

不同荷载频率与温度工况下能量桩竖向动力响应研究

王成龙¹, 苏凌飞¹, 刘汉龙¹, 丁选明¹, 孔纲强²

(1. 重庆大学 土木工程学院, 重庆 400045; 2. 河海大学 土木与交通学院, 江苏 南京 210024)

摘要: 目前, 对于静荷载下的能量桩热-力学特性研究较多, 而循环荷载作用下的能量桩动力响应研究较为缺乏。基于模型试验, 开展砂土地基中能量桩单桩动力响应研究, 分析桩顶位移变化规律与循环刚度特性。进一步建立考虑循环剪切作用下桩-土接触面相关行为的三维有限元模型, 并与试验结果进行对比分析。基于数值模型, 研究不同循环次数、循环荷载频率与温度梯度对能量桩单桩竖向动力响应的影响。结果表明, 随着循环次数的增加, 能量桩的桩端阻力出现强化现象, 桩侧摩阻力发生相应的弱化, 加热工况较制冷工况的变化趋势更大; 随着循环荷载频率的增加, 能量桩累积沉降不断增加, 桩端阻力与平均桩侧阻力分别呈现增加和降低趋势, 当达到一定值时, 桩端阻力的强化和桩侧摩阻力的弱化变得不再明显。

关键词: 桩基础; 能量桩; 荷载频率; 模型试验; 数值模拟; 动力响应

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)12-3430-13

Vertical dynamic response of energy pile under different load frequencies and thermal conditions

WANG Chenglong¹, SU Lingfei¹, LIU Hanlong¹, DING Xuanming¹, KONG Gangqiang²

(1. College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China; 2. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210024, China)

Abstract: Currently, there is a considerable body of research focused on the thermo-mechanical behavior of energy piles under static loading; however, studies investigating the dynamic response of energy piles under cyclic loading remain limited. This study examines the dynamic response of single energy piles in sandy soil through model testing, analyzing changes in pile top displacement and cyclic stiffness characteristics. Additionally, a three-dimensional finite element model that accounts for the relevant behavior of the pile-soil contact surface under cyclic shear was developed and validated against the test results. Using this numerical model, the effects of the number of cycles, cyclic loading frequency, and temperature gradient on the vertical dynamic response of single energy piles were assessed. The findings indicate that as the number of cycles increases, the pile tip resistance appears to strengthen while the pile side resistance weakens, with the variation trend under heating conditions being more pronounced than that under cooling conditions. Furthermore, an increase in cyclic loading frequency leads to greater cumulative settlement of the energy pile, with the pile tip resistance showing an upward trend and the average pile side resistance a downward trend. Notably, the strengthening of pile tip resistance and

收稿日期: 2025-02-20; **修回日期:** 2025-08-13

基金项目: 重庆市自然科学基金项目 (CSTB2023NSCQ-MSX0583)

Supported by the Natural Science Foundation of Chongqing, China (Grant No. CSTB2023NSCQ-MSX0583)

作者简介: 王成龙(1989-), 男, 2018年于重庆大学土木工程专业获博士学位, 现任副教授, 主要从事能源地下结构、桩-土相互作用方面的研究工作。E-mail: wangclong@cqu.edu.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2025.0098

the weakening of pile side resistance become less pronounced once a certain threshold is reached.

Key words: pile foundation; energy pile; load frequency; model test; numerical simulation; dynamic response

1 引言

通过将地源热泵系统与传统建筑桩基相结合的能量桩技术,在承担上部荷载的同时,可以高效提取浅层地热能^[1]。近些年来,国内外相关研究人员通过模型试验^[2-3]、现场试验^[4-5]、数值模拟^[6-7]及理论研究^[8-10]对能量桩的热-力学特性,特别是在周期性的温度变化下桩体的膨胀与收缩所产生的热-力耦合效应方面开展了大量的研究。

随着公路和城市道路建设的发展,雨雪天气桥面结冰导致的交通事故数量不断攀升。利用浅层地热能加热桥面是解决桥面积雪结冰的有效、经济的方法^[11]。F. Dupray 等^[12]提出了能量桩桥面除冰融雪系统,即将换热管分别预埋在桥面板和桩基础中,通过液体在换热管中循环,提取浅层地热能加热桥面板,从而达到除冰融雪的目的。G. Q. Kong 等^[13]通过现场试验,研究了使用能量桩技术的桥面除冰系统在降雪条件下的性能;陈鑫等^[14]通过现场试验,研究了能量桩供热桥面板的换热效率与桥面板的温度变化规律;X. Cao 等^[15]通过数值模拟,评估了在中国不同气候带实施桥面融雪系统的可行性。

然而在实际工程中,桥梁桩基长期承受着来自风、车辆等因素的动力荷载作用,可能导致桩基承载力的退化和沉降的累积,从而对桩基的使用性能和稳定性造成潜在的危害^[16]。国内外学者通过大量试验研究探讨了桩基的动力响应。C. H. C. Tsuha 等^[17]指出影响砂土中桩基动力响应特性的因素包括循环次数、加载频率、循环荷载水平以及砂土的特性。R. J. Jardine 等^[18]通过模型试验,分析了循环加载过程中桩径有效应力的损失现象,为桩侧摩阻力的退化机制提供了试验依据;卢一为等^[19]开展了循环加载下X型桩竖向承载特性模型试验,结果表明随着循环荷载幅值和循环荷载频率的增大,桩顶沉降逐渐变大,桩顶动刚度与桩侧摩阻力出现弱化现象;S. P. Rimoy 等^[20]通过模型试验,指出桩顶循环刚度主要受循环荷载幅值影响,而累积沉降还取决于静偏载水平和循环次数;同时,结合了先进循环本构开展的数值模拟研究也值得关注^[21-22]。

在桥面除冰融雪技术中结合能量桩技术时,不可避免地要考虑能量桩在竖向循环荷载作用下的动

力响应。然而,不同于上文所述的温度荷载引起的能量桩热-力耦合效应或恒定温度下常规桩体的竖向动力响应,循环荷载作用下的能量桩动力响应值得进一步研究。而现阶段对能量桩在循环荷载作用下的研究较为缺乏^[23]。

本文通过开展不同温度变化和循环荷载频率共同作用下的能量桩单桩模型试验,模拟车辆荷载作用下的公路桥梁能量桩,分析能量桩单桩竖向动力响应。建立能量桩单桩热-力耦合三维有限元数值模型。该模型结合了考虑循环剪切作用的接触面本构,并通过模型试验结果进行了验证。基于建立的数值模型,进一步分析了不同循环荷载频率下能量桩的桩端阻力、桩侧摩阻力、桩顶累积沉降等变化规律,为循环荷载作用下能量桩的动力响应特性提供参考。

2 模型试验概况

2.1 试验布置

室内模型试验系统主要由模型槽、模型桩、加载系统、测量仪器、数据采集系统和砂土组成,如图1所示。

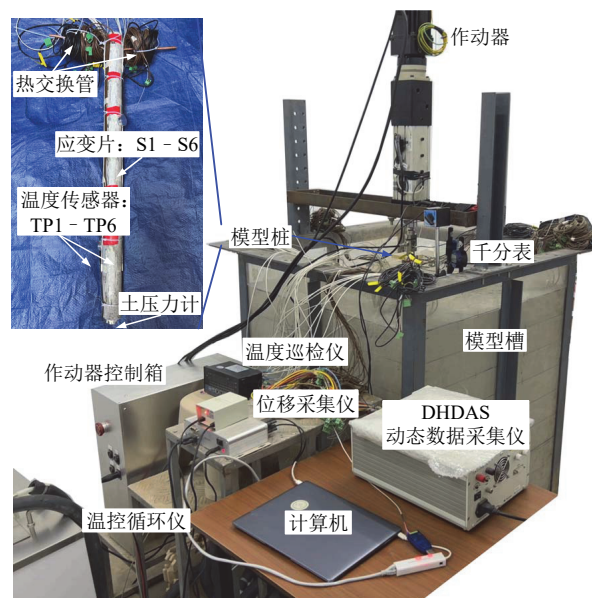


图1 模型试验设备示意图

Fig.1 Schematic view of the model test equipment

钢制模型槽长850 mm、宽850 mm、高1100 mm。模型槽内放置了4根模型桩(见图2),均由C30混凝土预先浇筑而成,每根长700 mm(L),直径为

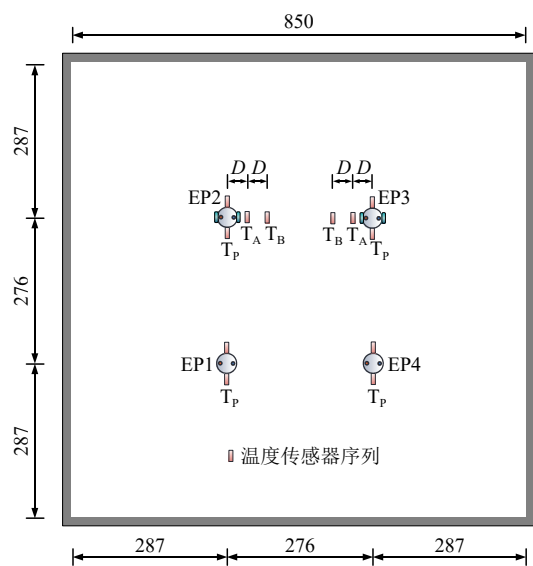


图2 模型桩平面布置图(单位: mm)
Fig.2 Layout plan of model piles(unit: mm)

