

超静孔隙水压作用下软土卸荷模量研究

李俊杰^{1a}, 黄 伟^{1a,b}, 刘东燕^{1a}, 周海鹰², 牟亚清^{1a}, 吴旭恒^{1a}, 周钰倪^{1a}

(1. 重庆科技学院 a. 建筑工程学院;b. 能源工程力学与防灾减灾重庆市重点实验室, 重庆 401331;
2. 中冶赛迪工程技术股份有限公司, 重庆 401331)

摘要:软土的卸荷模量是基坑设计和数值分析的重要参数,然而现阶段富水软土地区的基坑开挖和设计均忽视了超静孔隙水压和卸荷比对软土卸荷模量的影响,导致基坑工程的数值分析结果与实际工程存在偏差。以深圳淤泥质软土为研究对象,利用 TSZ 全自动应力控制式三轴仪,开展一系列 K_0 固结不排水三轴卸荷试验研究,求得不同超静孔隙水压和卸荷比条件下软土卸荷模量计算公式。研究结果表明,初始卸荷模量随固结固压增大而增大,超静孔隙水压对软土的卸荷模量具有削弱作用;以邓肯一张计算模型为基础,在考虑卸荷应力路径和超静孔隙水压对卸荷模量的影响下,推导出考虑卸荷应力路径的切线变形模量 E_t 和考虑超静孔隙水压的切线变形模量 E_{tu} 表达式;推导的软土卸荷模量公式对基坑的数值分析具有一定的实用价值。

关键词:软土;卸荷模量;卸荷比;超静孔隙水压

中图分类号:TU447 **文献标志码:**A **文章编号:**1671-1807(2021)01-0196-08

软土是一种高含水率、高压缩性和低强度的区域性特殊土,广泛地分布在北欧、北美和中国等人口密集、经济发达的沿海地区^[1]。随着经济和城市建设的发展,以上地区大规模地进行软土基坑开挖。软土的卸荷模量是基坑数值分析的重要参数,但是目前对于软土的卸荷模量研究还不够深入,尤其是忽视卸荷比和超静孔隙水压对软土卸荷模量的影响,这使得基坑数值分析的结果与实际工程有较大差异^[2]。因此,开展考虑卸荷比和超静孔隙水压下的软土卸荷试验对软土基坑的数值分析至关重要,得到的软土卸荷模量参数可以使基坑数值分析结果更可靠、准确。

自 Lambe^[3] 提出应力路径概念以来,中外许多学者纷纷对基坑工程的不同应力路径开展了试验研究。但其研究主要集中在加荷应力路径下的软土力学特性上,这导致加荷应力路径下得到的土体模量参数被广泛应用于卸荷工程的设计计算中,而卸荷应力路径与加荷应力路径有显著不同^[4]。比如,张子新等^[5]在对近距开挖卸荷引起的高架桥墩响应进行研究时发现,监测结果与数值计算结果有较大差别,使用加荷应力路径得到的强度参数进行数值计算时无法较好地模拟卸荷工程中桥墩的

水平面位移。为在基坑数值分析时使用合适的土体模量参数,学者们开展了不同应力路径下的软土卸荷试验,并在前人的计算模型基础上推导了软土的应力—应变关系模型,得到一系列软土卸荷模量参数^[6-7]。刘国彬等^[8]通过对上海地区软土进行不同卸荷应力路径试验,并对不同卸荷应力路径下得到的偏应力—应变曲线做归一化处理,发现初始卸荷模量与应力路径有关。宰金珉等^[9]对南京地区原状黏性土进行侧向卸荷试验,结果表明黏土加/卸荷应力路径下的破坏强度参数基本一致,但其卸荷路径下的初始卸荷模量较大。以上研究表明,软土的卸荷模量与应力路径密切相关,但前人的研究多是建立在直接剪切上,对于土体不同应力路径下的三维应力状态研究不够深入。

同时,在中国深圳、上海等富水软土地区,基坑开挖过程中会对土体造成扰动,引起较大的超静孔隙水压。Pride 等^[10]通过数值分析的手段,分别从细观流动和微观流动分析了孔隙水流动对土体性质和渗透性的影响。Ladanyi^[11]运用小孔扩张理论研究了饱和黏性土中超静孔隙水压力和桩承载力的问题。武军等^[12]提出超静孔隙水压使开挖局部液化的可能性大增,可能会引起开挖面失稳。以上研究表明,超静孔

收稿日期:2020-08-20

基金项目:国家自然科学基金项目(51908097);重庆市自然科学基金面上项目(cstc2019jcyj-msxmX0258);重庆市建设科技计划项目。

作者简介:李俊杰(1995—),男,重庆人,重庆科技学院,硕士研究生,研究方向:软土力学;通信作者:黄伟(1984—),男,重庆科技学院建筑工程学院,讲师,博士,研究方向:软土力学,微生物岩土。

