

# 帽型钢板桩挡墙土压力分布离心模型试验

刘芳<sup>1,2</sup>, 刘春影<sup>2</sup>, 郑实<sup>2</sup>, 蒋明镜<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092)

**摘要:** 采用离心模型试验模拟了帽型钢板桩挡墙支护的基坑开挖过程, 研究了钢板桩挡墙两侧土压力分布的变化规律, 并与等效截面刚度的平板挡墙支护开挖试验进行了对比, 分析了钢板桩挡墙迎土面的起伏几何形状对土压力分布的影响. 试验结果表明, 钢板桩挡墙的截面形状影响其后土压力分布, 相同高程处钢板桩挡墙凹凸部分的土压力不相等, 大小关系与其位移模式有关. 当墙体远离土体运动时, 迎土面凹处土压力大于凸处, 当墙体靠近土体运动时, 凹处土压力则小于凸处. 随着基坑开挖深度的增加, 墙体变形模式产生变化, 导致钢板桩挡墙两侧土压力的时空分布在不同埋深处也有所区别.

**关键词:** 土压力; 离心模型; 柔性挡墙; 钢板桩

**中图分类号:** TU43

**文献标志码:** A

## Earth Pressure Against a Hat-shaped Sheet Pile Wall Revealed by Centrifuge Modeling

LIU Fang<sup>1,2</sup>, LIU Chunying<sup>2</sup>, ZHENG Shi<sup>2</sup>, JIANG Mingjing<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** A pit supported with a wall formed by hat-shaped sheet pilings was modeled in centrifuge apparatus to investigate the earth pressure against the wall during excavation. A parallel test using a planar wall with equivalent bending stiffness was also conducted to demonstrate the effect of the extruding surface of the sheet pile wall on the earth pressure distribution. The results show that the distribution of earth pressure on the sheet pile wall is influenced by the cross-sectional shape of the wall. The earth pressure against the extruding and denting portions of the wall differs at the same elevation, and the difference is affected by the displacement mode of the wall. The earth pressure against the denting portions is larger than that of the extruding portions

when the wall moves away from the soil; it becomes opposite when the wall moves towards the soil. The displacement mode of the wall changes during excavation, and this further complicates the spatial distribution of earth pressure which varies with the elevation.

**Key words:** earth pressure; centrifuge model; flexible retaining structure; sheet pile wall

钢板桩挡墙具有可重复利用、减少开挖量和节约材料等优点. 随着低碳环保理念的提升, 近年来钢板桩被广泛用于临时或永久基坑、堤坝和码头等工程的挡土挡水结构中. 在进行钢板桩挡墙设计时, 土压力计算一般沿用传统的平面挡墙分析方法, 不考虑钢板桩挡墙与土体接触界面起伏所引起的土压力变化(即形状效应).

文献[1]最早述及基坑现场监测到的钢板桩挡墙土压力的形状效应, 指出在基坑开挖过程中钢板桩挡墙凹凸处的土压力将逐渐产生差异, 建议在类似支护工程土压力监测中考虑测点布置的影响. Tan 等<sup>[2]</sup>和 Nakayama 等<sup>[3]</sup>分别在现场监测和现场足尺试验中证实了钢板桩挡墙横向土压力的不均匀分布, 但未对产生机理进行定量分析. 为了定量研究由于钢板桩截面形状所造成的土压力差异, 笔者<sup>[4-5]</sup>采用有限元方法分析了不同指定位移模式下的钢板桩挡墙土压力分布规律, 试图解释钢板桩挡墙土压力形状效应的物理机制和影响因素; Tong 等<sup>[6]</sup>采用离心模型试验, 模拟了非平面刚性挡墙的土压力变化规律. 但上述定量研究或简化挡墙位移边界<sup>[4-5]</sup>, 或将挡墙近似为刚性结构<sup>[6]</sup>, 未能全面考虑钢板桩作为柔性挡墙的位移模式特点, 钢板桩挡墙土压力形状效应的定量研究还有待深入.

鉴于此, 采用离心模型试验, 对缩尺帽型钢板桩(亦称 U 型钢板桩)挡墙支护基坑开挖过程进行了

收稿日期: 2017-10-12

基金项目: 日本新日铁住金国际合作项目

第一作者: 刘芳(1978—), 女, 副教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为岩土力学与工程.

