

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.2579

能源桩与周围土体之间荷载传递模型的改进及其桩身承载特性研究

郭浩然, 乔 兰, 李 远

(北京科技大学 土木与资源工程学院, 北京 100083)

摘 要: 桩-土相互作用问题是岩土工程桩基础问题的关键点与难点, 目前针对桩身在循环温度荷载与上覆结构荷载双重作用下的能源桩承载特性研究较少。在传统理想弹塑性模型及双曲线模型的基础上, 采用分段非线性方法对桩-土荷载传递骨干曲线进行了修正, 并基于 Masing's 循环准则, 提出了适用于能源桩的桩-土荷载传递模型。利用改进的桩-土荷载传递模型对能源桩承载特性进行数值分析, 着重研究了桩-土荷载传递参数比 R 对能源桩受力情况的影响。此外, 为了探究在上覆结构荷载及循环温度荷载双重作用下, 能源桩与周围土体之间的真实荷载传递关系及其结构热力学特性, 开展了针对能源桩与周围土体之间相互作用问题的室内模型试验, 监测了其桩身轴向应力及侧摩阻力随温度及深度变化的趋势, 并与基于改进荷载传递模型的数值计算结果进行了对比。室内模型试验监测及数值计算结果显示: 能源桩在上覆结构荷载及温度循环荷载双重作用下, 其受力行为受改进的桩-土荷载传递循环曲线控制; 基于改进的桩-土荷载传递循环曲线而建立的数值模型计算结果与试验结果基本吻合, 改进的桩-土荷载传递模型能够较好地反映能源桩实际的承载特性。

关键词: 能源桩; 桩-土相互作用; 荷载传递; 数值分析; 模型试验

中图分类号: TU 473+1

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2018)11-4042-11

Research on the bearing performance of energy piles using an improved load-transfer model on pile-soil interface

GUO Hao-ran, QIAO Lan, LI Yuan

(School of Civil and Resource Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: The soil-pile interaction has always been of critical importance in geotechnical engineering related to pile foundations. However, there's a lack of research and insufficient understanding regarding the load bearing performance for energy piles due to the unusual loading conditions where both the thermal and mechanical loading apply. Based on the ideal elastoplastic model and the hyperbolic model, a new pile-soil load transfer model considering Masing's rule was proposed. The proposed model adopted the piecewise nonlinear method to modify the pile-soil load transfer backbone curve. Extensive numerical investigations were conducted to investigate the impact of the loading on the thermo-mechanical behavior of the energy piles. In addition, a physical model test was conducted to provide an in-depth understanding of the load transfer mechanism between the soil and the energy pile, and the thermo-mechanical behavior of energy piles. The axial stress and shaft resistance were measured as the temperature and depth changed. The results compared with those from the improved-approach-based numerical calculations indicate that thermo-mechanical behavior of energy piles can be described by the modified pile-soil load transfer model. The results obtained by the numerical simulation are in alignment with that of the physical model test, indicating that the modified model is suitable for the energy piles considering both the mechanical and cyclic thermal loading.

Keywords: energy pile; soil-pile interaction; load transfer; numerical investigation; physical model test

收稿日期: 2017-12-03

基金项目: 北京科技大学与台北科技大学联合研究计划 (No. TW201703); 建筑安全与环境国家重点实验室开放课题基金资助 (No. BSBE2015-06)。This work was supported by the Joint Research Program between University of Science and Technology Beijing and National Taipei University of Technology (TW201703) and the Opening Funds of State Key Laboratory of Building Safety and Built Environment (BSBE2015-06) .

第一作者简介: 郭浩然, 女, 1989 年生, 博士研究生, 主要从事能源桩力学及传热性能方面的研究工作。E-mail: m.y.story@163.com

通讯作者: 李远, 男, 1980 年生, 博士, 副教授, 主要从事岩土工程方面的教学和研究工作。E-mail: sbfqp@126.com

1 引言

在世界能源可持续发展的背景下，能耗问题存在于多种行业中，其中建筑能耗占整个社会总能耗较大比例^[1-2]。在过去 20 多年中，由于其先天优势，利用地热资源为建筑物制冷及供暖的能源桩系统在世界各地得到了快速的发展，并已在全球许多国家的绿色节能建筑中得到了广泛的应用^[3-5]。

目前，能源桩与周围土体之间相互影响的研究，主要集中在能源桩的传热效率与传热机制方面^[6-8]，而针对能源桩的力学承载特性方面研究较少。Laloui^[9]、Bourne-Webb^[10]等分别在位于洛桑的瑞士联邦工学院及位于伦敦的 Lambeth 学院开展了针对常规热交换桩进行的原位测试工作，研究了能源桩在换热过程中的结构响应问题，研究结果表明：能源桩在温度荷载作用下，其桩身中下部由温度荷载引起的附加应力已经超过了由上覆结构荷载引起的应力；当温度变化较大时，桩身中下部甚至会产生拉应力。桂树强等^[11]对信阳市高铁站能源桩进行了监测，分析了桩身受附加温度荷载作用下的力学性能，认为在温度荷载作用下，桩身的位移变化较大。陆宏伟等^[12]对昆山某摩擦型能源桩进行了现场测试，分析了不同荷载水平及温度条件下桩身的温度、应力分布及桩顶位移的变化，研究结果表明：能源桩在温度-荷载共同作用下，其承载性状与普通桩体有明显不同，简单套用常规桩的设计规范，不足以保证能源桩的安全性及经济性。

在温度-荷载联合作用下，能源桩与普通桩的受力规律明显不同，但造成这一差异的原因，不能仅仅归结为桩体本身的热胀冷缩现象，而是由于在温度循环过程中，能源桩与周围土体的荷载传递关系发生改变，从而对桩身承载特性造成了影响。

目前为止，国内外学者已经提出了多种用来描述桩-土相互作用的荷载传递模型，如理想弹塑性模型^[13]、三折线模型^[14]、指数函数模型^[15]及双曲线模型^[16]等。但传统荷载传递模型不能反映桩-土界面加/卸载循环剪切性状，也不能反映桩-土界面反向加载时存在残余位移的现象，当然也没有反映桩侧土固结过程中桩-土界面法向应力逐渐增加时桩-土界面的剪切力学特征。

基于此，正确认识温度循环荷载作用对能源桩受力特性的影响，确定能源桩与周围土体荷载传递规律，对能源桩的设计和施工具有实际意义。在能源桩的结构响应分析中，合理数值模型的选择和修正，以及依据实测与试验数据进行的参数选择和确

定办法，对计算结果的正确性至关重要。

2 改进的荷载传递曲线

2.1 桩-土相互作用骨干曲线的推导

目前大量的试验数据表明，大多数桩-土荷载传递曲线是高度非线性的^[17-18]。在外力作用下，当桩-土之间开始发生非常小的应变时，桩-土接触刚度， G 保持不变，随着应力的不断增加，接触刚度大幅降低直至破坏。桩-土接触刚度随应变的变化趋势如图 1 所示：第 1 阶段为几乎恒定的刚度值对应初始较小的应变，直到土体达到第 1 阶段的最高剪切强度，将此时的应变值定为 γ_0 ；第 2 阶段，应变从 γ_0 不断增大到 γ_1 ，此阶段桩-土接触刚度迅速降低；第 3 阶段，接触刚度降低的幅度逐渐变缓，直到桩-土相对位移达到临界值 γ_m ，桩体失稳，桩侧土体破坏。图中， G 代表该曲线的斜率。

