

DOI: 10.11779/CJGE201704018

正断层错动诱发单桩破坏及避让距离研究

蔡奇鹏¹, 吴宏伟², 陈星欣¹, 郭力群¹

(1. 华侨大学土木工程学院, 福建 厦门 361021; 2. 香港科技大学土木与环境工程系, 香港)

摘要: 历次地震实例表明基岩断层错动诱发建筑桩基破坏, 针对桩基础的近断层破坏机理认识不足。采用土工离心机试验, 研究正断层错动引起上覆砂土中单桩基础的破坏。试验详细量测单桩及土体变形, 监测桩身轴力及弯矩随基岩错动量的变化规律。试验数据表明, 当错动量为 0.4 m 时, 单桩与桩周土体协同变形, 桩顶出现显著位移。随着错动量增加, 上覆土体变形集中于破裂带, 使得桩顶位移显著减少。该破裂带在基岩和土体的界面上偏离基岩错动方向, 与水平面呈 80° 方向发展至地表, 并在单桩靠近断层上盘一侧地表出露。上覆砂土变形可分为静止区、剪切区和刚体位移区。当单桩位于剪切区附近, 桩身受弯变形使得桩顶向上盘一侧倾斜。针对正断层错动, 单桩在下盘一侧和上盘一侧离开基岩断层线的安全避让距离分别为 15 m 和 10 m。

关键词: 离心机模拟; 单桩; 正断层; 避让距离

中图分类号: TU473 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)04-0720-07

作者简介: 蔡奇鹏(1982-), 男, 福建泉州人, 博士, 副教授, 主要从事岩土与地下工程方面的研究与教学工作。E-mail: cq@hqu.edu.cn。

Failure mechanism and setback distance of single pile subjected to normal faulting

CAI Qi-peng¹, NG C. W. W.², CHEN Xing-xin¹, GUO Li-qun¹

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China; 2. Department of Civil and Environmental Engineering, Hong Kong University of Science and Technology, Hong Kong, China)

Abstract: Field case studies after earthquake show that pile foundation can be severely damaged by bedrock fault movement. The failure mechanism of this type of foundation damage is not yet fully understood. Centrifuge modeling of a single pile damage induced by normal faulting in sand is conducted. The deformations of pile and soil are measured. The developments of axial forces and bending moments along the pile with bedrock fault movement are monitored. The centrifuge test results show that when the bedrock fault movement equals 0.4 m, the pile displaces consistently with the surrounding soil. With the increase in bedrock fault movement, sand deformation is localized around a fault rupture and pile displacement is significantly reduced. The rupture increases in dip at the soil-bedrock interface and propagates upward with a dip angle of 80 degrees to the horizontal. It outcrops at the ground surface on the hanging wall side of the pile. The sand deformation is classified as a stationary zone, a shearing zone and a rigid body zone. When the single pile is located around the shearing zone, the pile is bent towards the hanging wall. For normal faulting, the setback distances of a single pile from the bedrock fault line on the footwall and the hanging wall are 15 and 10 m, respectively.

Key words: centrifuge modeling; single pile; normal faulting; setback distance

0 引言

历次地震实例表明基岩断层错动引起上覆土体发生永久变形, 进而导致地表及地下建筑物严重破坏^[1]。此类破坏往往沿着发震断层呈狭窄的带状分布。在查明活断层准确位置的基础上, 确定地表“避让带”是有效减轻地震灾害的重要手段^[2]。

针对不同上覆土体类别, 国内外研究人员采用土工离心机试验方法展开模型试验研究^[3-7]。研究重点关

注上覆土体变形机理和地表破裂扩展规律, 为进一步认识地表及地下建筑的破坏奠定基础。针对基岩断层和浅基础的相互作用, Bransby 等^[8]和 Ahmed 等^[9]结合离心机试验和数值模拟方法, 探寻浅基础离开断层的水平距离对浅基础倾覆破坏程度的影响。

基金项目: 福建省自然科学基金计划项目(2014J01194, 2015J01209); 华侨大学中青年教师科研提升计划项目(ZQN-PY216)
收稿日期: 2016-01-22

深基础承载机理不同于浅基础, 其与断层的相互作用也表现出不同特征。Loli 等^[10]针对地下箱型基础的研究发现, 由于箱型基础整体刚度较大, 与断层相互作用过程中迫使上覆土体破裂出现偏离和分叉现象, 而自身没有明显变形。目前, 针对桩基础的近断层破坏研究相对不足, 虽然已有相关数值研究见诸报道^[11], 相关的破坏机理认识和试验数据仍较为缺乏。因此, 针对这一问题展开离心机试验研究, 通过土体变形分析、桩身变形和受力监测, 研究上覆砂土中正断层破裂引起的单桩破坏, 并分析单桩的安全避让距离。