46 mm(D), 埋入土体的有效长度为 600 mm(L_0)。桩中心距模型槽侧壁 287 mm, 超过 $6D$, 桩底与模型槽底的距离为 350 mm, 大于 $0.5 L_0$ 。因此, 水平和垂直边界条件的影响可以忽略不计^[24]。两桩中心距离为 276 mm, 大于 $6D$, 有效地减少了相邻桩间的相互作用^[25]。

模型桩混凝土的砂:水泥:水质量比为 16:16:7。浇筑混凝土前, 在 PVC 模具内安装内径为 3.5 mm 的 U 型铜管作为热交换管。在混凝土浇筑过程中, 桩体始终保持垂直, 不断振动以保证混凝土的正常流动。对混凝土桩进行 28 d 的养护后, 测得混凝土的抗压强度($f_{cu,k}$)和弹性模量(E)分别为 20 和 23 000 MPa。由自由膨胀加热试验测得模型桩的平均热膨胀系数(α_c)为 $10.6 \mu\text{e}/^\circ\text{C}$ 。为了模拟真实桩的表面粗糙度, 将所有仪器安置在桩体表面后, 通过环氧树脂, 将细砂黏贴在模型桩的外表面。

加载系统包括作动器、反力架和循环水泵, 作动器固定在反力架上, 通过作动器控制箱施加指定的机械荷载, 循环水泵由恒温水槽和连接到桩内 U 型换热管的塑性软管组成。循环水泵的流速保持在 600 mL/min。

测量仪器包括 4 个温度传感器序列(T_P , T_{Pin} , T_A

和 T_B), 其中 T_P 序列固定在桩体表面, 间隔 100 mm, T_{Pin4} 和 T_{Pin6} 预埋在桩体内部, 间隔 200 mm, T_A 和 T_B 序列放置在距桩表面的 $1D$ 和 $2D$ 处; 2 个应变片序列($S_1 \sim S_6$, $S'_1 \sim S'_6$)对称贴于桩身两侧; 土压力计固定在桩底, 用于测量桩端阻力; 千分表对称放置于桩顶的亚克力桩帽上, 用于测量桩顶位移。

数据采集系统由 DHDAS 动态数据采集仪、位移采集仪及温度巡检仪以及计算机组成。

2.2 土体制备

模型试验所用砂土为重庆的自然风干河砂, 土体物理参数如表 1 所示。采用夯实法制备地基土。首先根据试验设计估算所需砂土总质量, 使用夯锤将砂土分层压实至中等密度(相对密实度约 67%)。在放置模型桩之前, 将 3 层厚度分别为 125, 125 和 100 mm 的砂土压实作为承载层。在承载层上方安装垂直钢筋为模型桩的安装提供临时的支撑。确定各模型桩的水平位置后, 利用此临时支架定位模型桩, 在填砂过程中保持桩身垂直。随后将桩周砂土分 6 层夯实, 每层厚度 100 mm。通过沿着指定路径压实指定次数, 保证每层砂面平整且与该层水平标记线对齐。桩侧的砂土通过小夯锤进行小心夯实。土体夯实完成后拆除临时支架。

2.3 试验方案

2.3.1 荷载施加方案

作动器可以精确地对桩体施加机械荷载, 压力传感器和位移传感器安装在作动器上, 可以实现力和位移的同步测量。如图 3 所示, 本试验设定的循环荷载波形为正弦函数形式, 设置 3 组不同的荷载频率($f=0.5, 1, 2 \text{ Hz}$), 具体定义通过以下公式描述:

$$Q(t) = Q_{\min} + \frac{1}{2} Q_c [1 + \sin(\omega t)]$$

(1)

式中: $Q(t)$ 为作动器作用于桩顶的竖向荷载; $Q_{\min}$ 为循环荷载的最小值; Q_c 为循环荷载幅值; ω 为循环荷载的圆频率, 定义为 $\omega = 2\pi f$ 。

在后续分析中, 极限承载力 Q_{us} 用于确定静载比($Q_{\min} / Q_{us}$)和循环幅值比(Q_c / Q_{us}), 其通过预试验进行的单桩极限承载力试验得出。 Q_{mean} 和 Q_{max} 的定义如下:

表 1 桩与砂土的物理力学参数

Table 1 Physico-mechanical parameters of pile and sand material

类别	密度 $\rho /$ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量 E/MPa	泊松比 ν	内摩擦角 $\varphi'/(^\circ)$	热导率 $k /$ ($\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$)	热膨胀系数 $\alpha/(^\circ)$	比热 $C /$ ($\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$)
桩体	2360	2.3×10^3	0.25	-	1.614	1.06×10^{-5}	1 170
土体	1650	50	0.35	31.5	1.2	1×10^{-6}	1 380

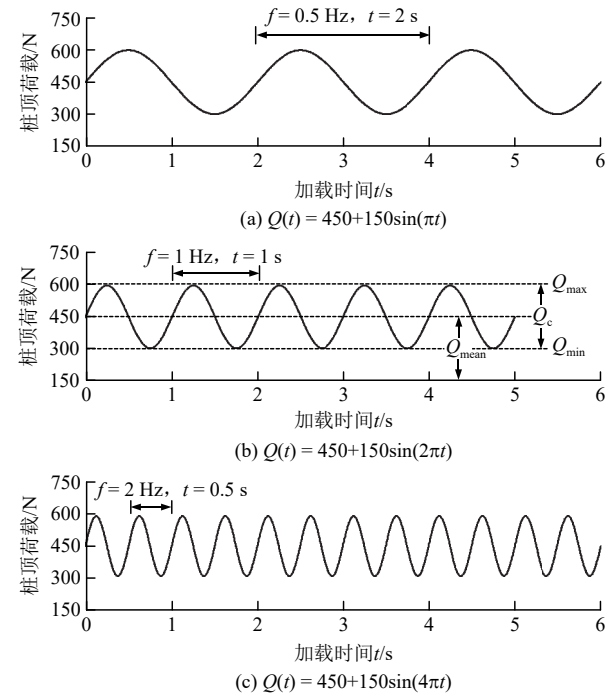


图 3 循环荷载施加形式示意图

Fig.3 The application diagram of cycle loading

$$Q_{\text{mean}} = Q_{\text{min}} + \frac{1}{2}Q_c \quad (2)$$

$$Q_{\text{max}} = Q_{\text{mean}} + \frac{1}{2}Q_c \quad (3)$$

式中： Q_{mean} 为循环荷载的平均值，表示试验加载的初始值； Q_{max} 为循环荷载的最大值。

2.3.2 试验步骤

本试验共设置 4 组工况，对图 2 中的 EP1~EP4 号模型桩依次开展试验，并编号为 Test1~Test4。如表 2 所示，其中 Test1 作为制冷工况，在后续の数値模型计算中进行分析。具体试验步骤如下：

(1) 首先启动作动器和数据采集系统，以 100 N 的增量将循环荷载的平均值 Q_{mean} 分级加载于桩顶，等待桩顶位移达到相对稳定后方可施加下一级荷载。

(2) 当桩顶位移达到相对稳定后，打开循环水泵开关，将温度梯度为 20 ℃(与室温相比)的水注入桩内热交换管。

(3) 与此同时，施加预设的循环荷载，完成 1 000 s 加载后，荷载自动恢复至 Q_{mean} ，循环系统自动停止。

表 2 模型试验工况

Table 2 Model test contents

工况编号	循环幅值比/%	荷载频率/Hz	加载时间/s	温度梯度/℃
Test1	25	1	1 000	-20
Test2	25	0.5	1 000	+20
Test3	25	1	1 000	+20
Test4	25	2	1 000	+20

随后改变循环荷载频率，按照以上步骤分别对其余 3 根模型桩开展对应的工况试验，试验过程室温始终保持相对稳定。

2.4 相似原理

本文中几何比例因子 N 为 25，即几何相似比为 1：25，对应的原型桩直径为 1.15 m，长度为 17.5 m。模型试验中的模型桩加热与制冷时长为 1 000 s，根据 D. Wu 等^[26]在能量桩模型试验所用的如下相似公式，计算出原型桩实际加热/制冷时长约为 174 h：

$$\frac{T_m}{T_{Pr}} = \frac{D^2}{D_{Pr}^2} \quad (4)$$

式中： T_m ， T_{Pr} 分别为模型桩和原型桩的加热/制冷时间； D ， D_{Pr} 分别为模型桩和原型桩的直径。此外，循环荷载频率 f 的比例因子为 $N^{-0.5}$ ^[27]，据此计算得到实际加载频率分别为 0.1，0.2，0.4 Hz。

