

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.201908032



# 正断层作用下高承台群桩基础的破坏机制数值模拟

符婉靖<sup>1</sup>, 肖朝昀<sup>1</sup>, 甘港璐<sup>1</sup>, 陈荣淋<sup>1</sup>, 张文龙<sup>2</sup>

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

2. 福建岩土工程勘察研究院有限公司 上海福岩工程勘察分公司, 上海 201103)

**摘要:** 基于 FLAC<sup>3D</sup> 有限差分软件, 模拟正断层错动下高承台群桩基础的破坏过程, 分析上覆砂土和群桩的相互作用, 对比相同条件下  $1 \times 3$  群桩和  $3 \times 3$  群桩破坏机制的差异. 计算结果表明: 正断层错动作用下,  $1 \times 3$  群桩的存在对土体破裂带的扩展影响较小, 土体剪切带仍保持  $80^\circ$  倾角向上发展, 在地表形成一条陡降带, 而  $3 \times 3$  群桩则明显改变破裂带的发展轨迹, 使得土体剪切带在中间基桩的桩端位置发生分叉, 在地表形成两条陡降带; 正断层错动使得群桩向上盘一侧倾斜,  $1 \times 3$  群桩和  $3 \times 3$  群桩的承台位移和倾斜没有明显差异, 其数值计算结果和理论计算结果保持一致; 基岩错动使得基桩间承担的竖向荷载发生重分布, 中间基桩受拉, 竖向荷载向两侧基桩转移; 随着基岩错动量的增加,  $1 \times 3$  群桩和  $3 \times 3$  群桩具有相同的轴力和弯矩发展规律.

**关键词:** 高承台群桩; 正断层; 基岩错动量; 破坏机制; 数值模拟

中图分类号: TU 43

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2020)02-0156-08

## Numerical Simulation of Failure Mechanism of High-Rise Pile Cap Foundation Subjected to Normal Fault

FU Wanjing<sup>1</sup>, XIAO Zhaoyun<sup>1</sup>, GAN Ganglu<sup>1</sup>,  
CHEN Ronglin<sup>1</sup>, ZHANG Wenlong<sup>2</sup>

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Fujian Geotechnical Investigation and Research Institute Company Limited,  
Shanghai Fuyan Engineering Investigation Branch, Shanghai 201103, China)

**Abstract:** Based on finite difference software FLAC<sup>3D</sup>, the failure process of high-rise pile cap foundation subjected to normal fault was simulated, the interaction between overlying sand and group piles was analyzed, and the failure mechanism of  $1 \times 3$  pile group and  $3 \times 3$  pile group was compared under the same conditions. The calculation results show that the existence of  $1 \times 3$  pile group has little effect on the extension of the rupture zone. The shear rupture zone still maintains  $80^\circ$  inclination angle and then extends to the surface. While the  $3 \times 3$  pile group obviously changes the extension of the rupture zone, which causes the soil shear zone to bifurcate at the pile end position of the intermediate pile, and forms two steep descending zones on the surface. The normal fault forces the group pile to tilt to hanging wall. There was no significant difference in displacement and inclination of pile caps between  $1 \times 3$  pile group and  $3 \times 3$  pile group. The numerical calculation

收稿日期: 2019-08-26

通信作者: 肖朝昀(1979-), 男, 教授, 博士, 主要从事隧道与地下结构、深基坑工程施工环境效应及对策、施工监测与控制技术、岩土数值计算、环境岩土工程的研究. E-mail: zyxiao@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51778249); 华侨大学研究生科研创新能力培育计划项目(17013086011)

results are consistent with the theoretical calculation results. The bedrock faulting redistributes the vertical load among the foundation piles, the middle foundation pile is under tension, and the vertical load transfers to the two sides of the foundation pile. With the increase of bedrock faulting,  $1\times 3$  pile group and  $3\times 3$  pile group have the same axial force and bending moment development rules.

**Keywords:** high-rise pile cap foundation; normal fault; bedrock faulting; failure mechanism; numerical simulation

地震和地震带分布与活动断层作用密切相关,活动断层错动引起地表破裂,使横跨其上及邻近建筑物发生灾难性的倒塌、毁坏,其重灾区域沿着发震断层呈带状分布<sup>[1-5]</sup>. 在地震中,桥梁一旦被断层跨越,将无法避免地发生不同程度的破坏<sup>[1,5]</sup>. 桩基础作为常用的桥梁基础形式,研究其在断层作用下的破坏机制具有实际意义. 根据断层上、下盘相对断层面移动的方向可将活动断层分为正断层、逆断层和走滑断层,其中上盘相对下盘向下错动即为正断层活动. 在正断层作用下,不同形式的基础具有不同破坏方式<sup>[6-9]</sup>. 在某些情况下,破裂路径可以转移,避开结构,使建筑物在破裂中幸免于难. 考察地震灾后发现,7级以上地震往往难以采用抗震设防措施来阻止断层错动对建筑物和生命线工程的毁坏<sup>[2-4]</sup>. 相关学者根据断层错动引起的地表破裂呈带状分布这一特征,提出建筑物“避让”活断层错动带,在错动带以外采用较高抗震设计标准<sup>[2-4]</sup>.

