

DOI: 10.11779/CJGE20230730

基于能量法的海洋黏土循环破坏准则试验研究

肖兴¹, 吉东伟¹, 吴琪^{*1,2}, 李元曦³, 陈国兴^{1,2}

(1. 南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009; 2. 江苏省土木工程防震技术研究中心 江苏 南京 210009; 3. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广东 广州 510663)

摘要: 海洋黏土循环强度的合理确定对确保海洋结构物全寿命服役期的稳定性有重要意义。针对不同塑性指数 I_p 长江口原状海洋黏土, 开展了不同循环应力比 CSR 条件下的常体积循环单剪试验, 结合能量法探究了原状海洋黏土的循环破坏准则。研究表明: 原状海洋黏土存在门槛循环应力比 CSR_{th} , 当 $CSR < CSR_{th}$ 时, 单圈能量耗散 W_i 只在较小范围内线性发展, 土体不会发生循环破坏; 当 $CSR > CSR_{th}$ 时, W_i 随循环振次 N 的发展曲线因土体结构的严重破坏而出现突变点, 并以该点作为破坏点确定了破坏振次 N_f 和破坏双幅剪应变 $\gamma_{DA,f}$; 长江口原状海洋黏土的 CSR_{th} 随 I_p 增大增长呈现幂函数关系。随着 CSR 和 I_p 的增大, W_i 和 $\gamma_{DA,f}$ 均逐渐增大, N_f 逐渐减小。 $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5}$ - CSR - CSR_{th} 的数据点分布在一个较窄的范围内, 且 $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5}$ 随 CSR - CSR_{th} 增长服从线性函数关系, 提出了适用于不同海域原状海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 的评价方法。
关键词: 海洋黏土; 循环单剪试验; 能量耗散; 循环强度; 循环破坏准则

中图分类号: TU435

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2024)11-2361-10

作者简介: 肖兴(1995—), 男, 博士研究生, 主要从事海洋土动力特性方面的研究工作。E-mail: xx_0524@126.com。

Experimental investigation on cyclic failure criteria for marine clay based on energy method

XIAO Xing¹, JI Dongwei¹, WU Qi^{1,2}, LI Yuanxi³, CHEN Guoxing^{1,2}

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China; 2. Civil Engineering and Earthquake Disaster Prevention Center of Jiangsu Province, Nanjing 210009, China; 3. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

Abstract: The reasonable determination of the cyclic strength of marine clay is critical for ensuring the stability of marine structures throughout their service life. In order to study the cyclic failure criteria for the marine clay, a series of constant-volume cyclic direct simple shear tests are performed on the undisturbed saturated marine clay in the Yangtze River Estuary with different plasticity indexes (I_p) under different cyclic stress ratios (CSRs). The cyclic responses of the marine clay specimens are presented. The cyclic failure criteria are investigated by employing the energy method. The results indicate that there is a threshold cyclic stress ratio (CSR_{th}) in the undisturbed marine clay. When the CSR is smaller than the CSR_{th} , the energy dissipation per cycle (W_i) develops linearly only within a limited range that does not contribute to the cyclic failure of marine clay. However, when the CSR exceeds the CSR_{th} , the development curve of W_i with the number of cycles (N) shows an inflection point due to the serious damage of the soil structures. This point serves as the critical point for cyclic failure to determine the number of cycles to failure (N_f) and the double-amplitude shear strain to failure ($\gamma_{DA,f}$). The CSR_{th} of the marine clay in the Yangtze River Estuary exhibits a power function relationship with the increasing I_p . Additionally, with the increasing CSR and I_p , both W_i and $\gamma_{DA,f}$ tend to increase, while the N_f gradually decreases. Furthermore, the data points of $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5} \sim CSR$ - CSR_{th} for all the tests are distributed in a narrow band, and a virtually positive linear relationship exists between the $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5}$ and CSR - CSR_{th} . Finally, a $\gamma_{DA,f}$ evaluation method applicable to the marine clay in different seas is proposed for practical geotechnical engineering.

Key words: marine clay; cyclic direct simple shear test; energy dissipation; cyclic strength; cyclic failure criterion

0 引言

为积极应对能源瓶颈问题和加快实现“建设海洋强国”战略目标, 中国已在江苏、福建、广东等沿海

基金项目: 国家自然科学基金项目(51978334)

收稿日期: 2023-08-01

*通信作者(E-mail: qw09061801@163.com)

地区大力开发利用海洋资源,规划海上钻井平台、风电平台、风暴潮屏障、跨海大桥等海洋结构物建设。这些海洋结构物常固定或系泊于含软黏土的海床地基上^[1-3],其基础及周围软黏土不仅受波浪和洋流的长期循环作用,还偶尔受地震、风暴潮等的短期循环作用。然而,循环荷载作用下黏土具有显著刚度弱化特性,其循环强度是海洋结构物强度及长期稳定服役设计的关键参数^[4-6]。因此,研究海洋黏土的循环强度特性,对确保海洋结构物服役期的稳定性具有重要意义。

循环强度常定义为土单元在一定循环振次达到破坏标准时所需的循环应力比 CSR。可见,循环强度的确定与循环破坏准则密切相关。不排水条件下土体的循环破坏标准可分为孔压标准^[7-8]和应变标准^[4-6]。孔压标准常作为砂类土的破坏标准^[9-11]。而黏土的渗透性较低,孔压难以准确测量^[12-13],且物理指标(塑性指数 I_p 、孔隙比 e 等)和加载条件(CSR、频率 f 等)对软黏土的孔压发展水平有显著影响^[14-15]。因此,以孔压比 r_u 达到某一固定值为黏土循环破坏标准是不合适的。故黏土常以应变标准作为循环破坏标准。部分学者在循环三轴和循环单剪试验中以双幅应变达 10% 或 15% 为循环破坏标准^[4-6, 16-24]。另外,循环作用下黏土双幅应变的发展存在拐点,部分学者以拐点对应的双幅应变幅值作为破坏标准^[25-26],以此确定的破坏应变不是一个固定值,而是随 CSR 的增大而增大。需要指出的是,上述研究均是仅从应变发展角度来确定破坏标准,未结合黏土其他循环特性(孔压发展、刚度弱化等)进行机制分析。且研究表明,仅从应变发展角度确定的破坏标准会影响结果分析的准确性^[27-28]。因此,仍需深入研究海洋黏土循环破坏准则。

学者尝试结合黏土静、动力特性来研究海洋黏土的循环破坏准则,如在循环单剪试验中,Jin 等^[7]和 Malek 等^[29]根据静单剪试验确定的临界状态线分别提出以双幅剪应变 γ_{DA} 分别约为 3%, 5%~9% 作为重塑海洋黏土的循环破坏标准;Malek 等^[30]根据应力应变滞回曲线发展状态将单幅剪应变为 3.75% 作为黏土循环破坏标准。此外,土体动力特性与土体能量耗散密切相关,循环作用下土体结构破坏、颗粒重新排列、孔压增长等都需要消耗能量^[29, 31-34]。能量为标量且与应变和孔压均有联系,故以能量法开展土体循环破坏准则的研究有一定优越性。Shan 等^[28]通过对重塑海洋黏土的循环三轴试验建立了基于单圈能量耗散比的循环破坏能量准则。Dai 等^[35]对渤海湾南海岸原状海洋黏土开展了循环三轴试验,提出耗散能量速率 $\dot{W}$,发现 $\dot{W}$ 与循环振次 N 间呈负幂函数关系($\dot{W}=aN^{-b}$),其中参数 $b < 0.755$ 时土体发生循环破坏。综上所述,对于判断海洋黏土循环破坏的合适准则,目前仍没有达成共识,且已提出的循环破坏准则能否适用不同海

