

排水条件对海洋粉质土 动力特性的影响*

黄 锋

(清华大学水电系,北京,100084)

楼志刚

(中国科学院力学所,北京,100080)

文 摘 通过一系列不排水及排水条件下的周期三轴试验,对南海海洋粉质土的动力特性进行了研究。着重探讨了排水过程对动力特性的影响。试验结果表明,排水过程对正常固结的粉质土有强化作用。它提高了不排水静强度,降低了动孔压的发展速度,提高了动强度。在试验基础上,提出并验证了一个预测在不同排水条件下粉质土动力特性的方法,预测结果和试验结果比较相符。
关键词 排水条件,粉质土,动力特性,周期三轴试验。

1 前 言

随着海上采油工程的不断发展,海洋土土性的研究越来越显得重要。在海洋环境中,风浪往往在海工建筑物地基中引起周期荷载,从而引起孔隙压力增长,使得地基土不断软化,不排水抗剪强度不断衰减。但如果地基土渗透性好,由于下述两个原因,孔压将会由于地基排水而部分或全部消散掉:每次风暴持续时间较长,一般为几个小时直至几天;在两组大波浪之间,存在一个相对平静的时期。研究成果表明,地基排水过程可减轻(甚至消除)波浪对土层的软化作用,有时还反而提高了土层的强度^[1~3]。

在本文中,笔者进行了一系列不排水及排水条件下的周期三轴加载试验,对南海北部湾粉质土在不同排水条件下的动力特性进行了研究,并提出了一个用通常的正常固结土不排水动力特性来预测不同排水条件下正常固结土动力特性的方法,得到了合理的预测结果。

2 试验结果与分析

2.1 基本土性

试验所用土样取自南海北部湾海区,粘粒含量占 19%,粉粒 79%,砂粒 9%,为粉质壤土。 $G_s = 2.70$, $w_l = 15.7\%$, $w_p = 28\%$, $I_p = 12.3\%$ 。试样干容重为 15.5 kN/m^3 ; 压缩指数 $C_c = 0.73$, $C_s = 0.011$, $\sigma_v = C_s / C_c = 0.064$; 正常固结试样的不排水静强度 c_{ui} 和固结压力 p_i 满足 $c_{ui} = 0.28 p_i$; 超固结试样不排水静强度 c_{uo} 、相应的正常固结不排水静强度 c_{ui} 和超固结比 OCR 之间,存在 $c_{uo} / c_{ui} = (\text{OCR})^{-0.1} = (\text{OCR})^{-0.21}$, 实验常数 $\sigma_0 = 0.79$ 。

2.2 周期荷载作用下土的动力特性

在动三轴试验中,试样为重塑完全饱和试样,高 8cm,横截面积 12 cm^2 ,圆柱形,等向正常

* 到稿日期:1995-08-22.

固结。周期应力 σ_{cy} 的频率为 0.1Hz。在不排水周期剪切过程中,周期轴变幅值 ϵ_{cy} 开始发展缓慢,孔压 $(u)_{cy}$ 不断上升,当孔压积累到一定值后, ϵ_{cy} 发展加快,当 ϵ_{cy} 达到 $\pm 1\%$ 时, ϵ_{cy} 幅值畸变,试样开始失稳;当 ϵ_{cy} 达到 $\pm 3\%$ 时, ϵ_{cy} 发展很快,这时 $(u)_{cy}/c < 1$, c 为固结压力。孔压中平均累积孔压占绝大部分,瞬态波动孔压很小。平均累积轴变基本上没有发生。故本文在动三轴试验中选择 ϵ_{cy} 达到 $\pm 3\%$ 作为试样的破坏标准。

(1) 不排水条件下土的动力特性

图 1 显示了动孔压的发展规律。其中包括了固结压力为 150, 170, 200kPa 的试验结果。试验拟合曲线为

$$(u)_{cy}/(u)_f = \frac{2}{\pi} \arcsin(N/N_f)^{\frac{1}{2.94}} \quad (1)$$

其中 N 为周数; N_f 为破坏周数; $(u)_f$ 为破坏孔压。

图 2 为 $\tau_{cy}/\sigma_c' - \epsilon_{cy} - N$ 的关系成果。当 ϵ_{cy} 达到 $\pm 3\%$ 时,有下列两式成立(见图 3, 4):

