

DOI: 10.16285/j.rsm.2015.10.004

应力比与含水状态对松散堆积体动力参数 及地表反应谱的影响

孙志亮, 孔令伟, 郭爱国, 田 海

(中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘 要: 动剪切模量 G_d 与阻尼比 D 是岩土体地震反应分析的两个主要参数, 而初始状态是动力参数主要影响因素之一。通过大型动三轴试验, 研究了应力比与含水状态对松散堆积体 G_d 与 D 的影响。试验结果表明, 应力比 K_c 对松散堆积体最大动剪切模量 G_{dmax} 有重要影响, 一定范围内 ($K_c=1\sim 3$), K_c 越大, 最大动剪切模量 G_{dmax} 越大, 在 Hardin 公式基础上发展了一个考虑 K_c 影响的经验公式。对比松散堆积体饱和与风干两种状态的 $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ (归一化动剪应变) 关系曲线, 发现风干状态下松散堆积体的 $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ 关系表现出更明显的非线性, 另外风干状态阻尼比略大于饱和状态。应用改进的 G_{dmax} 经验公式与 $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ 关系进行了松散堆积体地表的地震反应谱分析, 计算结果表明, 应力比与含水状态对地表加速度反应谱有重要影响。

关键词: 松散堆积体; 动剪切模量; 阻尼比; 应力比; 含水状态; 地表反应谱

中图分类号: TU 475+1

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2015) 10-2765-08

Effects of stress ratio and moisture condition of loose deposits on their dynamic parameters and ground response spectrum

SUN Zhi-liang, KONG Ling-wei, GUO Ai-guo, TIAN Hai

(State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics,
Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: The dynamic shear modulus G_d and the damping ratio D are two main parameters in geomaterials seismic response analysis and the initial condition is one of the principal factors affecting the dynamic parameters. This paper studies the effects of initial stress ratio and moisture condition on dynamic shear modulus G_d and damping ratio D of loose deposit with large-scale dynamic triaxial tests. The experimental results show that the stress ratio K_c has important effect on the maximum dynamic shear modulus G_{dmax} of loose deposits. In a certain range of $K_c=1-3$, the stress ratio is larger, the maximum dynamic shear modulus is greater. Based on Hardin's equation, an improved empirical equation considering the effect of stress ratio is proposed. By comparing the two $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ curves of saturated and air-dried loose deposits, the curve under air-dried condition is found to shows more obvious nonlinearity than the one under saturated condition. Moreover, the damping ratio under air-dried condition is slightly greater than the one under saturated condition. The proposed improved empirical equation of G_{dmax} and the nonlinear relationships of $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ are used to analyze the ground response spectrum of loose deposits. The calculation results show that the stress ratio and moisture condition influence the ground response spectrum obviously.

Keywords: loose deposits; dynamic shear modulus; damping ratio; stress ratio; moisture condition; ground response spectrum

1 引 言

在我国西南地区, 以青藏高原为主的第一阶梯与第二阶梯的过渡地带蕴含着丰富的水电资源, 具

有巨大的开发潜能, 大量的水利枢纽与交通工程在不断地建造与规划中。然而这一地区也是我国强地震的主要分布区域之一, 地震频繁, 强度大, 除了地震当时直接造成的破坏外, 震后引发的山体滑坡、

收稿日期: 2014-07-01

基金项目: 国家自然科学基金项目 (No.41372314); 中国科学院重点部署项目 (No.KZZD-EW-05)。

第一作者简介: 孙志亮, 男, 1987 年生, 博士研究生, 主要从事特殊土力学特性与灾害防治技术研究。E-mail: whrsm_sunzhi-liang@163.com

泥石流、堰塞湖等一系列次生灾害造成的损失也相当严重,以汶川地震为例,地震滑坡次生灾害造成的损失约占整个地震损失的1/3^[1]。同时该地区地质条件比较复杂,普遍存在有大型的松散堆积体,松散堆积体主要指在重力等因素作用下,发生崩垮滑动,在山脚下堆积而成的堆积物^[2]。这类岩土体常以较大规模的边坡形式存在,地震后滑坡频发,支护难度大,随着经济发展与资源开发的逐步推进,地震灾害造成巨大损失的风险越来越高,对地震的防灾减灾水平提出了更高的要求。

对松散堆积体边坡来说,地震前坡体内不同的初始物理状态及静应力状态是影响其地震反应的几个主要状态因素,这种影响在动力响应分析时具体体现在动剪切模量 G_d 与阻尼比 D 上。前人在应力比与含水状态对动剪切模量的影响方面早有研究,在应力比方面,Sully等^[3]利用下孔法与跨孔法现场波速测试技术,测定了等应力比状态与非等应力比状态下的波速比,试验结果发现,波速比与应力比基本无关。Hoque等^[4]通过砂土的三轴剪切试验发现,在应力比 $K_c < 3$ 时,砂土的小应变模量基本与应力比无关,但当应力比 $K_c > 3$ 时,小应变模量反而随着应力比的增大而显著降低,Kuwano等^[5]通过3对弯曲元对Ham River sand等颗粒材料进行的试验也得出了相似的结论。Yu等^[6]通过干燥洁净砂的共振柱试验发现,随着 K_c 增大,剪切模量降低,最大降幅能达到20%~30%。但孙静等^[7]的研究表明,砂土最大动剪切模量在 $K_c > 1$ 的条件下较 $K_c = 1$ 时的增长幅度明显比Hardin公式大,Chien等^[8]对台湾云林地区含砂吹填土进行的共振柱试验也得出了最大动剪切模量 G_{dmax} 随应力比 K_c 增大的结论。在含水状态方面,Wu等^[9]对从淤泥到砂等5种土体进行了不同饱和度下的共振柱试验,试验结果发现, G_{dmax} 先随饱和度 S_r 的增加而增大,达到峰值后随着 S_r 的增加而降低,最佳饱和度所对应的最大初始剪切模量几乎是饱和与干燥状态下的2倍;与此结论相似,Qian等^[10]通过共振柱试验研究了毛细作用对非饱和和砂土动剪切模量的影响,也发现毛细作用的存在能显著增大无黏性土的小应变剪切模量。从以上文献发现,目前考虑不同含水状态与应力比等因素对松散堆积体这类颗粒较大、基本无黏性的散粒体材料的 G_d 与 D 影响的研究资料很少,多数集中在砂土与黏土,而且已有的研究文献对这些因素的影响还没有达成共识,需深入研究。

