

DOI:10.3969/j.issn.1672-1144.2018.01.028

扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 曲线试验研究

程来秀¹,程俊峰²,王静杰²,王胜智²

(1.江西理工大学 应用科学学院,江西 赣州 341000; 2.福州大学 土木工程学院,福建 福州 350108)

摘要:针对扩孔微型桩在地震作用下的桩-土动力相互作用及耗能能力的研究,对微型桩在有无扩孔、不同扩孔深度、扩孔孔径、扩孔材料等4种参数下进行振动台试验研究,计算得到了不同扩孔参数下的 $p-y$ 滞回曲线,通过计算其滞回曲线面积和输入波能量分析了扩孔微型桩-土动力相互作用及其耗能能力。研究表明:在埋深 $(2.5\sim 15.0)D$ (D 为桩径)范围内,扩孔微型桩-土动力相互作用耗能能力优于埋深 $15.0D$ 以下,而扩孔后在 $2.5D$ 处桩身材料侧向刚度有所减小;不同的扩孔材料对扩孔微型桩-土动力相互作用耗能能力影响较大,扩孔材料为橡胶的耗能能力大于扩孔材料为砂土的;当扩孔材料为橡胶时,扩孔孔径为 $3.0D$,扩孔深度为 $10.0D$,扩孔微型桩-土动力相互作用耗散能量最大,占输入波能量4.17%。

关键词:新型半整体式桥台桥梁;扩孔微型桩; $p-y$ 曲线;扩孔参数;耗能能力

中图分类号: TU378

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2018)01-0156-08

Experimental Study on $p-y$ Curve of Dynamic Interaction between Micro-pile with Predrilled Oversize Hole and Soil

CHENG Laixiu¹, CHENG Junfeng², WANG Jingjie², WANG Shenzhi²

(1. College of Applied Science of Jiangxi University of Science and Technonlgy, Ganzhou, Jiangxi 341000, China;

2. College of Civil Engineering of Fuzhou University, Fuzhou, Fujian 350108, China)

Abstract: Focusing on problems of the failure of micro-pile with predrilled oversize hole and the semi-integral abutment bridge structure damaged by earthquakes. In this experiment, 4 kinds parameters of micro-pile with or without predrilled oversize, different diameters, depth of predrilled oversize and different materials of predrilled oversize were conducted by shaking table test to study the dynamic interaction between micro-pile and soil. The hysteretic curve of $p-y$ under different predrilled parameters is obtained. The energy dissipation capacity of the interaction between micro-pile and soil is analyzed by calculating the hysteresis curve area and the input wave energy. The results show that the energy dissipation capacity in the depth of $2.5D$ to $15.0D$ (D is the diameter of the pile) of sandy soil is better than the depth of $15.0D$ and deeper one. The lateral material stiffness of micro-pile is decreased while in the depth of $2.5D$. The different reaming materials have great influence on the energy dissipation of dynamic interaction between micro-pile and soil, and reaming materials for rubber energy dissipation capacity is greater than the reaming material for sand. When the reaming material is rubber, the diameter of predrilled oversize hole is $3.0D$ and the reaming depth is $10.0D$, the energy dissipation of dynamic interaction between micro-pile and soil has reaches maximum, and its dissipated energy accounts for 4.17% of the input wave energy.

Keywords: semi-integral abutment bridge; micro-pile with predrilled oversize hole; $p-y$ curve; predrilled-hole parameters; capacity of energy dissipation

收稿日期:2017-09-23

修稿日期:2017-10-21

基金项目:国家自然科学基金面上项目(51778147,51564013);江西省自然科学基金项目(20161BAB206139)

作者简介:程来秀(1979—),女,江西鄱阳人,硕士,讲师,主要从事岩土工程方面的研究工作。E-mail:9599253@qq.com

半整体式桥台桥梁为了增加(由温度变化、混凝土收缩和徐变等产生)能力,对于半整体式桥台桥梁而言,如果在其两端引板结构下部的微型桩局部进行扩孔,这样便能显著增加半整体桥在全寿命周期中吸收纵桥向变形,即在微型桩周围进行扩孔措施。该方法不仅可以减小地震作用或温度作用下桩周土的土抗力,而且允许较大的纵向变形,减小主梁引起的温度应力,以及伸缩变形。此前,在地震作用下,对微型桩周围进行扩孔以及其-土动力相互作用的变形能力和耗能能力需待进一步研究。

目前,已有许多学者对其进行了相关的研究,魏星^[1]对砂土与砂砾土中微型铝桩进行了振动台试验,使用了先进的 FBG 数据采集系统采集试验数据,并对桩顶承台动力响应和动力 $p-y$ 滞回曲线进行了分析,对砂土和砂砾土中桩-土动力相互作用机制有了更深了解。

张中乐^[2]对干砂和液化土中微型群桩和单桩振动台试验进行了研究,主要分析了加速度时程、位移时程以及 $p-y$ 滞回曲线,对群桩和单桩基础动力响应有了更深认识。

李雨润^[3]完成了大量干砂和液化土中微型铝桩的振动台试验,对桩-土相互作用中桩身加速度、桩-土相互作用力和桩身弯矩等动力响应进行了比较分析,观察到一些较新的现象。同时指出了目前可液化土中桩基承载力计算方法的不合理处,并提出 $p-y$ 曲线修正公式。

