DOI：10.16285/j.rsm.2016.2368

黏土地基中能量桩力学特性数值分析

费 康[1,2]，钱 健[1]，洪 伟[1]，刘汉龙[2]

（1. 扬州大学 岩土工程研究所，江苏 扬州 225127；2. 河海大学 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室，江苏 南京 210098）

摘 要：能量桩是将地源热泵系统中的换热管埋置在桩体内部，桩同时起到承载和换热的作用，是一种新型的基础型式。为了合理分析黏土地基中能量桩的力学特性，需要了解能量桩运行过程中桩和地基土的温度响应，并考虑温度变化对土体力学性能的影响。基于有限元软件 ABAQUS 建立了能量桩传热分析三维有限元模型，把能量桩的传热简化为换热管内液体与管壁之间的对流传热、桩体中的热传导和地基中的热传导，将计算结果与常规理论和实测数据进行了对比验证。对热力耦合边界面本构模型进行了二次开发，通过算例验证了模型对土体压缩和剪切性状温度效应的模拟能力。利用所提出的能量桩传热分析方法和热边界面模型，考虑不同的桩顶工作荷载水平，对正常固结黏土地基中能量桩单桩的长期性能进行了研究，分析了温度循环对桩顶沉降、桩侧摩阻力和桩身轴力的影响。结果表明，工作荷载越高，温度循环次数越多，桩顶累积沉降越大。

关 键 词：能量桩；黏土；循环温度荷载；热塑性；力学特性

中图分类号：TU 442 **文献标识码：**A **文章编号：**1000－7598 (2018) 07－2651－11

Numerical analysis of mechanical behavior of energy piles in clay

FEI Kang[1,2], QIAN Jian[1], HONG Wei[1], LIU Han-long[2]

（1. Institute of Geotechnical Engineering, Yangzhou University, Yangzhou, Jiangsu 225127, China

2. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210098, China)

Abstract: Energy piles are piles equipped with heat exchange pipes through which a heat-carrying fluid circulates and exchanges heat with the ground. This technology couples the structural role of classical pile foundations with heat exchangers for energy supply. In order to analyze the bearing characteristics of energy piles in clay, it is necessary to determine the temperature response of the pile and the ground, so as to investigate the effects of temperature on mechanical behavior of the soil. With the use of the finite element software ABAQUS, a numerical approach has been developed to evaluate the thermal response. In this method, the heat transfer process is simplified as the thermal convection between the fluid and the pipe wall, the thermal conduction in the pile, and thermal conduction in the ground. Validation of the proposed method is carried out by comparing the computed results with the theoretical solutions and data from literature. A thermo-bounding surface model is implemented into ABAQUS. The ability of the model to describe the temperature effects on mechanical behavior of clays is verified by several examples. Based on the numerical heat transfer method and the implemented constitutive model, the long-term performance of a free-head energy pile in normally consolidated clay is analyzed. In the analysis, three different load levels are considered. The effects of the seasonally cyclic thermal loading on pile settlement, shaft friction, and axial force are studied in detail.

Keywords: energy pile; clay; cyclic thermal loading; thermo-plasticity; mechanical behavior

1 引 言

传统地源热泵技术需在地基中埋设高聚乙烯换热管，通过换热管中流体（通常为添加了防冻液的水）的循环流动与土壤交换热量，循环后的流体进入热泵机组作为热源或热汇[1]。目前，换热管的设置主要有水平和竖直两种型式，其中水平式埋管的施工难度和投资较小，但占地面积和土方开挖量大，且系统工作效率易受地表气候变化的影响；竖直式埋管的占地面积小，换热面积大，是目前使用

收稿日期：2016-10-10
基金项目：国家自然科学基金项目(No. 51778557，No. 51378178)；江苏省“青蓝工程”资助项目（苏教师[2016]15 号）。
This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51778557, 51378178) and the Qing-Lan Project by the Jiangsu Province Government (20160512).
第一作者简介：费康，男，1978 年生，博士，教授，主要从事地基基础工程研究。E-mail: kfei@yzu.edu.cn

较多的型式，但竖直钻孔埋管的施工相对困难，费用较高。为了降低前期投入，学者们[2−5]提出可将换热管的埋设与建筑物桩基施工结合，把换热管放在桩体内部，从而避免额外的钻孔埋管工序，这种包含换热管的桩被称为能量桩或桩基（埋管）换热器。

在换热过程中，能量桩及桩周土的温度将发生季节性变化，桩体有膨胀或收缩变形的趋势。由于受到桩周土及桩顶建筑物的约束，温度变形不能自由发展，桩体中随之产生附加温度应力[6−7]。另外，土体在温度荷载作用下可能出现的热屈服特性将影响桩周土对能量桩的约束作用，从而改变桩侧摩阻力、桩端阻力的分布模式和发挥程度。因此，合理分析能量桩的力学特性需要重点解决两个问题：一是如何确定能量桩运行过程中桩、地基土的温度响应；二是如何反映温度变化对土体力学特性的影响。

目前，能量桩的传热分析大多套用地埋管换热器设计时所采用的无限长线热源模型[8]。由于地埋管的钻孔直径通常在 75～150 mm 之间，长度一般为 50～150 m，长径比可达到 1 000 左右，无限长线热源的解答通常能达到满意的精度。而能量桩的直径通常为 300～1 200 mm，长度小于 50 m，长径比一般小于 50，传热的三维效应将更为明显，仅考虑径向传热可能会造成较大误差。为了反映桩径和桩体热传导能力的影响，Bernier[9]假定热源作用于桩壁，给出了无限长柱热源理论解答。该方法将桩内热传视为稳态热传，地基内视为瞬态传热，利用热阻的概念求解换热管内流体及桩体的温度变化。但对于直径较大的能量桩，达到稳态传热的时间一般长达几天，甚至数周，柱热源模型的解答将有一定的误差。Ozudogru 等[10]将换热管中流体的流动和传热简化为一维问题，桩和桩周土的传热视为三维问题，在管壁建立了一维区域和三维区域间的温度耦合条件，利用 COMSOL 软件进行了能量桩换热性能三维分析。Cecinato 等[11]忽略了管内流体黏滞剪切引起的热量变化，将换热管划分为一维单元，采用 ABAQUS 软件研究了能量桩内部的瞬态传热过程及对整体换热性能的影响。这类做法能相对精确地模拟能量桩的运行过程，但在分析时需要通过额外的计算并更新管内流体的温度边界条件，实施方法较为复杂。

温度对土体性能的影响与土的类别密切相关，一般认为砂土的力学特性受温度的影响很小，分析中只需按材料热膨胀系数考虑温度引起的热胀冷缩变形以及桩、土间差异变形引起的荷载重分配现象。对于黏土，研究表明温度产生的应变与超固结比有关[12]，正常固结土和中等程度的超固结土在排水升温下体积会减小，强超固结土则产生膨胀变形，这与一般材料的热胀冷缩现象不同。相应的，黏土中能量桩的工作特性将与砂土中的情况有明显区别。为了模拟温度变化对黏土体积应变的影响，Hueckel 等[13]认为修正剑桥模型中的屈服面随温度的升高而缩小。在常应力条件下，为了维持正常固结土的屈服面不变，温度升高引起的屈服面软化下必须由塑性体积应变的硬化效应来弥补，土体产生压缩变形。为了描述中等程度超固结土也会出现收缩变形的特点，Laloui 等[14]基于边界面理论建立了饱和黏土的热塑性本构模型。类似的，姚仰平等[15]以修正剑桥模型为理论基础，在加载面思想框架下建立了考虑温度影响的统一硬化模型。Zhou 等[16]认为边界面的大小和性状都随温度改变，采用非相关联的流动法则建立了模型。这些本构模型较为全面地反映了温度对土体性能影响，但由于模型复杂，计算程序编制困难，实际用于黏土地基中能量桩的分析的例子还很少，对相关规律的认识也不够全面。