目前,国内专家学者主要是根据地震灾后现场考察确定某地区的避让距离<sup>[2-4]</sup>,但对于桩基础的安全避让距离确定还处于起步阶段<sup>[10-11]</sup>. 对断层作用下群桩基础的破裂机制,国内外专家学者也有相关的研究<sup>[7,12-13]</sup>. 本文通过 FLAC<sup>3D</sup> 模拟文献[11]中高承台  $1\times 3$  群桩在正断层作用下的破坏过程,并对比相同条件下  $3\times 3$  群桩的差异变化,研究正断层作用下高承台群桩基础的破坏机制.

1 正断层-高承台群桩相互作用数值模拟

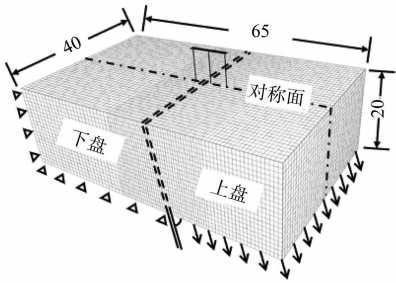
1.1 数值模型网格划分和边界条件

采用 FLAC<sup>3D</sup> 有限差分软件进行建模,  $1\times 3$  群桩和  $3\times 3$  群桩的计算模型,以及数值模型网格划分和边界条件,分别如图 1 所示.

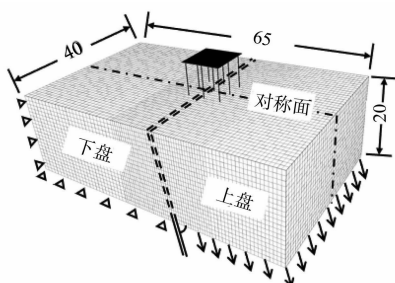
图 1(a),(b)中:土体均采用八节点实体单元进行模拟,其长 $\times$ 宽 $\times$ 高为  $65\text{ m}\times 40\text{ m}\times 20\text{ m}$ ,土体宽度等于土体深度的 2 倍,以减少模型侧面边界条件对群桩的影响;群桩对称轴与土体模型对称面重合,与断层线正交,并加密桩周土体网格;基桩采用 FLAC<sup>3D</sup> 内嵌桩(pile)单元进行模拟,承台采用衬砌(liner)单元进行模拟.

图 1(c)中:土体模型的 4 个侧面施加滚轴边界条件,约束土体  $X$  和  $Y$  两个水平方向的位移;底面施加固定支座,约束地面土体  $X,Y$  和  $Z$  等 3 个方向的位移;表面为自由边界;桩顶和承台采用刚接,承台顶面自由;基岩上、下盘长度分别为 40,25 m,群桩入土深度为 15 m,承台高出地表 7.5 m,其中基岩断层线与中间基桩水平距离( $S$ )为 0.75 m,上盘以  $\alpha=70^\circ$  的倾角向下错动,错动竖直分量为  $h$ .

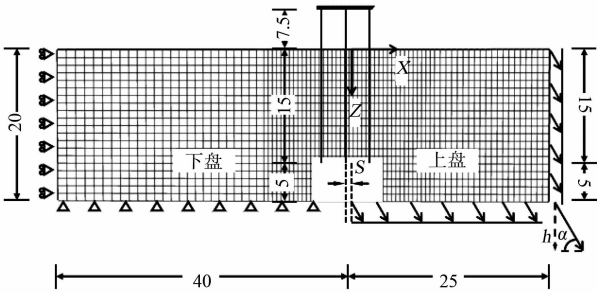
图 1(d)中:桩径  $d=0.65\text{ m}$ ,桩间距为  $6d$ ,  $1\times 3$  群桩的基桩编号为 1,2,3,其中 2 号桩与基岩断层线距离为  $S$ ;  $3\times 3$  群桩桩径和桩间距与  $1\times 3$  群桩相同,位于土体对称面的中间排桩为 b1,b2,b3 号桩,其位置一一对应  $1\times 3$  群桩的 1,2,3 号桩,两侧为 a 排桩和 c 排桩.



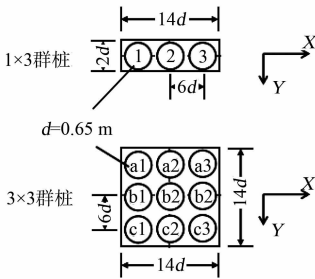
(a)  $1\times 3$  群桩模型



(b)  $3\times 3$  群桩模型



(c) 网格划分及边界条件



(d) 基桩编号

图 1 数值模型示意图(单位:m)

Fig. 1 Numerical model (unit: m)

1.2 材料物理力学性能及基本参数

数值模拟中,上覆砂土采用弹塑性模型进行模拟,服从摩尔库伦屈服准则,并考虑了应变软化<sup>[14-17]</sup>.软化应变是在FLAC<sup>3D</sup>中设置土体内摩擦角( $\varphi$ )随着塑性剪应变( $\epsilon$ )的发展而线性减小,如图 2 所示.从图 2 可知:当  $0 \leq \epsilon \leq 0.2$  时,  $\varphi = 38^\circ - 35^\circ \times \epsilon$ ; 当  $\epsilon \geq 0.2$  时,  $\varphi = 31^\circ$ .

模型材料物理力学基本参数,如表 1 所示.表 1 中: $\gamma$  为重度; $\mu$  为泊松比; $E$  为弹性模量; $c$  为粘聚力; $\phi_p, \phi_r$  分别为内摩擦角的峰值和残余值.