从 20 世纪 50 年代 Housner G W 等^[4]提出了能量分析以来,许多学者都随之展开了研究。到 20 世纪 70、80 年代,由于震害观测资料和结构试验的数据的积累,再加上人们开始广泛的使用非线性时程分析方法,能量分析发展越来越快。刘季等^[5]和周云等^[6]对耗能减隔震结构进行了研究,将能量分析引入结构控制方面,并给出了能量设计方法。李向梅^[7]通过研究桩的一维波动方程,对竖向荷载作用下桩土的耗能进行了定量的分析,并采用 ANSYS 对不同布置方式的高桩码头又桩土耗能情况进行了定量分析。庄一舟等^[8]对 6 根具有不同扩孔参数的微型桩进行了室内足尺低周循环侧向加载试验,得到了扩孔微型桩滞回曲线和骨架曲线,并计算了耗能能力和延性系数,对其抗震性能进行了评估。陈云^[9]根据 Winkler 地基梁原理对微型桩-土动力相互作用进行了模拟,得到了 $p-y$ 滞回曲线,从而对

微型桩-土相互作用耗能进行了定量分析。

综上所述,对于微型桩-土动力相互作用的研究有很多,但微型桩-土动力相互作用及其受力性能尚未明确,对其 $p-y$ 滞回曲线及其耗能能力试验研究的不够。为此,本文在前人的基础上,拟开展半整体式桥台桥梁中扩孔微型桩-土相互作用振动台试验,对微型桩在有无扩孔、不同扩孔深度、扩孔孔径、扩孔材料等 4 种参数下进行振动台试验研究,得到了不同扩孔参数下的 $p-y$ 滞回曲线,通过计算滞回曲线面积和输入波能量分析了扩孔微型桩-土相互作用耗能能力。通过桩身弯矩和加速度等试验数据计算得到 $p-y$ 滞回曲线,分析扩孔微型桩的 $p-y$ 滞回曲线特点,计算其耗能能力,并与地震输入总能量比较,研究扩孔微型桩-土动力相互作用耗能能力。

1 振动台试验简介

本试验主要模型试件^[10]主要由模型钢箱、微型桩、模型砂土以及扩孔时所需的填料等组成。除此之外,为了便于后续数据的采集与处理,还需接入相应的量测与采集设备。试验所需的模型桩采用原型桩,其物理参数等如表 1 所示。

表 1 模型桩参数

截面形式	直径 /mm	壁厚 /mm	桩长 /mm	长细比
空心截面	60	4	2300	38
密度 /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	材料	抗弯刚度 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-2}$)	泊松比	
7850	Q235	58.20	0.3	

由文献[11]可知,模型箱的尺寸选用 $2\text{ m}\times 2\text{ m}\times 2\text{ m}$ (长 $\times$ 宽 $\times$ 高),为减小模型箱底部与土体之间的滑动,需在模型箱的底端焊接槽钢;在模型箱内壁粘贴 EPS 泡沫板用以减小地震波传输过程中形成的反射波,同时在模型箱的侧壁涂有润滑油以降低钢箱内壁与砂土之间的摩擦。

由砂土的物理参数及材性试验可知,该砂土的不均匀系数为 $C_u=3.17$,其值小于 5,可知该模型土有较好的均匀性。试验用砂土选用细砂,其物理参数和颗粒级配曲线见表 2 和表 3。

表 2 模型土物理力学参数

密度 ρ /($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	相对密实 度 $D_r/\%$	内摩擦角 $\Phi/(\text{^\circ})$	孔隙比 e
1.601	43	31	0.663

表 3 模型砂土颗粒级配

粒径/mm	小于该粒径的土重含量/%
2.00	95.0
1.00	86.0
0.50	30.0
0.20	10.0
0.10	2.2
0.05	0.0

本文扩孔中所用的材料主要分为松砂与橡胶两种。对于试验所用松砂,已知扩孔套筒的体积,主要是用松砂的质量来控制其密度,已知砂的密度为 1.48 g/cm^3 ,由此可知砂土的相对密度。此后,由 K 值曲线^[12](见图 1)可知,试验用砂土的密实度及其物理参数。扩孔所用的橡胶填料由纯子午线钢丝胎提取,其粒径为 $1.2\text{ mm} \sim 2.4\text{ mm}$,弹性模量为 10.7 MPa ,密度为 0.66 g/cm^3 。

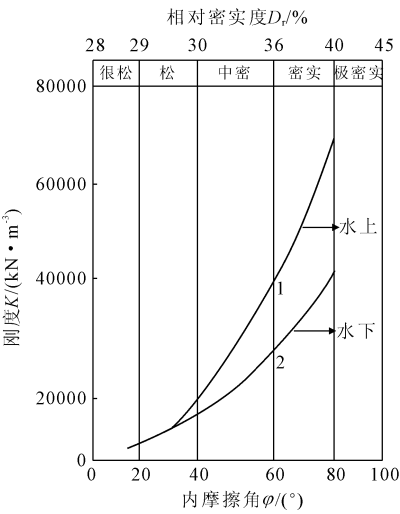


图 1 K 值曲线

模型桩的应变总共布置 24 个,共 12 对,均分布在桩的两侧,其主要目的是用于观察其应变的变化、变形以及桩侧土压力的分布,应变的布置沿桩的竖向等间距粘贴,其间距为 150 mm ,其编号分别为 A1 - A12, B1 - B12,其详细示意图如图 2 所示。除此之外,在振动台台面和砂土中分别布置 5 个加速度传感器,详见图 3。

