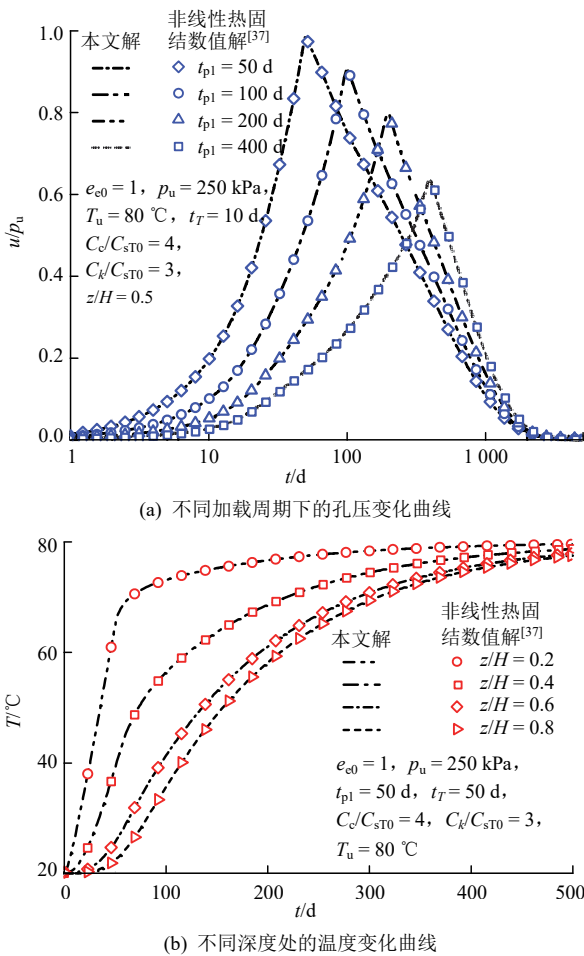


图 8 本文解与非线性热固结数值解^[37]的对比
Fig.8 Verification of current solution with the numerical model of nonlinear thermal consolidation^[37]

6 参数敏感性分析

针对本文建立的饱和黏土一维非线性热固结模型, 开展参数敏感性分析来研究不同荷载形式下关键参数对热力耦合固结性状的影响, 旨在揭示非线性固结和热传递的耦合作用机制。根据邓岳保等^[26, 37]的研究, 除需要讨论的参数外, 分析时用到的所有不变计算参数如表 1, 2 所示。

表 1 热传递计算参数及其取值^[26, 37]
Table 1 Calculation parameters and values of the heat transfer^[26, 37]

参数	取值	参数	取值
$\varphi(-)$	0.4	$\beta_p/(J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1})$	730
$T_0/^\circ C$	20	$\beta_w/(J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1})$	4 200
$\alpha_p/(10^{-5} \cdot ^\circ C^{-1})$	3	$K_{pa}/(W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1})$	0.6
$\alpha_w/(10^{-4} \cdot ^\circ C^{-1})$	3.5	$K_{wa}/(W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1})$	2.5
$\alpha_g/(10^{-5} \cdot ^\circ C^{-1})$	5	$D_{\alpha}(-)$	0.25

表 2 非线性固结计算参数及其取值^[26, 37]
Table 2 Calculation parameters and values of the nonlinear consolidation^[26, 37]

参数	取值	参数	取值
H/m	5	$C_{sT0}(-)$	0.04
$e_0(-)$	1	$k_{v0, T_0}/(10^{-10} m \cdot s^{-1})$	5
σ'_0/kPa	50	$\rho_{p0}/(kg \cdot m^{-3})$	2 640
σ_{c0}/kPa	150	$\rho_{w0}/(kg \cdot m^{-3})$	998.2

6.1 复杂边界条件影响

在实际情况中, 黏土层的上、下边界通常具有一定的透水性, 介于完全透水 and 完全不透水之间。这种特性可能由多种因素引起, 比如地下潜水层的存在、土体压实不均匀或边界处的半透水设施(如砂垫层、土工膜和土工合成黏土衬垫)。为了更符合工程实际, 本文在建立模型时考虑了半透水边界, 并引入了半透水边界参数(ζ_{p1})来反映边界的排水能力。随后, 图 9 分析了半透水边界参数取值对饱和黏土固结性状的影响。

图 9(a)为不同的 ζ_{p1} 和 ζ_{p2} 值下的孔压沿深度分布曲线, 可以看出, 边界排水能力对孔压的消散有显著影响。 ζ_{p1} 或 ζ_{p2} 值的减小意味着边界的渗透性变差, 阻碍了固结过程中孔隙水的排出, 导致上层或下层土体的孔压增大。此外, $\zeta_{p1} = \infty$ 和 $\zeta_{p2} = 5 m^{-1}$ 时的曲线与 $\zeta_{p1} = 20 m^{-1}$ 和 $\zeta_{p2} = 5 m^{-1}$ 时的曲线

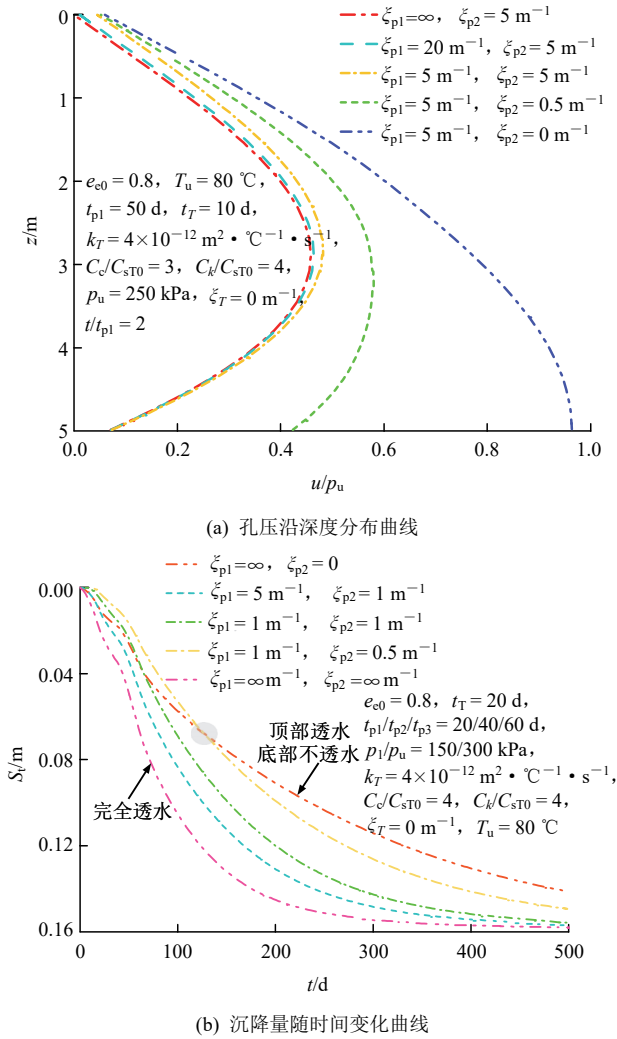


图9 不同半透水边界参数对黏土层固结性状的影响

Fig.9 Influence of different partial drainage boundary parameters on the consolidation behavior