1 正断层诱发单桩变形离心机试验

1.1 土体模型尺寸

本文试验在香港科技大学土工离心机实验室展开。该离心机最大载荷为 400 g·t, 直径为 8.5 m^[12]。本次离心机试验的有效离心加速度为 50g。在这一离心加速度下, 模型尺寸和原型尺寸之间的比例关系为 1/50。

如图 1 所示, 上覆土体模型尺寸为 1170 mm×350 mm×400 mm (长×宽×高), 其中断层上盘一侧和断层下盘一侧的土体模型长度分别为 382 mm 和 788 mm。本次试验基岩断层面与水平面的倾角为 $\alpha = 70^\circ$, 上覆土体为干砂。根据离心加速度对应的比例尺, 模拟的土层厚度 (H) 为 20 m。

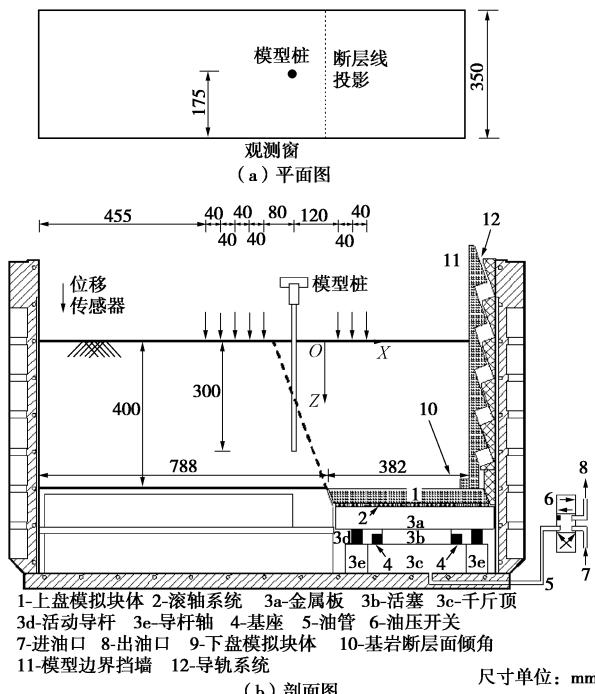


图 1 单桩与正断层相互作用模拟装置

Fig. 1 Experimental apparatus for simulation of interaction between single pile and normal faulting

1.2 单桩与正断层相互作用模拟装置

图 1 也给出本次研究所采用的正断层错动模拟装置横截面示意图。试验采用的铝制平面应变模型箱, 正面装配有 100 mm 厚度的有机钢化玻璃, 用于观测土体模型的变形和单桩的位移。模型箱的内部尺寸为 1244 mm×350 mm×851 mm (长×宽×高)。模型桩位于土体模型对称平面上, 离开有机钢化玻璃的水平距离为 175 mm。

模拟正断层错动的装置由断层上盘和断层下盘两个组件构成, 并安装于模型箱底部^[13-15]。断层上盘在千斤顶的牵引作用下实现正断层错动模拟, 并由导杆和导轨系统确保错动方向。断层下盘在试验阶段保持静止状态。本次试验基岩错动竖向分量 h 最大值为 40 mm, 对应于原型尺寸下的 h 为 2.0 m。

1.3 模型桩制备

试验采用空心方形铝管制备模型桩。该铝管外部宽度为 10.0 mm, 管壁厚度为 0.7 mm, 长度为 400.0 mm。管壁外涂有一层厚度为 1.5 mm 的环氧树脂。如图 2 所示, 模型桩最后的内部和外部宽度分别为 8.6 mm (对应于原型尺寸为 0.43 m) 和 13.0 mm (对应于原型尺寸为 0.65 m)。

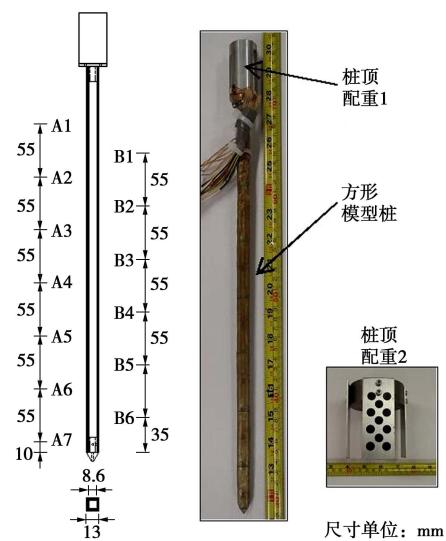


图 2 铝质方形模型桩

Fig. 2 Aluminum square model pile

离心机试验中, 模型桩抗弯刚度的比例换算关系为 $(EI)_m = N^{-4} (EI)_p$, 式中, N 为离心机试验中加速度提高的倍数; E 为桩身材料的弹性模量; I 为桩身截面抵抗矩; 下标 m 和 p 分别代表模型和原型状态。对于模型桩的轴向刚度, 比例换算关系为 $(EA)_m = N^{-2} (EA)_p$, 式中, A 为桩身横截面积。试验中, 模型桩的轴向刚度和抗弯刚度分别为 1961 kN 和 30 N·m²。对应于原型状态下, 原型桩的轴向刚度和抗弯刚度分别为 4902 MN 和 184 MN·m²。

