

复杂应力路径下饱和珊瑚砂孔压增长与刚度退化的阈值应变试验研究

秦悠¹, 龙慧¹, 吴琪², 庄海洋³, 陈国兴²

(1. 南华大学 土木工程学院, 湖南 衡阳 421001; 2. 南京工业大学 岩土工程研究所, 江苏 南京 211816;
3. 华东交通大学 土木建筑学院, 江西 南昌 330013)

摘要: 循环荷载作用下超静孔压的累积可能导致饱和珊瑚砂的局部或完全液化, 显著影响建(构)筑物的安全性。在数值模拟与分析中, 准确预估超静孔压的增长尤为重要, 而阈值应变的确定则是关键环节。通过循环应力主轴 90° 跳转和连续旋转的均等固结、不排水的单级和分级循环剪切试验, 提出了确定复杂应力路径下饱和珊瑚砂超静孔压增长和刚度退化的阈值应变(孔压阈值应变 γ_p 、刚度退化阈值应变 γ_d 和流动阈值应变 γ_f)的新方法。结果表明, γ_p 、 γ_d 和 γ_f 均受循环应力路径的影响较小, 但受初始相对密实度 D_r 的影响显著。此外, 随着 D_r 的增加, γ_p 和 γ_d 之间的差距逐渐扩大。在不同循环加载条件和初始物理状态下, γ_f 对应的孔压比约为 0.9, 而其对应的刚度指数约为 0.10。确定 γ_p 、 γ_d 和 γ_f 的新方法的提出可以有效减少室内循环试验的数量, 以便于作为数值计算或分析方法的输入值, 或用于表征土体在应力和应变条件下的行为特性。

关键词: 饱和珊瑚砂; 复杂应力路径; 阈值应变; 孔压增长; 刚度退化

中图分类号: TU 431

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2025)11-3441-10

Experimental study on threshold strain for pore pressure increase and stiffness degradation in saturated coral sand under complex stress paths

QIN You¹, LONG Hui¹, WU Qi², ZHUANG Hai-yang³, CHEN Guo-xing²

(1. School of Civil Engineering, University of South China, Hengyang, Hunan 421001, China;
2. Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing, Jiangsu 211816, China;
3. School of Civil Engineering and Architecture, East China Jiaotong University, Nanchang, Jiangxi 330013, China)

Abstract: The accumulation of excess pore water pressure (EPWP) under cyclic loading may induce partial or complete liquefaction of saturated coral sands, posing significant threats to the safety of structures and foundations. In numerical simulations and analyses, accurate prediction of EPWP development is essential, with the determination of threshold strain serving as a critical step. A novel method has been developed to determine the threshold strains (pore pressure threshold strain γ_p , stiffness degradation threshold strain γ_d , and flow threshold strain γ_f) for the EPWP generation and stiffness degradation in saturated coral sands under complex stress paths. This was achieved isotopically consolidated, undrained single-stage and multistage cyclic shear tests, including 90° jumps and continuous rotations of principal stress. The findings indicate that while γ_p , γ_d , and γ_f are relatively insensitive to the cyclic stress, they are significantly influenced by the initial relative density (D_r). Additionally, the gap between γ_p and γ_d widens as D_r increases. Under varying cyclic loading conditions and initial physical states, γ_f corresponds to the EPWP ratio of approximately 0.9, with a corresponding stiffness index of around 0.10. The proposed method for determining γ_p , γ_d , and γ_f can effectively reduce the number of required cyclic tests, making it suitable for use as input values in numerical calculations or analytical methods, and for characterizing soil behavior under stress and strain conditions.

Keywords: saturated coral sand; complex stress path; threshold strain; excess pore water pressure generation; stiffness degradation

收稿日期: 2024-12-10

录用日期: 2025-01-22

基金项目: 国家自然科学基金 (No. 52278503); 湖南省自然科学基金 (No. 2024JJ8503)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (52278503) and the National Science Foundation of Hunan Province (2024JJ8503).

第一作者简介: 秦悠, 男, 1994年生, 博士, 教授, 主要从事土动力学方面的研究。E-mail: qinyou94@163.com

通讯作者: 陈国兴, 男, 1963年生, 博士, 教授, 主要从事土动力学与岩土工程方面的研究工作。E-mail: gxc6307@163.com

1 引言

循环荷载作用下饱和砂土会出现超静孔压 u_e 和不可逆变形的累积, 进而导致局部或完全液化, 显著影响建(构)筑物的安全^[1]。因此, 研究 u_e 不仅在岩土地震工程中至关重要, 在海洋基础工程中同样有重要作用^[2-3]。在设计中, u_e 可以通过刚度退化系数来解释。然而, 由于土体反应和 u_e 的产生与消散之间存在复杂的非线性相互作用, 数值模拟的耦合模型通常更为适宜。无论何种情况, 循环室内试验结果都是此类计算的必要输入值^[4-5]。因此, 作为数值计算或分析方法的输入值, 并且作为表征土体应变状态变化的重要参数, 阈值应变的研究显得尤为重要。

u_e 的产生本质上是一个应变依赖而非应力依赖的过程。由于土体的循环强度似乎取决于 u_e 的产生, 因此, 循环强度的降低也是一个应变依赖的过程^[6]。在基于应变状态和应力-应变反应所提出的土体行为概念框架基础上^[7], Díaz-Rodríguez 等^[6]进一步总结了各种应变状态和应变阈值。对于饱和土, 有 4 种不同类型的循环阈值应变: 线性阈值应变 γ_{li} 、体积阈值应变 γ_{lv} 、刚度退化阈值应变 γ_{ld} 及流动阈值 γ_{lf} 。这些阈值应变及其划定的应变范围可以通过剪切模量(刚度)退化曲线来表征。

如图 1 所示, 线性阈值应变 γ_{li} 标志着土体从线性弹性到非线性弹性的转变。在该阈值之前, 土体

的非常小的应变弹性范围表现为几乎恒定的刚度区域, 能量耗散最小且不产生 u_e 。对于饱和砂土, γ_{li} 通常在 5×10^{-6} 到 6×10^{-5} 之间^[8]。在小应变区, 土体呈现出非线性应力-应变行为和细微的结构变化。体积阈值应变 γ_{lv} 或孔压阈值应变 γ_{lp} 则代表了具有完全可恢复性的小应变区与强度衰退较小的中应变区之间的界限^[9-10]。当应变低于这一值时, 土体不会产生显著的体应变或 u_e 积累^[11-12]。饱和砂的 γ_{lv} 或 γ_{lp} 通常在 8×10^{-5} 到 9×10^{-4} 之间, 并且与砂土类型、初始状态及循环加载条件密切相关^[9, 13]。

退化阈值应变 γ_{ld} 通常被视为剪切模量(刚度)开始快速下降的标志, 区分了可恢复刚度范围与快速刚度退化范围^[14-15]。当剪应变幅度超过 γ_{ld} 时, 初始结构出现损伤, 循环加载过程中表现出较高的能量损失, 并且试样中会显著积累 u_e ^[16]。此外, 流动阈值 γ_{lf} 定义了试样进入黏塑性模式并达到稳态相的转变点^[6, 17]。在超过 γ_{lf} 后, 应变状态进入残余应变范围^[18]。以上这些阈值应变在工程中得到了广泛应用, 但由于土体所受应力的复杂性, 关于复杂循环应力路径下饱和砂土的阈值应变的研究鲜有报道。

