

不同应力路径下基坑周边粉质黏土力学性状试验研究^①

王利军¹, 刘洋², 何忠明³, 王盘盘³

(1.广州地铁集团有限公司,广东广州 510380; 2.平江县交通局,湖南平江 414000; 3.长沙理工大学 交通运输工程学院,湖南长沙 410114)

摘要: 依托广州地铁琶洲站深基坑项目,采用 FLAC^{3D} 有限元软件对基坑开挖进行数值模拟,基于基坑工程周围土体的应力状态制定不同应力路径剪切试验方案,研究了不同应力路径条件对土体力学性状的影响。结果表明,应力路径可对土体的应力-应变关系、孔隙压力、抗剪强度指标产生较大影响;考虑基坑卸荷应力路径土体的抗剪强度低于常规试验所得土体抗剪强度。

关键词: 基坑开挖; 数值模拟; 应力路径; 三轴试验; 粉质黏土; 土力学性状

中图分类号: TV551

文献标识码: A

doi: 10.3969/j.issn.0253-6099.2023.06.008

文章编号: 0253-6099(2023)06-0034-07

Experimental Study on Mechanical Properties of Surrounding Silty Clay of Foundation Pit with Different Stress Paths

WANG Lijun¹, LIU Yang², HE Zhongming³, WANG Panpan³

(1. Guangzhou Metro Group Co Ltd, Guangzhou 510380, Guangdong, China; 2. Pingjiang County Transportation Bureau, Pingjiang 414000, Hunan, China; 3. School of Traffic and Transportation Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, Hunan, China)

Abstract: Based on a deep foundation pit project for Pazhou Station of Guangzhou Metro, numerical simulation was conducted with FLAC^{3D} finite element software for foundation pit excavation. Shear test schemes with different stress paths were prepared based on the stress state of the surrounding soil of the foundation pit, and the influence of different stress path on the mechanical properties of the soil was also studied. The results indicate that stress path can bring significant impact to the stress-strain relationship, pore pressure, and shear strength indicators of the soil. The shear strength of the soil in consideration of the unloading stress path of the foundation pit is lower than the shear strength obtained from conventional tests.

Key words: foundation pit excavation; numerical simulation; stress path; triaxial test; silty clay; mechanical properties

随着城市建设迅速发展,许多中心城市人口密度急剧增大,城市地表资源有限,促使人们开发地下空间。在地下交通枢纽、大型地下商业综合体等的建设过程中,基坑的开挖深度与面积均大大增加,对基坑工程支护结构的要求不断提高。

基坑工程支护结构的分析计算中需要应用应力-应变关系。已有的研究中,文献[1]通过应力路径试验,指出了竖向应变不仅跟荷载大小有关,也跟荷载的应力路径有关。应力路径的概念被提出后,越来越多的土体特性研究考虑了应力路径的影响^[2-6]。考虑与不考虑应力路径的三轴试验结果明显不同^[7-9]。要探求开挖卸荷对土体变形的影响,就需要建立符合土体

实际应力路径的试验方法,以获得实际应力条件下的土体强度参数,从而指导基坑工程设计与计算。许多研究通过理论分析得到的不同应力路径来进行试验^[10-11],但并没有确定所研究基坑开挖时的实际卸荷路径,所得试验参数难以应用于工程实际。

有研究表明,相同模型下只改变模型参数,土体经历的应力路径大致相同^[12]。据此,本文依托广东省广州市地铁琶洲站深基坑,采用 FLAC^{3D} 有限元软件对基坑的开挖进行数值模拟,分析周围土体应力状态随基坑开挖施工的变化规律,以制定不同应力路径下的试验方案,然后通过试验获得土体的卸荷力学性状及相关参数,为基坑工程的支护和设计提供参考。

① 收稿日期: 2023-06-30

基金项目: 广州地铁集团有限公司科研项目(HT200856);长沙理工大学研究生科研创新项目(CXCLY2022014)

作者简介: 王利军(1971—),男,山西兴县人,高级工程师,主要从事地铁工程建设与管理工作。

1 基坑侧向卸荷路径研究

1.1 基坑概况

广东省广州市琶洲站基坑标准段宽 73.15 m, 基坑总长 526 m, 明挖区间段标准段宽 47.92 m, 车站深 30 m 左右。基坑的围护结构采用连续墙+内支撑形式, 地下连续墙厚 1 000 mm, 支护结构设计如图 1 所示。

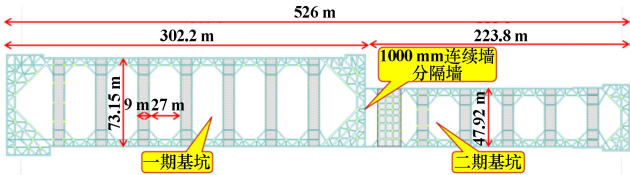


图 1 支护结构平面设计图

在对琶洲站深基坑开挖进行数值模拟分析时, 模型中的土体以及墙体采用 Mohr-Coulomb 本构模型, 相关参数依托现场勘察数据确定, 具体施工工况见表 1。

表 1 基坑开挖简化工况

工况	施工步骤
1	开挖基坑的深度到-2 m, 在-1.5 m 处安装支撑
2	开挖基坑的深度到-10.2 m, 在-9.7 m 处安装支撑
3	开挖基坑的深度到-16.9 m, 在-16.4 m 处安装支撑
4	开挖基坑的深度到-23.9 m, 在-24.4 m 处安装支撑
5	开挖基坑的深度到基地-30 m