$$(u)_f/c = 1 - \epsilon_{cy}/c \cdot \text{tg}24^\circ \quad (2)$$

$$\epsilon_{cy}/c = 0.44(N/N_f)^{-0.129} \quad (3)$$

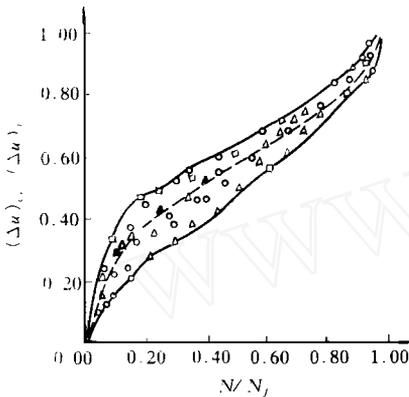


图 1 孔压发展规律

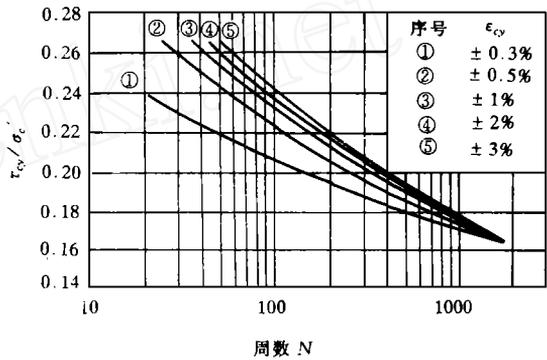


图 2 $\tau_{cy}/\sigma_c' - \epsilon_{cy} - N$ 关系

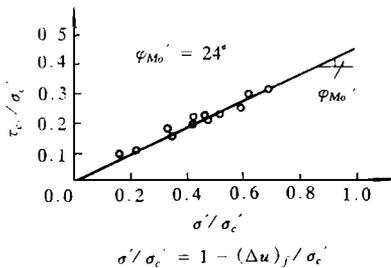


图 3 试样破坏时关系

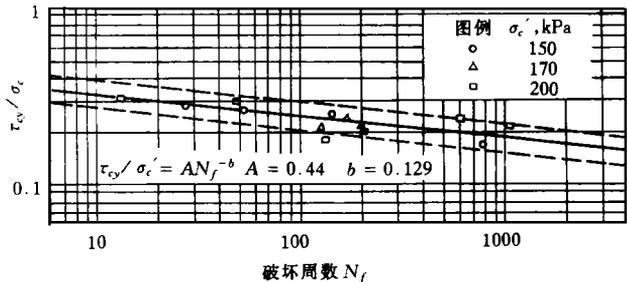


图 4 应力水平和破坏周数的关系

图 5 表示动剪后静强度衰减试验。试验点拟合曲线表达式如图所示。可以看到,只要孔压存在,静强度就会衰减。

(2) 排水条件下土的动力特性

在实验室里,一般用等幅周期应力来模拟风浪荷载,并且,周期动应力的施加过程是不排水的。为了模拟现场波浪作用期间地基内排水与孔压消散同时发生的情况,我们采用了部分

排水试验方案;为了模拟两个波浪中间平静时期地基排水的影响,我们采用了全部排水试验方案。试验中试样状态路径如图6所示。试样正常固结到A,然后受到动载 c_y 一定周次的作用,引起孔压 $(u)_{cy1}$ 到O,进行(部分或全部)排水到 D_0 ,再受动载作用到O,排水到 D_1 ,.....

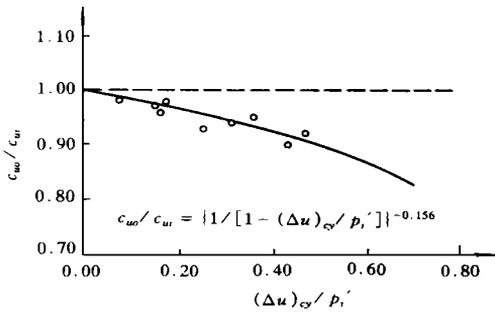


图5 动剪后不排水静强度

图7为一个包含5次部分排水过程的试验情况。表1为经过一次或多次全部排水(或部分排水)过程的试样不排水静强度试验结果。在第一个50周,孔压升高了39kPa,然而在以后的加载段里,孔压积累速度逐步降低,在第五个50周里孔压从8kPa上升到12kPa,和第一个50周相比速度明显降低。5次排水后进行动剪,试样在1445周破坏,而相当的没有经历排水过程的试样,破坏周数仅为310周(由式(3)得到)。图8及表2为排水过程对动强度影响的试验结果。明显看出,排水过程对正常固结试样有强化作用。它提高了不排水静强度,降低了动孔压的发展速度,提高了动强度,而且有以下结论:对于除了应力水平不同外,其它试验条件及过程相同的试样,存在 $c_y/c = AN_f^B$ 。A, B 为试验常数。如图8中动剪100周后进行全部排水的情况,有 $c_y/c = 1.56 N_f^{-0.27}$ 。