E-mail: liufang@tongji.edu.cn



扫码  
查看  
作者  
独家  
介绍

模型试验,考虑开挖条件下帽型钢板桩挡墙的变形过程以及所引起的土压力空间分布规律。

## 1 试验介绍

### 1.1 试验设备

采用同济大学 TLJ-150 土工离心机,该设备最大承载能力是  $150 g \cdot t$ ,最大离心加速度为  $200 g$ ,最大荷重为  $2 t$ ,有效旋转半径为  $3 m$ 。所选择的模型箱长  $600.0 mm$ 、宽  $400.0 mm$ 、高  $500.0 mm$ 。

### 1.2 模型设计

进行 2 组平行试验:帽型钢板桩挡墙试验(T-H)和平板挡墙试验(T-P),图 1 为 T-H 试验的模型示意图,离心模型比为 36。T-P 试验将钢板桩挡墙置换成截面刚度相同的平面挡墙,其余试验条件不变。

如图 1a 所示,模型箱一侧预留宽  $50.0 mm$  的排水槽以便加快固结时间。挡墙宽度为  $350.0 mm$ ,包含 14 节帽型钢板桩,帽型桩原型为日本新日制铁公司的帽型钢板桩(产品型号 HS-SP-10H),钢板桩的模型尺寸见图 1a 内的详图,截面宽度为  $25.0 mm$ 。钢板桩搭接锁扣的加工尚难达到精度要求,为避免锁扣加工误差所带来的不确定因素,在模型中未考虑锁扣,模型挡墙采用厚  $0.3 mm$  的铁板,通过预制模具轧制而成,墙体材料的弹性模量约为  $210 GPa$ ,泊松比为  $0.3$ 。由于忽略了锁扣,墙体整体抗弯刚度将有所增加,同样开挖条件下墙体位移会有所减小,但土压力的形状效应不会有本质改变。平行试验的平板挡墙采用相同材料,墙厚为  $3.0 mm$ ,原型截面刚度与帽型钢板桩相等(即  $9.43 \times 10^7 mm^4$ )。

如图 1b 所示,模型地基的厚度为  $460.0 mm$ ,分为 2 层。上层为厚  $210.0 mm$  的黏土层,采用上海地区典型 4 号土。表 1 给出了该黏土的物理和力学指标,其中,剪切强度指标通过固结不排水三轴压缩试验测得,所测试样为离心模型试验后所切取的土样。模型地基下层为厚  $250.0 mm$  的砂层,采用上海长兴岛的吹填砂,平均粒径为  $0.13 mm$ ,级配曲线的不均匀系数为  $1.5$ 。基坑开挖深度为  $150.0 mm$ ,分 4 层开挖,开挖深度依次为  $40.0 mm$ 、 $50.0 mm$ 、 $40.0 mm$  和  $20.0 mm$ 。挡墙总高度为  $400.0 mm$ ,出露土层表面  $40.0 mm$ ,用以布置激光位移传感器测点,开挖全部完成后的挡墙嵌入深度为  $210.0 mm$ ,与墙体总有效墙高(即开挖前墙体的初始入土深度  $H = 360.0 mm$ )的比值为  $0.58$ ,与文献[3]的现场试验条件一致。

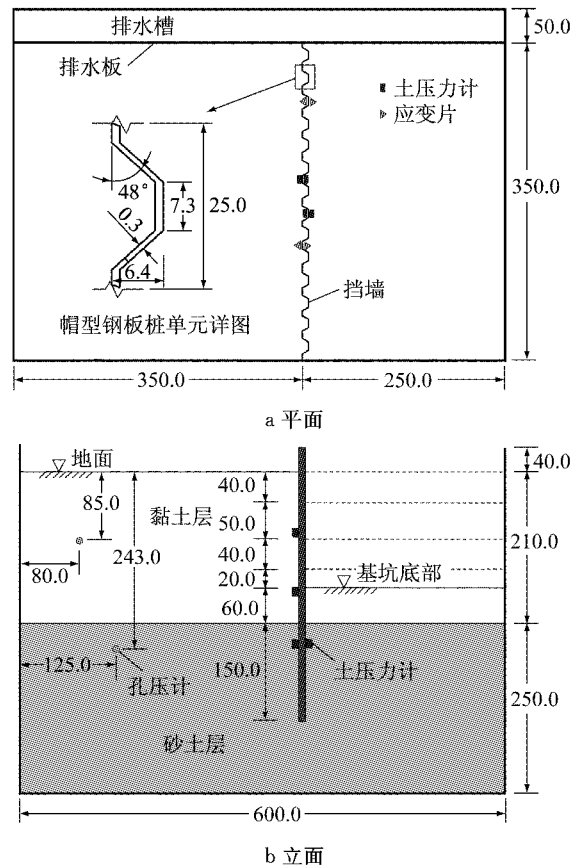


图 1 帽型钢板桩 T-H 试验的模型示意(单位: mm)

Fig. 1 Illustration of the model used in test T-H (unit: mm)