基桩和承台均采用弹性模型,弹性模量为 70.00 GPa,泊松比为 0.2.桩土间的相互作用可通过桩单元各节点处的耦合连接弹簧与周围网格的连接(link)来实现,利用耦合连接弹簧来传递力和变形.其剪切耦合弹簧刚度和法向耦合弹簧刚度均取为 17.5 GPa,剪切耦合弹簧内聚力和法向耦合弹簧内聚力均为 0,剪切耦合弹簧摩擦角和法向耦合弹簧摩擦角均为  $31^\circ$ <sup>[11]</sup>.

表 1 模型材料物理力学参数

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of model material

模型	本构模型	考虑应变软化	$\gamma/\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$	$\mu$	$E/\text{GPa}$	$c/\text{kPa}$	$\phi_p/(\text{^\circ})$	$\phi_r/(\text{^\circ})$
砂土	摩尔库伦	是	15.2	0.2	0.03	0	38	31
桩、承台	弹性模型	否	25.0	0.2	70.00	—	—	—

1.3 数值模拟步骤

首先,使土体在自重应力作用下达到平衡状态,获得土体的初始应力状态.其次,在群桩承台上施加竖向荷载,1×3 群桩模型施加 3.75 MN 竖向荷载,3×3 群桩模型施加 11.25 MN 竖向荷载,以模拟群桩基础承担的上部结构质量.最后,去除基岩上盘土体单元底面及右侧面 X 方向和 Z 方向的位移约束,在其上同时施加 X 方向和 Z 方向的位移来模拟断层错动,使基岩上盘以  $\alpha = 70^\circ$  倾角向下错动.

2 高承台群桩基础的破坏机理分析

2.1 地表沉降

不同基岩错动量下,对称面的地表沉降( $s$ )发展曲线,如图 3 所示.图 3 中:3 条竖直虚线分别为 1,2,3 号(b1, b2, b3 号)基桩所在的位置.从图 3 可知:对于 1×3 群桩,3 个基岩错动量( $h = 0.4, 0.8, 1.2$  m)下,地表沉降曲线从下盘往上盘一侧逐渐增加,沉降曲线与误差方程曲线形状相

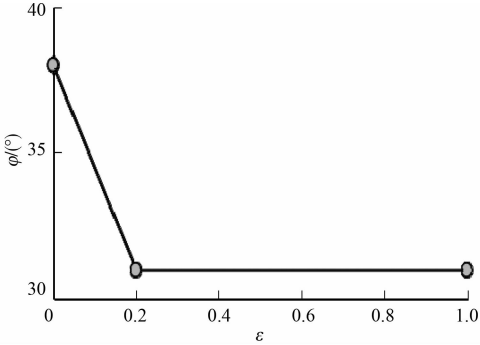


图 2 考虑应变软化的材料强度衰减模式

Fig. 2 Reduction of internal friction angle after strain softening

图 2 考虑应变软化的材料强度衰减模式

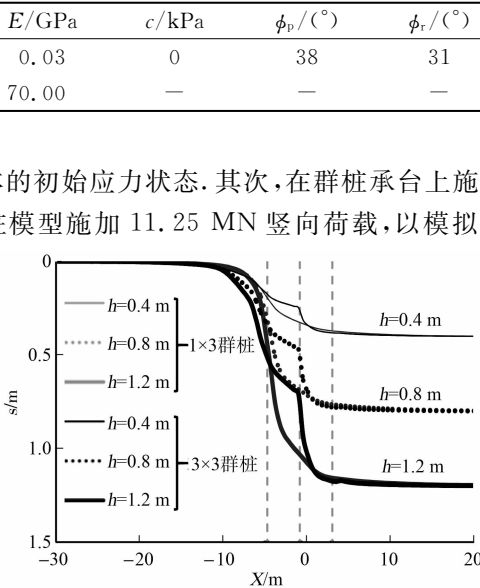


图 3 对称面的地表沉降曲线

Fig. 3 Ground surface differential settlement along centerline of pile foundation

似<sup>[18]</sup>;随着基岩错动量的增加,在 1 号桩桩位附近( $X=-4.2\text{ m}$ )逐渐形成陡降带。从图 3 还可知:对于  $3\times 3$  群桩,不同错动量下的地表沉降同样由下盘往上盘一侧逐渐增加。但不同于  $1\times 3$  群桩, $3\times 3$  群桩不仅在下盘一侧的基桩附近( $X=-5.4\text{ m}$ )形成地表陡降带,还在中间基桩桩位附近( $X=-0.4\text{ m}$ )形成一地表陡降带。因此, $3\times 3$  群桩模型在对称面处,地表沉降呈阶梯型,形成两个台阶。

2.2 上覆砂土中破裂扩展

在正断层错动下, $1\times 3$  群桩与土体破裂扩展相互作用的离心机试验结果<sup>[12]</sup>,如图 4 所示。离心机试验采用  $50g$  离心加速度,模型桩采用  $13\text{ mm}$  宽方形空心铝管制备,其长为  $450\text{ mm}$ 、桩身入土深度为  $300\text{ mm}$ 、桩间距为  $78\text{ mm}$ 、弹性模量为  $70\text{ GPa}$ ,以及群桩-断层位置( $S$ )为  $15\text{ mm}$  等换算成原型尺寸后,均与文中计算模型中采用的参数相同;离心机试验采用的 Toyoura 干砂,其临界状态下的有效内摩擦角为  $31^\circ$ ,土体深度为  $400\text{ mm}$ ,对应原型尺寸为  $20\text{ m}$ <sup>[12-13]</sup>。从图 4 可知:随着基岩上盘向下错动,土体剪切扩展由基岩向上扩展,形成一条集中剪切带,与水平面成  $80^\circ$  倾角,并在 1 号基桩和 2 号基桩之间出露地表。