表1 排水过程对试样静强度的影响

No.	A ₁	A ₂	A ₃	A ₄	A ₅	A ₆	A ₇	A ₈	A ₉	A ₁₀	A ₁₁	A ₁₂	A ₁₃	A ₁₄
c (kPa)	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150
c_y/c	0.230	0.220	0.241	0.220	0.240	0.225	0.230	0.220	0.235	0.247	0.245	0.258	0.252	0.268
N	100	100	100	2 × 100	2 × 100	2 × 50	2 × 50	2 × 25	2 × 25	2 × 50	2 × 50	50	50	5 × 15
(%)	100	100	100	100	100	20	15	30	15	20	50	15	50	15
c_u (kPa)	50	53	55	54	55	48	46	46	46	46	47	48	44	45

注: 为孔压消散率 = 消散掉的孔压 ÷ 消散前的孔压;
 $c = 150\text{kPa}$ 时,不排水静强度 $c_{ui} = 42\text{kPa}$ 。

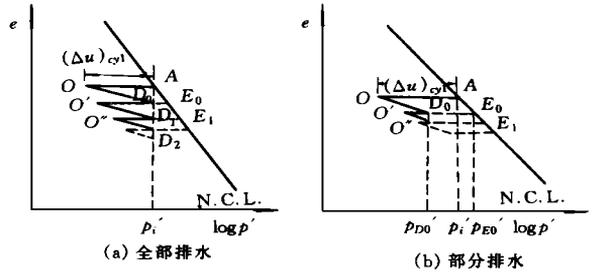


图6 试样状态在排水试验中的路径

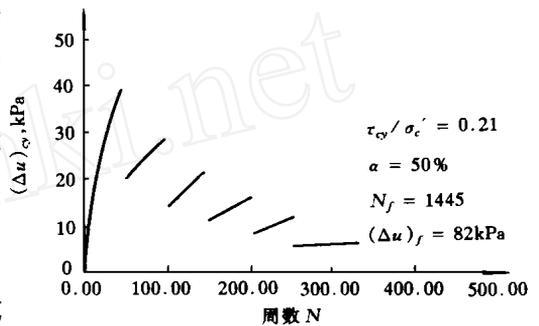


图7 部分排水试验的孔压发展

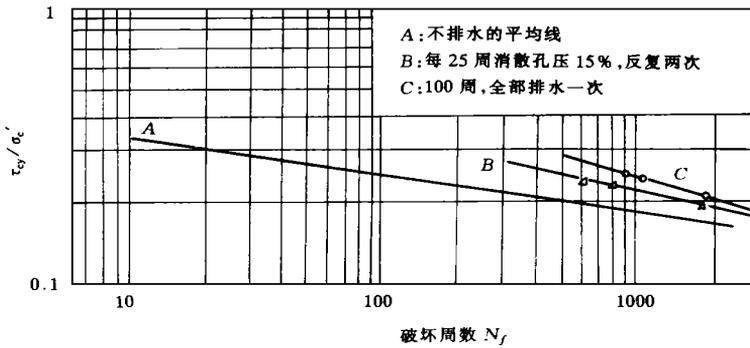


图 8 排水试验的应力水平和破坏周数的关系

表 2 排水过程对试样动强度的影响

No.	B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	B ₅	B ₆	B ₇	B ₈	B ₉	B ₁₀	B ₁₁	B ₁₂	B ₁₃	B ₁₄
<i>c</i> (kPa)	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150
<i>c</i> ' / <i>c</i>	0.250	0.250	0.220	0.230	0.240	0.240	0.200	0.230	0.210	0.230	0.240	0.220	0.270	0.270
<i>N</i>	180	100	100	100	100	3 × 50	3 × 50	3 × 50	2 × 25	2 × 50	2 × 50	5 × 50	5 × 15	30
(%)	100	100	100	100	100	15	15	15	15	20	50	50	20	50
<i>N_f</i>	1256	885	1815	1755	1125	900	1660	1785	1635	750	590	1445	1595	765