为分析典型初始状态因素影响下的松散堆积体地震反应特性,本文开展大型动三轴试验,研究了

松散堆积体在3种应力比、两种含水状态下 G_{dmax} 、 D 及非线性动剪切模量比 G_d/G_{dmax} 的变化规律,并对松散堆积体土层模型进行了不同初始状态下的地表地震加速度反应谱分析。

2 试验内容

2.1 试验土样制备与仪器

试验用松散堆积体土料取自四川德阳市绵茂公路某标段处,由坡积与崩积等重力成因及风化残积作用形成。该松散堆积体主要由灰岩碎石及其风化物组成,现场的天然密度约为 $\rho = 1.98 \text{ g/cm}^3$,表层天然含水率为 $w = 3\%$ 左右。记录现场筛分数据,室内试验采用60 mm以下筛余部分,试验级配根据现场级配数据按相似级配法缩尺,同时用等量替代法控制5 mm以下的含量,级配曲线如图1所示。

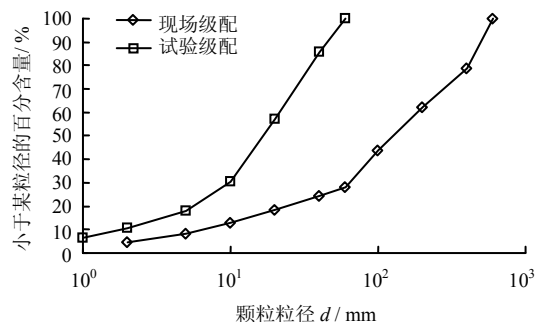


图1 松散堆积体级配曲线

Fig.1 Gradation curves of loose deposits

试验在TAJ-2000大型动静三轴仪上进行,围压量程为5 MPa,竖向力量程为1 500 kN,竖向位移传感器分辨率为0.01 mm。试样的直径 $\phi = 300 \text{ mm}$,高 $H = 600 \text{ mm}$,制样时控制试样干密度 $\rho_d = 1.90 \text{ g/cm}^3$ 。试样分为饱和($w_1 = 13.9\%$)与风干($w_2 \approx 1.5\%$)两种含水状态。为尽量减少粗细粒料在装填时的离析,提高制样的均匀性,试样分5层,每层120 mm,每层按级配与控制的干密度配好试料装样,填料后按控制高度分层振捣,风干样直接用风干料填装,饱和样用风干料填装后,先抽真空后采用水头饱和和10 h左右,保证试样充分饱和。

2.2 试验内容与试验步骤

通过大型三轴仪测试松散堆积体的动剪切模量与阻尼比,输入0.1 Hz正弦波,试样围压 σ_3 控制为100、200、400、600与1 000 kPa。每级围压下控制初始应力比 $K_c = 1, 2, 3$,对应饱和与风干两种状态,共6组试验。在施加动荷载前,试样需要施加初始固结应力进行固结,Sahaphol等^[11]指出,不同的固

结时间会对试样的剪切波速产生影响，为减小固结时间对试验结果的干扰，固结时间均控制为 240 min 左右，这一固结时间能较好地保证试样已固结稳定。饱和状态试样固结结束时测定排水体积，计算出固结后的干密度，固结后试样干密度见表 1。

需注意的是相同制样干密度的试样在相同的 σ_3 、不同的 K_c 下固结后会形成不同的干密度，亦即有不同的初始孔隙比，而孔隙比对 G_{dmax} 会有重要影响，这样就不易区分到底是孔隙比还是 K_c 对 G_{dmax} 产生了影响。将表 1 数据以横轴为平均有效固结应力 σ_m 或 σ_3 两种方式来整理，见图 2，发现以 σ_m 为横轴的数据点能较好地落在同一条直线上，说明只要保证 σ_m 相同，在相同制样干密度下固结相同的时间能基本保证获得相同的初始干密度，也就保证了试样具有相同的初始孔隙比，即 K_c 在试样固结时的作用体现在了 $\sigma_m/\sigma_3 = (2+K_c)/3$ 里面。

表 1 试样固结后干密度

Table 1 Dry densities of specimens after consolidation			
围压 σ_c / kPa	固结后平均干密度 ρ_c / (g/cm ³)		
	$K_c=1$	$K_c=2$	$K_c=3$
100	1.902	1.906	1.910
200	1.925	1.937	1.959
400	1.961	1.978	1.990
600	1.975	1.999	2.017
1 000	2.002	2.010	2.031