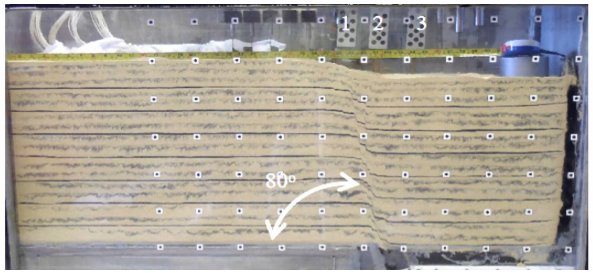
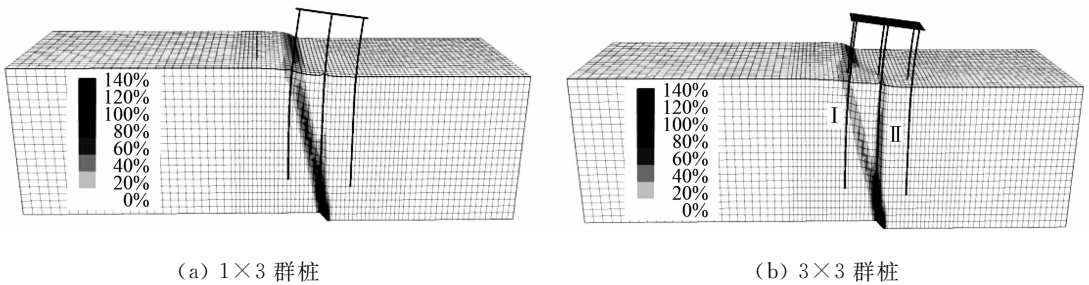


图 4  $1\times 3$  群桩模型离心机试验结果

Fig. 4 Test results of  $1\times 3$  pile group model centrifuge

当基岩错动竖直分量( $h$ )为  $1.2\text{ m}$  时, $1\times 3$  群桩和  $3\times 3$  群桩计算模型中土体剪应变增量云图,如图 5 所示。从图 5(a)可知:计算结果同样表明,剪切带在 1 号和 2 号基桩之间发展,并于 1 号和 2 号基桩之间出露地表,剪切带与水平面的夹角约为  $80^\circ$ ,这与前人的研究成果是一致的<sup>[12,14,19]</sup>。这说明  $1\times 3$  群桩对剪切带的扩展路径并无显著影响,剪切带扩展至地表时是沿着断层线方向呈现单一的地表破裂。

从图 5(b)可知:在  $3\times 3$  群桩计算模型中,上覆砂土形成的剪切带从基岩断层向地表扩展,但在第 2 列桩(a2,b2,c2)的桩端位置发生分叉,形成两条剪切带 I 和 II。其中,剪切带 I 同样沿着与水平面成  $80^\circ$  的角度扩展至地表,与  $1\times 3$  群桩相似;剪切带 II 则沿第 2 列桩竖直向上发展至地表。



(a)  $1\times 3$  群桩

(b)  $3\times 3$  群桩

图 5 不同基岩错动量下群桩模型剪应变增量云图( $h=1.2\text{ m}$ )

Fig. 5 Incremental cloud diagram of shear strain of pile group model under different bedrock displacements ( $h=1.2\text{ m}$ )

对比图 3 和图 4,5 可以发现,地表陡降带形成的位置受剪切带发展的影响。对于  $1\times 3$  群桩,由于仅形成一条剪切带并扩展至地表,从而形成一个地表陡降带;而对于  $3\times 3$  群桩,由于受到桩基的影响,剪切带产生分叉现象,两条剪切带均在地表出露,分别形成陡降带。

地表计算得到的剪应变增量云图,如图 6 所示。剪应变增量集中的位置即为地表陡降带,图 6 中:空心圆点为群桩桩位。从图 6 可知:对于  $1\times 3$  群桩,地表陡降带近似呈直线分布,但在群桩附近约  $14\text{ m}$  的范围内略微偏离直线分布;而对于  $3\times 3$  群桩,则在群桩附近呈现出 2 个地表陡降带。与图 3 一致, $3\times 3$  群桩模型中的 2 个地表陡降带分别位于靠近下盘一侧的 3 根基桩和位于中间的 3 根基桩附近;但当远离  $3\times 3$  群桩,地表又呈现出单一陡降带的特征, $3\times 3$  群桩对陡降带的影响范围约为  $24\text{ m}$ 。

2.3 桩顶位移

通过数值模拟计算得到的群桩基础承台的竖向位移、水平位移和倾斜量随着基岩错动的发展关系,如图 7 所示。图 7 中: $h$  为基岩错动竖直分量; $d_{xc}$ , $d_{zc}$  分别为承台水平和竖向位移; $\theta$  为承台倾角。图 7 还对比给出承台竖向和水平位移的理论值。该理论计算假定正断层基岩错动时,桩身与土体协同变形,