珊瑚岛礁主要分布在南北纬 30° 之间, 表层由未胶结的松散沉积层组成, 包含大量由造礁珊瑚、珊瑚藻及其他海洋生物的骨架残骸在原地沉积或近源搬运沉积而成的珊瑚砂^[19]。珊瑚砂是南海岛礁及毗邻海域的主要岩土介质, 地震引起的珊瑚砂液化

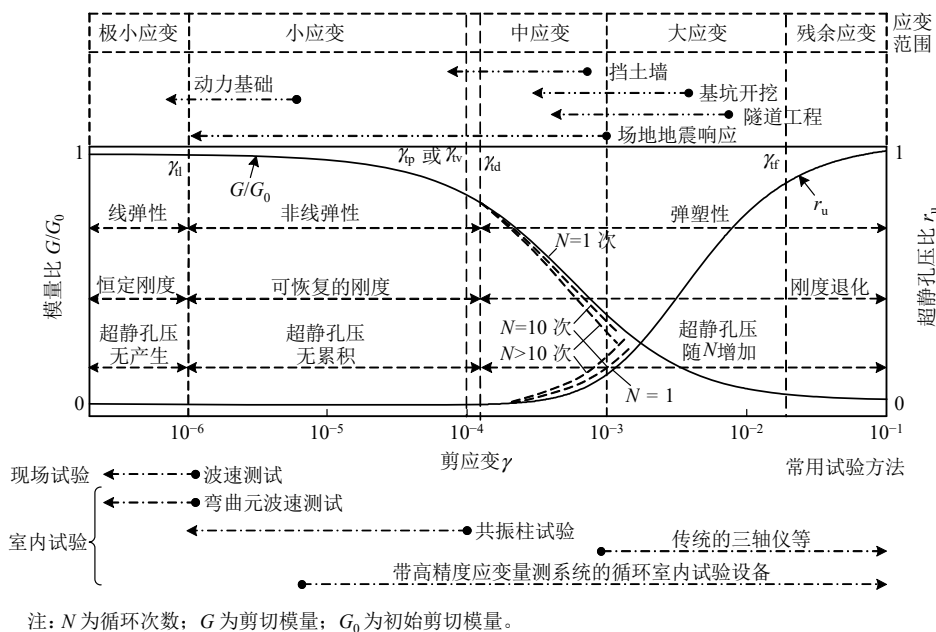


图 1 剪切模量退化及超静孔压比增长的曲线

Fig.1 Curves of shear modulus degradation and excess pore water pressure ratio generation

是珊瑚岛礁重大地震灾害的主要成因之一^[20]。此外，波浪诱发的海床液化灾害也有相关报道。在地震、波浪等复杂往复荷载作用下，地基土中的主应力通常会发生变化^[21-22]，因此，需要进一步考虑循环应力路径对饱和珊瑚砂阈值应变的影响。本文通过分级和单级应力控制的不排水循环剪切试验，探讨了复杂循环应力路径下饱和珊瑚砂的孔压阈值应变、刚度退化阈值应变和流动阈值。

2 试验设计

2.1 试验仪器

采用南京工业大学岩土工程研究所采购的空心圆柱扭剪仪（hollow cylindrical torsional shear apparatus，简称 HCA）开展不排水循环剪切试验。HCA 仪由以下 4 个主要部分组成：伺服主机系统及压力室（含自行研发增加的内压平衡仓）、压力/体积控制器、数据采集/控制系统以及计算机系统。该设备能够独立动态控制轴力 W 、扭矩 M_T 、外围压 p_o 和内围压 p_i ，HCA 仪的技术参数详见 Chen 等^[23]。如图 2 所示，空心圆柱试样的土单元存在 4 个应力分量：竖向应力 σ_z 、径向应力 σ_r ，环向应力 σ_θ 和扭剪应力 $\tau_{z\theta}$ ，大、中、小主应力（ σ_1 、 σ_2 、 σ_3 ）可通过这些应力分量计算得出。 σ_1 与 σ_z 的夹角为主应力方向角 α 。

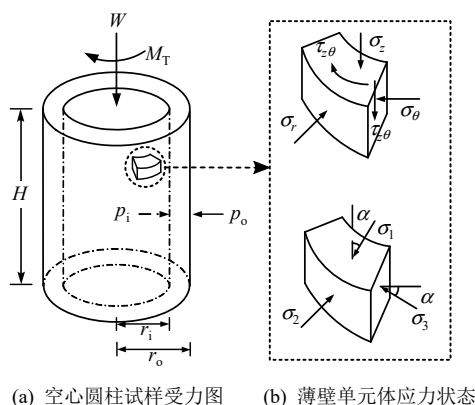


图 2 空心圆柱试样受力状态
Fig.2 Stress state of a hollow cylindrical specimen

2.2 试验材料及试样制备

试验材料为取自南沙群岛的珊瑚砂。从图 3 展示的试验珊瑚砂电镜扫描图可以看出，珊瑚砂颗粒表面粗糙，吸附少量细粒，形状不规则，大多呈次角状或片状，并且富含内孔隙。经测定，试验珊瑚砂的主要成分包括 55.5% 的文石，41.5% 的高镁方解石及 3.0% 的方解石，其碳酸钙含量约为 90.28%。试验

珊瑚砂的级配曲线如图 3 所示，根据规范测得试验珊瑚砂的相对密度 G_s 为 2.80，平均粒径 d_{50} 为 0.31 mm，不均匀系数 C_u 为 4.67，曲率系数 C_c 为 0.86，最大和最小孔隙比分别为 $e_{max} = 1.72$ ， $e_{min} = 0.99$ 。

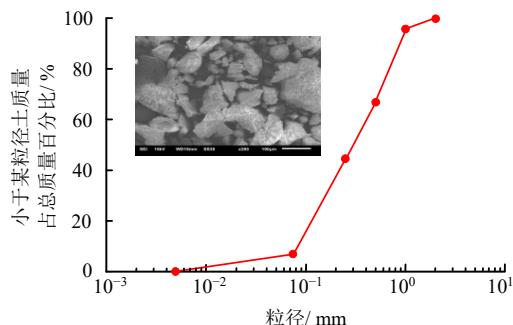


图 3 南沙珊瑚砂的级配曲线和电镜扫描图
Fig.3 Grading curve and SEM image of Nansha coral sand

试验采用空心圆柱试样，试样高度 $H = 200$ mm，内、外直径分别为 $d_i = 60$ mm、 $d_o = 100$ mm。采用干装法制样，控制初始相对密实度 D_r 分别为 30%、45%、60%和 70%。将烘干的砂土按照级配对每层所需的颗粒质量单独配制，均分 5 层倒入承膜筒中，对于松散或中密状态的试样，需要通过轻微振捣严格控制装样时的高度。对于较密实的试样，还需要轻击薄壁桶，并对各层之间进行刮毛处理，以确保试样的均匀性。将试样放置在压力室中后，为使试样达到饱和，先通入 15 min 的 CO_2 以置换土体中的空气，然后从试样底部通入无气水，直至无气泡排出；再分 3 步反压饱和至 400 kPa。饱和阶段需要对试样进行饱和度 S_r 测试，依据 B 值（ B 为均等固结条件下的孔隙压力系数）随 S_r 的单调增长关系可知^[24]，当 B 值 > 0.95 ， S_r 非常接近于 1。Skempton^[25]提出的 B 值如下所示：

$$\Delta u = B [\Delta \sigma_3 + A(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3)] \quad (1)$$

