

引文格式:张希栋,段伟,王振昂,等.不同加载路径下饱和砂土的静力液化失稳试验研究[J].太原理工大学学报,2026,57(4):766-776.

ZHANG Xidong, DUAN Wei, WANG Zhen'ang, et al. Experimental investigations on the static liquefaction-related instability of saturated loose sand with varied loading paths [J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2026, 57(4): 766-776.

不同加载路径下饱和砂土的静力液化失稳试验研究

张希栋^{1,2}, 段伟^{1,2}, 王振昂^{1,2}, 杨昌兴^{1,2}, 晏勤^{1,2}, 王元博¹, 路野³

(1. 太原理工大学 土木工程学院, 山西 太原; 2. 太原理工大学 山西省土木工程防灾与控制重点实验室, 山西 太原;
3. 中国建筑第四工程局有限公司, 广东 广州)

摘 要:【目的】为了探究加载路径对饱和砂土静力液化特性的影响。【方法】本文通过荷载控制的加载方式,对饱和疏松砂土试样开展不同加载路径下的三轴试验,并分析了其静力液化失稳行为。【结果】结果表明,在不排水三轴压缩加载路径下,饱和疏松砂土在不同固结应力下均发生静力液化失稳。在不排水三轴压缩前对饱和疏松砂土进行预剪切,加快了试样发生静力液化失稳的速度。在不排水条件下,饱和疏松砂土在恒定偏应力作用下会发生自发剪缩,使超孔隙水压力缓慢升高并引起“突发液化”。不排水加载并非饱和疏松砂土发生静力液化失稳的必要条件。在排水条件下,饱和疏松砂土在偏应力增大同时有效径向应力减小(-0.5 kPa/s)的加载路径下,亦发生明显的静力液化失稳。不同加载路径下饱和疏松砂土发生静力液化失稳时的有效应力比(q/p')约为0.74,其对应的内摩擦角为 19.2° 。流动液化线(FLL)并非土体的固有属性,饱和疏松砂土在有效应力路径接近FLL时是否发生静力液化失稳和其加载路径有关。在特定加载路径下,饱和疏松砂土发生静力液化失稳的条件为 $\delta p'/\delta \sigma_3=1$,且需确保试样在触发失稳前的加载路径对试样孔隙比不产生显著扰动。

关键词:静力液化;失稳;加载路径;饱和疏松砂土;三轴试验

中图分类号:TU43 **文献标识码:**A

DOI: 10.16355/j.tyut.1007-9432.20240159

文章编号:1007-9432(2026)04-0766-11

Experimental Investigations on the Static Liquefaction-related Instability of Saturated Loose Sand with Varied Loading Paths

ZHANG Xidong^{1,2}, DUAN Wei^{1,2}, WANG Zhen'ang^{1,2}, YANG Changxing^{1,2}, YAN Qin^{1,2},
WANG Yuanbo¹, LU Ye³

(1. College of Civil Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan, Shanxi, China; 2. Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Control in Shanxi Province, Taiyuan University of Technology, Taiyuan, Shanxi, China; 3. China Construction Fourth Engineering Bureau Co., Ltd, Guangzhou, Guangdong, China)

Abstract: 【Purposes】 To investigate how loading path affects the static liquefaction responses of

收稿日期:2024-03-11;修回日期:2024-09-06

基金项目:山西省科技厅基础研究计划青年科学基金项目(20210302124110, 202103021223057);中国博士后科学基金面上项目(2022M712338);国家自然科学基金资助项目(52208362, 52108332)

第一作者:张希栋,博士,讲师,主要从事砂土液化行为及纤维加固无粘性土的力学行为等方面的研究工作,(E-mail)zhangxidong@tyut.edu.cn

通信作者:段伟,博士,副教授,主要从事砂土液化和原位测试等方面的研究,(E-mail)duanwei@tyut.edu.cn

the saturated sand. **【Methods】** The static liquefaction responses of saturated loose sand were investigated by performing the triaxial tests involving varied loading paths. **【Results】** The test results show that the saturated loose sand liquefies with different confining stresses when subjected to undrained triaxial compression loading path. The presence of initial shear prior to the undrained triaxial compression accelerates the onset of static liquefaction related instability. The suppressed contraction occurs in the saturated loose sand sample when constant deviator stress is imposed in the undrained condition, which leads to a slow build-up of the excess pore water pressure and spontaneous liquefaction. The undrained loading is not a necessity to trigger the static liquefaction related instability. Under the drained condition, static liquefaction related instability arises in the saturated loose sample when subjected to the loading path involving the increase of the deviator stress as well as the drop of the effective radial stress with a rate of -0.5 kPa/s . The effective stress ratio (q/p') of the saturated loose sand under the varied loading paths is approximately 0.74, and the corresponding internal friction angle is 19.2° . The flow liquefaction line (FLL) is not an inherent property of the sand with the absence of physical significance. Whether the instability initiates or not when the effective stress path of saturated loose sand approaches the FLL is largely controlled by the loading path. With a certain loading path, the static liquefaction related instability may be triggered once $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$ is attained, and to achieve this it should be ensured that loading path before the initiation of instability has not significantly affected the void ratios of samples.

Keywords: static liquefaction; instability; loading path; saturated and loose sand; triaxial tests

液化通常是指饱和的松散砂土或者低黏性土体,在外荷载作用下(如地震荷载),由于超孔隙水压力上升而引发的强度大量丧失、变形急剧增大的现象^[1]。饱和疏松砂土在静态或准静态荷载作用下,土体强度在达到其临界状态之前突然降低、变形快速增大的现象则被称为静力液化^[2]。静力液化具有突发性,且一旦发生会产生灾难性后果。2019年巴西米纳斯吉拉斯州 Brumadinho 尾矿库发生溃坝事故,约 1 200 万立方米的铁、锰尾矿泥浆流向下流,污染了超过 300 公里的河道,造成 248 人死亡,22 人失踪,此次事故被认为是由堆积尾矿发生静力液化从而导致尾矿坝失稳引起^[3]。因此,正确认识静力液化的诱因和机理对于预防静力液化引发的地质灾害具有重要意义。

国内外很多学者已对静力液化开展了大量研究。大部分学者以室内试验为研究手段,其中尤以不排水三轴试验被广泛采用。在不排水三轴试验中,饱和疏松砂土的静力液化表现为典型的应变软化行为。随着超孔隙水压力的上升,试样的偏应力增大至峰值后开始迅速下降,其不排水强度大量丧失,土体的状态也从初始的固态转变为黏滞性液态^[4-7]。部分学者也通过不排水三轴压缩试验分析了预剪切作用对于饱和疏松砂土静、动力液化行为的影响^[8]。Sasitharan^[9]等探究了饱和疏松砂土在

排水加载路径下的静力液化失稳行为,首次提出饱和疏松砂土的液化失稳可在排水路径下发生。在此之后,部分学者进一步对饱和疏松砂土在不同排水路径下的静力液化失稳行为进行了试验验证^[10-12]。