非常接近。这表明,在计算过程中,当半透水边界参数增大或减小到一定阈值时,边界排水能力类似于完全透水或完全不透水边界。

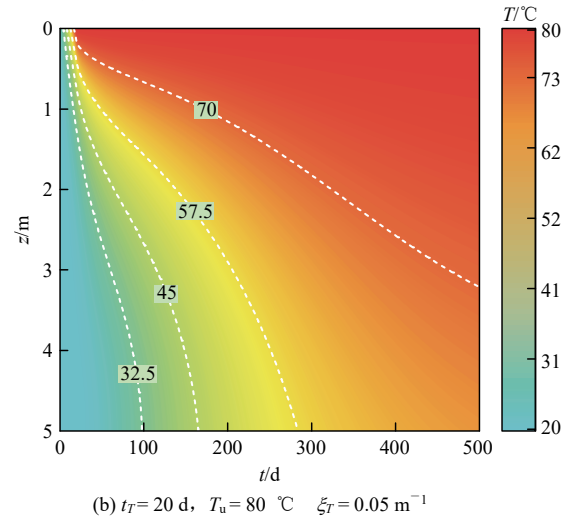
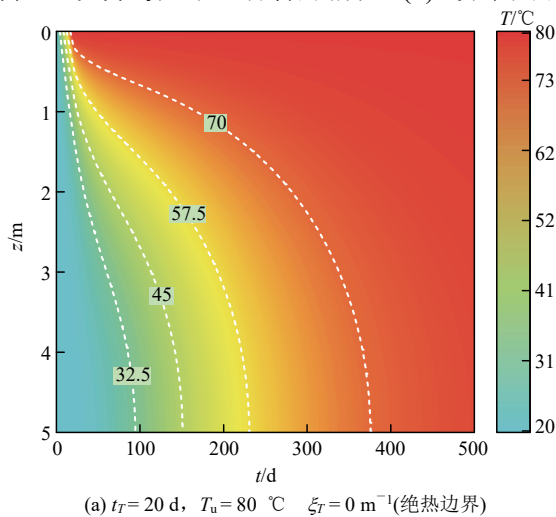
此外,图 9(b)给出了二级线性荷载下饱和黏土的沉降曲线,并考虑了 2 种特殊情况:(1) 顶部和底

部均完全透水(PTPB 条件);(2) 顶部完全透水而底部完全不透水(PTIB 条件)。结果表明,在 PTPB 条件下,饱和黏土的固结沉降速率明显加快。相反,当 ξ_{pi} 减小时,黏土层的整体固结速率迅速变慢,达到稳定所需的时间也更长。此外,边界排水能力的进一步降低还导致最终沉降量的减小。例如,当 $\xi_{p1} = 1\text{ m}^{-1}$ 和 $\xi_{p2} = 0.1\text{ m}^{-1}$ 时,土体的最终沉降量从 0.159 m 减小到 0.151 m 。

进一步观察图 9(b)可以发现,在初期,PTIB 条件下的固结速率快于半透水边界条件下的速率,但在后期则被反超。这是由于上边界完全透水,有利于上层土体中孔隙水的快速排出,从而加速了初期固结沉降。然而,随着固结的进行,上边界排水效率逐渐降低,单向排水通道使得土体内部的排水路径变得有限,限制了孔压的进一步消散。相比之下,半透水边界使黏土层顶部和底部都保持了一定的排水能力,并在后期保持较快的固结速率,导致了更大的最终沉降。

如前文所述,在现实中黏土层的底部可能与潜水层、岩层等多种地下介质相接触。尽管这些介质导热性能不佳,但亦非完全隔热。比如,潜水层中的地下水流动能够传递热量,导致黏土层中热量的不断散失。因此,黏土层的底部边界在热传递过程中会表现出一定的透热性,即具有半绝热特性。然而,以往的热固结理论往往将黏土层底部简化为完全绝热边界,这可能会导致对土体内温度分布的错估,进而影响固结性状的预测准确性。为此,本文模型将黏土层底部设定为半绝热边界,并通过半绝热边界参数(ξ_T)来描述其热交换能力。

图 10 为在不同 ξ_T 取值下温度的时空分布情况,直观地反映了饱和黏土内部从环境温度升温至达到热平衡状态的热传递过程。如图 10 所示,当底部边界处于绝热状态时,土体温度随时间和深度的增加



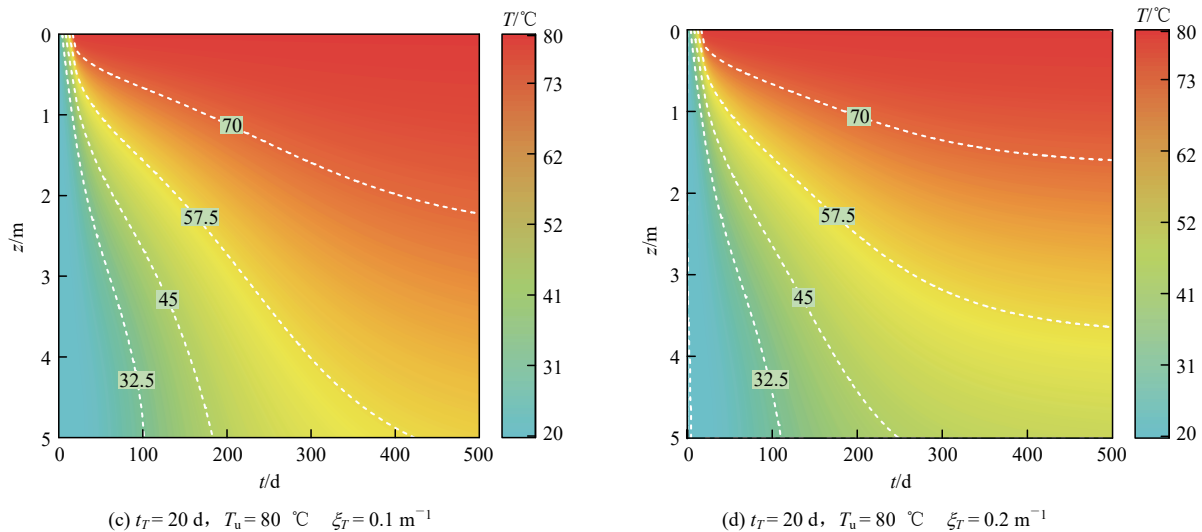


图 10 考虑半绝热边界对黏土层内温度时空分布的影响

Fig.10 Influence of semi-thermally insulated boundary on the temporal-spatial distribution of temperature