注：为孔压消散率。

3 理论模型及验证

3.1 拟超固结假设

如图 6, 正常固结试样受动剪作用, 产生孔压 (u)_{cy1}, 状态从 A 变到 O, 然后进行排水消散孔压, 状态从 O 变到 D₀, ...。可以看到, O, D₀ 等都处在一种类似超固结的状态上, 这种状态即为所谓的拟超固结状态。拟超固结比定义为 $n_q = p_{NC} / [p_{NC} - (u)_{cy}]$, 其中 p_{NC} 为该状态点对应的正常固结线 (N. C. L) 上的点相对的固结压力, (u)_{cy} 为该状态点时的孔压。如: O, D₀ 两点的拟超固结比分别定义为 $n_{q_0} = p_i / p_0$, $n_{q_d} = p_{E_0} / p_i$ 。众多学者已通过试验得到: 拟超固结试样和超固结试样具有类似的性质^[4~6]。

3.2 动剪及排水后静强度的预测方法

对超固结土

$$(c_u)_{OC} / (c_u)_{NC} = (OCR)^{\alpha - 1} \tag{4}$$

其中 下角 OC, NC 分别表示超固结和正常固结; c_u 为静强度; α 为实验常数。

Yasuhara 等从式 (4) 出发, 应用拟超固结假设, 经过推导, 得到 O, D₀ 两点静强度的预测公式为

$$c_{uo} / c_{ui} = \left(\frac{1}{1 - (u)_{cy1} / p_i} \right)^{\alpha - 1} \tag{5}$$

$$c_{ud} / c_{ui} = \left(\frac{1}{1 - (u)_{cy1} / p_i} \right)^{\alpha} \tag{6}$$

其中 c_{uo} , c_{ud} 分别为试样在 O, D₀ 点时的静强度; c_{ui} 为相应的正常固结状态的静强度; $\alpha =$

C_s/C_c 。

本文从上述成果出发,考虑多次排水情况。提出了 $(u)_{cy}$ 的预测方法。与 p_i 相应的 c_{ui} 值可由普通静剪试验得到。

如图 6(a) 所示,试样状态路径为:正常固结到 A,受动剪 cy 作用 N 次到 O,产生孔压为 $(u)_{cy1}$;消散孔压到 D_0 ,再受动剪 N 周到 O,产生 $(u)_{cy2}$;消散孔压到 D_1 ,如此下去。从式 (2)、(3) 可求得与 cy/c 相应的 $(u)_f, N_f$,再由式(1)即可求得与 N 相应的 $(u)_{cy1}$ 。假设试样正常固结到 E_0 ,然后经过 cy 作用 $N + N$ 次而达到 O 点(其中, cy 作用 N 次后达到 D_0 点)。 D_0 点和 O 点连线斜率的绝对值为 C ,记 $C = C/C_c$ 。 e_A, e_{E_0} 分别为 A 点, E_0 点相应的孔隙比; p_{E_0} 为 E_0 点相应的固结压力。因为

$$C_c = (e_A - e_{E_0}) / (\log p_{E_0} - \log p_i)$$

$$C = (e_A - e_{E_0}) / \{ \log p_i - \log [p_i - (u)_{cy1}] \}$$

所以 $(u)_{cy1} = (\log p_{E_0} - \log p_i) / \{ \log p_i - \log [p_i - (u)_{cy1}] \}$

经过推导可得到 E_0 点相应的固结压力为

$$(e)_{E_0} = p_{E_0} = \left[\frac{p_i}{p_i - (u)_{cy1}} \right] \cdot p_i \tag{7}$$

从式(2)、(3)得到 cy/c 相应的 $(u)_f, N_f$;从式(1)得到 $(u)_{cy2} = p_{E_0} - p_i$ 相应的 N 值;从而得到 $(N + N)$ 相应的 $(u)_{cy}$,减去 $(u)_{cy2}$ 即为 $(u)_{cy2}$ 。

同理可得到 $(u)_{cyj}, j = 3, 4, \dots$ 。其中各消散点 D_0, D_1, D_2, \dots 相应的(正常固结线上的点 E_0, E_1, E_2, \dots 相应的)固结压力为

$$p_{E_j} = \prod_{k=1}^{j+1} \left[\frac{p_i}{p_i - (u)_{cyk}} \right] \cdot p_i, j = 0, 1, 2, \dots \tag{8}$$