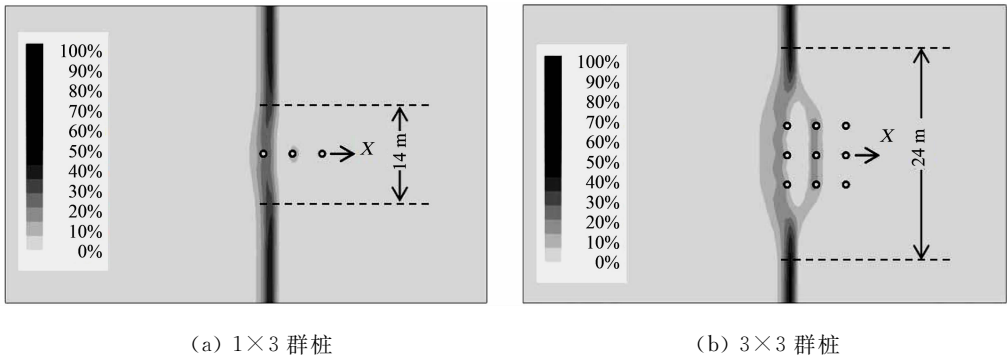


图 6 错动后地表 FLAC<sup>3D</sup>剪应变增量云图( $h=1, 2\text{ m}$ )

Fig. 6 Contours of shear strain increment at ground surface after faulting ( $h=1, 2\text{ m}$ )

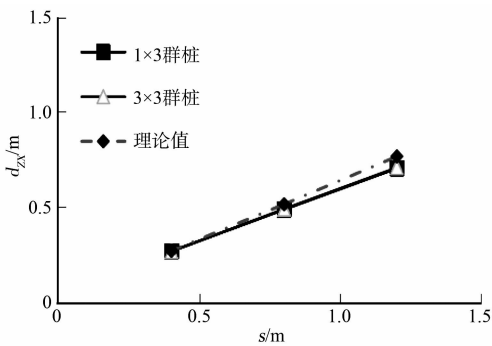
并通过数值计算得到的地表变形推算出承台竖向和水平位移<sup>[10]</sup>. 其计算公式为

$$\begin{aligned}\bar{d}_{xc} &= \bar{d}_{xs} + l \cdot \sin \bar{\theta}_s, \\ \bar{d}_{zc} &= \bar{d}_{zs} + l \cdot (1 - \cos \bar{\theta}_s).\end{aligned}$$

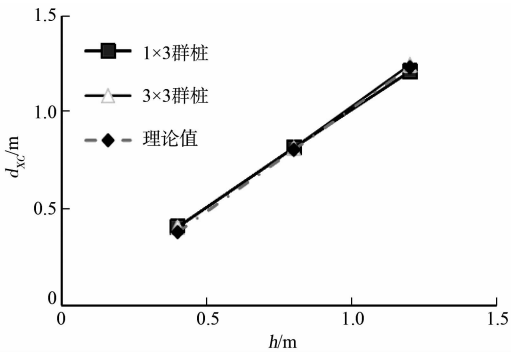
上式中: $\bar{d}_{xc}$ 和 $\bar{d}_{zc}$ 分别表示承台平均(形心位置)水平和竖向位移; $\bar{d}_{xs}$ , $\bar{d}_{zs}$ 和 $\bar{\theta}_s$ 分别表示为承台水平投影位置上对应的地表平均水平位移、竖向位移和转角; $l$ 为地表以上桩身长度.

从图 7 中可知:1×3 群桩和 3×3 群桩承台均随着正断层错动的发展发生沉降和水平位移,并向基岩上盘一侧倾斜.随着基岩错动竖直分量的增加,群桩承台的沉降、水平位移和倾角均线性增加.此外,1×3 群桩和 3×3 群桩数值计算的桩顶位移响应并无显著差异.

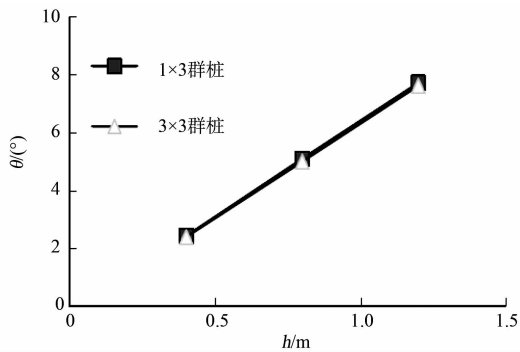
从图 7(a),(b)可知:承台位移的理论值与计算结果相近,理论计算结果同样反映了上述承台位移随着基岩错动的发展规律.从图 7(a)还可知:当基岩错动竖直分量( $h$ )为 1.2 m 时,承台数值计算的沉降量为 0.71 m,而理论值为 0.77 m,即理论值略大于计算值.这可能由于基岩错动量较



(a) 竖向位移



(b) 水平位移



(c) 倾斜量

图 7 群桩承台位移随着基岩错动的发展

Fig. 7 Development of pile cap displacement with bedrock faulting

大时,桩身和周边土体发生相对位移.