隙水压的存在对软土的卸荷模量具有显著的弱化作用,严重时甚至造成流变灾害^[13]。但目前对饱和黏性土的研究还处于探索阶段,室内试验设计时并未充分考虑超静孔隙水压对软土的弱化作用^[14],这种忽视超静孔隙水压对软土弱化影响的试验方法,对研究软土卸荷模量具有很大的阻碍作用。

根据以上分析,软土的卸荷模量与软土应力路径和超静孔隙水压均有关。但前人对软土在不同卸荷比和超静孔隙水压下的卸荷模量研究还不够深入,基坑数值分析计算的结果与实际工程具有较大偏差。因此,现以深圳淤泥质软土为研究对象,通过一系列 K_0 固结条件下三轴固结不排水卸荷试验,利用试验和理论研究相结合的方法,以期得到卸荷比和超静孔隙水压对软土卸荷模量(本文相应卸荷应力路径下获得的模量为轴向卸荷变形模量,简称卸荷模量)的影响,为软土基坑数值分析提供有益的力学参数。

1 试验设备与方法

1.1 试验设备与土样

试验设备采用 TSZ-2S 全自动三轴试验仪

(图 1),通过控制应力来完成常规三轴卸荷试验。试验土样采用深圳某大型基坑地表下 10.5 m 处的淤泥,通过现场取样原状土测得其天然状态下的物理力学指标(表 1),室内试验以干密度为期望值,反复搅拌至均匀,制成高度 80.0 mm、直径 39.1 mm 的重塑土样。

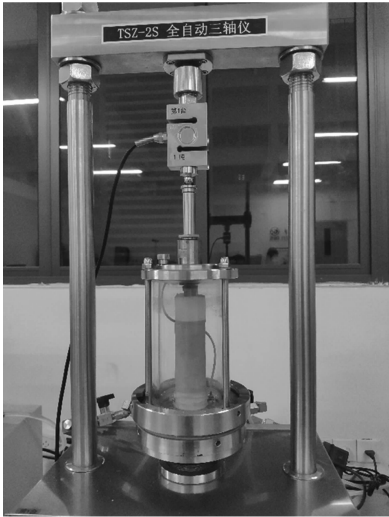


图 1 TSZ 全自动应力控制式三轴仪

表 1 软土基本物理指标^[1]

$\rho(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$w/\%$	G_s	e	$w_{L/\%}$	$w_{p/\%}$	I_p	c/kPa	$\varphi/(\text{^\circ})$
1.82	39.6	2.73	1.094	41.5	25.2	16.3	19.9	28

1.2 卸荷比与应力路径

基坑开挖与一般堆填加载条件下的岩土工程有很大不同,本研究根据基坑开挖实际施工过程中土体的应力路径,为室内试验抽象出几种等应力比应力路径,包括 AB(I 区)代表的水平应力不断减小,竖向应力基本不变;AC(II 区)代表的随着土体开挖竖向应力不断减小,水平应力保持不变;AD(III 区)代表的竖向和水平应力均减小,如图 2 所示。本研究分别选取 AB 和 AD 路径中的一条应力路径来研究软土的侧向卸荷,以卸荷比 R 来代替实际工程中卸荷开挖应力状态的应力路径,用 UUR 代表,其中 UU 表示竖向和水平卸荷, R 表示竖向与水平卸荷的比值。例如 $UU0.5$ 表示竖向与水平应力同时卸荷,卸荷比 $R=\Delta\sigma_1/\Delta\sigma_3=0.5$ 。

1.3 试验步骤

1) 试验饱和。将重塑土样装入 TSZ 全自动应力控制式三轴仪后,通过仪器的反压系统进行饱和。首先关闭三轴仪的孔压和反压阀门并为其施

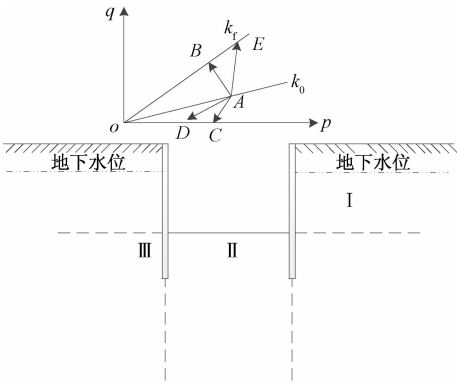


图 2 软土地下空间开挖示意图

加 20 kPa 的围压,直至孔压不再发生变化。接着保持围压比反压大 20 kPa,同时每级同步施加围压增量和反压增量,增量设置为 30 kPa。在此期间均以孔压不再变化为截至点,同时计算每级引起的孔隙水压增量,计算 Skempton's B-value。根据试验经验,一般围压增至 110 kPa,反压增至 90 kPa 时,其 Skempton's B=0.95 或以上,则认为土体达到饱和