诱发土体静力液化失稳的条件是静力液化研究中的重要问题。通过应力平面原点和有效应力路径顶点的流动液化线(Flow liquefaction line,简称 FLL)或被称为失稳线(Instability line,简称 IL)被认为可以较好地预测初始密实度相同或相近的饱和疏松砂土发生静力液化失稳时的有效应力状态。也即当饱和疏松砂土的有效应力路径达到 FLL 时土体发生静力液化失稳,该现象在不排水三轴压缩试验中得到普遍验证^[5,7,13-15]。Baki 等^[16]通过室内不排水静、动三轴试验发现 FLL 可以较好对饱和疏松砂土的动力液化失稳进行预测, Mohammadnejad 和 Andrade^[17]通过有限元模拟也得到了相同的结论。

虽然流动液化线(FLL)在预测饱和疏松砂土液化失稳时具有较好的表现,但是 FLL 在应力空间中的位置依然较难确定,其被认为和土体在触发失稳时的密实度或状态参数密切相关^[18],因此 FLL 是否为土体的固有属性目前还不明确。另外,目前对于静力液化失稳发生的机理尚不清晰。Sladen

等^[19]通过早期地研究指出,饱和疏松砂土静力液化失稳的发生伴随着强度的大量损失和砂土骨架极限平衡状态的突然破坏。Jefferies 和 Been^[20]也指出,大部分学者认为静力液化失稳伴随着饱和疏松砂土亚稳定结构的破坏,并且随着流动变形的发展土颗粒发生快速的重新排列。许国辉等^[21]则认为砂土的液化过程为某些砂粒向其周围的冗余空间产生分离运动,并由此引发其它砂粒产生同样的分离运动的链式反应过程,最终在砂土中发生离散的流动现象。然而,上述对于饱和疏松砂土静力液化失稳机理的讨论还未得到有效的试验验证。大部分学者在开展饱和疏松砂土静力液化试验研究时,采用应变控制的加载方式。当试样发生静力液化失稳后,试样的变形速率会迅速增大。传统的应变加载方式往往采用恒定的剪切速率,因此无法捕捉试样因静力液化失稳引发的流动变形发展过程。

基于上述讨论,本文摒弃传统三轴试验中的应变控制方式,采用相对容易控制试样加载路径的荷载控制加载方式。通过GDS-ELDYN高级加载模块,开展不同加载路径下饱和疏松悉尼砂的静力液化失稳行为研究。通过不同加载路径下的试验结果,以有效平均应力和有效径向应力路径为依据,讨论诱发饱和疏松砂土静力液化失稳的原因,为饱和疏松砂土的静力液化失稳机理揭示提供可行的思路。

1 试验材料和试验内容

1.1 试验材料及试样制备

本文试验采用取自澳大利亚悉尼克内尔地区的一种级配不良的砂土。试验用砂土的颗粒粒径分布曲线如图1所示,其基本性质参数如表1所示。

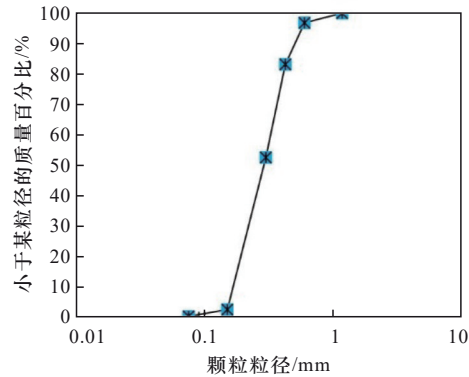


图1 试验用砂土颗粒粒径分布曲线
Fig. 1 Particle size distribution curve of sand used in tests

本文试验中采用的砂土试样均采用湿夯法进行制备,试样的直径和高度均为50 mm。由于试样

表1 试验用砂土的基本性质参数					
Table 1 The index properties of the sand used in tests.					
平均粒径/mm	不均匀系数	曲率系数	最大孔隙比	最小孔隙比	土粒比重
0.28	1.94	0.86	0.97	0.6	2.65

的高径比(高度/直径)为1,低于常规三轴试验中2~2.5的要求,因此在试样两端安装了扩大尺寸的润滑底座,具体如图2所示。Bishop 和 Green^[22]通过试验发现,当采用双层润滑底座时,高径比为1和2的试样表现出基本一致的力学行为。因此,本研究亦采用双层润滑底座,以消除试样端部摩擦和尺寸效应对试样液化行为的影响。试样制备过程中,先将干砂加水至10%质量含水率,手动搅拌直至水分均匀分布于土体中。之后,将湿砂分四层装入模具并进行夯实,单层厚度控制为12.5 mm。制样结束后,将试样带模冷冻12 h,之后拆模进行试验。研究表明,当土体中的含冰量达到孔隙体积的85%~90%时,土体开始产生冻胀^[23, 24]。本研究中,将试样进行冷冻时的含水率为10%,冷冻后试样的含冰量仅占孔隙体积的28.9%,远低于产生冻胀的临界含冰量。另外,作者对冷冻后试样的高度进行测量后发现,试样高度和冷冻前相比未发生显著变化。因此,本研究在试验结果分析时未考虑冻胀对土体液化行为的影响。

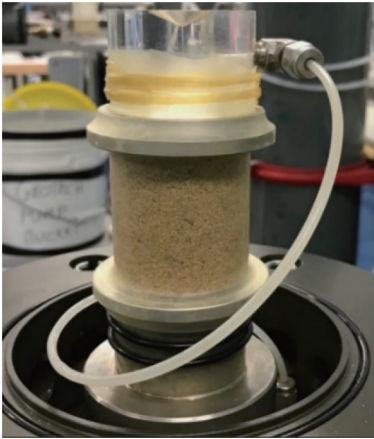


图2 安装扩大尺寸润滑底座的试样
Fig. 2 Sample positioned with enlarged and lubricated ends

1.2 试验方法和试验内容

本文开展不同加载路径下的三轴试验,不同的加载路径则通过独立控制轴向荷载、径向荷载以及排水条件实现。所有试样均采用反压方式进行饱和,且在进行反压饱和之前对试样进行二氧化碳置换和脱气水冲洗以提高饱和效率。当试样的孔压系数 B 值 ≥ 0.99 时认为试样达到饱和状态。试样饱和后,先进行等压固结,固结结束后,按照不同的

路径对试样进行加载,直至试样剪切应变达到 35%~40% 后停止试验。本文试验均采用超疏松砂土试样,共涉及 5 种不同的加载路径,具体试验内容如表 2 所示。

表 2 试验内容一览表
Table 2 Parameters of tests

试验编号	固结应力 p_c/kPa	预剪应力 q_s/kPa	固结完成后孔 隙比 e_0
CU-1	50	0	1.048
CU-2	100	0	1.045
CU-3	200	0	1.037
CUI-1	100	30	1.012
CUI-2	100	50	1.009
CUI-3	100	60	1.005
SL-1	100	0	1.006
SL-2	200	0	0.979
CD-1	100	0	1.034
CD-2	100	0	1.020
CD-3	100	0	1.038
CD-4	50	0	1.045
CD-5	200	0	1.041