表 1 试验黏土的物理力学指标

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of the clay

参数	取值
液限	40.5%
塑限	21.0%
竖向固结系数	$0.076 cm^2 \cdot min^{-1}$
100~200 kPa 区间的压缩模量	2.7 MPa
有效黏聚力	7.6 kPa
有效内摩擦角	$29.4^\circ$

### 1.3 测量元件布设方案

试验过程中测量了墙顶位移、墙体应变、土压力以及土中孔隙水压力等,受试验条件所限,未能监测土体位移。墙顶位移通过激光位移传感器进行量测。在挡土侧土体中埋深  $85.0 mm$  和  $243.0 mm$  处各布设了 1 组微型孔隙水压力计(见图 1b),以监测固结过程中孔隙水压力消散情况。如图 2 所示,墙后(填土侧)距填土表面埋深  $85.0 mm$ 、 $160.0 mm$ 、 $243.0 mm$  处布设了微型土压力计,埋深  $85.0 mm$  和  $243.0 mm$  处布设了应变片;墙前(开挖侧)土压力计布设在埋深  $243.0 mm$  处,应变片分别布设在埋深  $85.0 mm$  和  $243.0 mm$  处。为减小传感器的尺寸影响,选择了尺寸尽可能小的测量元件,孔压传感器外径  $8.0$

mm、厚 3.0 mm,土压力计外径 8.0 mm、厚 2.0 mm,应变片尺寸为 1.0 mm×1.0 mm.

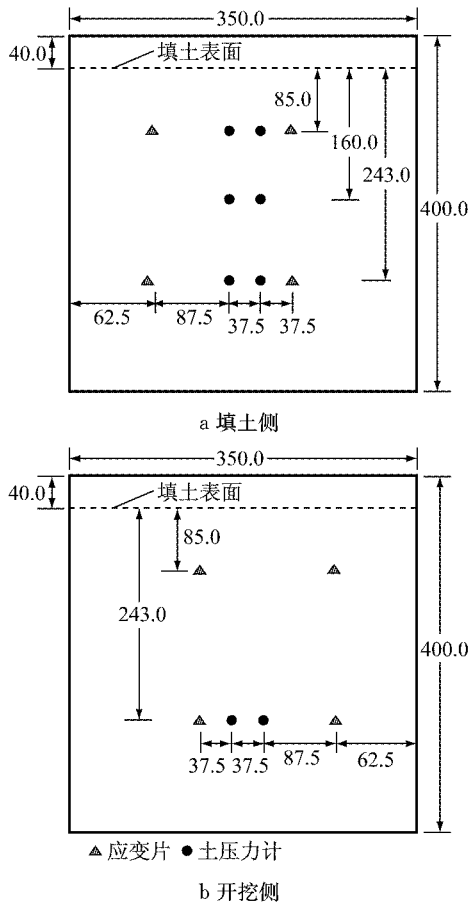


图 2 帽型钢板桩墙体的测量原件布设示意(单位: mm)  
Fig. 2 Illustration of the instrumentation on the sheet pile wall (unit: mm)

1.4 试验步骤

试验步骤分 4 个阶段:模型准备/制备、地基固结、模拟开挖和拆样.

(1) 模型准备/制备. 标定土压力计和孔压计, 并布设在模型墙预设位置. 模型箱侧壁涂抹硅油以减少摩擦. 烘干、粉碎黏土, 用 0.5 mm 筛子过筛后放入真空搅拌机, 加水搅拌并进行真空饱和. 将干砂分为 5 层填筑, 每层厚度 50.0 mm, 击实至目标孔隙比 0.8(相对密度约 47%, 密度约 1.94 g·cm<sup>-3</sup>). 随后将饱和后的黏土分层填在砂层之上直至与模型箱表面相平. 将帽型钢板桩挡墙插入土中至指定深度. 为了保持土体处于饱和状态, 在排水槽内注水直至与土层表面齐平. 将模型箱吊入离心机准备固结试验.

(2) 地基固结. 上海地区 4 号土一般略微超固结<sup>[7]</sup>, 平均固结比约 1.08, 因此固结时离心加速度设置为 40 g, 稍大于开挖阶段的离心加速度. 当孔隙水

压力在 1 h 内的孔压变化为总变化量的 3%时, 认为固结基本完成. 图 3 为钢板桩挡墙试验中不同深度处孔隙水压力消散情况, 固结试验分 3 天完成(因安全原因晚上停机), 累计固结时间大致在 18~20 h. 固结结束后, 停机, 安装 T-bar 微型贯入仪. 重启离心机, 在 36 g 离心加速度下运行直至孔压基本稳定, 进行贯入试验, 检测试样制备情况. 不同模型试验的贯入数据大体一致, 在黏土和砂土界面处有清晰分界.