式中： A 为偏压或非均等固结条件下的孔隙压力系数； $\Delta \sigma_1$ 和 $\Delta \sigma_3$ 分别为大、小主应力的变化值； Δu 为孔压变化值。当测得 B 值 ≥ 0.97 时，可认为该试样已经饱和。饱和后，对试样进行均等固结，初始平均主应力 $p'_0 = 100$ kPa。通过数据采集系统及计算机控制系统采集并反馈试样的体积变化，依据试样固结前后体积变化量计算固结后相对密实度 D_{rc} 。表 1 和表 2 列出了 D_{rc} 的数据，发现相同 D_r 下试样的 D_{rc} 的波动范围较小，这表明试样制备的均匀性较好。

表 1 不排水循环剪切试验方案 (90° 跳转应力路径)
Table 1 Test protocol for undrained cyclic shear tests with 90° principal stress axis jumps and continuous rotations

编号	D_r /%	D_{rc} /%	α_σ /(°)	γ_p /%	γ_{id} /%	γ_{rf} /%
SS01	45	50.42	0.0	—	—	1.375
SS02	45	49.73	22.5	—	—	1.351
SS03	45	49.62	45.0	—	—	1.350
SS04	45	50.19	67.5	—	—	1.401
SS05	45	49.82	90.0	—	—	1.395
MS01	30	36.08	0.0	0.021 6	0.026 9	1.063
MS02	30	36.44	22.5	0.022 2	0.028 8	1.241
MS03	30	36.52	45.0	0.019 1	0.025 1	1.006
MS04	30	36.04	67.5	0.019 6	0.024 4	1.110
MS05	30	36.37	90.0	0.018 3	0.024 2	1.365
MS06	45	50.62	0.0	0.023 0	0.031 3	1.347
MS07	45	49.73	22.5	0.027 0	0.034 8	1.306
MS08	45	49.17	45.0	0.024 4	0.032 2	1.395
MS09	45	50.08	67.5	0.023 9	0.032 4	1.374
MS10	45	49.85	90.0	0.023 1	0.033 7	1.452
MS11	60	63.65	0.0	0.029 1	0.038 7	1.536
MS12	60	63.32	22.5	0.029 3	0.041 4	1.478
MS13	60	63.19	45.0	0.029 8	0.039 6	1.465
MS14	60	63.35	67.5	0.031 2	0.040 5	1.541
MS15	60	64.05	90.0	0.030 3	0.040 6	1.478
MS16	70	74.13	0.0	0.032 1	0.042 9	1.549
MS17	70	73.92	22.5	0.033 6	0.043 1	1.556
MS18	70	74.00	45.0	0.033 8	0.045 4	1.538
MS19	70	74.26	67.5	0.034 1	0.044 6	1.614
MS20	70	73.97	90.0	0.032 4	0.042 0	1.581

注：编号 SS 为单级加载试验，MS 为分级加载试验， α_σ 为初始主应力方向角。

表 2 不排水循环剪切试验方案 (连续旋转应力路径)
Table 2 Test protocol for undrained cyclic shear tests with continuous principal stress direction rotations

编号	D_r /%	D_{rc} /%	$\alpha_{\sigma_{max}}$ /(°)	γ_p /%	γ_{id} /%	γ_{rf} /%
SS06	45	50.14	22.5	—	—	1.336
SS07	45	49.10	45.0	—	—	1.382
SS08	45	51.61	67.5	—	—	1.340
SS09	45	49.87	90.0	—	—	1.411
MS21	45	50.11	22.5	0.028 4	0.032 9	1.354
MS22	45	49.98	45.0	0.028 0	0.034 2	1.388

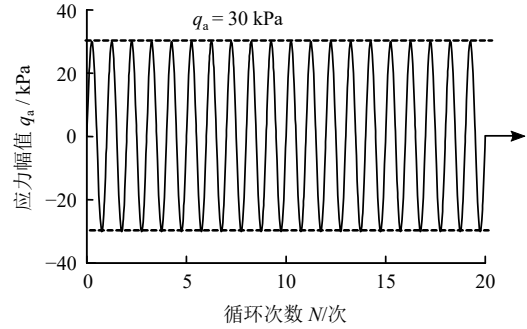
注： $\alpha_{\sigma_{max}}$ 为最大循环加载方向角。

2.3 试验方案

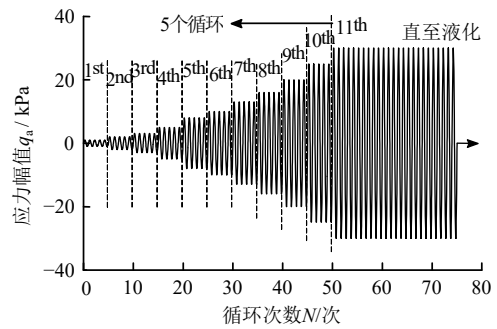
为探究复杂应力路径下饱和珊瑚砂的阈值应变，设计了单级和分级应力控制的不排水循环剪切试验。如图 4 所示，在单级试验中，使用单一应力幅值 q_a 循环加载直至试样液化；而在分级试验中，采用多个不同应力幅值组成，加载过程连续不中断，前 10 个阶段依次进行 5 个周期的循环加载，期间 q_a 逐渐增加，直至第 11 个阶段， q_a 达到 30 kPa，并

持续加载至液化。循环应力比 CSR (cyclic stress ratio) 被定义为 q_a 与 p'_0 的比值^[26]。对于空心圆柱试样， q_a 可被表示为^[3, 9, 27]

$$q_a = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2 \Big|_{\max} = \sqrt{(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 / 4 + \tau_{z\theta}^2} \Big|_{\max} \quad (2)$$



(a) 连续加载试验



(b) 分级加载试验

图 4 单级及分级的不排水循环剪切试验的示意图
Fig.4 Schematic of single-staged and multi-staged undrained cyclic shear tests

故分级试验的 CSR 从 0.01 逐步增加至 0.30。单级试验选取较为典型的 $q_a = 30 \text{ kPa}$ ^[3, 28]，即 $\text{CSR} = 0.30$ 。珊瑚砂由于其复杂的赋存条件，在综合考虑地震和波浪荷载的典型频率范围后^[9, 29]，无论进行分级试验还是单级试验，其循环加载试验的频率均设定为 0.1 Hz。此外，不排水循环剪切试验在应力主轴 90° 跳转和连续旋转的应力路径条件下进行，应力主轴 90° 跳转应力路径的初始主应力方向角 α_σ 分别为 0°、22.5°、45.0°、67.5° 和 90.0°。连续旋转应力路径的最大循环加载方向角 $\alpha_{\sigma_{max}}$ 分别为 22.5°、45.0°、67.5° 和 90.0°。关于循环加载应力路径的详细说明，请参阅文献^[23]。试验中采用四向动态加载控制技术，确保在加载过程中的中主应力系数 b_σ 始终保持 0.5 不变，其中 $b_\sigma = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$ 。具体试验方案如表 1、2 所示。