CU 表示不排水三轴压缩加载路径;CUI 表示进行预剪切的不排水三轴压缩加载路径;SL 表示恒载作用下的突发静力液化加载路径;CD 表示排水三轴压缩加载路径,其中 CD-1、CD-4 和 CD-5 为标准排水三轴压缩加载路径,而 CD-2 和 CD-3 则表示逐渐减小有效径向应力的排水三轴压缩加载路径。具体的加载过程在后文试验结果介绍时会进行进一步说明。

2 试验结果

2.1 应力和应变符号说明

本文试验结果均采用三轴应力和应变符号标记, p 和 q 分别表示试样总平均应力和总偏应力,具体如式(1)和(2)所示,其中 σ_a 和 σ_r 分别为轴向和径向应力。

$$p=(\sigma_a+2\sigma_r)/3. \tag{1}$$

$$q=\sigma_a-\sigma_r. \tag{2}$$

p' 和 q' 分别表示作用于试样的有效平均应力和有效偏应力,其中 $p'=p-\Delta u$, $q'=q'$, Δu 表示不排水加载过程中产生的超孔隙水压力;另外, r_u 表示超孔隙压力系数,具体如式(3)所示,其中 p_c 表示试样的初始固结应力,当 $r_u=1$ 时,试样的超孔隙水压力上升至和初始固结应力相同水平,试样的平均有效应力减小为 0,饱和疏松砂土发生液化; ϵ_q 和 ϵ_v 分别为

广义剪应变和体积应变,具体如式(4)和(5)所示,其中 ϵ_a 和 ϵ_r 分别为试样的轴向和径向应变。

$$r_u=\Delta u/p_c. \tag{3}$$

$$\epsilon_q=\frac{2}{3}(\epsilon_a-\epsilon_r). \tag{4}$$

$$\epsilon_v=\epsilon_a+2\epsilon_r. \tag{5}$$

2.2 不排水三轴压缩加载

图 3 所示为饱和疏松砂土在不排水三轴压缩加载路径下(CU-1、CU-2 和 CU-3)的试验结果。图 3 中,CU-1、CU-2 和 CU-3 试验中,试样失稳点分别用红色、黄色和蓝色的实心圆点表征。试验结果表明,饱和疏松砂土对静力液化异常敏感。在不同固结应力下,试样均发生明显的静力液化。应力应变曲线(图 3(a))表明试样在加载初期维持稳定,偏应力随着剪切应变的增大逐渐增大。当偏应力达到最大值后试样发生失稳,之后偏应力迅速下降并伴随发生流动变形。

试样的超孔隙水压力随着剪切应变的增大快速上升,并最终实现超孔隙水压力系数 $r_u=1$,说明试样发生静力液化(如图 3(b))。试样的有效应力路径随着超孔隙水压力的增大持续向左移动(如图 3(c))。当试样在偏应力峰值处触发失稳后,其有效应力路径迅速向应力平面($q:p'$)原点移动,试样发生液化时其有效平均应力接近于 0 并几乎丧失其不排水抗剪强度。图 3(d)表明,在试样触发失稳之前,剪切应变发展非常缓慢。当试样在剪切初期($\epsilon_q<3\%$)触发失稳后,剪切应变随着不排水强度的减小迅速增大(流动变形)。

2.3 经历预剪切的不排水三轴压缩加载

在部分实际工程中,土体在经历由不排水加载引起的超孔隙水压力上升之前,可能受到预剪切作用,如存在较大上覆荷载的地基土体或者在边坡土体中。图 4 所示为堆积尾矿坝中单元土体的三轴应力状态示意图。土体在竖向应力(σ_v)和径向应力(σ_h)作用的同时,在 45° 剪切面上受到初始剪应力(τ_s)的作用。本研究中,通过初始偏应力(q_s)模拟该预剪切作用,因此 $\tau_s=q_s/2$ 。由于初始剪切作用下,堆积尾矿坝会经历较长时间的排水固结,由其引发的超孔隙水压力可以有效地消散,因此该预剪切作用通过排水加载的方式进行施加。之后,堆积尾矿坝在快速冲填过程中,上覆压力迅速增大并引发堆积尾矿坝内的超孔隙水压力上升,该过程则通过后续的不排水加载模拟。