状态。

2)试样固结。本次试验采用 K_0 固结,用以模拟土样的初始应力状态。初始固结时的围压分为 100 kPa、200 kPa 和 300 kPa,其中 $K_0=0.53$,因此最终固结完成时的轴向压力为别为 189 kPa、377 kPa和 566 kPa。

3)施加超静孔隙水压 u 。在 K_0 固结完成之后,关闭孔压下阀门,开打反压上阀门,并通过反压系统为土体施加超静孔隙水压力(图 3),超静孔隙水压分为 20 kPa、40 kPa 和 60 kPa。设置一组对比试验, K_0 固结后直接关闭孔压阀门,此时超静孔隙水压为 0 kPa。

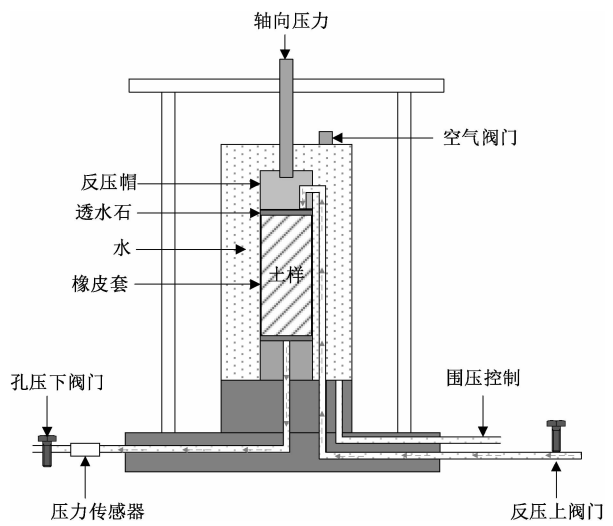


图 3 超静孔隙水压施压示意图

4)卸荷强度试验。针对某一超静孔隙水压的土样,分别沿着 $UU0.0$ 、 $UU0.5$ 卸荷应力路径进行水平应力和竖向应力的卸荷试验,具体卸荷应力路径试验方案如表 2 所示。

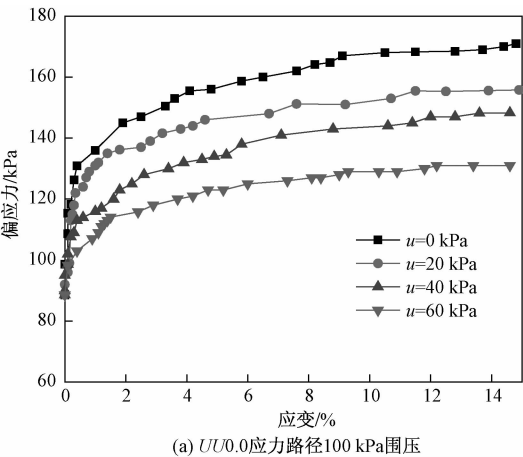


表 2 应力路径加载方案				
卸荷应力路径	固结围压 σ_3 /kPa	偏应力 $\sigma_1 - \sigma_3$ /kPa	超静孔隙水压 u /kPa	卸荷过程
UU0.0	100	89	0,20,40,60	$R = \Delta\sigma_1 / \Delta\sigma_3 = 0.0$
	200	177	0,20,40,60	σ_1 保持不变
	300	266	0,20,40,60	σ_3 减小
UU0.5	100	89	0,20,40,60	$R = \Delta\sigma_1 / \Delta\sigma_3 = 0.5$
	200	177	0,20,40,60	σ_1 和 σ_3 均减小
	300	266	0,20,40,60	

5)数据采集。试验过程中记录三轴仪的围压、轴压、轴向变形和超静孔隙水压的变化,以土体轴向应变达到 15%或轴压卸载到零为试验结束条件。

2 试验成果及分析

2.1 应力—应变规律及强度特性

图 4 为不同卸荷比和超静孔隙水压作用下土体的偏应力—应变关系曲线,图 5 是 $UU0.5$ 试验的总应力强度包络线,试验的总应力强度指标如表 3 所示。

根据图 4 可知,随着固结围压的增加,土体的起始坡度变大,其卸荷强度明显增大。在固结围压相同的情况下,随着超静孔隙水压的增大,软土的卸荷强度始终降低。试验结果表明,卸载产生的压缩变形在经过短暂的初始阶段后表现出明显的非线性关系,且呈应变硬化状态,这与刘国彬^[8]的研究结果有所不同。究其原因可能是因为本文采用的是 K_0 固结不排水试验,而文献^[8]采用的是等压固结排水试验。相对于等压固结, K_0 固结的轴向压力大于围压,土体的固结程度大于等压固结的固结程度。同时,不排水试验在大变形时土体内部未消散的超静孔隙水反而为土体承担了部分轴压,导致曲线呈现出应变硬化现象。