如图 2 所示, 模型桩上黏贴有 7 组应变片 (A1~A7), 以 55 mm 的间距分布于桩身, 用以量测桩身轴力分布。另外有 6 组应变片 (B1~B6) 同样以 55 mm 的间距分布于桩身, 用以量测桩身受弯。应变片采用全桥连接, 以减小温度影响。进行离心机试验之前, 对所有应变片桥路进行严格率定, 获得轴力和弯矩同桥路读数之间的换算关系。

1.4 土体模型制备和仪器埋设

试验选用标准砂 Toyoura 砂制作上覆砂土模型。该标准砂的主要参数为 $G_s = 2.65$, $e_{\max} = 0.977$, $e_{\min} = 0.597$, $\varphi'_c = 31^{\circ}$ ^[16]。模型采用雨砂法进行制备, 选用 500 mm 的垂直落距分层撒砂。模型制备后的平均相对密实度为 62%。为了便于砂土模型中断层破裂扩展的观测, 在靠近观测玻璃一侧, 每隔 50 mm 的高度撒上一条宽约 3 mm 左右的标记线。标记线由染黑的标准砂制成。

上覆砂土撒至 100 mm 高度时, 按图 1 所示桩位固定模型桩。该模型桩架设于沿长度方向的土体模型中心对称面上, 单桩离开基岩断层线的水平距离为 93 mm (原型尺寸为 4.6 m)。该桩位下, 断层面与桩的交点位于地表以下的桩身中部。

随后继续进行砂土模型制备, 直至砂土模型达到 400 mm 高度。埋入砂土中的桩长为 300 mm。模型制备完成后, 移除辅助架, 并将桩顶配重 2 固定于桩顶配重 1 之上。桩顶总的配重为 1 kg, 原型状态下模拟的恒载为 1250 kN。桩顶配重 2 上还固定有一个画有示踪黑点的铝板 (见图 2), 可结合土工图像分析技术 (Geo-PIV) 追踪示踪黑点的形心位置, 从而获得桩顶位移信息。

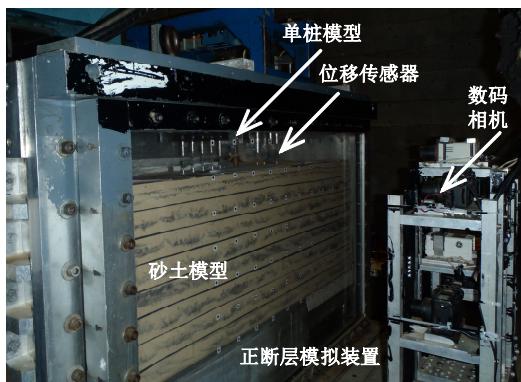


图 3 试验模型照片

Fig. 3 Photo of model package

模型制备完成后, 将整个模型箱吊至离心机工作平台, 并进行传感器布设, 见图 3。试验在土体模型表面布置 8 个位移传感器, 用以量测由于基岩错动引起的地表沉降。这 8 个位移传感器 (LVDT) 与模型

单桩构成的直线垂直于基岩断层线。试验还在模型箱观测玻璃前架设 4 台数码相机, 用于土体变形和桩顶位移观测。记录下来的数码照片信息, 通过 Geo-PIV 技术进行分析^[17]。

1.5 离心机试验步骤

离心机试验主要包括 3 个步骤。首先, 启动离心机使离心加速度逐渐增至目标值 50g, 并保持 10 min 以确保所有传感器处于稳定状态。其次, 进行正断层错动模拟, 按原型尺寸下每步错动量 $h=0.4$ m (约 2%H), 共进行 5 步错动模拟。每一步错动完成之后, 都进行详细的试验数据记录和相机拍照观测。完成所有错动模拟之后, 便结束离心机试验, 并进行试验后土体模型及桩身破坏观测。