2.5 试验结果与分析

2.5.1 桩顶荷载-位移滞回曲线

本文通过 2 种方式评估循环荷载作用下能量桩的桩顶沉降位移数据。如图 4 所示，其中， D_T 表示每次循环产生的瞬时沉降，即该次循环中荷载达到 Q_{max} 和 Q_{min} 时所对应的位移差值，反映出能量桩在循环荷载作用下的弹性变形； D_{T1} 为第 1 次循环产生的瞬时沉降； D_p 为多次循环后的累积沉降，即每次循环达到平衡位置(Q_{mean})时的位移差值，反映出能量桩在循环荷载作用下的塑性变形，随着循环次数的增加而累积； D_{p1} 为第 1 次循环后的累积沉降； D_{cyclic} 为第 $N+1$ 次循环时的最大位移和第 N 次循环时的最小位移之差； Q_{max} ， Q_{min} 分别为第 N 次(N 从 1~1 000)循环时的最大荷载和最小荷载； Q'_{max} 为第 $N+1$ 次循环时的最大荷载； K_l 为加载刚度； K_u 为卸载刚度。

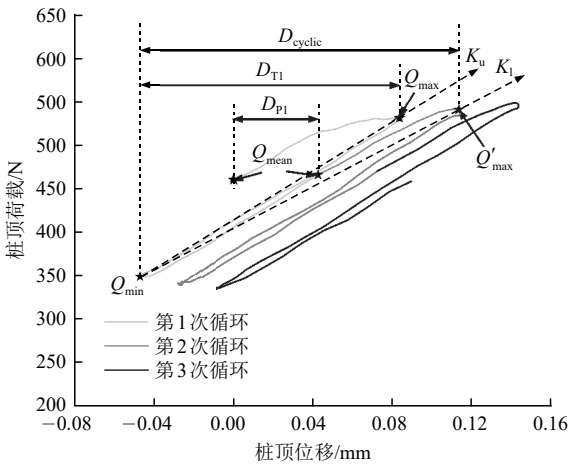
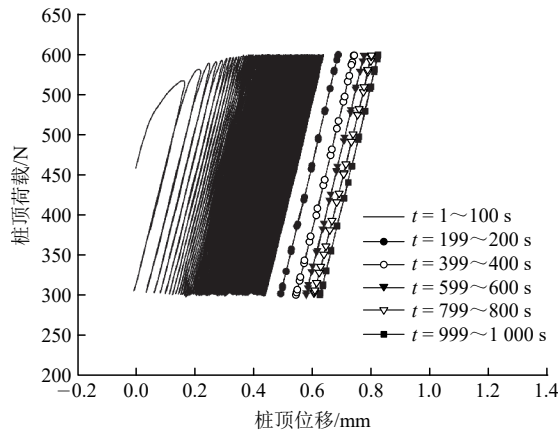


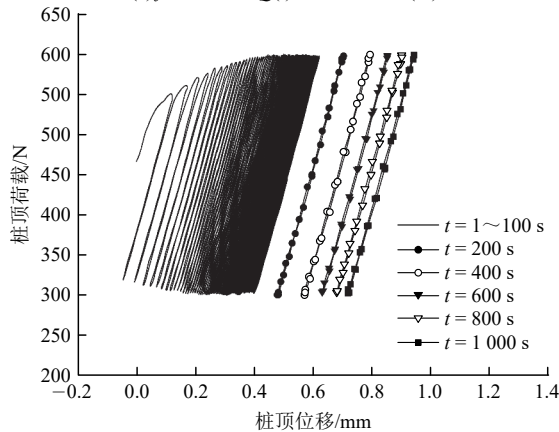
图 4 滞回曲线参数含义图

Fig.4 Illustration of hysteresis curves parameters

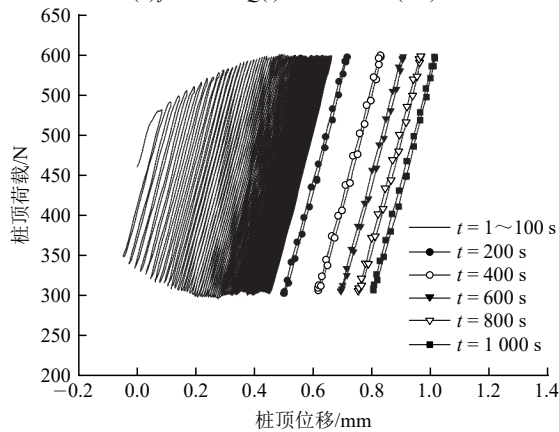
图 5 为加热工况下 $f = 0.5, 1, 2 \text{ Hz}$ 三组试验的荷载 - 位移滞回曲线, 试验中对初始位移进行了归零处理。滞回曲线揭示了在循环荷载作用下桩 - 土系统的刚度和沉降特性, 表明桩体在卸载过程中产生了不可恢复的残余变形, 揭示了桩体具有弹塑性特性。随着循环次数的增加, 滞回曲线向着沉降增加的方向移动, 表现出明显的循环累积沉降现象。在前 100 s 内, 累积沉降发展显著, 当荷载加载完毕后, 3 组工况的循环累积沉降分别为 0.72, 0.84 和 0.92 mm。



(a) $f = 0.5 \text{ Hz}$, $Q(t) = 450 + 150\sin(\pi t)$



(b) $f = 1 \text{ Hz}$, $Q(t) = 450 + 150\sin(2\pi t)$



(c) $f = 2 \text{ Hz}$, $Q(t) = 450 + 150\sin(4\pi t)$

图 5 桩顶荷载 - 位移滞回曲线

Fig.5 Load-displacement hysteresis curves

对各组荷载 - 位移滞回曲线的 6 段数据 ($t = 1 \sim 100, 200, 400, 600, 800$ 和 1000 s) 进行分析, 从图 5 中可以看出, 随着荷载频率的增加, 滞回圈面积逐渐增大, 这是由于加载速率的提升导致桩端阻力的强化与桩侧摩阻力的弱化速率的提高, 从而增加了桩基沉降变形的滞回性及桩体塑性变形。在后 5 段相同 200 s 的加载时间间隔内, 3 组工况的滞回曲线向沉降增加方向移动速度随着加载时间 (循环次数) 的增加而减缓, 最终趋于稳定。以 2 Hz 工况为例, 累积沉降在后 5 段分别为 0.61, 0.73, 0.82, 0.87 和 0.92 mm, 增加速率逐渐减低。这表明随着循环加载时间的增加, 循环累积沉降 D_p 的增加趋势逐渐减缓并趋于稳定。

2.5.2 桩顶循环刚度

桩顶循环刚度表示在循环荷载作用下, 桩顶产生单位位移所需施加的外力, 反映了桩 - 土体系承担循环荷载的能力。如图 4 所示, 本文采用 2 种方式来评估循环刚度: 加载刚度 K_l 与卸载刚度 K_u , 具体定义^[20]为

$$K_l = \frac{Q'_{\max} - Q_{\min}}{D_{\text{cyclic}}} \quad (5)$$

$$K_u = \frac{Q_{\max} - Q'_{\min}}{D_T} \quad (6)$$

图 6 为加热工况下 $f = 0.5, 1, 2 \text{ Hz}$ 三组试验的加/卸载刚度随循环次数变化曲线, 纵坐标为归一化循环刚度, 表示加/卸载刚度与初始周期中循环刚度之比。从图 6 中可以看出, 随着循环次数的增加, 3 组工况的加载刚度总体上均出现了不同程度的增加现象, 尤其在前 100 次循环内增幅显著; 荷载频率越高, 加载刚度增幅越小, 这可能是由于高频率

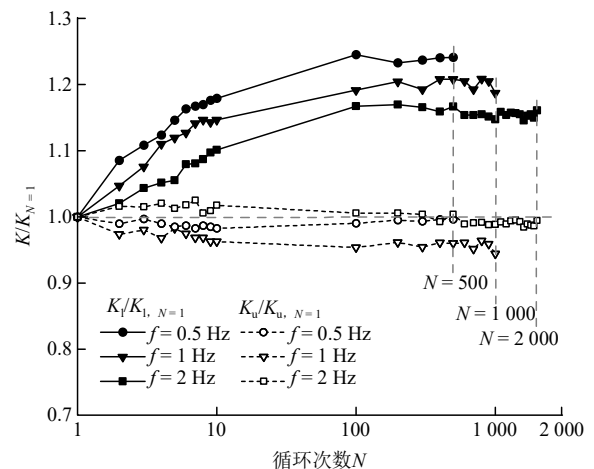


图 6 循环刚度随循环次数变化曲线

Fig.6 Variation curves of cyclic stiffness with the number of cycles

荷载对桩-土体系的扰动更大, 导致桩体塑性累积变形的增加。为了更好地反映循环荷载下桩体的真实变形特性^[28], 进一步分析 3 组工况的卸载刚度, 在 0.5, 1 Hz 的荷载频率下, 桩基卸载刚度随循环次数的增加而逐渐减弱, 而在 2 Hz 荷载频率下, 卸载刚度在前 100 次循环内略有提升, 随后呈现出弱化的趋势。