1.2 模型的建立

采用 FLAC^{3D} 有限元软件对基坑开挖进行数值模拟。根据建模经验, 基坑开挖影响深度为基坑开挖深度的 2~3 倍, 影响宽度为基坑开挖宽度的 2~4 倍。模型大小为 730 m×240 m×100 m, 划分网格后的模型如图 2 所示。内支撑采用梁单元模拟。模型底面约束全位移, 4 个侧面约束法向位移, 上表面为自由边界。

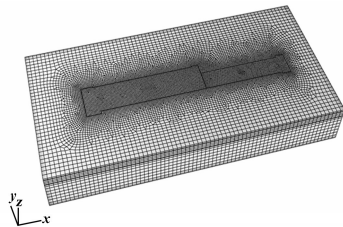


图 2 网格模型

试验所用土样取自该基坑工程现场的粉质黏土。土样天然含水率 24.9%, 密度 1.98 g/cm³, 呈红褐色。

粉质黏土层埋深在地表下 5~15 m, 是该基坑开挖的主要土层之一, 隧道也处于该土层。研究该土层的力学性状对基坑开挖的影响具有代表性。

对于基坑开挖后侧向土体的卸荷, 大部分学者认为垂直方向不产生卸荷, 水平方向产生卸荷^[8]。但基坑侧向土体的卸荷路径变化与时空有关, 本文依托基坑开挖施工模拟, 对基坑土体的侧向卸荷应力路径进行研究。

取 A、B、C、D、E、F 共 6 个单元点为坑侧的分析点。单元点在粉质黏土层中, A 单元点距离基坑西侧地下连续墙 0.5 m, 深度为开挖面以下 15 m, 位于基坑水平中轴线上, 其他 5 个点朝隧道方向每隔 3 m 取一个单元点, 具体位置如图 3 所示。按照表 1 所示工况进行开挖, 每 10 步记录一次单元点的坐标以及应力。

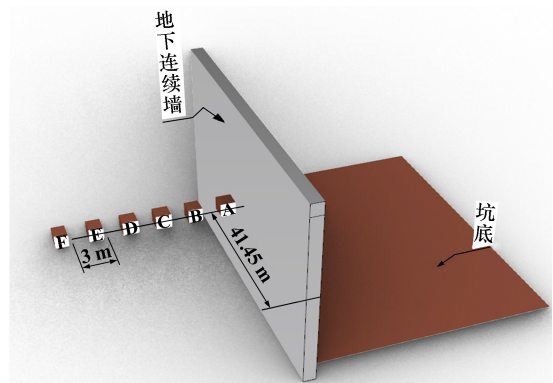


图 3 坑外单元点位置详图

1.3 坑侧土体的卸荷路径分析

在对基坑数值模拟时, 记录了 A、B、C、D、E、F 单元点沿 x 、 y 、 z 轴方向的位移以及 A、B、C 单元点的应力情况, 结果如图 4~6 所示。

由图 4(c) 发现, 6 个单元点沿 y 轴方向位移较小, 相比轴向位移以及沿 x 轴方向位移来说, 其位移是微乎其微的。将 6 个单元点的卸荷路径简化成二维平面来分析(见图 4(d)), 可以看出, 单元点的路径伴随着基坑工况的施工不断发生改变。