图 5 所示为在经历预剪切作用的不排水三轴压

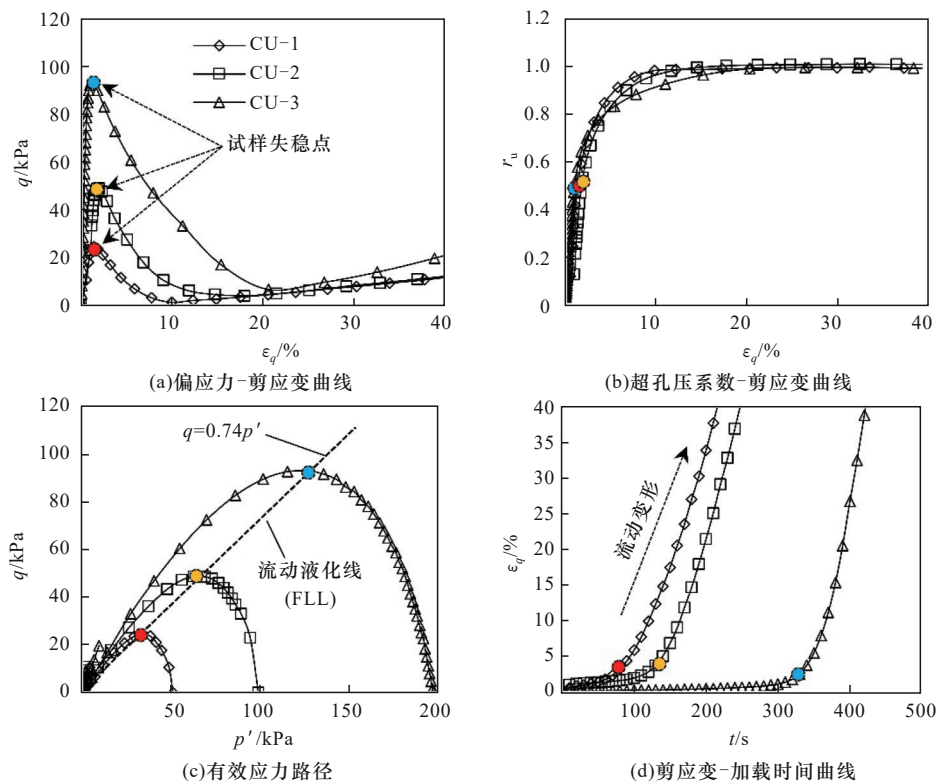


图3 饱和超疏松砂土的不排水三轴压缩试验结果

Fig. 3 Test results of saturated loose sand with undrained triaxial compression

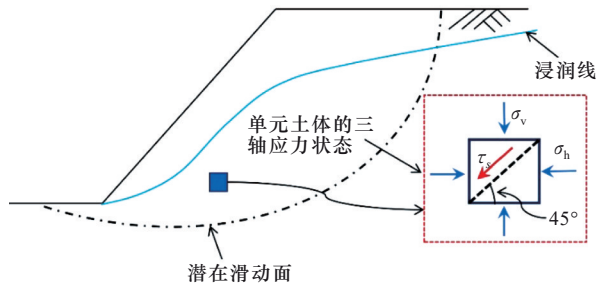


图4 堆积尾矿坝中单元土体的三轴应力状态示意图

Fig. 4 Triaxial stress state in the soil element of tailing dam

缩加载路径下(CUI-1、CUI-2和CUI-3)饱和疏松砂土的试验结果。图5中,CUI-1、CUI-2和CUI-3试验中,试样失稳点分别用红色、黄色和蓝色的实心圆点表征,排水加载结束点则分别用红色、黄色和蓝色的实心五角星表征。该加载路径下,在对试样施加不排水三轴压缩之前,先在排水条件下对试样施加较小的初始偏应力(预剪切作用)。待初始偏应力达到预定值,如 $q_s=30, 50$ 和 60 kPa,并等待试样变形稳定后,关闭排水阀。之后进行不排水三轴压缩加载。

图5(a)表明,在不同的初始偏应力作用下,饱和疏松砂土试样均发生静力液化行为。随着初始偏应力的增大,试样在触发失稳前的峰值偏应力有所增大。当试样触发失稳后,其偏应力迅速降低亦

伴随流动变形,发生典型的静力液化行为。从图5(b)可以看出,试样在预剪切阶段,超孔隙水压维持恒定,之后,随着不排水加载的进行,超孔隙水压力迅速上升,并最终实现 $r_u=1$ 。随着初始偏应力的增大,试样触发失稳时的 r_u 略有减小。当 $q_s=30$ kPa时,试样在 $r_u=0.5$ 时触发失稳,其和不排水三轴压缩加载下(图3(b))基本一致。当 $q_s=50$ kPa和 60 kPa时,试样触发失稳时 r_u 分别为 0.30 和 0.34 ,其表明微小的预剪切作用可能会加快饱和疏松砂土静力液化失稳的发生,增大其液化势。图5(c)所示为试样在不同初始偏应力下的有效应力路径。在预剪切阶段,试样的应力路径为典型排水三轴压缩加载路径,其沿 $\delta q/\delta p'=3$ 的路径上升直至偏应力达到 q_s ,之后有效应力路径在不排水加载下随超孔隙水压力的上升,也即平均有效应力的减小,向左移动。有效应力路径在移动至峰值偏应力后,试样发生失稳,此后其迅速向应力路径($q:p'$)平面原点移动,并发生液化。图5(d)表明,在试样发生失稳前,其剪切应变在初始偏应力和不排水三轴压缩作用下,发展缓慢。一旦试样触发失稳,则试样产生流动变形,其剪切应变迅速增大至 40% 。微小的初始偏应力作用并未对试样的初期变形产生较显著的影响,试样的变形主要在流动液化发生后迅速增大。预

剪切作用加速了试样静力液化失稳的发生,随着预剪应力的增大,试样从预剪切排水加载结束点至试样失稳点所经历的时间有所减小。当 $q_s=30$ 、50和

60 kPa时,试样在预剪切结束后至触发静力液化失稳所经历的时间分别为130 s、120 s和70 s。其进一步表明预剪切增大了试样的液化势。

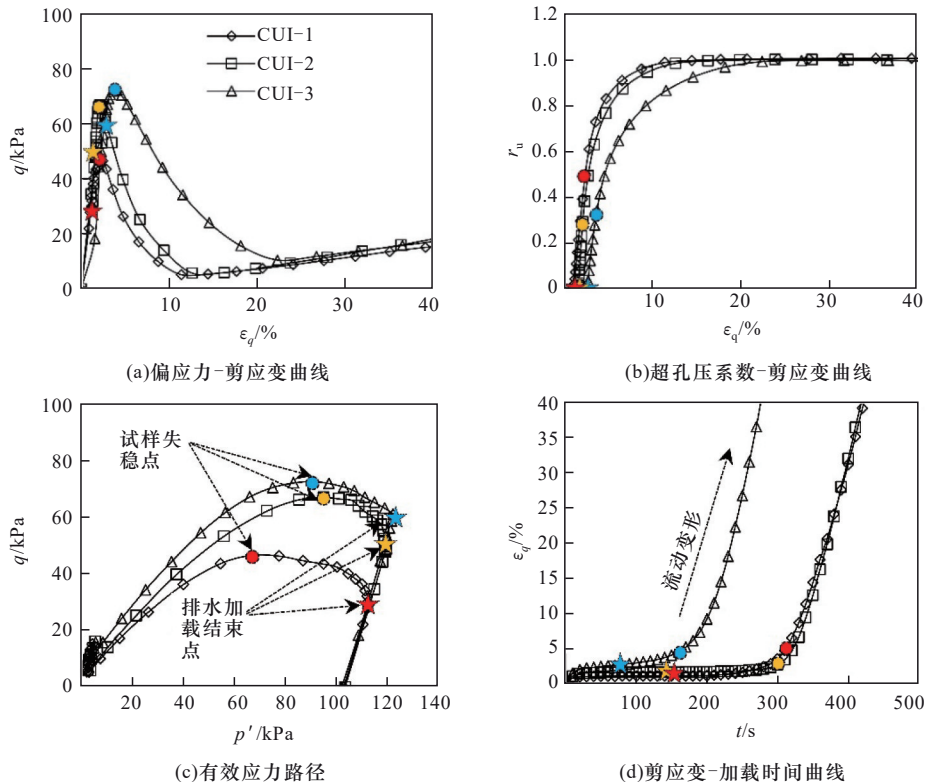


图5 饱和疏松砂土在经历预剪切作用时的不排水三轴压缩试验结果

Fig. 5 Test results of saturated loose sand with undrained triaxial compression and initial shear

2.4 恒载作用下的突发静力液化加载路径

饱和疏松砂土对静力液化异常敏感,其可能在微小的扰动下突然发生失稳并产生灾难性后果,也即“突发液化”。部分边坡或者坝体毫无征兆地发生失稳溃坝亦属于“突发液化”行为^[3]。为了分析饱和疏松砂土的突发液化行为,本文分别在固结应力 $p_c=100$ kPa(如图6, SL-1)和 $p_c=200$ kPa(如图7, SL-2)下,开展了恒载作用下的静力液化加载路径三轴试验。