为了加强对黏土中能量桩力学特性的了解，本文利用有限元软件 ABAQUS 模拟实际运行过程，建立了能量桩传热分析数值模型，将计算结果与常规理论和现场热响应实测数据进行了对比验证。给出了考虑温度效应的黏土边界面模型在 ABAQUS 的二次开发方法，结合温度场计算结果，对黏土地基中能量桩的力学特性及其影响因素进行了分析。

2 能量桩传热性能数值分析

2.1 传热数值模型建立方法

2.1.1 几何模型

由于换热管内的流体温度从进水口向出水口逐渐变化，能量桩单桩并不能简化为轴对称问题，一般需进行三维分析。如果换热管对称布置，可适当利用对称性简化建模。考虑到换热管管壁很薄，为方便建模，管壁不单独划分实体，即几何模型包括管内流体、桩和桩周土等 3 部分。

2.1.2 传热过程简化

能量桩是通过换热管中的液体循环来实现热量

交换的，换热过程中主要涉及到换热管内液体与管壁之间的传热，桩体中的传热和地基中的传热等 3 部分。换热液与管壁之间的传热主要通过热对流进行，桩体则主要为热传导。

桩和地基中热传导瞬态传热控制方程为

$$\rho_i C_{\mathrm{p}i}\frac{\partial T}{\partial t}-\nabla\left(K_i\nabla T\right)=Q \tag{1}$$

式中：下标 i 代表材料，$i=\mathrm{p}$ 代表桩，$i=\mathrm{s}$ 代表地基土；ρ_i 为密度（kg/m^3）；C_{p} 为比热容（J/(kg·℃)）；T 为温度（℃）；K 为热传导率（W/(m·℃)）；Q 为热源强度（W/m^3）；∇ 是哈密顿算子符号。

流体和管壁之间的热量交换通过接触面传热能力模拟：

$$\overline{q}=k_{\mathrm{eq}}\left(T_{\mathrm{f}}-T_{\mathrm{pipe}}\right) \tag{2}$$

式中：$\overline{q}$ 为从流体表面某点流向管壁接触面上相应点的单位面积热流量（W/m^2）；T_{f} 和 T_{pipe} 分别为流体和管壁的温度；k_{eq} 为接触面等效换热系数（W/(m^2·℃)）。接触面上的换热能力主要取决于管内流体的速度，可根据 Dittus-Boelter 公式确定[17]，换热管管壁材料径向传热能力在接触面换热系数中一并考虑：

$$k_{\mathrm{eq}}=\left[\frac{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{o}}}{2K_{\mathrm{pipe}}}\ln\left(\frac{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{o}}}{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{i}}}\right)+\frac{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{o}}}{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{i}}k}\right]^{-1} \tag{3}$$

式中：K_{pipe} 为换热管材料的热传导率；$D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{o}}$ 和 $D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{i}}$ 分别为换热管的外直径和内直径；k 为接触面对流传热系数，受到流速、流体物理性质的影响：

$$k=0.023Re^{0.8}Pr^{0.35}\frac{K_{\mathrm{f}}}{D_{\mathrm{pipe}}^{\mathrm{o}}} \tag{4}$$

式中：Re 为流体的雷诺数；Pr 为普朗特数。

由于建模时忽略了管壁，公式（2）中管壁温度 T_{pipe} 用桩体相应位置处的温度 T_{p} 代替。流体的温度 T_{f} 则通过相应区域的传热方程控制：

$$\rho_{\mathrm{f}}C_{\mathrm{pf}}\frac{\partial T}{\partial t}-\nabla\left(K_{\mathrm{f}}\nabla T\right)+\rho_{\mathrm{f}}v_{\mathrm{f}}AC_{\mathrm{pf}}\nabla T=Q \tag{5}$$

式中：ρ_{f} 为流体密度；C_{pf} 为流体比热容；v_{f} 为流速；A 为换热管截面面积；$\rho_{\mathrm{f}}v_{\mathrm{f}}A$ 又可写为 $\dot{m}_{\mathrm{f}}$，称为质量流动率。

2.1.3 初始及边界条件

在传热分析中，需指定桩和地基的初始温度。通常能量桩设在地下室底板以下，分析区域的初始温度可认为与深度无关，取为常数。

若分析区域取得足够大，周边边界可视为绝缘边界条件。另外，为了模拟能量桩的运行过程，需要指定两个关键条件：一是指定进水口流体的温度，其与运行模式和热泵的设计要求相关；二是指定管内流体的速度。

2.2　传热数值模型的验证

2.2.1 算例概况

Loveridge 等[8]在伦敦进行了能量桩传热性能的现场试验。试验场地为饱和黏土地基，能量桩桩身采用 C35 素混凝土，直径为 300 mm，长度为 26.8 m，长径比为 89.3。桩内换热管为单 U 型，长为26 m，外径为32 mm，壁厚为2.9 mm，两肢中心间距为 135 mm（见图 1）。试验分阶段进行，具体为：第 1 阶段中热泵不工作，换热管内流体循环 4.5 d，用于平衡系统的温度；第 2 阶段为注热试验，即进水口温度高于地基温度，持续 3 d；第 3 阶段为自然恢复段，关闭热泵，但维持流体循环，持续 3 d;第 4 个阶段为抽热试验，即进水口温度低于地基温度，持续 3 d。试验过程中现场测得的进水口流体温度时程曲线如图 2 所示。现场还进行了后续的再注热和抽热试验，但由于仪器故障，缺少可靠的数据，本次只对前 4 个阶段进行模拟。

2.2.2 数值模型及计算参数

分析区域平面尺寸为 12 m（40 倍桩径），长度取为 50 m（约 2 倍桩长），敏感性分析表明所采用分析区域的大小足以消除边界条件的影响。换热管附近的网格如图 1 所示。

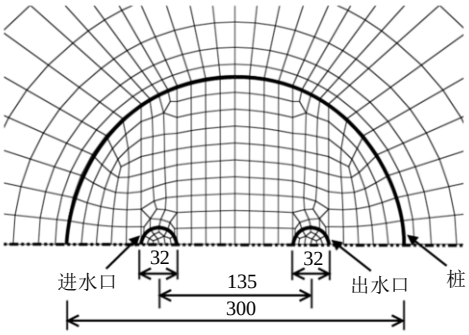


图 1　能量桩横截面（单位：mm）

Fig.1　Cross section of energy pile (unit: mm)