2 离心机试验结果

离心机试验结果重点介绍土体中破裂扩展的形态特征以及其对单桩破坏的影响。除非做特别说明, 所有试验结果以原型尺寸进行报道。试验结果报道所采用的坐标系统见图 1。

2.1 地表沉降和水平位移

图 4 (a) 所示的是不同错动量下量测得到的地表沉降。其中, 菱形数据点为位移传感器 (LVDT) 量测结果。该数据表明位于单桩靠近断层下盘一侧的地表基本不受基岩错动影响, 而位于单桩靠近断层上盘一侧的地表则随着基岩错动显著下沉。

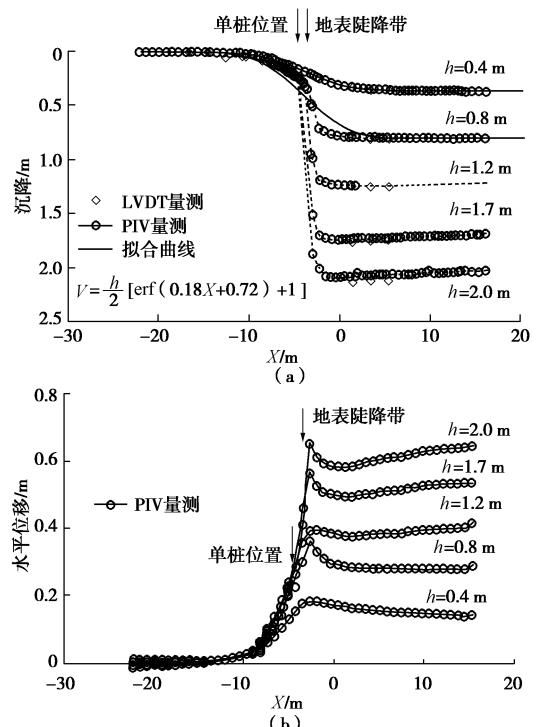


图 4 地表位移量测

Fig. 4 Measured displacements of ground surface

图 4 (a) 中的圆形数据点为通过 Geo-PIV 分析技

术量测得到的观测玻璃面上的地表沉降曲线。该数据表明, 在较小的错动量下 ($h=0.4 \text{ m}$), 地表呈现一条从断层下盘一侧向断层上盘一侧逐渐增加的沉降变形曲线。但在随后的错动步中 ($h>0.4 \text{ m}$), 地表在断层投影偏向于下盘一侧 ($X=-3.5 \text{ m}$) 的位置上形成一显著的地表陡降带。这表明, 随着基岩错动量的增加, 地表变形破坏范围趋于集中。

误差方程曾被应用于上覆黏土层的变形预测^[18]。图 4(a) 中的黑色实线为采用误差方程拟合的砂土地表沉降曲线。当错动量较小时 ($h=0.4 \text{ m}$), 误差方程同样能较好地表征上覆砂土层的地表沉降趋势。但随着错动量增加, 拟合方程则无法表征地表陡降带的形成。

图 4(b) 为采用 Geo-PIV 分析技术量测得到的地表水平位移。当基岩错动量 $h=0.4 \text{ m}$ 时, 地表水平位移在 $-10 \text{ m} < X < -3.5 \text{ m}$ 的区域范围内, 从下盘一侧向上盘一侧逐渐增加至最大值。陡降带往上盘一侧 ($X > -3.5 \text{ m}$) 地表则表现出与基岩相近的水平位移量 ($\tan 70^\circ h = 0.15 \text{ m}$)。随着基岩错动量的增加, 地表的水平位移在地表陡降带附近的位置出现同样出现变形不连续的特征。而陡降带往断层上盘一侧区域的地表则仍趋向于与基岩有相同水平位移分量。

2.2 上覆砂土中正断层破裂扩展

图 5 为试验中从观测玻璃一侧观察到的砂土正断层破裂扩展过程。当错动量较小时 ($h=0.4 \text{ m}$), 上覆砂土中并没有观测到明显的地裂缝。如图 5(a) 所示, 只有在基岩断层附近的砂土示踪线能观察到较为明显的不均匀沉降区域。

随着基岩错动量的进一步增加 ($h=0.8 \text{ m}$), 上覆砂土中开始形成明显的正断层破裂扩展, 见图 5(b) 中白色虚线。该正断层破裂在基岩砂土界面上开始偏离基岩断层的错动方向, 偏向基岩断层上盘一侧。正断层破裂与水平方向的夹角约成 80° , 偏离基岩断层倾角约为 10° , 发生偏离的主要原因是受到砂土剪胀特性的影响。由于采用不同的砂土材料, 其他离心机模型试验^[5-6]观测到的断层破裂倾角不同于本文, 但其他试验同样可观测到断层破裂偏向上盘一侧。这一砂土中正断层破裂扩展偏离基岩断层倾角的现象也在现场观测结果^[19]得到证实。