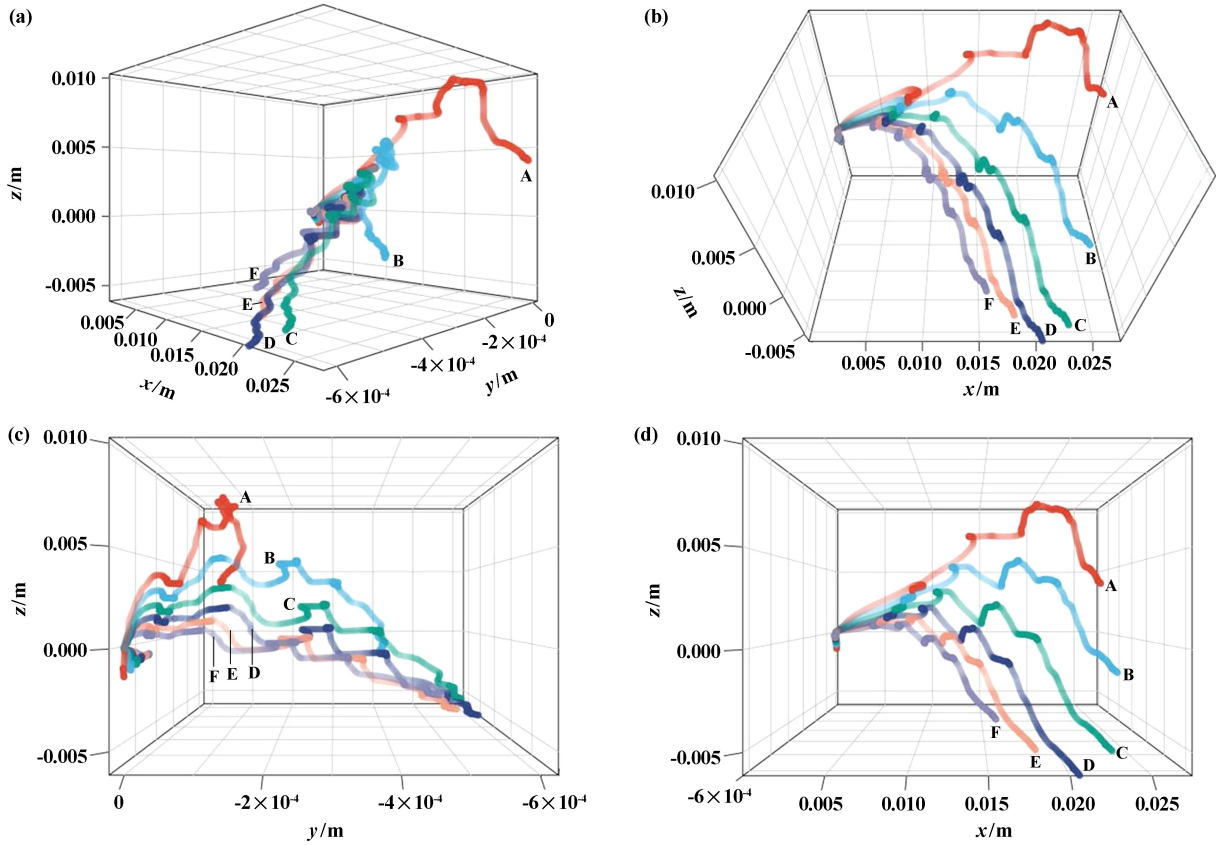
由图 5 可知, 基坑开挖后, 其侧向应力不断卸荷, 但工况 1 与工况 2 受到地下连续墙的支持作用, 侧向卸荷减弱。

观察工况 1 与工况 2 发现, 单元点位于基坑开挖面以下时, 距离基坑地下连续墙越近的单元点水平应力变化越大, 位移也越大, 单元点 A 水平位移达到了 18 mm, 垂直方向位移达到了 7.6 mm。说明距离基坑越近的土体在基坑卸荷时, 在轴向和侧向均发生了卸荷; 距离基坑越远, 其轴向卸荷越小。观察工况 2 和工况 3 发现, 单元点与开挖面相近时, 6 个点均存在短暂的轴向不卸荷状态, 并且只朝 x 方向产生位移, 说明此时只有水平方向卸荷; 观察工况 3、工况 4 与工况 5 发

现,当单元点位于基坑开挖面以上时,能明显地看出水平位移增量在缓慢减少,说明此时的侧向卸荷量在减小;但轴向卸荷量增加,单元点C竖向位移降低了7.5 mm,此时沉降量达到最大值,轴向卸荷量也达到最大。

结合图5和图6可以发现,伴随基坑工程的开挖,位于基坑工程中部土体所经历的卸荷路径包括:侧向

卸荷,轴向卸荷+侧向卸荷,轴向增荷减弱+侧向卸荷,轴向不变+侧向卸荷,轴向卸荷+侧向卸荷,轴向卸荷增强。由图6不难发现,大部分时间轴向和侧向都处于卸载状态,离基坑越远的地方,轴向卸荷量越少,可看成远处只有侧向卸荷,而近处土体的轴向卸荷量小于侧向卸荷量,卸荷量的比值约为1:3。



(a) 立体位移图; (b) 俯视位移图; (c) y - z 平面位移图; (d) x - z 平面位移图

图4 单元点位移路径图

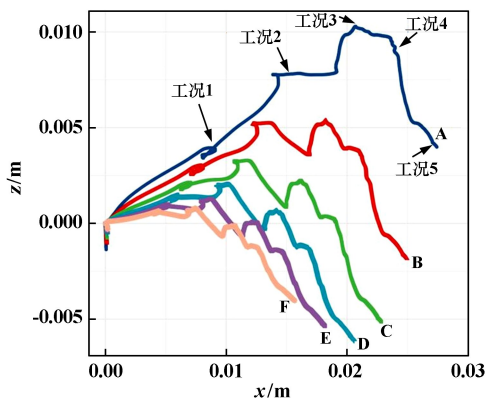
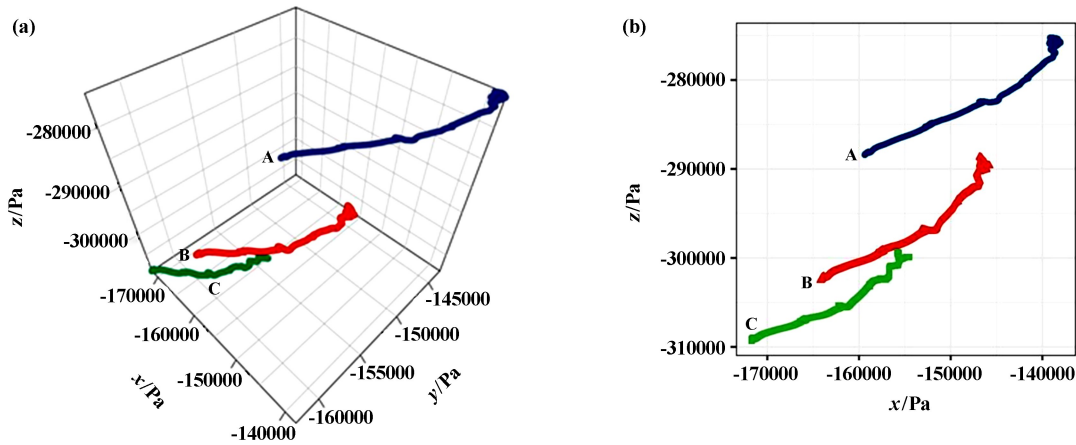