根据对称性，垂直于对称面上的热流量为 0，其余边界为绝热边界条件。计算采用的进水口流体温度时取图 2 中的值。模拟中所涉及到的材料参数取自文献[8]，具体数值见表 1。由于几何模型中未包含换热管，故不需要换热管密度、比热容等参

数，换热管管壁的传热通过接触面的等效换热系数体现。管内水的流速为 0.2 m/s，若取水的动力黏滞系数取为 10^{-6} m^2/s，则按式（3）计算的接触面等效换热系数 $k_{eq}=106$ W/(m^2 • ℃)。

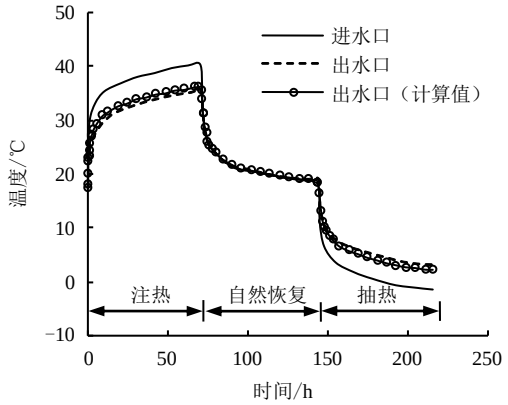


图 2 进水口及出水口流体温度

Fig.2 Inlet and outlet fluid temperatures

表 1 传热算例计算参数

Table 1 Parameters used in numerical thermal performance analysis

材料	密度 /(kg/m^3)	热传导率 /(W/(m • ℃))	比热容 /(J/(kg • ℃))
换热管	/	0.385	/
水	1 000	0.600	4 200
桩	2 210	2.800	1 050
土	1 900	2.300	1 820

2.2.3 计算值与实测值的比较

图 2 比较了出水口流体温度的计算值和实测值。在注热阶段，由于管内流体将能量转移给地基，出水口温度低于进水口，注热结束时流体温度降低了 4.9 ℃；在抽热阶段，出水口温度较进水口增加了 4.5 ℃。计算得到的出水口温度变化规律和数值大小均与实测值吻合，表明所建立传热数值模型能较好地模拟运行过程。

2.2.4 计算值与理论值的比较

为了进一步分析长期运行过程中桩和土体温度的响应，本小节进行了长期运行的算例计算，并将计算结果与理论值进行对比。分析中将注热阶段延长到 3 个月，进水口温度保持为现场注热试验的最终值。为方便与理论值比较，将温度随时间变化表达为归一化温度 T^* 和傅立叶数 Fo 之间的关系，其中归一化温度 T^* 按下式计算：

$$T^*=\frac{2\pi K_s}{q'}\Delta T \tag{6}$$

式中：ΔT 为桩壁处温度变化，取全长范围内桩壁节点温度的平均值；q' 为能量桩单位长度的换热量（W/m），可由进、出水口流体温差确定：

$$q'=\dot{m}_f C_{pf}\left(T_{out}-T_{in}\right)/L \tag{7}$$

式中：L 为桩长；T_{in}、T_{out} 分别为进、出水口流体温度。

傅立叶数 Fo 的计算公式为

$$Fo=\frac{\alpha_s t}{r_p^2} \tag{8}$$

式中：$\alpha_s=\dfrac{K_s}{\rho_s C_{ps}}$，为土的热扩散率（m^2/s），$C_{ps}$ 为土体比热容；t 为时间；r_p 为桩的半径。

三维数值计算与理论值的对比如图 3 所示。计算结果表明，由于能量桩的直径比钻孔埋管要大得多，注热初期的三维计算结果与无限长线源理论有较大差异，桩壁温度变化要比线源理论值高，更接近于柱源理论的计算结果。当 $Fo\geqslant 5$ 之后，T^*-Fo 曲线近似呈直线，线源和柱源理论的结果近似重合，能量桩半径的影响逐渐消失，与三维计算结果之间的差距也较小。当 Fo 超过 30 之后，计算值与理论值再次出现偏离，这是由于无限长线源和柱源理论中均未考虑桩竖向传热的影响。为了进一步验证这一结论，图 3 中同时给出了桩长为 15 m，桩径为 1 m 的能量桩计算结果。结果表明，能量桩的长径比越小，竖向传热的影响越明显，计算值与理论值的偏差越大。

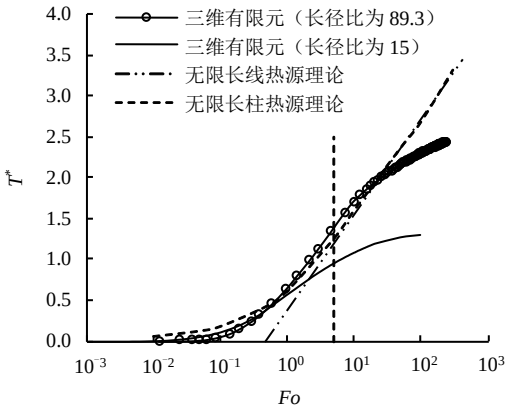


图 3 桩壁归一化温度与傅立叶数之间的关系

Fig.3 Normalized temperature at pile wall versus Fourier number

3 热边界面模型在 ABAQUS 中的二次开发

为了分析黏土地基中能量桩的工作性状，在确

定桩及桩周土温度响应之后，还需考虑温度对黏土力学性质的影响。本节将一热边界面模型在 ABAQUS 进行了二次开发，为黏土地基中能量桩工作性状的分析提供了可靠手段。

3.1　模型简介

Zhou 等[16]在临界状态土力学和边界面模型的框架下建立了一热边界面模型，模型的主要组成部分及关键性假设如下：

（1）弹性体积应变增量 $\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{v}}^{\mathrm{e}}$ 和弹性剪切应变增量 $\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{e}}$ 分别表示为

$$\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{v}}^{\mathrm{e}}=\frac{\kappa}{(1+e)p'}\mathrm{d}p'-\frac{\beta_{\mathrm{s}}}{1+e}\mathrm{d}T \tag{9}$$

$$\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{e}}=\frac{\mathrm{d}q}{3G} \tag{10}$$

式中：p' 为平均有效应力；κ 为 $e-\ln p'$ 坐标系中等向回弹曲线的斜率；e 为孔隙比；β_{s} 为土骨架的体积热膨胀系数；q 为偏应力；G 为弹性剪切模量，可根据弹性体积模量和泊松比确定。

（2）不同温度下的土体正常固结曲线在半对数坐标系中为一系列相互平行的直线。

$$v=N_0-r_{\mathrm{N}}(T-T_0)-\lambda\ln\left(p'/p_{\mathrm{ref}}\right) \tag{11}$$

式中：$v=1+e$，为比热容；N_0 为参考温度 T_0 下正常固结线的截距；λ 为 $e-\ln p'$ 坐标系中正常固结线的斜率；r_{N} 为材料参数；p_{ref} 为参考应力。

（3）前期固结应力随温度的变化规律为

$$p_0(T)=p_0(T_0)\exp\left(-\beta(T-T_0)\right) \tag{12}$$

式中：$p_0(T)$ 为不同温度下的前期固结应力；$\beta=r_{\mathrm{N}}/(\lambda-\kappa)$。

（4）临界状态线在 $p'-q$ 平面上的方程为

$$q=Mp' \tag{13}$$

式中：M 为临界状态下的应力比。

在 $v-\ln p'$ 平面中，不同温度下的临界状态线为一系列互相平行的直线：

$$v=\Gamma_0-r_{\Gamma}(T-T_0)-\lambda\ln\left(p'/p_{\mathrm{ref}}\right) \tag{14}$$