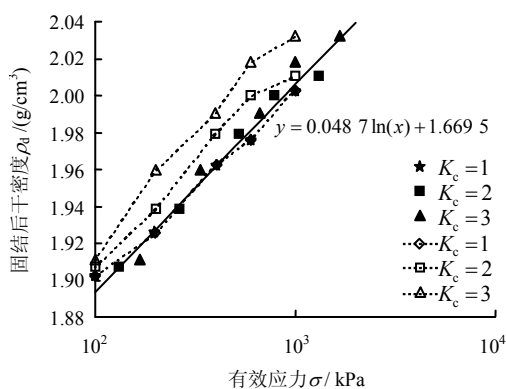
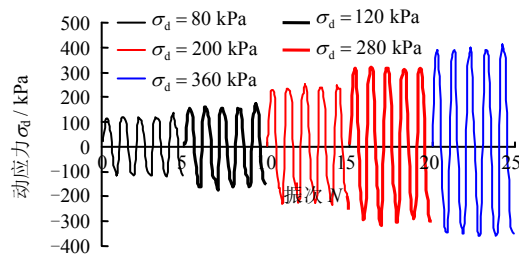
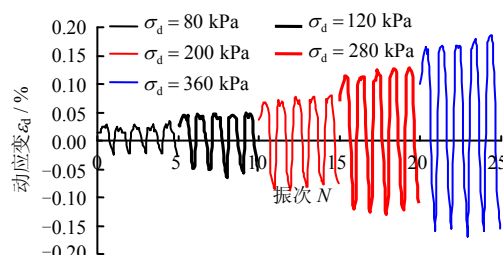


图 2 试样固结后干密度与有效应力关系
Fig.2 Relations between dry density after consolidation and effective stress of specimens

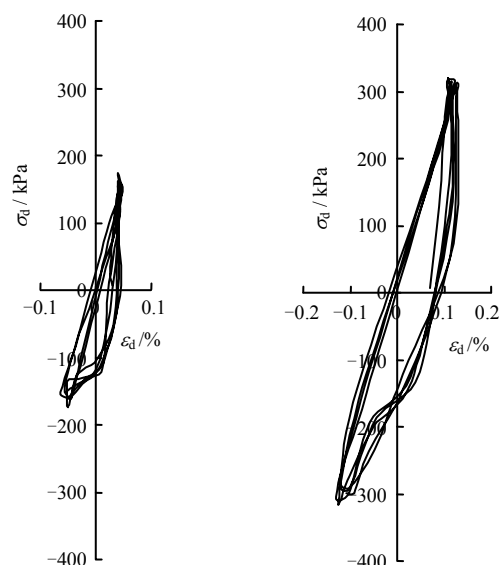
固结完成后施加动荷载时采用何昌荣^[12]推荐的方法，每个试样施加逐级增大的动荷载 10 级左右，每级动荷载振动 5 次，施加动荷载时，排水阀打开。典型试验数据如图 3 所示，图中为饱和状态试样 ($\sigma_3 = 400$ kPa、 $K_c = 1$) 在逐级施加动荷载 $\sigma_d = 80、120、200、280、360$ kPa 下的试验曲线。



(a) 动应力振次关系



(b) 动应变振次关系



(c) 典型滞回圈

图 3 典型试验曲线
Fig.3 Typical test curves

3 试验结果与分析

3.1 含水状态与应力比对 G_{dmax} 的影响

将所有如图 3 所示的试验数据整理出 $\sigma_d - \epsilon_d$ 关系，采用二次曲线拟合，即

$$E_d = 1/(a + b\epsilon_d) \tag{1}$$

式中： E_d 为动弹性模量； a 、 b 为拟合系数。

动弹性模量的倒数 $1/E_d$ 与动应变 ϵ_d 关系见图 4、5，图中动应力-应变关系基本符合双曲线假定，在应变较小的情况下误差会增大，这主要是受试验仪器精度的限制。 E_{dmax} 由 $1/E_d - \epsilon_d$ 拟合直线在纵轴上的截距倒数得到。

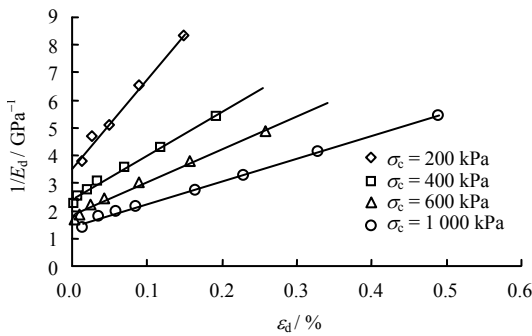
Hardin 经验公式^[13]为

$$E_{dmax} = A' p_a (\sigma_m / p_a)^n \quad (2)$$

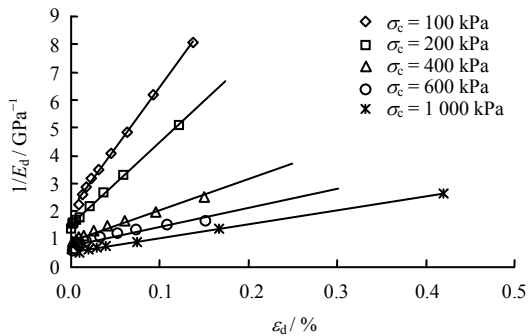
式中： A' 为无量纲系数； p_a 取 100 kPa； E_{dmax} 为最大动弹性模量 (kPa)。