2.4 群桩轴力分布

基岩错动对群桩桩顶轴力( $F$ )分布影响,如图 8 所示.从图 8(a)可知:基岩错动前,各基桩桩顶轴力约为 1.25 MN;随着正断层错动,位于下盘一侧的基桩(1×3 群桩的 1 号基桩和 3×3 群桩的 a1,b1,c1 号基桩)的桩顶轴力均逐渐增大.这表明这些基桩在断层活动后承担了更多的竖向荷载.从图 8(b)可知:中间基桩(1×3 群桩中的 2 号桩和 3×3 群桩中的 a2,b2,c2 号桩)的桩顶轴力随着错动量的增加而逐渐减小至负值,表明这 4 根基桩由于断层活动而受拉.从图 8(c)可知:对于上盘一侧的基桩(1×3 群桩中的 3 号桩和 3×3 群桩中的 a3,b3,c3 号桩),则与下盘一侧基桩类似,桩顶轴力随着基岩错动量的

增加而增加。以上群桩轴力随着基岩错动量增加的荷载重分布规律与离心机试验结果<sup>[12]</sup>一致。

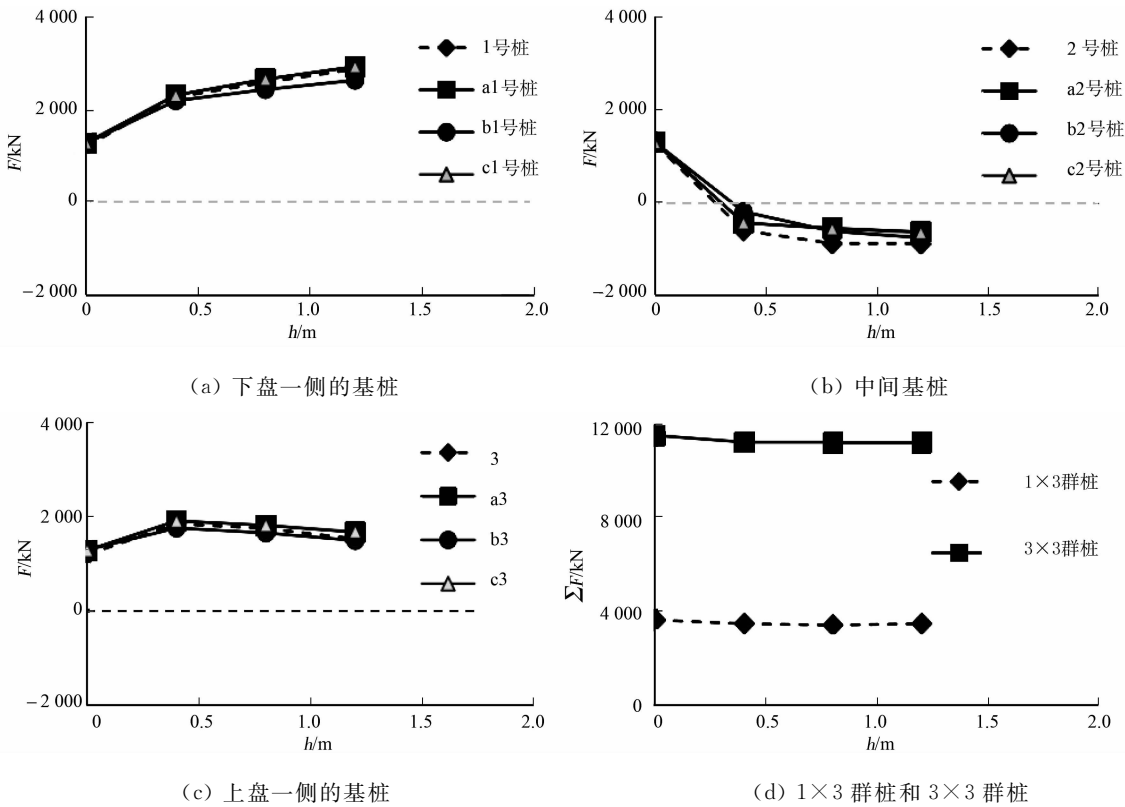


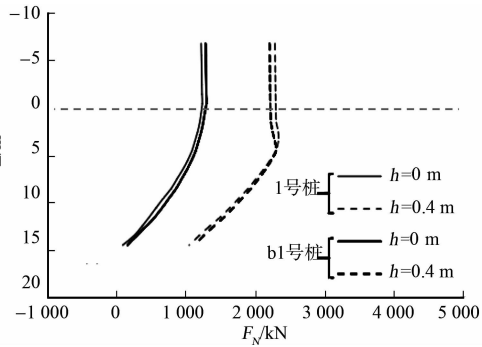
图 8 基岩错动量对群桩桩顶轴力分布影响

Fig. 8 Influences of bedrock faulting on distribution of axial force of pile group

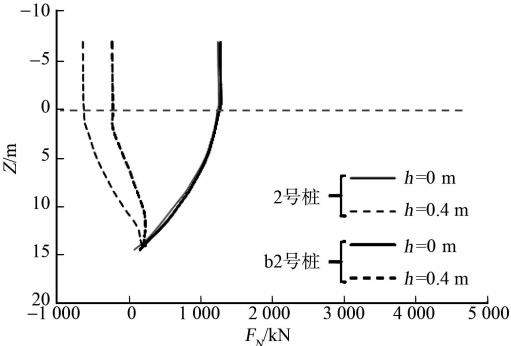
从图 8(d)可知:2 个群桩模型随着基岩错动量的增加,其桩顶轴力总和略微减小.这是由于承台倾斜量随着基岩错动量的增加而增加,上部竖直荷载在桩身轴力方向的分量略微减小,符合正断层错动时上部荷载保持不变的实际情况.由图 8 可知:3×3 群桩中同一列基桩轴力相差不大,可分别取三列基桩中的 b1, b2, b3 作为代表,进行桩身轴力分布分析.

在基岩未错动( $h=0$  m)之前,1×3 群桩和 3×3 群桩各基桩的轴力( $F_N$ )均随着桩身入土深度的增大而逐渐减小,基桩桩端轴力近似为零,群桩表现为摩擦桩,如图 9 所示.