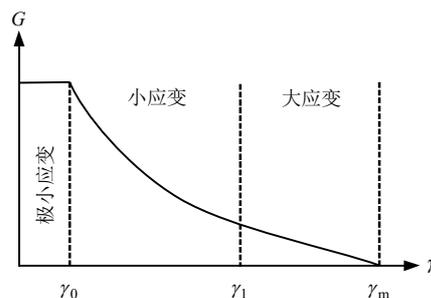


图 1 桩-土接触刚度随应变的变化趋势
Fig.1 Relationship between shear stiffness and shear strain

图 2 所示为桩-土荷载传递的非线性应力-应变关系曲线，与图 1 中的桩-土接触刚度曲线相对应。在初始阶段，荷载传递曲线为线弹性，初始刚度为 G_0 ；随后在经过较小的位移变化后，桩-土相互作用应力-应变关系进入到塑性阶段，此时其对应的桩身位移值为 γ_0 ；当应力达到极限荷载 τ_m 时，桩身失稳，桩侧土体破坏，此时对应的接触刚度几乎为 0。

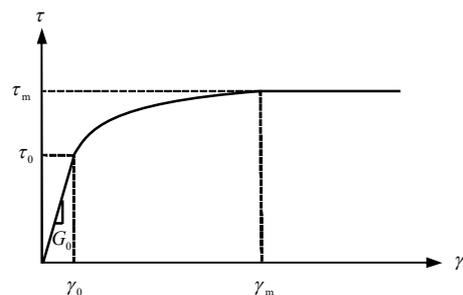


图 2 桩-土相互作用的非线性应力-应变关系曲线
Fig.2 Nonlinear stress-strain curve for pile-soil interaction

定义塑性阶段任一点的切线接触刚度为 G_t ，割线接触刚度为 G_s ，当 $\tau = \tau_0$ 时， $G_t = G_s = G_0$ ；当 $\tau = \tau_m$ 时， $G_t = G_s = 0$ 。根据图 2 所示的应力-应变关系，对第 2 阶段的桩-土荷载传递骨干曲线公式进行如下推导：

首先，根据 Kraft 等^[19]提出的双曲线模型中刚度表达式，得出割线刚度 G_s 与初始刚度 G_0 的关系为

$$\frac{G_s}{G_0} = \frac{\tau_m - \tau}{\tau_m - \tau_0} \quad (1)$$

其次，切线刚度与割线刚度之间的关系为

$$G_t = \frac{d\tau}{d\gamma} \quad (2)$$

$$G_s = \frac{\tau - \tau_0}{\gamma - \gamma_0} = G_0 \frac{\tau_m - \tau}{\tau_m - \tau_0} \quad (3)$$

由公式 (2)、(3) 得

$$G_t = G_0 \frac{\tau_m - \tau}{\tau_m - \tau_0 + G_0(\gamma - \gamma_0)} \quad (4)$$

最后，进行第 2 阶段的桩-土荷载传递骨干曲线公式推导：

将公式 (2) 代入式 (4) 得

$$\frac{1}{\tau_m - \tau} d\tau = \frac{1}{\tau_m - \tau_0 + \gamma - \gamma_0} d\gamma \quad (5)$$

对等式 (5) 两边积分，得：

$$\tau = \tau_m - \frac{1}{c_1 \left(\gamma - \gamma_0 + \frac{\tau_m - \tau_0}{G_0} \right)} \quad (6)$$

式中： c_1 为常数项。

代入初始条件，当 $\gamma = \gamma_0$ 时， $\tau = \tau_0$ ，得常数项 c_1 ：

$$c_1 = \frac{G_0}{(\tau_m - \tau_0)^2} \quad (7)$$

将常数项 c_1 的表达式 (7) 代入式 (6)，得

$$\tau = \tau_m - \frac{(\tau_m - \tau_0)^2}{G_0(\gamma - \gamma_0) + \tau_m - \tau_0} \quad (8)$$

综上所述，改进的桩-土荷载传递骨干曲线可表述为

$$\left. \begin{aligned} & \text{若 } 0 < \gamma \leq \gamma_0, \text{ 则 } \tau = G_0 \cdot \gamma \\ & \text{若 } \gamma_0 < \gamma \leq \gamma_m, \text{ 则 } \tau = \tau_m - \frac{(\tau_m - \tau_0)^2}{G_0(\gamma - \gamma_0) + \tau_m - \tau_0} \\ & \text{若 } \gamma > \gamma_m, \text{ 则 } \tau = \tau_m \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

G_0 可由 Randolph 等^[13]提出的理想弹塑性公式计算：

$$G_0 = \frac{G_{\text{soil}}}{r_0 \ln \left(\frac{r_m}{r_0} \right)} \quad (10)$$

式中： $\tau_m = 2.5l\rho(1-\nu)$ ，其中， $\rho = G_m / G_d$ ， G_m 为桩中部位置土体剪切模量； ν 为土体泊松比； G_d 为桩端部位置土体剪切模量； G_{soil} 为土体剪切模量； r_0 为桩身半径； l 为桩基埋深。

模型中参数 γ_m 表示桩侧摩阻力达到极限值时所对应的桩-土相对位移，即桩-土临界位移。由于在进行桩基静载荷试验时，桩顶所观测到的沉降量是由桩身位移及桩身压缩变形量两部分组成的，故而针对桩身某一截面的临界位移值 γ_m 可由该截面所在处桩身侧摩阻力达到极限值时所对应的桩顶沉降值 S 减去该处桩身截面上部的压缩变形值 S_c 得到。其中，桩顶沉降值及桩身压缩变形值可由常规桩基静载荷试验及桩身内力测试得到。

2.2 桩-土荷载传递循环加卸载曲线

考虑能源桩与周围土体界面的循环剪切性状，根据 Masing's 二倍法循环加、卸载曲线规律，改进的桩-土荷载传递循环曲线如图 3 所示。当卸载点位于弹性阶段时，模型将按原路返回原点；当卸载点位于塑性阶段时，模型将按照 Masing's 准则形成加、卸载滞回圈。

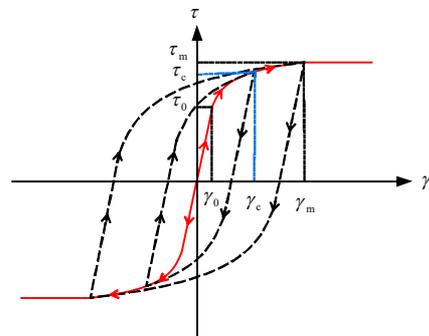


图 3 改进的桩-土荷载传递循环曲线
Fig.3 Improved pile-soil load transfer cyclic curves

Masing's 准则的特点主要有^[20-21]：①模型的卸载与再加载曲线与骨干曲线的函数形式相一致，但

其应力-应变的坐标比例尺为骨干曲线的两倍。②卸载开始时的剪切模量与骨干曲线的初始弹性模量相等。③假定卸载点在 (γ_c, τ_c) 处，则其卸载线将于 $(-\gamma_c, -\tau_c)$ 处再次回到骨干曲线。

