

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.201901020

基于动强度试验确定饱和砂土弱化参数的方法*

张小玲^{1,2}, 朱冬至^{1,2}, 许成顺^{1,2}, 杜修力^{1,2}

(1. 北京工业大学建筑工程学院, 北京 100124;

2. 北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124)

摘要: 对于可液化土层, 若土体发生液化则认为土体强度完全丧失; 而对于没有发生液化的土层, 一般不考虑超孔隙水压力对土体强度的影响。实际情况下, 具有超孔隙水压力的饱和砂土在地震荷载作用下强度会发生弱化, 以往对于可液化土层中桩土相互作用问题的研究都是针对土体完全液化的情况展开的, 忽略了液化过程中超孔隙水压力对其强度的影响。通过竖向-扭转双向耦合剪切仪对福建标准砂进行循环扭剪动强度试验, 结合 Mohr-Coulomb 强度理论, 计算得到不同孔压比下饱和砂土的弱化参数, 并根据有效应力原理建立了弱化状态下土体弱化参数与孔压比之间的数学关系。结果表明: 液化过程中超孔隙水压力对土体强度弱化的影响可以用土体弱化参数来表示; 孔压比越大, 土体强度弱化越严重, 相应的弱化参数也越小, 反之则越大。

关键词: 动强度试验; 弱化状态; 超孔压; 弱化参数

中图分类号: TU279.7+6 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2021)02-0328-07

An Approach for Determining the Weakening Parameters of Saturated Sand based on Dynamic Strength Test

ZHANG Xiaoling^{1,2}, ZHU Dongzhi^{1,2}, XU Chengshun^{1,2}, DU Xiuli^{1,2}

(1. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

2. Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: For a liquefiable soil layer, the strength of soil is considered to be lost completely if the soil is liquefied; And for the soil without liquefaction, the influences of the excess pore water pressure on the soil strength are generally not considered. In practice, the strength of saturated sand with excess pore water pressure will be weakened by the action of seismic load. Most previous studies on pile-soil interaction in liquefiable soil were carried out on completely liquefied soil, and the influences of excess pore water pressure on soil strength were neglected during the development of liquefaction. In this paper, cyclic torsional shear strength tests are carried out on Fujian standard sand by employing the vertical-torsional coupling shear apparatus. The weakening parameters of the saturated sand at different pore water pressure ratios are calculated by combining with the Mohr-Coulomb strength theory. The mathematical relationships between the weakening parameters and pore water pressure ratios in different weakening states are established according to the principle of effective stress, which will provide

* 收稿日期: 2019-01-14; 修回日期: 2019-04-10

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51778020)、国家自然科学基金创新研究群体项目(51421005)资助

作者简介: 张小玲(1980—), 女, 副教授。主要从事海洋土动力学方面的研究。E-mail: zhangxiaoling31@163.com

important references for further calculation of pile-soil interaction and pile foundation design. Result shows that the influences of excess pore water pressure on weakening of soil strength during liquefaction can be expressed by soil weakening parameters; With the increase of pore pressure ratio, the weakening of soil strength will be more serious, and the corresponding weakening parameters will be smaller, and the vice versa.

Keywords: dynamic strength test; weakening state; excess pore water pressure; weakening parameter

引言

饱和砂土在地震荷载的作用下,土层中的孔隙水压力急剧上升,有效应力逐渐减小直至零,土体发生液化。即使土体最终没有达到液化,土层中孔隙水压力的增加,也会导致土体承载能力减小,此时若仍然采用土体强度参数来计算承载力,即不考虑孔隙水压力对土体强度弱化的影响,结果将偏于危险。在液化过程中超孔隙水压力的大小直接影响土体的强度和承载力。