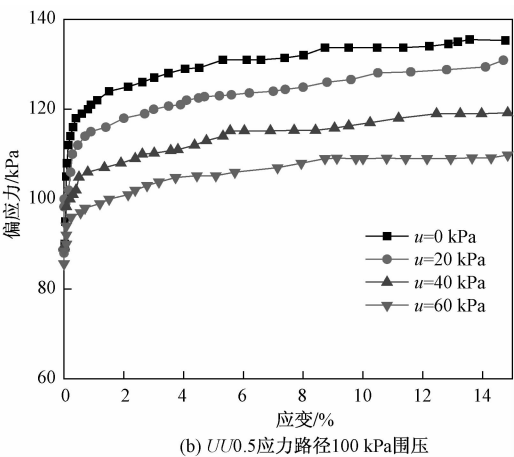


图 4 应力—应变关系曲线

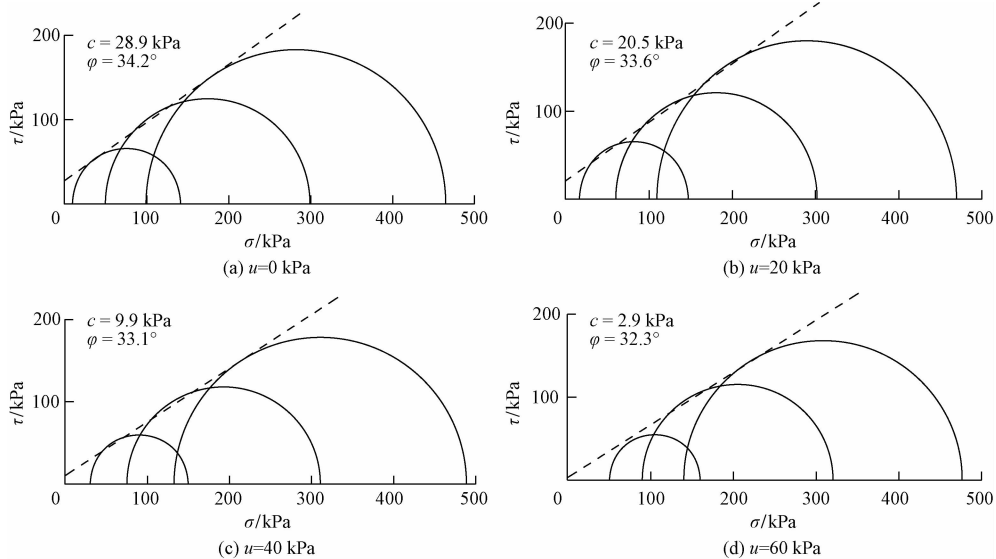


图 5 UU0.5 试验强度参数

表 3 不同卸荷比下的强度参数^[15]

超静孔隙 水压/kPa	UU0.0		UU0.5	
	c/kPa	φ/(°)	c/kPa	φ/(°)
0	33.6	33.2	28.9	34.2
20	21.4	33.0	20.5	33.6
40	11.6	31.5	9.9	33.1
60	4.0	30.8	2.9	32.3

从图 5 和表 3 可知,随着超静孔隙水压的增大,软土的总应力强度指标均减小,但总体上超静孔隙水压对软土粘聚力的弱化程度明显大于内摩擦角,这与庄心善等^[16]的研究结果一致。产生这一现象的原因是试验开始前施加了不同程度的超静孔隙水压力,随着超静孔隙水压的增加,土体内部颗粒之间的相互粘结作用得到显著的削弱。

2.2 考虑应力路径的切线变形模量

Kondner^[17]在 1963 年提出可以采用如下双曲线函数来表示黏性土的固结不排水应力—应变关系:

$$\frac{\epsilon_1}{\sigma_1 - \sigma_3} = a + b\epsilon_1 \tag{1}$$

式中, a 、 b 分别表示所拟合直线的截距与斜率,其中 a 为曲线的初始切线斜率的倒数,即 $a = 1/E_i$, 其中 E_i 表示软土的初始卸荷模量。

以应力路径 UU0.5 为研究对象,考虑初始卸荷模量 E_i 与初始固结围压 σ_3 间的关系,绘制 $\lg(E_i/p_a) - \lg(\sigma_3/p_a)$ 的关系曲线图,二者近似呈直线关系,如图 6 所示,其中 p_a 为大气压 ($p_a = 101.4$ kPa)。