采用式 (2) 整理如图 4、5 所示试验数据。发现在 $\lg(E_{dmax}) - \lg(\sigma_m / p_a)$ 坐标下，不同的 K_c 得到的 E_{dmax} 并不在同一条直线上，如图 6 所示。说明 K_c 对松散堆积体这类含大颗粒无黏性散粒体材料的最大动弹性模量 E_{dmax} 有重要影响，Hardin 经验公式忽略了 K_c 对 E_{dmax} 的影响或对其影响考虑不足。为了更好地反映 K_c 对松散堆积体 E_{dmax} 的影响，将上述经验公式改进为^[12]

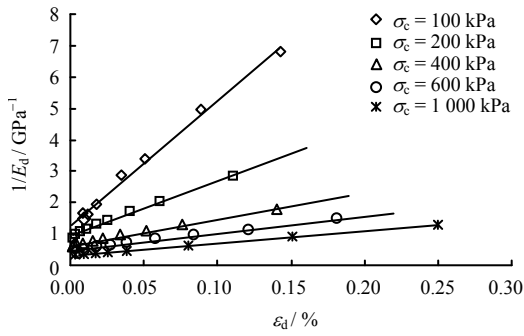
$$E_{dmax} = A' p_a (\sigma_m / p_a)^n (K_c)^m \quad (3)$$



(a) $K_c = 1$

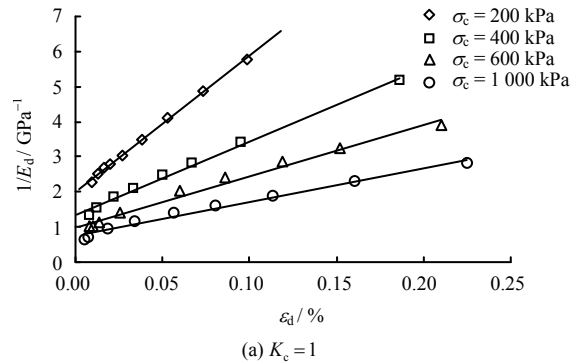


(b) $K_c = 2$

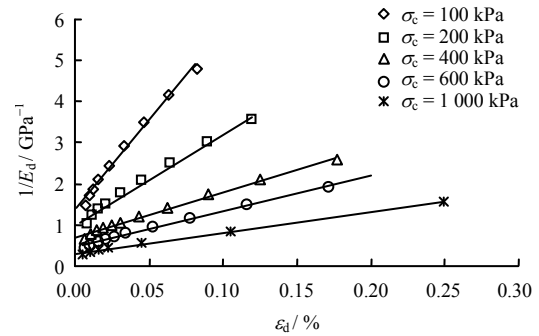


(c) $K_c = 3$

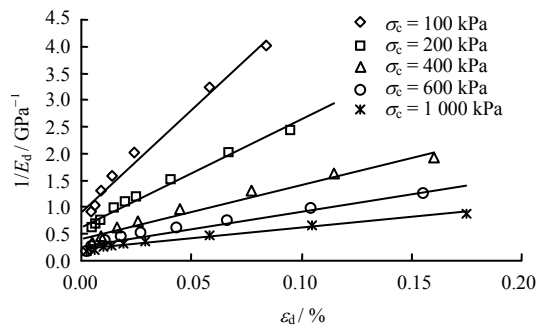
图 4 不同应力比的饱和状态松散堆积体 $1/E_d - \epsilon_d$ 关系
Fig.4 Relations between $1/E_d$ and ϵ_d of loose deposits under saturated condition at various stress ratios



(a) $K_c = 1$



(b) $K_c = 2$



(c) $K_c = 3$

图 5 不同应力比下风干状态松散堆积体 $1/E_d - \epsilon_d$ 关系
Fig.5 Relations between $1/E_d$ and ϵ_d of loose deposits under air-dried condition at various stress ratios

将图 6 拟合直线的截距 q 与 K_c 值绘在双对数坐标上，其斜率即为上述修正式 (3) 中的 m 值，见图 7。得到 m 值后，在 $\lg(E_{dmax}/(p_a(K_c)^m)) - \lg(\sigma_m/p_a)$ 坐标下按直线拟合，由其斜率与截距得到 n 与 A' 值，详见图 8 所示。取动泊松比为 $\nu_d = 0.3$ ，考虑动剪应变 $\gamma_d = (1 + \nu_d) \epsilon_d$ ， $G_d = E_d/2(1 + \nu_d)$ ，则有

$$G_{dmax} = A p_a (\sigma_m / p_a)^n (K_c)^m \quad (4)$$

式中： $A = A' / 2(1 + \nu_d)$ 。

对于两种不同的物理状态，得到的参数详见表 2。

3.2 不同含水状态对 G_d/G_{dmax} 的影响

为了分析不同含水状态对 G_d/G_{dmax} 的影响，需对不同初始应力状态下的 $G_d/G_{dmax} - \gamma_d$ 关系进行归一

化,归一化的方法是采用归一化动剪应变 γ_{dn} 来代替动剪应变 γ_d 。根据双曲线拟合公式 $E_d = 1/(a+b\varepsilon_d)$, 令式 (3) $E_{dmax} = 1/a$ 代入, 可以推得:

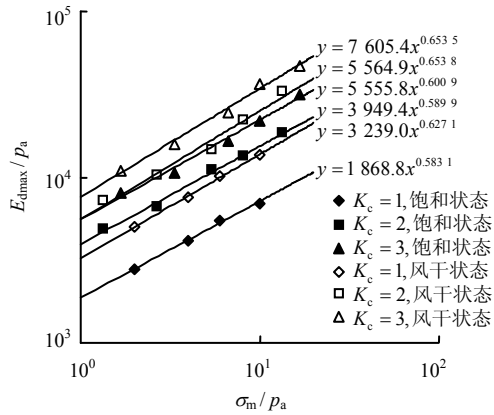


图 6 不同状态下松散堆积体 $E_{dmax}/pa - \sigma_m/pa$ 关系
Fig.6 Relations between E_{dmax}/pa and σ_m/pa of loose deposits at various conditions

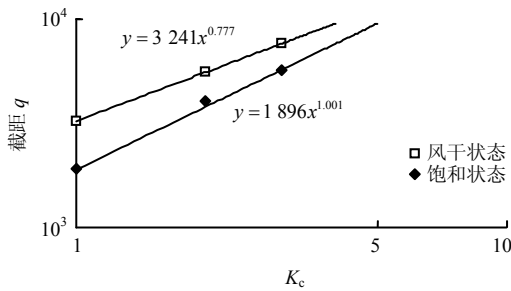


图 7 不同含水状态下截距 $q - Kc$ 关系
Fig.7 Relation curves of intercept q and stress ratio Kc at different moisture conditions

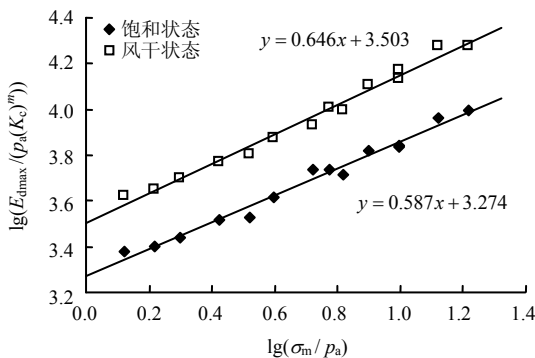


图 8 不同含水状态下 $lg(E_{dmax}/(pa(Kc)^m)) - lg(\sigma_m/pa)$ 关系
Fig.8 Relations between $lg(E_{dmax}/(pa(Kc)^m))$ and $lg(\sigma_m/pa)$ at different moisture conditions

表 2 经验公式参数

Table 2 Parameters of empirical equations

物理状态	A'	$A = A'/2(1 + \nu_d)$	n	m
饱和排水	1 877	722	0.587	1.001
风干排气	3 182	1 224	0.646	0.777

$$E_d = A'p_a(\sigma_m/p_a)^n(K_c)^m \frac{1}{1 + \frac{A'b\sigma_m(K_c)^m \varepsilon_d}{(\sigma_m/p_a)^{1-n}}} \quad (5)$$

借鉴沈珠江等^[14]提出的归一化动应变 ε_{dn} 公式:

$$\varepsilon_{dn} = \frac{\varepsilon_d}{(\sigma_3/p_a)^{1-n}} \quad (6)$$

由于式 (6) 中忽略了 K_c 的影响, 对于本试验的松散堆积体 K_c 影响较大, 结合对试验数据的优化分析, 发现归一化动应变取为

$$\varepsilon_{dn} = \frac{\varepsilon_d}{(\sigma_m/p_a)^{1-n}(K_c)^{-m/2}} \quad (7)$$

时效果较好, 式 (5) 即化为

$$E_d/E_{dmax} = \frac{1}{1 + A'b\sigma_m(K_c)^{m/2} \varepsilon_{dn}} \quad (8)$$

定义参数 $k' = A'b\sigma_m(K_c)^{m/2}$, 即 $E_d/E_{dmax} = 1/(1 + k'\varepsilon_{dn})$ 。考虑到 E_d 与 G_d 的转换关系, 归一化后的动剪切模量比的表达式表示为

$$G_d/G_{dmax} = 1/(1 + k\gamma_{dn}) \quad (9)$$

其中归一化动剪应变 $\gamma_{dn} = (1 + \nu_d)\varepsilon_{dn}$, $k = 2Ab\sigma_m(K_c)^{m/2}$, 得到饱和状态参数 $k_1 = 11.7$, 风干状态参数 $k_2 = 25.8$ 。归一化后的 $G_d/G_{dmax} - \gamma_{dn}$ 关系见图 9。

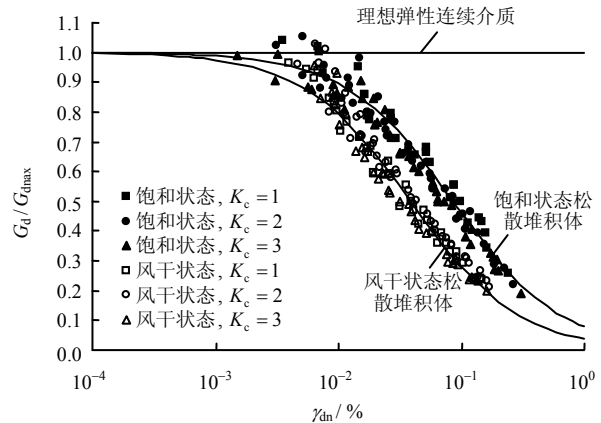


图 9 不同状态下松散堆积体归一化 $G_d/G_{dmax} - \gamma_{dn}$ 关系
Fig.9 Normalized relations between G_d/G_{dmax} and γ_{dn} of loose deposits at various conditions

