

文章编号: 1000-7598 (2011) 02-0375-05

动载下饱和重塑黄土的骨干曲线变化研究

廖红建^{1, 2}, 肖正华^{2, 3}, 刘 健⁴

(1. 三峡大学 三峡库区地质灾害教育部重点实验室, 湖北 宜昌 443002; 2. 西安交通大学 土木工程系, 西安 710049;
3. 新疆大学 建筑工程学院, 乌鲁木齐 830008; 4. 里尔中央理工大学 土木工程系, 法国 59651)

摘 要: 针对饱和重塑黄土进行了一系列等向固结和偏压固结下的排水与不排水动三轴试验, 分析了饱和重塑黄土的动力性质、骨干曲线模型及其影响因素。基于动三轴试验结果, 探讨了在考虑累积塑性应变影响下, 修正 Hardin-Drnevich 模型的适用性。结果表明, 考虑累积塑性应变时, 修正 Hardin-Drnevich 模型能够较好地模拟饱和重塑黄土的骨干曲线试验结果。进而分析了等向固结和偏压固结、固结围压、波形和排水条件等因素对饱和重塑黄土骨干曲线的影响, 得到偏压固结和固结围压的增大使骨干曲线上移, 土体强度增加, 而波形对骨干曲线的影响较小; 排水条件下的骨干曲线较不排水条件下的有所上移, 土体强度增加。所得结论可供工程设计人员参考。

关 键 词: 黄土; 骨干曲线; 修正 Hardin-Drnevich 模型; 动弹性模量试验

中图分类号: TU 435

文献标识码: A

Study of variation of backbone curve of saturated remolded loess under dynamic loading

LIAO Hong-jian^{1, 2}, XIAO Zheng-hua^{2, 3}, LIU Jian⁴

(1. Key Laboratory of Geological Hazards on Three Gorges Reservoir Area of Ministry of Education, China Three Gorges University, Yichang, Hubei 443002, China; 2. Department of Civil Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
3. School of Architectural Engineering, Xinjiang University, Urumuchi 830008, China; 4. Génie Civil, Ecole Centrale de Lille, 59651, France)

Abstract: A series of triaxial tests of saturated remolded loess under dynamic loading in isotropic and anisotropic consolidation stress states on condition of drain and undrain are performed to analyse its dynamic characteristics and backbone curves. Based on the dynamic triaxial test results, the effect of accumulated plastic strain is considered; and then the applicability of modified model of Hardin-Drnevich to saturated remolded loess is discussed. The results show that the modified model of Hardin-Drnevich could simulate the backbone curve of saturated remolded loess well. After that, the influences of isotropic and anisotropic consolidation stress states, confining pressure of consolidation, wave form and drain or undrain on the backbone curve for saturated remolded loess are also discussed. The backbone curves are all upper shift under anisotropic consolidation with the increasing confining pressure of consolidation; and it is shown that the strength of samples is increased; the impact of wave form on backbone curve is little; the effect of drain condition on it is upper shift comparing with undrained condition and this indicates that the strength of samples is enhanced. The conclusions can be for referenced by engineering designers.

Key words: loess; backbone curve; modified model of Hardin-Drnevich; dynamic elastic modulus test

1 引 言

目前我国大陆仍处于地震活跃期, 而黄土地区是强震活动的主体地区之一。从历史上看, 这一地区一直是我国地震活动相对活跃的地区之一, 而且地震强度较大。另外, 黄土地区曾是中华民族的发祥地之一, 很多大、中城市以及一些大型工矿企业、

交通干线和水利枢纽都分布在这一地区。随着国家西部大开发战略实施, 黄土地区将成为开发中、西部的主战场^[1]。对于交通工程的路基以及高层建筑地基, 大面积的回填土致使重塑黄土的动力特性研究非常重要。因此, 大力开展黄土动力学及其震害的综合预防与减轻技术研究, 不仅是一项重大的战略性科技项目, 而且对中西部经济建设和社会发展

收稿日期: 2010-04-08

基金项目: 三峡库区地质灾害教育部重点实验室基金资助项目 (No.2008KZD09); 国家自然科学基金资助项目 (No. 50979087)。

第一作者简介: 廖红建, 女, 1962 年生, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土材料的本构关系及边坡稳定性研究。E-mail: hjliao@mail.xjtu.edu.cn