2.5.3 桩端阻力变化

图 7 为加热工况下 $f=0.5, 1, 2$ Hz 三组试验能量桩的桩端阻力变化值随循环加载时间的变化曲线, 从局部图可以发现, 桩端阻力的发展形式与循环荷载波形一致, 以正弦波形式变化。本文选取每个循环周期中桩端阻力峰值点作为数据采集点, 即各循环周期中达到 $Q_{\max}$ 时对应的桩端阻力值, 并对初始端阻值进行了归零处理, 得到净增值 $\Delta\sigma_p$, 以反映循环加载阶段桩端阻力峰值的变化情况。从图 7 中可以看出, 各工况均出现了桩端阻力的强化效应, 且 $\Delta\sigma_p$ 呈现出相似的增长趋势, 然而随着加

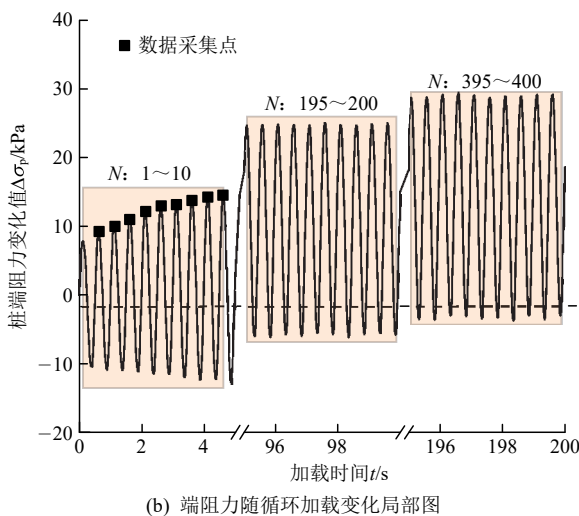
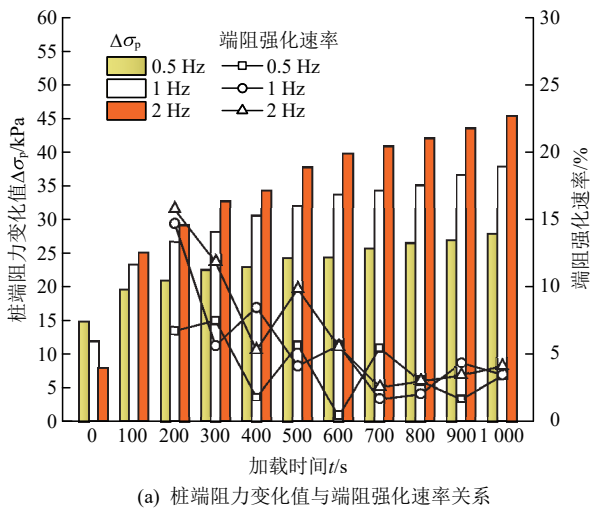


图 7 桩端阻力随循环加载时间变化图

Fig.7 Variation of pile tip resistance with cyclic loading time

载时间的增加, 端阻强化速率均逐渐降低并趋于稳定; 此外, $\Delta\sigma_p$ 的增幅随着循环荷载频率的增加而增加, 在循环加载完成后, 3 组工况的 $\Delta\sigma_p$ 分别达到 27.9, 37.8 和 45.4 kPa。在能量桩工作时, 桩顶荷载由桩端和桩侧共同承担, 桩端阻力的增加也可视为是桩侧摩擦阻力的减弱, 这将在后续数值模拟部分作进一步分析。

3 数值模型的建立与验证

3.1 有限元模型的建立

采用 ABAQUS 有限元软件对模型试验中的桩基进行建模。如图 8 所示, 将桩与砂土划分为不同区域, 与模型试验尺寸相匹配。

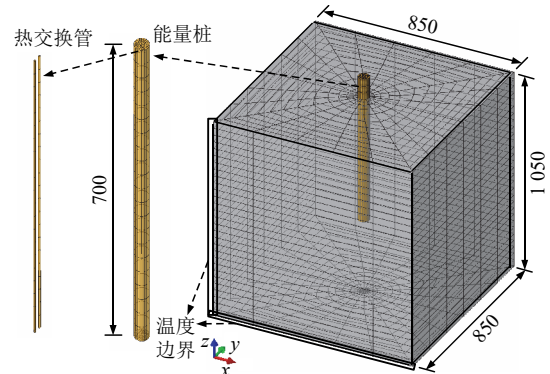


图 8 三维有限元数值模型(单位: mm)

Fig.8 Three-dimensional finite element numerical model (unit: mm)

本文数值模型中土体的弹性部分采用线弹性模型, 塑性部分采用莫尔-库仑(Mohr-Coulomb)塑性模型。桩体采用线弹性模型中的各向同性弹性模型。数值模型中桩和土的相关材料参数与模型试验中所测数值保持一致, 如表 1 所示。

本文数值模型选择 ABAQUS 中的顺序热-力耦合方法, 相比适用于温度场和应力场相互作用情况的完全热-力耦合方法, 顺序热-力耦合方法适用于温度场对应力场有显著影响, 而应力场对温度场几乎没有影响的情况^[29]。首先计算单桩极限承载力 Q_{us} 并与试验数据进行验证。随后计算温度场, 基于顺序热-力耦合方法, 采用隐式动力学分析步骤进行循环加载模拟计算。

在传热计算中, 土体初始温度定义为 28 °C。所有单元类型均采用三维八节点线性传热六面体单元(DC3D8)。为减少网格变形对计算精度的影响, 将热交换管等效为桩体内部对称的 2 个长方体集合, 截面形状为正方形, 边长与模型试验中所使用的 U 型铜管内径相同, 为 3.5 mm。将其定义为模

拟能量桩内部温度变化的热边界条件。其可行性已在 X. M. Ding 等^[7]中得到证实。此外,桩与土的法向接触和切向接触均定义为热传导。假设桩与砂土之间不存在间隙时,间隙电导值等于砂土的导热系数,当间隙尺寸为 0.1 m 时,该值线性减小为 0^[30]。

在应力计算中,所有单元类型采用三维应力单元(C3D8)。对模型垂直边界采用水平约束,限制其法向位移。土体的上表面定义为自由边界,而下表面在垂直和水平方向上均采用完全约束。与模型试验步骤一致,在桩顶分级施加荷载至 Q_{mean} 后进行循环加载,并将传热计算得到的温度场结果作为应力计算的预定义场。该方法可用于热-力耦合荷载作用下能量桩动力响应的计算分析。

3.2 桩-土界面循环剪切效应的考虑

在 ABAQUS 中,桩与土之间的相互作用通常采用库仑定律来计算极限剪应力。当接触面摩擦力小于极限剪应力时,软件认为接触面处于黏结状态;若接触面摩擦力大于极限剪应力时,接触面开始出现相对滑动变形。为了计算上的方便,ABAQUS 允许在黏结状态时接触面可以发生少量的相对滑移变形,自动选择罚摩擦模型来计算界面的刚度。该摩擦接触关系概念明确,物理意义清晰,然而却无法反映桩与土体间切向的剪切塑性破坏,在模拟循环加载时会产生一定差异。由 R. E. Goodman 等^[31]提出的无厚度四节点八自由度接触面单元,能较好地反映接触面切向应力和变形的发展,并能考虑接触面的非线性,且参数简单易于确定。另外 R. E. Goodman 等^[31]认为接触面单元在受力之前没有厚度只有长度,这和 ABAQUS 中面与面的接触相吻合^[32]。本模型通过 FORTRAN90 语言开发了接触面子程序 FRIC,实现了 Goodman 单元的功能,用于考虑循环剪切作用下桩-土间相互作用。考虑到竖向循环荷载的方向性,桩-土相互作用在法向方向采用硬接触模型,即两面在压紧状态时传递法向应力,当存在间隙时不传递法向应力。值得注意的是,由于本文所用砂土的温度变化十分有限,大量研究表明,温度变化对砂土力学性能的影响很小^[33-34],故在数值模拟中忽略了温度对砂土特性的影响。下面将具体介绍 Goodman 接触面模型。

如果不考虑 2 个方向剪应力的相互作用,接触面的本构关系表示为

$$\begin{Bmatrix} \Delta\tau_1 \\ \Delta\tau_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 \\ 0 & k_{s2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\gamma_1 \\ \Delta\gamma_2 \end{Bmatrix} \quad (7)$$

式中: k_{s1} , k_{s2} 分别为 2 个切向方向的劲度系数;

$\Delta\gamma_1$, $\Delta\gamma_2$ 分别为 2 个切向方向的滑移变形增量。

在 FRIC 程序中,通过以上 2 个参数即可更新界面接触剪应力 τ 。G. W. Clough 和 J. M. Duncan^[35]认为剪应力和相对剪切位移之间符合双曲线关系,则将 k_{s1} , k_{s2} 分别表示为

$$k_{s1} = \left(1 - R_f \frac{\tau_1}{\sigma_n \tan \delta} \right)^2 K_1 \gamma_w \left(\frac{\sigma_n}{p_a} \right)^n \quad (8)$$

$$k_{s2} = \left(1 - R_f \frac{\tau_2}{\sigma_n \tan \delta} \right)^2 K_2 \gamma_w \left(\frac{\sigma_n}{p_a} \right)^n \quad (9)$$