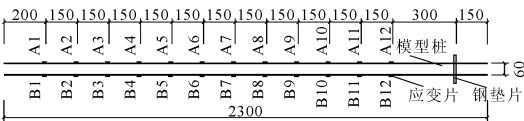


图 2 应变片布置图(单位:mm)

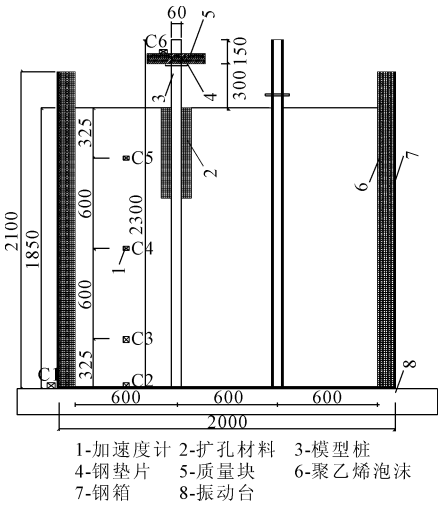


图 3 扩孔微型桩试验示意图与照片(单位:mm)

参考陈云等^[9]中关于微型桩桩顶配重设计,经过简化计算,本试验所选用配重块重量为 88.2 kg 。试验采用 0.4 g 、 5 Hz 正弦波模拟 9 度地震,完成了考虑扩孔孔径、扩孔深度和扩孔回填材料的桩 - 土动力相互作用振动台试验,加载时主要变化扩孔参数,加载方案如表 4 所示。

表 4 加载工况(桩顶质量为 56.4 kg)

工况	地震波	扩孔材料	扩孔宽度/mm	扩孔深度/mm
—	白噪声	松砂	180	600
1	5 Hz 正弦波	松砂	180	600
—	白噪声	橡胶	180	600
2	5 Hz 正弦波	橡胶	180	600
—	白噪声	松砂	180	450
3	5 Hz 正弦波	松砂	180	450
—	白噪声	松砂	180	450
4	5 Hz 正弦波	橡胶	180	450
—	白噪声	松砂	180	300
5	5 Hz 正弦波	松砂	180	300
—	白噪声	橡胶	180	300
6	5 Hz 正弦波	橡胶	180	300
—	白噪声	松砂	240	300
7	5 Hz 正弦波	松砂	240	300
—	白噪声	橡胶	240	300
8	5 Hz 正弦波	橡胶	240	300
—	白噪声	松砂	150	300
9	5 Hz 正弦波	松砂	150	300
—	噪声	橡胶	150	300
10	5 Hz 正弦波	橡胶	150	300
—	白噪声	无	—	—
11	5 Hz 正弦波	无	—	—

2 扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 曲线的建立

2.1 $p-y$ 曲线介绍

对于 $p-y$ 曲线的确定,最好的方法通过仪器实测得到某一深度处的桩侧材料反力 p 和桩土相对位移 y 。而在扩孔微型桩-土振动台试验中,微型桩桩径较小,较难精确的得到这些数据。一般的做法是通过应变片和加速度计数据间接得到 p 和 y 。文献[13]根据材料力学中梁的基本理论对水平受荷桩进行了分析,得到如下 4 个主要公式:

$$EI \frac{d^4 y_{\text{pile}}}{dx^4} + p = 0 \quad (1)$$

$$EI \frac{d^2 y_{\text{pile}}}{dx^2} + M(x) = 0 \quad (2)$$

$$\frac{d^2 M(x)}{dx^2} = p \quad (3)$$

$$M = a + bx + cx^2 + dx^3 \quad (4)$$

式中: E 为模型桩弹性模量; I 为模型桩 x 深度截面惯性矩; M 为 x 深度处桩身弯矩; x 为距土层表面距离; p 为单位长度桩侧材料反力,单位为 N/m ; y_{pile} 为桩身侧向位移。由式(2)和式(3)可知:通过桩身弯矩 M 可得到桩侧材料反力 p 和桩身侧向位移 y_{pile} 。而桩身弯矩 M 又可通过桩身两侧应变片数据得到。针对扩孔微型桩-土动力相互作用振动台试验数据,给出得到动力 $p-y$ 曲线的方法。

2.2 桩侧材料反力的求解

本文中应变片为等间距,间距较小,所以采用五点差分法。以下为五点差分法具体方法。

$$\begin{cases} f(x+Dl) = f(x) + \dot{f}(x)Dl + \frac{1}{2}\ddot{f}(x)Dl^2 + \frac{1}{6}\ddot{\ddot{f}}(e)Dl^3 \\ f(x+2Dl) = f(x) + 2\dot{f}(x)Dl + 2\ddot{f}(x)Dl^2 + \frac{4}{3}\ddot{\ddot{f}}(h)Dl^3 \\ f(x-Dl) = f(x) - \dot{f}(x)Dl + \frac{1}{2}\ddot{f}(x)Dl^2 - \frac{1}{6}\ddot{\ddot{f}}(m)Dl^3 \\ f(x-2Dl) = f(x) - 2\dot{f}(x)Dl + 2\ddot{f}(x)Dl^2 - \frac{4}{3}\ddot{\ddot{f}}(x)Dl^3 \end{cases} \quad (5)$$