关于弱化状态下土体强度的问题,S.A. Ashford^[1]研究发现随着孔隙水压力的消散,砂土层的侧向抗力在增加,表明孔隙水压力对土体强度是有影响的;D. Su等^[2]探究了超孔隙压力累积与土层剪切变形发展之间的关系,发现剪切应变随超孔隙压力的增大而增大,当土液化时,剪应变振幅迅速增大;K. Zhao等^[3]研究得到超孔隙压力的累积导致了土骨架抗剪刚度的循环退化。以上研究都表明孔隙水压力对土体强度是有影响的,但这些研究没有对一定孔压比下的饱和砂土强度问题进行定量的分析。王建华等^[4]利用施加反压的方法模拟弱化饱和砂土层,并对不同孔压比下的土体弱化参数进行测定,结果表明,其水平极限抗力随饱和砂土层中残余孔压的增加而降低;戚春香^[5]选用细砂作为土样,对处于弱化状态的桩土相互作用特性进行研究,并利用三轴压缩试验测定了不同弱化状态下砂土的弱化参数,研究发现饱和砂土的弱化参数随着土样中孔压比值的增大而显著减小。但上述研究都采用的是静力试验的方法来研究土体的弱化参数,没有针对土体强度的弱化问题进行动力试验。

对于弱化状态下桩土之间相互作用的研究,T.L. Weaver等^[6-7]通过足尺桩试验得到不同累积孔压比 R_u 下桩土动力 $p-y$ 曲线,发现与标准 $p-y$ 曲线的形状明显不同;刘红军等^[8]对于可液化土桩土

相互作用 $p-y$ 曲线折减方法的研究进展进行了总结,并分析了不同研究方法对所得结果的影响;冯士伦^[9]基于桩土相互作用的振动台模型试验,探讨了 $p-y$ 曲线参数的衰减与累积孔压比之间的相互关系,得出土层在不同弱化时刻相应的 $p-y$ 曲线。以上研究都是基于模型试验通过强度折减来反映弱化土层中的桩土相互作用,没有针对土体弱化参数对桩土相互作用的影响进行专门的研究。

为了研究不同弱化状态下饱和砂土的力学特性,探讨不同孔压比与土体弱化参数之间的关系,本文利用竖向一扭转双向耦合剪切仪,针对福建标准砂进行了循环扭剪动强度试验,结合Mohr-Coulomb强度理论来确定不同孔压比下饱和砂土的弱化参数;并根据有效应力原理建立了弱化状态下土体弱化参数与孔压比之间的数学关系。以期对确定地震等动力荷载作用下饱和砂土的强度和评价饱和砂土地基的承载能力具有一定的参考价值。

1 试验条件

本文试验采用的“竖向一扭转双向耦合剪切仪”是日本株式会社诚研社DPM-900A系列的产品,整个试验系统由加载装置、水气控制系统、电柜装置和液压源组成,可直接测量轴向荷载及位移、扭矩及大小角位移、内外腔压力和孔隙水压力等参数。

1.1 试验土料

本文采用空心圆柱试样,尺寸均为 $100\text{ mm}\times 60\text{ mm}\times 150\text{ mm}$ (外径 \times 内径 \times 高度)。根据港珠澳大桥水下隧道工程的实测资料,在深度为 $36.3\sim 43.1\text{ m}$ 砂土的干密度为 $\rho_d=1.52\text{ g/cm}^3$,相对密实度约为 55% ,因此本文采用福建标准砂,相对密度控制为 60% 进行试验研究。表1和表2分别给出了试验土料的基本物性指标和颗粒级配。

表1 福建标准砂的基本物性指标

土物性 指标	比重	孔隙比		干密度/(g·cm ⁻³)	
		<i>e</i> _{max}	<i>e</i> _{min}	<i>ρ</i> _{dmax}	<i>ρ</i> _{dmin}
数值	2.65	0.853	0.522	1.74	1.43

表2 福建标准砂颗粒级配

颗粒组成/mm				
>2	2.0~0.5	0.5~0.25	0.25~0.075	<0.075
5.7%	61.7%	2.2%	30.3%	0

1.2 试验步骤

由于在地震荷载作用下土体会发生受剪破坏,因此本文针对福建标准砂进行了纯扭剪循环动力试验,试验荷载频率采用0.1 Hz,土样的初始固结比*K_c*分别为1.0、1.5、2.0,循环扭剪动强度试验共9组,每组试验的土样饱和度均达到95%以上。具体为:

(1)立样之前在仪器上放置套有乳胶膜的承膜筒,取土装样。装样完毕后先施加20 kPa左右的负压使其自立,然后向土样的内外腔注水,之后内外腔里同时施加30 kPa左右的围压,使空心圆柱土样在30 kPa围压下保持自立。

(2)试验采用的是通CO₂、通无气水和施加反压的饱和方法:首先在30 kPa围压下使土样通CO₂气体30 min,之后无气水自下而上通水30 min。然后在土样内施加200 kPa的反压进行反压饱和。

(3)反压饱和结束后,进行孔压参数*B*的测定。当试验测定的孔压参数*B*均大于95%,认为土样达到饱和。

(4)饱和过程结束后,打开排水阀门,对土样排水固结30 min,同时观测土体轴向位移和体变管内排水量的变化。固结完成后,进行加荷试验。

对于循环扭剪动强度试验,确定土强度指标以及弱化参数,破坏标准的选取尤为重要。目前关于土体强度的破坏标准有应变标准、孔压标准、极限平衡标准和屈服标准等^[10]。其中孔压标准指的是将动孔隙水压力达到某种发展程度作为破坏标准,一般常取动孔隙水压力达到稳定来判断土体发生破坏。因为本文研究的是超孔隙水压力对土体强度弱化的影响,所以直接采用了孔压破坏标准,即将动孔隙水压力达到稳定时作为土体破坏判别标准。

2 饱和砂土的强度参数计算分析

根据上述循环扭剪试验得到的动强度试验结果,绘制不同固结比下饱和砂土的动强度曲线,如图1所示。由于土样中存在剪切应力,空心圆柱土样的轴向应力、环向应力、剪应力分别由公式(1)、(2)和(3)计算,进而可以由公式(4)和(5)来计算其最大和最小主应力^[11],通过动强度曲线,可以确定不同应力条件下一定破坏振次*N_i*所对应的剪应力*τ_d*,将其作为求最大主应力和最小主应力*σ₁*与*σ₃*的中间量,由此可以作出该应力状态下土体的应力莫尔圆,如图2所示,进而得到相应的动强度指标。

$$\sigma_z = \frac{p_0 D^2 - p_i d^2}{D^2 - d^2} + \frac{4W}{p(D^2 - d^2)} \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{p_0 D - p_i d}{D - d} \quad (2)$$

$$\tau_d = \frac{12M}{p(D^3 - d^3)} \quad (3)$$

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_d^2} \quad (4)$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_d^2} \quad (5)$$

式中,*W*为空心土样上施加的轴向力;*D*与*d*分别为在不同状态下试样的内径与外径;*p₀*与*p_i*为空心圆柱土体的内外围压;*τ_d*为对土样施加扭矩而产生的剪应力;*M*为空心土样上施加的扭矩。

由于试验土料选用的是砂土,这里假定土体黏聚力为0,根据应力莫尔圆和库伦强度线的几何关系,可由下式计算土体的强度参数:

$$\sin\varphi = \frac{\sigma_{1f} - \sigma_{3f}}{\sigma_{1f} + \sigma_{3f}} \quad (6)$$

式中,*σ_{1f}*为砂土处于极限平衡状态时的最大主应力;*σ_{3f}*为砂土处于极限平衡状态时的最小主应力。

根据《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[12],若当地的抗震设防烈度为7度,则等效循环振次则取为12次。

通过上述方法确定土样的强度参数见表3。由表中结果可知,不同固结比下的土体的强度参数明显不同,说明饱和砂土的固结比对抗剪强度的影响比较大,随着固结比值的增大,饱和砂土的强度参数也随之变大。由于表3是在孔压比*R_u*=0的状态下的结果,所以有效强度指标和总应力强度指标在