而逐渐升高。这是由于上层土体在热源的影响下温度迅速上升，与下层土体形成温度梯度，该温度梯度驱动热量持续向下层传递，直至达到热平衡状态。然而，半绝热边界的加入显著影响了饱和黏土内部的热传递过程。可以发现，越大的 ξ_T 意味着黏土层底部越强的热交换能力，这阻碍了热量向下层的有效传递，从而减缓了土体的升温过程。此外，随着 ξ_T 的进一步增大，下层土体的热量散失加剧，使得其温度始终低于上层。

在本文研究中，饱和黏土的渗透性被假设会受有效应力和温度的影响而发生非线性变化。图 10 表明，底部边界的热交换效率显著影响了土体的温度分布，进而可能影响渗透性的变化过程。因此，图 11 绘制了在半绝热边界条件下，饱和黏土不同深度处渗透系数随时间的变化曲线。需要指出的是，在计算过程中，土体的上、下边界均被设定为半透水状态，这意味着在外力作用下，孔隙水可以从上、下边界排出。由图 11 可见，在固结过程中，尽管饱和黏土的渗透性出现一定波动，但整体表现出下降的趋势。

此外，为了方便分析，首先考察绝热边界条件下渗透系数的变化情况：(1) 在固结初期，由于升温明显快于固结速率， $z/H = 1/2$ 处的渗透系数迅速增加。而随着固结的进行，饱和黏土的孔隙度逐渐减小，渗透系数也相应降低。(2) 在 $z/H = 3/4$ 处，渗透系数从一开始就显示出下降趋势，这主要归因于下层土体的固结速率快于热量传递速率。(3) 进入固结后期，孔隙水在外力作用下被充分排出，且在

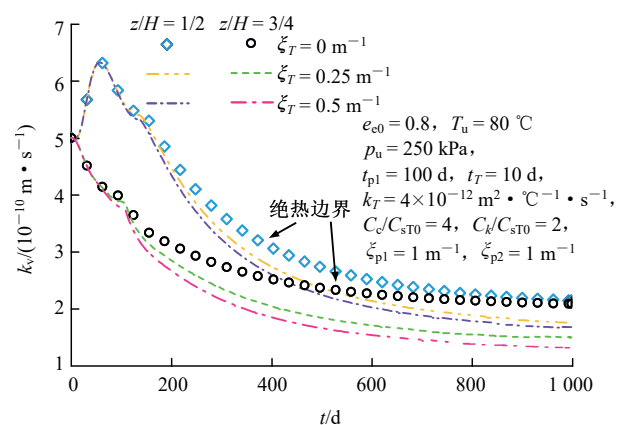


图 11 ξ_T 值改变时不同深度处的渗透性变化情况

Fig.11 Variation of permeability under different depths considering varying values of ξ_T

绝热边界条件下土体达到等温状态，此时 $z/H = 1/2$ 和 $z/H = 3/4$ 处的渗透系数趋于一致。

半绝热边界条件下不同深度处的渗透系数变化过程可以用类似的原理进行解释。然而，从图 11 可以看出，与绝热边界相比，半绝热边界的引入显著减缓了土体内部的升温速率，从而加快了渗透系数的下降过程，且这一现象会随着 ξ_T 值以及深度的增大而加剧。此外，半绝热边界的存在破坏了原有的等温状态，使得土体内部始终存在温度梯度，这导致固结后期不同深度处的渗透系数存在差异。

6.2 有效孔隙比的影响

饱和黏土的有效孔隙，指去除结合水占据的无效孔隙后，剩余的能供自由水渗流的孔隙空间。有效孔隙的大小对饱和黏土的渗透特性至关重要，并将进一步影响土体的固结过程。图 12 给出了在单级

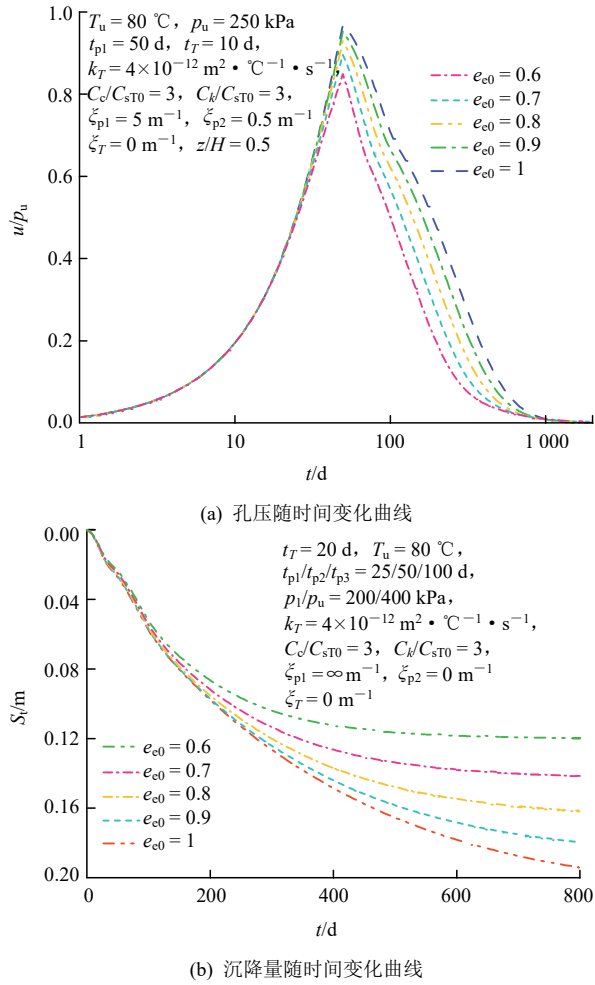


图 12 不同初始有效孔隙比对黏土层固结性状的影响

Fig.12 Impact of varying values of initial effective void ratio on the consolidation performance

线性荷载条件下, 不同初始有效孔隙比 e_0 对饱和黏土固结性状的影响。如图 12(a)所示, 在固结过程中, 孔压从零开始逐渐上升, 在加载阶段结束时达到峰值, 并在保载阶段逐渐消散。值得注意的是, 有效孔隙的增大导致需要排出的孔隙水量增加, 并且可以发现孔压的峰值随 e_0 的增大而升高。