式中: K_1 , K_2 , R_f , n 均为非线性指标,通过剪切试验确定; δ 为桩-土接触面的界面摩擦角,本模型取土体内摩擦角的 0.75 倍; γ_w 为水的容重; p_a 为大气压力。数值模拟中所采用的参数见表 3。

表 3 Goodman 接触单元参数^[32]

Table 3 Goodman contact element parameters^[32]

K_1	K_2	n	R_f	$\gamma_w /$ ($N \cdot m^{-3}$)	p_a / Pa	$\delta / (^\circ)$
4 350	4 350	0.56	1 380	10 000	10 000	24

3.3 有限元模型的验证

3.3.1 传热结果对比验证

图 9 展示了置于能量桩内部的温度传感器 T_{Pin4} 与 T_{Pin6} 所测温度随时间的变化曲线。结果显示,沿桩身方向温度分布较为均匀。随着试验时间的增加,温度变化幅度逐渐减小,表明温度趋于稳定。加热 1 000 s 之后,桩体内部 2 处位置温度达到 45.8 $^\circ C$,接近试验值 44.9 $^\circ C$ 和 44.8 $^\circ C$;制冷 1 000 s 之后,桩体内部 2 处位置温度达到 17.4 $^\circ C$,接近试验值 18.1 $^\circ C$ 和 16.8 $^\circ C$ 。预测值与试验结果吻合良好,表明所建立的数值模型能有效模拟模型试验中的传热过程。

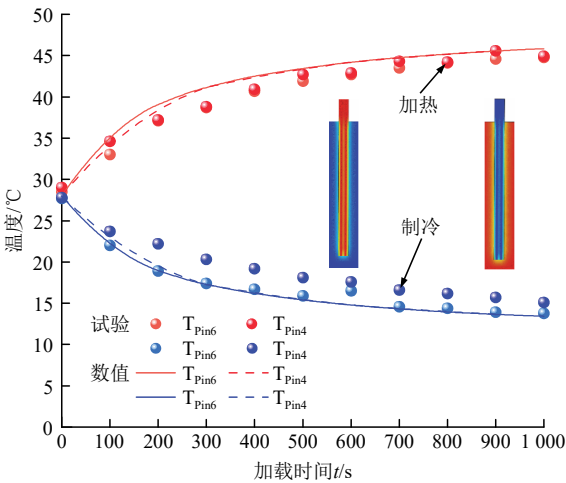


图 9 桩身温度随埋深的变化曲线
Fig.9 Variation curves of temperature of pile body with buried depth

3.3.2 荷载-桩顶位移曲线

在模型试验开始前,通过开展预试验以确定单桩极限承载力。如图10所示,根据规范^[36],单桩极限承载力确定为1300 N,本试验依据EN 1997-1^[37]的破坏标准,在后续试验中极限承载力采用了较小值1200 N。

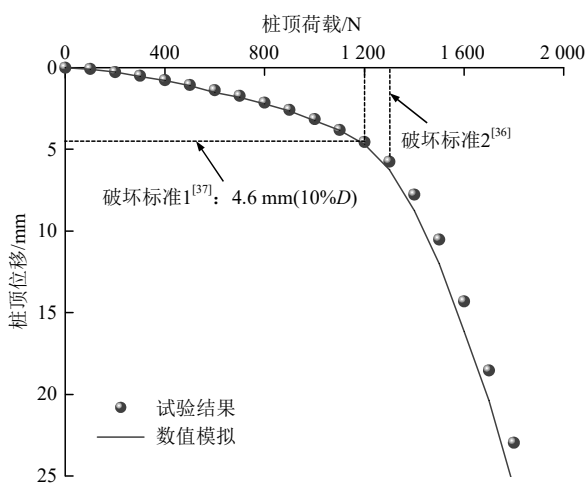
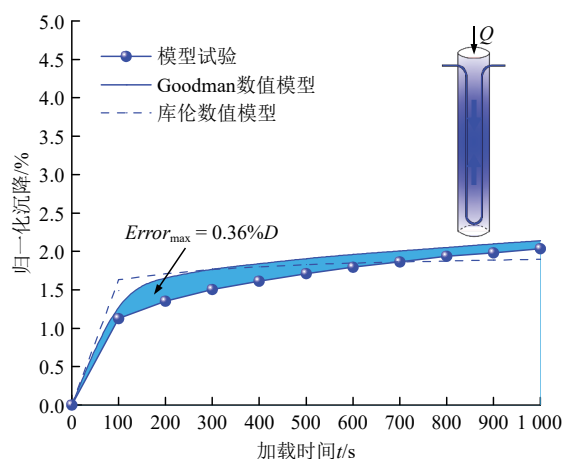
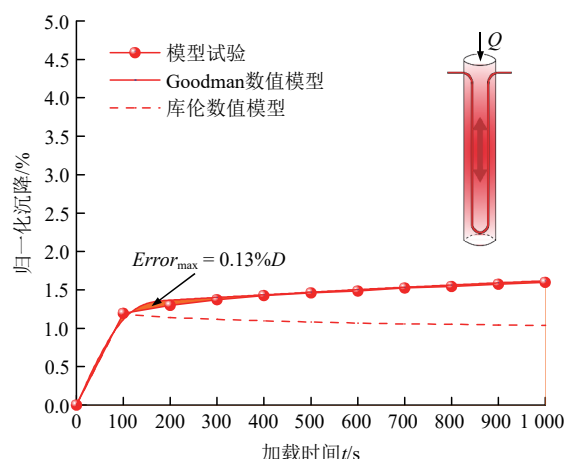


图10 荷载-桩顶位移曲线与极限承载力

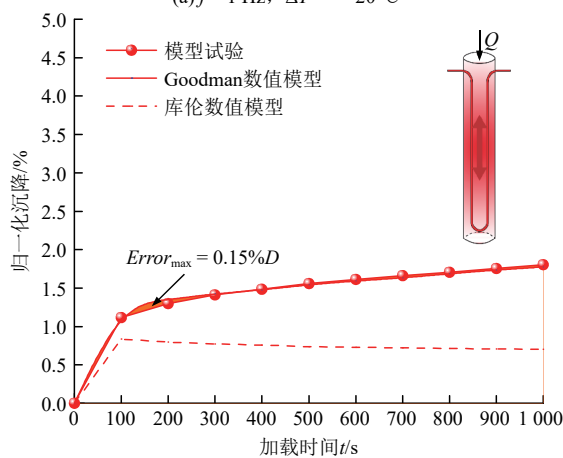
Fig.10 Load-displacement curves and ultimate bearing capacity



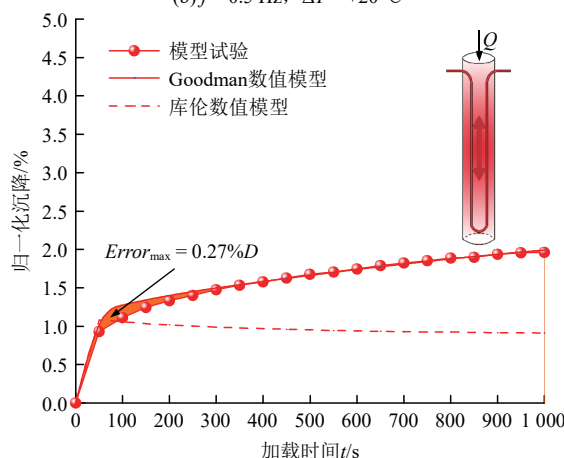
(a) $f=1\text{ Hz}$, $\Delta T=-20\text{ }^{\circ}\text{C}$



(b) $f=0.5\text{ Hz}$, $\Delta T=+20\text{ }^{\circ}\text{C}$



(c) $f=1\text{ Hz}$, $\Delta T=+20\text{ }^{\circ}\text{C}$



(d) $f=2\text{ Hz}$, $\Delta T=+20\text{ }^{\circ}\text{C}$

图11 模型试验与2种接触面模型的累积沉降比较

Fig.11 Comparison of cumulative displacement between experiment tests and two contact models

为验证模型试验结果的合理性,本文在数值模拟中引入了与模型试验相一致的加载路径和破坏判定准则。利用所建数值模型对单桩极限承载力进行验证,得到的极限承载力约为1180 N,与模型试验结果吻合良好。

综合模型试验与数值模拟的结果,本文统一将能量桩单桩极限承载力取值定为1200 N,以便后续各工况的对比分析。

3.3.3 桩顶位移结果对比验证

为评估经典库伦接触面模型与 Goodman 单元接触面模型在模拟循环荷载作用下能量桩特性的效果,对 Test1~Test4 用2个接触面模型分别进行数值计算,并与试验所测得的桩顶累积沉降进行对比。如图11所示,纵坐标为归一化沉降值,从图中可以看出,由于库伦接触面本构无法反映在循环荷载作用下桩-土接触面的循环剪切退化,在加热和制冷过程中,库伦模型预测的桩体膨胀和收缩导致的累积沉降变化与试验结果存在显著差异。循环荷载施加完成后,4组试验工况的归一化沉降值分别达到