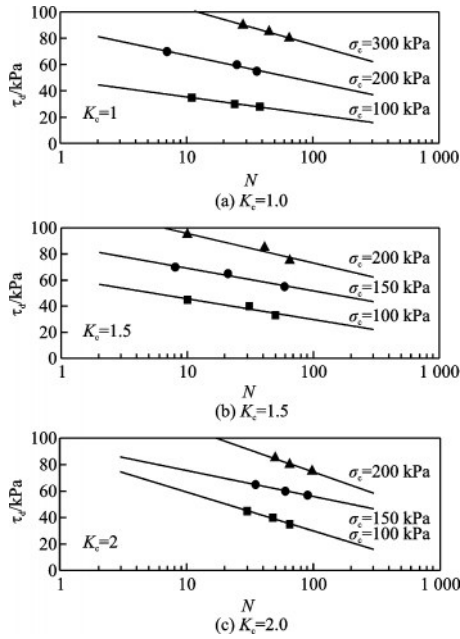


图1 不同固结比下的动强度曲线

Fig.1 Dynamic strength curves with different consolidation ratios

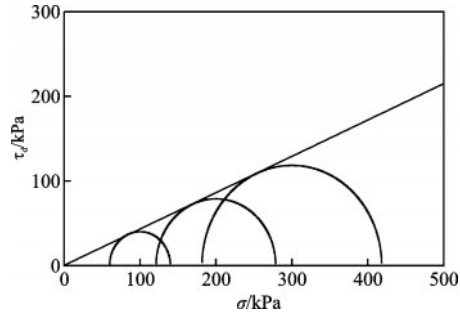


图2 抗剪强度包线

Fig.2 Shear strength envelope

数值上是相同的^[5]。

表3 饱和砂土的强度参数

Table 3 Strength parameters for saturated Fujian standard sand

孔压比 $R_u=0$	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	有效内摩擦角 $\varphi'/(^\circ)$
1.0	19.72	19.72
K_c 1.5	24.54	24.54
2.0	29.08	29.08

3 饱和砂土的弱化参数计算分析

对于不存在超孔隙水压力的非弱化饱和土体,其土强度参数可以通过上述试验方法来确定。而

对于土体从初始状态到液化状态的过程中,超孔隙压逐渐发展,土体强度发生弱化的情况,土体的弱化参数也可类比上述方法来计算。类似地,要计算饱和砂土的弱化参数,需要首先确定不同弱化状态下土体的弱化参数曲线,本文将土体不同弱化状态所对应的超孔隙压值作为标准来绘制土体的弱化参数曲线,如图3所示。图3为在均等固结条件下($K_c=1.0$)及孔压比($R_u=u/\sigma_3$,其中 u 是孔隙水压力, σ_3 是初始有效围压)分别为0.25、0.35、0.5、0.75四种弱化状态时饱和砂土的弱化参数曲线,图4和图5分别给出了非均等固结 $K_c=1.5$ 和 $K_c=2.0$ 条件下的饱和砂土的弱化参数曲线,由于在非均等固结条件下孔压始终达不到初始有效围压,所以只针对孔压比较小的两个弱化状态的结果进行讨论。