域的原状海洋黏土仍需进一步探索。

针对不同塑性指数 I_p 的长江入海口原状海洋黏土开展了系列常体积循环单剪试验,从单圈能量耗散的角度,提出海洋黏土循环破坏准则,建立海洋黏土发生循环破坏时的双幅剪应变的评价方法,并验证了该方法适用于不同海域、沉积条件下的原状海洋黏土。

1 试验设计

1.1 试验仪器

采用 GDS 公司研制的伺服电机控制循环单剪仪(EMDSS)开展海洋黏土常体积循环单剪试验(图 1)。该仪器在主动控制高度时可实现法向应变波动小于 0.01%,从而使试样体积保持恒定来模拟不排水条件。特氟龙涂层低摩擦限制环可以限制试样的径向变形,以保证截面积恒定(K_0 状态),限制环厚度为 1 mm。试验中,剪切力由内置和外置的剪切荷重传感器测量,可减小了机械摩擦带来的误差;法向和剪切位移可通过高精度 LVDT 传感器测量。仪器技术指标见表 1。

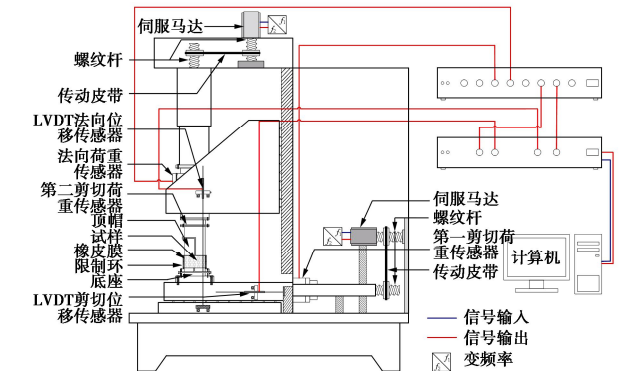


图 1 EMDSS 循环单剪仪示意图

Fig. 1 Sketch of cyclic direct simple shear test apparatus

表 1 循环单剪仪传感器的量程、误差以及精度

Table 1 Measuring ranges, errors and precisions of sensors for cyclic direct simple shear test apparatus

传感器	量程	误差	精度
法向荷重传感器	5 kN	0.1% F_s	0.2 N
第一剪切荷重传感器	5 kN	0.1% F_s	0.2 N
第二剪切荷重传感器	5 kN	0.1% F_s	0.2 N
LVDT 法向位移传感器	± 2.5 mm	0.1% F_s	0.1 μ m
LVDT 剪切位移传感器	± 10 mm	0.1% F_s	0.4 μ m
加载频率	≤ 5 Hz	—	—
位移传感器	± 25 mm	0.1% F_s	0.8 μ m

注: F_s = 满量程。

1.2 取样区域概况与海洋原状土物理性质指标

试验原状海洋土 Y1~Y10 取自长江入海口,场区位置如图 2 所示,水域地面最低高程约为 -13 m,地形起伏较小,最大高差为 6 m。此处江口断面扩大,水流变缓,长江搬运的碎屑泥沙在此处快速沉积。该场区存在东海的前进潮波和黄海的旋转潮波两个潮波

系统, 其潮型呈不规则半日潮, 涨潮延时约 5~6 h, 落潮延时约 6~8 h, 潮差范围为 0.06~5.80 m, 涨潮流速略大于落潮流速。此处海洋土的沉积受海波和长江水流的共同影响。

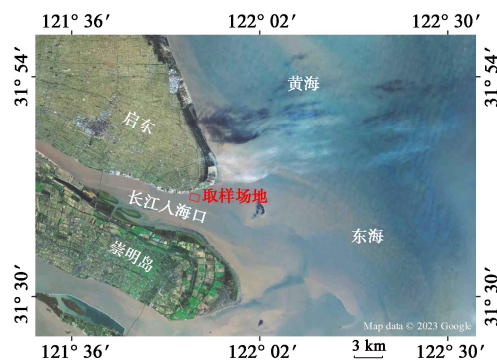


图 2 长江口取样场地地理位置 (来源: 谷歌地图)

Fig. 2 Geographical location of sampling site in Yangtze River Estuary (Base map data © 2023 Google)

用于验证的原状海洋黏土 L1~L3 取自辽东湾营口段近海域。此处无陆源水流, 水深由西南向东北缓慢加深, 取样处水深约 6.1 m。该区域潮汐类型为不规则半日潮, 相邻潮高具有较明显的日不等现象, 最大潮差约 3.2 m。此处海洋土的沉积仅受海波的影响。

依据《建筑工程地质勘探与取样技术规程: JGJ/T 87—2012》^[36]通过敞口薄壁取土器静力压入法取原状海洋土, 封装后运入恒温恒湿养护室。对试样依据《土工试验方法标准: GB/T 50123—2019》^[37]测试其基本物理指标, 详见表 2。测试发现, 所测试样处于正常固结和饱和状态, 试样 Y1~Y10 的初始含水率 w_0 较为相近, 介于 37.52%~44.80%, 初始孔隙比 e_0 介于 1.03~1.21; 试样 L1~L3 的 w_0 和 e_0 相对较小。根据 ASTM D2487^[38]土的分类标准 (图 3), 试验所选用的试样 Y1~Y6 为高液限黏土 (CH), 其余试样均为低液限黏土 (CL)。

表 2 海洋黏土基本物理指标

Table 2 Basic physical properties of marine clay

取样 区域	土样 编号	海床以下 深度 H/m	相对质量密度 G_s	天然含水率 $w_0/\%$	天然密度 $\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	初始 孔隙比 e_0	饱和度 $S_r/\%$	塑限 $w_p/\%$	液限 $w_L/\%$	塑性指数 I_p	土 类
长江入 海口	Y1	6.6	2.71	37.85	1.82	1.05	97.78	23.8	81.6	57.8	CH
	Y2	8.6	2.65	40.10	1.79	1.07	99.41	30.9	71.0	40.1	CH
	Y3	16.6	2.69	41.21	1.79	1.12	98.60	30.2	65.6	35.4	CH
	Y4	7.6	2.69	37.52	1.83	1.03	98.33	27.5	62.3	34.8	CH
	Y5	22.0	2.70	39.28	1.81	1.07	98.75	26.4	58.5	32.1	CH
	Y6	28.1	2.71	38.56	1.82	1.06	98.49	29.2	60.0	30.8	CH
	Y7	15.1	2.69	40.12	1.80	1.09	97.81	25.4	48.9	23.5	CL
	Y8	16.6	2.68	37.80	1.82	1.03	98.38	23.8	39.9	16.1	CL
	Y9	20.6	2.68	39.11	1.78	1.10	95.46	18.4	34.7	16.3	CL
	Y10	19.2	2.69	44.80	1.76	1.21	99.68	19.3	30.8	11.5	CL
辽东湾	L1	17.3	2.68	40.50	1.79	1.11	98.17	16.7	32.8	16.1	CL
营口段	L2	35.6	2.65	34.60	1.85	0.93	98.17	23.7	37.5	13.8	CL
近海域	L3	55.6	2.67	33.20	1.85	0.92	96.18	21.7	38.2	16.5	CL