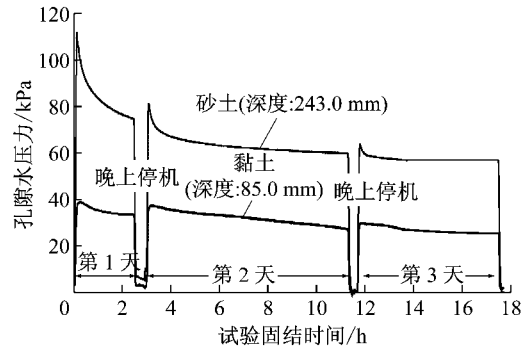


图 3 固结过程的孔压消散(T-H 试验)  
Fig. 3 Pore pressure dissipation in the process of consolidation during test T-H

(3) 模拟开挖. 停机进行基坑第 1 层开挖. 随后离心机重启至 36 g 加速度, 保持运行状态直至孔压和土压力测值基本保持稳定. 停机进行下一层开挖, 重复试验直至基坑开挖全部完成.

(4) 拆样. 停机, 分别测量墙体两侧 5 个不同深度处的土壤孔隙比 *e* 和含水量 *ω*, 表 2 为各深度处的平均测值. 黏土层孔隙比在 1.03 至 1.18 之间, 随深度略有降低, 饱和度超过 97%, 2 组试验在相同深度处的测量结果比较接近, 平板墙试验的黏土层孔隙比高于钢板桩试验, 推测前者的固结度稍低于后者. 砂层的饱和度较低, 因为砂层渗透系数高, 拆样后水

表 2 试验后模型土样物性测定结果

Tab. 2 Void ratio and water content of the soils after the centrifuge tests

试验	取样深度/ mm	填土侧		开挖侧	
		<i>e</i>	<i>ω</i> /%	<i>e</i>	<i>ω</i> /%
T-P	85.0	1.18	43.94		
	160.0	1.11	37.85		
	243.0	0.98	35.98	0.92	26.49
	310.0	0.96	34.81	0.90	24.83
	410.0	0.84	26.98	0.90	25.71
T-H	85.0	1.08	38.20		
	160.0	1.03	37.42		
	243.0	0.88	28.51	0.81	23.12
	310.0	0.91	25.73	0.86	25.40
	410.0	0.84	25.41	0.84	26.23

分流失较快。

## 2 试验结果

### 2.1 墙体变形

2 组试验的墙顶水平位移测量结果如图 4 所示, 各开挖深度所对应的水平位移值为离心机运行过程中位移测值稳定段的平均值, 由于第 3 次开挖之后, 位移计已超过量程, 因此没有获得测值, 图 4 仅给出了前 2 次开挖的测量结果. 位移值  $\delta$  和开挖深度  $x$  均采用有效墙高  $H$  进行量纲一化. 如图所示, 墙顶位移随开挖深度增加而增加; 在相同开挖深度下, 平板墙的位移大于钢板桩, 这与 2 组试验的地基性质差异有关, 拆样后平板墙地基的孔隙比量测结果大于钢板桩地基相应结果, 因此前者墙体位移也较大。

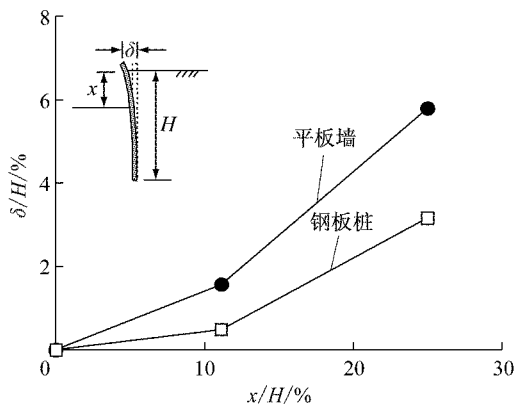


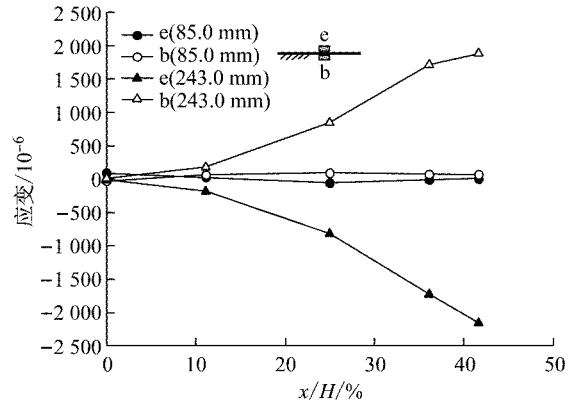
图 4 墙顶水平位移随  $x/H$  的变化曲线

Fig. 4 Horizontal displacement at the top of the walls at different normalized excavation depths  $x/H$