忽略三次微分的影响,可以得到:

$$\ddot{f}(x) = \frac{1}{7Dl^2} [2f(x+2Dl) - f(x+Dl) - 2f(x) - f(x-Dl) + 2f(x-2Dl)] \quad (6)$$

代入各点弯矩值得:

$$p_i = [2M_{i+2} - M_{i+1} - 2M_i - M_{i-1} + M_{i-2}]/7Dl^2 \quad (7)$$

式中: p_i 为第 i 点处土压力; M_i 为第 i 点处弯矩, Δl 为应变片之间距离。

2.3 桩身侧向位移和土体位移的计算

动力 $p-y$ 曲线中 y 为桩身侧向位移减去土体位移。对于桩身侧向位移,参考文献[10]中积分反算法,即先对桩身弯矩拟合成多项式,再将其进行积分 2 次。由式(2)与式(4)进行计算为:

$$y_{\text{pile}} = \frac{(a + bx + \frac{c}{2}x^2 + \frac{d}{6}x^3 + \frac{e}{12}x^4 + \frac{f}{20}x^5)}{EI} \quad (8)$$

式中: a, b 为待定常数。由参考文献[10]可知,因柔性桩的桩底与钢箱固定,因此,可将其看做桩底位移和桩底转角均为 0。并将其作为 2 个边界条件。对于土体位移,先对土体不同深度处加速度进行多项式拟合,得到土体各个埋深处的加速度值。然后通过积分得到土体不同埋深处位移。最后将该位移减去由箱底加速度得到的箱底位移,就得到了土体位移。以下为具体计算方法。通过三次多项式拟合土体不同埋深处加速度:

$$y_{\text{soil}} = g + hx + ix^2 + jx^3 \quad (9)$$

通过积分得到箱底位移。最后得到桩土相对位移 y :

$$y = y_{\text{pile}} - (y_{\text{soil}} - y_x) = a_1 + a_2x + a_3x^2 + a_4x^3 + a_5x^4 + a_6x^5 \quad (10)$$

3 扩孔参数对桩-土动力相互作用 $p-y$ 曲线的影响

本文定性分析了扩孔参数对动力 $p-y$ 曲线的影响,有助于建立可靠的扩孔微型桩-土动力 $p-y$ 曲线。

根据峰值位移分析结果:在 $15.0D$ (D 为桩径尺寸,下同)埋深及以下的桩身峰值位移小于其最大桩身位移峰值的 $1/10$,可知扩孔参数对桩身位移峰值影响不显著^[11]。限于篇幅,取埋深 150 mm, 300 mm, 和 900 mm 三处的桩-土动力 $p-y$ 滞回曲线进行研究。扩孔条件下 $p-y$ 滞回曲线有一定共性,如图 4 所示。

由图 4 可知,工况 5 下扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 滞回曲线所包围面积逐渐增大,最后趋于稳定。其形状类似同心椭圆形,在加载的大部分时间均重合在一起。

另外,因该 $p-y$ 曲线较为规则对称,可将滞回曲线两侧顶点连成直线,并将该直线斜率定义为 $p-y$ 曲线主斜率^[14],该直线斜率在一定程度上代表桩侧材料侧向刚度。

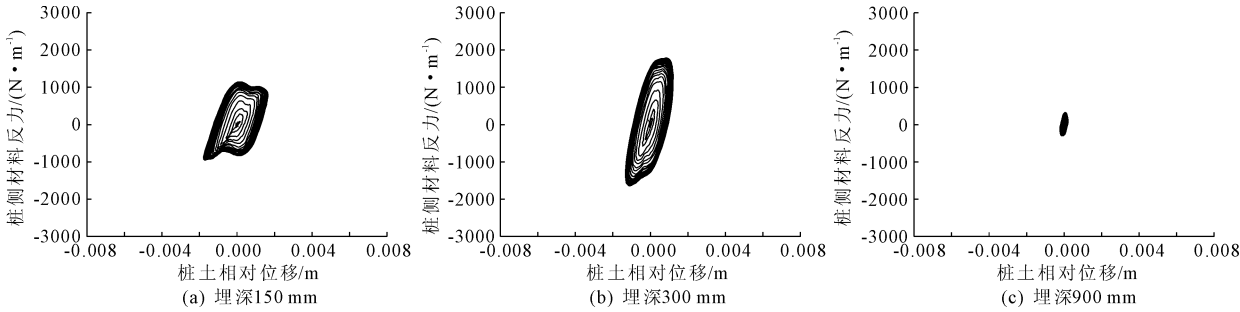


图 4 工况 5 下桩 - 土动力 $p - y$ 滞回曲线(扩孔)

由图 4 还可知,在 $2.5D \sim 5.0D$ 埋深范围内,由于桩土相对位移 y 的减小,而桩侧材料反力增加,故桩侧材料侧向刚度增加;在 $5.0D \sim 15.0D$ 埋深范围内,桩土相对位移 y 和桩侧材料反力都有减小,但桩土相对位移减小程度大于桩侧反力,所以桩侧材料刚度开始逐渐增加,且增加的趋势不明显。