注: 辽东湾营口段近海域的试样仅作验证用。

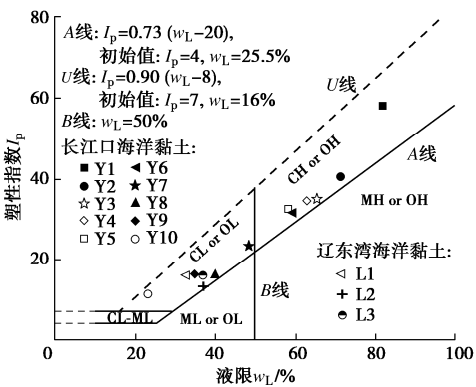


图 3 测试试样在土分类表中的分布

Fig. 3 Positions of tested marine soils in plasticity chart

1.3 试验步骤与方案

循环单剪试验步骤如下: ①利用环刀制成 3~4 个直径为 71.5 mm, 高为 20 mm 的圆柱试样; ②将制备好的试样安装到循环单剪仪的试验平台; ③根据各海洋土位于海床以下的深度, 确定所需施加法向固结应力 σ_v , 按规范^[39]分级施加固结应力, 直至达到预定 σ_v ; 按照规范^[39], 法向应变小于 0.05%/h 时, 可认为试样固结完成, 本试验固结完成标准取法向应变小于 0.02%/h, 计算固结后试样的孔隙比 e_c ; ④对固结完成的试样施加频率 f 为 0.1 Hz 的正弦波, 并控制法向位移不变, 试验停止标准为双幅剪应变 γ_{DA} 达 15% 时或循环振次 N 达 1000 次^[6-7]。循环应力比 CSR 定义为

$$\text{CSR} = \tau_c / \sigma_v \quad (1)$$

式中: τ_c 为循环剪应力幅值。

因试验中实际循环荷载的大小与预期值难免存在较小误差, 故取每个循环中实测循环荷载峰值来计算实际对试样施加的 CSR。具体试验工况如表 3 所示。Lunne 等^[40]依据将试样固结到原位有效应力后的孔隙比相较于初始孔隙比所发生的变化 ($\Delta e/e_0$, 其中 $\Delta e = e_0 - e_c$), 提出了超固结比 OCR 在 1~4 内的试样扰动

表 3 循环单剪试验方案

Table 3 Schemes for cyclic direct simple shear tests

试样 编号	σ_v / kPa	CSR	w_c / %	e_c	$\Delta e/e_0$	质量 等级	N_f / 次	$\gamma_{DA,f}$ / %	试样 编号	σ_v / kPa	CSR	w_c / %	e_c	$\Delta e/e_0$	质量 等级	N_f / 次	$\gamma_{DA,f}$ / %
Y1-1	50	0.202	36.55	1.013	0.034	1	664	6.61	Y6-1	190	0.152	35.94	0.989	0.068	2	>1000	—
Y1-2		0.221	36.62	1.015	0.032	1	237	7.83	Y6-2		0.178	36.09	0.993	0.064	2	330	6.26
Y1-3		0.248	36.62	1.015	0.032	1	81	8.53	Y6-3		0.202	36.02	0.991	0.066	2	60	7.08
Y1-4		0.271	36.73	1.018	0.029	1	47	9.61	Y6-4		0.221	35.87	0.987	0.070	2	20	8.11
Y2-1	60	0.170	36.94	1.007	0.058	2	>1000	—	Y7-1	100	0.139	37.61	1.042	0.043	2	>1000	—
Y2-2		0.201	36.68	1.000	0.065	2	223	6.94	Y7-2		0.158	37.50	1.039	0.046	2	657	5.08
Y2-3		0.221	36.79	1.003	0.062	2	42	7.85	Y7-3		0.181	36.56	1.013	0.070	2	67	6.50
Y2-4		0.249	36.57	0.997	0.068	2	20	8.94	Y7-4		0.221	36.85	1.021	0.062	2	16	8.18
Y3-1	110	0.164	37.55	1.032	0.082	3	>1000	—	Y8-1	120	0.124	36.30	1.000	0.029	1	>1000	—
Y3-2		0.182	37.88	1.041	0.074	3	654	6.38	Y8-2		0.148	36.12	0.995	0.034	1	621	5.27
Y3-3		0.199	38.31	1.053	0.063	2	188	6.80	Y8-3		0.179	36.05	0.993	0.035	1	51	6.83
Y3-4		0.219	38.09	1.047	0.069	2	70	7.46	Y8-4		0.221	35.94	0.990	0.038	1	5	8.23
Y4-1	50	0.162	35.99	0.992	0.033	1	>1000	—	Y9-1	140	0.124	35.72	1.014	0.076	3	>1000	—
Y4-2		0.181	35.27	0.972	0.052	2	486	6.18	Y9-2		0.150	35.89	1.019	0.072	3	638	5.16
Y4-3		0.203	35.38	0.975	0.049	1	103	7.84	Y9-3		0.180	36.00	1.022	0.069	2	51	6.74
Y4-4		0.222	34.83	0.960	0.064	2	30	8.92	Y9-4		0.221	36.39	1.033	0.059	2	8	8.13
Y5-1	145	0.153	36.48	1.001	0.068	2	>1000	—	Y10-1	130	0.105	42.24	1.140	0.058	2	>1000	—
Y5-2		0.182	36.69	1.007	0.063	2	304	6.10	Y10-2		0.117	42.37	1.152	0.048	2	596	4.41
Y5-3		0.205	37.17	1.020	0.050	2	86	7.60	Y10-3		0.148	41.82	1.137	0.059	2	159	5.89
Y5-4		0.225	36.84	1.011	0.059	2	25	9.09	Y10-4		0.179	42.23	1.148	0.050	2	19	6.99
L1-1	120	0.151	34.52	0.953	0.138	4	382	5.06	L3-1	370	0.163	27.08	0.763	0.149	4	173	5.22
L1-2		0.181	33.69	0.930	0.159	4	46	6.39	L3-2		0.180	26.90	0.758	0.177	4	40	6.31
L1-3		0.202	33.83	0.934	0.155	4	13	7.43	L3-3		0.201	26.97	0.760	0.152	4	5	7.28
L2-1	240	0.180	31.66	0.874	0.057	2	429	5.58	Y1-5	50	0.195	36.37	1.008	0.039	1	1342	4.88
L2-2		0.200	31.23	0.862	0.062	2	64	6.46	Y1-6		0.185	36.19	1.003	0.044	2	>2000	—
L2-3		0.222	31.52	0.870	0.054	2	33	7.46	Y1-7		0.175	36.01	0.998	0.049	2	>1000	—

注：Y1~Y10 为长江入海口海洋黏土，L1~L3 为辽东湾营口段近海域海洋黏土，其中 Y1-5~Y1-7 和 L1~L3 仅作验证使用，试样质量等级评价详见表 4。 w_c 为固结后试样的含水率； Δe 为固结前后试样孔隙比的变化量； N_f 为达到循环破坏标准所需的循环振次； $\gamma_{DA,f}$ 为达到循环破坏标准所需的循环破坏双幅剪应变。 σ_v 和 CSR 为试验的控制变量， w_c 、 e_c 和 $\Delta e/e_0$ 为固结完成后的计算结果， N_f 和 $\gamma_{DA,f}$ 为测试结果。

程度量化方法，该方法根据 OCR 和 $\Delta e/e_0$ 的大小将试样扰动程度划分为 4 个等级（表 4）。本试验选用的长江入海口海洋黏土试样绝大部分质量等级为 1~2 级，试样质量较好，扰动程度较低。辽东湾营口段近海域的海洋黏土 L1 和 L3 的质量等级为 4 级，已完全扰动；L2 的质量等级为 2 级，扰动程度较低。

表 4 试样质量等级评价^[41]

Table 4 Criteria for evaluation of specimen quality^[41]

OCR	$\Delta e/e_0$			
1~2	<0.04	0.04~0.07	0.07~0.14	>0.14
2~4	<0.03	0.03~0.05	0.05~0.10	>0.10
质量等级	1	2	3	4
试样质量	好~极好	好~差	差	极差
扰动程度	不扰动	轻微扰动	显著扰动	完全扰动