3.3 不同含水状态对阻尼比 D 的影响

对于阻尼比 D , 试验数据相对离散, 主要由于 D 对试验条件比 G_{damx} 更敏感, 采用归一化动剪应变 γ_{dn} 对 D 进行整理, 围压、固结比等影响因素在试验数据里不能很好区分体现, 故对此次试验数据点统一进行拟合, $D - \gamma_{dn}$ 关系见图 10。Rollins 等^[15]对 360 多个粗粒料的试验数据点进行最优回归拟合,

得到如下拟合公式:

$$D(\%) = 0.8 + 18(1 + 0.15\gamma_d^{-0.9})^{-0.7} \quad (10)$$

将文献[15]的拟合结果与 ± 1 倍标准差曲线一起绘于图10中。

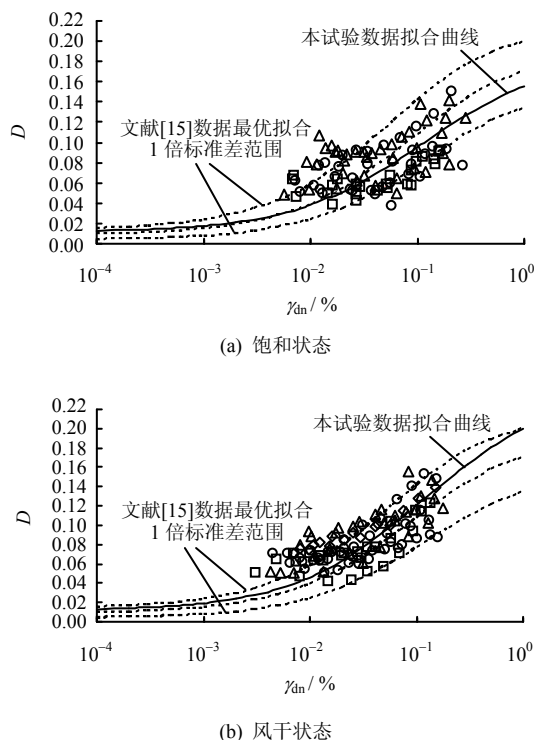


图10 不同含水状态下松散堆积体 D - γ_{dn} 关系
Fig.10 Relations between D and γ_{dn} of loose deposits at different moisture conditions

发现此次试验数据基本处于文献数据拟合的范围,但饱和状态试验数据处于文献数据最优拟合线偏下方,风干状态试验数据处于文献数据最优拟合线偏上方,说明在相同 γ_{dn} 下,风干状态松散堆积体的阻尼比总体上略大于饱和状态下的松散堆积体。值得注意的是在小应变条件下,本次试验数据数值普遍较大,可能是仪器轴向传力杆受到的摩阻力对试验产生较大干扰使得试验结果出现偏差。综合考虑本次试验数据的特点与应当注意的问题,按式(7)对本次试验数据进行拟合。具体的拟合公式为

$$\text{饱和状态 } D(\%) = 1.2 + 17.9(1 + 0.2\gamma_{dn}^{-0.65})^{-1.2} \quad (11)$$

$$\text{风干状态 } D(\%) = 1.2 + 23.4(1 + 0.2\gamma_{dn}^{-0.65})^{-1.2} \quad (12)$$

3.4 试验结果分析

对于松散堆积体,在固结阶段相同球应力 σ_m 下初始固结比越大(在小于动强度要求的应力比范围以内), 45° 面上预剪应力越大,担当骨架结构的粗颗粒接触越充分超能抵抗预剪应力。从波速传播

角度来看,剪切波速在刚度大的粗颗粒间传播速度大于在细颗粒间的传播速度,在粗细料混合的土体中,剪切波会沿速度最快的路径传播,亦即沿刚度大的路径传播,文献[11]中关于火山残土的试验数据证明了这一点。这种预剪后的嵌挤结构在施加荷载时使剪切波更多地在粗颗粒骨架间传播,在相同的干密度下也就具有更大的动剪切模量,这种影响应当与级配、颗粒形状等因素密切相关,需进一步研究。另一现象是流动性较大的岩土体对 K_c 带来的影响更敏感一些,以本试验松散堆积体来说,饱和状态下的松散堆积体 $m = 1.001$,大于风干状态下松散堆积体的 $m = 0.777$,这很可能是由于饱和状态下,颗粒间的水膜起到了润滑作用,在相同的静力条件下,更有利于颗粒的滑动,从而固结阶段在相同的固结时间内形成了更密实的骨架结构,体现为在动力阶段 K_c 对 G_{dmax} 的贡献较大。

考虑不同含水状态对 G_{dmax} 的影响,在相同 σ_3 及 K_c 的条件下,由表2的经验公式参数知,饱和状态下 $A = 722$ 、 $n = 0.587$ 均小于风干状态下 $A = 1224$ 、 $n = 0.646$ 。以围压 $\sigma_3 = 600$ kPa、 $K_c = 2$ ($\sigma_m = 800$ kPa)的初始条件为例,饱和状态下 $G_{dmax-sat} = 413.6$ MPa,风干状态下 $G_{dmax-dry} = 667.4$ MPa。在相同的初始固结条件下,风干状态的最大动剪切模量明显要大于饱和状态下的最大动剪切模量。风干松散堆积体颗粒间的摩擦与咬合抵抗外动力荷载要强于饱和状态下的松散堆积体,在相同动应力幅值 σ_d 下产生的往复动应变 γ_d 更小,从而表现出更高的初始 G_{dmax} 。