2.04%D, 1.6%D, 1.81%D 和 1.96%D; Goodman 接触面模型的预测值分别为 2.14%D, 1.62%D, 1.78%D 和 1.99%D, 预测结果与测量结果匹配良好, Goodman 接触面模型在预测能量桩的累积沉降效应和沉降速率的循环退化方面表现出色。其中, 在 Test1 制冷工况下, 本数值模拟的最大误差为 0.36%D, 略高于加热工况。

基于数值计算结果, 本文所建立的三维有限元模型成功预测了桩体的温度变化规律, 证实了顺序热-力耦合分析方法的准确性。此外, 该模型不仅准确预测了单桩极限承载力, 还较为准确预测了能量桩累积沉降效应与沉降速率的循环退化。这些结果表明, 采用 Goodman 接触面模型的 Fric 子程序来模拟循环荷载作用下的能量桩是合理的。因此, 该模型能够用于本文能量桩的竖向动力响应特性研究并进行后续参数分析。

4 参数分析

4.1 数值模型建立和参数赋值

本节基于上文所提出的数值模拟方法, 建立了多组能量桩热-力耦合数值模型, 对加热/制冷工况下不同循环荷载频率($f=0.5, 1, 2, 3\text{ Hz}$)下砂土地基中能量桩单桩竖向动力响应特性进行了研究, 其中, 恒荷载工况与常温工况作为参照组进行了相应的对比分析。表 4 列出了数值模拟的具体分析工况, 数值模型示意图见图 8。

表 4 循环荷载频率-参数分析工况
Table 4 Cyclic frequency-parameter analysis condition

组名	编号	循环幅值 比/%	荷载频率/Hz	加载时间/s	温度梯度/℃
试验组	2H	25	0.5	2 000	+20
	2C	25	0.5	2 000	-20
	3H	25	1	2 000	+20
	3C	25	1	2 000	-20
	4H	25	2	2 000	+20
	4C	25	2	2 000	-20
	5H	25	3	2 000	+20
	5C	25	3	2 000	-20
参照组	1H	恒荷载 Q_{mean}	2 000	-	+20
	1C	恒荷载 Q_{mean}	2 000	-	-20
	2L	25	0.5	2 000	0
	3L	25	1	2 000	0
	4L	25	2	2 000	0
	5L	25	3	2 000	0

4.2 研究结果与分析

4.2.1 桩端阻力与平均侧摩阻力变化规律

图 12 展示了能量桩桩端阻力与桩侧摩阻力分布机制。在加热过程中, 桩身受热膨胀产生温度效应引起的桩端应力($\sigma_{p, T}$), 该应力与桩顶机械荷载作用下产生的桩端应力($\sigma_{p, M}$)相叠加, 增加了桩端阻力值 σ_p 。在施加桩顶荷载时, 桩侧埋入土中深度(L_0)的部分会产生向上的侧摩阻力(τ_M), 桩体上部向上膨胀, 下部沿中性点边界向下膨胀, 产生大小相等方向相反的温度引起的侧摩阻力(τ_T)。桩体受冷收缩时产生的侧摩阻力方向则与加热工况相反。

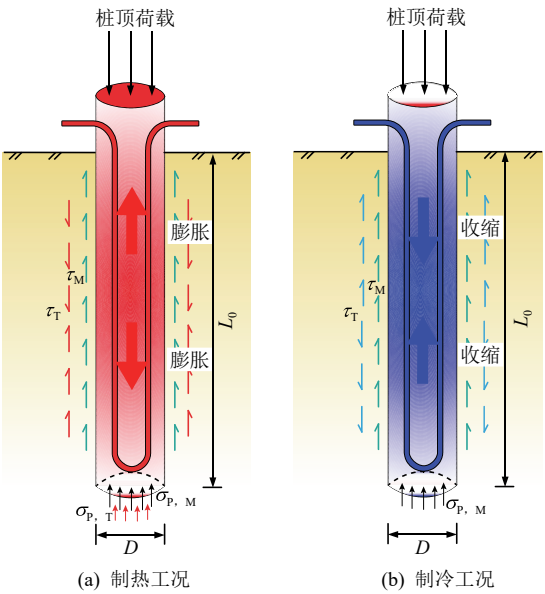


图 12 能量桩桩端阻力与桩侧摩阻力分布机制图
Fig.12 Distribution mechanism diagrams of pile tip resistance and pile shaft resistance of energy piles

图 13 为加热/制冷工况下桩端阻力及侧摩阻力的变化图, 取每个循环中桩顶荷载达到 Q_{max} 时对应的桩端阻力值进行分析, 将编号为 3H(加热工况)、3C(制冷工况)工况下循环荷载施加前后的端阻值与各自对应的恒荷载工况下的端阻值进行对比, 在相同加载时间下, 恒荷载作用下的端阻增加率分别为 0.3%(加热工况)和 5.3%(制冷工况), 而循环荷载工况下的端阻增加率分别达到 26.2%(加热工况)和 24.4%(制冷工况)。4 组循环加载工况下的桩端阻力均出现明显的强化现象, 并且随循环次数的增加, 强化速率都逐渐降低并趋于稳定, 这与加热/制冷时桩体温度逐渐趋于稳定有关。如图 13(a)所示, 在最后一次循环中, 试验 2H~5H 桩端阻力(下称终

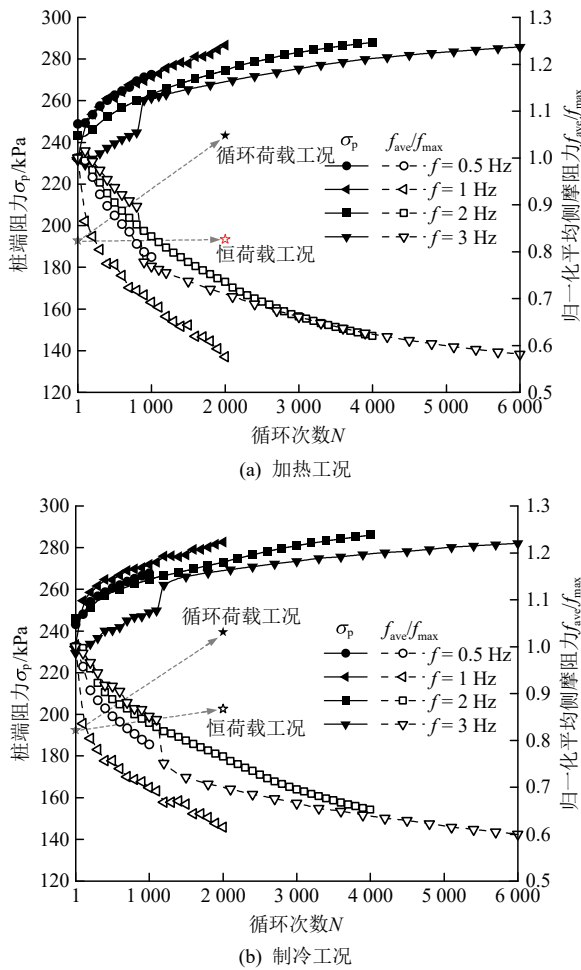


图13 桩端阻力及侧摩阻力随循环次数变化曲线

Fig.13 Variation curves of pile tip resistance and side shaft resistance with cyclic number

值)分别达到 272.5, 286.7, 288.1 与 285.6 kPa, 如图 13(b)所示, 2C~5C 桩端阻力终值分别达到 267.7, 282.7, 285.9 与 282.1 kPa。可以看出, 在相同的荷载频率下, 加热工况下的桩端阻力的增幅大于制冷工况, 这表明在该试验条件下, 加热时桩身的膨胀对于能量桩的桩端阻力强化效应影响更大。由于试验设定了相同的加载时间, 因此 4 组循环加载工况的循环次数将分别达到 1 000, 2 000, 4 000 和 6 000 次。从图 13 中可以看出, 随着循环荷载频率的增加, 桩端阻力的终值不断提高, 而荷载频率为 3 Hz 时, 加热/制冷工况下的端阻终值却低于 $f=2$ Hz 工况, 这可能是因为当荷载加载速率达到一定值后, 桩顶荷载的向下传递由于较高的加载速率存在滞后效应, 循环加载对桩端阻力的强化效应变得不再明显。在 $f=3$ Hz 工况中, 当加载至 1 000 次左右时, 桩端阻力出现突变点, 增长速率随后逐渐降低并趋于平稳。