根据本文荷载传递骨干曲线式(9)以及 Masing's 二倍法，可以得到循环曲线中卸载及再加载分支的函数表达式如下：

(1) 卸载 (假定卸载点位于 (γ_c, τ_c))

$$\left. \begin{aligned} &\text{当 } (\gamma_c - 2\gamma_0) < \gamma < \gamma_c \text{ 时, } \tau = G_0(\gamma - \gamma_c) + \tau_c \\ &\text{当 } -\gamma_c < \gamma \leq (\gamma_c - 2\gamma_0) \text{ 时,} \\ &\tau = -2\tau_m + \tau_c + \frac{2(\tau_m - \tau_0)^2}{G_0 [(-\gamma + \gamma_c) / 2 - \gamma_0] + \tau_m - \tau_0} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

(2) 再加载 (假定再加载点位于 $(-\gamma_c, -\tau_c)$)

$$\left. \begin{aligned} &\text{当 } -\gamma_c < \gamma < (\gamma_c - 2\gamma_0) \text{ 时, } \tau = G_0(\gamma + \gamma_c) - \tau_c \\ &\text{当 } (\gamma_c - 2\gamma_0) \leq \gamma < \gamma_c \text{ 时,} \\ &\tau = 2\tau_m - \tau_c - \frac{2(\tau_m - \tau_0)^2}{G_0 [(\gamma + \gamma_c) / 2 - \gamma_0] + \tau_m - \tau_0} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

根据上述桩-土荷载传递循环模型可以看出，该模型在塑性阶段，通过卸载及再加载曲线，形成了一个闭合的滞回圈，因此，可以利用此模型，通过数值模拟增量迭代的方式来研究能源桩在长期循环温度作用下的残余沉降问题。

2.3 能源桩与周围土体荷载传递分析

正常情况下，桩身埋入土体，桩顶及桩底并非完全固定，所以桩身在受温度荷载作用下，难免会产生相对于周围岩土体向上或向下的运动趋势，相对应于桩-土相互作用曲线，则表现为加载或卸载情况。

图 4 所示为能源桩仅受上覆结构荷载作用的情况。此时，随着桩身轴向应力的增加，其桩侧摩阻力也会相应增加。图中绿色及红色线段分别代表桩顶加载及卸载所造成的桩侧摩阻力变化，由于桩顶及桩底的应变大小不同，故其所受的桩侧摩阻力也不同。由图示可以看出，相对于桩底部而言，在上覆结构荷载作用下，桩顶部将产生较大沉降，且更可能在循环荷载作用下产生残余沉降。

图 5 所示为能源桩受上部结构荷载的同时，其温度升高及降低的情况。在上部结构荷载作用下，桩身产生向上的侧摩阻力及向下的位移。图中，绿线代表结构荷载作用，红线代表升温，而蓝线则代表降温。当温度升高时，桩身上部侧摩阻力减小，桩-土荷载传递曲线呈卸载趋势；而桩身下部侧摩阻力则继续增大，桩-土荷载传递曲线呈加载趋势。随

后，当温度降低时，桩侧应力-应变关系呈上部再加载而下部卸载的趋势。

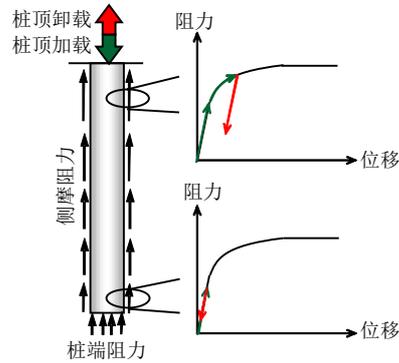


图 4 仅受顶部结构荷载作用情况时，能源桩上部及底部的荷载传递曲线

Fig.4 Load-transfer curves on the top and bottom of energy pile with mechanical load only

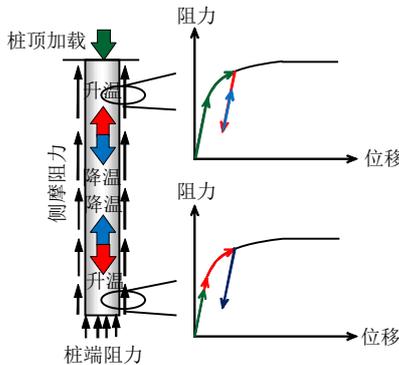


图 5 受荷载-温度联合作用时，能源桩上部及底部的荷载传递曲线

Fig.5 Load-transfer curves on the top and bottom of energy pile with mechanical-thermal effect

上述改进的桩-土荷载传递曲线不仅结合了传统的三折线及双曲线模型各自的优点，同时也应用了 Randolph 等^[13]基于弹性理论法提出的理论公式用于对桩-土相互作用弹性阶段的描述。根据能源桩在受温度循环作用过程中，桩身位移往复运动的问题，本文所提出的改进的桩-土荷载传递曲线也考虑了 Masing's 准则所描述的桩-土界面的循环剪切性，用来解释能源桩在长期运行过程中的桩身残余沉降等问题。

3 基于改进的荷载传递模型的能源桩数值模拟参数分析

通过本文改进的桩-土荷载传递循环曲线(见图 3)可以看出，桩-土相互作用的骨干曲线可由参数比 τ_0 / τ_m 改变，若定义 $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ 为桩-土荷载传递参数比，则在数值模拟分析中，通过改变不同的

参数比 R , 即可进行不同桩-土接触属性对能源桩承载性能影响的分析。

3.1 数值模型简介

本文采用 COMSOL Multiphysics 二维轴对称模型对能源桩与周围土体的力学相互作用进行分析, 图 6 所示为数值模拟几何模型及网格划分。靠近中心旋转轴的蓝色区域代表能源桩, 而外侧黑色区域则代表桩周土体。能源桩左端为中心旋转轴, 顶端自由或受上覆结构荷载作用, 桩侧由桩-土界面接触单元与周围土体相连接, 桩顶及桩底由弹簧表示桩身与上部结构荷载及端部土体的法向接触; 周围土体底端固定, 顶端自由, 右端远处由滑轮控制; 模型中网格划分采用二阶三角形单元。