考虑不同含水状态对非线性动剪切模量比 G_d/G_{dmax} 的影响,详见图9。归一化后,风干状态松散堆积体 $G_d/G_{dmax}-\gamma_{dn}$ 关系曲线位于饱和状态曲线以下。在动荷载作用下,表现出明显的力学非线性特性是岩土类颗粒摩擦材料的一个基本特性。理想弹性连续介质材料的动剪切模量不随动应变而变化,即 G_d/G_{dmax} 接近于1。饱和状态下松散堆积体中由于水的存在,与较细的颗粒形成泥浆状物质填充于较粗颗粒形成的骨架之间,使试样形成一个相对连续的整体,与混凝土结构类似。风干状态松散堆积体颗粒之间基本没有连接,连续性低于饱和状态。将上述3种情况表示在图9中,材料的物态非连续特性越明显表现出越强的力学非线性特性这一规律比较明显。

3.5 不同初始状态松散堆积体地表地震动反应谱分析算例

为了体现前面重点考虑的应力比与含水状态对松散堆积体地震反应的影响,通过下面一个60 m

厚的松散堆积体模型，根据前面动力参数与剪应变的关系，应用等效线性化方法^[16]，考虑不同的应力比与含水状态，进行其地表的地震动反应谱分析。土层模型计算参数见表 3，单质点系阻尼常数 $\lambda = 5\%$ ，采用等效线性方法处理松散堆积体土层地震反应的非线性问题，文献^[17]中提到这种方法的建议适用范围为：加速度 $a_{\max} < 0.4g$ ， $\gamma_{\max} < 2\%$ ，因此本算例输入 EL-centro 波幅值 $a_{\max} = 0.34g = 3.33 \text{ m/s}^2$ ，见图 11。假设地下水位原先在土层 2 底部，后由于某原因水位上升至土层表面，见图 12。为简单起见，地下水位以下视为饱和状态，地下水位以上视为风干状态。图 13 中 4 条反应谱曲线考虑了 4 种对比情况：1[#]水位上升前，不考虑 K_c 的影响；2[#]水位上升前，考虑 K_c 的影响；3[#]水位上升后，不考虑 K_c 的影响；4[#]水位上升后，考虑 K_c 的影响。

表 3 计算模型土层参数
Table 3 Calculating parameters of soil model

土层序号	土层厚度 h / m	干重度 / (kN/m ³)	饱和重度 / (kN/m ³)	K_c
1	4	18.7	20.6	2.5
2	13	18.9	21.4	2.0
3	24	19.4	21.7	1.8
4	19	19.6	22.0	1.5

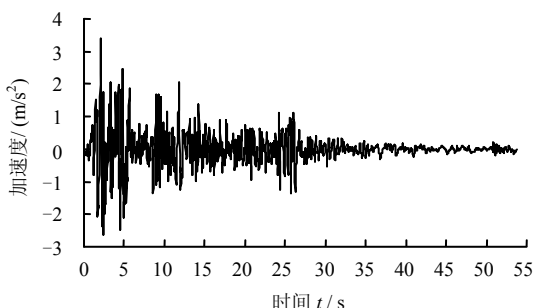


图 11 基底输入 EL-centro 波
Fig.11 Input EL-centro wave of basement

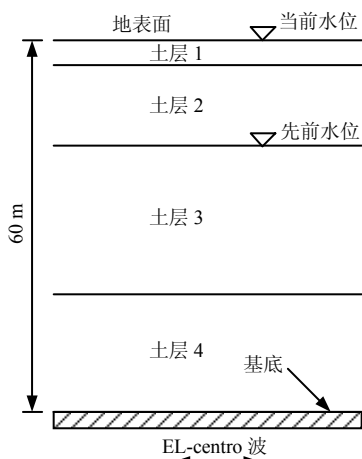


图 12 松散堆积体土层简图
Fig.12 Sketch of loose deposits layers

由图 13 可以看出，应力比与含水状态的不同会明显影响地表加速度反应谱的形状。无论是水位上升前还是水位上升后，1[#]与 3[#]不考虑 K_c 影响的加速度反应谱为单峰形状，峰值明显，1[#]反应谱峰值出现在 0.46 s，为 1.08g，3[#]反应谱峰值出现在 0.55 s，为 1.51g；考虑 K_c 影响后，加速度反应谱为多峰形状，峰值分布在一定的周期范围内，2[#]反应谱峰值分布在 0.25~0.95 s 间，1.0g~1.15g 左右，4[#]反应谱峰值分布在 0.27~0.96 s 间，1.15g~1.30g 左右，这说明考虑固结比 K_c 会影响地震加速度反应谱的特征周期分布，水面上升后会使反应谱特征周期略有增大。水位上升后的加速度反应谱峰值要大于水位上升前的加速度反应谱峰值，说明松散堆积体土层表面在饱和状态下的地震反应要比风干状态下的地震反应更剧烈。分析原因，风干状态下的 $G_{d\max}$ 要大于饱和状态，而阻尼比相差不大，水面上升后，土层的有效应力 σ_m 减小， $G_{d\max}$ 会进一步降低，水面上升后土层重度增大，在相同的加速度激励下，惯性力增大，所以水面上升后加速度反应谱峰值增大。

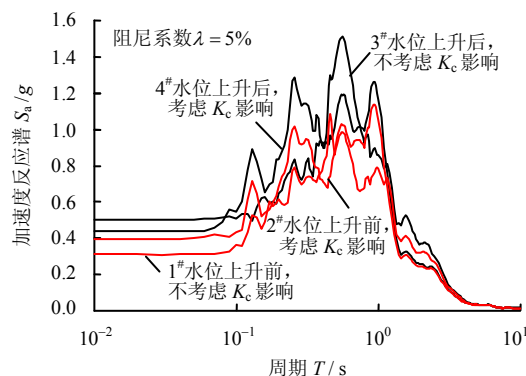


图 13 应力比与含水状态对加速度反应谱的影响
Fig.13 Effects of stress ratio and moisture condition on acceleration response spectra