具有深远和现实意义。

土体动力非线性本构关系是表征土动力学特性的最基本关系,是土动力学研究的核心问题之一,其合理与否,对于重要工程场地的非线性地震反应和土工建筑及地基的动力响应机制研究至关重要,尤其是近年来工程规模日益向超高、超深、超大的方向发展,使之成为分析土体动力失稳研究的重要基础^[2]。现有土体动本构模型研究主要有基于弹塑性力学理论的模型和基于土体一维动力性质的模型。前者是利用弹塑性力学的基本理论建立反映土体动应力-应变关系模型,但目前还没有得到广泛认可的基于弹塑性理论的土体动本构模型。由于在实际工程中,通常需要了解场地的地震位移响应、速度响应、加速度响应等。因此,需要建立能够合理反映动力响应的、便于工程应用的简单动本构模型。在这种情况下,结合试验建立土体一维动力性质的模型应用较广。建立一维动本构模型有两种方式:

骨干曲线+阻尼比 和 骨干曲线+滞回曲线。第一种方式认为,土体在动力过程中的动应力-动应变关系符合骨干曲线,同时在动力过程中引入阻尼比,用阻尼比来反映滞回圈造成的能量损失。第二种方式认为,土体在初始加载过程中,动应力-动应变关系符合骨干曲线,当土体进行动力卸载或者动力再加载时,动应力-应变关系偏离骨干曲线,变化到按照一定的准则和假设确定的滞回曲线上。

从上述两种建立模型方法来看,对骨干曲线的研究是建立动力本构模型的基础。巫志辉等^[3]根据黄土体含水率与缩限的关系,对黄土骨干曲线进行了研究,将黄土按照含水率进行分类,干性黄土 ($w < w_s$),湿性黄土 ($w_s < w < w_L$),饱和黄土 ($w > w_L$, 其中 w 为含水率; w_s 为缩限; w_L 为液限)。干性黄土表现线弹性,没有滞回圈,不存在骨干曲线的问题。湿性黄土的骨干曲线表现为双曲线;饱和黄土的骨干曲线同样表现为双曲线,但其参数不同于湿性黄土的参数。基于非饱和黄土的试验结果,骆亚生^[4]在双曲线模型中引入了一个结构性参数,使得不同条件下的骨干曲线表现出更好的归一性。还有学者认为,可以用幂函数型式的曲线表示黄土的骨干曲线^[5]。

综上所述可见,基于重塑黄土的动荷载试验还不多^[6],有待进一步研究。本文通过动三轴试验进一步研究饱和重塑黄土的骨干曲线,并基于试验结果,考虑累积塑性应变对滞回圈的影响,探讨了修正 Hardin-Drnevich (简称 H-D 模型) 模型的适用性,以及围压、波形和排水条件等因素对饱和重塑黄土

动力性质的影响。

2 试验方案

试验所用黄土取自陕西省西安市南郊大学城施工现场,取土深度为 2~3 m,属马兰黄土,它的主要物理性质指标如表 1 所列,计算得到该土的塑性指数为 9.33,液性指数小于 0,该土属粉土类黄土,土质呈坚硬状态。

表 1 试样的物理性质指标
Table 1 Physical parameters of samples

天然密度 /(g/cm ³)	含水率 w /%	塑限 w_p /%	液限 w_L /%	相对 密度 G_s	饱和度 S_r /%
1.986	19.3	20.81	30.14	2.7	83.8

试验是在 DDS-70 微机控制电磁式振动三轴试验系统上进行。土样为重塑黄土,制作成直径为 39.1 mm,高 80.0 mm 的圆柱形试样。试验前,对试样抽气饱和,施加动载前先进行排水固结,然后在不排水条件下施加轴向动压力。对于动弹性模量试验,施加逐级增大的动荷载;对于动强度试验,施加幅值一定的动荷载,直至试样的动应变达到破坏标准。本文主要分析饱和重塑黄土的动本构关系,进行的试验以动弹性模量试验为主,具体试验条件见表 2。