本文桩身受力分析图规定: 轴向拉应力为正, 压应力为负; 位移向下为正, 向上为负; 侧摩阻力向上为正, 向下为负。

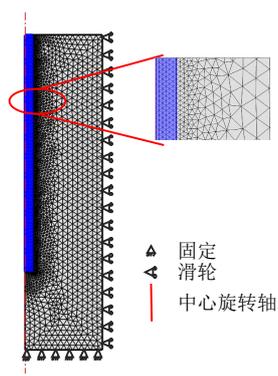


图 6 数值模拟二维轴对称模型及网格划分
Fig.6 Axisymmetric numerical model and meshes

3.2 数值模拟中所用到的本构关系

该数值模型采用热-力耦合稳态分析, 能源桩由一个热-弹性混凝土圆柱表示, 在数值计算中赋予能源桩不断变化的温度, 考虑桩身在温度作用下的膨胀与收缩, 但不考虑桩身混凝土与管内流体及周围土体之间的热传递关系。桩身周围土体遵循摩尔-库仑屈服准则; 桩-土之间切向接触单元由本文改进的桩-土荷载传递循环曲线控制; 法向接触单元由 Poulos 等^[22]所提出的线弹性模型控制。

桩周土体摩尔-库仑弹塑性模型为

$$|\tau| + \sigma \tan \varphi - c = 0 \quad (13)$$

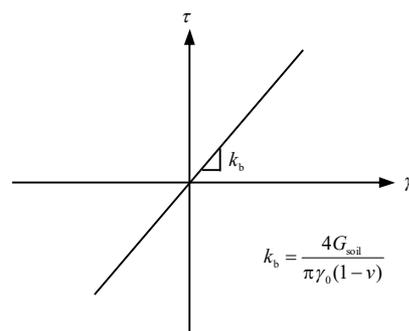
式中: c 为土体黏聚力; φ 为土体内摩擦角; τ 与 σ 分别为滑移面上的剪应力与正应力。

桩身混凝土热-弹性模型为

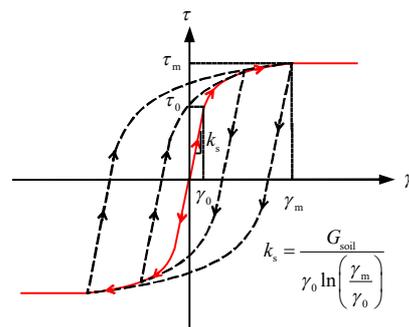
$$\sigma_{ij} = \frac{E}{(1+\nu)} \varepsilon_{ij} + \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + \frac{E}{3(1-2\nu)} \alpha \cdot \Delta T \delta_{ij} \quad (14)$$

式中: α 为桩身混凝土的热膨胀系数; ΔT 为混凝土温度变化; σ_{ij} 与 ε_{ij} 分别为应力及应变的张量形式; δ_{ij} 为单位矩阵; $\varepsilon_{kk} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$ 。

桩-土相互作用的本构关系见图 7。其中, k_b 为桩-土相互作用法向接触的刚度系数, k_s 为桩-土相互作用切向接触的初始刚度系数。



(a) 法向线性接触准则



(b) 切向弹塑性接触准则

图 7 数值模型中所采用的本构关系

Fig.7 Constitutive models used in numerical investigation

3.3 数值模拟参数分析

在研究不同桩-土接触属性对桩身承载特性影响的数值模型中, 能源桩的几何尺寸及桩土材料力学性能参数均依据英国伦敦 Lambeth 学院能源桩试验的现场原位测试^[10]取值。在该模型中, 能源桩直径取 55 cm, 桩长取 30 m, 桩身混凝土密度为 2 500 kg/m³, 杨氏模量为 40 GPa, 热膨胀系数为 8.5 × 10⁻⁶ /K, 泊松比为 0.15, 导热系数为 1.5 W/(m · K), 比热容为 1 200 (J/(kg · K))。桩周土体为伦敦黏土, 本模型中的伦敦黏土参数取自 Bourne-Webb 等^[10]对伦敦黏土的描述。Bourne-Webb 等^[10]通过标准灌入试验发现土体极限剪切强度最开始 4 m 为 65 kPa, 之后的土体强度随深度成线性变化 (见图 8(a)):

图 8(b)表示伦敦黏土杨氏模量与土体剪切强度之间的关系，三角形标示为 Gasparre 等^[23]测得的伦敦黏土的杨氏模量具体数值；桩-土初始接触刚度 G_0 可以根据式 (10) 计算得出。

针对上述模型，根据 Bourne-Webb 等^[10]的测试情况，在没有施加土覆结构荷载的情况下，给桩身施加 $\Delta T = 29.5^\circ\text{C}$ 的温度，分析了不同桩-土荷载传递参数比 $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ 对能源桩承载性能的影响，并将数值模拟结果与现场原位试验结果进行了对比 (见图 9)。

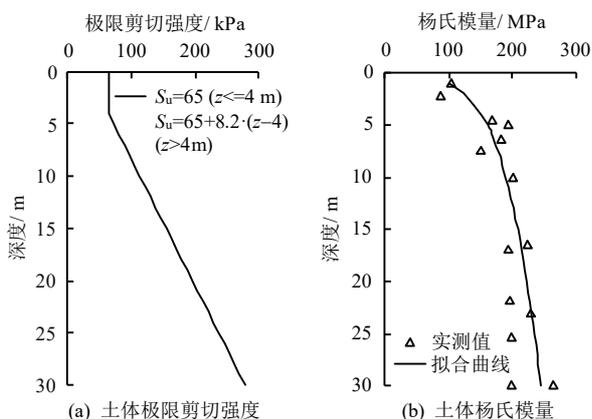


图 8 能源桩周围土体力学性能参数随深度变化规律
Fig.8 Variations of soil strength parameters along pile

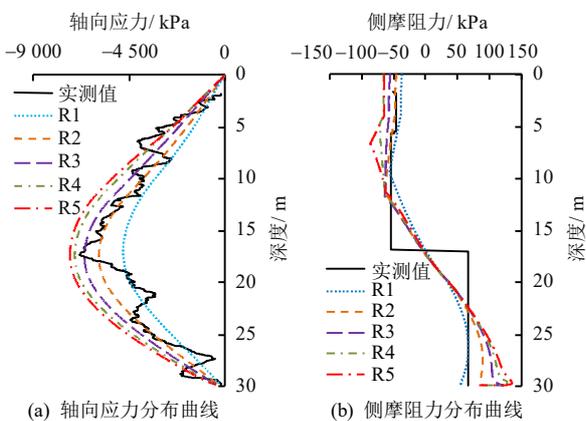


图 9 不同桩-土接触准则参数比 $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ 对能源桩承载性能的影响
Fig.9 Impacts of loading factor $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ on loading state of energy pile considering different contact models

从图 8 可以看出：利用本文所提出的数值模型对能源桩进行数值模拟，若已知桩身混凝土及周围土体的各项物理力学参数，仅改变桩-土荷载传递参数比 $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ ，虽然不会对能源桩受力中性面的位置造成影响，但是桩身各处的受力大小均会随之改变，且随着 τ_0 / τ_m 的比率增高，桩身轴向应力