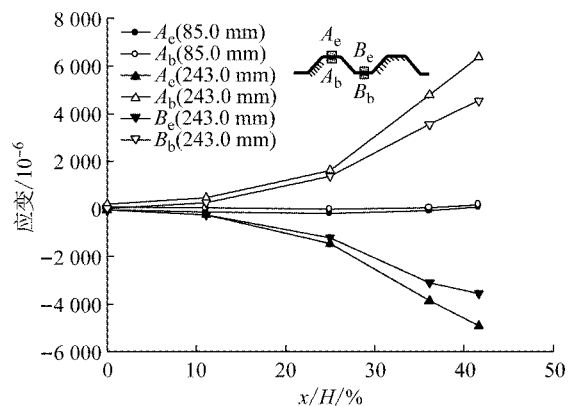
图 5 为 2 组试验测得的墙体两侧的竖向应变与开挖深度的关系曲线, 其中拉为正、压为负. 测点编码中的 A、B 分别代表同一高层不同位置, e 代表开挖侧, b 为填土侧. 结果表明, 平板桩和钢板桩填土侧的墙体受拉, 开挖侧受压, 说明桩身整体向开挖侧弯曲, 应变绝对值均随埋深增加而增加。

### 2.2 土压力竖向分布

图 6a 和 6b 分别为不同埋深( $d$ )填土侧钢板桩挡墙迎土面凹处( $A_b$ )和凸处( $B_b$ )土压力在开挖过程的变化. 由于  $B_b$  位置埋深 85.0 mm 处的土压力传感器在试验过程中出故障, 未能得到测试数据. 如图所示, 开挖前, 土压力分布接近静止土压力理论曲线; 随着开挖深度增加, 除凸处理深 160.0 mm 的土压力在第 4 层开挖时土压力略有增加, 其余测点土压力逐渐减小并趋近朗肯主动土压力分布曲线; 土压力在前 2 层开挖时变化较大, 后 2 层开挖时变化



a 平板墙



b 钢板桩挡墙

图 5 不同  $x/H$  下的挡墙两侧竖向应变

Fig. 5 Vertical strains of the walls at different normalized excavation depths  $x/H$

较小. 当开挖完成时, 砂土层土压力小于朗肯主动土压力理论值, 由于朗肯理论忽略墙土摩擦, 主动土压力估计值可能偏大. 平板挡墙土压力沿深度分布规律与钢板桩挡墙类似, 不再赘述。

### 2.3 钢板桩挡墙横向土压力分布特征

#### 2.3.1 开挖侧

图 7 为开挖侧埋深 243.0 mm 处钢板桩挡墙不同部位的土压力在开挖过程的变化情况. 当开挖深度小于 30% $H$  时, 开挖侧迎土面凸处(即  $A_e$  测点)土压力大于凹处(即  $B_e$  测点); 当开挖深度继续增加时,  $A_e$  处土压力急剧下降, 开挖完成时该处土压力值小于  $B_e$  处相应测值。

#### 2.3.2 填土侧

图 8 为填土侧不同埋深处钢板桩挡墙不同部位土压力在开挖过程的变化情况. 在埋深 160.0 mm 处, 当开挖深度较小时,  $A_b$  处土压力大于  $B_b$  处相应值, 随着开挖深度增加, 二者大小关系产生反转. 埋深 243.0 mm 处  $A_b$  和  $B_b$  测点的土压力变化规律与埋深 160.0 mm 处规律类似, 开挖较浅时  $A_b$  处土压力大于  $B_b$ , 随着开挖深度增加,  $A_b$  处土压力减小幅