令直线的截距为 $\lg K$,斜率为 n ,于是有

$$E_i = K p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \tag{2}$$

根据式(2),当 $\epsilon_1 \rightarrow \infty$ 时,

$$b = \frac{1}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} = \frac{R_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$$

定义破坏比 R_f 为

$$R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}$$

根据土的极限平衡条件,得:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = \frac{2\sigma_1 \sin \varphi + 2c \cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

根据广义虎克定律,UU0.5 应力路径中土的切线模量为

$$\frac{d(\sigma_1 - \sigma_3)_1}{d\epsilon_1} = \frac{E_t}{(4\mu_t - 1)} = (1 - R_f S)^2 E_i \tag{3}$$

式中, E_t 代表试验切线变形模量; μ_t 代表试验泊松比;定义应力水平为 S , $S = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_a}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}$

设试样加载初始大主应力为 σ_1^0 ,小主应力为 σ_3^0 ,可得:

$$S = \frac{\sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_1^0(1 - K_0)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f - \sigma_1^0(1 - K_0)}$$

式中, K_0 代表静止土压力系数。

经推导,得到 UU0.5 应力路径土体切线模量的表达式为

$$E_t = \frac{3K_0 - 1}{1 + K_0} K p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \left\{ 1 - R_f \frac{[\sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_1^0(1 - K_0)](1 + \sin \varphi)}{2\sigma_1 \sin \varphi + 2c \cos \varphi - \sigma_1^0(1 - K_0)(1 + \sin \varphi)} \right\}^2 \tag{4}$$

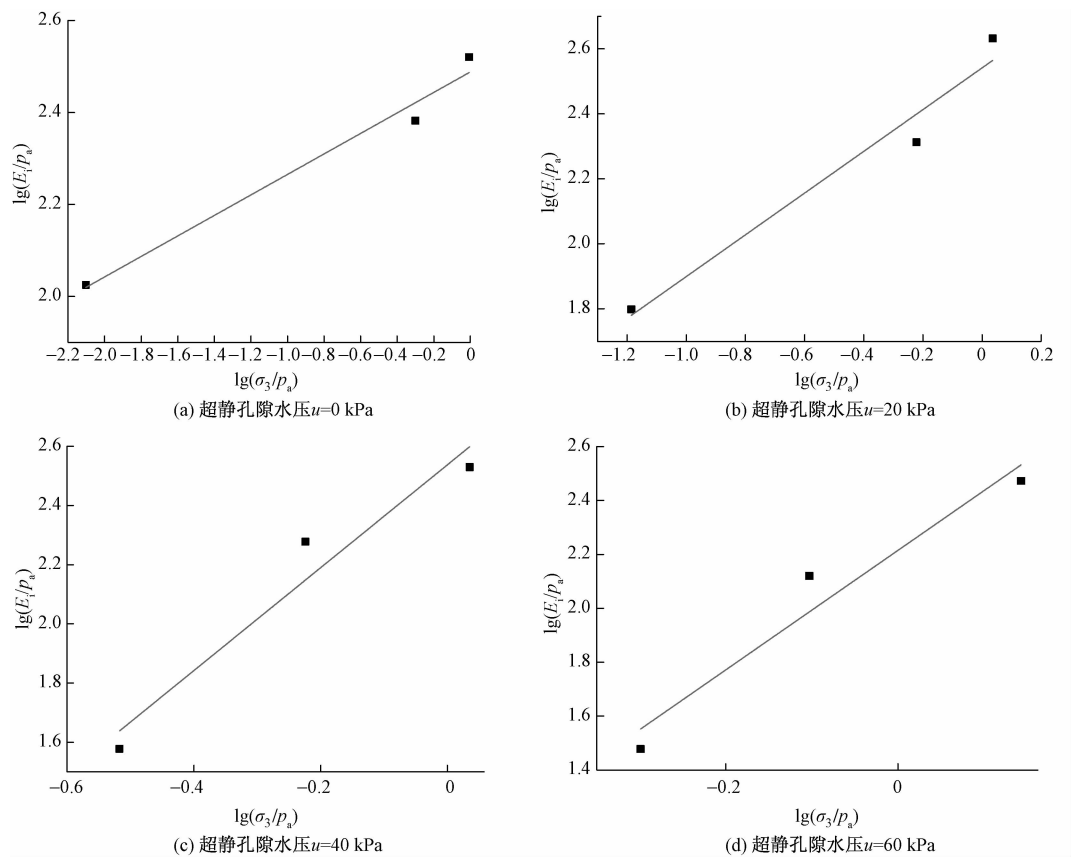


图 6 UU0.5 试验初始卸荷模量与固结围压拟合关系图

同理,可得到 UU0.0 应力路径土体切线模量的表达式为

$$E_t = \frac{2K_0}{1+K_0} K p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \left\{ 1 - R_f \frac{(K_0 \sigma_1 - \sigma_3)(1 + \sin \varphi)}{2c \cos \varphi + \sigma_1 [2 \sin \varphi - (1 - K_0)(1 + \sin \varphi)]} \right\}^2 \quad (5)$$