呈增大趋势，桩侧摩阻力也随之增大。

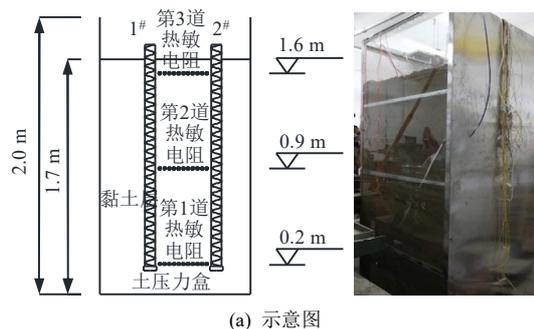
根据描述改进的桩-土荷载传递骨干曲线的公式 (9) 可知，当 $R = 0$ 时，则该骨干曲线即转变为标准双曲线模型；当 $R = 1.0$ 时，则该骨干曲线即转变为理想弹塑性模型。从与实际原位试验数据^[10]相比较的结果来看，在本实例中，当参数比 $R = 0.5$ 时，数值模拟结果与实测结果最为相符。由上述分析可以看出，若要利用数值计算较为准确的预测出能源桩的桩身承载特性，对于荷载传递参数比 $R(R = \tau_0 / \tau_m)$ 的准确判断也是很有必要的，改进的荷载传递曲线中 R 可由原位桩基静载荷试验得出。

4 能源桩大型室内模型试验

为了更深入地研究在上覆结构及温度循环荷载作用下能源桩的桩身承载特性，本课题进行了大型室内模型试验。该室内模型试验的目的是：探究在桩基静载及循环温度荷载作用下，能源桩与周围土体之间的真实荷载传递关系变化趋势以及桩身附加温度荷载的变化规律。与此同时，模型试验也可以为改进的桩-土荷载传递模型及本文所提出的数值模型的验证提供数据基础。

4.1 室内模型简介

室内模型试验的整个系统由能源桩，模型槽与温控水箱连接而成 (见图 10)。能源桩中的换热管与温控水箱中的抽水循环泵形成温度循环回路，利用换热管中的液体温度与桩周土体温度差模拟能源桩的吸热与放热。



(a) 示意图
(b) 实物图
图 10 室内模型试验示意图及实物图
Fig.10 Diagram and physical picture of laboratory model test

能源桩由桩体、钢筋笼和换热管组成, 桩身直径为 6.6 cm, 高度为 1.6 m, 桩端部埋深为 1.5 m。桩周土体由现场大块原状黏土体破碎后, 分层打夯填入不锈钢填土箱中, 填土箱尺寸为 1 m×1 m×2 m。埋桩时采用洛阳铲人工钻孔, 取合适位置, 待填土箱中每层土体打夯完毕后, 钻取直径约为 9 cm 左右的孔, 然后将制作好的模型桩置于孔中, 填土分层压实。能源桩内部换热管采用螺旋型埋管形式, 包括一个主体管、一个进水口接头及一个出水口接头;

支架为 4 根竖直的圆柱形钢筋及许多环形箍筋相互编织形成的骨架; 换热管环绕在支架上, 支架上捆绑热敏电阻, 钢筋计焊接在圆柱形钢筋上, 桩体下部设置土压力盒。

依据《普通混凝土力学性能试验方法标准》^[24]、《土工试验方法标准》^[25]、《非金属固体材料导热系数的测定-热线法》^[26]的规定进行室内物理力学试验, 测得桩身混凝土及桩周土体的物理力学性质参数如表 1 所示。

表 1 测试桩及周围土体物理力学参数

Table 1 Mechanical parameters for pile and soil used in numerical investigation

桩身材料 (混凝土)						桩周土体 (黏土)					
密度 / (kg/m ³)	杨氏模量 / MPa	泊松比	热传导系数 / (W/(m·K))	比热容 / (J/(kg·K))	热膨胀系数 / (10 ⁻⁶ /K)	密度 / (kg/m ³)	杨氏模量 / MPa	泊松比	热传导系数 / (W/(m·K))	黏聚力 / kPa	内摩擦角 / (°)
2 380	30 000	0.16	1.38	1 070	10	1 900	14.5	0.35	1.1	22	12

4.2 模型试验过程

为避免桩基静载荷试验达到极限荷载对试验桩的破坏, 本研究模型槽内共埋入两根相同尺寸的测试桩。首先, 利用一根测试桩 (TP-1) 进行常规静载荷试验; 之后, 根据 TP-1 的桩基静载荷试验结果, 采用安全范围内的上覆结构荷载, 对另外一根测试桩 (TP-2) 进行荷载-温度联合作用试验。

(1) 常规桩基静载荷试验

首先针对 TP-1 号桩进行常规静载荷试验, 通过逐级加载的方式, 记录桩身应力沿桩长的变化及桩顶沉降随上覆荷载的变化情况, 并通过静载荷试验确定单桩的极限承载力, 试验参照《建筑基桩检测技术规范》^[27]执行。

(2) 荷载-温度联合作用试验

对 TP-2 号桩进行荷载-温度联合作用试验: 在试验桩内部施加温度循环之前, 先在桩顶施加安全范围内的上部结构荷载 1.47 kN, 稳定 12 h 后开始循环温度的试验, 在温度荷载施加过程中, 桩顶结构荷载始终保持不变。管内流体温度 20℃→30℃→40℃→50℃→40℃→30℃→20℃→15℃→10℃→5℃→10℃→15℃→20℃, 每级温度最少等待 12 h, 待其稳定再读取数据 (液体进出口温度、桩身及土层中分布的热敏电阻读数、桩身应力、桩顶沉降、桩侧摩阻力)。

5 室内模型试验结果及数值模拟分析

5.1 桩顶荷载作用下的试验结果分析

利用 TP-1 号桩进行常规桩基静载荷试验, 按照逐级加载的方式得到桩顶荷载-沉降曲线及桩身轴力分布曲线如图 11 所示。

图 11(a)所示为桩基静载荷试验测得的桩顶荷载-沉降曲线。由图中可以看出, 测试桩极限荷载为 2 kN; 桩身沉降大致可分为 3 个阶段: 弹性阶段、塑性阶段及滑移阶段; 随着上覆荷载的增加桩顶沉降的趋势逐渐变缓; 当上覆荷载达到极限荷载后卸载, 桩顶位移无法恢复到初始状态, 即桩身存在残余变形, 可恢复变形为弹性变形部分, 不可恢复变形为塑性阶段及滑移阶段。

图 11(b)所示为施加不同桩顶荷载情况下, 桩身轴力随桩体埋深的变化趋势。由图中可以看出, 同一埋深的桩身轴力随上覆荷载的增加而增加, 在相同桩顶荷载情况下, 由于向上的侧摩阻力作用, 桩身受随埋深的增加而减小。当桩顶荷载较小时, 试验桩仅受周围土体的桩侧摩阻力作用, 而桩底土体不受力, 表现为摩擦桩; 随着桩顶荷载的逐渐增大, 桩底荷载也随之增大, 表现为摩擦端承桩。