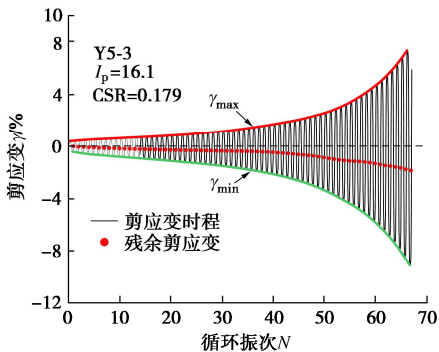
2 试验结果

2.1 应变发展特征

图 4 为长江入海口代表性试样 Y8-3 ($I_p = 16.1$ ，CSR = 0.18) 的剪应变 γ 时程和应力-应变曲线。图 4 (a) 红色实心点表示循环剪应力为 0 时试样的残余剪应变 γ_r ，红色线表示 γ 的最大值 γ_{max} ，绿色线表示 γ 的最小值 γ_{min} ，双幅剪应变 γ_{DA} 即为 $\gamma_{max} - \gamma_{min}$ 。可以发现，试样发生循环破坏时， γ 的发展呈现出明显的渐进性特

征，可分为两个阶段：①第一阶段，循环振次 N 约小于 30 时， γ 稳定线性增长；②第二阶段， N 大于 30 时， γ 快速曲线式增长，经历较少 N 后就达到试验停止标准。由图 4 (b) 可知，随着 γ 的逐渐增大，滞回圈的倾斜程度逐渐减小，表明试样的刚度和强度逐渐降低；当 γ 的发展处于第二阶段时，滞回圈的倾斜程度减小得尤为明显，其形状从“椭圆”型逐渐转变为“Z”型。

图 5 给出了半对数坐标系中不同塑性指数 I_p 和不用 CSR 条件下试样的 γ 和 γ_{DA} 时程曲线。不同 I_p 试样存在一个 CSR 临界值 CSR_{th}，使得当 CSR < CSR_{th} 时，试样不会发生循环破坏；当 CSR > CSR_{th} 时，在一定 N 作用下， γ_{DA} 发生曲线式增长，试样发生循环破坏。



(a) 循环剪应变时程曲线

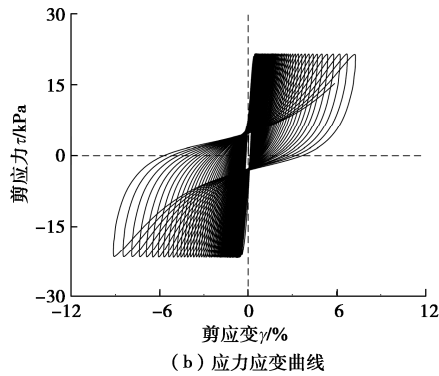


图 4 代表性试样 Y8-3 剪应变时程和应力应变曲线

Fig. 4 Shear strain time-history curves and shear stress-shear strain curves of specimen Y8-3

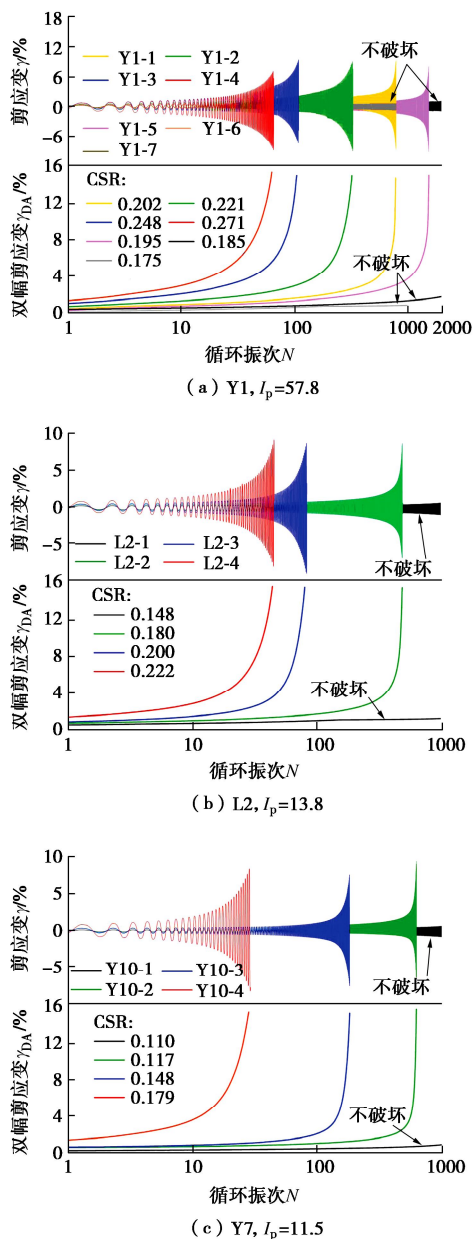


图 5 代表性试样的循环剪应变和双幅剪应变时程曲线

Fig. 5 Typical time-history curves of cyclic shear strain and double-amplitude shear strain of specimens

还可发现, 当 I_p 一定时, 试样达到循环破坏所需的 N 随着 CSR 的增加而减小; 当 CSR 一定时, 所需的 N 随着 I_p 的增加而增大, 如图 5 (a), (b) 中 Y1-1 与 L2-3、Y1-2 与 L2-4 所示。因此, CSR_{th} 应随 I_p 的增大而增大, 两者的相关性将在后续进一步讨论。

2.2 超静孔压发展特征

常体积循环单剪试验中, 试样的超静孔压可通过法向应力的变化量计算得到^[5]。图 6 为试样 Y8-3 的法向应力与超静孔压 u_e 的时程曲线, 可以看出, 循环加载初始阶段, 由于试样结构的初步破坏, u_e 快速增长, 法向有效应力急剧降低; 随着 N 的继续增大, u_e 转变为稳定增长, 并逐渐趋于稳定。循环加载过程中, 试样的振荡孔压随 N 的增大而逐渐增大。

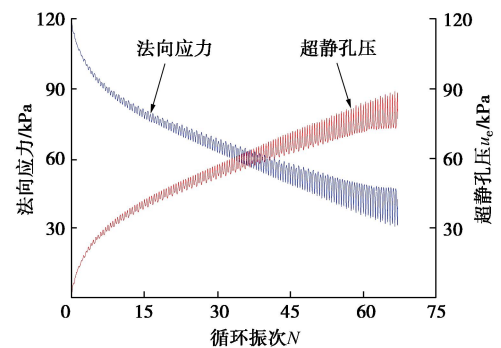
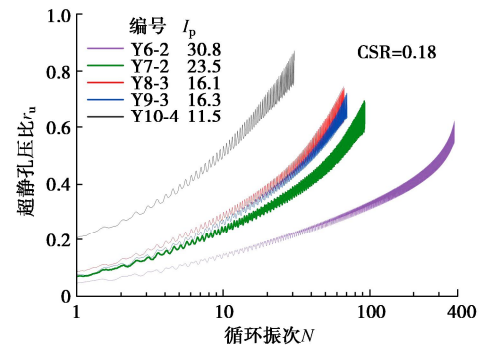


图 6 代表性试样 Y8-3 的法向应力和超静孔压时程

Fig. 6 Typical time-history curves of normal stress and excess pore water pressure for specimen Y8-3

图 7 给出了 $CSR = 0.18$ 条件下不同 I_p 试样的超静孔压比 r_u 时程曲线, r_u 为超静孔压与初始法向固结应力的比值。可以看出, 循环荷载作用下黏土的 r_u 难以增长至 1.0。这是由海洋黏土较低的渗透性和循环加载导致胶结结构的不断破坏共同造成的。还可发现, r_u 发展水平易受 I_p 影响。相同 CSR 作用下, 若要达到与较低 I_p 试样相等水平的 r_u , 较高 I_p 试样所需的 N 显