式中：Γ_0 为参考温度 T_0 下临界状态线的截距；r_{Γ} 为材料参数。

（5）边界面方程为

$$F=\left(\frac{q}{Mp'}\right)^n+\frac{\ln\left(p'/p_0(T)\right)}{\ln r} \tag{15}$$

式中：n 和 r 为材料参数。参数 n 决定了边界面的曲率。参数 r 体现了温度变化对边界面形状的影响，按下式计算：

$$r=\exp\left[\frac{(N_0-\Gamma_0)-(r_{\mathrm{N}}-r_{\Gamma})(T-T_0)}{\lambda-\kappa}\right] \tag{16}$$

（6）剪胀因子 D_{s} 为

$$D_{\mathrm{s}}=\frac{\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{v}}^{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}}}=\frac{M^2\left(\rho/\bar{\rho}\right)^2-\eta^2}{2\eta} \tag{17}$$

式中：$\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{v}}^{\mathrm{p}}$ 为塑性体积应变增量；$\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}}$ 为塑性剪切应变增量；$\eta=q/p'$ 为应力比。ρ 和 $\bar{\rho}$ 分别为真实应力点和映像点距离投影中心点的距离。模型中采用半径映射规则，投影中心点取为应力空间的零点，则有

$$\frac{p'}{\bar{p}'}=\frac{q}{\bar{q}}=\frac{\rho}{\bar{\rho}} \tag{18}$$

式中：p'、q 为真实点的应力分量；$\bar{p}'$、$\bar{q}$ 为边界面上映像点的应力分量。

（7）为了计算塑性应变，根据边界面一致性条件有：

$$\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}}=\frac{1}{K_{\mathrm{p}}}\left(\left\{\frac{\partial F}{\partial\sigma}\right\}^{\mathrm{T}}\{\mathrm{d}\sigma\}+\frac{\partial F}{\partial r}\frac{\partial r}{\partial T}\mathrm{d}T+\frac{\partial F}{\partial p_0}\frac{\partial p_0}{\partial T}\mathrm{d}T\right) \tag{19}$$

式中：K_{p} 为塑性模量，按下式确定：

$$K_{\mathrm{p}}=\frac{v}{(\lambda-\kappa)\ln r}\left[\frac{M^2\left(\bar{\rho}/\rho\right)^2-\eta^2}{2\eta}\right] \tag{20}$$

3.2　弹塑性矩阵推导

应力增量与应变增量的关系可表达为

$$\{\mathrm{d}\sigma\}=[\boldsymbol{D}]\{\mathrm{d}\varepsilon\}-[\boldsymbol{D}]\{\mathrm{d}\varepsilon\}^{\mathrm{p}} \tag{21}$$

式中：$[\boldsymbol{D}]$ 为弹性矩阵；$\{\mathrm{d}\sigma\}$ 为应力增量；$\{\mathrm{d}\varepsilon\}$ 为总应变增量；$\{\mathrm{d}\varepsilon\}^{\mathrm{p}}$ 为塑性应变增量。

若不考虑第三应力不变量对流动法则的影响，$\{\mathrm{d}\varepsilon\}^{\mathrm{p}}$ 可表示为

$$\{\mathrm{d}\varepsilon\}^{\mathrm{p}}=D_{\mathrm{s}}\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}}\begin{Bmatrix}1/3\\1/3\\1/3\\0\\0\\0\end{Bmatrix}+\frac{3}{2q}\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}}\begin{Bmatrix}\sigma_1-p'/3\\\sigma_2-p'/3\\\sigma_3-p'/3\\2\sigma_{12}\\2\sigma_{23}\\2\sigma_{13}\end{Bmatrix}=\{C\}\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{s}}^{\mathrm{p}} \tag{22}$$

根据式（19）、（21）、（22）有

$$\{\mathrm{d}\sigma\}=[\boldsymbol{D}]_{\mathrm{ep}}\{\mathrm{d}\varepsilon\}-\frac{[\boldsymbol{D}]\{C\}}{K_{\mathrm{p}}+\left\{\frac{\partial F}{\partial\sigma}\right\}^{\mathrm{T}}[\boldsymbol{D}]\{C\}}\frac{\beta}{\ln r}\mathrm{d}T \tag{23}$$

式中：$[\boldsymbol{D}]_{\mathrm{ep}}$ 为弹塑性矩阵：

$$[\boldsymbol{D}]_{\mathrm{ep}}=[\boldsymbol{D}]-\frac{[\boldsymbol{D}]\{C\}\left\{\dfrac{\partial F}{\partial\sigma}\right\}^{\mathrm{T}}[\boldsymbol{D}]}{K_{\mathrm{p}}+\left\{\dfrac{\partial F}{\partial\sigma}\right\}^{\mathrm{T}}[\boldsymbol{D}]\{C\}} \tag{24}$$

3.3 自定义材料子程序编写

ABAQUS 中用户自定义材料的二次开发通过子程序 UMAT 实现，该子程序的主要任务是根据传入的应变增量计算应力增量，并给出用于预测下一应变增量的刚度矩阵。弹塑性本构模型在 ABAQUS 中的二次开发方法已有较多报道，这里仅讨论热边界面模型二次开发中的几个关键问题。

（1）在求出能量桩运行过程中桩和桩周土温度的变化后，温度对能量桩承载性状的影响通过分步耦合的方式进行，即忽略应力场对温度场的影响，将已求解的温度场作为已知的随空间位置和时间变化的场条件。ABAQUS 会将某一增量步的温度变化传入 UMAT 子程序当中。

（2）材料的热膨胀系数利用 ABAQUS 内置材料性质定义，其余力学参数在 UMAT 中定义。传入 UMAT 中的应变增量为去除弹性温度应变的纯力学应变增量。

（3）在应变和温度增量驱动下应力呈非线性变化，应力积分算法采用 Potts 介绍的带误差控制的 Euler 算法[18]。

3.4 算例验证

3.4.1 温度对压缩性状的影响

饱和 Boom 黏土在等应力排水条件下的升−降温试验数据引自文献[16]。试样的前期固结应力为 6 MPa，超固结 *OCR* 分别控制为 1，2 和 6。模型材料参数汇总于表 2。

图 4 比较了温度变化过程中体积应变的计算值和实测值。对于正常固结土，等应力排水条件边界面的热软化由塑性应变的硬化效应平衡，土体中产生塑性压缩变形。这种塑性压缩变形明显大于热胀引起的土骨架热弹性膨胀变形，叠加后总体表现为体积减小。降温过程中，土骨架出现弹性冷缩变形，土体表现为体积应变增加。对于 $OCR=2$ 的超固结土，虽然应力状态点一直位于边界面的内部，但在边界面模型的框架下也产生了塑性压缩变形，总体变化趋势与正常固结土的情况类似。对于强超固结土（$OCR=6$），升温过程中边界面缩小引起的塑性压缩变形量较小，不足以抵消热胀变形，整体表现为体积增加。