图5 平面位移图

1.4 试验方案的制定

结合以上分析,确定6种不同应力路径试验方案如表2所示。第1组试验为常规三轴压缩试验,该试

验方法是常规勘探采用的强度试验。第2组试验为 k_0 固结不排水剪切试验,该过程模拟的是基坑未开挖时的真实应力状态。第3组试验为 k_0 固结侧向卸荷试验,该试验模拟的是土体抵抗侧向破坏的能力。第4组试验为 k_0 固结轴侧双向卸荷试验,该试验模拟的是土体抵抗轴侧双向卸荷的能力。第5组试验为 k_0 固结侧向卸荷剪切试验,该试验的应力路径是基于前文研究的真实卸荷路径,模拟的是距离基坑较远的土体,可对比研究侧向卸荷与不卸荷土体在同种剪切方式下的力学性状。第6组试验为 k_0 固结轴侧双向卸荷剪切试验,该试验的应力路径是基于前文研究的真实卸荷路径,模拟的是距离基坑较近的土体,可对比研究轴侧双向卸荷与不卸荷土体在同种剪切方式下的力学性状。



(a) 立体应力图; (b) x-z 平面应力图
图 6 A、B、C 点受力情况

表 2 试验方案

试验编号	试验类型	固结方式	剪切过程	卸载速率及轴向剪切速率
1	常规三轴压缩试验	$\sigma_1 = 50/100/150/200$ kPa $\sigma_3 = 50/100/150/200$ kPa	$\Delta\sigma_1 > 0, \Delta\sigma_3 = 0$	轴向剪切 0.1%/min
2	k_0 固结不排水剪切试验	$\sigma_1 = 167/250/333$ kPa $\sigma_3 = 100/150/200$ kPa	$\Delta\sigma_1 > 0, \Delta\sigma_3 = 0$	轴向剪切 0.1%/min
3	k_0 固结侧向卸荷试验	$\sigma_1 = 333/500/666$ kPa $\sigma_3 = 200/300/400$ kPa	$\Delta\sigma_1 = 0, \Delta\sigma_3 < 0$	侧向卸载 0.3 kPa/min 卸荷直至破坏
4	k_0 固结轴侧双向卸荷试验	$\sigma_1 = 333/500/666$ kPa $\sigma_3 = 200/300/400$ kPa	$\Delta\sigma_1 < 0, \Delta\sigma_3 < 0$ $\Delta\sigma_1 : \Delta\sigma_3 = 1 : 3, 0.3$ kPa/min	直至试样破坏
5	k_0 固结侧向卸荷剪切试验	$\sigma_1 = 167/250/333$ kPa $\sigma_3 = 100/150/200$ kPa	$\Delta\sigma_1 = 0, \Delta\sigma_3 < 0$ 侧向卸载 0.3 kPa/min, 目标值: 围压的 70%	先恢复到原来固结压力, 然后进行轴向剪切 0.1%/min
6	k_0 固结轴侧双向卸荷剪切试验	$\sigma_1 = 167/250/333$ kPa $\sigma_3 = 100/150/200$ kPa	$\Delta\sigma_1 < 0, \Delta\sigma_3 < 0, \Delta\sigma_1 : \Delta\sigma_3 = 1 : 3$ 侧向卸载 0.3 kPa/min, 目标值: 围压的 70%	先恢复到原来固结压力, 然后进行轴向剪切 0.1%/min

2 试验结果分析及讨论

使用 GDS 应力路径三轴仪,按照制定的试验方案对土样进行不同应力路径的三轴试验,并使用配套的 GDSLAB 软件记录数据,分析不同应力路径对土体变形特性、孔隙压力及强度的影响。

2.1 应力-应变关系曲线分析

土的应力-应变关系曲线反映土样在剪切破坏过程中的变化发展性状,对 6 种试验结果整理绘制应力-应变($\sigma_1 - \sigma_3$) ~ ε_1 关系曲线如图 7 所示。