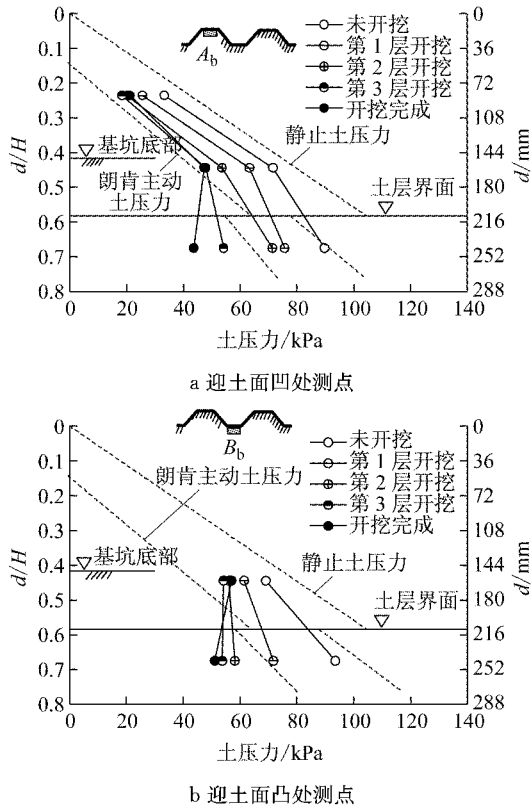


图 6 开挖过程填土侧土压力分布

Fig. 6 Lateral earth pressure distribution on the backfill side

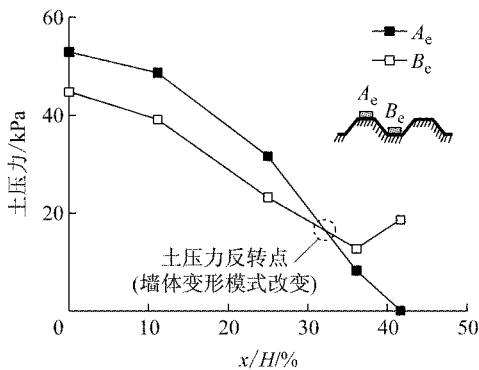


图 7 埋深 243.0 mm 处开挖侧横向土压力分布

Fig. 7 Transversal earth pressure distribution on excavation side at depth 243.0 mm

度大于  $B_b$ , 二者大小关系呈现反转趋势。

### 2.3.3 与平板挡墙土压力对比

图 9 为相同高程处填土侧钢板桩挡墙土压力平均测值与平板挡墙的结果对比。埋深 243.0 mm 处, 前者测值远小于后者, 这可能是由于挡墙埋设方式不同引起的。钢板桩是固结后插入土体, 平板墙由于厚度较大, 采用了黏土固结前预埋。墙体埋设方式的差别对初始土压力影响较大, 但随着开挖深度增加, 墙体和土体变形协调之后, 墙体埋设方式的影响逐渐减小, 2 组试验在相同高程处所测得土压力测值

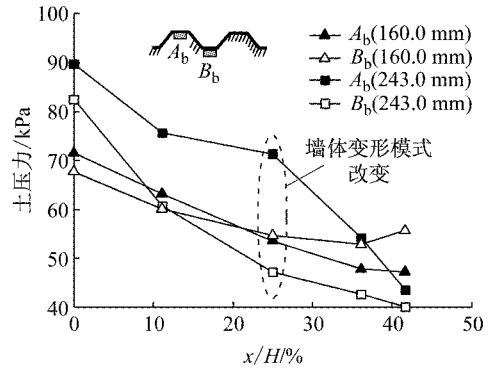


图 8 填土侧横向土压力分布

Fig. 8 Transversal earth pressure distribution on the retaining side

大致趋近主动土压力。埋深 160.0 mm 和 85.0 mm 处, 钢板桩挡墙土压力的初始平均测值与平板桩比较接近, 因为黏土层较软, 钢板桩挡墙的插入阻力远小于砂土层, 对软土层的土体扰动不如砂层明显; 在整个开挖过程中, 钢板桩挡墙的土压力变化曲线和平板墙土压力变化曲线大致平行, 前者略低; 这与前文述及的 T-H 试验的地基孔隙比较小、固结度较高的结论是一致的。

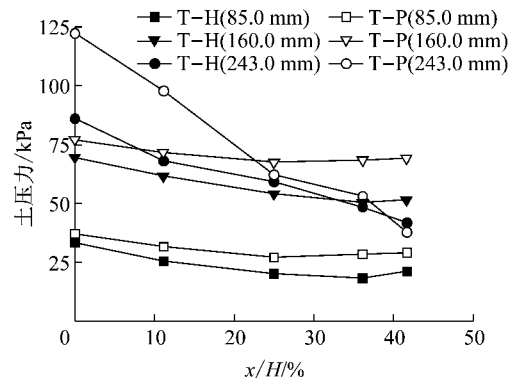


图 9 不同试验中填土侧平均土压力对比

Fig. 9 Averaged earth pressures measured on the retaining side of the walls from two different tests

## 3 关于形状效应机理的讨论

由上述分析可见, 即使高程相同, 钢板桩挡墙凹凸处的土压力值也不尽相同, 这种差异的产生机理如图 10 所示。当墙体远离土体运动时(见图 10a), 由于墙体与土体的刚度差异, 墙体迎土面凸出部位的土体(2 区)变形较大, 其相对速率  $v_r$  指向墙体, 因此受到临近 1 区土体对它的剪力  $f$  (方向远离墙体), 导致 2 区墙后土压力减小; 相反地, 墙体迎土面凹陷部

位后面的土体(1区)墙后土压力增加. 因此, 当墙体远离土体运动时, 墙体迎土面凹处土压力大于凸处, 即  $p_{a1} > p_{a2}$ ; 反之(见图 10b), 凹处墙体土压力小于凸处, 即  $p_{a1} < p_{a2}$ . 因此, 钢板桩迎土面凹凸处的土压力大小关系取决于墙体相对土体的变形.