表 2 热边界面模型参数

Table 2 Parameters of thermo-bounding surface model

模型参数	λ	κ	v	N_0	M	n	Γ_0	r_{N}	r_{Γ}	β_s /℃$^{-1}$	p_{ref} /kPa
Boom 黏土	0.18	0.050	0.33	1.95	1.20	2.0	1.86	4.7×10^{-4}	4.7×10^{-4}	0.25×10^{-4}	1 000
粉土	0.09	0.006	0.33	1.67	1.24	2.0	1.59	10×10^{-4}	14×10^{-4}	0.30×10^{-4}	100

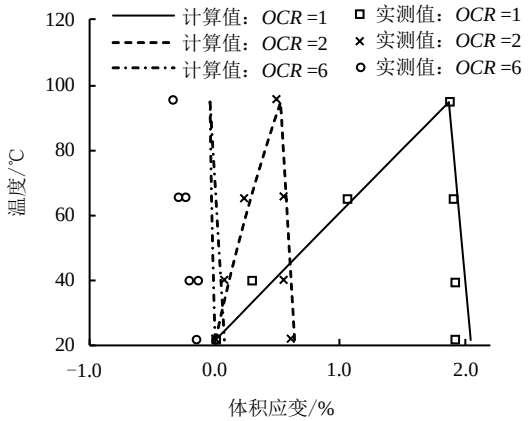


图 4 升−降温循环中饱和黏土体积应变变化

Fig.4 Volume changes of saturated clay during heating and cooling cycle

3.4.2 温度对剪切性状的影响

Uchaipichat 等[19]对粉土进行了不同温度下的三轴固结排水剪切试验。图 5 和图 6 分别给出了初始有效应力为 150 kPa 下偏应力−剪应变和体积应变−剪应变关系，计算参数见表 2。

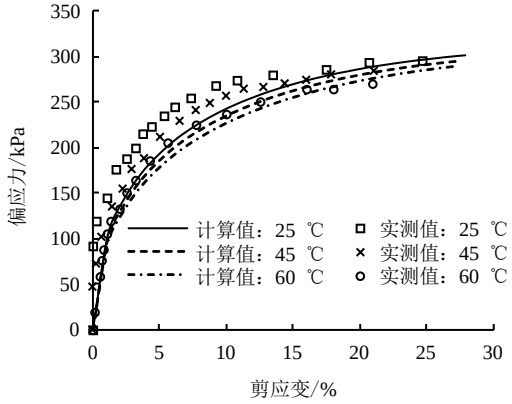


图 5 偏应力−剪应变关系

Fig.5 Deviator stress versus shear strain

结果表明，所给条件下土体偏应力−剪应变曲线呈应变硬化型，土体在剪切过程中发生剪缩。注

意到决定临界状态线位置的参数 r_Γ 和决定等向固结线位置的参数 r_N 不同，土体的边界面形状将随着温度的变化而改变，临界状态线与边界面交点的位置也有所不同。因而计算得到的土体偏应力强度随温度的增加而减小，体积应变则随温度的增加而增加，这些规律均与试验结果一致。

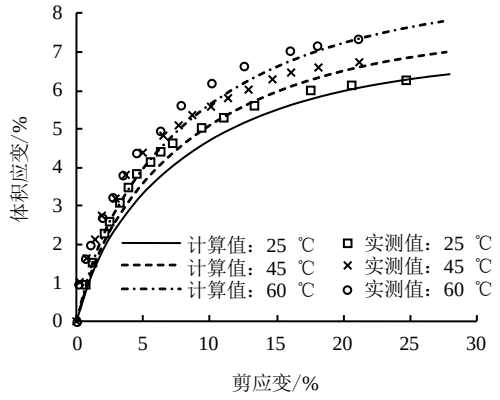


图 6　体积应变-剪应变关系

Fig.6　Volumetric strain versus shear strain

4　黏土地基中能量桩的力学特性

4.1　算例概况

4.1.1 传热计算条件

设有一钻孔灌注桩直径为 1 m，长度为 15 m。桩身埋置单 U 型换热管，管内换热流体为掺加了防冻液的水，换热管外径为 32 mm，壁厚为 2.9 mm，U 型管底部距桩端 0.1 m，换热管两肢间距为 800 mm。材料的热学性质和换热液体的流速等参数均与 2.2 节中的算例相同。

地基初始温度为 15 ℃。能量桩中换热管进水口温度增量时程曲线如图 7 所示。计算中共考虑了 10 次温度循环。

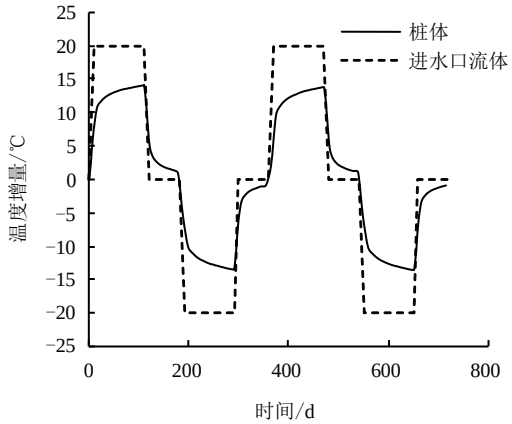


图 7　模拟中采用的进水口温度条件

Fig.7　Inlet fluid temperature applied during simulations

4.1.2 力学计算条件

地基土为正常固结饱和黏土，地下水位与地表齐平，地表排水。桩身材料弹性模量为 20 GPa，泊松比为 0.18。土体有效重度为 8 kN/m^3，渗透系数为 10^{-8} m/s，其余模型参数取表 2 中 Boom 黏土的值。桩-土接触面采用薄层单元模拟，材料模型及参数与周围土体一致。桩顶总荷载、桩侧摩阻力和桩端阻力随桩顶沉降的发挥曲线如图 8 所示，荷载沉降曲线拐点对应的荷载为 2 060 kN，此时侧阻力约发挥了 95%，桩顶沉降为 8.1 cm；当桩顶荷载为 980 kN 时，侧阻力约发挥了 50%，桩顶沉降为 1.9 cm。

为研究不同荷载水平下能量桩的工作性状，分析中分别在 0、980、2 060 kN 共 3 种不同的桩顶荷载下施加温度荷载，分析温度变化的影响。所需的温度荷载由传热分析的计算结果通过节点坐标映射得到。

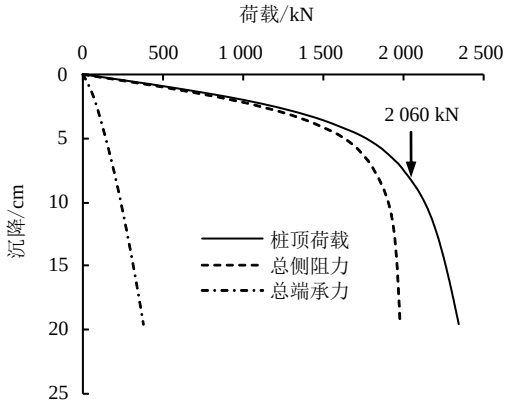


图 8　单桩荷载沉降曲线

Fig.8　Load settlement curves of single pile

4.2　计算结果分析

4.2.1 温度响应

桩顶中心处的温度时程曲线绘制于图 7。为清晰起见，图中只给出了前两年的结果。与进水口温度相比，桩体温度改变量要小 5 ℃左右，且响应相对滞后，体现了热量的传播过程。图 9 给出了不同阶段桩身平均温度沿桩长的分布。大部分桩长范围内温度近似均匀分布。第 1 年注热阶段结束时的桩体温度为 27.1 ℃，比初始地基温度高 12.1 ℃。第 1 年抽热阶段结束时的桩体温度为 3.1 ℃，比初始地基温度低 11.9 ℃。