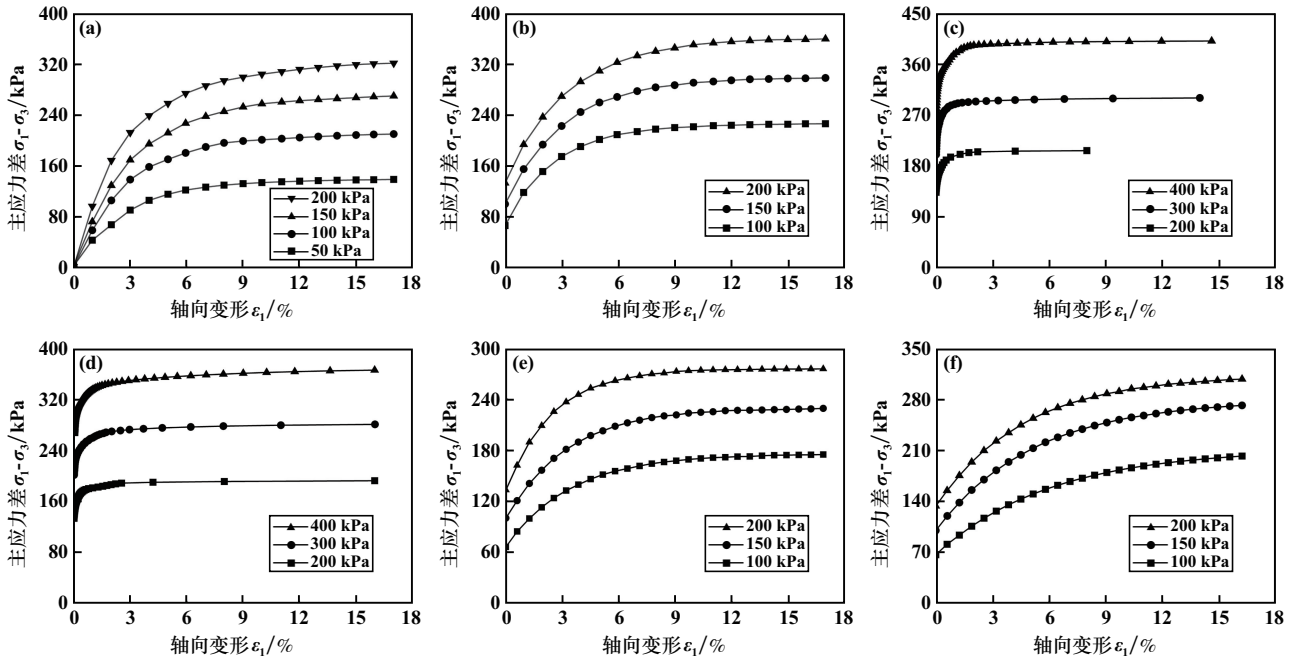
分析图 7 可知,6 组试验的应力-应变关系曲线呈现出应变硬化的状态,都接近于双曲线。对于同一类型土样,随着围压增大,试样破坏偏应力越大。应变较小时,偏应力增加显著;当应力、应变超过某一数值后,偏应力增长不显著。土体的破坏偏应力受前期固结应力的影响较大。等压固结试验的破坏偏应力略小于 k_0 固结试验。在相同剪切方式下,土体若在剪切前进行了卸荷,土体的破坏偏应力明显小于不卸荷直接剪

切的试验;经过轴侧向卸荷再进行剪切试验的土体破坏偏应力比常规三轴压缩试验的破坏偏应力平均降低约 31.5%;经过侧向卸荷再进行剪切试验的破坏偏应力较常规三轴压缩试验的破坏偏应力平均降低约 22.8%。这表明,基坑开挖后,即使进行了基坑支护,土体依旧产生了卸荷,并且将导致土体抗剪强度减弱,势必会降低基坑工程的稳定性。

2.2 孔隙压力-应变关系曲线分析

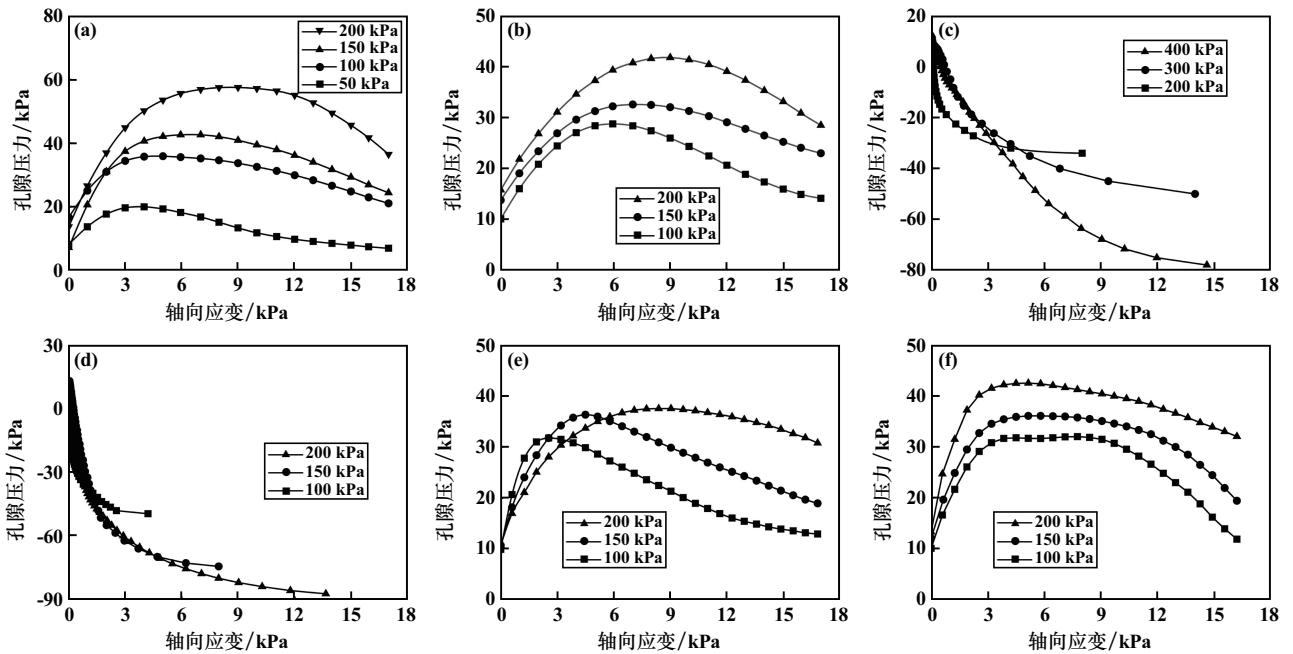
试验过程中,GDSLAB 自动采集了孔隙压力随土样轴向应变发展的关系,不同应力路径试验的孔隙压力-应变关系曲线如图 8 所示。