图 12(b)为不同初始有效孔隙比下饱和黏土的沉降曲线。可以看出, 土体的固结速率在初期会随着 e_0 的增大而略有加快。这是因为, 有效孔隙的增大会提高土体的渗透性, 加速了孔隙水的排出和土体的压缩。此外, 较大的初始有效孔隙比会导致较大的最终沉降量, 并且土体需要更长的时间才能达到稳定状态。这是由于当初始孔隙比一定($e_0=1$)时, 初始有效孔隙比越大意味着土体有更多的孔隙空间可供压缩。

有效孔隙的存在还会对饱和黏土内部的热传递过程产生影响。本文将无法产生渗流的结合水视为

固相, 考虑了土颗粒和结合水的串联热传导效应, 并通过加权调和平均法计算得到相应的热传导系数。图 13(a)为不同初始有效孔隙比下饱和黏土温度沿深度的分布曲线。结果表明, 在相同时刻土体内各深度处的温度都会随着 e_0 的减小而降低。具体而言, 在 $z=5\text{ m}$ 处, 与不考虑有效孔隙比($e_0=e_0=1$)时的温度相比, e_0 取 0.8, 0.6, 0.4 时的温度分别下降了 5.6°C , 13.1°C , 18.9°C 。

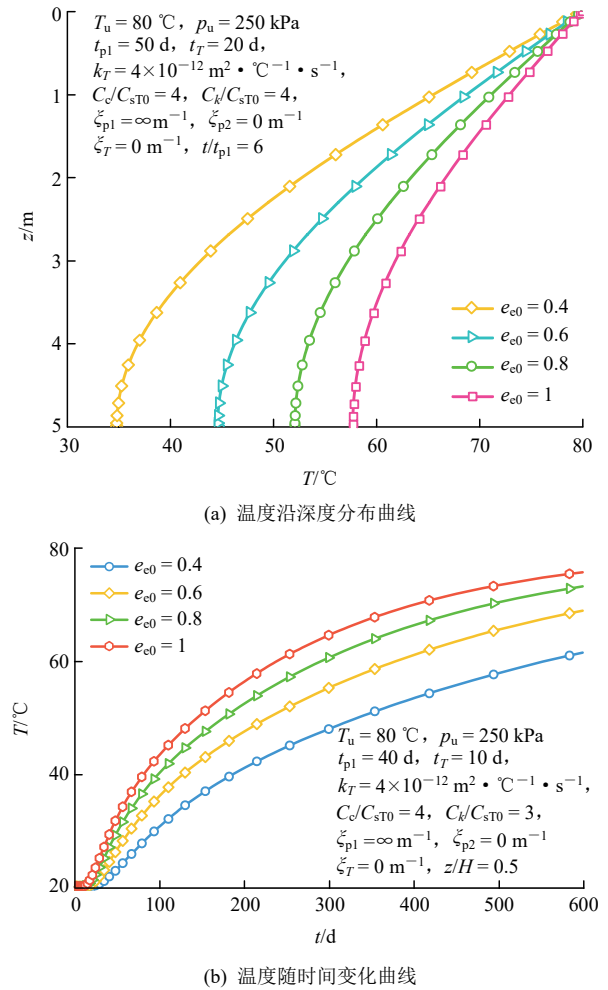


图 13 不同有效孔隙比对黏土层热传递过程的影响

Fig.13 Influence of effective void ratio on the heat transfer process within the clay layer

此外, 图 13(b)进一步描述了不同初始有效孔隙比下饱和黏土温度随时间的变化情况。可以看出, e_0 的减小显著减缓了土体内部的温度上升速率。此外, 升温曲线之间的间距随 e_0 的减小而增大, 这说明有效孔隙大小对热传递的影响并不是线性的。这些现象产生的原因是: 有效孔隙的减小意味着孔隙中可以发生渗流的自由水减少, 而大量的结合水只能通过传导方式进行传热, 从而减少了对空气对流和热机械弥散机制的贡献, 最终降低了土体内部的

热传递效率。

6.3 热渗效应的影响

热渗透现象在核废料处置场、固废堆填场等温度效应显著的应用场景中较为常见。研究表明,在低孔隙度的饱和黏土中,热渗透流动会沿着温度梯度方向发生,即从高温区域流向低温区域。在本文模型中,热源设定于黏土层上部,这将促使部分孔隙水在温差驱动下由上层向下层迁移。因此,为更准确地描述非等温环境下饱和黏土的渗流行为,本文引入热渗效应对传统的达西渗流模型进行修正,并通过热渗系数 k_T 来反映土体热渗透性能的强弱。实验结果显示,黏性土的热渗系数取值与其物性有关,但通常在 $10^{-12} \sim 10^{-10} \text{ m}^2 \cdot ^\circ\text{C}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$ 范围内^[14]。

图 14(a)给出了二级线性荷载作用下不同热渗系数对饱和黏土孔压消散过程的影响。可以看出,随着 k_T 值的增大,土体任意时刻的孔压均显著升高,

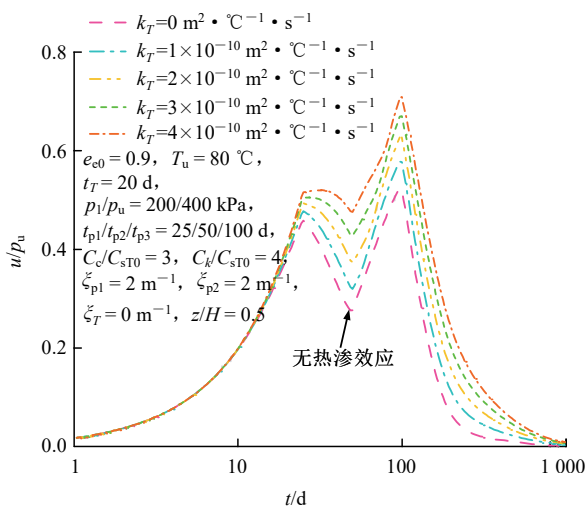
孔隙水消散速率也随之减缓。这是因为热渗效应改变了水力梯度,进而影响了孔隙水的渗流方向和速度,最终导致土体内产生向下的渗流量和额外的正孔压。此外,图 14(b)为热渗系数变化时饱和黏土的固结沉降曲线。如图所示,在忽略热渗效应时,土体在固结初期即进入压缩状态,并较快达到稳定。而在考虑热渗效应的情况下,土体在固结初期会出现一定程度的膨胀,且沉降过程显著减缓,这一现象随着 k_T 值的增大而加剧。