图 10 给出了不同阶段桩顶向下 1/2 桩长处土体温度沿径向的分布。由于温度循环次数的影响较小，图中只给出了第 1 年的结果。由图可见，土体

温度波动幅度沿桩壁向外逐渐减小。注意到岩土设计时桩的中心间距通常选为 3～4 倍桩径，能量桩长期运行下可能存在桩周温度场叠加的现象。如本例中第 1 年注热结束后，距离桩壁 1.5 倍桩径处的土体温度也有较明显的变化，其比初始温度提高了 3.9 ℃。

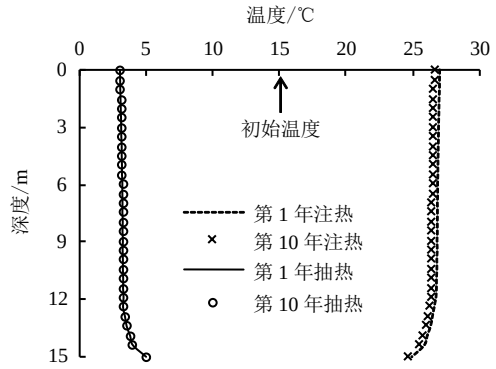


图 9 温度沿桩长的分布

Fig.9 Distribution of temperature along depth

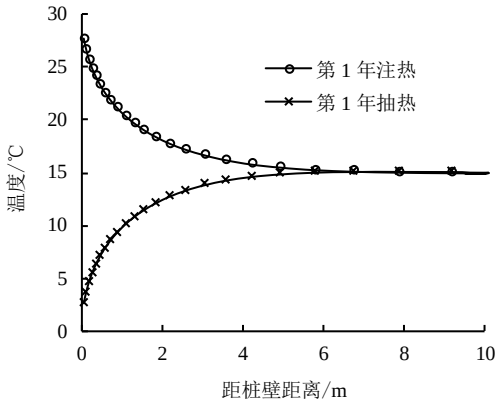
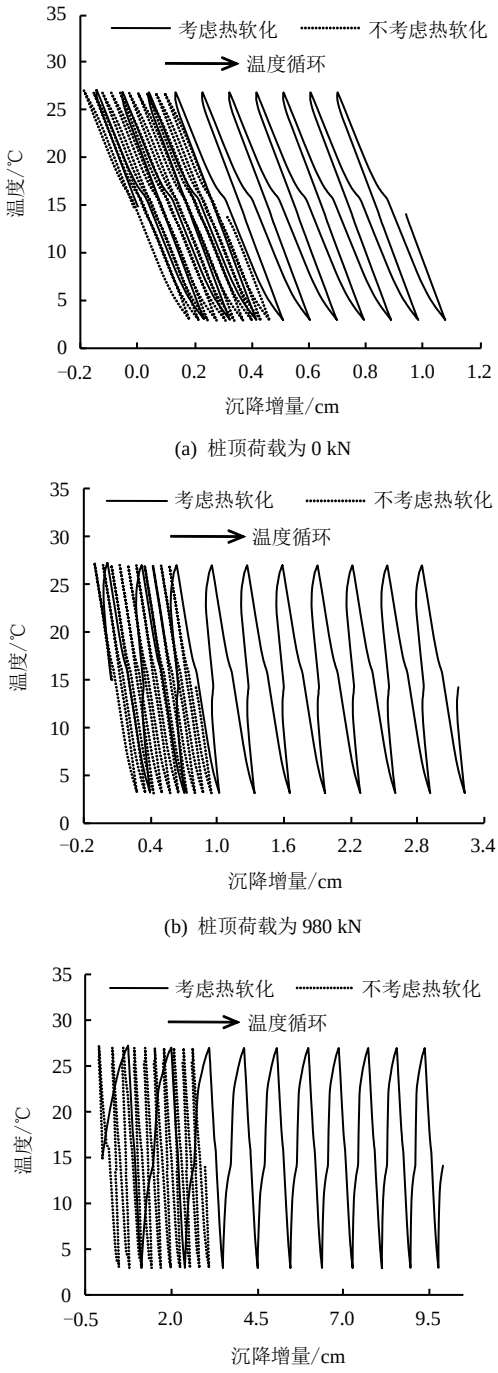


图 10 土体温度沿径向的分布

Fig.10 Soil temperature versus radial distance from pile wall

4.2.2 桩顶位移

图 11 给出了桩顶沉降增量随桩顶温度的变化曲线，图中的沉降增量以向下为正。当桩顶未受荷载时，第 1 次加热导致桩体膨胀，桩体上抬变形约 0.15 cm；在随后降温过程中，桩顶下沉。第 1 次温度循环结束后，桩体有残余沉降 0.12 cm。后期每次温度循环引起的残余沉降增量逐渐减小，10 次温度循环后的桩顶沉降累积达到 0.9 cm。计算结果同时表明，桩顶荷载越大，温度循环后的桩顶沉降也越大。荷载为 980 kN 时的桩顶沉降达到 5.1 cm，比力学荷载引起的沉降大 3.2 cm；荷载为 2 060 kN 后的桩顶沉降达到 18.0 cm，比力学荷载引起的沉降大 9.9 cm。



(a) 桩顶荷载为 0 kN

(b) 桩顶荷载为 980 kN

(c) 桩顶荷载为 2 060 kN

图 11 桩顶沉降随温度的变化

Fig.11 Variation of head settlement with temperature

Laloui 等[20]曾对一桩端土层为砂岩的能量桩进行了现场测试，结果表明一次升−降温后桩顶仍有约 0.6 mm 的上抬。但在本例中，桩端黏土有明显的压缩变形，导致温度循环后桩顶向下沉降，这与路宏伟[21]和 Yavaria[22]等的试验结果一致。需要指出，升温过程中桩体有向上、下膨胀变形的趋势，桩端土体将受到额外的压缩；降温过程中，桩端土体则表现为卸载。往复荷载作用下，土体将出现塑性变形的积累。为了突出这一效应的影响，图 11