其中 $(u)_{cyk}$ 为第 k 个加载段引起的孔压。

对于部分排水的情况,如图 6(b) 所示。试样状态从 A 到 O,产生孔压 $(u)_{cy1}$;消散孔压 $(u)_{cy1}$ 到 D_0 ,从 D_0 到 O 产生 $(u)_{cy2}$;消散孔压 $[(u)_{cy2} + (1 - \alpha)(u)_{cy1}]$ 到 D_1 ;如此下去。 $(u)_{cy1}, (u)_{cy2}, \dots$ 的推求原理及步骤和全部排水情况一样。只是各消散点 $D_0, D_1, D_2 \dots$ 相应的有效应力,及相应的固结压力如式(9)、式(10)所示。

$$p_{D_j} = p_i - \prod_{(k,l)=(1,j+1)}^{(j+1,1)} (1 - \alpha)^k (u)_{cy l}, j = 0, 1, 2, \dots \tag{9}$$

$$p_{E_j} = p_i \cdot \frac{\prod_{m=1}^{j+1} [p_i - \prod_{(k,l)=(1,m)}^{(m,1)} (1 - \alpha)^k (u)_{cy l}]}{\prod_{n=1}^{j+1} [p_i - \prod_{(k,l)=(0,n)}^{(n-1,1)} (1 - \alpha)^k (u)_{cy l}]}, j = 0, 1, 2, \dots \tag{10}$$

由式(5)、(6)已可预测 O, D_0 两点的 c_u 。至于 O 点的 c_u ,可以通过用 $c_{uE_0}, p_{E_0}, (p_{E_0} - p_o)$ 分别代替 $c_{ui}, p_i, (u)_{cy1}$,然后利用式(5)得到。 D_1, O, D_2, \dots 的 c_u 预测类似。

3.3 动剪及排水后动强度的预测方法

式(5)、(6)的另一种表达形式^[4]为

$$c_{uo}/c_{ui} = (n_{q_0})^{1 - \frac{1}{n_{q_0}}}$$

$$c_{ud}/c_{ui} = (n_q)^{\frac{\alpha}{1-\alpha}} - 1$$

上面两式合成下式,其中 QOCR 表示拟超固结:

$$\frac{c_u(\text{QOCR})}{c_u(\text{NC})} = (n_q)^{\frac{\alpha}{1-\alpha}} - 1 \text{ 或 } \frac{1}{c_u(\text{QOCR})} = \frac{1}{c_u(\text{NC})} (n_q)^{1-\frac{\alpha}{1-\alpha}}$$

引进周期应力 c_y , 得

$$\frac{c_y}{c_u(\text{QOCR})} = \frac{c_y}{c_u(\text{NC})} (n_q)^{1-\frac{\alpha}{1-\alpha}} \tag{11}$$

该式的涵义是:对一个 c_y 恒定的不排水动剪试验,随着动剪作用周数 N 的增加, n_q 随着增加,相应的 $c_u(\text{QOCR})$ 降低,从而 $c_y/c_u(\text{QOCR})$ 增加,可以认为 $c_y/c_u(\text{QOCR})$ 是 n_q 的函数。

图 9 为图 2 的另一种表示形式的示意图。其中各状态的 $c_y/c_u(\text{QOCR})$ 是根据式(11) 计算而得。计算各状态的 n_q 时, $(u)_{cy}, p_{\text{NC}}$ 由 3.2 节介绍的方法确定。图 9 中每一横向曲线对应于一个 c_y 不变的不排水动剪试验。应用该图即可对该土在其它条件下的动力特性进行预测。如预测一个 $\text{OCR} = n, N = 1$ 时 $c_y/c_u(\text{OCR}) = m$ 的试验。步骤为: 求出相应的 n_q 和 $c_y/c_u(\text{QOCR})$, ($n_q = n^{1-\alpha}$, $c_y/c_u(\text{QOCR}) = c_y/c_u(\text{OCR})$); 代入式(11), 得到 $c_y/c_u(\text{NC})$; 用内插法在图 9 中绘出 $N = 1$ 时 $c_y/c_u(\text{QOCR}) = c_y/c_u(\text{NC})$ 的曲线,如图中 abc 所示。 b 点纵坐标为 m , bc 即为相应于 $\text{OCR} = n, N = 1$ 时 $c_y/c_u(\text{OCR}) = m$ 的试验曲线。