图 7 代表性海洋黏土的超静孔压比时程曲线($CSR = 0.18$)Fig. 7 Typical time-history curves of excess pore water pressure ratio of marine clay ($CSR=0.18$)

著增加; 随着 I_p 的增大, r_u 增长速度加快, 振荡孔压减小, 本文结果与文献[14, 15]的结果一致。造成此

现象的原因将在下文详细解释。 I_p 相近时, u_c 的发展趋势与水平比较相似。综上所述, 以孔压比 r_u 达到某一固定值作为海洋黏土循环破坏标准是不合适的。

3 基于能量法的循环破坏准则

循环加载过程中, 循环荷载输入的能量一部分被直接释放, 一部分被土体中的孔隙水与土颗粒吸收, 其中被吸收的能量即为能量耗散。土体的能量耗散反映土骨架遭受到不可逆的结构损伤^[28, 32]。相比累积能量耗散, 单圈能量耗散更能反映在某一次循环中试样的循环反应状态。因此, 拟从单圈能量耗散角度分析研究海洋黏土的循环破坏准则。

3.1 单圈能量耗散发展特征

第 i 次循环试样的能量耗散 W_i 可通过应力-应变滞回圈的面积计算得到。每次循环共采集 100 组应力-应变数据, 可保证滞回圈的连续性和完整性。采用解析几何原理计算滞回圈面积, 图 8 中 OAB 的面积为

$$S_{\Delta OAB} = \frac{1}{2} |\overrightarrow{OA} \times \overrightarrow{OB}| = -\frac{1}{2} \begin{vmatrix} \gamma_1 & \tau_1 \\ \gamma_2 & \tau_2 \end{vmatrix} \quad (2)$$

W_i 即为

$$W_i = -\frac{1}{2} \left(\begin{vmatrix} \gamma_1 & \tau_1 \\ \gamma_2 & \tau_2 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \gamma_2 & \tau_2 \\ \gamma_3 & \tau_3 \end{vmatrix} + \dots + \begin{vmatrix} \gamma_{100} & \tau_{100} \\ \gamma_1 & \tau_1 \end{vmatrix} \right) \quad (3)$$

图 9 为半对数坐标系中不同 CSR 下试样 W_i 与 N 的关系曲线。当 $CSR < CSR_{th}$ 时, W_i 随 N 增大在小范围内缓慢线性发展; 而当 $CSR > CSR_{th}$ 时, 随着 N 的增大, 试样 W_i 的发展经历了缓慢线性增长阶段、曲线式增长阶段和快速线性增长阶段。当 N 一定时, 同一试

样的 W_i 随 CSR 的增大而增大, 文献[28]中也报道了此现象。这是因为 CSR 越大, 试样变形越大, 土颗粒间相互错位滑移所需克服的黏滞阻力越大。

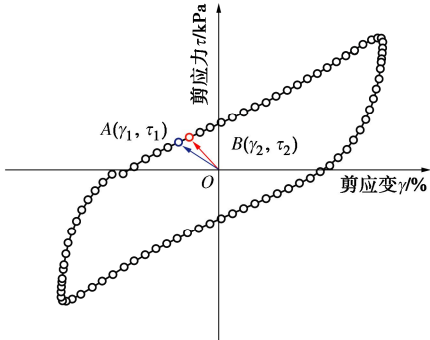


图 8 滞回圈面积计算示意图

Fig. 8 Sketch of area calculation of hysteresis curve

此外, 试样的 I_p 越大, 循环破坏时 W_i 越大。这与海洋黏土自身性质和海洋环境相关。海水富含阳离子, 而黏土颗粒带有负电荷, 在范德瓦耳斯力的作用下能吸引带阳离子的水分子, 从而在颗粒表面形成结合水。因此, 海洋黏土具有一定的水膜连结力、胶结作用力等微观作用力^[41]。根据黏粒与水分子间的距离和范德瓦耳斯力的差异, 结合水可分为吸附结合水和渗透结合水^[42], 其中渗透结合水虽可脱离黏粒表面, 但具有较大的黏滞阻力。 I_p 较大的黏土结合水的能力更强, 使得在相近含水率条件下其颗粒间微观作用力更强, 需要消耗更多的能量克服微观作用力和黏滞阻力来使颗粒发生错位和滑移, 随后才能发生循环破坏。这也意味着 I_p 较大的黏土需要产生较大 γ_{DA} 才可克服其微观作用力和黏滞阻力^[43], 可能也是 I_p 较大黏土的超静

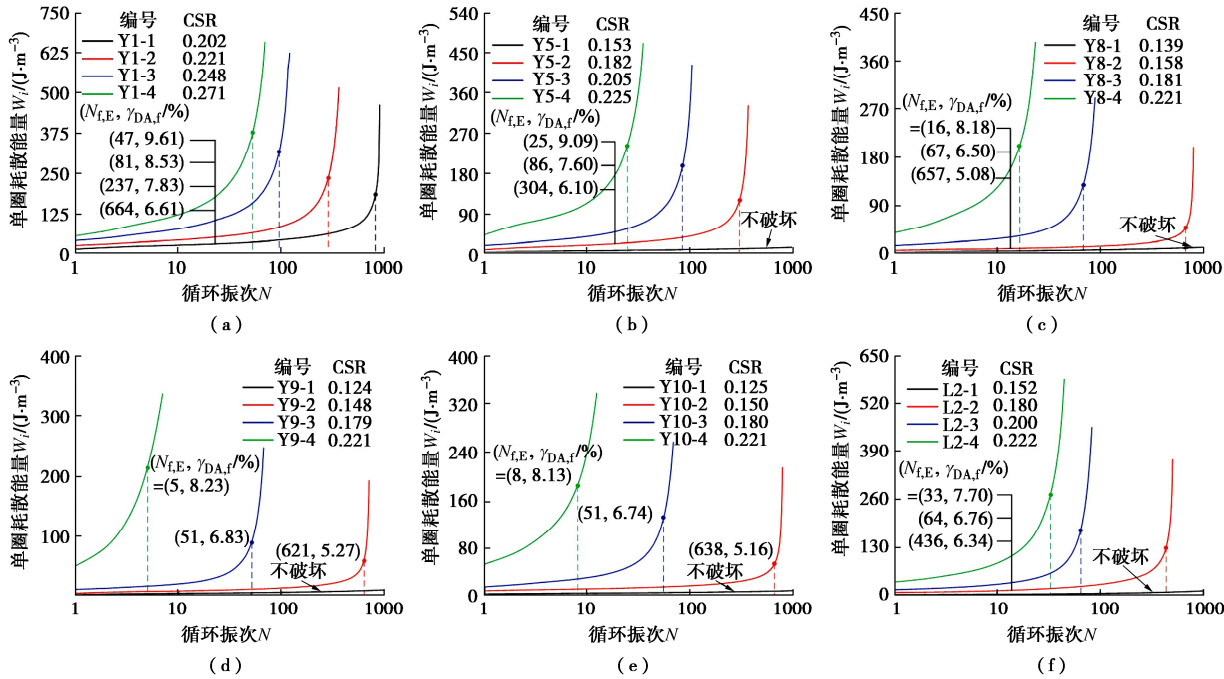


图 9 海洋黏土单圈能量耗散与循环振次的关系曲线

Fig. 9 Relationship curves of energy dissipation per cycle versus number of cycles of marine clays