3 试验结果及分析

3.1 不排水循环反应特性

图 5 展示了给定循环应力路径下饱和珊瑚砂试样在单级和分级试验中的不排水循环反应特性，包括超静孔压 u_e 、轴向应变 ε_z 、径向应变 ε_r 、环向应变 ε_θ 、扭剪应变 $\gamma_{z\theta}$ 及偏应变 γ_q ($\gamma_q = (\varepsilon_1 - \varepsilon_3) / 2$) 随循环次数 N 的变化，其中， ε_1 和 ε_3 分别为大、小主应变。

从图中可以看出，在单级试验中，循环荷载下 u_e 迅速累积，在前 5 个循环就已经达到 25 kPa，与之相对应的 γ_q (表征试样整体变形) 也已经累积到 0.25%。而在分级试验中，由于初始循环应力幅值较小， u_e 与应变的累积相对较为缓慢，尤其是在 $CSR \leq 0.10$ 时，分级试验中测得的 u_e 与应变无明显变化。

因此，分级试验较单级试验可以测得更宽应变范围的 u_e ，从而有助于更精确地获取相应阈值应变值。

图 6 为不同循环应力路径下饱和珊瑚砂的循环应变路径 $[(\varepsilon_z - \varepsilon_\theta) / 2, \gamma_{z\theta}]$ 发展趋势。循环应变路径上任意一点到原点的距离为偏应变 γ_q 。给定循环应力路径下，分级试验与单级试验的循环应变路径发展趋势一致，表明加载模式 (单级和分级) 不影响循环应变路径的发展。此外，图 7 展示了不同循环加载模式下饱和珊瑚砂试样的超静孔压比 r_u ($r_u = u_e / p'_0$) 随偏应变幅值 γ_{qa} 的变化。 r_u 与 γ_{qa} 的关系不受循环加载模式的影响。在半对数坐标系下，单级加载试验测得的应变值较为集中，无法反映较小应变水平下 u_e 的增长特性。相较之下，分级试验测出了小-中-大应变范围内 u_e 的变化。

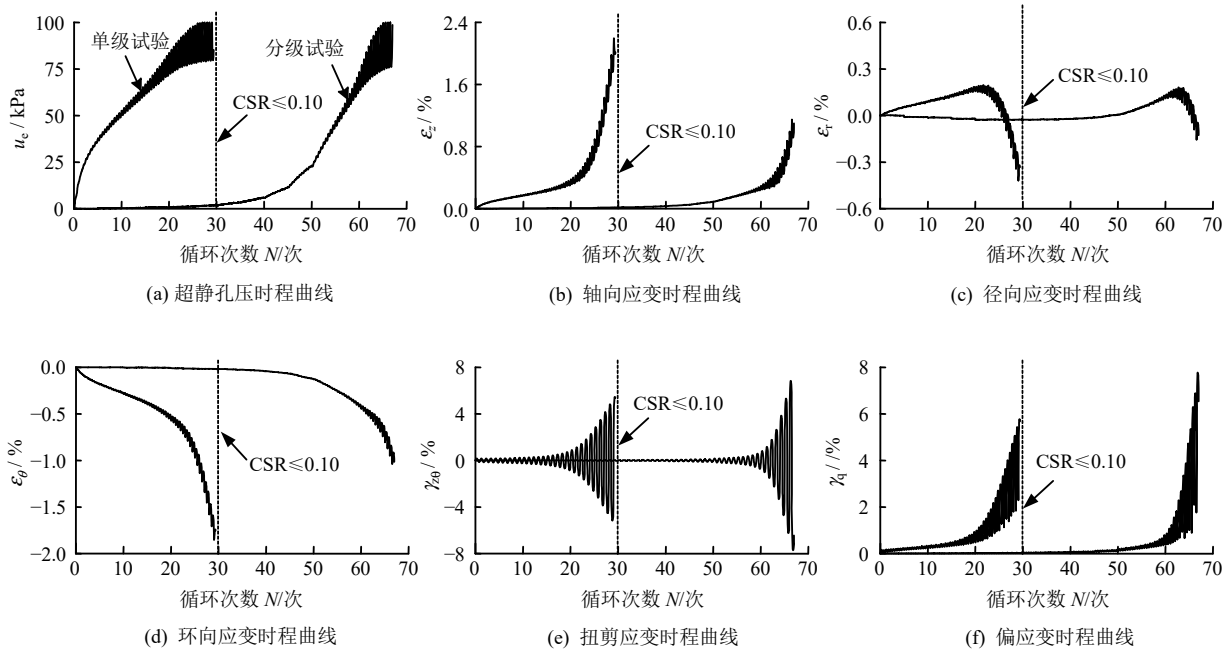


图 5 单级及分级试验的不排水循环反应特性

Fig.5 Undrained cycle response characteristics of single-staged and multi-staged tests

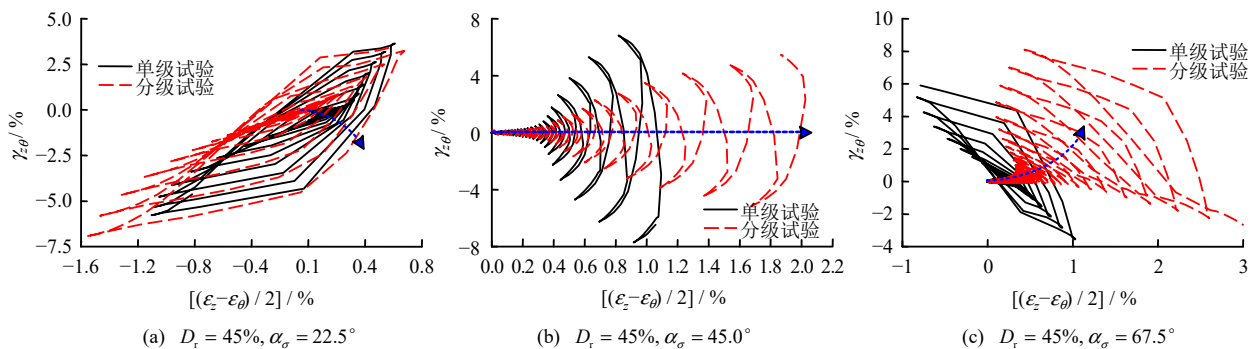


图 6 不同循环应力路径下饱和珊瑚砂的循环应变路径

Fig.6 Cyclic strain paths of saturated coral sand under various cyclic stress paths