试验得到的数据结果中包括轴向动压力和轴向动压缩量时程数据,以及试样的初始体变、初始尺寸、初始高度变化、初始围压、初始轴压等。通过这些参数笔者自行编制了针对 DDS-70 动三轴试验系统的数据后处理程序,计算得到了动应力、动应变的时程数据和滞回圈。

表 2 饱和重塑黄土动弹性模量试验条件
Table 2 The conditions of dynamic elastic modulus tests

试验分类	试样数量 /个	静力围压 /kPa	静力轴压 /kPa	频率 /Hz	输入 波形
偏压固结不排水	2	100	169	1	正弦
	2	200	338	1	正弦
	2	300	507	1	正弦
等向固结不排水	2	50	50	1	正弦
	2	100	100	1	正弦
	2	150	150	1	正弦
	2	200	200	1	正弦
三角波不排水	1	200	200	1	三角
矩形波不排水	2	200	200	1	矩形
排水条件下	2	200	200	1	正弦
	2	200	338	1	正弦

3 理论基础

本文采用骨干曲线模型是修正 H-D 模型, 也称为双曲线型骨干曲线模型。基于动剪应力、动剪应变的 H-D 模型的骨干曲线方程^[7-8]为

$$\tau_d = G_{\max} \frac{\gamma_d}{1 + |\gamma_d / \gamma_r|} \quad (1)$$

式中: τ_d 为土体动剪应力 (Pa); γ_d 为土体动剪应变; $G_{\max}$ 为土体最大动剪切模量 (Pa); γ_r 为土体参考剪应变。

修正 H-D 模型的骨干曲线方程^[9]为

$$\tau_d = G_{\max} \frac{\gamma_d}{1 + |\gamma_d / \gamma_r|^m} \quad (2)$$

式中: m 为试验参数。

为了便于直接运用动三轴的试验结果, 并对模型参数进行整合, 将式 (1)、(2) 以轴向动应力 $\sigma_{d,a}$ 和动应变 $\varepsilon_{d,a}$ 改写为式 (3)、(4)。

$$\sigma_{d,a} = \frac{\varepsilon_{d,a}}{A_h + B_h |\varepsilon_{d,a}|} \quad (3)$$

式中: A_h 、 B_h 为 H-D 模型的试验参数 (Pa^{-1}), 分别为初始弹性模量和极限动应力的倒数。

$$\sigma_{d,a} = \frac{\varepsilon_{d,a}}{A_m + B_m |\varepsilon_{d,a}|^{C_m}} \quad (4)$$

式中: A_m 、 B_m 为修正 H-D 模型的初始弹性模量和极限动应力的倒数; C_m 为试验参数, 无量纲。

试验证明, 在循环荷载作用下存在累积塑性应变的影响。假设土体在一定的围压 σ_3 下受动应力幅值 σ_d 的正弦荷载往返作用, 循环周次 n 后可得对应的滞回曲线, 如图 1 所示。土体在循环荷载作用下产生的应变有两部分: 可恢复的动弹性应变 ε_d^e 和不可恢复的累积塑性应变 ε_d^p , 因此试验测得的总应变应为 $\varepsilon_d = \varepsilon_d^e + \varepsilon_d^p$ 。为了在骨干曲线中考虑累积塑性应变的影响, 本文近似采用式 (5) 计算累积塑性应变。

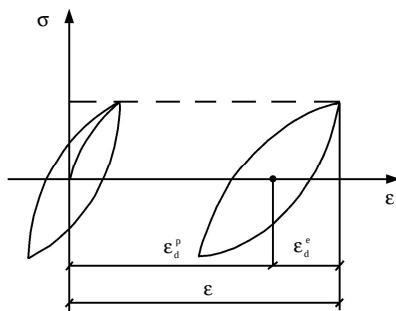


图 1 动力循环荷载下的应变组成示意图
Fig.1 Sketch of strain component under dynamic cyclic loading

$$\varepsilon_d = \frac{\varepsilon_{d\max}^n + \varepsilon_{d\min}^n}{2} \quad (5)$$