如图 5(c) 所示, 当基岩错动量继续增大至 1.2 m 时, 在最先形成的主破裂附近形成一些次级破裂, 共同构成构成一破裂带。该破裂带仍然沿着与水平面成 80° 的方向, 发展至地表, 形成地表陡降带。这与图 4 所示的地表陡降带的位置相一致 ($-\tan 80^\circ H = -3.5 \text{ m}$)。结合图 4, 5 表明, 正断层错动作用下, 破裂带在单桩靠近断层上盘一侧, 从基岩断层近似沿

直线发展至地表, 并在地表距离单桩约为 1.1 m 的位置出露。该破裂带发展过程中, 并未直接经过单桩, 引起单桩破坏。

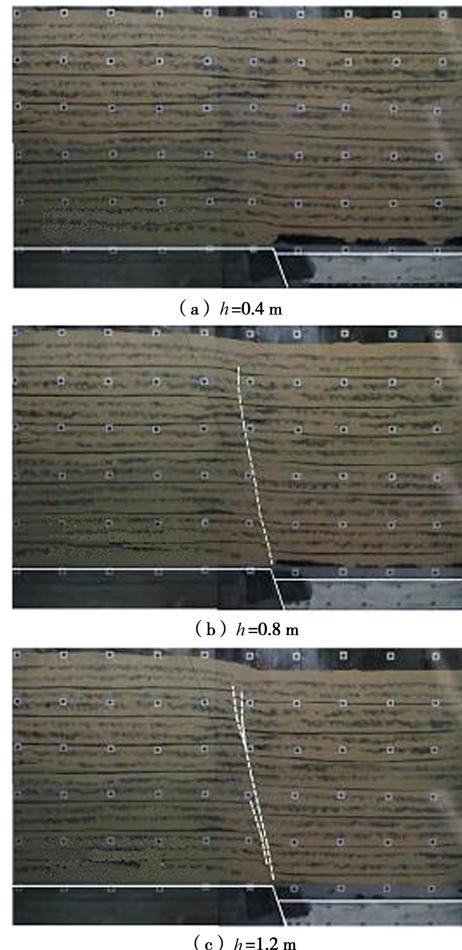


图 5 正断层破裂扩展

Fig. 5 Normal fault rupture propagation

2.3 桩顶位移和桩身受力分布

图 6 为采用 Geo-PIV 技术量测得到的桩顶水平向和竖向位移。图中还对比给出基于量测得到的地表变形进一步推算的桩顶位移。计算假定基岩错动诱发下, 桩身与土体协同变形, 桩顶水平和竖向位移可按下式计算:

$$d_{xp} = d_{xs} + l \cdot \sin \theta_s \quad , \quad (1)$$

$$d_{zp} = d_{zs} + l \cdot (1 - \cos \theta_s) \quad . \quad (2)$$

式中 d_{xp} 和 d_{zp} 分布为桩顶水平和竖向位移; d_{xs} , d_{zs} 和 θ_s 分别为桩位上对应的地表水平, 竖向位移和转角; l 为地表以上的桩身长度。

当基岩错动量 $h=0.4 \text{ m}$ 时, 桩顶量测得到的沉降量为 0.05 m 。这与桩位上量测得到的地表沉降 0.10 m 相近。随着基岩错动量的进一步发展, 单桩在竖直方向基本保持静止不动。量测得到的桩顶水平位移同样表明, 桩顶的水平位移主要集中在第一步基岩错动 ($h=0.4 \text{ m}$) 时发生。在随后的几步错动中, 桩顶的水

平位移增量较小。桩顶位移量测结果再次表明, 第二步基岩错动之后($h=0.8\text{ m}$)形成的破裂带并未造成桩顶位移明显加剧。

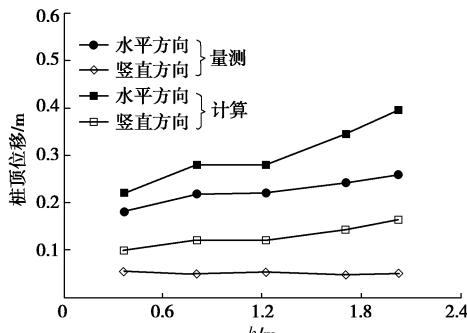


图 6 桩顶位移量测

Fig. 6 Measured displacements at pile top

根据式(1)、(2)的计算结果同样反映了上述桩顶位移随基岩错动的发展规律。在第一步基岩错动作用下, 桩顶位移计算与量测结果较为接近, 但随着基岩错动的进一步发展, 计算值逐渐大于量测结果。这可能是由于在较大的错动量下, 桩身与桩周土体发生一定的相对位移, 导致计算中采用的桩身与桩周土体协同变形的假定与实际情况不相一致。