实际上,在热 - 力荷载共同作用下,外荷载引发的排水固结与加热导致的土体膨胀是同时发生的。因此,当加载过程快于升温时,孔隙水的消散速率会大于热传递速率,此时土体变形以压缩为主。然而,热渗效应引发的额外孔隙水迁移减缓了外荷载作用下的渗流过程,导致孔隙水无法及时排出,从而使固结初期土体的热膨胀现象更加明显。综上所述,热渗效应显著影响了土体的孔压消散和固结沉降行为,应在研究饱和黏土热 - 水 - 力耦合响应的过程中予以考虑。

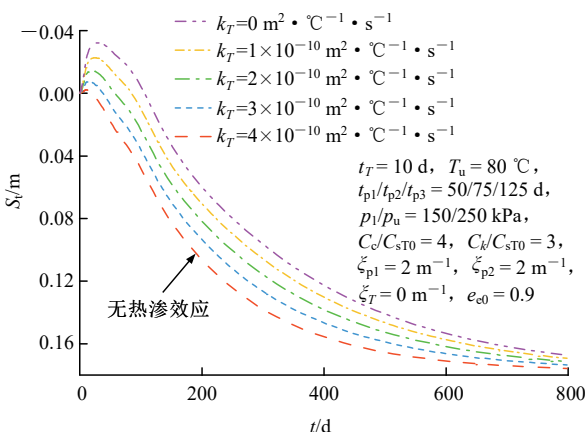
6.4 热 - 力荷载的影响

为了增强模型的普适性,本文考虑了多种工程中常见的外荷载形式。图 15 为 3 种不同加载方式下的饱和黏土孔压消散曲线。可以看出,当荷载瞬时施加时,在初始时刻外部荷载全部由土体内的孔隙水承担,所以此时孔压与荷载大小相等。而当荷载非瞬时施加时,孔压总是在加载阶段升高,并在保载阶段减小。此外,在最终荷载值相同的情况下,分级加载的方式相较于瞬时加载,能够显著降低土体内的孔压峰值,且这个值会随着荷载级数的增加而进一步减小。然而,伴随荷载级数的增加,土体的孔压消散速率会显著减慢。也就是说,分级加载策略虽然可以有效避免因过高孔压引起的渗流破坏,但同时也显著减缓了土体的固结进程。因此,在实际施工过程中,选择合适的加载方式对保障工程安全性和优化施工效率至关重要。

在本文研究中,位于黏土层顶部的热源导致上边界温度从环境温度开始线性升高,直至达到设定的最终温度。在这个过程中,热量也会逐渐向下部土体传递并影响其固结进程。图 16(a)绘制了不同最终温度下饱和黏土的孔压沿深度分布曲线。可以看出,土体在任意深度处的孔压均随最终温度的升高而减小。此外,由于土体顶部和底部均为完全透水边界,当不考虑热传递过程时(即 $T_u = T_0 = 20^\circ\text{C}$),孔压在深度 $z/H = 0.5$ 处达到最大值。然而,随着温



(a) 孔压随时间变化图



(b) 沉降量随时间变化曲线

图 14 二级线性荷载条件下热渗系数变化对饱和黏土固结性状的影响

Fig.14 Influence of thermo-osmosis on the consolidation behavior under two-stage linear loading

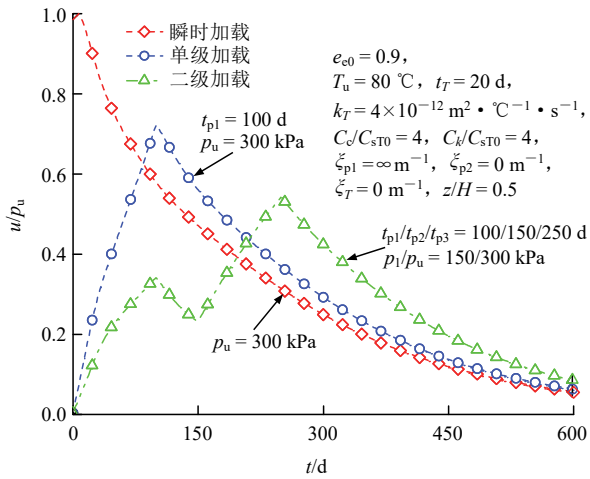
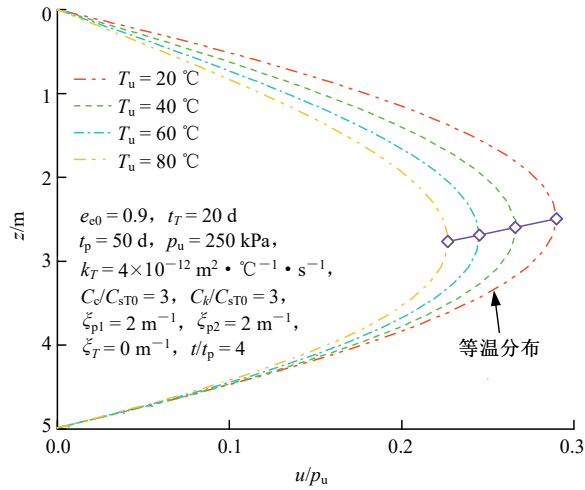
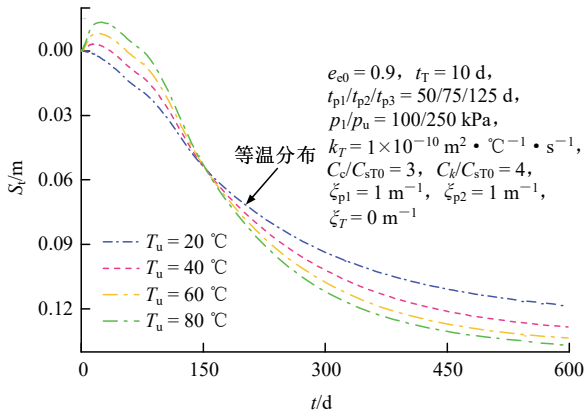


图 15 不同外力加载形式下的孔压变化曲线

Fig.15 Variation curves of excess pore water pressure under different loading schemes



(a) 孔压随深度变化曲线



(b) 固结沉降曲线

图 16 最终温度对黏土层固结性状的影响

Fig.16 Effect of the final temperature on the consolidation performance of clay layer