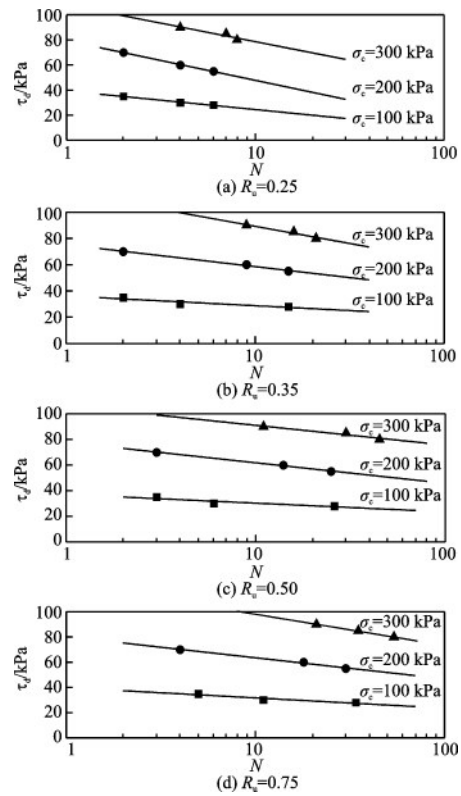


图3 $K_c=1.0$ 时不同孔压比的弱化参数曲线

Fig.3 Dynamic weakening parameters curve with different pore pressure ratios for $K_c=1.0$

同土体强度参数的计算方法相同,首先通过由试验得到的弱化参数曲线来确定一定破坏振次 N 所对应的剪应力 τ_d ,然后根据公式(4)和(5)求得不同弱化状态下土体的最大和最小主应力,进而通过Mohr-Coulomb理论得到相应的弱化参数。本文在均等固结情况下,分别计算了孔压比 R_u 为0.25、

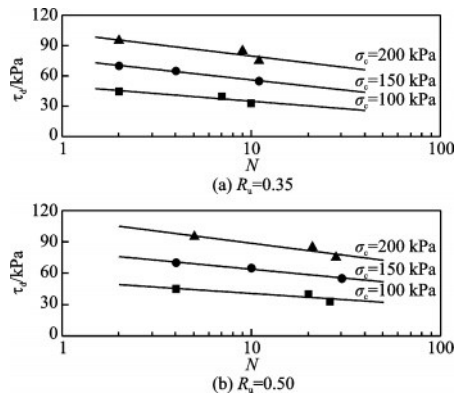


图4 $K_c=1.5$ 时不同孔压比的弱化参数曲线

Fig.4 Dynamic weakening parameters curve with different pore pressure ratios for $K_c=1.5$

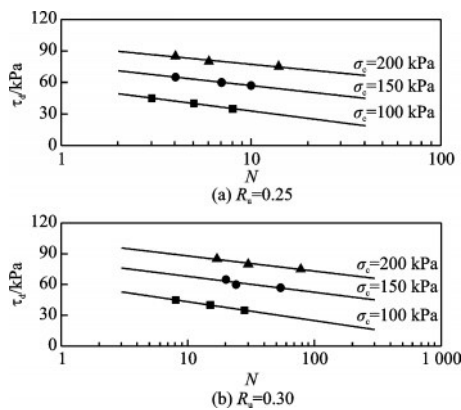


图5 $K_c=2.0$ 时不同孔压比的弱化参数曲线

Fig.5 Dynamic weakening parameters curve with different pore pressure ratios for $K_c=2.0$

0.35、0.50、0.75 四种弱化状态下饱和砂土的弱化参数。

关于振次 N 值的确定,阳卫红等^[13]研究红土的动强度特性时,按 Seed 提出不同震级对应等效循环次数确定动应力的方法^[14],由当地抗震设防烈度确定等效循环振次,以此通过动强度曲线得到了动应力,作出应力莫尔圆确定了土体的内摩擦角。同理,在均等固结条件下,当孔压比值较小时可按照同样的方法求得土体的内摩擦角。根据当地抗震设防烈度为 7 度,确定当地的等效循环振次为 12 次^[12];而当孔压比值较大时, N 值的取值相应增大,如 $R_u=0.35$ 时,取 $\lg N=2.0$;当 $R_u=0.50$ 时,取 $\lg N=3.0$;当 $R_u=0.75$,取 $\lg N=4.0$ 。不同的土体弱化状态, N 值的取值也不同;弱化程度越高的土层,孔压比越大, N 的取值也就越大。这与土体的本身所具有的强度有关,因为孔压比越大,土体的强度越低,土体即使承受较小的动应力也很容易发生破