孔压发展速度和水平小于 I_p 较小黏土的原因。

3.2 循环强度分析

为体现单圈能量耗散在某一次循环中试样的循环反应状态, 图 10 给出了自然坐标系中代表性试样 Y10-2 的 W_i 随 N 的发展曲线, W_i 随 N 的发展存在突变点, 超过该突变点后, W_i 急剧增大。这意味着黏土的结构在该点处受到严重破坏, 颗粒错位和滑移程度加深, 强度剧烈丧失, 变形急剧增大。因此, 定义试样的 W_i 随 N 增长而发生突变点处的循环振次为循环破坏振次 N_f 。 N_f 的确定方法: 缓慢线性增长阶段和快速线性增长阶段的数据点斜直线的交叉角分线与 W_i 曲线的交点作为试样发生循环破坏点, 读取该交点的横坐标值即可确定 N_f 。所有试样的 N_f 和 $\gamma_{DA,f}$ 见表 3。

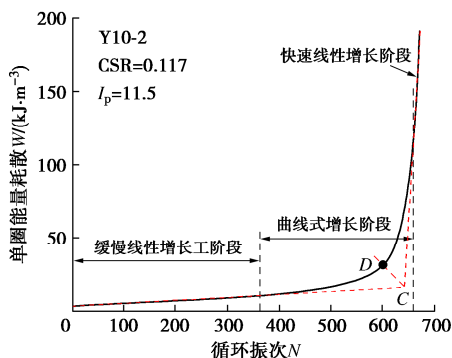


图 10 循环破坏振次确定方法示意图

Fig. 10 Sketch of method for determining number of cycles to failure

可利用式 (4) 得到试样的循环强度线和 CSR_{th} :

$$CSR = aN_f^b + CSR_{th} \quad (4)$$

式中: a 和 b 为拟合参数。

以试样 Y1 为例, 图 11 给出了试样 Y1 的 CSR 与

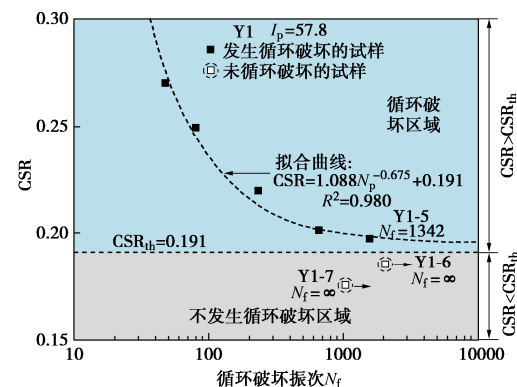


图 11 试样 Y1 的循环应力比 CSR 与破坏振次 N_f 的关系

Fig. 11 Relationship between CSR and N_f of specimen Y1

N_f 的关系曲线。可以发现, 试样 Y1s 的 $CSR_{th} = 0.191$ (蓝色虚线), 且 CSR_{th} 将试样的循环反应分为破坏和不破坏两个部分: $CSR > CSR_{th}$ 时, 试样均发生了循环破坏; $CSR < CSR_{th}$ 时, 试验停止时试样 Y1-6 和 Y1-7 的 W_i 仅在小范围内线性发展, 均未发生循环破坏。这

表明 CSR_{th} 为试样发生循环破坏所需的最小 CSR 。所有试样的 CSR_{th} 和拟合参数 (a 和 b) 汇总于表 5。

表 5 不同海域海洋黏土的拟合方程参数

Table 5 Fitting parameters for marine clay in different seas

试样编号	a	b	CSR_{th}	可决系数 R^2
Y1	1.088	-0.675	0.191	0.982
Y2	0.313	-0.479	0.173	0.927
Y3	0.844	-0.671	0.172	0.957
Y4	0.280	-0.502	0.170	0.964
Y5	0.214	-0.396	0.160	0.966
Y6	0.186	-0.366	0.158	0.999
Y7	0.336	-0.547	0.148	0.991
Y8	0.143	-0.315	0.135	0.984
Y9	0.182	-0.346	0.132	0.994
Y10	0.221	-0.402	0.112	0.804
L1	0.201	-0.494	0.135	0.920
L2	0.284	-0.454	0.160	0.958
L3	0.146	-0.428	0.137	0.981

图 12 给出了长江入海口海洋黏土的 CSR 与 N_f 的关系曲线, 红色虚线为拟合曲线。可发现同一试样的 N_f 随着 CSR 的增大而逐渐减小; 整体上, 试样在给定 N_f 下发生循环破坏所需的 CSR 随 I_p 的增大而增大。

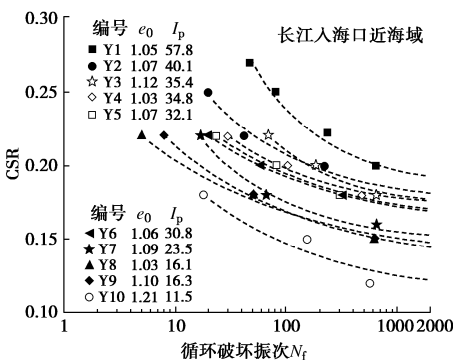


图 12 长江口海洋黏土的循环强度曲线

Fig. 12 Curves of cyclic strength of marine clay in Yangtze River Estuary

图 13 展示了长江口海洋黏土的 CSR_{th} 与塑性指数 I_p 的关系。可以发现, CSR_{th} 与 I_p 呈现幂函数关系:

$$CSR_{th} = 0.05I_p^{0.32} \quad (I_p \geq 10) \quad (5)$$

3.3 破坏双幅剪应变的评价方法及其验证

循环剪应变的发展是土体重要的循环反应特性, 也是岩土工程设计的重要参数之一, 因此, 建立海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 的评价方法具有重要的意义。图 14 展示了长江入海口海洋黏土的 $\gamma_{DA,f}$ 随 CSR 和 I_p 的变化。可以发现, I_p 和 CSR 对海洋黏土的 $\gamma_{DA,f}$ 影响显著, 因此, 拟综合考虑 I_p 和 CSR 的影响, 建立海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 的统一评价方法, 结果如图 15 所示。可以发现, 所测试样 $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5}$ - CSR - CSR_{th} 的数据点分布在一条较窄的范围内, $\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5}$ 与 CSR - CSR_{th} 的最佳拟合关系服从线性函数关系:

$$\gamma_{DA,f}/I_p^{1.5} = 25.74(CSR - CSR_{th}) + 3.24 \quad (I_p \geq 10) \quad (6)$$

根据式 (5), (6) 可得长江入海口海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 的预测方程:

$$\gamma_{DA,f} = I_p^{1.5} [25.74(CSR - 0.05I_p^{0.32}) + 3.24] \quad (I_p \geq 10) \quad (7)$$

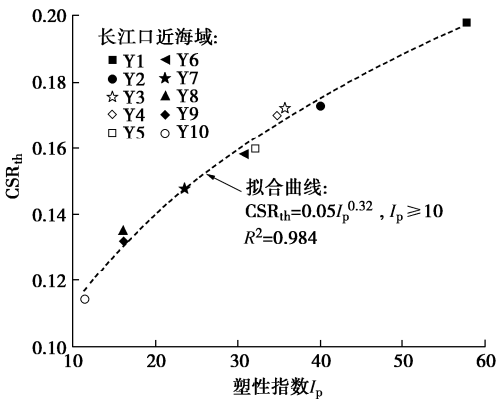


图 13 长江口海洋黏土 CSR_{th} 随 I_p 的变化

Fig. 13 Variation of CSR_{th} with I_p of marine clay in Yangtze River

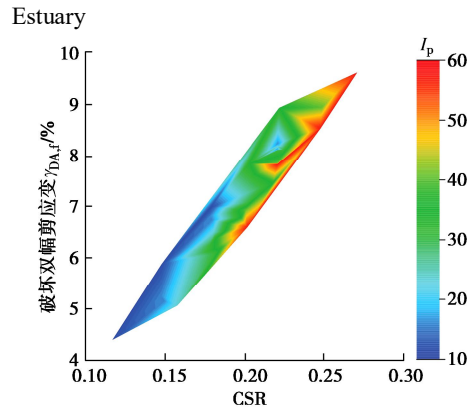


图 14 长江入海口海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 随 CSR 和 I_p 的变化云图