试验过程中,在进行固结时设置了 10 kPa 的反压。由第 3 组和第 4 组试验结果可以发现,卸荷达到破坏时的孔隙压力随轴向应变增加不断减小,表现为剪胀性;而第 1 组试验、第 2 组试验、第 5 组试验与第 6 组试验通过轴向剪切达到破坏条件的孔隙压力都在剪切过程中随轴向变形而不断变化,在轴向应变达到一定程度后,开始降低。在轴向剪切时不排水,因而产生



(a) 试验 1; (b) 试验 2; (c) 试验 3; (d) 试验 4; (e) 试验 5; (f) 试验 6

图 7 不同应力路径下的 $(\sigma_1 - \sigma_3) \sim \varepsilon_1$ 关系曲线



(a) 试验 1; (b) 试验 2; (c) 试验 3; (d) 试验 4; (e) 试验 5; (f) 试验 6

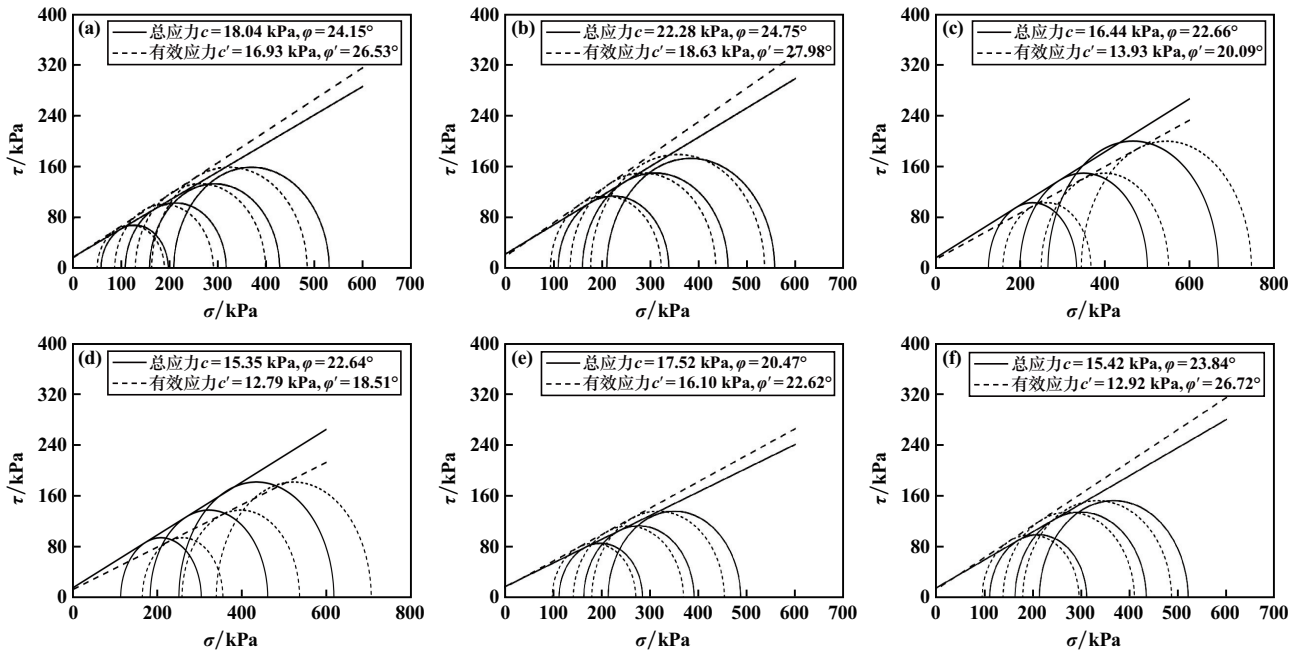
图 8 不同应力路径下的孔隙压力变化曲线

了孔隙压力,但随着轴向荷载增加,孔隙压力亦不断增加,表现为压缩性。当土样产生一定的压缩变形后,由于土体内部的膨胀,孔隙压力有所降低,表现为剪胀性。

2.3 抗剪强度对比分析

通过对同一土体进行不同应力路径的三轴剪切试验,以试验中主应力差的最大值作为破坏条件,没有最

大值时,以轴向应变达到 15% 作为破坏条件,试验破坏时的 $(\sigma_1 - \sigma_3)/2$ 作为莫尔圆的半径, $(\sigma_1 + \sigma_3)/2$ 作为莫尔圆的圆心横坐标,并以法向应力为横坐标,剪应力为纵坐标,在 $\tau \sim \sigma$ 应力平面上绘制强度包线,如图 9 所示。对 6 组试验结果整理,分别得出了土体经过了不同应力路径的抗剪强度指标,强度包线的斜率为内摩擦角 φ ,与竖轴的截距为黏聚力 c 。