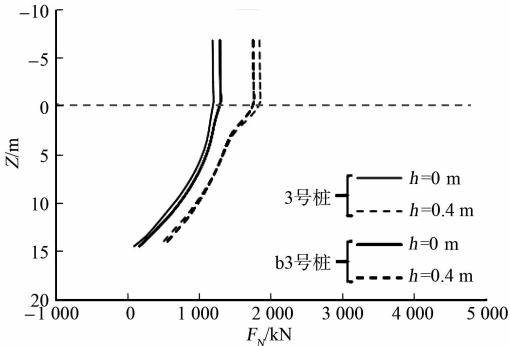
从图 9(a)可知:当基岩错动竖直分量( $h$ )为 0.4 m



(a) 1 号基桩和 b1 号基桩



(b) 2 号基桩和 b2 号基桩



(c) 3 号基桩和 b3 号基桩

图 9 桩身轴力分布图

Fig. 9 Distribution of axial force along pile

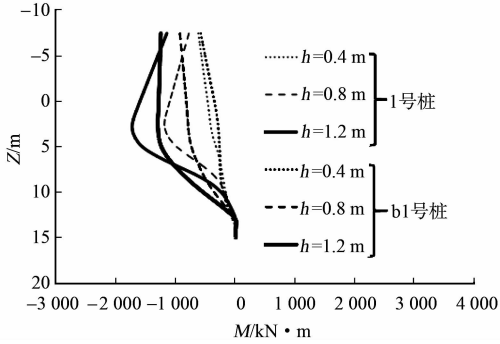


时,桩顶荷载重新调整,1号基桩和b1号基桩承担更多竖向荷载,并通过桩身传递至桩端土体.在 $0\text{ m}<Z<5\text{ m}$ 深度范围内,这两根基桩的桩身轴力随着深度的增大而增大,桩身出现负摩阻力,并在 $Z=5\text{ m}$ 深度处达到桩身轴力最大值.这是由于剪切带穿过1号桩和b1号桩,剪切带上部土体沉降较大,使得此处基桩在 $0\text{ m}<Z<5\text{ m}$ 范围内形成负摩阻力.从图9(b)可知:当基岩错动竖直分量( $h$ )为 $0.4\text{ m}$ 时,2号桩和b2号桩的桩身轴力下降至负值,且桩身轴力随着入土深度的增大而逐渐增大.说明中间基桩的桩周土体具有较大的沉降量(图3),使得桩身承受负摩阻力.从图9(c)可知:3号桩和b3号桩的桩身轴力随着错动量的增加而增加,其桩身轴力随着深度的增大而逐渐减小.表明位于上盘的基桩在基岩错动之后承担更多的荷载.

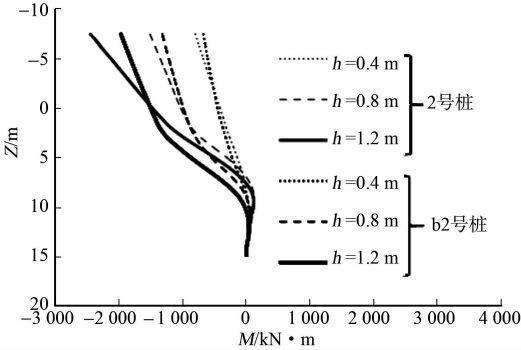
2.5 群桩弯矩分布

不同错动量下,基桩的弯矩分布图(基桩弯矩以使得桩身上盘一侧受拉为负),如图10所示.图10中: $M$ 为弯矩.从图10可知: $1\times 3$ 群桩和 $3\times 3$ 群桩的均弯向上盘一侧,且桩身弯矩随着基岩错动量的增加而逐渐增大.

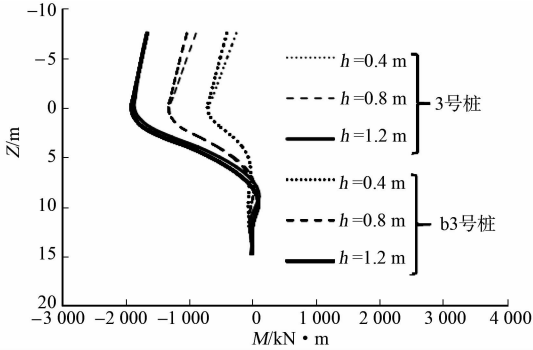
从图10(a)可知:基岩错动竖直分量( $h$ )为 $1.2\text{ m}$ 时,1号桩和b1号桩最大弯矩均发生在地表以下( $Z=3\text{ m}$ )的位置.在相同错动量下,1号桩的最大弯矩值大于b1号桩的最大弯矩值;而2号桩和b2号桩(图10(b))最大弯矩发生



(a) 1号基桩和b1号基桩



(b) 2号基桩和b2号基桩



(c) 3号基桩和b3号基桩

图10 桩身弯矩分布图

Fig. 10 Distribution of bending moment along pile

在桩顶处;3号桩和b3号桩(图10(c))弯矩最大值均出现在 $Z=0\text{ m}$ 处,与1号桩和b1号桩相比,其桩顶弯矩偏大.

以上的计算结果表明,下盘一侧基桩在地表以下( $Z=2.5\text{ m}$ )处可能发生受弯破坏;中间基桩在桩顶下盘一侧可能发生受拉破坏;上盘一侧基桩在地表( $Z=0\text{ m}$ )处可能发生受弯破坏.