式中, E_t 代表土体切线变形模量; K_0 代表静止土压力系数, K 、 n 为曲线拟合参数, 抗剪强度参数 c 、 φ 由应力路径试验所得(表 3)。

2.3 考虑超静孔隙水压的切线变形模量

根据图 6 可得模型计算参数 K 、 n , 其中 K 代表直线截距, n 代表直线斜率。计算求得各试验参数如表 4 所示。

表 4 UU0.5 应力路径试验参数表

超静孔隙水压/kPa	K	n	R_f
0	2 588	0.223	0.98
20	2 541	0.642	0.99
40	2 538	1.741	0.99
60	2 215	2.217	0.95

由式(4)求得 UU0.5 应力路径下不同超静孔隙

水压、初始固结围压的切线变形模量, 计算结果如表 5 所示。

表 5 UU0.5 试验切线变形模量

超静孔隙水压/kPa	切线变形模量/MPa		
	100 kPa	200 kPa	300 kPa
0	16.516	31.823	65.410
20	13.692	26.243	52.854
40	8.572	24.282	50.954
60	7.977	20.303	42.516

从表 5 可以看出, 相同初始固结围压下, 随着超静孔隙水压的增大, 软土的变形模量减小, 即超静孔隙水压对软土的变形模量有明显的削弱作用, 且两者呈线性关系。用线性拟合两者之间的关系, 可得函数:

$$E_{tu} = \mu E_t \quad (6)$$

式中, μ 代表初始孔隙水压对软土变形模量的削弱系数; E_t 代表超静孔隙水压为 0 kPa 时软土的变形模量, 由式(4)确定; E_{tu} 代表考虑超静孔隙水压影响时软土的切线变形模量。所得削弱系数 μ 如表 6 所示。

表 6 UU0.5 应力路径下各试验削弱系数

超静孔隙 水压/kPa	初始固结围压/ kPa			
	100	200	300	平均值
0	1	1	1	1
20	0.829	0.843	0.808	0.827
40	0.519	0.763	0.779	0.687
60	0.483	0.638	0.650	0.590

以超静孔隙水压 u 为横坐标,削弱系数 μ 为纵坐标,得 μ - u 的关系曲线(图 7),通过双曲线拟合得到其两者之间的表达式为

$$\mu = -0.0069u + 0.9815 \tag{7}$$

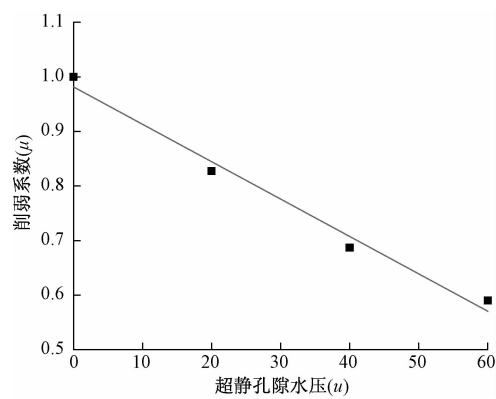


图 7 削弱系数与超静孔隙水压的拟合曲线

将式(6)代入式(5)可得考虑超静孔隙水压下 UU0.5 试验的软土切线变形模量:

$$E_{tu} = (-0.007u + 0.982)E_t \tag{8}$$

同理可得考虑超静孔隙水压下 UU0.0 试验的软土切线变形模量:

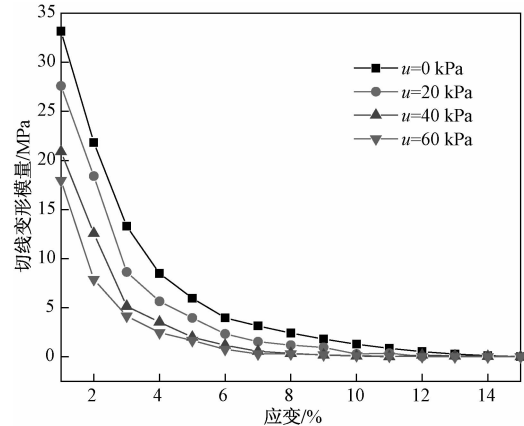
$$E_{tu} = (-0.008u + 1.031)E_t \tag{9}$$