动力 $p - y$ 滞回曲线所包围面积基本上可以代表扩孔微型桩 - 土动力相互作用的耗能能力。另外还可知,在埋深 $2.5D \sim 15.0D$ 范围内,上部扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力优于下部。

3.1 有无扩孔

限于篇幅,图 5、图 6 分别为工况 11 和工况 6 下扩孔微型桩 - 土动力相互作用 $p - y$ 滞回曲线。对

于无扩孔条件下 $p - y$ 滞回曲线(工况 11),在 $2.5 \sim 5.0D$ 埋深范围内,桩侧材料反力没有很大变化,桩土相对位移发生明显减小,桩侧材料侧向刚度增加。从 $5.0D \sim 15.0D$ 埋深范围内,桩侧材料反力和桩土相对位移都发生了减小,桩侧材料刚度呈现增加的趋势,但变化不明显,桩 - 土动力相互作用耗能能力明显减小。总而言之,在 $2.5D \sim 15.0D$ 埋深范围内,无扩孔条件下微型桩 - 土动力相互作用 $p - y$ 滞回曲线桩侧材料反力和桩土相对位移基本上呈减小趋势,耗能能力也大体呈减小趋势,桩侧材料侧向刚度受桩侧材料反力和桩土相对位移减小程度的影响,呈现增加的趋势,但在 $5.0 \sim 15.0D$ 范围内变化不明显。

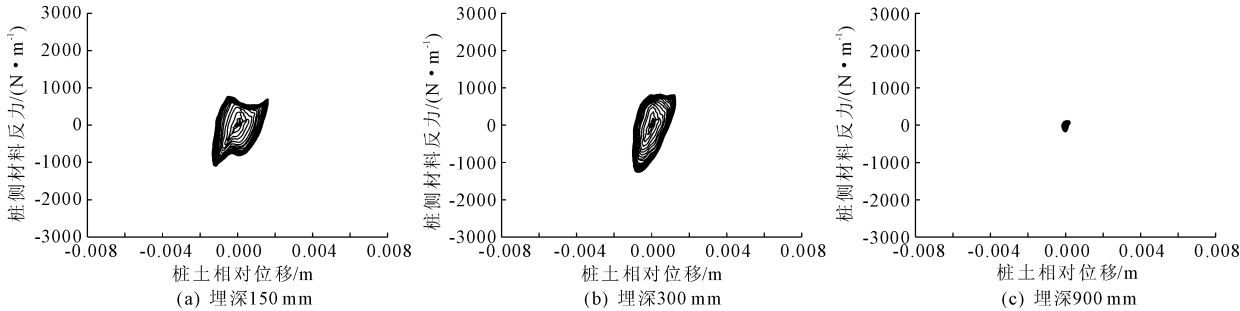


图 5 工况 11 下桩 - 土动力 $p - y$ 滞回曲线(扩孔)

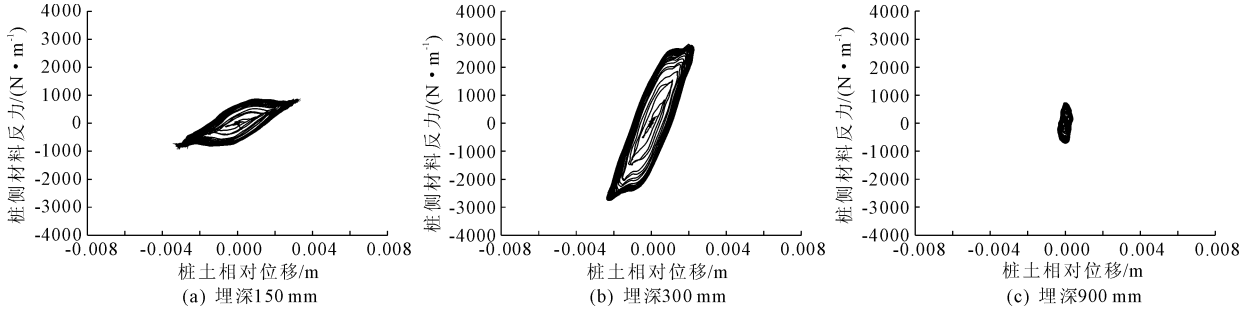


图 6 工况 6 下桩 - 土动力 $p - y$ 滞回曲线(扩孔)

由图 5、图 6 还可知,在 $2.5D$ 埋深处扩孔微型桩土相对位移大于未扩孔微型桩土相对位移,而桩侧材料抗力基本上变化不大,说明扩孔后桩侧刚度

变小,对于扩孔材料为橡胶的情况更为明显。从 $5.0D \sim 15.0D$ 埋深范围内,扩孔桩土相对位移和桩侧材料抗力均大于未扩孔桩土相对位移和桩侧材料抗

力,桩侧材料刚度有增加趋势,但趋势太明显。另外,还可以看出扩孔后的 $p-y$ 滞回曲线所包围面积大于未扩孔 $p-y$ 滞回曲线所包围面积,扩孔后微型桩-土动力相互作用耗能能力大于未扩孔的。