SL-1路径下,先将试样在 $p_c=100$ kPa下固结,之后通过不排水三轴压缩加载至偏应力 $q \approx 38.5$ kPa,接着在不排水条件下维持试样偏应力恒定,直至试样产生“突发液化”(图6(a))。在不排水三轴加载阶段,试样的剪应变增大至2.01%,超孔隙水压力系数上升至0.55。此后,在恒定的偏应力作用下,试样的超孔隙水压力发生了“自发地”缓慢增长,其主要原因是试样在恒定荷载作用下发生了轻微的剪缩。在恒定的偏应力作用下,试样的剪切应变和超孔隙水压力系数在24.44 min内分别上升了1.1%和0.15(如图6(b))。之后,试样突然发生失稳。试

样的偏应力迅速降低(如图5(a)),同时试样剪切应变和超孔隙水压力迅速增大,并实现 $r_u=1$ (如图5(b))。图5(c)表明,在初期不排水三轴加载过程中,试样的有效应力路径随着超孔压的上升向左移动。之后,试样的有效应力路径在恒定偏应力作用下,持续缓慢向左移动直至试样触发失稳,之后试样的有效应力路径迅速向应力平面(q : p')原点移动并发生液化。

图7展示了逐级加载路径下饱和疏松砂土的突发静力液化行为(SL-2)。该加载路径下,试样先在 $p_c=200$ kPa的固结应力下完成固结。之后通过不排水三轴压缩加载至偏应力 $q=81$ kPa,此时试样的剪应变 ϵ_q 达到1.46%,超孔隙水压力系数 r_u 上升至0.36。接着,偏应力 q 维持在81 kPa约84 min后,再向试样施加14 kPa的偏应力,使 q 达到95 kPa。此后在偏应力维持恒定($q=95$ kPa)约18 min后再次增大试样的偏应力10 kPa,使 q 达到105 kPa并继续维持恒定。试样在 $q=105$ kPa的偏应力作用下,经过约20 s后,触发失稳。在偏应力由初始的81 kPa向105 kPa逐级增大的过程中,试样的剪应变 ϵ_q 和超

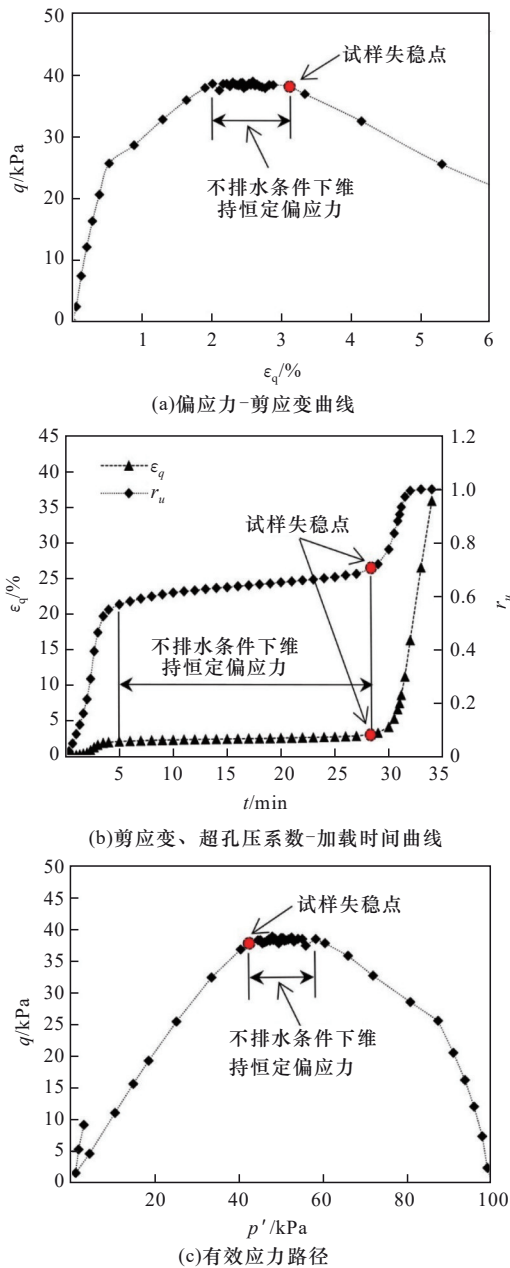


图6 饱和疏松砂土的自发静力液化行为(SL-1)

Fig. 6 Spontaneous liquefaction behaviors of saturated loose sand with $p_c = 100$ kPa (SL-1)

孔隙水压力系数 r_u 分别增大了 0.85% 和 0.17。而当试样触发失稳后, ϵ_q 在 4 min 内从 2.31% 增大至 35%, 而 r_u 也从 0.53 上升至 0.99。试样触发失稳后, 试样的有效应力路径随着试样偏应力的降低和超孔隙水压力的增大迅速向 q : p' 平面原点移动, 并发生静力液化。

2.5 排水三轴加载路径

图8展示了排水条件时, 不同加载路径下(CD-1、CD-2和CD-3)饱和疏松砂土的三轴试验结果。其中CD-1为荷载控制的排水三轴压缩试验, 在CD-1路径下, 试样的偏应力随着剪应变的增大而持续增

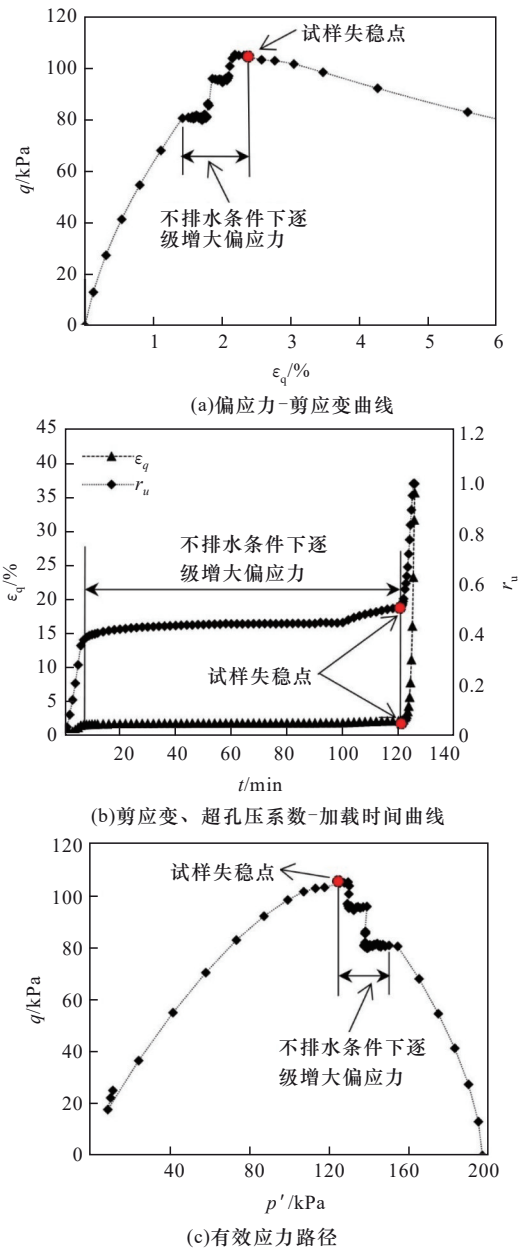


图7 饱和疏松砂土的自发静力液化行为(SL-2)