式中, E_{tu} 表示考虑超静孔隙水压影响下软土的切线变形模量; u 表示超静孔隙水压, E_t 由式(4)和式(5)确定。

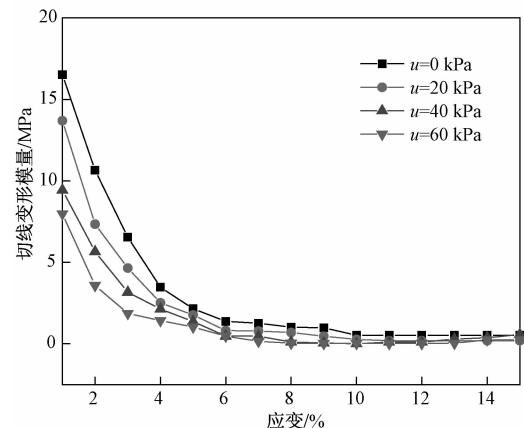
2.4 切线变形模量—应变曲线

为探索超静孔隙水压对软土切线模量的影响,以 100 kPa 固结围压为代表,绘制切线变形模量—应变曲线,如图 8 所示。从图 8 中可以看出,切线变形模量不是一个常数,而是随着应变的增加逐渐变小,最终趋于稳定。

从图 8 可知,软土的切线变形模量随着应变的增大明显减小,且在小应变时切线模量最大。这反映了土在较小应变下土体刚度明显大于应变较大时的特点。同时,本试验 UU0.0 和 UU0.5 应力路径分别代表基坑主动区和被动区两种情况,这说明基坑周边土体的卸荷变形模量与土体位置密切相



(a) UU0.0固结围压100 kPa



(b) UU0.5固结围压100 kPa

图 8 切线变形模量—应变曲线

关,基坑数值分析时根据不同区域使用不同的卸荷模量可以使计算结果更符合实际工程。文献[18]也得到了类似结论,并提出土的卸荷模量还与时间密切相关,但本文得到的变形模量稳定值较其得到的要小,这可能是因为文献[18]发生的是回弹变形且应变偏小,而本试验得到的是压缩变形且应变值较大。

另外,在相同固结围压作用下,随着超静孔隙水压的增加,软土的切线变形模量随之减小。结合图 4 可以发现,软土在小应变的情况下,卸荷强度接近峰值,切线变形模量最大,软土易发生瞬时破坏;超静孔隙水压从 20 kPa 增加到 40 kPa 时,软土卸荷强度和切线变形模量弱化程度最大,这表明超静孔隙水压小于 20 kPa 时对软土卸荷强度和切线模量的影响不大,而超静孔隙水压大于 20 kPa 时对软土具有显著的削弱作用。因此,在富水软土地区的基坑数值分析中应密切注意超静孔隙水压对软土的影响。

3 结论

为了给基坑数值分析提供更多的有益参数,利用 TSZ 全自动应力控制式三轴仪对深圳软土进行

一系列 K_0 固结不排水三轴试验,其中包括两种卸荷比、四种超静孔隙水压力、三种初始固结围压,得到以下结论:

1)利用 Kondner 提出的双曲线函数来拟合试验数据,结果发现所有曲线都呈现出良好的线性关系,本文卸荷条件下软土的应力—应变关系能用双曲线表达。在相同条件下,超静孔隙水压对软土的卸荷强度具有显著的削弱作用。

2)软土的卸荷模量对卸荷应力路径较为敏感,不同卸荷应力路径下软土的卸荷模量具有明显差别。因此,基坑数值分析计算时应在不同区域使用相应的卸荷模量参数。

3)以邓肯—张模型为计算基础,结合软土卸荷试验结果,求得不同卸荷比下软土切线变形模量的表达式 E_t 和考虑超静孔隙水压影响时软土的切线变形模量表达式 E_{tu} 。

4)本文得到的土体模量计算公式适用于一般变形计算和数值分析计算,包括具有归一化性质的土体和加工硬化类土料。同时,该公式对其他需要准确软土卸荷模量的岩土工程问题均有较大的实用价值。