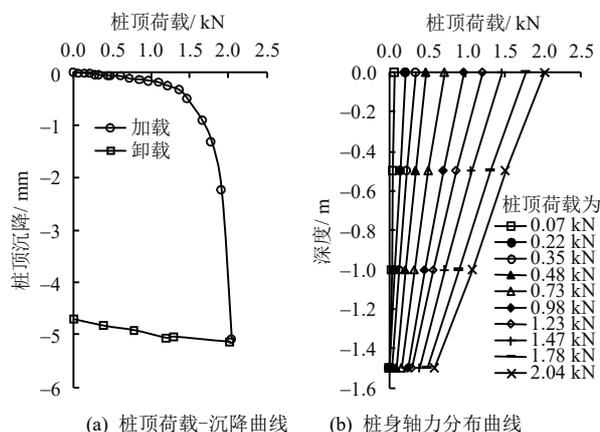


图 11 施加不同桩顶荷载情况下
Fig.11 Considering different pile top loads

5.2 荷载-温度联合作用下的试验结果分析

利用 TP-2 号桩进行荷载-温度联合作用试验, 图 12 及图 13 分别表示在恒定的上覆结构荷载作用下, 测试桩在制冷及制热循环达到顶点时, 桩身轴力及桩侧摩阻力变化。图中圆形标记曲线表示桩身未受温度影响, 仅在上覆结构荷载作用下的受力情况; 三角形标记曲线表示测试桩在荷载-温度共同作用下的受力情况; 正方形标记曲线表示桩身由温度变化引起的附加温度应力情况, 该值可由三角形标记曲线及圆形标记曲线的差值表示。

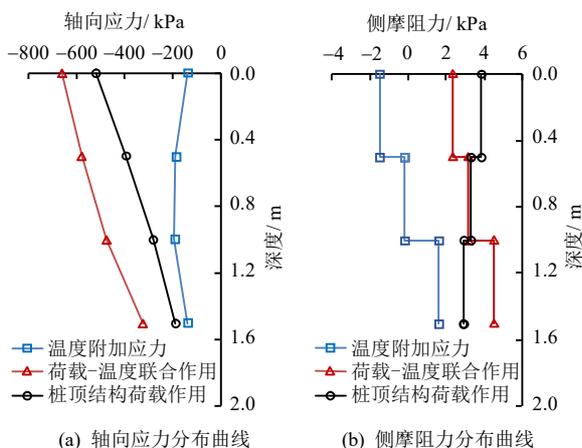


图 12 测试桩在制热循环达到顶点($\Delta T=30^{\circ}\text{C}$)的情况下, 桩身轴力及侧摩阻力变化

Fig.12 Variations of axial stress and shaft resistance along pile ($\Delta T=30^{\circ}\text{C}$)

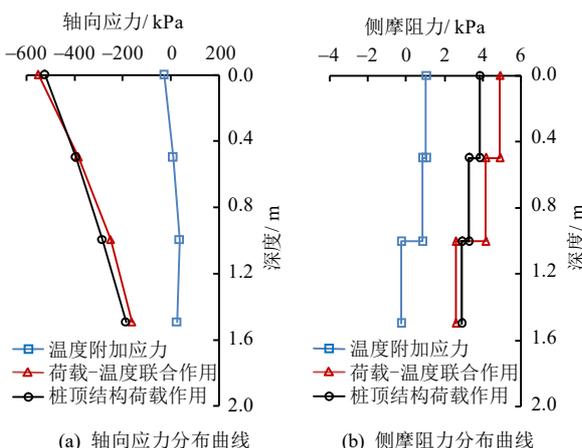


图 13 测试桩在制冷循环达到顶点($\Delta T=-15^{\circ}\text{C}$)的情况下, 桩身轴力及侧摩阻力变化

Fig.13 Variations of axial stress and shaft resistance along pile ($\Delta T=-15^{\circ}\text{C}$)

由图 12 和图 13 可以看出:

对于测试桩的桩身轴向应力来说, 在加热状态下, 温度-荷载共同作用下的桩身轴向应力要大于测试桩仅在上覆结构荷载作用下的轴向应力; 反之,

在制冷状态下, 温度-荷载共同作用下的桩身轴向应力与仅在上覆结构荷载作用下的桩身轴向应力相比, 要分为两个阶段, 在桩身上部, 温度-荷载共同作用下的桩身轴向应力较大, 而在桩身下部, 温度-荷载共同作用下的桩身轴向应力较小。这是因为, 当桩身仅受上覆结构荷载作用时, 其整体呈受压状态, 当温度升高时, 桩身受热膨胀, 桩顶及桩底均给予桩身阻碍其膨胀的压力, 故而其轴向应力增大; 而当桩身温度降低时, 由于前一阶段的升温变化给桩顶带来的膨胀变形并未完全恢复, 而桩身整体较前一阶段又有了相对的收缩, 故而桩顶部分的轴向应力依然大于仅受上覆结构荷载作用下的轴向应力, 而桩身下部的轴向应力则小于仅在上覆结构荷载作用下的受力。

对于测试桩的桩身侧摩阻力来说, 在受热膨胀的情况下, 桩身上部有相对于土体向上的运动趋势, 故而侧摩阻力方向向下, 与仅受上覆结构荷载作用情况相反; 桩身下部有相对于土体向下的运动趋势, 故而侧摩阻力方向向上, 与仅受上覆结构荷载作用情况相同。因此, 与仅受上覆结构荷载作用相比, 在受热情况下, 能源桩的桩身侧摩阻力呈现出上部减小, 下部增大的规律。与之相反, 在制冷情况下, 能源桩的桩身侧摩阻力呈现出上部增大, 下部减小的规律。

5.3 循环温度荷载作用下, 能源桩与周围土体之间的荷载传递关系

为了对本文所提出的改进的桩-土荷载传递模型进行验证, 研究利用实际测得的桩基静载荷试验数据, 得出了测试桩的桩-土荷载传递骨干曲线(即桩身侧摩阻力-位移曲线)。根据温度-荷载联合作用试验, 得出了如图 14 所示的温度循环荷载作用下, 桩身上、中、下部的桩-土荷载传递曲线变化趋势。在图 14 中, 3 幅图分别表示靠近桩顶部、中部、底部的桩侧摩阻力随位移的变化情况。

由图中可以看出: 在仅受上覆结构荷载作用下, 靠近桩顶部的侧摩阻力已经进入到了塑性阶段, 而桩身中部及下部的侧摩阻力仍然处于弹性阶段。随后, 保持上部结构荷载不变, 随着温度的增加, 处于塑性阶段的桩顶部侧摩阻力下降, 但并非沿原路径返回, 而是沿与弹性阶段平行的路径降低; 处于弹性阶段的桩身中部及下部侧摩阻力值均沿原路径返回。

在升温阶段结束后对试验桩降温, 此时, 桩侧摩阻力处于再加载状态, 再加载曲线沿卸载曲线回归到骨干曲线, 并在次按照骨干曲线的趋势发展。

综上所述，由试验测得的桩-土相互作用曲线，在循环温度荷载作用下，与本文所提出的荷载传递路径（见图5）一致；同时，也证明了图3所示的改进的桩-土荷载传递循环曲线的正确性。