4 试验结果分析

4.1 累积塑性变形的影响

本次分别进行了一系列的饱和和重塑黄土在等向固结 ($\sigma_1/\sigma_3=1.0$) 和偏压固结 ($\sigma_1/\sigma_3=1.69$) 下的动弹性模量试验, 得到了动应力、动应变的时程曲线和滞回圈, 具有代表性的结果如图 2 所示。由图 2 可以看出, 等向固结 ($\sigma_1=\sigma_3=100$ kPa) 时, 动力加载过程中累积塑性应变较小; 而偏压固结 ($\sigma_1=169$ kPa, $\sigma_3=100$ kPa) 时, 动力加载过程中会产生明显的累积塑性应变, 因此有必要考虑其影响。

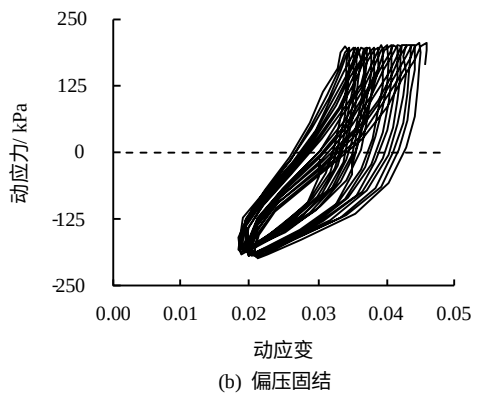
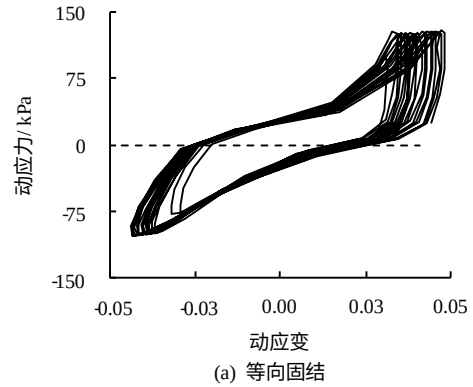


图 2 动弹性模量试验的代表性结果
Fig.2 Representative result of dynamic elastic modulus test

图 3 为在动弹性模量试验中偏压固结条件下饱和和重塑黄土的累积塑性应变与循环周次之间的关系曲线。轴向动应力 σ_d 的最大幅值取固结围压的 50%, 分 10 级施加, 即按 σ_d 分别取围压的 5%、10%、15%、L、40%、45%、50% 施加, 可见振动初期, 随着循环周次的增加, 累积塑性应变增长较

慢,循环一定周次后,应变增长迅速加快,且围压越大,在越小的循环次数下即达到较大的累积塑性应变。分析原因是随着围压的增大,动弹性模量试验中施加在试样上的动荷载也在增加,土体产生的塑性变形就大。

绘制骨干曲线时,需要得到滞回圈顶点的动应力和动应变幅值。由于偏压固结下累积塑性应变较大,需要考虑累积塑性应变影响。本文利用式(5)计算得到的累积塑性应变值作为滞回圈中心点平移到坐标原点上^[10],然后进行骨干曲线的分析。

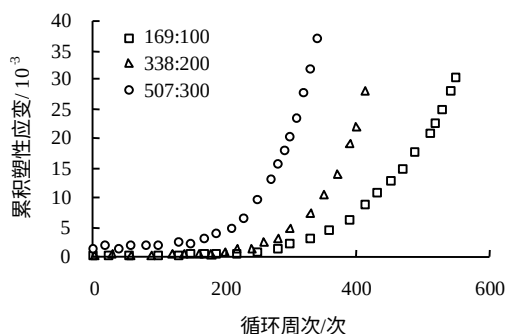


图3 累积塑性变形与循环周次的关系曲线

Fig.3 Relationship curves between accumulated plastic strain and cycle number

4.2 等向固结和偏压固结对骨干曲线的影响

根据试验确定修正 H-D 模型式(4)所用的计算参数,见表3。图4、5分别为等向固结和偏压固结状态下饱和重塑黄土的试验和计算骨干曲线,为便于比较,图中试验结果用数据点表示,修正 H-D 模型的计算结果用不同线型表示。结果表明,修正 H-D 骨干曲线模型与试验数据几乎一致,能够很好地反映试验数据的规律,同时可以看出,偏压固结使得骨干曲线整体上移,说明偏压固结时土体强度比等向固结时的强度高。无论等向固结还是偏压固结,骨干曲线都随着围压的增大而上移,说明在动荷载作用下土体的强度也是随着围压的增大而增大。