如上文所述, 在能量桩工作时, 桩顶荷载由桩端和桩侧共同承担, 桩端阻力的增加也可视为是桩侧摩阻力的减弱。图 13 同时展示了 4 组循环加载工况下的平均桩侧阻力随循环次数的变化情况, 右纵坐标为各组工况下平均桩侧阻力 f_{ave} 与该工况下最大平均桩侧阻力 f_{max} (往往出现在第 1 次循环中)的比值。平均桩侧阻力 f_{ave} 按照下式换算求得^[38]

$$f_{ave} = \sum_{i=1}^n \tau_i / n = \frac{4Q - \pi D^2 \sigma_p}{4\pi D L_0} \quad (10)$$

式中: τ_i 为沿桩身的单位侧摩阻力, 由机械荷载产生的 τ_M 和温度荷载产生的 τ_T 两个分量组成; σ_p 为指定循环周期内 Q_{max} 处所对应的桩端阻力, 同样由机械荷载产生的 $\sigma_{p,M}$ 和温度荷载产生的 $\sigma_{p,T}$ 两个分量组成; Q 为桩顶荷载。

由图 13 可知, 随着循环加载次数的增加, 平均桩侧阻力都出现了不同程度的弱化现象, 在最后一次循环中, 2H~5H 平均桩侧阻力最终分别达到 1.70, 1.43, 1.4 与 1.45 kPa; 2C~5C 平均桩侧阻力最终分别达到 1.79, 1.5, 1.44 与 1.52 kPa。随着循环荷载频率的增加, 平均桩侧阻力的终值不断减小, 荷载频率为 3 Hz 时的终值略大于 $f=2$ Hz, 并在加载至 1 000 次左右时, 平均桩侧阻力出现突变点, 衰减速率在此之后逐渐降低并趋于平稳。

为了能够更直观地定量描述能量桩侧摩阻力在不同工况下的弱化情况, 定义平均侧阻力的循环弱化率(D_c), 反映循环加载过程中的桩侧摩阻力的弱化, 由下式确定:

$$D_c = 1 - \frac{f_{N, \text{fin}}}{f_{N=1}} \quad (11)$$

式中: $f_{N, \text{fin}}$ 为各工况中最后一次循环内峰值荷载对应的平均侧阻力, $f_{N=1}$ 为每组工况中第一次循环内峰值荷载对应的平均侧阻力。

表 5 展示了 4 组循环加载工况下的平均侧阻力的循环弱化情况, 其中弱化绝对值定义为最后一次循环与第一次循环的平均侧阻力之差绝对值。结果表明, 随着循环荷载频率的增加, 加热与制冷工况下的循环弱化率整体均呈增大的趋势, 而在 $f=2$ Hz 时达到转折点。与制冷工况相比, 加热工况下能量桩的侧阻力弱化率更大, 对应更为明显的端阻强化现象, 结合上述分析, 这与桩顶荷载的传递机制相吻合。

4.2.2 桩顶累积沉降

表 5 不同工况下的平均侧阻力循环弱化率

Table 5 Cyclic weakening rates of the average side resistance under different working conditions

荷载频率/Hz	试验编号	弱化绝对值/ kPa	循环弱化率 D_c
0.5	2H	0.46	0.21
	2C	0.47	0.20
1	3H	1.05	0.42
	3C	0.94	0.39
2	4H	0.86	0.38
	4C	0.77	0.35
3	5H	1.04	0.41
	5C	1.01	0.4

图 14 展示了循环荷载频率对桩顶累积沉降的影响,对荷载加载前的初始位移进行了归零处理。取每个循环内桩顶荷载达到 Q_{mean} 时对应的桩顶位移进行分析。从图 14 中可以看出,在恒荷载工况下,加热与制冷工况下桩顶沉降值分别减小和增加,并很快稳定下来。相比之下,4 组循环加载工况的桩顶均出现了循环累积现象,并且累积沉降值随着循环加载时间增加而不断增加。随着循环荷载频率

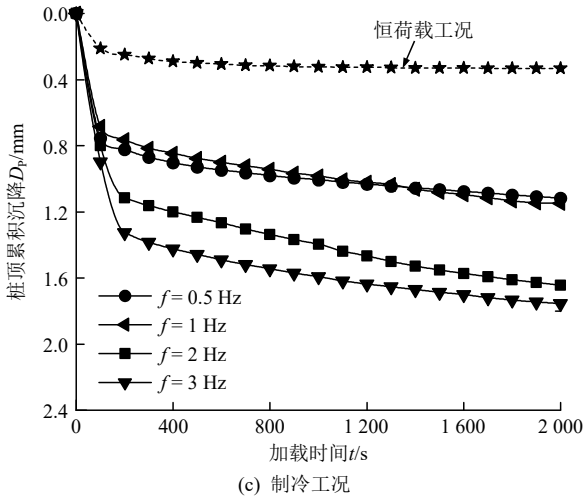


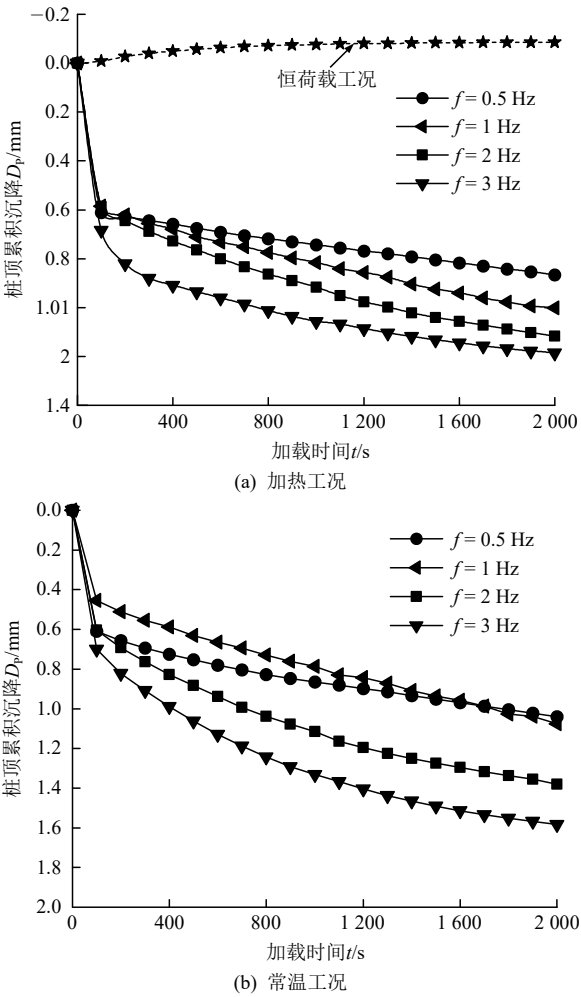
图 14 不同荷载频率的桩顶累积沉降变化曲线
Fig.14 Variation curves of cumulative settlement at different cyclic load frequencies

的增加,桩顶累积沉降同样呈增长趋势。2H~5H 桩顶累积沉降最终分别达到 0.87, 1.01, 1.11 与 1.19 mm; 2L~5L 桩顶累积沉降最终分别达到 1.03, 1.08, 1.38 与 1.58 mm; 2C~5C 桩顶累积沉降最终分别达到 1.12, 1.15, 1.64 与 1.76 mm。在相同循环荷载频率下,制冷工况下的桩顶累积沉降大于常温下的累积沉降,加热工况下的桩顶累积沉降小于常温下的累积沉降,这与先前的模型试验结果一致^[23]。加热时桩体的向上膨胀与桩顶荷载施加方向相反,导致累积沉降减小;制冷时桩体向下收缩与桩顶荷载施加方向相同,导致累积沉降增大。

5 结 论

本文开展了不同循环荷载频率作用下的能量桩模型试验与数值模拟,通过对研究结果的分析,得到以下结论:

- (1) 本文将 Goodman 单元接触面本构在 ABAQUS 软件中进行了二次开发,利用编写的 Fric 子程序所建立的能量桩三维数值模型对模型试验结果进行模拟与分析,验证了其准确性和合理性。
- (2) 能量桩的循环累积沉降大小受循环次数 N 、循环荷载频率 f 与温度梯度 ΔT 的影响,随着循环次数的增加,循环累积沉降不断增加,但是增加速率逐渐减小,桩体沉降变形的滞回性逐渐增加,单次循环周期内的桩体塑性变形增加;随着循环荷载频率的增加,循环累积沉降不断增加;加热工况下的能量桩循环累积沉降小于常温下的桩顶累积沉降;



制冷工况下的能量桩循环累积沉降大于常温下的桩顶累积沉降。

(3) 随着荷载频率的提高,能量桩的桩顶加载刚度出现了不同程度的增加,但是增幅逐渐变小,桩顶卸载刚度整体呈现弱化现象。

(4) 随着循环次数的增加,能量桩的桩端阻力发生强化现象,强化速率逐渐降低;当荷载频率较小时,随着循环荷载频率的增加,桩端阻力不断提高;当加载速率达到一定值时,荷载频率的提高对桩端阻力的强化效应变得不再明显。在相同循环荷载频率下,加热工况下的能量桩桩端阻力的增加趋势更为明显。