坏,所以 N 的取值较大。从抗震设防烈度方面来讲,同一区域的土体强度越低,抗震设防烈度就越低,对应的循环动应力 τ_d 也就越小,反映在动强度曲线上的 N 值也就越大。反之,孔压比越小,土体的强度越大,该区域的抗震设防烈度越高,等效循环剪应力 τ_d 值越大, N 值也就越小。

对于土体固结比 K_c 为 1.5 和 2.0 的非均等固结的情况,由于孔压始终达不到初始有效围压,所以只针对孔压比较小的两个弱化状态进行讨论。在土体固结比 K_c 为 1.5 时,在孔压比 $R_u=0.35、0.50$ 两种弱化状态下, $\lg N$ 分别取值为 2.0、3.0 (两种弱化状态下 $\lg N$ 的取值与均等固结同等弱化状态下的 $\lg N$ 值相同),来计算此两种弱化状态所对应的弱化参数。同样,在 K_c 为 2.0 的条件下,当孔压比 $R_u=0.25$,取 $N=12$;当 $R_u=0.30$ 时,取 $\lg N=1.5$,来计算这两种弱化状态对应的弱化参数。依据上述方法确定饱和砂土在不同弱化状态下的弱化参数,并计算相对应的有效强度参数,结果见表 4。同一固结比下,饱和砂土的内摩擦角随着孔压比的增大而减小,说明土体强度逐步下降,而有效应力指标基本一致。同一孔压比下,饱和砂土的内摩擦角基本上呈现随着固结比的增大而变大的规律,略有不同的是,在固结比 $K_c=2$ 、孔压比 $R_u=0.30$ 状态下,饱和砂土的内摩擦角值相比孔压比 $R_u=0.25$ 的结果略微增大,可能是由于这两种弱化状态比较接近,两者的内摩擦角差值较小,由于试验操作和误差等原因导致的。因为不同固结比下同一个弱化状态,确定剪应力所需要的 N 值是相同的,因此可得土体固结比对土体弱化参数的影响并不大。

表 4 不同弱化状态下饱和砂土的弱化参数(试验值)

Table 4 Weakening parameters of saturated sand in different weakening states (Test results)

固结比	孔压比	$\varphi/(\circ)$	$\varphi'/(\circ)$
1.0	0.25	13.75	18.48
	0.35	12.17	18.93
	0.50	9.89	20.14
	0.75	4.28	17.39
1.5	0.35	16.17	22.81
	0.50	14.56	24.78
2.0	0.25	24.09	29.33
	0.30	24.64	31.41

4 饱和砂土弱化参数的理论公式

通过上述动强度试验的方法,可以得到不同弱化状态下土体的弱化参数。同时,也可以根据复杂应力条件下的应力关系,并结合有效应力原理,从理论上建立不同弱化状态下土体的弱化参数与孔压比之间的数学关系,依据孔压比和土体有效强度指标计算得到相应弱化状态下土体的弱化参数。

根据 Mohr-Coulomb 强度理论,砂土处于极限平衡状态时,砂土的有效摩擦角与有效应力存在以下关系:

$$\sin\varphi' = \frac{\sigma_{1f}' - \sigma_{3f}'}{\sigma_{1f}' + \sigma_{3f}'} = \frac{\sigma_{1f} - \sigma_{3f}}{\sigma_{1f} + \sigma_{3f} - 2u} \quad (7)$$

式中, σ_{1f} 和 σ_{3f} 为极限平衡条件下的最大主应力和最小主应力; σ_{1f}' 和 σ_{3f}' 为极限平衡条件下有效大主应力和小主应力。

已知孔压比 $R_u = u/\sigma_3$, 在均等固结条件下, 由式(4)和式(5)可以得到土体的最大和最小主应力 σ_1 和 σ_3 , 因此有:

$$\sin\varphi = \frac{\sigma_{1f} - \sigma_{3f}}{\sigma_{1f} + \sigma_{3f}} = \frac{\tau_d}{p} \quad (8)$$

$$\sigma_{1f} = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_d^2} = p + \tau_d \quad (9)$$