图 7(a)为桩身轴力沿深度的分布曲线。基岩断层错动前, 地面以上量测得到的桩身轴力为 1016 kN。该量测结果与根据桩顶配重的理论计算结果 1250 kN 相近, 表明桩身黏贴的应变片处于良好的工作状态。随着基岩错动量的增加, 地面以上量测的桩身轴力基本保持不变, 这与试验中桩顶配重载荷恒定不变相一致。

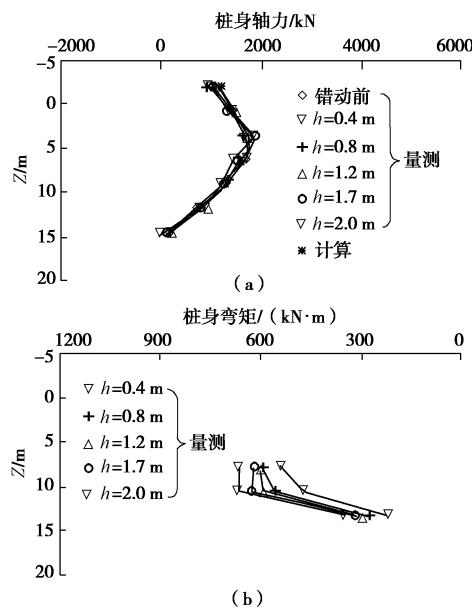


图 7 桩身轴力和弯矩分布图

Fig. 7 Distribution of axial forces and bending moments along pile

基岩错动之前, 位于地表以下的桩身轴力随着深

度先增大后减小。在地表以下 3.5 m 深度量测的桩身轴力最大值为 1856 kN, 在桩端位置上量测得到的桩身轴力则减小为 160 kN。这一桩身轴力分布呈现典型的负摩擦桩的特征, 中性点的深度位于地表以下 3.5 m 处。桩周负摩阻力是由于离心机启动过程中引起桩周土体沉降而形成的。在随后的错动步中, 桩身轴力的分布曲线基本保持不变。

图 7(b)为基岩正断层错动诱发下, 桩身弯矩增量的分布曲线。试验在桩端附近的 3 个高度获得有效量测结果。该弯矩量测结果表明, 基岩错动作用下桩身发生受弯变形, 使得断层下盘一侧桩身受拉而断层上盘一侧桩身受压。这一受弯变形方向与图 6 所示的桩顶水平位移方向相一致, 正断层作用下桩身弯向断层上盘一侧。桩身弯矩的量测结果同样表明, 桩身的受弯变形主要集中在基岩的第一步错动过程中, 随后错动步形成的受弯变形增量相对较小。

3 单桩避让距离

根据本文对正断层错动引起上覆砂土变形的研究发现, 上覆砂土变形随着错动步的增加逐渐趋于集中, 单桩的安全避让距离也相应地减小。此外, 根据桩顶变形与土体变形的对比分析还发现, 上覆砂土破裂带形成之前, 桩身与周边土体趋于协同变形。由此, 可根据无桩情况下, 破裂带形成之前的上覆砂土变形(即模型箱观测窗上观测到的变形)确定不同位置下单桩的位移和倾斜, 从而确定单桩的安全避让距离。这样确定的安全避让距离将更为保守。

3.1 桩位对桩身变形影响

图 8(a)为基岩错动量 $h=0.4\text{ m}$ 时, 模型箱观测窗量测得到的土体位移矢量图。图中黑色实线为 2 条位移等值线, 分别对应土体位移幅值与基岩错动量比值等于 0.1 和 0.9。两条位移等值线的划分下, 土体变形可分为 3 个特征区域: 静止区、剪切区和刚体位移区。基岩错动作用下, 静止区土体保持静止不动, 剪切区土体承受剪切变形, 刚体位移区土体则随基岩进行同步错动。这一变形机理与饱和黏土中观测到的剪切变形机理相一致^[14]。图中的黑色虚线示意出试验中单桩的位置。可以发现单桩的上半桩身位于剪切区, 而下半桩身则位于静止区中。

图 8(b)为根据桩土协同变形假定计算得到的 3 个桩位上的桩身变形对比图。桩位 $X=-4.6\text{ m}$ 的桩身变形表明, 基岩错动影响下, 该桩中部受弯, 使得桩顶发生向断层上盘一侧倾斜。这与图 6 所示的桩顶位移量测和图 7(b)所示的桩身受弯方向一致。而对于 $X=0.0\text{ m}$ 位置上的桩, 由于位于剪切区内, 同样发生