Fig. 7 Spontaneous liquefaction behaviors of saturated loose sand with $p_c = 200$ kPa (SL-2)

大, 在试样达到较大应变后, 偏应力逐渐趋于稳定。由于试样处于疏松状态, 在排水三轴压缩下, 试样发生持续剪缩。试样的有效应力路径(和总应力路径相同)持续上升, 其斜率 $\delta_q/\delta_{p'} = 3$ 。试样在排水三轴压缩下的剪应变在加载初期相对缓慢, 之后逐渐增大。

CD-2加载路径在增大试样偏应力的同时减小其有效径向应力(σ'_3), σ'_3 的减小速率为 -0.05 kPa/s。在该加载路径下, 试样的偏应力随着剪切应变的增大持续增大, 并于大应变($\epsilon_q = 30\% \sim 40\%$)时基本维持稳定。试样在该加载路径下, 亦持续发生明显

的体缩,但是其体缩程度比标准排水三轴压缩加载路径有所减小。由于在加载过程中,试样的有效径向应力逐渐减小,因此试样的有效应力路径相比排水三轴压缩加载路径(CD-1)向左偏移。且在加载末期,当试样的偏应变维持稳定后,试样的有效应力路径随着 p' 的减小而向左移动,但是试样并未发生失稳。试样剪切变形的发展和标准排水三轴压缩加载路径(CD-1)类似,只是后期其应变发展速率略高于CD-1路径。

CD-3加载路径和CD-2类似,但是其径向应力的减小速率更快,为 -0.5 kPa/s 。在该加载路径下,试样亦发生明显的静力液化失稳。试样的偏应力随着剪应变的增大先逐渐增大,当其达到峰值后,试样发生失稳,之后试样的偏应力迅速减小,同时试样的剪应变快速增大至约40%。在CD-3加载路径下,试样发生轻微的体胀,其体变绝对值小于0.5%。从图8(b)可以看出,试样触发失稳后,其体

变基本维持在一个恒定水平,说明试样在发生失稳后其内部结构并未发生突变。在CD-3加载路径作用下,试样的有效应力路径和标准不排水三轴压缩加载路径(CU)下典型的静力液化行为类似,除了初期短暂的向右移动后,其持续向左移动并在试样触发失稳后,迅速向 $q:p'$ 应力平面原点移动。试样的剪应变亦和静力液化试样类似,试样触发失稳后,发生了明显的流动变形。

需要说明的是,本研究中,CD-2和CD-3不特别对应某一实际工况,进行该加载路径下的试验的主要目的是探究饱和砂土的静力液化机理。在湿排堆积尾矿坝中,当在坝顶进行尾矿冲填的同时,堆积尾矿坝内浸润线上升可能会诱发CD-2和CD-3所对应的加载路径。坝顶冲填会导致尾矿坝内单元体的竖向应力增大,而浸润线上升又会引发有效应力下降,使土单元体的径向应力减小。

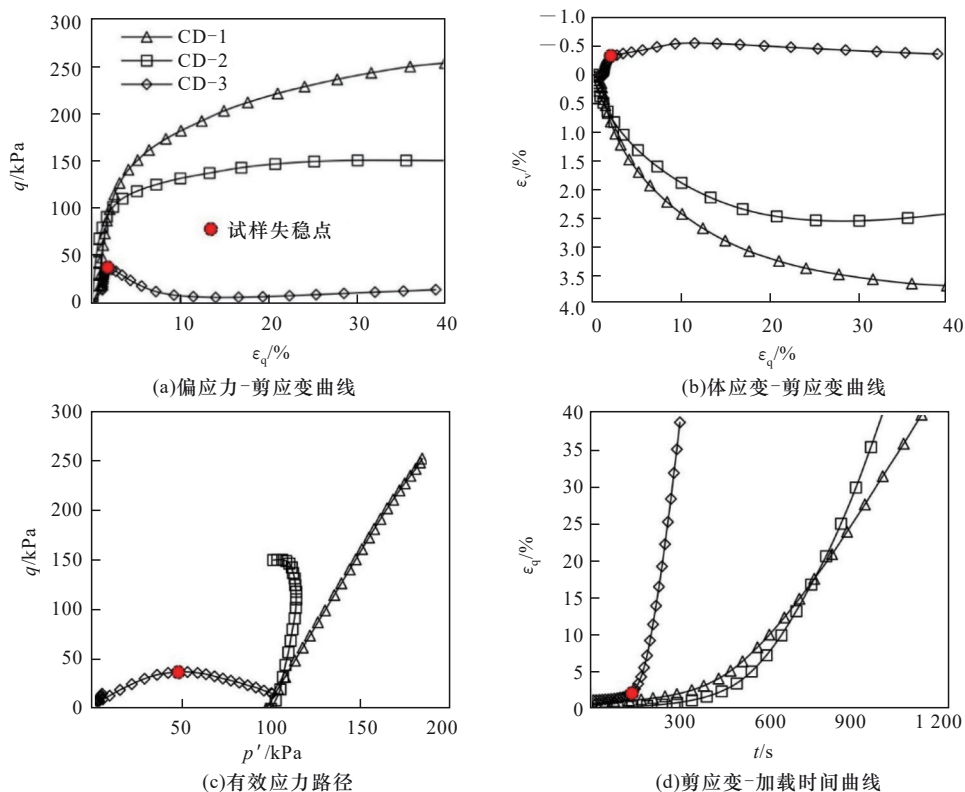


图8 排水条件下不同加载路径下的饱和疏松砂土失稳行为
Fig. 8 Instability responses of saturated loose sand with different loading paths in drained condition

3 饱和疏松砂土静力液化失稳机理讨论

3.1 诱发失稳时的有效应力比

图9展示了不同加载路径下,试样发生失稳时的有效应力状态,不同加载路径下的有效应力路径

亦采用黑色虚线给出。从图9可以看出,试样在不同的加载路径下,其发生失稳时的有效应力比(q/p')相差不大。由不排水三轴压缩试验确定的流动液化线(FLL)较好地预测了失稳发生时的有效应力比,也即 $q/p'=0.74$,其对应的内摩擦角为 19.2° 。然而,该诱发试样失稳的有效应力比会受到试样在触

发失稳时密实状态的显著影响。如图9中的加载路径SL-2,试样在触发失稳时的孔隙比 $e=0.979$,其略低于其他失稳试样,也即其相比其他试样略密实,其失稳时的有效应力比也因此相对较大。