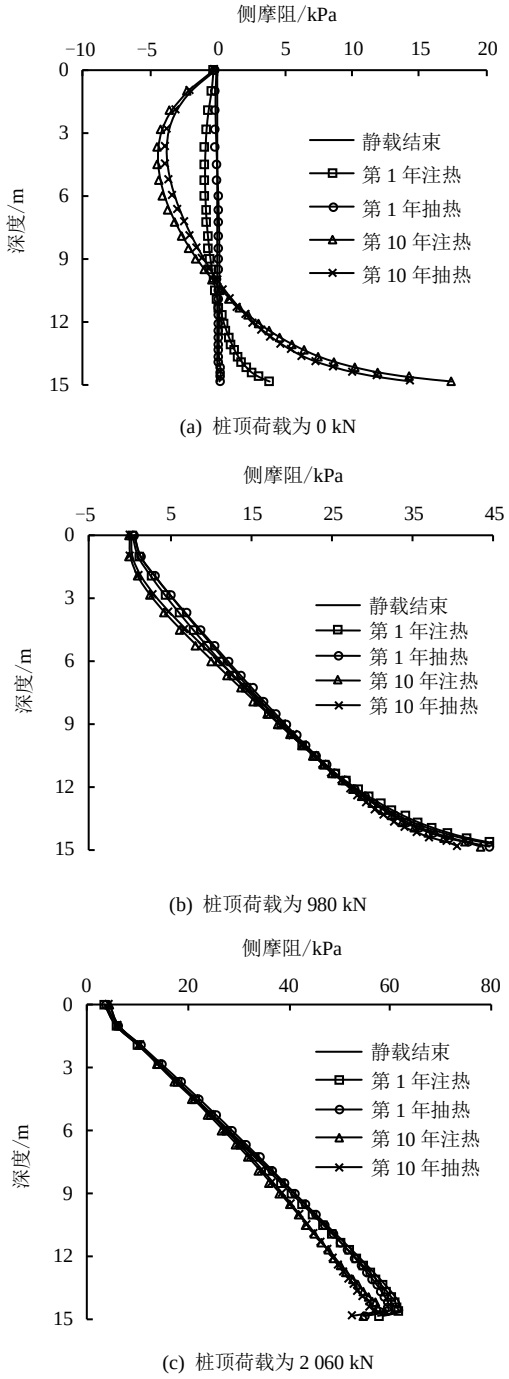
中同时给出了不考虑热软化效应时的计算结果，此时桩顶的沉降主要来源于周期荷载引起的土体塑性变形。结果表明 0、980、2 060 kN 3 种荷载水平下的沉降增量分别为 0.3、0.8、3.0 cm。

另一方面，温度的变化将造成土体边界面大小的改变，桩端黏土在升温过程中产生塑性压缩体积应变，降温后并不能完全恢复（参见图 4），与之对应的桩顶下沉量不能忽视。荷载水平越高，温度变化下桩端土体的压缩变形越大，对桩体变形的影响越明显。这也解释了为什么当桩顶荷载为 2 060 kN 时，第 1 次升温过程中桩顶就出现了下沉变形。

4.2.3 桩身侧摩阻力

不同时刻桩身侧摩阻力分布如图 12 所示。由图可知，温度变化对侧摩阻分布的影响与桩顶荷载水平和温度循环次数有关。当桩顶未受荷载作用时，第 1 次注热结束后，桩体温度及膨胀变形达到最大值。由于桩顶位移自由，桩顶和桩端分别向上、下变形。在桩身上半部，桩相对于土向上变形，桩身出现负摩擦力；桩身下部的桩土相对位移趋势正好相反，桩身上作用有正摩擦力。值得注意的是，抽热后的侧摩阻分布与 Loria 等[23]对砂土地基中能量桩的研究结果不同。由于砂土在温度变化中表现为热胀冷缩，温度循环并不会产生塑性体积应变。因而温度下降时，桩身上部桩相对于土向下位移，摩擦力为正，桩下半部则受到负摩擦作用。在本例中，由于桩侧土体在升−降温过程中积累了较大的竖向变形，温度下降引起的桩土差异变形较小，侧摩阻接近初始值。随着温度的继续循环，桩侧和桩端土体中的塑性变形将持续增加，其对桩土相对位移的作用超过了桩身胀缩量的影响。在桩身上半部，桩侧土体的下沉增加了作用在桩身的负摩擦力，最大值约为 5 kPa，出现在桩顶向下约为 4 m 的位置。在桩身下半部，桩身随着桩端土层的收缩而下沉，正摩阻力较初始值有明显的增加，最大值约为 17 kPa，发生在桩端附近。

当桩顶荷载为 980 kN 时，桩在静力荷载作用下已有一定的沉降，桩端土体温度效应产生的收缩变形也较大，在整个温度循环过程中桩都相对于土体下沉。尤其是对于桩的上部，升温过程中桩体的膨胀量并不能使桩土相对位移改变方向，桩侧基本上不出现负摩擦力。当桩顶荷载为2 060 kN时，静载作用下桩侧摩阻力已基本全部发挥，桩侧土体对桩体的胀缩变形的约束作用基本消失，温度变化对侧摩阻的分布基本没有影响。



(a) 桩顶荷载为 0 kN

(b) 桩顶荷载为 980 kN

(c) 桩顶荷载为 2 060 kN

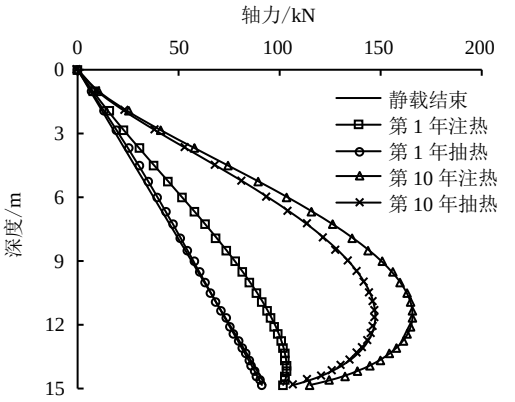
图 12　桩身侧摩阻分布

Fig.12　Distribution of shaft friction

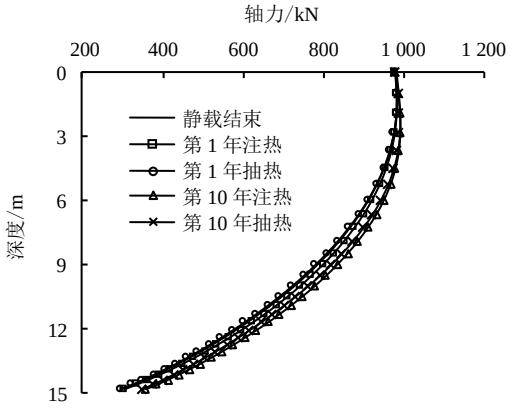
4.2.4 桩身轴力

图 13 给出了不同时刻桩身轴力的分布。若温度循环过程中桩体能够自由胀缩变形，桩身将不会产生附加的轴力。因此，桩身轴力变化主要决定于桩周土体及两端边界条件的约束作用。本例中桩顶可自由变形，轴力的分布与图 12 中的侧摩阻的发挥密切相关。若桩侧受负摩擦力作用，桩身轴力增加；若桩侧受正摩擦力作用，桩身轴力减小。当桩顶未受荷载作用时，桩身初始轴力分布由自重确定，呈线性分布。在每个温度循环中，升温导致轴