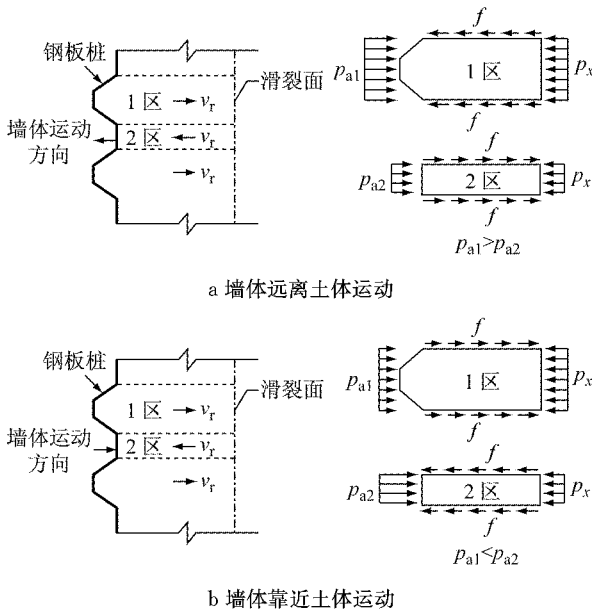


图 10 开挖过程中钢板桩土压力差异的形成机理  
Fig. 10 Mechanism of earth pressure distribution varying during excavation

图 11 给出了钢板桩模型挡墙在开挖过程中可能的变形示意图. 当开挖深度较小时, 墙体上部产生向坑内的弯曲变形, 下部向坑内有细微位移. 在开挖侧的测点处(埋深 243.0 mm), 墙体靠近开挖侧土体运动, 开挖侧迎土面凹处土压力测值小于凸处, 如图 7 所示, 当开挖深度小于 30% H 时, B<sub>e</sub> 测点土压力曲线在 A<sub>e</sub> 测点的曲线下. 但随着开挖深度增加, 上部墙体向坑内变形显著增加(见图 3), 墙体产生绕接近墙底某点的转动, 导致墙体下部向坑外产生变形. 此时, 在开挖侧测点处(埋深 243.0 mm), 墙体远离开挖侧土体运动, 开挖侧迎土面凹凸处的土压力

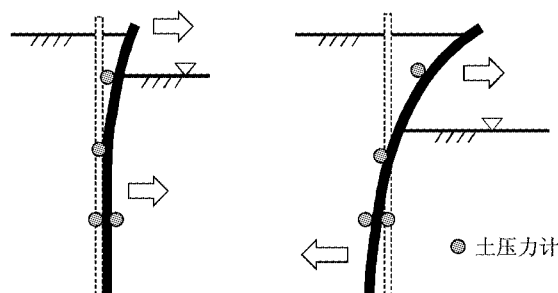


图 11 开挖过程中钢板桩挡墙位移模式的变化  
Fig. 11 Variation of deformation modes of the sheet pile wall during excavation

大小关系发生反转(见图 7 虚线所示的反转点). 如图 8 所示, 钢板桩挡墙填土侧的土压力值变化规律也大体一致, 反映了墙体变形模式变化对墙后土压力大小关系的影响.

### 4 结论

通过离心模型试验研究了帽型钢板桩挡墙和平板挡墙在基坑开挖过程中的土压力变化情况, 着重分析了在开挖过程中钢板桩挡墙迎土面不同部位土压力差异及变化规律, 探讨了钢板桩挡墙土压力分布的形状效应产生机理. 主要结论如下:

(1) 平板挡墙和钢板桩挡墙土压力在基坑未开挖时接近静止土压力分布, 随着开挖进行, 填土侧土压力逐渐减小并靠近主动土压力值.

(2) 由于挡墙埋设方法的差异, 砂土层中平板挡墙和钢板桩挡墙后的初始土压力有所差异, 这种差异随开挖深度增加而减小; 当开挖深度较大时, 在相同高程情况下, 钢板桩墙体的平均土压力值与平板墙的土压力值大致相近.

(3) 相同高程处钢板桩挡墙凹凸部分的土压力不相等, 大小关系与钢板桩位移模式有关. 当墙体远离土体运动时, 迎土面凹处土压力大于凸处; 反之凹处土压力小于凸处.