度梯度的增加, 孔压最大值出现的深度逐渐向下移动。造成这些现象的原因是: 温度升高会显著提高土体的渗透性, 从而促进了各深度处孔隙水的排出。

与此同时, 上部土体由于升温速率较快, 孔压的消散速率也相应更快。

图 16(b)给出了最终温度变化对饱和黏土固结沉降过程的影响。由图可知, 在等温分布条件下(即 $T_u = T_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$), 黏土层在外部荷载作用下逐渐固结并较快达到稳定状态。然而, 在非等温分布条件下, 土体在初期出现了一定的膨胀现象, 且膨胀量随着最终温度的升高而增大。这是因为在温度梯度较小时, 外荷载引起的固结效应占主导地位, 此时土体的变形特征以压缩为主; 而当温度增量较大时, 土体的热膨胀快于孔隙水的消散速率, 导致固结初期出现明显的膨胀现象。此外, 值得注意的是, T_u 的增加会加快土体的后期固结速率并提高最终沉降量。这主要是由于温度升高会使先期固结压力降低, 从而提高了土体的压缩性。

图 17 对比分析了不同加热时间下饱和黏土的孔压消散情况。当土体的最终温度一定时, 加热时间越短意味着顶部升温速率越快, 这势必会对后续的固结和热传递过程产生影响。从图 17 可以发现, 加热时间的缩短会导致孔压峰值的增大。值得注意的是, 当 $t_T = 10$ 或 50 d 时, 孔压的峰值甚至超过了外部荷载的最终值(即 $u/p_u > 1$)。究其原因, 较短的加热时间加速了热传递过程, 导致土体快速升温并发生体积膨胀, 从而产生了额外的热孔压。而此时外荷载引起的孔压未及时消散, 两者叠加致使总孔压显著增大。同时, 结果表明, 尽管缩短加热时间会导致孔压峰值的上升, 但也会加快孔压的消散速率。这是因为较快的升温速率提高了饱和黏土的渗透性, 从而促进了孔隙水的排出。此外, 可以看出, 升温膨胀引起的额外孔压也会随着渗流过程逐渐消散, 其消散规律与常温下的孔压消散规律一致。

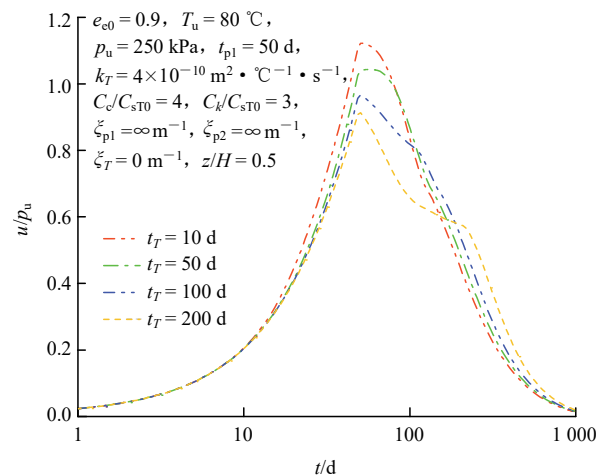


图 17 不同加热时间对孔压消散的影响

Fig.17 Impact of different heating durations on the dissipation of excess pore water pressure

7 案例分析

邓岳保等^[26]开展了针对海相沉积软黏土的一维热固结模型试验，分别探究了外力和热 - 力耦合荷载作用下土体的固结沉降特性。试验初始环境温度设定为 21℃，当周围水浴加热装置启动后，土层在 10 h 内被加热至 60℃。试验过程中，2 组试样均瞬时施加了 50 kPa 的外荷载，同时土体顶部和底部分别处于完全透水和完全不透水状态。试验中给出的基本参数及取值如表 3^[26]所示。

表 3 基本参数及取值^[26]
Table 3 Basic parameters and values^[26]

γ (-)	H /m	e_0 (-)	σ'_0 /kPa	σ_{e0} /kPa	p_u /kPa
0.4	0.36	1.226	7	6	50
C_{sT0} (-)	C_c (-)	C_k (-)	$k_{v0}, \tau_0/(10^{-9} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$	$T_0/^\circ\text{C}$	$T_u/^\circ\text{C}$
0.035	0.3	0.3	8.5	21	60

注：“(-)”代表量纲一的量。

图 18 为本文在环境温度和加热状态下的计算值与模型试验数据之间的对比。结果显示，在不考虑有效孔隙比的情况下，实测沉降和预测沉降之间存在显著差异，尤其在固结后期。但当设定 $e_{c0} = 0.85e_0$ 时，计算值与实测值在大部分时间内高度吻合。这一现象进一步验证了本文模型的合理性，并强调了考虑有效孔隙比对饱和黏土固结性状的重要性。

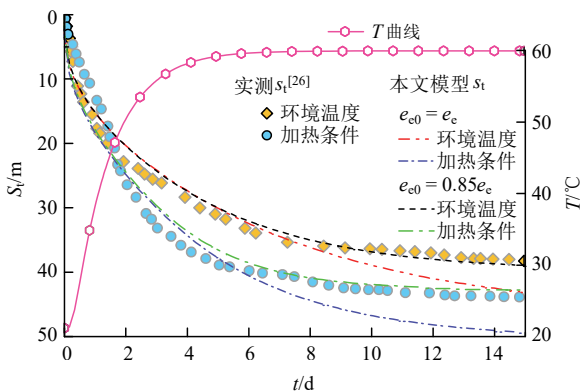


图 18 本文解和模型试验实测值的对比

Fig.18 Comparison of settlement between proposed model and model test

然而，需要注意的是，在加热条件下，本文模型在固结初期与实测数据之间存在明显差异。这是因为，本文模型将热源设置在土层顶部，其产生的热量将缓慢向下层传递。如图 18 所示，当 $e_{c0} = e_0$

时，土层底部的温度升至 60℃ 需要 6 d 左右，远长于试验中的 10 h。因此，在本模型计算过程中，升温引起的热膨胀效应并不明显，土体变形主要表现为沉降，这才导致固结初期与实测数据的误差。

8 结 论

针对饱和黏土的热 - 水 - 力耦合响应问题，本文引入了有效孔隙比来反映土体的孔隙特征，建立了热 - 力荷载作用下的一维非线性热固结模型。采用有限差分法求解了不同加载形式和复杂边界条件下的数值解，并与现有模型实验数据、解析模型和数值模型进行了比较，验证了所建立模型的适用性和准确性。通过参数敏感性分析，探讨了关键参数对耦合过程的影响，揭示了非线性固结与热传递的相互作用机制。主要结论如下：

(1) 与既有研究相比，本文模型考虑了半透水边界和半绝热边界，更符合工程实际情况。结果表明，底部边界热交换能力的增强会显著减缓土体内部的热传递并改变最终的温度分布，这还将影响渗透性的变化过程。

(2) 初始有效孔隙比 e_{c0} 的增大意味着自由水含量和可压缩空间的增加，这导致了孔压峰值的升高，同时也增加了土体的渗透性并提高了最终沉降量。此外， e_{c0} 的增大还促进了饱和黏土内部的热传递过程。