(a) 试验 1; (b) 试验 2; (c) 试验 3; (d) 试验 4; (e) 试验 5; (f) 试验 6

图 9 不同应力路径下的抗剪强度包络线图

对图 9 进行整理, 6 组试验在不同应力路径下的总应力强度指标与有效应力强度指标如表 3 所示。

表 3 不同应力路径下的抗剪强度指标

编号	总应力强度指标		有效应力强度指标	
	c/kPa	$\varphi/(\text{°})$	c'/kPa	$\varphi'/(\text{°})$
1	18.04	24.15	16.93	26.53
2	22.28	24.75	18.63	27.98
3	16.44	22.66	13.93	20.09
4	15.35	22.64	12.79	18.51
5	17.52	20.47	16.10	22.62
6	15.42	23.84	12.92	26.72

从表 3 可以得到以下结论:

1) 对比不同剪切方式可知, 使用轴向剪切的 4 组试验 1、2、5、6 测出来的抗剪强度比使用卸荷剪切的两组试验 3、4 要高, 这说明土体卸荷抗剪强度要低于土体轴向抗剪强度。

2) 对比常规三轴试验与 k_0 固结剪切试验的抗剪强度指标, k_0 固结后抗剪强度较高是因为 k_0 固结较常规固结多了部分轴向剪切, 试件剪切前就产生了一定的轴向位移。在 k_0 固结时, 侧向位移不变, 所以此时试件中颗粒与颗粒的间距不断减小, 密度不断增大, 抵抗破坏的能力不断增强, 颗粒内摩擦角与黏聚力不断提高, 所以进行 k_0 固结后, 土的抗剪强度提高。

3) 对比 k_0 固结侧向卸荷试验与 k_0 固结轴侧双向卸荷试验, 第 3 组试验的抗剪强度略微大于第 4 组试

验的抗剪强度, 土体抵抗侧向卸荷的能力比抵抗轴侧双向卸荷的能力强。

4) 对比第 1、2 与第 5、6 组试验, 这两组试验分别模拟的是未卸荷进行剪切与卸荷后进行剪切的抗剪强度。在总应力强度指标中摩擦角相差不大, 但黏聚力下降许多, 土体若在剪切前进行了侧向卸荷, 土体的黏聚力下降了 21%, 土体若在剪切前进行了轴侧双向卸荷, 土体的黏聚力下降了 31%。在有效应力强度指标中, 土体若在剪切前进行了侧向卸荷, 土体的有效黏聚力下降了 13.6%, 有效内摩擦角下降了 19.1%, 土体若在剪切前进行了轴侧双向卸荷, 土体的有效黏聚力下降 30.6%, 有效摩擦角下降了 31%。根据饱和土抗剪强度公式 $\tau = \sigma \tan \varphi + c$, 土体在进行部分卸荷后, 其轴向抗剪强度会被明显削弱。因此, 基坑开挖施工对周围土体产生卸荷影响后, 可削弱土体的轴向抗剪切能力, 在基坑支护设计和稳定性验算时应考虑这一影响。

3 结 论

1) 在基坑开挖卸荷时, 基坑侧向土体的应力并不是一直不变的, 大部分都处于轴向和竖向卸载状态, 离基坑越远的地方, 轴向卸荷量越少, 可看成远处只有侧向卸荷, 近处土体的轴向卸荷量小于侧向卸荷量, 轴向和侧向卸荷量的比值约 1:3。

2) 不同应力路径试验的应力-应变关系曲线都具有明显的非线性特征, 呈现出应变硬化的状态。土体

破坏时偏应力的影响较大,等压固结后的破坏偏应力略小于 k_0 固结。经过卸荷作用后再进行轴向剪切的土体破坏偏应力比常规三轴压缩试验的小。土体在卸荷剪切作用下表现出在较小的应变条件下即可产生较大的偏应力,且破坏偏应力小于通过轴向剪力测得的破坏偏应力。这表明,基坑开挖后,将导致基坑侧向土体抗剪强度的削弱。

3) 不同应力路径下的孔隙压力变化明显不同,通过卸荷剪切达到破坏条件的孔隙压力不断减小,为负值,表现为剪胀性;其他通过轴向加载达到破坏条件的孔隙压力在加载前期随着轴向应变增加逐渐增大,在轴向应变达到一定程度后开始不断降低,既表现出压缩性又表现出剪胀性。

4) k_0 固结后抗剪强度指标较高。土体若在剪切前进行了侧向卸荷,土体较未进行卸荷的黏聚力下降了21%,内摩擦角变化不大,有效黏聚力下降了13.6%,有效内摩擦角下降了19.1%;土体若在剪切前进行了轴侧双向卸荷,较未进行卸荷的黏聚力下降了31%,内摩擦角变化不大,有效黏聚力下降了30.6%,有效摩擦角下降了31%,这说明土体进行卸荷后,其抗剪强度将被削弱。土体经过卸荷测得的抗剪强度低于土体轴向加压测得的抗剪强度。

参考文献:

- [1] Lambe T W. Stress path method[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Div, 1967,93(118):1195-1217.