4 结 论

(1) 在本文考虑的围压 ($\sigma_3 = 100 \sim 1\,000 \text{ kPa}$) 与固结比 ($K_c = 1 \sim 3$) 范围内，发现松散堆积体在相同的制样干密度下固结后的干密度与 σ_m 有很好的归一性，说明按 σ_m 来计算最大动剪切模量就考虑了初始不同固结球应力对初始孔隙比的影响。当 σ_m 一定时，松散堆积体的 $G_{d\max}$ 随 K_c 增大而增大，这种影响对饱和状态松散堆积体比对风干状态下的更明显。风干状态松散堆积体的 $G_{d\max}$ 要大于饱和状态， $G_d/G_{d\max} - \gamma_{dn}$ 关系曲线比饱和状态表现出更明显的非线性，相同 γ_{dn} 下，风干状态松散堆积体的 D 也

略大于饱和状态。

(2) 不同固结比与含水状态会对土层表面的地震反应谱产生重要影响, 初步分析表明, 考虑 K_c 会影响加速度反应谱特征周期, 饱和状态加速度反应谱峰值要大于风干状态。因此, 在选择 $G_d/G_{dmax} - \gamma_{dn}$ 与 $D - \gamma_{dn}$ 关系进行松散堆积体地震反应分析时, 应充分考虑不同应力比与含水状态的影响。

(3) 对于松散堆积体, 其无黏性大颗粒堆积的结构特性使其在较大地震荷载作用下会形成明显的残余变形, 从图 4 中也可看到, 应力幅值较大时, 应变累积现象开始显现, 前述 3.5 节的等效线性处理方法不能反映这方面特性, 后续研究将重点考虑松散堆积体在地震荷载下的残余变形问题。

参 考 文 献

- [1] 郑颖人, 叶海林, 黄润秋. 地震边坡破坏机制及其破裂面的分析探讨[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(8): 1714—1723.
ZHENG Ying-ren, YE Hai-lin, HUANG Run-qiu. Analysis and discussion of failure mechanism and fracture surface of slope under earthquake[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2009, 28(8): 1714—1723.
- [2] 高才坤. 堆积体的综合物探方法研究与应用[D]. 长沙: 中南大学, 2009.
- [3] SULLY J P, CAMPANELLA R G. Evaluation of in situ anisotropy from crosshole and downhole shear wave velocity measurements[J]. **Geotechnique**, 1995, 45(2): 267—282.
- [4] HOQUE E, TATSUOKA F. Effects of stress ratio on small-strain stiffness during triaxial shearing[J]. **Geotechnique**, 2004, 54(7): 429—439.
- [5] KUWANO R, JARDINE R J. On the applicability of cross-anisotropic elasticity to granular materials at very small strains[J]. **Geotechnique**, 2002, 52(10): 727—749.
- [6] YU P, RICHART F E. Stress ratio effects on shear modulus of dry sands[J]. **Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE**, 1984, 110(3): 331—345.
- [7] 孙静, 袁晓铭. 固结比对砂土动剪切模量及地表反应谱的影响[J]. 岩土力学, 2007, 28(3): 443—454.
SUN Jing, YUAN Xiao-ming. Effects of consolidation ratios of sands on dynamic shear modulus and response spectrum of soil surface[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(3): 443—454.
- [8] CHIEN L K, OH Y N. Influence of fines content and initial shear stress on dynamic properties of hydraulic reclaimed soil[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2002, 39(1): 242—253.
- [9] WU S, GRAY D H, RICHART F E. Capillary effects on dynamic modulus of sands and silts[J]. **Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE**, 1984, 110(9): 1188—1203.
- [10] QIAN X, GRAY D H. Voids and granulometry: Effects on shear modulus of unsaturated sands[J]. **Journal of Geotechnical Engineering, ASCE**, 1993, 119(2): 295—314.
- [11] SAHAPHOL T, MIURA S. Shear moduli of volcanic soils[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2005, 25(2): 157—165.
- [12] 何昌荣. 动模量和阻尼的动三轴试验研究[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(2): 39—48.
HE Chang-rong. Dynamic triaxial test on dynamic modulus and damping ratio[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1997, 19(2): 39—48.
- [13] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: Design equations and curves[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE**, 1972, 98(7): 667—692.
- [14] 沈珠江, 徐刚. 堆石料的动力变形特性[J]. 水利水运科学研究, 1996, 6(2): 143—150.
SHEN Zhu-jiang, XU Gang. Deformation behavior of rock material under cyclic loading[J]. **Hydro Science and Engineering**, 1996, 6(2): 143—150.
- [15] ROLLINS K M, EVANS M D, DIEHL N B, et al. Shear modulus and damping relationships for gravels[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE**, 1998, 124(5): 396—405.
- [16] IDRIS I M, SUN J I. SHAKE91: A computer program for conducting equivalent linear seismic response analyses of horizontally layered soil deposits. User manual[M]. Davis, California: University of California at Davis, 1992.
- [17] ZHANG J F, ANDRUS R D, JUANG C H. Normalized shear modulus and material damping ratio relationships[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE**, 2005, 131(4): 453—464.