(3) 考虑热渗效应会使土体内部产生向下的渗流量，减缓孔隙水的消散过程，并加剧土体在固结初期的热膨胀现象。

(4) 加载方式的变化对孔压消散过程有显著影响，分级加载可有效防止因孔压过高导致的渗流破坏，但同时会延缓土体的固结速率。

(5) 最终温度的增加会提高饱和黏土的渗透性并促进孔压的消散。此外， T_u 的增大还会在固结初期引发显著的膨胀现象，并提高土体的压缩性，进而增大最终沉降量。

(6) 缩短加热时间 t_T 会导致土体快速升温，由此引发的额外热孔压与外部荷载引起的孔压叠加，导致总孔压增大。然而，较短的加热时间也会加快保载阶段孔压的消散速率，且膨胀产生的热孔压也会随渗流逐渐消散。

参考文献(References):

[1] 孔纲强, 常洪林, 王天赐, 等. 区域尺度地埋管地源热泵与能源地

- 下结构开采浅层地热能评价综述[J]. 岩土力学, 2024, 45(5): 1 265 – 1 283.(KONG Gangqiang, CHANG Honglin, WANG Tianci, et al. Review on the evaluation of ground-coupled heat pump and energy geostructures to exploit shallow geothermal energy with regional scale[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(5): 1 265 – 1 283.(in Chinese))
- [2] XUE Q, ZHAO Y, LI Z Z, et al. Numerical simulation on the cracking and failure law of compacted clay lining in landfill closure cover system[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2014, 38(15): 1 556 – 1 584.
- [3] 牛琳琳, 陈群策, 丰成君, 等. 新疆某高放废物预选处置库区地应力测量研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(4): 917 – 927.(NIU Linlin, CHEN Qunce, FENG Chengjun, et al. In-situ stress measurement of candidate area for high level radioactive waste repository in Xinjiang[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(4): 917 – 927.(in Chinese))
- [4] 王炳辉, 栾 佶, 张 雷, 等. 电渗热固结处理顶管废弃泥浆的减量化研究[J]. 地下空间与工程学报, 2024, 20(2): 507 – 517.(WANG Binghui, LUAN Ji, ZHANG Lei, et al. Reduction utilization of waste slurry using electro-osmosis thermal consolidation[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2024, 20(2): 507 – 517.(in Chinese))
- [5] JAFARI N H, STARK T D, THALHAMER T. Spatial and temporal characteristics of elevated temperatures in municipal solid waste landfills[J]. Waste Management, 2017, 59: 286 – 301.
- [6] ABUEL-NAGA H M, BERGADO D T, LIM B F. Effect of temperature on shear strength and yielding behavior of soft Bangkok clay[J]. Soils and Foundations, 2007, 47(3): 423 – 436.
- [7] DI DONNA A, LALOUI L. Response of soil subjected to thermal cyclic loading: experimental and constitutive study[J]. Engineering Geology, 2015, 190: 65 – 76.
- [8] LI C H, KONG G Q, LIU H L, et al. Effect of temperature on behaviour of red clay-structure interface[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2019, 56(1): 126 – 134.
- [9] 邓岳保, 毛伟赞, 孔纲强, 等. 考虑温度影响的饱和土有效应力原理[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2020, 60(9): 726 – 732.(DENG Yuebao, MAO Weiyun, KONG Gangqiang, et al. Effective stress principle in saturated soil with the effect of temperature[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2020, 60(9): 726 – 732.(in Chinese))
- [10] 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))
- [11] ZHANG Z, CHENG X. A fully coupled THM model based on a non-equilibrium thermodynamic approach and its application[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2017, 41(4): 527 – 554.
- [12] PAASWELL R E. Temperature effects on clay soil consolidation[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1967, 93(3): 9 – 22.
- [13] BAI B, SHI X Y. Experimental study on the consolidation of saturated silty clay subjected to cyclic thermal loading[J]. Geomechanics and Engineering, 2017, 12(4): 707 – 721.
- [14] ZAGORŠČAK R, SEDIGHI M, THOMAS H R. Effects of thermo-osmosis on hydraulic behavior of saturated clays[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, 17(3): 04016068.
- [15] SONG Z, LIANG F Y, CHEN S Y. Thermo-osmosis and mechanocaloric couplings on THM responses of porous medium under point heat source[J]. Computers and Geotechnics, 2019, 112: 93 – 103.
- [16] 叶智刚, 王路君, 朱 斌, 等. 考虑热渗效应的高温管道 – 饱和地基相互作用研究[J]. 岩土力学, 2021, 42(3): 691 – 699.(YE Zhigang, WANG Lujun, ZHU Bin, et al. Numerical study on heated pipe-saturated soil foundation interaction considering thermo-osmosis effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(3): 691 – 699.(in Chinese))
- [17] 张宇宁, 陈宇龙, 李 博. 饱和黏土的一维热固结特性试验研究[J]. 东北大学学报: 自然科学版, 2016, 37(12): 1 794 – 1 799.(ZHANG Yuning, CHEN Yulong, LI Bo. Experimental study of one-dimensional thermal consolidation of saturated clays[J]. Journal of Northeastern University: Natural Science, 2016, 37(12): 1 794 – 1 799.(in Chinese))
- [18] TSUTSUMI 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.
- [19] CHO W J, LEE J O, CHUN K S. The temperature effects on hydraulic conductivity of compacted bentonite[J]. Applied Clay Science, 1999, 14(1 – 3): 47 – 58.
- [20] 王 媛, 施 斌, 高 磊, 等. 黏性土渗透性温度效应实验研究[J]. 工程地质学报, 2010, 18(3): 351 – 356.(WANG Yuan, SHI Bin, GAO Lei, et al. Laboratory tests for temperature effects of clayey soil permeability[J]. Journal of Engineering Geology, 2010, 18(3): 351 – 356.(in Chinese))
- [21] CHEN W Z, MA Y S, YU H D, et al. Effects of temperature and thermally-induced microstructure change on hydraulic conductivity of Boom Clay[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2017, 9(3): 383 – 395.
- [22] CAMPANELLA R G, MITCHELL J K. Influence of temperature variations on soil behavior[J]. ASCE Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, 1968, 94(SM3): 709 – 734.
- [23] LI A, CHEN Z J, FENG W Q, et al. The effects of temperature on one-dimensional consolidation and creep behaviors of hong kong marine deposits[J]. International Journal of Geomechanics, 2023, 23(12): 04023215.
- [24] CUI Y J, LE T T, TANG A M, et al. Investigating the time-dependent behaviour of Boom clay under thermomechanical loading[J]. Géotechnique, 2009, 59(4): 319 – 329.
- [25] 费 康, 戴 迪, 付长鄂. 热 – 力耦合作用下黏性土体积变形特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(9): 1 752 – 1 758.(FEI Kang, DAI Di, FU Changyuan. Experimental study of the volume change behavior of clay subjected to thermo-mechanical loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(9): 1 752 – 1 758.(in Chinese))
- [26] 邓岳保, 王天园, 孔纲强. 考虑温度效应的饱和土地基固结理论[J].