受弯变形。但该桩的变形程度比 $X=-4.6\text{ m}$ 位置上的桩身变形程度小。而位于 $X=4.6\text{ m}$ 位置上的桩几乎没有受弯变形, 只是跟随桩周土体移动。

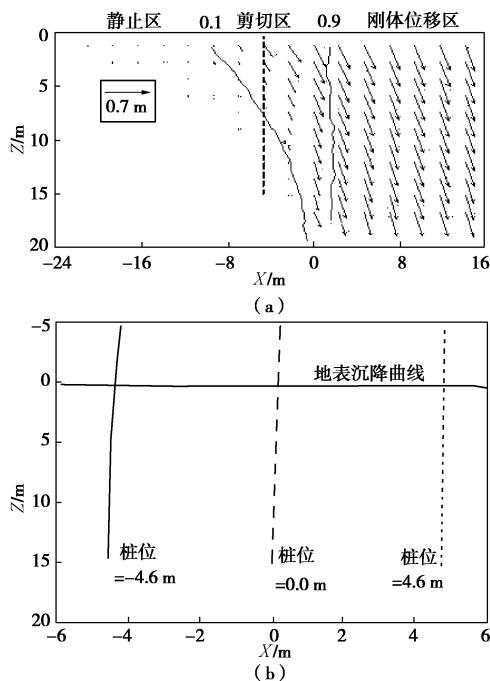


图 8 土体位移矢量和桩身变形($h=0.4\text{ m}$)

Fig. 8 Soil displacement vectors and pile deformation ($h=0.4\text{ m}$)

3.2 避让距离确定

由图 8 的分析表明, 确定针对正断层错动的安全避让距离, 需要综合考虑桩的位移和倾斜。

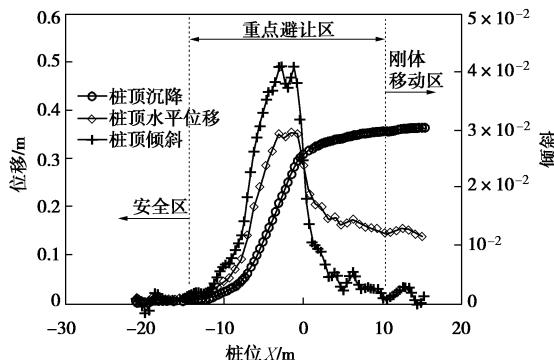


图 9 单桩安全避让距离

Fig. 9 Setback distances of single pile

由于模型箱观测窗处的土体变形可视为不受单桩影响, 由图 8 (a) 可得到 $h=0.4\text{ m}$ 时不同位置的地表土体位移和倾斜, 其值大小如图 9 所示。基于上覆砂土破裂带形成之前, 桩身与周边土体趋于协同变形的假定, 图 9 也为不同桩位下桩顶的位移和倾斜。结果表明, 当单桩位于断层下盘一侧离开断层水平距离大于 15 m ($0.75H$) 时, 桩顶没有位移和转角。当单桩位于区域 $-15\text{ m} < X < 10\text{ m}$ 时, 基岩正断层错动诱发单桩发生位移和倾斜变形, 应重点采取避让设防。当单

桩位于断层上盘一侧离开断层水平距离大于 10 m ($0.50H$) 时, 桩趋向于随同基岩断层进行刚体移动。

4 结 论

本文基于土工离心机试验, 对基岩正断层错动诱发上覆土体和单桩的相互作用展开研究, 讨论单桩破坏过程随土体破裂的发展规律。结合桩位影响理论分析, 进一步考察单桩的安全避让距离, 得到以下几点结论。

(1) 地表不均匀沉降研究表明, 在较小的基岩错动量下 ($h=0.4\text{ m}$), 地表不均匀沉降曲线呈现误差方程的特征。随着基岩错动量的增加, 地表在断层垂直投影偏向下盘一侧 $X=-3.5\text{ m}$ 的位置上逐渐形成一显著的地表陡降带。

(2) 当基岩错动量 $h>0.4\text{ m}$, 上覆砂土逐渐形成一明显破裂带, 该破裂带在基岩和土体的交界面上偏离基岩错动方向, 与水平面呈 80° 的方向向地表发展, 并在单桩靠近断层上盘一侧地表出露。

(3) 较小基岩错动量下, 单桩与桩周土体趋于协同变形, 桩顶量测到显著位移。随着错动量增加, 上覆土体变形集中于破裂带, 使得桩顶位移显著减少。

(4) 破裂带形成之前, 上覆土体变形可分为静止区、剪切区和刚体位移区。当单桩位于静止区内, 桩身不受基岩错动影响。当单桩位于剪切区附近, 桩身受弯变形使得桩顶向上盘一侧方向倾斜。当单桩位于刚体位移区内, 桩身则与基岩进行同步位移。