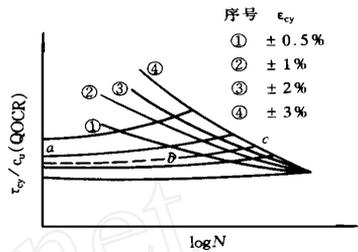


图 9 预测方法示意图

3.4 预测方法的验证

从试验结果得到,本文所研究的粉质土,预测方法所包含的实验参数为: $\alpha = 0.79$, $\beta = 0.064$, $\gamma = 0.068$ 。

(1) 静强度预测方法的验证

利用提出的方法,对试验 A1(见表 1)进行预测: 根据式(2)及式(3),得出 $c = 150\text{kPa}$, $c_y/c = 0.23$ 时, $N_f = 152.7$ 周, $(u)_f = 72.5\text{kPa}$; 根据式(1),得 $N = 100$ 周时, $(u)_{cy} = 48.3\text{kPa}$; 全部排水后,试样状态相应的固结压力据式(8)为 $(c)_2 = 195.1\text{kPa}$; 据式(5),即得此时试样的 $c_u = 52.4\text{kPa}$,和实验值 $c_u = 50\text{kPa}$ 比较,误差为 4.65%。

表 3 预测计算结果

试验号		A ₃	A ₄	A ₅	A ₇	A ₈	A ₁₃
c _u (kPa)	预测值	56	52	56	44	43	46
	实验值	55	54	55	46	46	44
误差 (%)		2.24	3.56	2.24	3.52	6.52	3.51

对 A3 等试验进行类似的预测,结果如表 3 所示,误差都不超过 10%。

(2) 动强度预测方法的验证

动强度预测方法,除了能预测 $c_y = \pm 3\%$ 时的周数 N_f ,还能预测 $c_y = \pm 1\%$ 时的周数 N_1 , $c_y = \pm 2\%$ 时的周数 N_2 及破坏孔压 $(u)_f$ 等表征土动力特性的特征量。以试验 B₃, B₄, B₅ 为例。B₃, B₄, B₅ 的具体描述如表 4 所示。

对所研究的粉质土,图 9 的具体试验结果如图 10 所示。对试验 B₅ 进行预测(见图 10): 绘出 $N = 1$ 时 $c_y/c_u(\text{QOCR}) = c_y/c_u(\text{NC}) = 0.86$ 的曲线 AO , O 点的横坐标为 $N = 100$;

表4 排水条件动剪试验

试验号	c (kPa)	c _y (kPa)	(u) _{cy1} (kPa)	N ₁	N ₂	N _f	(u) _f (kPa)
B ₃	150	33.0 (N = 1 ~ 100)	50	1790	1805	1815	74
B ₄	150	34.5 (N = 1 ~ 100)	59	1722	1740	1755	87
B ₅	150	36.0 (N = 1 ~ 100)	65	1110	1121	1125	106

根据孔压预测方法,可求得 O 点时 $(u)_{cy} = 57.87\text{kPa}$; $p_B = \{ p_i / [p_i - (u)_{cy}] \} \cdot p_i = 208.58\text{kPa}$; $c_{uB} = 0.28 p_B$, 绘出 $N = 1$ 时, $c_y / c_u (\text{QOCR}) = c_y / c_u (\text{NC}) = c_y / c_{uB} = c_y / 0.28 p_B = 0.62$ 的曲线 BDE。因 D 点的 $n_q = p_B / p_i = 1.39$, 据式 (11), D 点的纵坐标 $c_y / c_u (\text{QOCR}) = 0.65$, DE 即为排水后进行动剪的试验曲线; $N_1 = N_{1\%} - N_D + 100$, $N_2 = N_{2\%} - N_D + 100$, $N_f = N_{3\%} - N_D + 100$, $(u)_f = (u)_E - (u)_D$, 其中 $N_{1\%}$, $N_{2\%}$, $N_{3\%}$, N_D 分别为图中 DE 线上 $c_y = \pm 1\%$, $\pm 2\%$, $\pm 3\%$ 时的周数及 D 点相应的周数。