3 结论

通过数值模拟正断层作用下高承台群桩的破坏机制,分析群桩-土体的相互作用,讨论了群桩的变形和内力特征,得到以下3点主要结论.

1) 正断层错动时,跨断层群桩基础的存在一定程度上使得土体破裂带发生转移.其中 $1\times 3$ 群桩对土体破裂带的影响较小,桩轴线处地表沉降曲线依然与误差方程形状相似;而 $3\times 3$ 群桩则使得破裂带明显转移,集中剪切带在桩端位置分叉成两条,从而使得 $3\times 3$ 群桩模型的地表形成两个陡降.

2) 正断层错动使得群桩向上盘一侧弯曲,承台的位移和倾斜随着基岩错动量增加而线性增加,承台的沉降和水平位移的理论计算结果与数值计算结果接近.这证明桩身与土体协同变形假定计算适用于文中研究的高承台群桩模型.

3) 在基岩错动量较大时,基桩之间发生竖向荷载重分布.中间基桩可能在桩顶位置下盘一侧被拉裂;上盘一侧和下盘一侧基桩可能在邻近地表处的桩身上盘一侧发生受压破坏.

## 参考文献:

- [1] YANG Shuo, MAVROEIDIS G P. Bridges crossing fault rupture zones: A review[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, 113: 545-571. DOI: 10. 1016/j. soildyn. 2018. 03. 027.
- [2] 赵纪生, 吴景发, 师黎静, 等. 汶川地震地表破裂周围建筑物重建的避让距离[J]. *地震工程与工程震动*, 2009, 29(6): 96-101.
- [3] 张永双, 马寅生, 胡道功, 等. 玉树地震地表破裂调查与灾后重建避让选址研究[J]. *地质学报*, 2010, 84(5): 593-605.
- [4] 徐锡伟, 陈桂华. 活动断层避让问题探讨与建议[J]. *城市与减灾*, 2018(1): 8-13.
- [5] 杜修力, 韩强, 李忠献, 等. 5. 12 汶川地震中山区公路桥梁震害及启示[J]. *北京工业大学学报*, 2008, 34(12): 1270-1279. DOI: 10. 11936/bjutxb2008121270.
- [6] ANASTASOPOULOS I, GAZETAS G. Foundation-structure systems over a rupturing normal fault: Part I: Observations after the Kocaeli 1999 earthquake[J]. *Bullet of Earthquake Engineering*, 2007, 5(3): 253-275. DOI: 10. 1007/s10518-007-9029-2.
- [7] ANASTASOPOULOS I, KOURJOULIS R, GAZETAS G, *et al.* Interaction of piled foundation with a rupturing normal fault[J]. *Geotechnique*, 2013, 63(12): 1042-1059. DOI: 10. 1680/geot. 12. P. 114.
- [8] ANASTASOPOULOS I, GAZETAS G. Foundation-structure systems over a rupturing normal fault: Part II: Analysis of the Kocaeli case histories[J]. *Bullet of Earthquake Engineering*, 2007, 5(3): 277-301. DOI: 10. 1007/s10518-007-9030-9.
- [9] GAZETAS G, ZARZOURAS O, DROSOS V, *et al.* Bridge-pier caisson foundations subjected to normal and thrust faulting: Physical experiments versus numerical analysis[J]. *Meccanica*, 2015, 50: 341-354. DOI: 10. 1007/s11012-014-9997-7.
- [10] 蔡奇鹏, 吴宏伟, 陈星欣, 等. 正断层错动诱发单桩破坏及避让距离研究[J]. *岩土工程学报*, 2017, 39(4): 720-726. DOI: 10. 11779/CJGE201704018.
- [11] 蔡奇鹏, 甘港璐, 吴宏伟, 等. 正断层诱发砂土中群桩基础破坏及避让距离研究[J]. *岩土力学*, 2019, 40(3): 1067-1075, 1128. DOI: 10. 16285/j. rsm. 2017. 2512.
- [12] CAI Qipeng, NG C W W. Centrifuge modeling of pile-sand interaction induced by normal faulting[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 2016, 142(10): 04016046. DOI: 10. 1061/(ASCE)GT. 1943-5606. 0001500.
- [13] LI Chienhung, LIN Minglang, HUANG Wenchao. Interaction between pile groups and thrust faults in a physical sandbox and numerical analysis[J]. *Engineering Geology*, 2019, 252: 65-77. DOI: 10. 1016/j. enggeo. 2019. 02. 023.
- [14] 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, ASCE*, 2007, 133(8): 943-958. DOI: 10. 1061/(ASCE)1090-0241(2007)133:8(943).
- [15] CAI Qipeng, NG C W W. Effects of the tip depth of a pre-existing fracture on surface fault ruptures in cemented clay[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014, 56: 181-190. DOI: 10. 1016/j. compgeo. 2013. 12. 005.
- [16] NG C W W, CAI Qipeng, HU P. Centrifuge and numerical modeling of fault rupture propagation in clay with and without a pre-existing fracture[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 2012, 138(12): 1492-1502.
- [17] 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. DOI: 10. 3969/j. issn. 1000-6915. 2014. 02. 020.
- [18] CAI Qipeng, 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. DOI: 10. 1139/cgj-2012-0145.
- [19] 骆冠勇, 蔡奇鹏, 吴宏伟. 地层错动引起的上覆饱和黏土层变形特性的离心试验研究[J]. *岩土力学*, 2012, 33(10): 2985-2990.

(责任编辑: 黄仲一 英文审校: 方德平)