(上接第33页)

3) 富水条件下隧道施工过程中,长台阶法产生位移较大,但由于上台阶超前开挖循环较长,应力释放较为充分,拱顶及拱底应力值较小,拱腰侧应力值较大,产生塑性区体积较小;短台阶法施工位移较小,侧向应力也相对较小,但拱顶处应力较大,塑性区体积也较大;微台阶法施工隧道附近位移最小,但侧向应力较大,在侧向应力集中区域产生了较大剪切破坏区域。综合多方面因素分析,微台阶法最适于富水条件下隧道施工,其次为长台阶法,短台阶法施工效果较差。

参考文献:

- [1] 马殿军. 高地应力富水区千枚岩隧道变形控制[J]. 中国铁路, 2022(6):36-42.
 [2] 贾方毅,彭小雨,张晓涛. 砂卵石地层联络通道冻结法施工扰动分析[J]. 交通节能与环保, 2022,18(3):152-160.
 [3] 万波. 大直径泥水盾构隧道施工现状及重难点思考与讨论[J]. 广东土木与建筑, 2022,29(6):92-99.
 [4] 辉龙贵,刘东坤,刘浩杰,等. 板岩隧道中不同地质体的地质雷达

- [2] SHEN M, ZHOU Z, ZHANG S. Effect of stress path on mechanical behaviours of frozen subgrade soil[J]. Road Materials and Pavement Design, 2022,23(5):1061-1090.
 [3] ZHANG Y G, ZHANG K Y, LI W L, et al. Unloading triaxial experimental study on stress path of excavated soil slope[J]. Advanced Materials Research, 2011,243-249:2797-2801.
 [4] HUANG W, WEN K, LI D, et al. Experiment study of lateral unloading stress path and excess pore water pressure on creep behavior of soft soil[J]. Advances in Civil Engineering, 2019:9898031.
 [5] Saberi M, Annan C D, Konrad J M. A unified constitutive model for simulating stress-path dependency of sandy and gravelly soil-structure interfaces[J]. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2018, 102:1-13.
 [6] 曾国熙,潘秋元,胡一峰. 软粘土地基基坑开挖性状的研究[J]. 岩土工程学报, 1988(3):13-22.
 [7] 胡雪源. 考虑土体卸荷力学性状的悦佳大厦基坑变形特性分析[D]. 郑州:河南理工大学, 2018.
 [8] 盛志强,滕延京,李平. 基坑支护结构设计若干问题探讨[J]. 岩土工程学报, 2021,43(1):94-101.
 [9] 何世秀,朱志政,杨雪强. 基坑土体侧向卸荷真三轴试验研究[J]. 岩土力学, 2005(6):869-872.
 [10] 何世秀,吴刚刚,朱志政,等. 深基坑支护设计影响因素的有限元分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005(增刊2):5478-5484.
 [11] 陈勇超,何忠明,王利军,等. 复杂环境下超大深基坑开挖变形演化规律研究[J]. 矿冶工程, 2020,40(2):33-36.
 [12] 李娜. 加卸载应力路径下加筋红黏土蠕变特性研究[D]. 长沙:湖南大学, 2021.

引用本文: 王利军,刘洋,何忠明,等. 不同应力路径下基坑周边粉质黏土力学性状试验研究[J]. 矿冶工程, 2023,43(6):34-40.

- 图像特征[J]. 无损检测, 2022,44(6):32-35.
 [5] 刘德斌. 富水软土地区盾构施工对邻近建筑物的影响及控制措施[J]. 施工技术(中英文), 2022,51(11):127-130.
 [6] 张鹏,李振兴,骆伟,等. 岩溶台地高压富水特长隧道勘察的精细化探索[J]. 科学技术与工程, 2022,22(16):6408-6420.
 [7] 陈兆,王海林,蒋源. 浅埋连拱隧道施工动态响应特征研究[J]. 矿冶工程, 2022,42(4):17-21.
 [8] 桂铭,沙策,刘霖. 基于数值分析的回填型岩溶隧道施工技术研究[J]. 矿冶工程, 2018,38(3):20-25.
 [9] 齐延海,李术才,李召峰,等. 全风化花岗岩富水地层注浆治理研究与应用[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2019,50(3):694-703.
 [10] 王健华,李术才,李利平,等. 富水岩层隧道区域涌水量预测方法及工程应用[J]. 人民长江, 2016,47(14):40-45.
 [11] 贾党育. 隧道爆破开挖对洞口段边坡稳定性影响的数值分析[J]. 矿冶工程, 2017,37(1):25-28.
 [12] 王星华,汤国璋,江亦元,等. 多年冻土隧道开挖稳定性分析[J]. 矿冶工程, 2006(3):12-14.

引用本文: 鲁军纪,程鑫,闫小兵,等. 台阶法施工时台阶长度对富水隧道稳定性影响研究[J]. 矿冶工程, 2023,43(6):29-33.