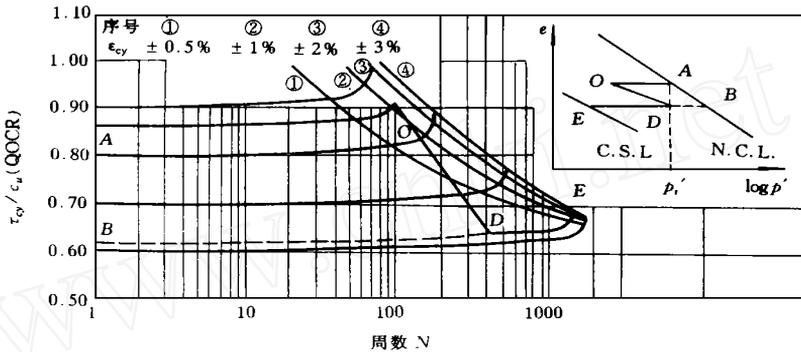


图10 预测方法的验证

对 B₃, B₄ 进行类似的预测, 结果如表 5 所示。可以看到, 各项误差不超过 20%。

表5 预测结果

No.	B ₃			B ₄			B ₅		
	实验值	预测值	误差 (%)	实验值	预测值	误差 (%)	实验值	预测值	误差 (%)
N ₁	1790	1710	4.47	1722	1543	10.39	1110	994	10.45
N ₂	1805	1750	3.05	1740	1580	9.20	1121	1052	5.98
N _f	1815	1770	2.48	1755	1621	7.64	1125	1074	4.53
(u) _f (kPa)	74	86	13.95	87	92	5.43	106	94	11.32

上述的验证结果表明, 所提出的预测方法是可行的。

4 结 语

(1) 在不排水动剪中, 对正常固结粉质土试样, 存在 $(u)_{cy} / (u)_f = 2 \arcsin (N / N_f)^{\frac{1}{2}}$, $c_y / c = F (N_f)^b$, 且和固结压力无关, 其中 F, b 为实验常数。

(2) 正常固结粉质土试样, 受到周期荷载作用而不进行排水时, 静强度将会降低, 而如果进行排水, 静强度将会提高。

(3) 排水过程降低了在后续不排水动剪中孔压的积累速度, 提高了试样的动强度。而且, 对除动应力水平外其它试验条件相同的试样, 存在 $\sigma_{cy}/\sigma_c = E(N_f)^D$ 。E, D 为实验常数。

(4) 在试验结果基础上, 本文提出了一个考虑排水过程对粉质土动力特性影响的预测方法。其预测结果和试验结果比较相符, 证明该方法是可行的。

参 考 文 献

- 1 Brown S F, Andersen K H. The Effect of Drainage on Cyclic Loading of Clay. Proc Int Conf on Soil Mech and Found Eng. Tokyo, Japan, 1977, 2: 195 ~ 200.
- 2 钱寿易, 楼志刚, 杜金声. 海洋波浪作用下土动力特性的研究现状和发展. 岩土工程学报, 1982, 4(1): 16 ~ 23.
- 3 Andersen K H, et al. Effect of Cyclic Loading on Clay Behaviour. Proc Conf on Design and Construction of Off-shore Structures. Institution of Civil Engineers, London, England, 1976: 75 ~ 79.
- 4 Yasuhara K, et al. Undrained Shear Behaviour of Quasi-overconsolidated Seabed Clay Induced by Cyclic Loading. Proc IUTAM Symp. Seabed Mechanics. 1983: 17 ~ 24.
- 5 Azzouz A S, et al. Cyclic Behaviour of Clay in Undrained Simple Shear. J Geotech Engng, ASCE, 1989, 115(5): 637 ~ 657.
- 6 Matsui T, et al. Cyclic Stress - Strain History and Shear Characteristics of Clay. J Geotech Engng, ASCE, 1980, 106(10): 1101 ~ 1120.

The Effect of Drainage on Cyclic Behavior of a Marine Silty Soil

Huang Feng

(Department of Hydraulic Engineering, Tsinghua University, Beijing, 100084)

Lou Zhi-gang

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing, 100080)

Abstract A series of undrained and drained cyclic triaxial tests have been done to study the cyclic behavior of a Nanhai marine silty soil. In particular, importance of the effect of drainage on cyclic behavior was investigated. The experimental results show that drainage has a hardening effect on normally consolidated marine silty soil, it increases the undrained static strength, and decreases the generating rate of cyclic pore pressure and hence increases the cyclic resistance. On the basis of the previous and present research work, a method for predicting the cyclic properties of silty soil under various drainage conditions is developed in this paper. Comparisons of predictions with experimental results show generally favorable agreement.

Key words drainage, silty soil, cyclic behavior, cyclic triaxial test.