3.2 扩孔孔径

图 7~图 9 分别给出了橡胶扩孔材料的不同扩

孔孔径时,扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 滞回曲线。由图 7~图 9 可知,改变孔径参数对不同埋深处桩侧材料反力、刚度和桩土相对位移影响不太明显。其中扩孔孔径为 $3.0D$ 时,桩土动力 $p-y$ 滞回曲线面积最大。

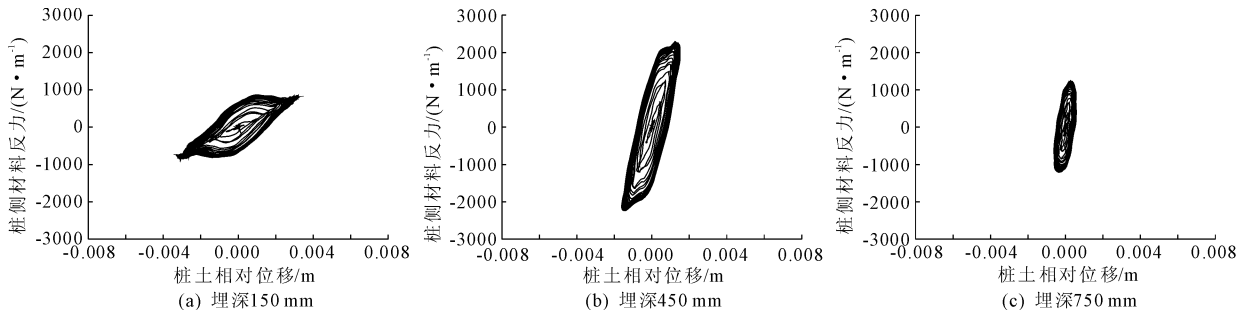


图 7 工况 6 下桩-土动力 $p-y$ 滞回曲线(孔径 $3.0D$)

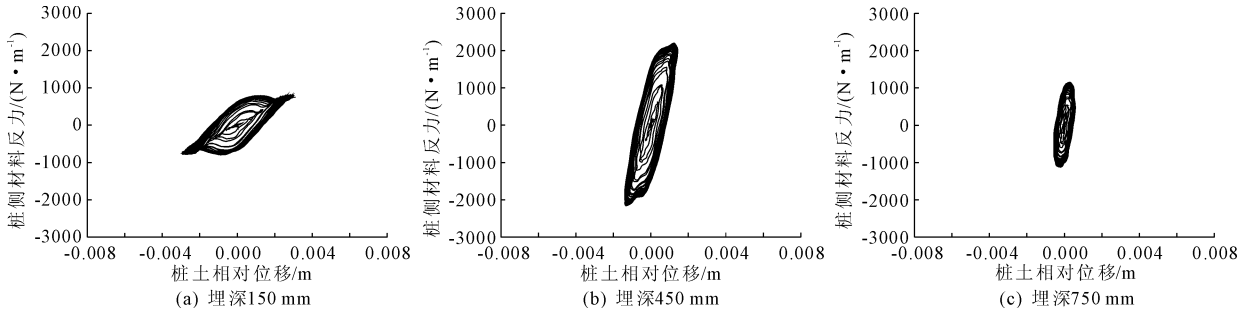


图 8 工况 8 下桩-土动力 $p-y$ 滞回曲线(孔径 $4.0D$)

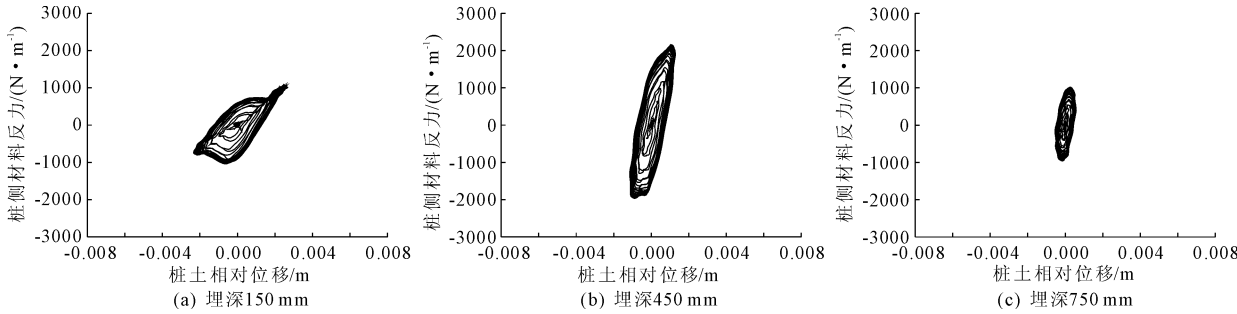


图 9 工况 10 下桩-土动力 $p-y$ 滞回曲线(孔径 $2.5D$)

3.3 扩孔深度

限于篇幅,只分析了扩孔材料为松砂时不同扩孔深度扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 滞回曲线。

在 $2.5D$ 深度处,随着扩孔深度的增加,桩土相对位移增大了,桩侧材料抗力基本没有变化, $p-y$ 滞回曲线面积也随之增大。在 $2.5D$ 至 $15.0D$ 深度处,增加扩孔深度时,不同埋深处桩侧材料反力和桩土相对位移也增加了,桩侧材料刚度变化不大, $p-y$ 滞回曲线面积也增大了。总的来说,增加扩孔深度有助于提高扩孔微型桩-土动力相互作用耗能能