(5) 针对单桩, 在下盘一侧离开基岩断层线的安全避让距离为 15 m , 在上盘一侧离开基岩断层线的安全避让距离为 10 m 。区域 $-15\text{ m} < X < 10\text{ m}$ 为单桩针对正断层的重点避让区域。

参考文献:

- [1] FACCIOLI E, ANASTASOPOULOS I, GAZETAS G, et al. Fault rupture-foundation interaction: selected case histories[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2008, 6(4): 557 – 583.
- [2] 徐锡伟, 于贵华, 马文涛, 等. 活断层地震地表破裂“避让带”宽度确定的依据与方法[J]. 地震地质, 2002, 24(4): 470 – 483. (XU Xi-wei, YU Gui-hua, MA Wen-tao, et al. Evidence and methods for determining the safety distance from the potential earthquake surface rupture on active fault[J]. Seismology and Geology, 2002, 24(4): 470 – 483. (in Chinese))
- [3] 刘守华, 董津城, 徐光明, 等. 地下断裂对不同土质上覆土层的工程影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(11): 1868 – 1873. (LIU Shou-hua, DONG Jin-cheng, XU

- Guang-ming, et al. Influence on different overburden soils due to bedrock fracture[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(11): 1868 – 1873. (in Chinese))
- [4] LEE J W, HAMADA M. An experimental study on earthquake fault rupture propagation through a sandy soil deposit[J]. Structural Engineering/Earthquake Engineering, 2005, 22(1): 1 – 13.
- [5] ANASTASOPOULOS I, GAZETAS G, BRANSBY M F, et al. Fault rupture propagation through sand: finite-element analysis and validation through centrifuge experiments[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(8): 943 – 958.
- [6] CAI Q P, NG C W W, LUO G Y, et al. Influences of pre-existing fracture on ground deformation induced by normal faulting in mixed ground conditions[J]. Journal of Central South University, 2013, 20(2): 501 – 509.
- [7] 蔡奇鹏, 吴宏伟. 胶结黏土中正断层扩展的变形和孔压变化研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(2): 390 – 395. (CAI Qi-peng, WU Hong-wei. Deformation mechanism and variation of pore pressure due to normal fault propagation in cemented clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(2): 390 – 395. (in Chinese))
- [8] BRANSBY M F, DAVIES M C R, EL NAHAS A. Centrifuge modeling of normal fault-foundation interaction[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2008, 6(4): 585 – 605.
- [9] AHMED W, BRANSBY M F. The interaction of shallow foundations with reverse faults[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(7): 914 – 924.
- [10] LOLI M, ANASTASOPOULOS I, BRANSBY M F, et al. Caisson foundations subjected to reverse fault rupture: centrifuge testing and numerical analysis[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(10): 914 – 925.
- [11] ANASTASOPOULOS I, KOURKOULIS R, GAZETAS G, et al. Interaction of piled foundation with a rupturing normal fault[J]. Géotechnique, 2013, 63(12): 1042 – 1059.
- [12] NG C W W, VAN LAAK P, TANG W H, et al. The Hong Kong geotechnical centrifuge[C]// Proc 3rd Int Conf soft Soil Engineering. Hong Kong, 2001.
- [13] 胡平, 丁彦慧, 蔡奇鹏, 等. 第四纪地层中断层同震错动行为的离心机试验研究[J]. 地球物理学报, 2011, 54(9): 2293 – 2301. (HU Ping, DING Yan-hui, CAI Qi-peng, et al. Centrifuge modeling on the behavior of co-seismic fault dislocation in the Quaternary stratum[J]. Chinese Journal of Geophysics, 2011, 54(9): 2293 – 2301. (in Chinese))
- [14] NG C W W, CAI Q P, HU P. Centrifuge and numerical modeling of normal fault-rupture propagation in clay with and without a preexisting fracture[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(12): 1492 – 1502.
- [15] CAI Q P, NG C W W. Centrifuge modeling of pile-sand interaction induced by normal faulting[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2016, 142(10): 04016046.
- [16] ISHIHARA K. Liquefaction and flow failure during earthquakes[J]. Géotechnique, 1993, 43(3): 351 – 415.
- [17] WHITE D J, TAKE W A, BOLTON M D. Soil deformation measurement using particle image velocimetry (PIV) and photogrammetry[J]. Géotechnique, 2003, 53(7): 619 – 631.
- [18] Cai Q P, NG C W W. Analytical approach for estimating ground deformation profile induced by normal faulting in undrained clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, 50(4): 413 – 422.
- [19] BRAY J D, SEED R B, CLUFF L S, et al. Earthquake fault rupture propagation through soil[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 120(3): 543 – 561.