(4) 钢板桩挡墙的墙顶变形随着开挖深度增加而增加, 当开挖深度较小时, 墙体整体向坑内变形; 当开挖深度继续增加时, 墙体产生转动, 墙体上部向坑内变形, 下部向坑外变形. 墙体变形模式的变化引起钢板桩挡墙土压力在相同高程处的横向分布也产生变化.

### 致谢

感谢日本新日铁住金公司(Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation)的 Nakayama Hiroaki 博士、Taenaka Shinji 博士和 Kato Atsushi 工程师对试验方案和数据分析的有益建议. 清华大学张嘎教授、同济大学马险峰副教授、吴晓峰工程师、孙长安试验技师和曹培工程师对本研究给予了试验指导, 康奇和刘宇泰同学协助完成了离心模型试验.

### 参考文献:

[1] DIBIAGIO E. Field instrumentation — A geotechnical tool[J]. Norwegian Geotechnical Institute Publication, 1977, 115: 29.  
[2] TAN Y, PAIKOWSKY S G. Performance of sheet pile wall in

- peat [J]. *Journal of Geotechnical and Geo-environmental Engineering*, 2008, 134(4): 445.
- [3] NAKAYAMA H, TOSHIHIKO S, NORIYOSHI H, *et al.* Full-scale embankment load test on retaining walls combined with hat-type sheet piles and hat-type sheet piles and hat-type + H-shape sheet piles [C] // *Proceedings of the 5th China-Japan Geotechnical Symposium*. Chengdu: Chengdu University of Technology, 2013: 411-420.
- [4] 刘芳, 张国庆, 蒋明镜, 等. 钢板桩挡墙主动土压力分布的形状效应[J]. *岩土力学*, 2012, 33(S1): 315.  
LIU Fang, ZHANG Guoqing, JIANG Mingjing, *et al.* Impact of sectional shape of steel sheet pile wall on active earth pressure [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2012, 33(S1): 315.
- [5] LIU F, ZHANG G Q, JIANG M J, *et al.* Shape effect on active earth pressure against a sheet pile wall with different displacement modes [C] // *New Frontiers in Engineering Geology and the Environment*. [S. l.]: Springer Berlin Heidelberg, 2013: 245-249.
- [6] TONG Z X, ZHOU S P, ZHENG R H, *et al.* Sectional shape effects of steel sheet pile walls on earth pressure by centrifuge model tests [C] // *Tunneling and Underground Construction*. Shanghai: [s. n.], 2014: 601-609.
- [7] 魏道埭, 胡中雄. 上海浅层地基土的前期固结压力及有关压缩性参数的试验研究[J]. *岩土工程学报*, 1980, 2(4): 13.  
WEI Daoduo, HU Zhongxiong. Experimental study on preconsolidation pressure and compression parameters of shallow soft soil in Shanghai [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1980, 2(4): 13.
- 计[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2012, 40(12): 1888.  
LI Wanli, FENG Wenjie, LI Zhenzhen, *et al.* Dimension design of excitation structure for wire rope nondestructive testing [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2012, 40(12): 1888.
- [14] GELLER L B, ROUSSEAU G. Effect of trapped wire rope debris upon an EM instrument's LMA chart trace: MRL-90-008 [R]. Canada: Canada Centre for Mineral and Energy Technology (CANMET), 1990.
- [15] POFFENROTH D N. Nondestructive testing of mine hoist ropes in the United States of America [C/OL]. [2017-07-02]. <https://pdfs.semanticscholar.org/a28a/baf3cc2b1356eeaca7978657d2a7ee2f102c.pdf>.
- [16] 徐俊, 陈惟珍. 石门大桥拉索病害检测与分析[J]. *钢结构*, 2007, 22(96): 81.  
XU Jun, CHEN Weizhen. Detection and analysis of the cable deteriorations of Shimen bridge [J]. *Steel Construction*, 2007, 22(96): 81.
- [17] 李万莉, 冯文洁, 李珍珍, 等. 钢丝绳缺陷检测励磁结构尺寸设计[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2012, 40(12): 1888.
- [18] SUN Y, KANG Y. A new MFL principle and method based on near-zero background magnetic field [J]. *NDT & E International*, 2010, 43(4): 348.
- [19] HU B, YU R, ZOU H. Magnetic non-destructive testing method for thin-plate aluminum alloys [J]. *NDT and E International*, 2012, 47: 66.
- [20] ZHANG Q, XIN R, JI Y. Corrosion detection for steel wires in bridge cables using magnetic method [C] // *IABSE Conference*. Nara: The International Association for Bridge and Structural Engineering, 2015: 440-441.

(上接第 1333 页)