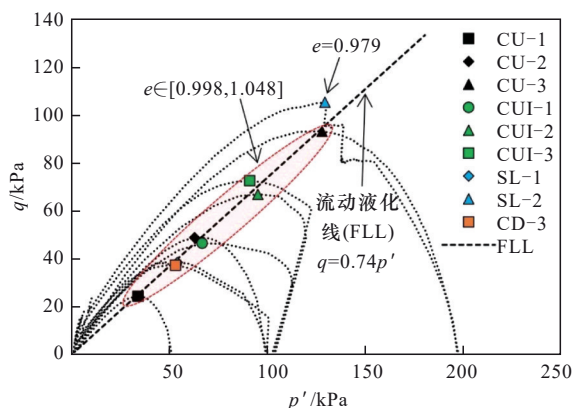
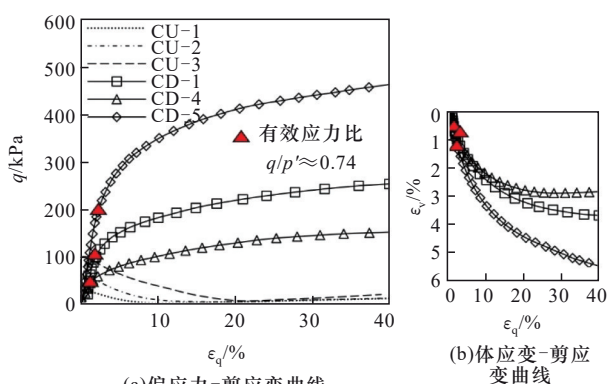


图9 试样发生失稳时的有效应力比(q/p')

Fig. 9 Effective stress ratio (q/p') of each sample when the instability is triggered

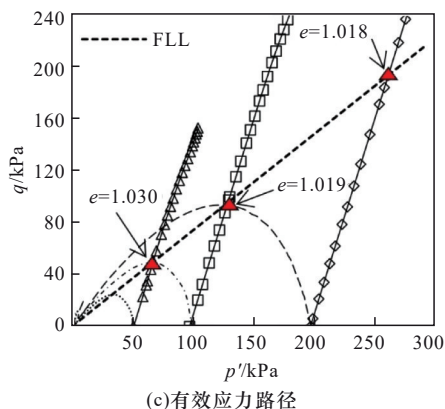
3.2 饱和疏松砂土静力液化失稳与土体亚稳定结构破坏的联系

图10对比了不排水三轴压缩(CU-1、CU-2和CU-3)和排水三轴压缩(CD-1、CD-4和CD-5)路径下饱和疏松砂土试样的力学行为。



(a)偏应力-剪应变曲线

(b)体应变-剪应变曲线



(c)有效应力路径

图10 排水三轴压缩和不排水三轴压缩试验结果对比

Fig. 10 Comparison of tests' results with drained and undrained triaxial compression

在CU-1、CU-2和CU-3加载路径下,试样在固结完成后的孔隙比分别为1.048、1.045和1.037,均处于疏松状态,试样均在有效应力比 $q/p' \approx 0.74$ 时发生静力液化失稳。在CD-1、CD-4和CD-5加载路径下,试样持续发生剪缩,其偏应力随剪应变的增大持续增大,因此其孔隙比也随着试样应变的增大而减小。然而,所有试样的有效应力比 q/p' 在排水三轴压缩加载初期迅速增大,并在应变较小时($\epsilon_q < 2.3\%$)达到0.74。在加载路径CD-1、CD-4和CD-5作用下,试样达到 $q/p' \approx 0.74$ 时的孔隙比分别为1.030、1.019和1.018(如图10)。此时所有试样依然处于疏松状态,然而试样的应力应变和体变并未在 $q/p' \approx 0.74$ 附近发生显著变化。

上述试验结果表明,土体的静力液化失稳和加载路径密切相关,疏松砂土在其有效应力路径接近FLL时并未发生亚稳定结构的破坏及土颗粒快速重构。因此,对于预测土体静力液化失稳的流动液化线(FLL),其和土体的临界状态线(CSL)存在本质区别,FLL并非土体的内在属性,不具备特定的物理意义。在加载路径CD-3作用下,试样在排水条件下发生静力液化失稳,且其在失稳发生时 q/p' 亦接近0.74(如图8(c))。然而,试样的体变在其发生失稳后并未发生突变,而是随着流动变形发展维持在一个相对稳定的水平(如图8(d))。这也进一步说明试样发生静力液化失稳并不伴随明显的内部结构突变和土颗粒的快速重排列。虽然静力液化往往涉及不排水加载下超孔隙水压力的上升,但是不排水加载和超孔隙水压力的上升并非土体发生失稳的必要条件,土体发生静力液化失稳主要和土体自身的状态和加载路径相关。

3.3 诱发饱和疏松砂土静力液化失稳的原因讨论

本文试验中所有试样均处于疏松状态,因此其在不排水三轴压缩路径(CU)、经历预剪切的不排水三轴压缩路径(CUI)、突发液化加载路径(SL)以及排水加载路径(CD-3)下均发生静力液化失稳。所有加载路径均实现了加载过程中试样的有效径向应力(σ'_3)减小。虽然加载初期偏应力的增大可能会引发试样的轻微硬化,但是该硬化速度远小于试样的有效径向应力(σ'_3)减小引起的土体强度的弱化,从而使试样在小应变下发生软化现象,也即失稳。

在三轴条件下,试样的有效平均应力 p' 会同时受到偏应力 q 和径向有效应力 σ'_3 的影响。因此,当试样发生静力液化失稳时,也即 $\delta q = 0$ 时,则需要满

足公式(6)所示的条件。换言之,饱和疏松砂土的静力液化失稳受到 $p':\sigma'_3$ 路径的控制。图11展示了以固结应力 p_c 进行归一化后的有效平均应力(p'/p_c)和径向有效应力(σ'_3/p_c)路径。其表明,在特定加载路径下,如果饱和疏松砂土在小应变条件下实现 $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$,则试样会发生静力液化失稳。对于排水三轴压缩路径,其永远无法实现 $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$,在该加载路径下饱和疏松砂土则不会发生失稳。对于CD-2所示的加载路径,虽然试样在大应变时可能实现 $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$,但是其在前期排水加载过程中,试样发生了显著的体缩,使其密实度增大,因此在该加载路径下试样并未发生失稳。换言之,饱和疏松砂土发生静力液化失稳的条件是,存在加载路径,使其在该加载路径下实现 $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$,且在试样失稳之前的加载路径对试样的孔隙比或密实程度不产生显著扰动。

$$\delta p'/\delta \sigma'_3 = 1. \quad (6)$$

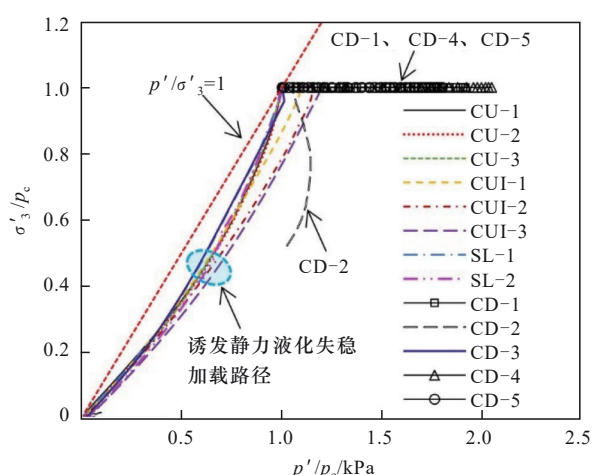


图11 归一化的有效平均应力和有效径向应力路径

Fig. 11 Paths of normalized effective mean stress versus effective radial stress

4 结论

本文在不同加载路径下对饱和疏松砂土的静

力液化失稳行为进行了试验研究,并对诱发饱和疏松砂土静力液化失稳的原因进行了讨论。主要得出以下结论:

1)饱和疏松砂土对于静力液化异常敏感,其在不同的加载路径下均可能产生静力液化失稳。其在不排水三轴压缩路径下,试样在不同固结应力下均发生了明显的静力液化失稳。在不排水三轴压缩之前,对试样施加微小的预剪切,加快了试样静力液化失稳的发生。

2)不排水条件下,饱和疏松砂土在恒定的偏应力作用下会发生轻微的剪缩,从而引起超孔隙水压力在恒载下上升,并最终引起试样在恒载下的突发静力液化失稳。

3)在排水条件下,通过荷载控制增大试样的偏应力,同时减小试样的有效径向应力,当试样的径向应力减小速率达到 -0.5 kPa/s 时,试样在偏应力达到幅值后发生静力液化失稳,并且试样在发生失稳后,其体变基本维持恒定。饱和疏松砂土发生静力液化失稳时,并未出现明显的亚稳定结构的破坏及土颗粒快速重构。

4)饱和疏松砂土在不同的加载路径下发生静力液化失稳时的有效应力比(q/p')较为接近,约为0.74,其对应的内摩擦角为 19.2° 。然而该有效应力比高度依赖于试样在触发失稳时的密实状态。饱和疏松砂土的流动液化线FLL并非土体的固有属性,试样的有效应力路径接近FLL能否触发失稳和加载路径密切相关。

5)饱和疏松砂土的有效平均应力同时受到偏应力和有效径向应力的控制。偏应力的增大会使土体发生硬化,而有效径向应力的减小则可能引发试样强度的弱化。在特定加载路径下,饱和疏松砂土发生静力液化失稳的条件为实现 $\delta p'/\delta \sigma'_3=1$,且在试样触发失稳前的加载路径对试样孔隙比不产生显著扰动。

参考文献:

- [1] 倪雪倩,叶斌.砂土液化后液-固相变机理的单元试验与模拟[J].同济大学学报(自然科学版),2023,51(1):16-22.
- [2] 黄茂松,童森杰,时振昊,等.复杂应力路径下饱和砂土静态液化失稳预测[J].岩土工程学报,2021,43(1):19-26.
- [3] Rotta L H S, Alcantara E, Park E, et al. The 2019 Brumadinho tailings dam collapse: Possible cause and impacts of the worst human and environmental disaster in Brazil[J]. International Journal of Applied Earth Observation and Geoinformation, 2020, 90: 102119.
- [4] 胡再强,陈振鹏,张光听,等.细粒尾矿静态液化的室内试验研究[J].岩石力学与工程学报,2022,41(S1):3002-3009.
- [5] Ishihara K. Liquefaction and flow failure during earthquakes[J]. Geotechnique, 1993, 43(3): 351-451.
- [6] Zhang X, Russell A R. Assessing liquefaction resistance of fiber-reinforced sand using a new pore pressure ratio[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(1): 04019125.

- [7] 吕玺琳,翁锰森,蔡剑韬,等.细粒含量对饱和砂土静态液化失稳特性影响的三轴试验研究[J].同济大学学报(自然科学版),2021,49(8):1128-1134.
- [8] Wang Y, Yang Y, Yu H, et al. Experimental study of the effects of initial shear stress on post-liquefaction behavior of submarine liquefiable ground: An energy-based evaluation [J]. Applied Ocean Research, 2023, 141: 103755.
- [9] Sasitharan S, Robertson P, Sego D, et al. Collapse behavior of sand [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1993, 30(4): 569-577.
- [10] Chu J, Leong W, Loke W, et al. Instability of loose sand under drained conditions [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(2): 207-216.
- [11] Reid D. On the effect of anisotropy on drained static liquefaction triggering [J]. Géotechnique Letters, 2020, 10(3): 393-397.
- [12] Fanni R, Reid D, Fourie A. Effect of principal stress direction on the instability of sand under the constant shear drained stress path [J]. Géotechnique, 2022, 74(9): 875-891.
- [13] 吕玺琳,赖海波,黄茂松.饱和土体静态液化失稳理论预测[J].岩土力学,2014,35(5):1329-1339.
- [14] Baki M A, Rahman M, Lo S. Liquefaction of a coal ash investigated by monotonic and cyclic triaxial tests [J]. Soils and Foundations, 2019, 59: 1522-1536.
- [15] Pan K, Yang Z X, Cai Y Q. Flow liquefaction potential of loose sand: stress path envelope and energy-based evaluation [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2021, 58: 1783-1789.
- [16] Baki M A L, Rahman M, Lo S, et al. Linkage between static and cyclic liquefaction of loose sand with a range of fines contents [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2012, 49(8): 891-906.
- [17] Mohammadnejad T, Andradej E. Flow liquefaction instability prediction using finite elements [J]. Acta Geotechnica, 2015, 10(1): 83-100.
- [18] Yang J. Non-uniqueness of flow liquefaction line for loose sand [J]. Géotechnique, 2002, 52(10): 757-760.
- [19] Sladen j, D'hollander R, Krahn J. The liquefaction of sands, a collapse surface approach [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1985, 22(4): 564-578.
- [20] Jefferies M, Been K. Soil liquefaction: a critical state approach (second edition) [M]. London: CRC press, Taylor & Francis Group, 2015: 241-245.
- [21] 许国辉,陈志远,任宇鹏,等.砂土液化概念的再认识[J].中国海洋大学学报,2023,53(12):138-145.
- [22] Bishop A W, Green G E. The influence of end restraint on the compression strength of a cohesionless soil [J]. Géotechnique, 1965, 15(3): 243-266.
- [23] Thomas H R, Cleall P, Li Y C, et al. Modelling of cryogenic processes in permafrost and seasonally frozen soils [J]. Géotechnique, 2009, 59(3): 173-184.
- [24] Lai Y, Pei W, Zhang M, et al. Study on theory model of hydro-thermal-mechanical interaction process in saturated freezing silty soil [J]. International Journal of Heat Mass Transfer, 2014, 78: 805-819.

(编辑:万 佳)