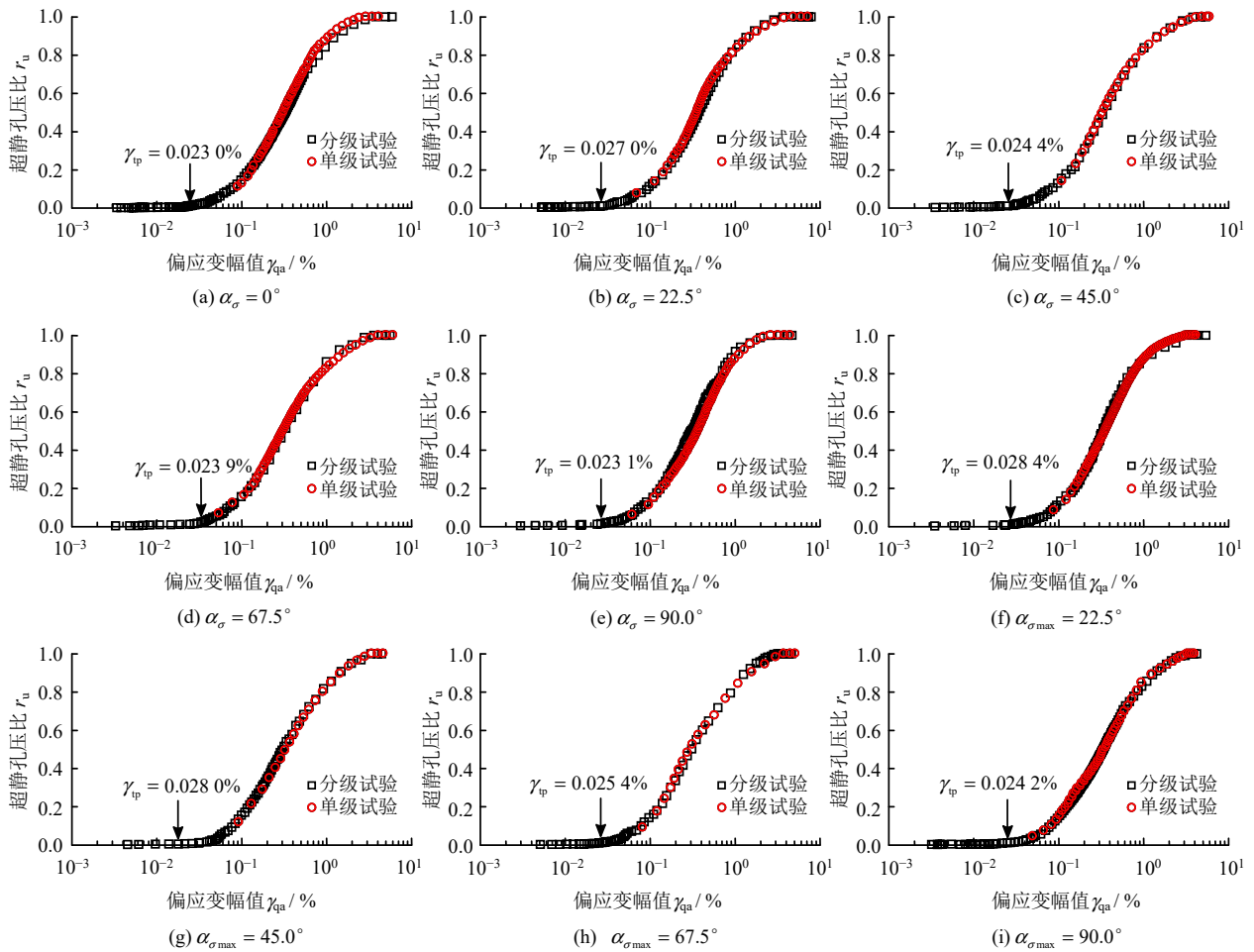


图 7 不同循环应力路径下超静孔压比随偏应变幅值的变化

Fig.7 Variation of excess pore water pressure ratio with deviatoric strain amplitude under various cyclic stress paths

3.2 超静孔压产生的阈值应变

孔压阈值应变 γ_{tp} (体积阈值应变 γ_{tv}) 表征了完全可恢复性的小应变区与仅伴随轻微强度衰减的中应变区之前的界限。低于该阈值时, 土体中不会出现明显的体应变 ϵ_v (排水条件) 或 u_e (不排水条件)。由于单级试验中测试方法的局限, 如图 7 所示, 第 1 个循环后量测到的 r_u 已经接近 0.1, 无法进一步研究孔压产生的阈值 (较小应变时的孔压)。在分级试验中, 初始施加的应力较小, 导致砂土结构仅发生微小变化, 试样表现出较低水平的 u_e 和应变累积。将 $r_u = 0.001$ (即 $u_e = 0.1$ kPa) 设为超静孔压产生的阈值, 其对应的 γ_{qa} 即为孔压阈值应变 γ_{tp} 。图 7 显示, 在 $D_r = 45\%$ 的条件下, 不同循环应力路径下饱和珊瑚砂的 γ_{tp} 范围为 0.023 0%~0.028 4%, 不同循环应力路径下 γ_{tp} 的变化较小, 局限于一个较窄的范围。对于不同的 D_r , 图 8 展示了不同循环应力路径下的 γ_{tp} 值, 整体来看, γ_{tp} 值随 D_r 增加而增大, 并且不同 D_r 下 γ_{tp} 的范围具有明确界限。该结果与 Hus^[11-12] 及 Sliver 等^[30] 的研究结果一致, 进一步验

证了上述规律的普适性和可靠性。

3.3 刚度退化的阈值应变

循环加载过程中刚度随循环次数增加而逐渐降低的阈值应变被称为刚度退化阈值应变 γ_{td} 。关于这一阈值常有争议。对于黏性土, γ_{tp} 与 γ_{td} 之间的区别更加明显, 甚至有时 γ_{td} 会小于 γ_{tp} ^[14]; 而对于饱和砂土, γ_{tp} 与 γ_{td} 之间的区别并不十分显著^[13], 也有研究报道称两者相等^[10]。本文试验数据使用 Chen 等^[31] 提出的基于相关函数法的模量计算方法进行处理。该方法在计算小应变时较传统方法具有更高的精度, 详细的计算过程详见文献^[31]。

图 9 展示了不同 D_r 下饱和珊瑚砂试样的刚度 G 随 γ_{qa} 的变化。从图中可以看出, 在小-中应变范围 ($<10^{-4}$) 时, 不同 D_r 下的饱和珊瑚砂的 G 表现出随 γ_{qa} 增加先增后减的趋势, 这一现象也被 Vucetic^[13]、杨铮涛^[28] 等报道。其机制可解释为砂土颗粒在循环加载过程中接触状态的变化导致颗粒硬化, 随后转变为软化 (即刚度衰退)。伴随着 u_e 的增加, 持续的循环加载会使砂粒间的接触状态进一步改变, 颗粒