参考文献

- [1] WEI H, KE-JUN W, DONG-SHENG L, 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, 1—9.
- [2] 刘国彬, 侯学渊. 软土的卸荷模量[J]. *岩土工程学报*, 1996, 18(6): 22—27.
- [3] LAMBE T W. Stress path method[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1967, 93(6): 268—277.
- [4] 张艳刚, 张坤勇, 史峻臻. 开挖卸荷土体本构模型研究方法[J]. *水利与建筑工程学报*, 2010, 8(4): 40—43.
- [5] 张子新, 李佳宇, 周湘, 等. 近距离开挖卸荷条件下运营地铁高架桥墩响应研究[J]. *岩土力学*, 2015, 36(12): 3531—3540.
- [6] 梅国雄, 陈浩, 卢廷浩, 等. 坑侧土体卸荷的侧向应力—应变关系研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, 29(1): 3108—3112.
- [7] LADD C C, FOOTT R, ISHIHARA K, et al. Stress deformation and strength characteristics[C]//*Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 1977: 293—305.
- [8] 刘国彬, 侯学渊. 软土的卸荷应力——应变特性[J]. *地下工程与隧道*, 1997(2): 16—23.
- [9] 宰金珉, 张云军, 王旭东, 等. 卸荷状态下黏性土的变形和强度试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2007, 29(9): 1409—1412.
- [10] PRIDE S R, BERRYMAN J G, HARRIS J M. Seismic Attenuation Due to Wave-Induced Flow[J]. *Geophys. Res.*, 2004, 109: B01201.
- [11] LADANYI B. Expansion of a cavity in a saturated clay medium[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1963, 89(4): 127—161.
- [12] 武军, 廖少明, 霍晓波. 地铁振动荷载对下穿越盾构开挖面孔隙水压力的影响[J]. *岩土力学*, 2015, 36(1): 496—500.
- [13] 钱七虎, 戎晓力. 中国地下工程安全风险管理的现状、问题及相关建议[J]. *岩石力学与工程学报*, 2008, 27(4): 649—655.
- [14] 周秋娟. 软土卸荷强度试验方法探讨及试验研究[J]. *长江科学院院报*, 2013, 30(3): 35—39.
- [15] 刘东燕, 邓晓佳, 黄伟, 等. 超静孔隙水压下软土卸荷蠕变特性试验研究[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2019, 41(4): 1—9.
- [16] 庄心善, 赵鑫, 何世秀, 等. 排水条件下卸荷土体变形特性的真三轴试验研究[J]. *岩土力学*, 2007, 28(7): 1387—1390.
- [17] KONDRER R L. Hyperbolic stress-strain response; cohesive soils[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1963, 89(1): 115—144.
- [18] 周秋娟. 不同卸荷路径下软土变形特性试验研究[J]. *工程勘察*, 2013, 41(10): 17—22.

(下转第 257 页)

The Technology of Visualized Intelligent Clearance、Anti-blocking
of Raw Coal Bunker in Boiler and Its Economic Analysis

WANG Peng-cheng¹, XIAO Fan^{2,3}, WANG Ke¹, LI Li-feng¹, ZHANG Man³, YANG Hai-rui³

(1. Shanxi Hepo Power Plant Co., Ltd, Yangquan Shanxi 045000, China; 2. College of Electrical and Power Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China; 3. Department of Energy and Power Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: In recent years, the national economic situation has been declining, and the operating situation of thermal power plants has also become severe. In order to further reduce the cost of power generation, many thermal power plants will mix inferior coal with slime and high wet powder. However, during the blending process, the raw coal bunker will have problems such as sticking coal, blocking coal, and unsmooth coal, which seriously affect the stable and safe operation of the unit. Therefore the problems of coal blocking and sticking of a 350 MW supercritical circulating fluidized bed unit was analyzed and a series of technical transformations to achieve this was carried out, achieving the purpose of clearance and anti-blocking. At the same time, economic benefits have also been improved.

Key words: raw coal bunker; blending; coal blocking; economic benefits

(上接第 202 页)

Study on the Unloading Modulus of Soft Soil under Excess Pore Water Pressure

LI Jun-jie^{1a}, HUANG Wei^{1a,b}, LIU Dong-yan^{1a}, ZHOU Hai-ying², MOU Ya-qing^{1a},
WU Xu-heng^{1a}, ZHOU Yu-ni^{1a}

(1. a. School of Civil Engineering and Architecture; b. Chongqing Key Laboratory of Energy Engineering Mechanics & Disaster Prevention and Mitigation, Chongqing University of Science and Technology, Chongqing 401331, China;
2. CISDI Engineering Co., Ltd., Chongqing 401331, China)

Abstract: The unloading modulus of soft soil is an important parameter in foundation pit design and numerical analysis. However, the influences of excess pore water pressure and unloading ratio on the unloading modulus of soft soil are ignored in foundation pit excavation and design in water-rich soft soil area, which results in the deviation between the numerical analysis results of foundation pit engineering and the actual engineering. A series of K_0 consolidated undrained triaxial unloading tests were carried out using TSZ fully automatic stress-controlled triaxial apparatus for the study of silty soft soil in Shenzhen, to obtain the calculation formula of unloading modulus of soft soil under different conditions of excess pore water pressure and unloading ratio. The results show that the initial unloading modulus increases with the consolidation confining pressure increasing and the excess pore water pressure has a weakening effect on the unloading modulus of soft soil. Based on Duncan-Chang model, the tangent deformation modulus E_{tu} considering unloading stress path and the tangent deformation modulus E_{tu} considering excess pore water pressure are deduced. The formula of soft soil unloading modulus is of practical value to the numerical analysis of foundation pit.

Key words: soft soil; unloading modulus; unloading ratio; excess pore water pressure