- 岩土工程学报, 2019, 41(10): 1 827 - 1 835.(DENG Yuebao, WANG Tianyuan, KONG Gangqiang. Consolidation theory for saturated ground considering temperature effects[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(10): 1 827 - 1 835.(in Chinese))
- [27] 钮家军, 凌道盛, 王秀凯, 等. 饱和单层土体一维热固结精确解[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(9): 1 715 - 1 723.(NIU Jiajun, LING Daosheng, WANG Xiukai, et al. Exact solutions for one-dimensional thermal consolidation of single-layer saturated soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(9): 1 715 - 1 723.(in Chinese))
- [28] MORTEZA ZEINALI S, ABDELAZIZ S L. Thermal consolidation theory[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2021, 147(1): 04020147.
- [29] BIOT M A. Thermoelasticity and irreversible thermodynamics[J]. Journal of Applied Physics, 1956, 27(3): 240 - 253.
- [30] 孙德安, 薛 垚, 汪 磊. 变荷载作用下考虑半透水边界热传导性的一维饱和土热固结特性研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(5): 1 465 - 1 473.(SUN Dean, XUE Yao, WANG Lei. Analysis of one-dimensional thermal consolidation of saturated soil considering heat conduction of semi-permeable drainage boundary under varying loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(5): 1 465 - 1 473.(in Chinese))
- [31] 江文豪, 李江山, 黄 啸, 等. 非等温分布条件下考虑半透水边界时饱和黏土的一维固结解析解[J]. 岩土力学, 2022, 43(10): 2 744 - 2 756.(JIANG Wenhao, LI Jiangshan, HUANG Xiao, et al. Analytical solution for one-dimensional consolidation of saturated clay considering partial drainage boundary under non-isothermal distribution condition[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(10): 2 744 - 2 756. (in Chinese))
- [32] WANG L J, WANG L H. Semianalytical analysis of creep and thermal consolidation behaviors in layered saturated clays[J]. International Journal of Geomechanics, 2020, 20(4): 06020001.
- [33] XIE J H, WEN M J, TU Y, et al. Thermal consolidation of layered saturated soil under time-dependent loadings and heating considering interfacial flow contact resistance effect[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2024, 48(5): 1 123 - 1 159.
- [34] MENG H P, QIN A F, JIANG L H, et al. Thermal consolidation modeling of unsaturated soil with semi-permeable boundary: Semi-analytical and numerical investigation[J]. Annals of Nuclear Energy, 2024, 200: 110376.
- [35] LIU Q, DENG Y B, WANG T Y. One-dimensional nonlinear consolidation theory for soft ground considering secondary consolidation and the thermal effect[J]. Computers and Geotechnics, 2018, 104: 22 - 28.
- [36] LU M M, SUN J X, LI K. One-dimensional thermal consolidation analysis of saturated clay with variable compressibility and permeability considering partial drainage boundaries[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 164: 105806.
- [37] 江文豪, 冯 晨, 李江山. 饱和黏土一维非线性固结与热传导耦合模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(10): 2 588 - 2 600.(JIANG Wenhao, FENG Chen, LI Jiangshan. Coupled model for one-dimensional nonlinear consolidation and heat conduction in saturated clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(10): 2 588 - 2 600.(in Chinese))
- [38] 周亚东, 李龙辉, 陈思源. 饱和土一维大变形非线性热固结模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(9): 2 306 - 2 314.(ZHOU Yadong, LI Longhui, CHEN Siyuan. One-dimensional large strain nonlinear thermal consolidation model for saturated soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(9): 2 306 - 2 314.(in Chinese))
- [39] BONS P D, VAN MILLIGEN B P, BLUM P. A general unified expression for solute and heat dispersion in homogeneous porous media[J]. Water Resources Research, 2013, 49(10): 6 166 - 6 178.
- [40] HENDRY M J, WASSENAAR L I. Controls on the distribution of major ions in pore waters of a thick surficial aquitard[J]. Water Resources Research, 2000, 36(2): 503 - 513.
- [41] 莫燕坤, 刘观仕, 牟 智, 等. 黏土中结合水含量测试方法研究进展[J]. 土工基础, 2021, 35(3): 393 - 399.(MO Yankun, LIU Guanshi, MOU Zhi, et al. State of the art review of testing methods of bound water content in clay[J]. Soil Engineering and Foundation, 2021, 35(3): 393 - 399.(in Chinese))
- [42] MEEGODA N J, GUNASEKERA S D. A new method to measure the effective porosity of clays[J]. Geotechnical Testing Journal, 1992, 15(4): 340 - 351.
- [43] KIM J Y, EDIL T B, PARK J K. Effective porosity and seepage velocity in column tests on compacted clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(12): 1 135 - 1 142.
- [44] 党发宁, 刘海伟, 王学武, 等. 基于有效孔隙比的黏性土渗透系数经验公式研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(9): 1 909 - 1 917.(DANG Faning, LIU Haiwei, WANG Xuewu, et al. Empirical formulas of permeability of clay based on effective pore ratio[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(9): 1 909 - 1 917.(in Chinese))
- [45] 张 乐. 考虑孔隙比和渗透系数变化的变荷载黏性土固结新理论[博士学位论文][D]. 西安: 西安理工大学, 2022.(ZHANG Le. A consolidation theory of variable-load cohesive soils considering the variations of void ratio and permeability coefficient[Ph. D. Thesis][D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2022.(in Chinese))
- [46] WANG C, FOX P J. Analytical solutions for heat transfer in saturated soil with effective porosity[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(9): 04020095.
- [47] 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.
- [48] HU A F, XIA C Q, CUI J, et al. Nonlinear consolidation analysis of natural structured clays under time-dependent loading[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, 18(2): 04017140.
- [49] HILLEL D. Fundamentals of soil physics[M]. Orlando, Florida: Academic Press, 2013: 1 - 66.
- [50] LI J S, JIANG W H, GE S Q, et al. General analytical solutions for one-dimensional nonlinear consolidation of saturated clay under non-isothermal distribution condition[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2022, 46(10): 1 811 - 1 830.