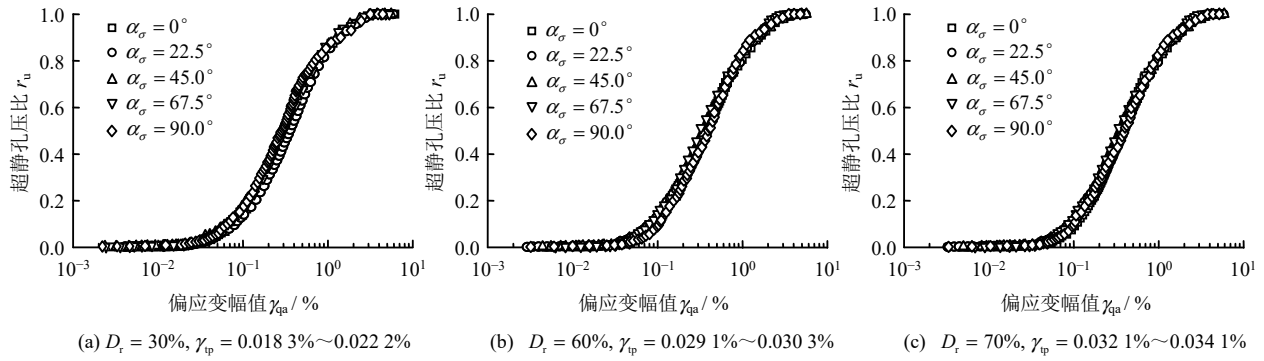


图 8 不同初始相对密度下超静孔压比随偏应变幅值的变化

Fig.8 Variation of excess pore water pressure ratio with deviatoric strain amplitude under various initial relative densities

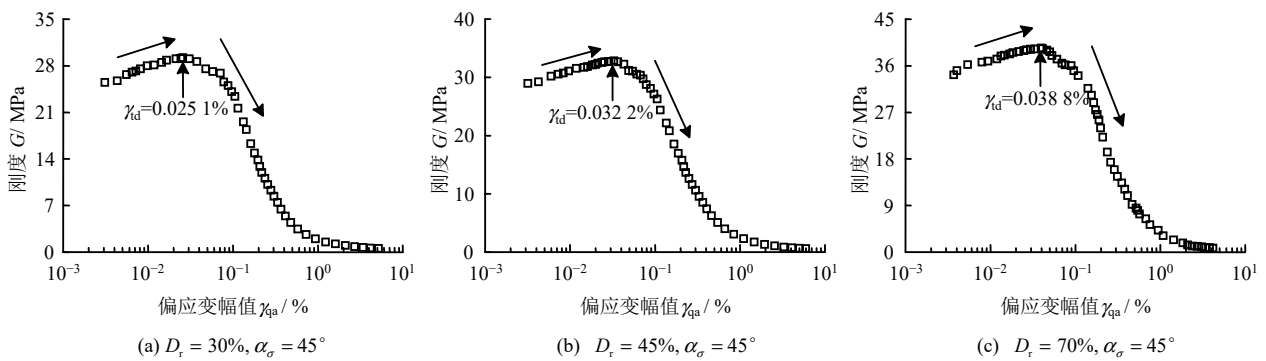


图 9 不同初始相对密度下刚度随偏应变幅值的变化

Fig.9 Variation of stiffness with deviatoric strain amplitude under various initial relative densities

间的接触趋于紧密，接触力增大。然而，产生的 u_e 会导致有效应力降低，从而使砂粒间的接触力减小，宏观上表现为 G 的循环衰退特征。

表 1 和表 2 详细展示了不同初始状态和循环加载条件下饱和珊瑚砂的 γ_{ip} 与 γ_{id} 值。如图 10 所示， γ_{ip} 与 γ_{id} 之间存在分界线，且两者之间的差距随着 D_r 的增加而增大。这表明， D_r 的增加使得在相同应变水平下砂粒之间的相对位移减少，导致 u_e 积累转变为刚度退化所需的应变水平增加。

3.4 流动阈值

流动阈值定义为试样在表现出黏塑性材料特性并达到稳态状态时的应变，此时刚度降至约初始刚度 G_0 的 10% (即 G/G_0 约为 0.1)。这一概念可解释为强度损失与材料状态转变的临界点。美国土木工程师学会土动力学委员会将“液化”定义为“任何物质转变为液体的行为或过程”，其中的液化触发概念与流动阈值的定义相似。Qin 等^[17]之前的研究提出了一种基于流体特性的液化触发方法，采用平均流动系数 κ_a 来评价循环荷载下饱和砂土的流动性 (见图 11)^[32] (图中， q 为偏应力， q_{min} 、 q_{max} 分

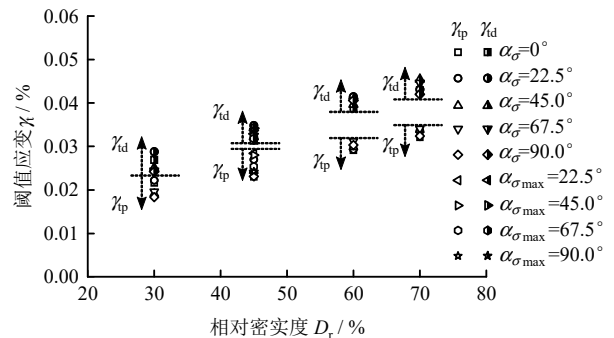


图 10 不同初始相对密度和循环加载条件的阈值应变
Fig.10 Threshold strain under different initial relative densities and cyclic loading conditions

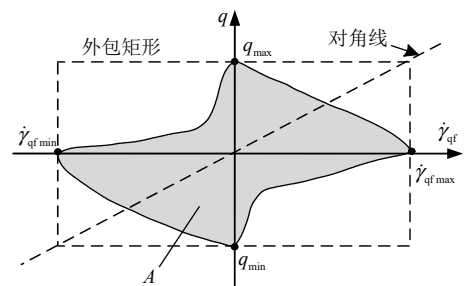


图 11 平均流动系数的物理意义^[17]
Fig.11 Physical meaning of average flow coefficient^[17]

别为单周循环内的最小、最大偏应力)：

$$\kappa_a = (\dot{\gamma}_{qf\max} - \dot{\gamma}_{qf\min})^2 / A \quad (3)$$

$$A = \iint d\bar{q}d\dot{\gamma}_q \quad (4)$$

式中： $\dot{\gamma}_{qf\max}$ 和 $\dot{\gamma}_{qf\min}$ 分别为一周循环荷载作用下的最大和最小偏应变率； A 为一周循环荷载作用下 $q-\dot{\gamma}_{qf}$ 曲线所围成的面积； $\dot{\gamma}_{qf}$ 为偏应变率； \bar{q} 为一周循环荷载作用的平均剪应力。

图 12 展示了平均流动系数的计算示意图。根据 κ_a 的定义可知^[33]， κ_a 不仅反映了应力-应变率曲线的形状影响，还体现了将饱和砂土作为流体考虑的表现黏度特性。该参数具有明显的物理意义，适合描述循环荷载作用下饱和砂土的流动特性。 κ_a 值越大，则该周循环荷载作用下平均偏应力引起的偏应变率越大，表明饱和砂土的流动性越强^[7]。