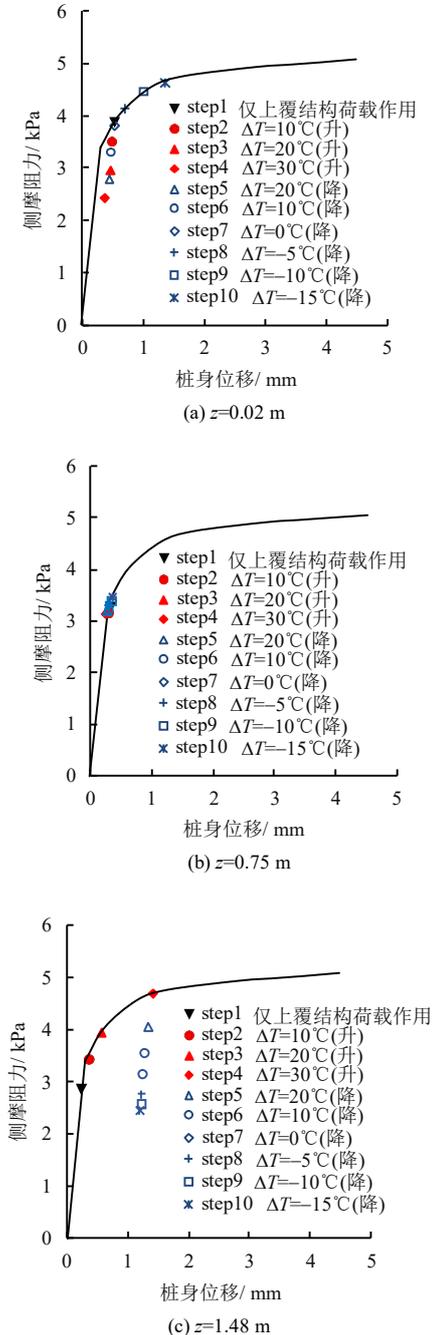


图14 温度循环荷载作用下桩身上、中、下部的桩-土荷载传递曲线变化趋势

Fig.14 Load-transfer curves changing trend of the top, middle, and bottom of energy piles with temperature cyclic loading effect

5.4 模型试验与数值模拟结果对比分析

利用前文所采用的数值模拟方法对能源桩室内模型试验进行模拟，并将模拟结果与实测结果进

行对比。在进行室内模型试验模拟时，利用由试验数据得出的测试桩与周围土体之间荷载传递骨干曲线（见图14），计算得到桩-土荷载传递参数比 R 的取值为 0.655 ($R \approx \tau_0 / \tau_m = 3.4 \text{ kPa} / 5.19 \text{ kPa} \approx 0.655$)。同时，考虑到上部结构荷载对桩底支撑力的影响，本研究利用弹簧来表示桩身上、下端部与其他相连接部分的相互作用关系，根据模型试验的桩身尺寸及跨度范围，弹簧的压缩模量计算取值为 0.8 GPa/m 。

图15所示为温度循环达到最高温后的桩身轴向应力及侧摩阻力沿桩长的变化曲线实测与模拟结果对比图。

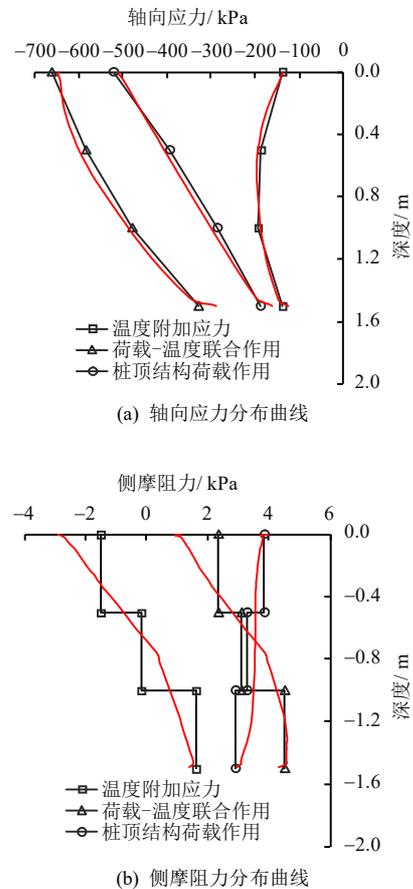


图15 温度循环达到最高温后的桩身轴向应力及侧摩阻力沿桩长的变化曲线实测与模拟结果对比图
Fig.15 Comparisons of axial stress and shaft resistance along pile between numerical results and physical model test results

从对比图可以看出：轴向应力的数值模拟结果与试验结果吻合度较高；而对于侧摩阻力曲线来说，试验结果呈阶梯状，而数值模拟结果呈平滑曲线。这是由于在试验过程中，侧摩阻力只能通过事先焊接在钢筋内部的钢筋计求得，由于测试桩内沿桩长方向共分段埋有3根钢筋计，故而通过试验求得的每段的侧摩阻力为一恒定的数值。而数值模拟结果

是按照改进的桩-土相互作用曲线, 根据桩-土之间的相互作用力、周围土体各项参数及各接触点相对位移, 经过复杂的运算得出, 故而数值模拟结果更能准确反映桩侧摩阻力沿桩身的变化情况。

另外, 从轴向应力图中可以看出: 数值模型在温度升高阶段的模拟可以很好的与前一阶段的结构荷载作用连接起来, 这一点可以从桩身顶端的轴向应力并没有从零点开始发展得到印证。从桩身侧摩阻力图中可以看出: 在接近桩顶的位置处, 桩身的侧摩阻力随温度的升高而降低, 结果符合本文所提出的循环荷载传递曲线的卸载曲线规律。

通过上述分析可知, 数值模拟结果与试验结果基本相符, 证明了本文通过改进的荷载传递模型而提出的数值模拟方法的可行性。

6 结 论

(1) 本文在传统的理想弹塑性模型及双曲线模型的基础上, 基于 Masing's 循环准则, 提出了适用于能源桩的桩-土荷载传递模型, 该模型采用分段非线性的方法对桩-土荷载传递骨干曲线进行了修正。针对能源桩在循环温度荷载作用下, 桩身位移往复运动的问题, 改进的桩-土荷载传递循环曲线可以描述桩-土界面的循环剪切性状, 从而解释能源桩在长期运行过程中的桩身残余沉降等问题。

(2) 根据能源桩室内模型试验结果可知, 与仅受上覆结构荷载情况相比, 当能源桩先受热 ($\Delta T = 30^{\circ}\text{C}$) 后制冷 ($\Delta T = -15^{\circ}\text{C}$) 时: 在受热阶段, 桩身轴向应力整体呈增大趋势; 桩身侧摩阻力以中性面为分界, 呈现出上部减小, 下部增大的规律。在受热过后的制冷阶段, 桩顶部分的轴向应力依然呈增大趋势, 桩身下部的轴向应力则小于仅在上覆结构荷载作用下的受力; 桩身侧摩阻力以中性面为分界, 呈现出上部增大, 下部减小的规律。

(3) 利用实际测得的桩基静载荷试验及温度-荷载联合作用试验数据, 得出了温度循环荷载作用下, 能源桩上、中、下部的桩-土荷载传递曲线变化趋势。该趋势与本文所提出的在上覆结构荷载及循环温度荷载作用下的桩-土荷载传递路径一致, 由此也证明了本文改进的桩-土荷载传递循环曲线的正确性。