Fig. 14 Variation of $\gamma_{DA,f}$ with CSR of marine clay in Yangtze River Estuary

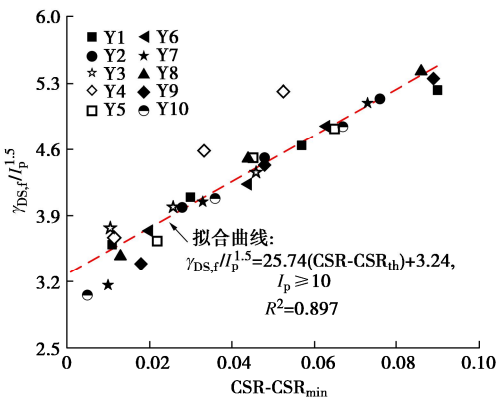
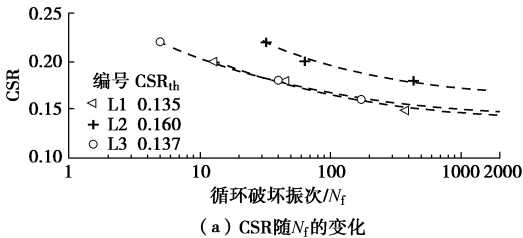


图 15 长江入海口海洋黏土 $\gamma_{DA,f} / I_p^{1.5}$ 随 $CSR - CSR_{th}$ 的变化

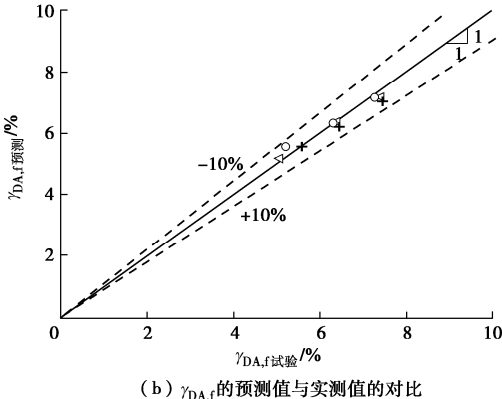
Fig. 15 Variation of $\gamma_{DA,f} / I_p^{1.5}$ with $CSR - CSR_{th}$ of marine clay in Yangtze River Estuary

为验证式 (6) 对不同海域和不同沉积条件下海洋黏土的适用性,图 16 给出了辽东湾营口段海域海洋黏土 CSR 随 N_f 的变化及 $\gamma_{DA,f}$ 的预测值和实测值的对比,可以发现,3 个试样的 $\gamma_{DA,f}$ 预测值与测试值的相对误差 ($\gamma_{DA,f,预测} / \gamma_{DA,f,试验}$) 均在 $\pm 10\%$ 之内。这表明,式 (6)

对不同海域和不同沉积条件下海洋黏土均具有较好的适用性,可较好预测海洋黏土的 $\gamma_{DA,f}$,并用于循环破坏的快速判断。综上,本研究可丰富对海洋黏土循环破坏的理解,所提出基于能量法的循环破坏准则可为近海重大工程场地海洋黏土循环破坏判别提供重要的参考,为循环抗力比 CRR 的确定提供依据。



(a) CSR 随 N_f 的变化



(b) $\gamma_{DA,f}$ 的预测值与实测值的对比

图 16 辽东湾海洋黏土 CSR 随 N_f 的变化及 $\gamma_{DA,f}$ 预测值与实测值的对比

Fig. 16 Variation of CSR with N_f and comparison of predicted and measured values of $\gamma_{DA,f}$ of marine clay in Liaodong Bay

4 结 论

(1) 原状海洋黏土存在门槛循环应力比 CSR_{th} ,当循环应力比 $CSR < CSR_{th}$ 时,原状海洋黏土应变和单圈能量耗散 W_i 只在小范围内稳定发展,不会发生破坏;当 $CSR > CSR_{th}$ 时,原状海洋黏土内会发生破坏,且 CSR 越大或塑性指数 I_p 越小,应变和 W_i 发展越快;长江入海口原状海洋黏土 CSR_{th} 随 I_p 的拟合关系呈现幂函数关系。

(2) $CSR > CSR_{th}$ 条件下,随着循环振次 N 的增大,长江入海口原状海洋黏土 W_i 的发展可分为 3 个阶段:缓慢线性增长阶段、曲线式增长阶段和快速线性增长阶段,且 W_i 随着 CSR 和 I_p 增大而增大。提出基于能量法的海洋黏土循环破坏准则,即以 W_i 随 N 的发展曲线突变点作为循环破坏点,并提取了该点处的破坏双幅剪应变 $\gamma_{DA,f}$ 和破坏振次 N_f 。长江入海口原状海洋黏土的循环强度随 I_p 增大而增大。

(3) 长江入海口原状海洋黏土 $\gamma_{DA,f} / I_p^{1.5} - CSR - CSR_{th}$ 的数据点分布在一条较窄的范围内,且两者的最佳拟合曲线服从线性函数关系。建立了适用于不同海域

和不同沉积条件下原状海洋黏土 $\gamma_{DA,f}$ 的评价方法。

参考文献:

- [1] 杨爱武, 王亚成. 不同频率影响下结构性软黏土动力特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(增刊 2): 184-188. (YANG Aiwu, WANG Yacheng. Experimental study on dynamic characteristics of structural soft clay under different frequencies[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(S2): 184-188. (in Chinese))
- [2] 陈国兴, 杨文保, 岳文泽, 等. 金塘海峡海洋土动剪切模量与阻尼比特性研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2020, **40**(1): 1-8. (CHEN Guoxing, YANG Wenbao, YUE Wenzhe, et al. Experimental studies on the dynamic shear modulus and damping ratio characteristics of marine soils in the Jintang strait[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2020, **40**(1): 1-8. (in Chinese))
- [3] 袁 宇, 刘 润, 付登锋, 等. 结构性海洋黏土损伤模型的二次开发及应用[J]. 岩土力学, 2022, **43**(7): 1989-2002. (YUAN Yu, LIU Run, FU Dengfeng, et al. Secondary development and application of structural marine clay damage model[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, **43**(7): 1989-2002. (in Chinese))
- [4] ANDERSEN K H. Bearing capacity under cyclic loading offshore, along the coast, and on land[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, **46**(5): 513-535.
- [5] WICHTMANN T, ANDERSEN K H, SJURSEN M A, et al. Cyclic tests on high-quality undisturbed block samples of soft marine Norwegian clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, **50**(4): 400-412.
- [6] ANDERSEN K H. Cyclic soil parameters for offshore foundation design[C]// Proceeding of International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics: ISFOG, Oslo, 2015.
- [7] JIN H X, GUO L, SUN H L, et al. Energy-based evaluation of undrained cyclic behavior of marine soft clay under multidirectional simple shear stress paths[J]. Acta Geotechnica, 2023, **18**(6): 2883-2898.
- [8] 陈国兴, 吴 琪, 孙苏豫, 等. 土壤地震液化评价方法研究进展[J]. 防灾减灾工程学报, 2021, **41**(4): 677-709, 733. (CHEN Guoxing, WU Qi, SUN Suyu, et al. Advances in soil liquefaction triggering procedures during earthquakes: retrospect and prospect[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2021, **41**(4): 677-709, 733. (in Chinese))
- [9] SEED H B, LEE K L. Liquefaction of saturated sands during cyclic loading[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1966, **92**(6): 105-134.
- [10] CHEN G X, MA W J, QIN Y, et al. Liquefaction susceptibility of saturated coral sand subjected to various patterns of principal stress rotation[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2021, **147**: 04021093.
- [11] 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.
- [12] 杜修力, 路德春. 土动力学与岩土地震工程研究进展[J]. 岩土力学, 2011, **32**(增刊 2): 10-20. (DU Xiuli, LU Dechun. Research progress of soil dynamics and geotechnical earthquake engineering[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(S2): 10-20. (in Chinese))
- [13] PICARELLI L, DI MAIO C, TOMMASI P, et al. Pore water pressure measuring and modeling in stiff clays and clayey flysch deposits: a challenging problem[J]. Engineering Geology, 2022, **296**: 106442.
- [14] XIAO X, JI D W, HANG T Z, et al. Cyclic threshold shear strain for pore water pressure generation and stiffness degradation in marine clays at Yangtze estuary[J]. Frontiers in Marine Science, 2023, **10**: 1184225.
- [15] JIN H X, GUO L, SUN H L, et al. Undrained cyclic shear strength and stiffness degradation of overconsolidated soft marine clay in simple shear tests[J]. Ocean Engineering, 2022, **262**: 112270.
- [16] LEE K L. Cyclic strength of a sensitive clay of eastern Canada[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1979, **16**(1): 163-176.
- [17] HYODO M, YASUHARA K, HIRAO K. Prediction of clay behaviour in undrained and partially drained cyclic triaxial tests[J]. Soils and Foundations, 1992, **32**(4): 117-127.
- [18] KLUGER M O, KREITER S, MOON V G, et al. Undrained cyclic shear behaviour of weathered tephra[J]. Géotechnique, 2019, **69**(6): 489-500.
- [19] LENG J, YE G L, YE B, et al. Laboratory test and empirical model for shear modulus degradation of soft marine clays[J]. Ocean Engineering, 2017, **146**: 101-114.
- [20] SAHDI F, TOM J, HOU Z C, et al. Influence of stress history on undrained cyclic shear strength evolution[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2022, **59**: 1020-1032.
- [21] WICHTMANN T, TRIANTAFYLIDIS T. Monotonic and cyclic tests on Kaolin: a database for the development, calibration and verification of constitutive models for cohesive soils with focus to cyclic loading[J]. Acta Geotechnica, 2018, **13**(5): 1103-1128.

- [22] PAN K, YUAN ZH, ZHAO CF. et al. Undrained shear and stiffness degradation of intact marine clay under monotonic and cyclic loading[J]. *Engineering Geology*, 2022, **297**: 106502.
- [23] 张 炜, 李 亚, 周松望, 等. 南海北部区域黏土循环动力特性试验研究[J]. *岩土力学*, 2018, **39**(7): 2413-2423. (ZHANG Wei, LI Ya, ZHOU Songwang, et al. Experimental research on cyclic behaviors of clay in the northern region of South China Sea[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, **39**(7): 2413-2423. (in Chinese))
- [24] THIAN S Y, LEE C Y. Cyclic stress-controlled tests on offshore clay[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2017, **9**(2): 376-381.
- [25] 周燕国. 土结构性的剪切波速表征及对动力特性的影响[D]. 杭州: 浙江大学, 2007. (ZHOU Yanguo. Shear Wave Velocity-Based Characterization of Soil Structure and Its Effects on Dynamic Behavior[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2007. (in Chinese))
- [26] LI L L, DAN H B, WANG L Z. Undrained behavior of natural marine clay under cyclic loading[J]. *Ocean Engineering*, 2011, **38**(16): 1792-1805.
- [27] 年廷凯, 焦厚滨, 范 宁, 等. 南海北部陆坡软黏土动力应变-孔压特性试验[J]. *岩土力学*, 2018, **39**(5): 1564-1572, 1580. (NIAN Tingkai, JIAO Houbin, FAN Ning, et al. Experiment on dynamic strain-pore pressure of soft clay in the northern slope of South China Sea[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, **39**(5): 1564-1572, 1580. (in Chinese))
- [28] SHAN Y, MENG Q, YU S, et al. Energy based cyclic strength for the influence of mineral composition on artificial marine clay[J]. *Engineering Geology*, 2020, **274**: 105713.
- [29] MALEK A M, AZZOUZ A S, BALIGH M M, et al. Behavior of foundation clays supporting compliant offshore structures[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1989, **115**(5): 615-636.
- [30] WIJEWICKREME D, SOYSA A. Stress-strain pattern-based criterion to assess cyclic shear resistance of soil from laboratory element tests[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2016, **53**(9): 1460-1473.
- [31] 莫海鸿, 单 毅, 李慧子, 等. 基于能量法的尾粉土累积应变增长方式研究[J]. *岩土工程学报*, 2017, **39**(11): 1959-1966. (MO Haihong, SHAN Yi, LI Huizi, et al. Energy-based method for analyzing accumulative plastic strain growth of tailing silt[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2017, **39**(11): 1959-1966. (in Chinese))
- [32] QIN Y, YANG Z T, DU X Y, et al. An energy-based model for the generation of excess pore water pressure in saturated coral sand[J]. *Marine Georesources and Geotechnology*, 2023.
- [33] OKUR V, ANSAL A. Evaluation of cyclic behavior of fine-grained soils using the energy method[J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2011, **15**(4): 601-619.
- [34] DENG Q L, REN X W. An energy method for deformation behavior of soft clay under cyclic loads based on dynamic response analysis[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2017, **94**: 75 - 82.
- [35] DAI S, HAN B, LI N B, et al. Morphologic analysis of hysteretic behavior of China Laizhou Bay submarine mucky clay and its cyclic failure criteria[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2021, **81**(1): 52.
- [36] 建筑工程地质勘探与取样技术规程: JGJ/T 87—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012. (Technical Specification for Engineering Geological Prospecting And Sampling of Constructions: JGJ/T 87—2012[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese))
- [37] 土工试验方法标准: GB/T 50123—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019. (Standard for geotechnical testing method: GB/T 50123—2019[S]. Beijing: China Planning Press, 2019. (in Chinese))
- [38] ASTM D2487. Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified soil classification system)[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2017.
- [39] 海上风电场工程岩土试验规程: NB/T 10107—2018[S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2018. (Specification for Geotechnical Tests of Offshore Wind Power Projects: NB/T 10107—2018[S]. Beijing: China Water & Power Press, 2018. (in Chinese))
- [40] LUNNE T, BERRE T, ANDERSEN K H, et al. Erratum: effects of sample disturbance and consolidation procedures on measured shear strength of soft marine Norwegian clays[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2007, **44**(1): 111-111.
- [41] 赵成刚, 刘 艳, 李 舰, 等. 高等土力学原理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2023. (ZHAO Chenggang, LIU Yan, LI Jian, et al. Fundamentals of Soil Mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2023. (in Chinese))
- [42] 吴凤彩. 粘性土的吸附结合水测量和渗流的某些特点[J]. *岩土工程学报*, 1984, **6**(6): 84-93. (WU Fengcai. Some characteristics of adsorption combined water measurement and seepage of cohesive soil[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1984, **6**(6): 84-93. (in Chinese))
- [43] VUCETIC M, DOBRY R. Effect of soil plasticity on cyclic response[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1991, **117**: 89-107.