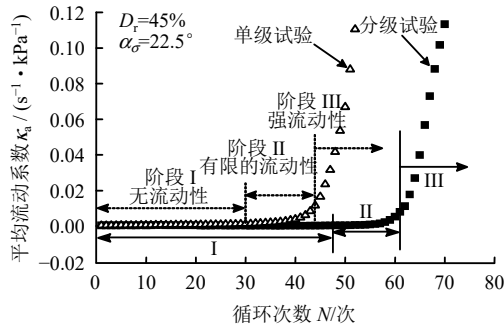


图 12 不同循环加载模式下饱和珊瑚砂的平均流动系数随循环次数的变化
Fig.12 Variation of mean flow coefficient of saturated coral sand with cycle number under different cyclic loadings

图 12 比较了单级试验与分级试验的流动性曲线（即 κ_a 与 N 的关系）。从图中可以看出，分级试验的循环次数明显更多，但两种试验方法测得的流动性曲线具有相似的特征。试样都经历了从无流动性的固态特性逐步转变为有限流动性的固-液过渡状态，最终达到类似液体的强流动性状态，这表明试验方法未改变饱和珊瑚砂的固液相变特性。

图 13 展示了不同初始状态和循环加载条件下饱和珊瑚砂的平均流动系数梯度 $\Delta\kappa_a / \kappa_a$ ($\Delta\kappa_a$ 为两个循环内的平均流动系数差值) 随 r_u 变化的情况，其中 $\Delta\kappa_a / \kappa_a = (\kappa_{a,i+1} - \kappa_{a,i}) / \kappa_{a,i}$ ， $\kappa_{a,i}$ 、 $\kappa_{a,i+1}$ 分别为第 i 个、 $i+1$ 循环的平均流动系数。 $\Delta\kappa_a / \kappa_a$ 随 r_u 的变化呈现出先增后减的趋势，并存在明显的转折点。在循环荷载作用下，饱和珊瑚砂试样的有效应力随 u_c 的积累逐渐降低，导致试样变形急剧积累及

宏观结构损伤。梯度表征平均流动系数的变化，尤其是其突然而显著的下降，表明了饱和珊瑚砂变形速率的剧变，标志着流动性的转折。饱和珊瑚砂试样从固态转变为液态的相变过渡状态对应的 r_u 约为 0.9，且定义为相变孔压比 r_{uth} 。

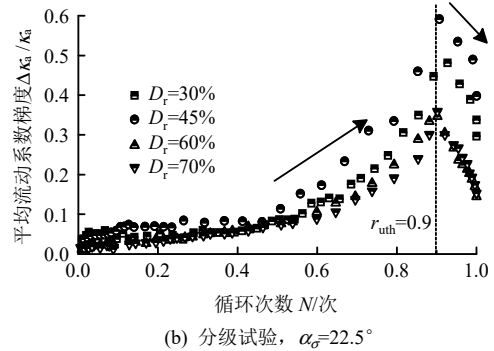
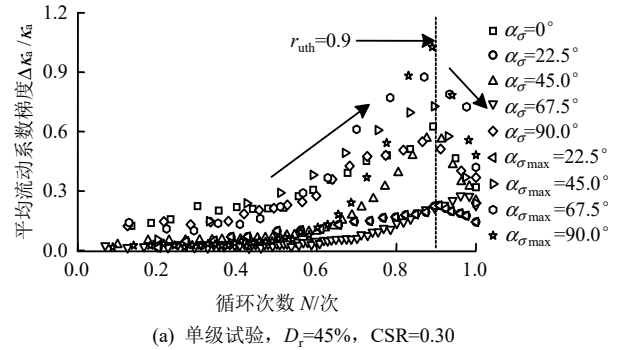


图 13 平均流动系数梯度随超静孔压比的变化
Fig.13 Variation of mean flow coefficient gradient with excess pore water pressure ratio

此外，图 14 展示了代表性试验工况下刚度指数 δ 随 γ_{qa} 变化的关系，其中 $\delta = G_N / G_1$ ， G_1 为刚度退化阈值对应的刚度， G_N 为第 N 个循环的刚度。研究发现，流动阈值对应的 δ 值接近 0.1，这与流动阈值的定义一致。因此， r_{uth} 对应的应变水平可视为复杂循环加载下饱和珊瑚砂的流动阈值。当然需要

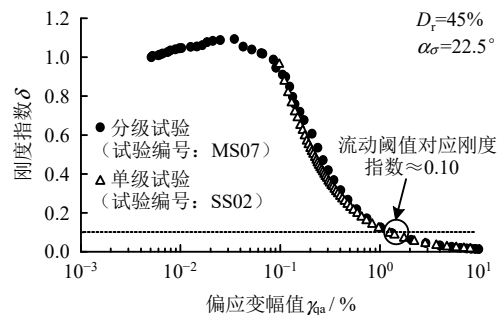


图 14 刚度指数随偏应变幅值的变化
Fig.14 Variation of stiffness index with deviatoric strain amplitude

指出的是, 通过流体特性表征饱和砂土流动阈值的可行性还需更多试验验证, 以便作为数值分析和计算的输入参数, 或用于表征土体在应力和应变条件下的行为特性。后续将进一步开展本文所提出的确定阈值应变的新方法的数值分析应用。

4 结 论

本文通过开展分级试验, 测量了复杂循环应力路径下饱和珊瑚砂的超静孔压 u_e 与刚度 G 的在宽应变范围内的变化, 探究了复杂循环应力路径下饱和珊瑚砂的孔压阈值应变、刚度退化阈值应变及流动阈值。得到了以下几点结论:

(1) 孔压阈值应变 γ_{tp} 和刚度退化阈值 γ_{td} 受循环应力路径的影响较小, 主要与初始相对密实度 D_r 有关, 且随着 D_r 的增加而增大。此外, γ_{td} 与 γ_{tp} 之间的差距也随着 D_r 的增加而不断扩大。

(2) 将液化珊瑚砂视为等效黏性流体, 基于平均流动系数梯度随超静孔压比的变化趋势, 提出了一种确定流动阈值 γ_{tf} 的新方法, γ_{tf} 对应刚度指数约为 0.1。

(3) 要覆盖土体的循环特性, 需要进行大量的循环试验, 为了减少室内循环试验的次数, 提出了确定 γ_{tp} 、 γ_{td} 和 γ_{tf} 的新方法, 以便于作为数值计算或分析方法的输入值, 或用于表征土体在应力和应变条件下的行为特性。