力。

3.4 扩孔材料

同种扩孔深度和孔径,不同扩孔材料 $p-y$ 滞回曲线变化规律相似,分析了扩孔孔径和扩孔深度两者不变,不同扩孔材料的扩孔微型桩-土动力相互作用 $p-y$ 滞回曲线。扩孔材料为橡胶和松砂。

分析结果表明:在 $2.5D$ 埋深处,扩孔材料为橡胶的桩土相对位移大于扩孔材料为松砂的桩土相对位移,而桩侧材料反力却略小于扩孔材料为松砂的桩侧材料反力。说明在 $2.5D$ 埋深范围内,扩孔材料为橡胶的桩侧材料刚度小于扩孔材料为松砂的桩

侧材料刚度。在 $5.0D \sim 15.0D$ 埋深范围内,扩孔材料为松砂的桩土相对位移和桩侧材料反力总体上小于扩孔材料为橡胶的桩土相对位移和桩侧材料反力,且其 $p - y$ 滞回曲线所包围面积也明显小于扩孔材料为橡胶时的 $p - y$ 滞回曲线所包围面积。说明扩孔材料为橡胶的扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力大于扩孔材料为松砂的扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力。

4 耗能能力

在地震时,新型半整体式桥台桥梁中扩孔微型桩通过桩 - 土相互作用,由桩周土吸纳部分地震能量,从而达到了部分耗能的目的。而以往对于桩 - 土动力相互作用耗能能力研究大都是从定性角度分析。参考前人研究^[7-8],本节对 $p - y$ 滞回曲线进行计算,尝试从定量角度了解扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力。

4.1 扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能计算方法

在桩 - 土相互作用中 $p - y$ 滞回曲线表示在土体表面以下深处某点桩侧材料反力和桩土相对位移的关系。在试验中不可能得到沿桩身深度处每点的 $p - y$ 曲线,而在本实验中沿桩身分布测点等间距且测点间距较小,因此假设沿桩长距测点为 $\Delta h/2$ (Δh 为测点间距)范围内桩侧材料反力和桩土相对位移不变(不记超出桩顶和桩底测点范围桩长),从而计算出每段桩长桩 - 土相互作用耗散能量。

为了避免通道应变片时程曲线在加载接近结束时候有一个突变所述误差影响,截取了 $0 \sim 20$ s 桩身和土体反应,并利用 Origin 绘制出各个测点的 $p - y$ 滞回曲线,计算出每段桩长桩 - 土相互作用所耗散能量,然后累加得到桩 - 土相互作用整体耗能。

4.2 输入波能量计算方法

由于扩孔微型桩 - 土动力相互作用中并没有现成的输入波能量算法,根据前人经验^[15-18]输入波能量可由下式计算:

$$E_{in} = - \dot{O} \{ \dot{x} \}^T \{ m \} \ddot{x}_g dt \tag{11}$$

式中: E_{in} 为输入波能量; $\dot{x}$ 为不同埋深处速度; $\ddot{x}_g$ 为地震加速度; m 为质量。

可由 MATLAB 将不同埋深处加速度积分得到不同埋深处速度,然后利用式(11)得到 $0.4 g$ 正弦波作用下的输入波能量,经计算得输入波能量为 $16\ 917\text{ J}$ 。

4.3 不同扩孔参数下桩 - 土相互作用耗能 with 输入波之间关系

表 5 为不同扩孔参数桩 - 土相互作用耗能 with 输入波能量之间关系。由表 5 可知,当扩孔孔径为 $3.0D$,扩孔深度为 $10.0D$,扩孔材料为橡胶时,其耗散能量最大。虽然单桩耗散能量 with 输入波能量相比较小,但实际情况中,并不止一根微型桩。对于耗能最大的情况而言,增加 10 倍已经比较可观。扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗散能量都大于未扩孔桩 - 土耗散能量,同时也说明了扩孔有利于提高微型桩 - 土相互作用耗能能力。

表 5 所有工况下桩 - 土相互作用耗能 with 输入波能量关系

工况	单根桩耗能 /J	输入波能量 /J	单桩耗能 with 输入波百分比/%	10 根桩耗能 with 输入波百分比/%
工况 1	296.56	16917	1.76	17.6
工况 2	537.23		3.17	31.7
工况 3	230.16		1.37	13.7
工况 4	445.29		2.63	26.3
工况 5	215.91		1.28	12.8
工况 6	368.70		2.18	21.8
工况 7	208.27		1.24	12.4
工况 8	363.85		2.16	21.6
工况 9	213.28		1.26	12.6
工况 10	314.44		1.87	18.7
工况 11	154.74		0.92	9.2

5 结 语

(1) 在埋深 $2.5D$ 到 $15.0D$ 范围内,扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力优于 $15.0D$ 埋深以下的;扩孔后的 $2.5D$ 处桩身材料侧向刚度有所减小,且对于扩孔材料为橡胶的情况更为明显。

(2) 不同扩孔材料对扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力影响较大,且扩孔材料为橡胶时扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力明显大于扩孔材料为松砂时扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力。

(3) 同一扩孔材料和扩孔孔径时,随着扩孔深度的增大,扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力逐渐提高。且同种扩孔深度和扩孔材料不变时,扩孔扩孔宽度为 $3.0D$ 时的扩孔微型桩 - 土动力相互作用耗能能力最理想。