$$\sigma_{3f} = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_d^2} = p - \tau_d \quad (10)$$

$$\tau_d = \frac{12M}{p(D^3 - d^3)} \quad (11)$$

式中, p 为施加在空心圆柱土样上的围压; τ_d 为对土样施加扭矩而产生的剪应力; M 为空心土样上施加的扭矩; D 与 d 分别为空心土样的外径与内径。

结合式(8)~(11), 将其代入式(7)得到:

$$\sin\varphi' = \frac{\tau_d}{p - u} = \frac{\tau_d/p}{1 - u/p} = \frac{\sin\varphi}{1 - R_u} \quad (12)$$

由此可推出不同孔压比下的土体弱化参数 φ_i :

$$\varphi_i = \arcsin\left[(1 - R_u)\sin\varphi'\right] \quad (13)$$

由于在同一固结比下, 土体的有效抗剪强度指标 φ' 基本接近^[5], 都接近孔压比为 0 时强度参数的值, 因此可以通过式(13)来计算不同弱化状态下土体的弱化参数 φ_i 。同理可得到非均等固结条件下土体弱化参数求解的理论公式。例如, 砂土在固结比 K_c 为 1.5 的情况下土体弱化参数的推导过程如下:

$$\sin\varphi = \frac{\sigma_{1f} - \sigma_{3f}}{\sigma_{1f} + \sigma_{3f}} = \frac{\sqrt{(p/4)^2 + \tau_d^2}}{1.25p} \quad (14)$$

$$\sigma_{1f} = 1.25p + \sqrt{(p/4)^2 + \tau_d^2} \quad (15)$$

$$\sigma_{3f} = 1.25p - \sqrt{(p/4)^2 + \tau_d^2} \quad (16)$$

结合式(14)(15)(16), 并将其代入式(7), 可得饱和砂土在固结比 $K_c = 1.5$ 下土体弱化参数的理论公式:

$$\varphi_{i,1.5} = \arcsin\left[\left(1 - R_u/1.25\right)\sin\varphi'\right] \quad (17)$$

同理得到饱和砂土在固结比 K_c 为 2.0 下土体的弱化参数的理论公式:

$$\varphi_{i,2.0} = \arcsin\left[\left(1 - R_u/1.5\right)\sin\varphi'\right] \quad (18)$$

由式(13)、(17)和(18)可以看出, 砂土在不同弱化状态下的弱化参数 φ_i , 都可以通过相应的孔压比 R_u 和土体的有效内摩擦角 φ' 来确定。将饱和砂土的有效内摩擦角 φ' 代入上式中, 计算不同固结条件下和孔压比下土的内摩擦角 φ_i , 得到由理论公式计算的不同弱化状态下的土体弱化参数的结果见表 5, 并分别与试验值进行对比。由表可知, 由理论公式计算得到的土体弱化参数 φ_i 与试验结果得到的结果差别较小。

表 5 不同弱化状态下饱和砂土的弱化参数(理论值)

Table 5 Weakening parameters of saturated sand in different weakening states (Theoretical values)

固结比	孔压比	$\varphi/(\circ)$	理论值/ (\circ)
1.0	0.25	13.75	14.65
	0.35	12.17	12.67
	0.50	9.89	9.71
	0.75	4.28	4.84
1.5	0.35	16.17	17.40
	0.50	14.56	14.43
2.0	0.25	24.09	23.89
	0.30	24.64	22.88

5 结 论

基于循环扭剪动强度试验, 对不同弱化状态下饱和砂土的强度进行了分析, 并结合 Mohr-Coulomb 强度理论及有效应力原理, 得到了不同孔压比下饱和砂土的弱化参数, 建立了依据孔压比确定土

体弱化参数的数学关系。根据上述结果,可以得出以下结论:

(1) 不同弱化状态下土体的弱化参数可基于动强度试验结果和 Mohr-Coulomb 强度理论得到。其中 N 的取值与土体的弱化状态有关, N 值随孔压比值的增大而增大,反之减小。