4.3 动荷载波形对骨干曲线的影响

对等向固结重塑黄土试样分别施加三角形波、矩形波和正弦波这3种不同波形,如图6所示。从图中可知,3种波形的骨干曲线相差较小,这说明动荷载波形对骨干曲线的影响不大,修正 H-D 骨干曲线模型的能够较好地与试验结果相一致。

表3 修正 H-D 骨干曲线模型的参数

Table 3 Parameters of modified model of H-D

试验分类	试验代号	A_m / 10^{-9} Pa^{-1}	B_m / 10^{-6} Pa^{-1}	C_m / 10^{-1}
偏压固结	1.69-102	14.50	6.79	10.20
	1.69-201	17.50	29.20	14.20
	1.69-301	12.10	93.20	17.00
等向固结	1.00-52	19.80	10.20	9.38
	1.00-101	4.74	6.01	8.88
	1.00-201	4.31	4.76	9.21
三角波	Tri-11	4.25	5.39	9.46
矩形波	Rec-11	9.99	5.57	9.59
	Dra-11	4.16	4.77	9.38
排水	Dra-12	6.73	5.49	10.10
	Dra-21	4.58	3.83	9.42
	Dra-22	4.76	2.96	9.05

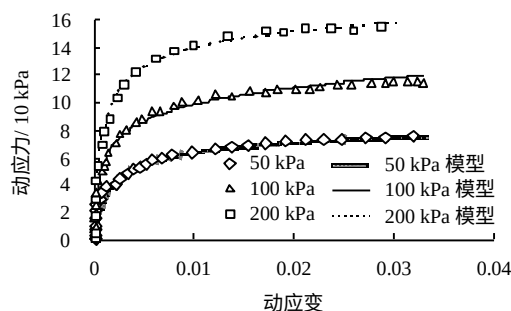


图4 等向固结下骨干曲线模型和实测的对比

Fig.4 Comparison between backbone curves model and test data in isotropic consolidation

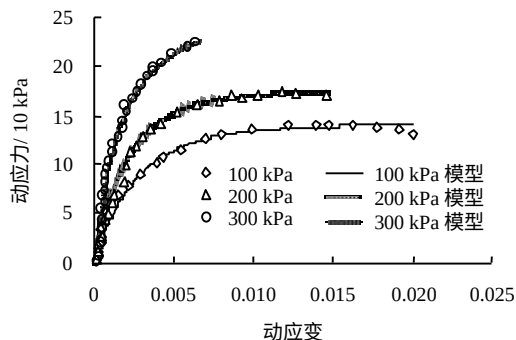


图5 偏压固结下骨干曲线模型和实测的对比

Fig.5 Comparison between backbone curves model and test data in anisotropic consolidation

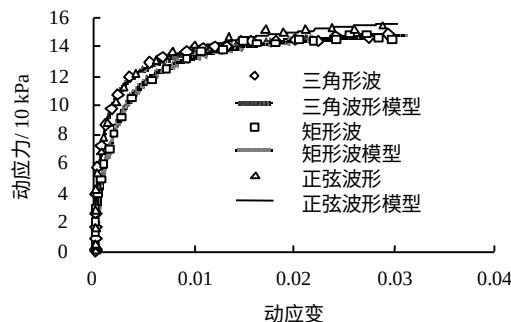


图6 不同波形下骨干曲线和实测的对比

Fig.6 Comparison between backbone curves model and test data under different wave forms

4.4 排水条件对骨干曲线的影响

为了与固结不排水条件下的试验结果相比较, 本文还进行了等向固结和偏压固结排水条件下的动弹性模量试验。图7为固结围压200 kPa、偏压固结比分别为1.0和1.69时的固结排水动三轴试验结果。由图可见, 不论是等向固结还是偏压固结, 排水条件下的骨干曲线较不排水条件下的骨干曲线都有所上移, 说明排水条件下测得的土体强度要比不排水条件下所得的强度高, 同时修正 H-D 骨干曲线模型与试验结果也较吻合。