(4) 当扩孔孔径为 $3.0D$,扩孔深度为 $10.0D$,扩孔材料为橡胶时,扩孔微型桩 - 土动力相互作用

耗散能量最大,占输入波能量 4.17%。虽然单桩耗散能量与输入波能量相比较小,但通过增加桩的数量,耗散能量就较为可观。在设计中若想提高微型桩-土相互作用耗能能力,可选择扩孔。

参考文献:

- [1] 魏 星.液化土-桩基-承台结构侧向动力相互作用试验研究[D].天津:河北工业大学,2012.
- [2] 张中乐.群桩侧向动力响应特性及 $p-y$ 曲线试验研究[D].天津:河北工业大学,2013.
- [3] 李雨润.液化土层中桩基横向动力响应研究[D].哈尔滨:中国地震局工程力学研究所,2006.
- [4] Housner G W, Jennings P C. The capacity of extreme earthquake motions to damage structures [J]. Structural and Geotechnical Mechanics, 1977,9:102-116.
- [5] 刘 季,周 云.结构抗震控制的研究与应用状况(下)-主动控制,混合控制及半主动控制[J].哈尔滨建筑大学学报,1995,28(5):1-6.
- [6] 周 云,周福霖.耗能减震体系的能量设计方法[J].世界地震工程,1997,13(4):7-13.
- [7] 李向梅.高桩码头叉桩抗震性能研究及其有限元分析[D].武汉:武汉理工大学,2007.
- [8] 庄一舟,王胜智,樊争辉,等.扩孔微型桩抗震性能试验研究[J].福州大学学报(自然科学版),2016,44(4):

510-516.

- [9] 陈 云.微型桩-土动力相互作用振动台试验[D].福州:福州大学,2010.
- [10] 王胜智.抗震型半整体桥中扩孔微型桩动力性能和耗能能力研究[D].福州:福州大学,2015.
- [11] 庄一舟,程俊峰,李增锋,等.基于振动台试验的扩孔微型桩受力和变形性能研究[J].建筑科学与工程学报,2017,34(4):26-33.
- [12] 韩理安.水平承载桩的计算[M].长沙:中南大学出版社,2004.
- [13] Tokimatsu K, Suzuki H. Pore water pressure response around pile and its effects on $p-y$ behavior during soil liquefaction[J]. Soil and Foundations, 2004,44(6):101-110.
- [14] 唐 亮.液化场地桩-土动力相互作用试验 $p-y$ 曲线模型研究[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2010.
- [15] 杜永峰.被动与智能结构地震响应分析及控制算法[D].大连:大连理工大学,2003.
- [16] 陈 刚,洪宝宁,徐奋强.软土路堤柔性桩复合地基工作机理研究[J].水利与建筑工程学报,2013,11(6):45-49.
- [17] 卢廷浩.土力学[M].北京:高等教育出版社,2010.
- [18] 赵会永,张玉洁,钟 涛,等.水平受荷桩的变形性能与承载力的灰色系统法预测[J].水利与建筑工程学报,2015,13(1):114-120.

(上接第 133 页)

- [4] Vanapalli S K, Fredlund D G, Pufahl D E. The influence of soil structure and stress history on the soil-water characteristics of a compacted till[J]. Geotechnique, 1999,49(2):143-159.
- [5] 龚壁卫,吴宏伟,王 斌.应力状态对膨胀土 SWCC 的影响研究[J].岩土力学,2004,25(12):1915-1918.
- [6] 汪东林,栾茂田,杨 庆.重塑非饱和黏土的土-水特征曲线及其影响因素研究[J].岩土力学,2009,30(3):751-756.
- [7] 王铁行,卢 靖,岳彩坤.考虑温度和密度影响的非饱和黄土土-水特征曲线研究[J].岩土力学,2008,29(1):1-5.
- [8] 张 浪,雷学文,孟庆山,等.竖向应力对非饱和玄武岩残积土土-水特征曲线的影响[J].水利与建筑工程学报,2017,15(5):118-122.
- [9] 邵生骏,周飞飞,龙吉勇.原状黄土结构性及其定量化参数研究[J].岩土工程学报,2004,26(4):531-536.
- [10] 方祥位,欧益希,申春妮.Q2 黄土湿陷性影响因素研究[J].水利与建筑工程学报,2016,14(1):49-54.

- [11] Fredlund D, Rahardjo H. Soil Mechanics for Unsaturated Soils[M]. New York:John Wiley & Sons,1993.
- [12] 崔德山,项 伟,曹李靖,等.ISS 减小红色粘土结合水膜的试验研究[J].岩土工程学报,2010,32(6):944-949.
- [13] 建筑地基基础设计规范:GB 50007—2011[S].北京:中国建筑工业出版社,2011.
- [14] Shan X P, Liao H J, Ning C M. Study on soil-water characteristic curve of unsaturated loess[C]//The 5th Sino-Japan Geotechnical Symposium/New Advances in Geotechnical Engineering, Chengdu:[s.n], 2013:294-297.
- [15] Van Genuchten M T. A Closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. Soil Science, 1980,44:892-898.
- [16] Miller C J, Yesiller N, Yaldo K, et al. Impact of soil type and compaction conditions on soil water characteristic[J]. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(9):733-742.