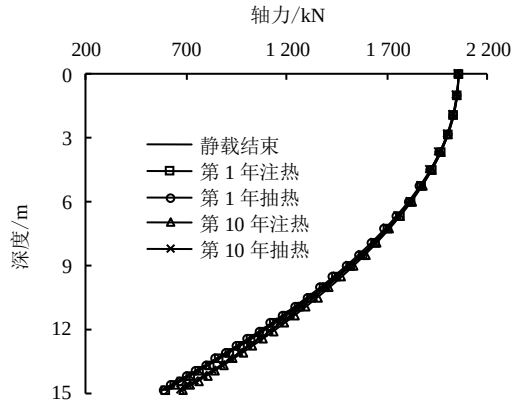
力增加，降温后轴力减小，但减小幅度低于升温过程中的轴力增量，温度循环过程中最大轴力增量为163.4 kN。当荷载水平较大时，桩侧摩阻力已有较多程度的发挥，对桩身的约束作用小，桩身轴力变化不大。考虑到工程实践中桩体材料通常具有较大的抗压强度，温度循环引起的轴力增量并不会对工程安全性造成影响。但需要注意，能量桩运行过程中的周期加载和温度效应会导致桩的沉降明显增加，若桩顶位移受到限制，桩体中可能出现拉应力，相关问题值得重视。



(a) 桩顶荷载为 0 kN



(b) 桩顶荷载为 980 kN



(c) 桩顶荷载为 2 060 kN

图 13 桩身轴力分布

Fig.13 Distribution of axial force

5 结 论

（1）将能量桩的传热简化为换热管内液体与管壁之间的对流传热，桩体中的热传导和地基中热传导等 3 部分，基于有限元软件 ABAQUS 建立了能量桩传热三维有限元分析模型，并将计算结果与常规理论和实测数据进行了对比验证。注热初期，桩壁温度响应计算值较无限长线源理论小，与柱源理论计算值接近；注热后期，无限长线源和柱源理论都高估了桩壁的温度变化。能量桩的长径比越小，三维传热效应越明显，计算值与理论值的偏差越大。

（2）为反映温度对黏土力学行为的影响，在 ABAQUS 中对热力耦合边界面本构模型进行了二次开发，给出了弹塑性矩阵形式及开发步骤。对等应力条件下升−降温试验和不同温度下的三轴剪切试验进行了数值模拟，验证了模型对土体压缩和剪切性状温度效应的模拟能力。

（3）黏土在循环加载和热软化的联合作用下产生塑性变形，导致能量桩桩顶有明显的残余沉降。桩顶荷载越高，温度循环次数越多，桩顶沉降增量越大。温度对桩侧摩阻和桩身轴力的影响程度主要由桩−土间相对位移控制，桩顶荷载越大，侧摩阻和桩身轴力的变化越小。

参 考 文 献

[1] OMER A M. Ground-source heat pumps systems and applications[J]. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 2008, 12(2): 344－371.

[2] BRANDL H. Energy foundations and other thermo-active ground structures[J]. **Geotechnique**, 2006, 56(2): 81－122.

[3] LALOUI L, NUTH M, VULLIET L. Experimental and numerical investigations of the behaviour of a heat exchanger pile[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2006, 30(8): 763－781.

[4] 刘汉龙, 孔纲强, 吴宏伟. 能量桩工程应用研究进展及 PCC 能量桩技术开发[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(1): 176－181.

LIU Han-long, KONG Gang-qiang, NG C W W. Applications of energy piles and technical development of PCC energy piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(1): 176－181.

[5] 孔纲强, 王成龙, 刘汉龙, 等. 多次温度循环对能量桩桩顶位移影响分析[J]. 岩土力学, 2017, 38(4): 958－964.

KONG Gang-qiang, WANG Cheng-long, LIU Han-long, et al. Analysis of pile head displacement of energy pile under repeated temperature cycling[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(4): 958－964.

[6] 桂树强, 程晓辉. 能源桩换热过程中结构响应原位试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(6): 1087－1094.
GUI Shu-qiang, CHENG Xiao-hui. In-situ tests on structural responses of energy piles during heat exchanging process[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(6): 1087－1094.

[7] BOURNE-WEBB P J, AMATYA B, SOGA K, et al. Energy pile test at Lambeth College, London: geotechnical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles[J]. **Géotechnique**, 2009, 59(3): 237－248.

[8] LOVERIDGE F, POWRIE W, NICHOLSON D. Comparison of two different models for pile thermal response test interpretation[J]. **Acta Geotechnica**, 2014, 9(3): 367－384.

[9] BERNIER M A. Ground-coupled heat pump system simulation[J]. **Ashrae Transactions**, 2001, 107(1): 605－616.

[10] OZUDOGRU T Y, OLGUN C G, SENOL A. 3D numerical modeling of vertical geothermal heat exchangers[J]. **Geothermics**, 2014, 51: 312－324.

[11] CECINATO F, LOVERIDGE F A. Influences on the thermal efficiency of energy piles[J]. **Energy**, 2015, 82: 1021－1033.

[12] SULTAN N, DELAGE P, CUI Y J. Temperature effects on the volume change behaviour of Boom clay[J]. **Engineering Geology**, 2002, 64(2): 135－145.

[13] HUECKEL T, BORSETTO M. Thermoplasticity of saturated soils and shales: constitutive equations[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1990, 116(12): 1765－1777.

[14] LALOUI L, FRANÇOIS B. ACMEG T: Soil thermoplasticity model[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 2009, 135(9): 932－944.

[15] 姚仰平, 杨一帆, 牛雷. 考虑温度影响的 UH 模型[J]. 中国科学: 技术科学, 2011, 41(2): 158－169.
YAO Yang-ping, YANG Yi-fan, NIU Lei. UH model considering temperature effects[J]. **Science China: Technological Sciences**, 2011, 41(2): 158－169.

[16] ZHOU C, NG C W W. A thermomechanical model for saturated soil at small and large strains[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2015, 52(8): 1101－1110.

[17] 杨世铭, 陶文铨, 传热学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
YANG Shi-ming, TAO Wen-quan. Heat transfer[M]. Beijing: Higher Education Press, 2006.

[18] POTTS D M, ZDRAVKOVIC L. Finite element analysis in geotechnical engineering application[M]. London: Thomas Telford, 2001.

[19] UCHAIPICHAT A, KHALILI N. Experimental investigation of thermo-hydro-mechanical behaviour of an unsaturated silt[J]. **Geotechnique**, 2009, 59(4): 339－353.

[20] LALOUI L, NUTH M, VULLIET L. Experimental and numerical investigations of the behaviour of a heat exchanger pile[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2006, 30(8): 763－781.

[21] 路宏伟, 蒋刚, 王昊, 等. 摩擦型能源桩荷载-温度现场联合测试与承载性状分析[J]. 岩土工程学报, 2016: 1－10.
LU Hong-wei, JIANG Gang, WANG Hao, et al. In situ tests and analysis of mechanical-thermo bearing characteristic of drilled friction geothermal energy pile[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2016: 1－10.

[22] YAVARI N, TANG A M, PEREIRA J M, et al. Mechanical behaviour of a small-scale energy pile in saturated clay[J]. **Géotechnique**, 2016, 66(11): 1－10.

[23] LORIA A F R, GUNAWAN A, SHI C, et al. Numerical modelling of energy piles in saturated sand subjected to thermo-mechanical loads[J]. **Geomechanics for Energy and the Environment**, 2015, (1): 1－15.