(4) 采用数值模型重点模拟了改进的荷载传递骨干曲线中桩-土荷载传递参数比 R 的取值对能源桩受力情况的影响, 结果显示: 改变桩-土荷载传递参数比 R 不会对能源桩受力中性面的位置造成影响, 但是会改变桩身轴向应力及桩侧摩阻力的大小。

同时, 在对室内模型试验的分析中, 利用数值模型模拟了在温度循环荷载作用下, 桩-土之间的荷载传递关系遵循 Masing's 循环法则。基于改进的桩-土荷载传递循环曲线而建立的数值模型计算结果与室内模型试验结果基本吻合, 也证明了本文所提出的能源桩结构响应数值模型的正确性。

参 考 文 献

- [1] 孙恒虎, 崔建强, 毛信理. 地源热泵的节能机理[J]. 太阳能学报, 2004, 25(1): 24-27.
SUN Heng-hu, CUI Jian-qiang, MAO Xin-li. The mechanism of the ground-source heat pump for energy conservation[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2004, 25(1): 24-27.
- [2] 张佩芳. 地源热泵在国外的概况及其在我国应用前景初探[J]. 制冷与空调, 2003, 3(3): 12-15.
ZHANG Pei-fang. The general developing situation of ground-source heat pump at abroad and an initial inquisition into its application prospect to China[J]. *Refrigeration and Air-Conditioning*, 2003, 3(3): 12-15.
- [3] BRANDL H. Energy foundations and other thermo-active ground structures[J]. *Géotechnique*, 2006, 56(2): 81-122.
- [4] HAMADA Y, SAITOH H, NAKAMURA M, et al. Field performance of an energy pile system for space heating[J]. *Energy & Buildings*, 2007, 39(5): 517-524.
- [5] HASSANI NG E, UOTINEN V M, KUJALA K. Numerical modeling of thermal regimes in steel energy pile foundations: a case study[J]. *Energy & Buildings*, 2014, 69(3): 165-174.
- [6] 李翔宇, 郭洪仙, 程晓辉. 能源桩温度分布的试验与数值研究[J]. 土木工程学报, 2016, 49(4): 102-110.
LI Xiang-yu, GUO Hong-xian, CHENG Xiao-hui. Experimental and numerical study on temperature distribution in energy pile[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2016, 49(4): 102-110.
- [7] 余乐渊, 赵军, 李新国, 等. 竖埋螺旋管地热换热器理论模型及实验研究[J]. 太阳能学报, 2004, 25(5): 690-694.
YU Le-yuan, ZHAO Jun, LI Xing-guo, et al. A heat transfer model and the experiments for vertical spiral geothermal heat pump[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2004, 25(5): 690-694.
- [8] 刘汉龙, 吴迪, 孔刚强, 等. 预埋与绑扎埋管形式能量桩传热特性研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(2): 333-340.

- LIU Han-long, WU Di, KONG Gang-qiang, et al. Thermal response of energy piles with embedded tube and tied tube[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(2): 333–340.
- [9] LALOU I, NUTH M, VULLIET L. Experimental and numerical investigations of the behavior of a heat exchanger pile[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2006, 30(8): 763–781.
- [10] BOURNE-WEBB P, AMATYA B, SOGA K, et al. Energy pile test at Lambeth College, London: Geo-technical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles[J]. **Geotechnique**, 2009, 59(3): 237–248.
- [11] 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 test for structural responses of energy pile to heat exchanging process[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(6): 1087–1094.
- [12] 陆宏伟, 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, 2017, 39(2): 334–342.
LU Hong-wei, JIANG Gang, WANG Hao, et al. In-situ tests and thermo-mechanical bearing characteristics of friction geothermal energy piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2017, 39(2): 334–342.
- [13] RANDOLPH M F, WROTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles[J]. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, 1978, 104(12): 1465–1488.
- [14] FRANK R, ZHAO S R. Estimation par les paramètres pressiométriques de l'enfoncement sous charge axiale des pieux forés dans les sols fins[J]. **Bull Liaison Lab. Ponts Chauss**, 1982, 119: 17–24.
- [15] KEZDI A. The bearing capacity of piles and pile groups[C]//4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. London: [s. n.], 1957: 46–51.
- [16] 陈仁朋, 周万欢, 曹卫平, 等. 改进的桩土界面荷载传递双曲线模型及其在单桩负摩阻力时间效应研究中的应用[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(6): 824–830.
CHEN Ren-peng, ZHOU Wan-huan, CAO Wei-ping, et al. Improved hyperbolic model of load-transfer for pile-soil interface and its application in study of negative friction of single piles considering time effect[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2007, 29(6): 824–830.
- [17] ZHU H, CHEN M F. Load transfer curves along bored piles considering modulus degradation[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2002, 128(9): 764–774.
- [18] YIN Z Z, ZHU H, XU G H. A study of deformation in interface between soil and concrete[J]. **Computers and Geotechnics**, 1995, 17(1): 75–92.
- [19] KRAFT L M, RAY R P, KAGAWA T. Theoretical t-z curves[J]. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, 1981, 107(11): 1543–1561.
- [20] 郭晓霞, 迟世春, 林皋. 基于热力学定律的土体动力Hardin-Drnevich模型再认识[J]. 岩土力学, 2008, 29(9): 2335–2340.
GUO Xiao-xia, CHI Shi-chun, LIN Gao. Recognition of dynamic Hardin-Drnevich model for soils based on generalized thermodynamics[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(9): 2335–2340.
- [21] 王志良, 王余庆, 韩清宇. 不规则循环剪切荷载作用下土的黏弹塑性模型[J]. 岩土工程学报, 1980, 2(3): 10–20.
WANG Zhi-liang, WANG Yu-qing, HAN Qing-yu. Visco-elastoplastic soil model for irregular shear cyclic dynamic loadings[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1980, 2(3): 10–20.
- [22] POULOS H G, DAVIS E H. Pile foundation analysis and design[M]. New York: Wiley and Sons, 1980.
- [23] GASPARRE A, NISHIMURA S, RICHARD J, et al. The stiffness of natural London clay[J]. **Géotechnique**, 2007, 57(1): 33–47.
- [24] 中国建筑科学研究院. GB/T 50081–2002 普通混凝土力学性能试验方法标准[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
China Academy of Building Research. GB/T 50081–2002 Standard for test method of mechanical properties on ordinary concrete[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2003.
- [25] 南京水利科学研究所. GB/T 50123–1999 土工试验方法标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.
Nanjing Hydraulic Research Institute. GB/T 50123–1999 Standard for soil test method[S]. Beijing: China Planning Press, 2007.
- [26] 深圳金台纤维有限公司. GB/T 10297–2015 非金属固体材料导热系数的测定-热线法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2016.
Shenzhen Jintai Fiber Co., Ltd. GB/T 10297–2015 Test method for thermal conductivity of nonmetal solid materials—hot-wire method[S]. Beijing: China Planning Press, 2016.
- [27] 中国建筑科学研究院. JGJ 106–2014 建筑基桩检测技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
China Academy of Building Research. JGJ 106–2014 Technical code for testing of building foundation piles[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014.