(5) 随着循环次数的增加,能量桩的桩侧摩阻力出现弱化现象,能量桩平均桩侧阻力的循环弱化率总体呈增大的趋势;当荷载频率较小时,随着循环荷载频率的增加,能量桩平均桩侧阻力不断减小;当加载速率达到一定值时,荷载频率的提高对桩侧摩阻力的弱化效应变得不再明显。在相同循环荷载频率下,加热工况下能量桩的桩侧摩阻力弱化现象较制冷工况更为明显。

本文主要对在循环荷载作用下能量桩单桩动力响应进行了研究分析,研究结果可为能量桩的优化设计和工程应用提供定性的参考。然而对于循环荷载与温度联合作用下的能量桩长期动力响应仍有待深入探讨。此外,研究表明能量桩单桩的循环累积沉降会随荷载频率的增加而增大,因此在实际设计中应充分考虑荷载频率对能量桩性能的潜在影响。

参考文献(References):

- [1] 赵 华,王成龙,陈志雄,等. 饱和黏土中水平受荷能量桩热-力响应特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2024, 43(1): 248 - 260. (ZHAO Hua, WANG Chenglong, CHEN Zhixiong, et al. Study on thermo-mechanical response characteristics of horizontally loaded energy piles in saturated clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(1): 248 - 260.(in Chinese))
- [2] 陈志雄,赵 华,王成龙,等. 砂土中能量桩单桩水平承载特性模型试验研究[J]. 工程力学, 2024, 41(3): 114 - 123.(CHEN Zhixiong, ZHAO Hua, WANG Chenglong, et al. Model tests on lateral bearing behavior of single energy pile in sand[J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(3): 114 - 123.(in Chinese))
- [3] 蒋济泽,王成龙,黄煜镔,等. 竖向和水平组合荷载下能量桩单桩变形特性[J]. 岩土力学, 2024, 45(3): 788 - 796.(JIANG Jize, WANG Chenglong, HUANG Yubin, et al. Deformation characteristics for single energy pile under combined loads in vertical and horizontal directions[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(3): 788 - 796.(in Chinese))
- [4] 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.
- [5] HE F C, WANG C L, BOUAZZA A, et al. Investigation on thermal performance of energy pile and borehole heat exchanger under intermittent field operating conditions[J]. Energy and Buildings, 2024, 320: 114643.
- [6] 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]. Geotechnique, 2009, 59(3): 237 - 248.
- [7] DING X M, ZHANG D X, WANG C L, et al. Thermally induced mechanical interactions of energy pile groups subjected to cyclic nonsymmetrical thermal loading[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 167: 106053.
- [8] 骆湘勤,刘干斌,郑言东,等. 考虑温度影响的能源桩桩-土界面荷载传递模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(1): 171 - 179. (LUO Xiangqin, LIU Ganbin, ZHENG Yandong, et al. A load transfer model of energy pile-soil interfaces undertemperature variation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(1): 171 - 179.(in Chinese))
- [9] ZHAO H, WANG C L, KONG G Q, et al. An approach for analysis of a single energy pile subjected to a horizontal load in sand[J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2024, 56: 104289.
- [10] GUO Y C, WANG C L, BOUAZZA A, et al. An approach for heat transfer thermal analysis of a pre-stressed high-strength concrete (PHC) energy pile[J]. Renewable Energy, 2024, 235: 121248.
- [11] 孔纲强,常洪林,王天赐,等. 区域尺度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))
- [12] DUPRAY F, LI C, LALOUI L. Heat-exchanger piles for the de-icing of bridges[J]. Acta Geotechnica, 2014, 9(3): 413 - 423.
- [13] KONG G Q, WU D, LIU H L, et al. Performance of a geothermal energy deicing system for bridge deck using a pile heat exchanger[J]. International Journal of Energy Research, 2019, 43(1): 596 - 603.

- [14] 陈 鑫, 孔纲强, 刘汉龙, 等. 桥面融雪除冰能量桩热泵系统换热效率现场试验[J]. 中国公路学报, 2022, 35(11): 107 – 115.(CHEN Xin, KONG Gangqiang, LIU Hanlong, et al. Field tests on heat transfer efficiency of bridge deck snow melting and deicing using energy pile heat pump system[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(11): 107 – 115.(in Chinese))
- [15] CAO X, KONG G Q, HAN C J. Feasibility assessment of implementing energy pile-based snowmelt system on a practical bridge deck in diverse climate conditions across China[J]. Energy, 2024, 290: 130317.
- [16] STAUBACH P, WICHTMANN T. Long-term deformations of monopile foundations for offshore wind turbines studied with a high-cycle accumulation model[J]. Computers and Geotechnics, 2020, 124: 103553.
- [17] TSUHA C H C, FORAY P Y, JARDINE R J, et al. Behaviour of displacement piles in sand under cyclic axial loading[J]. Soils and Foundations, 2012, 52(3): 393 – 410.
- [18] JARDINE R J, ZHU B T, FORAY P, et al. Measurement of stresses around closed-ended displacement piles in sand[J]. Geotechnique, 2013, 63(1): 1 – 17.
- [19] 卢一为, 丁选明, 刘汉龙, 等. 循环加载下 X 形桩竖向承载特性模型试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(增 1): 281 – 288.(LU Yiwei, DING Xuanming, LIU Hanlong, et al. Model test of vertical bearing characteristics of X-section pile under cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(Supp.1): 281 – 288.(in Chinese))
- [20] RIMOY S P, SILVA I M, JARDINE R J. Stability and load-displacement behaviour of axially cyclic loaded displacement piles in sands[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2022, 59(8): 1 358 – 1 372.
- [21] STAUBACH P, MACHACEK J, MOSCOSO M C, et al. Impact of the installation on the long-term cyclic behaviour of piles in sand: a numerical study[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2020, 138: 106223.
- [22] TAFILI M, DUQUE J, OCHMANSJI M, et al. Numerical inspection of miner's rule and drained cyclic preloading effects on fine-grained soils[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 156: 105310.
- [23] SU L F, WANG C L, BOUAZZA A, et al. Vertical dynamic responses of model energy piles[J]. Geomechanics for Energy and the Environment, 2024, 40: 100598.
- [24] PARKIN A K, LUNNE T. Boundary effects in the laboratory calibration of a cone penetrometer for sand[J]. Norwegian Geotechnical Institute Publication, 1982, 138: 1 – 7.
- [25] COMODRAMOS E M, ANAGNOSTOPOULOS C T, GEORGIADIS M K. Numerical assessment of axial pile group response based on load test[J]. Computer and Geotechnics, 2003, 30(6): 505 – 515.
- [26] WU D, LIU H L, KONG G Q, et al. Displacement response of an energy pile in saturated clay[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2018, 171(4): 285 – 294.
- [27] IAI S, TOBITA T, NAKAHARA T, et al. Generalised scaling relations for dynamic centrifuge tests[J]. Geotechnique, 2005, 55(5): 355 – 362.
- [28] ACHMUS M, THIEKEN K, SAATHOFF J E, et al. Un- and reloading stiffness of monopile foundations in sand[J]. Applied Ocean Research, 2019, 84: 62 – 73.
- [29] WANG C L, SU L F, LIU H L, et al. Analysis of energy piles under cyclic axial loads and impact of loading amplitudes[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2025, 62: 1 – 21.
- [30] GARAKANI A A, HEIDARI B, JOZANI S M, et al. Numerical and analytical study on axial ultimate bearing capacity of fixed-head energy piles in different soils. International Journal of Geomechanics, 2022, 22(1): 1 – 18.
- [31] GOODMAN R E, TAYLOR R L, BREKKE T L. A model for the mechanics of jointed rock[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, 1968, 94(3): 637 – 659.
- [32] 费 康, 张建伟. ABAQUS 在岩土工程中的应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.(FEI Knag, ZHANG Jianwei. Application of ABAQUS in geotechnical engineering[M]. Beijing: China Water Power Press, 2010.(in Chinese))
- [33] DI DONNA A, FERRARI A, LALOUI L. Experimental investigations of the soil-concrete interface: Physical mechanisms, cyclic mobilization, and behaviour at different temperatures[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2016, 53(4): 659 – 672.
- [34] GUO Y, GOLCHIN A, HICKS M A, et al. Experimental investigation of soil-structure interface behaviour under monotonic and cyclic thermal loading[J]. Acta Geotechnica, 2023, 18(7): 3 585 – 3 608.
- [35] CLOUGH G W, DUNCAN J M. Finite element analyses of retaining wall behavior[J]. Journal of Soil Mechanic and Foundation Division, 1971, 97(12): 1 657 – 1 673.
- [36] 中华人民共和国行业标准编写组. JGJ 106—2014 建筑桩基检测技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.(The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. JGJ 106—2014 Technical code for building pile foundation[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2014.(in Chinese))
- [37] FRANK R, BAUDUIN C, DRISCOLL R, et al. Designers' Guide to EN 1997 – 1. Eurocode 7: Geotechnical design-General rules[M]. [S. l.]: [s. n.], 2004.
- [38] ZHOU P, LI J, DAI K, et al. Theoretical investigation on axial cyclic performance of monopile in sands using interface constitutive models[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2024, 16(7): 2 645 – 2 662.