参 考 文 献

- [1] 张建民. 砂土动力学若干基本理论探究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(1): 1-50.
ZHANG Jian-min. New advances in basic theories of sand dynamics[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2012, 34(1): 1-50.
- [2] 刘汉龙, 张宇, 郭伟, 等. 微生物加固钙质砂动孔压模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(4): 790-801.
LIU Han-long, ZHANG Yu, GUO Wei, et al. A prediction model of dynamic pore water pressure for MICP-treated calcareous sand[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2021, 40(4): 790-801.
- [3] 秦悠, 杜歆宇, 马维嘉, 等. 不同循环应力路径下饱和珊瑚砂超静孔压增长的改进应力模型[J]. 岩土力学, 2023, 44(6): 1729-1738.
QIN You, DU Xin-yu, MA Wei-jia, et al. A stress-based model for the generation of excess pore water pressure in saturated coral sand subjected to various cyclic stress paths[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(6): 1729-1738.
- [4] SAATHOFF J, ACHMUS M. Excess pore pressure accumulation in sands – a shear strain threshold concept for optimization of a laboratory testing program[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2023, 165: 107721.
- [5] HESHMATI A A, SHAHNAZARI H, SARBAZ H. The cyclic threshold shear strains in very dense clean sand[J]. **European Journal of Environmental and Civil Engineering**, 2015, 19(7): 884-899.
- [6] DIAZ-RODRIGUEZ J A, LÓPEZ-MOLINA J A. Strain thresholds in soil dynamics[C]//Proceedings of 14th World Conference on Earthquake Engineering. Beijing: [s. n.], 2008.
- [7] TABATA K, VUCETIC M. Threshold shear strain for cyclic degradation of three clays[C]//Proceedings of 5th International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics. San Diego, California: [s. n.], 2010.
- [8] WICHTMANN T, TRIANTAFYLIDIS T. On the influence of the grain size distribution curve on P-wave velocity, constrained elastic modulus M_{max} and Poisson's ratio of quartz sands[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2010, 30(8): 757-766.
- [9] CHEN G X, QIN Y, WU Q, et al. A unified model of cyclic shear–volume coupling and excess pore water pressure generation for sandy soils under various cyclic loading patterns[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2024, 150(9): 4024075.
- [10] CHEN G X, ZHAO D F, CHEN W Y, et al. Excess pore-water pressure generation in cyclic undrained testing[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2019, 145(7): 4019022.
- [11] HSU C C, VUCETIC M. Volumetric threshold shear strain for cyclic settlement[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2004, 130(1): 58-70.
- [12] HSU C C, VUCETIC M. Threshold shear strain for cyclic pore-water pressure in cohesive soils[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2006, 132(10): 1325-1335.
- [13] VUCETIC M, MORTEZAIE A. Cyclic secant shear modulus versus pore water pressure in sands at small cyclic strains[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2015, 70: 60-72.
- [14] 肖兴, 吉东伟, 杭天柱, 等. 海洋黏土孔压增长和刚度弱化的循环阈值剪应变试验研究[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(增刊1): 123-127.
XIAO Xing, JI Dong-wei, HUANG Tian-zhu, et al.

- Cyclic threshold shear strains for pore water pressure generation and stiffness degradation in marine clay[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2023, 45(Suppl.1): 123-127.
- [15] CHU M C, GE L. Stiffness degradation of coarse and fine sand mixtures due to cyclic loading[J]. **Engineering Geology**, 2021, 288: 106155.
- [16] VUCETIC M, THANGAVEL H, MORTEZAIE A. Cyclic secant shear modulus and pore water pressure change in sands at small cyclic strains[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2021, 147(5): 4021018.
- [17] QIN Y, DU X Y, YANG Z T, et al. Characteristics of solid-liquid phase transformation of saturated coral sand subjected to various patterns of cyclic loading[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2023, 60(11): 1681-1694.
- [18] 秦悠, 杨铮涛, 吴琪, 等. 不同循环加载方式下饱和珊瑚砂的液化流动特性[J]. **岩土工程学报**, 2023, 45(8): 1625-1634.
- QIN You, YANG Zheng-tao, WU Qi, et al. Liquefaction flow characteristics of saturated coral sand subjected to various patterns of cyclic loading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2023, 45(8): 1625-1634.
- [19] WANG X Z, JIAO Y Y, WANG R, et al. Engineering characteristics of the calcareous sand in Nansha Islands, South China Sea[J]. **Engineering Geology**, 2011, 120(1-4): 40-47.
- [20] WU Y, LI N, WANG X Z, et al. Experimental investigation on mechanical behavior and particle crushing of calcareous sand retrieved from South China Sea[J]. **Engineering Geology**, 2021, 280: 105932.
- [21] 李男, 黄博, 凌道盛, 等. 斜椭圆应力路径下饱和松砂动力特性试验研究[J]. **岩土力学**, 2015, 36(1): 156-162, 170.
- LI Nan, HUANG Bo, LING Dao-sheng, et al. Experimental research on behaviors of saturated loose sand subjected to oblique ellipse stress path[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(1): 156-162, 170.
- [22] 许成顺, 高英, 杜修力, 等. 双向耦合剪切条件下饱和砂土动强度特性试验研究[J]. **岩土工程学报**, 2014(12): 2335-2340.
- XU Cheng-shun, GAO Ying, DU Xiu-li, et al. Dynamic strength of saturated sand under bi-directional cyclic loading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014(12): 2335-2340.
- [23] CHEN G X, WU Q, ZHOU Z L, et al. Undrained anisotropy and cyclic resistance of saturated silt subjected to various patterns of principal stress rotation[J]. **Géotechnique**, 2020, 70(4): 317-331.
- [24] VERNAY M, MORVAN M, BREUL P. Evaluation of the degree of saturation using Skempton coefficient B[J]. **Geomechanics and Geoengineering-An International Journal**, 2020, 15(2): 79-89.
- [25] SKEMPTON A W. The pore-pressure coefficients *A* and *B*[J]. **Geotechnique**, 1954, 4(4): 143-147.
- [26] ISHIHARA K, YAMAZAKI A. Analysis of wave-induced liquefaction in seabed deposits of sand[J]. **Soils and Foundations**, 1984, 24(3): 85-100.
- [27] QIN Y, LONG H, WU Q, et al. Volumetric strain accumulation for saturated coral sand under various cyclic loading patterns[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2025, 190: 109198.
- [28] 杨铮涛, 秦悠, 吴琪, 等. 加载频率对饱和珊瑚砂剪切模量硬化和衰退特性的影响[J]. **土木工程学报**, 2024, 57(5): 99-106.
- YANG Zheng-tao, QIN You, WU Qi, et al. Effect of loading frequency on the stiffening and decline characteristics of shear modulus of saturated coral sand[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2024, 57(5): 99-106.
- [29] YUE C, XU C S, LIANG K, et al. Effect of cyclic loading frequency on cyclic behaviour of saturated sand[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2023, 173: 108095.
- [30] SILVER M L, SEED H B. Volume changes in sands during cyclic loading[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division**, 1971, 97(9): 1171-1182.
- [31] CHEN G X, LIANG K, ZHAO K, et al. Shear modulus and damping ratio of saturated coral sand under generalized cyclic loadings[J]. **Géotechnique**, 2024, 74(2): 116-133.
- [32] 周正龙, 华凌霄, 徐令宇, 等. 初始剪应力作用下饱和粉土液化流动特性试验研究[J]. **岩土力学**, 2024, 45(11): 3295-3303.
- ZHOU Zheng-long, HUA Ling-xiao, XU Ling-yu, et al. Liquefaction flow characteristics of saturated silt under initial shear stress[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(11): 3295-3303.
- [33] 王志华, 周恩全, 陈国兴, 等. 循环荷载下饱和砂土固-液相变特征[J]. **岩土工程学报**, 2012, 34(9): 1604-1610.
- WANG Zhi-hua, ZHOU En-quan, CHEN Guo-xing, et al. Characteristics of solid-liquid phase change of saturated sand under cyclic loading[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2012, 34(9): 1604-1610.