(2) 根据 Mohr-Coulomb 强度理论并结合有效应力原理,建立不同弱化状态下土体弱化参数与孔压比之间的数学关系,由理论公式与试验分别计算得到的土体弱化参数结果差别不大。

(3) 超孔隙水压力对土体强度弱化的影响可以用土体弱化参数来表示;孔压比越大,土体强度弱化越严重,相应的弱化参数也越小,反之则越大。

本文主要针对不同弱化状态下饱和砂土弱化参数的确定方法进行了分析和讨论,研究成果将进一步应用于后续弱化状态下桩土相互作用的计算和 $p-y$ 曲线的研究中。

参考文献:

- [1] Ashford S A, Rollins K M. The treasure island liquefaction test[R]. Final Rep. No.SSRP 2001/17, Dept. of Structural Engineer, Univ. of California, San Diego, 2002.
- [2] Su D, Ming H Y, Li X S. Effect of shaking strength on the seismic response of liquefiable level ground[J]. Engineering Geology, 2013, 166:262-271.
- [3] Zhao K, Xiong H, Chen G X, et al. Cyclic characterization of wave-induced oscillatory and residual response of liquefiable seabed [J]. Engineering Geology, 2017, 227:32-42.
- [4] 王建华, 戚春香. 按土强度参数确定弱化砂土层水平极限抗力的探讨[J]. 天津大学学报, 2008, 41(4): 454-460.
Wang J H, Qi Ch X. Ultimate lateral resistance of degradation stratum determined based on soil strength parameter [J]. Journal of Tianjin University, 2008, 41(4):454-460. (in Chinese)
- [5] 戚春香. 饱和砂土液化过程中桩土相互作用 $p-y$ 曲线研究[D]. 天津: 天津大学, 2008.
Qi Ch X. Research on $p-y$ curves of pile-soil interaction during liquefaction of saturated sands [D]. Tianjin: Tianjin University, 2008. (in Chinese)
- [6] Weaver T L. Behavior of liquefying sand and ciss pile during full-scale lateral load tests[D]. San Diego California: University of California, 2001.
- [7] Weaver T L, Ashford S A, Rollins K M. Response of a 0.6 m CISS pile in liquefied soil under lateral loading [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2005, 131(1):94-102.
- [8] 刘红军, 西国庚, 马明泊. 可液化土 $p-y$ 曲线模型折减方法的研究进展[J]. 中国海洋大学学报, 2015, 45(7):107-112.
Liu H J, Xi G G, Ma M P. Recent advance of reduction methods on $p-y$ curves in liquefiable soil[J]. Periodical of Ocean University of China, 2015, 45(7):107-112. (in Chinese)
- [9] 冯士伦. 可液化土层中桩基横向承载特性研究[D]. 天津: 天津大学, 2004.
Feng Sh L. The research on the lateral bearing behavior of the pile foundation in liquefiable soil [D]. Tianjin: Tianjin University, 2004. (in Chinese)
- [10] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011.
Xie D Y. Soil Dynamics [M]. Beijing: Higher Education Press, 2011. (in Chinese)
- [11] 张小玲. 地震作用下海底管线及周围海床动力响应分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2009.
Zhang X L. Numerical analysis of dynamic response of submarine pipeline and seabed under seismic loading [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009. (in Chinese)
- [12] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
Code for seismic design of buildings: GB 50011—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010. (in Chinese)
- [13] 阳卫红, 刘伟平, 扶名福. 南昌地区红土的动强度特性试验研究[J]. 煤田地质与勘探, 2015(6):84-86.
Yang W H, Liu W P, Fu M F. Experimental research on dynamic strength of laterite in Nanchang [J]. Coal Geology & exploration, 2015(6):84-86. (in Chinese)
- [14] Seed H B, Ideiss I M. Simplified procedure for evaluation soil liquefaction potential [J]. Soil Mech Found Div, ASCE, 1971, 97(9):1249-1273.

(本文责编:周小潭)