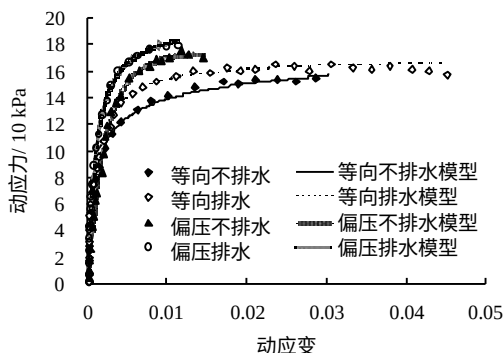


图7 不同排水条件下骨干曲线模型和实测的对比

Fig.7 Comparison between backbone curves model and test data under different drainage conditions

5 结 语

通过一系列饱和和重塑黄土在等向固结和偏压固结状态下的动弹模量试验, 获得了考虑累积塑性应变的饱和和重塑黄土骨干曲线, 确定了修正 H-D 模型的计算参数。通过计算和试验对比分析进一步验证了饱和和重塑黄土骨干曲线符合修正 H-D 模型。通过对等向固结和偏压固结、固结围压、波形和排水条件等因素变化下的饱和和重塑黄土骨干曲线的影响分析认为, (1) 偏压固结使饱和和重塑黄土的强度增大, 累积塑性应变也增大。(2) 无论对等向固结还是偏压固结黄土, 随着固结围压的增大, 其骨干曲线都上移, 说明土体强度增强。(3) 波形对饱和和重塑黄土骨干曲线影响较小。(4) 排水条件下的骨干曲线较不排水条件下的饱和和重塑黄土骨干曲线有上移, 表明土体强度增强。

参 考 文 献

[1] 王兰民. 黄土动力学[M]. 北京: 地震出版社, 2003.
[2] 陈学良, 金星, 陶夏新, 等. 土体动力一维非线性本构关系剖析与评价[J]. 地震工程与工程振动, 2006, 26(6): 147—157.
CHENG Xue-liang, JIN Xing, TAO Xia-xin, et al. A soil

dynamic double-parabola constitutive model considering effect of soil test damping[J]. **Earthquake Engineering and Engineering Vibration**, 2006, 26(6): 147—157.
[3] 巫志辉, 谢定义, 余雄飞. 洛川黄土的动变形和强度特性[J]. 水利学报, 1994, 38(12): 67—71.
WU Zhi-hui, XIE Ding-yi, YU Xiong-fei. Study on dynamic deformation and strength characteristics of Luochuan loess[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1994, 38(12): 67—71
[4] 骆亚生. 非饱和黄土在动、静复杂应力条件下的结构变化特性及结构性本构关系研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2003.
[5] 骆亚生, 胡仲有, 张爱军. 非饱和黄土结构性参数与其强度指标关系初探[J]. 岩土力学, 2009, 30(4): 943—948.
LUO Ya-sheng, HU Zhong-you, ZHANG Ai-jun. Regularity of relation between structural parameter and strength indexes of unsaturated loess[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(4): 943—948.
[6] 王兰民, 张振中, 王峻, 等. 随机地震荷载作用下黄土动强度的试验方法[J]. 西北地震学报, 1991, 13(3): 50—55.
WANG Lan-min, ZHANG Zhen-zhong, WANG Jun, et al. A test method of dynamic strength of loess under random seismic loading[J]. **Northwestern Seismological Journal**, 1991, 13(3): 50—55.
[7] HARDIN BO, DRNEVICH VP. Shear modulus and damping in soils: measurement and parameter effects[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE**, 1972, 98(6): 603—624.
[8] HARDIN BO, DRNEVICH VP. Shear modulus and damping in soils: design equations and curves[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE**, 1972, 98(7): 667—692.
[9] HARDIN BO, KALINSKI ME. Estimating the shear modulus of gravelly soils[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2005, 131(7): 867—875.
[10] 尚守平, 刘方成, 杜运兴, 等. 应变累积对黏土动剪模量和阻尼比影响的试验研究[J]. 岩土力学, 2006, 27(5): 683—688.
SHANG Shou-ping, LIU Fang-cheng, DU Yun-xing, et al. Experimental study on effect of shear strain accumulation on dynamic shear modulus and damping ratio of clay soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(5): 683—688.