

DOI: 10.11779/CJGE201807016

加载路径对重塑黄土一维蠕变特性的影响

罗汀, 陈栋, 姚仰平, 刘林, 扈胜霞

(北京航空航天大学交通科学与工程学院, 北京 100191)

摘要: 黄土因具有蠕变特性, 在荷载 σ'_v 不变的情况下, 蠕变时间 t 的增长也能引起土体孔隙比的减小, 假设蠕变时间的增长也为一种加载, 为探求重塑黄土变形量的 $\sigma'_v - t$ 加载次序相关性, 进行了 4 种加载路径的试验, 试验结果表明: 重塑黄土变形量的 $\sigma'_v - t$ 加载次序相关性显著, 虽然各试样的最终荷载相同, 加载过程中的蠕变时间也相同, 但是, 在一级加载过程中, 先蠕变的试样比先施加荷载的试样变形量小, 在分级加载过程中, 按照“荷载—蠕变—荷载”施加次序的试样比“荷载—荷载—蠕变”施加次序的试样变形量小, 此结论可为工期较长的高填方工程的施工计划安排提供一定参考。姚仰平等提出的一维蠕变公式能较好反映重塑黄土变形量的蠕变时间和荷载的加载次序相关性, 公式所需 5 个参数均能简单获得。

关键词: 重塑黄土; 变形量; 蠕变时间; 加载次序; 相关性

中图分类号: TU444

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2018)07 - 1294 - 06

作者简介: 罗汀(1957 -), 女, 教授, 博士生导师, 主要从事土的基本特性和本构关系研究。E-mail: tluo@buaa.edu.cn。

Influence of loading paths on one-dimensional creep characteristics of remodeled loess

LUO Ting, CHEN Dong, YAO Yang-ping, LIU Lin, HU Sheng-xia

(School of Transportation Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

Abstract: The increasing creep time is assumed to be another kind of load, for the loess is of creep characteristics, that is, the increasing creep time t may induce the void ratio to decrease when the load σ'_v is constant. Aiming at exploring the dependency of $\sigma'_v - t$ loading sequence for the loess deformation, four loading paths are tested. The results indicate that the dependency of $\sigma'_v - t$ loading sequence for the loess deformation is obvious. All samples arrive at the same stress load in the end, and the creep time is also the same during the loading procedure. However, in the process of one-time stress load, the deformation of the specimen which is crept first is smaller than that of the specimen which is loaded first, and in the process of grading stress load, the deformation of the specimen whose loading sequence is load-creep-load is smaller than that of the specimen whose loading sequence is load-load-creep. This conclusion can offer certain reference for the construction schedule of the long-period high embankment engineering. A one-dimensional creep formula proposed by Yao Yang-ping et al. is able to reflect the dependency of $\sigma'_v - t$ loading sequence for the loess deformation, and the 5 parameters this formula requires can be obtained easily.

Key words: remolded loess; deformation; creep time; loading sequence; dependency

0 引言

在中国中西部支线机场大建设的进程中, 西部黄土地区出现了一大批黄土高填方工程^[1], 这种高填方工程往往填方体量大, 填方高度高, 且分层施工, 造成填方工程的工期较长, 土体在施工期间就产生蠕变变形, 使得填方土体在施工过程中所发生的变形更加复杂^[2], 由于机场的适航性对山区机场高填方变形和稳定提出的严格要求, 高填方工程在施工过程中填方土体的变形行为应进一步研究。

半个多世纪以来, 国内外学者对土体长期变形的试验研究取得了很大进展, Bjerrum^[3]对挪威正常固结

海洋黏土进行长时间的固结蠕变试验, 分析了黏性土在长时间变形过程中的微观机理; Mesri^[4]通过一系列一维固结和等向固结试验, 指出主固结阶段压缩性高的土, 次固结阶段压缩性也相对较高, 并总结对比了 22 种黏土次固结系数的试验结果^[5-6], 指出当有效应力逐渐增大至前期固结压力的过程中, 次固结系数和压缩指数均增大。当有效应力超过前期固结压力后, 次固结系数和压缩系数基本不再变化。王松鹤等^[7-8]

基金项目: 国家自然科学基金项目(51579005, 11672015); 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目(2014CB047001)

收稿日期: 2017 - 06 - 11

进行了一系列的蠕变试验, 得出含水率、干密度、偏应力对原状、重塑和饱和黄土蠕变特性的影响规律; 朱才辉等^[9]利用土电阻率-固结联合测定仪进行原位监测和室内试验, 从细观角度揭示了黄土高填方地基的蠕变机制; 邢义川等^[10]通过分级增湿变形试验, 发现湿陷性黄土的压缩曲线分为压缩、湿陷变形、固结蠕变 3 个阶段; 罗汀等^[11]通过对原状黄土进行长期一维蠕变试验, 发现各应力条件下试样的蠕变曲线和相对长短不尽相同; 葛苗苗等^[12]通过对压实黄土的一维固结蠕变试验, 得出了压实度、含水率等因素对次固结特性的影响。

上述研究表明, 黄土具有蠕变特性, 当有效应力超过前期固结压力后, 其次固结系数在一定应力范围内为定值, 此时黄土蠕变量的大小仅由次固结系数的大小和蠕变时间的长短决定, 由于在荷载不变的情况下, 蠕变时间的增加也能引起土体变形量的增大, 姚仰平等^[13]假定蠕变时间的增加也为一种荷载, 并将土的变形划分为单纯由应力的增加引起的变形(瞬时压缩)和单纯由时间的增长引起的变形(延时压缩)。在高填方工程中, 由于工期较长, 已填方土体在下一层土体填方之前会发生由时间引起的蠕变变形, 在下一层土体填方之后会发生由自重应力增加引起的变形, 那么, 在施工过程中, 不同的施工进度计划则对应于填土的自重荷载增加的快慢以及相邻荷载间不同的间隔时间, 即在 $\sigma'_v - t$ 坐标中不同的加载路径, 当高填方工程施工结束时, 填方土体的自重应力不再增加, 为了探求在高填方工程施工过程中不同的加载路径, 即不同的荷载和蠕变时间的施加次序对填方土体变形量产生的影响, 本文设计了 4 种加载路径的一维蠕变试验, 分析了重塑黄土变形量的蠕变时间和荷载的加载次序相关性, 希望为高填方工程施工计划安排提供一定的参考。

1 试验研究

1.1 试样制作

试验所用黄土取自延安新开发区地下 2.5 m, 为 Q₃ 黄土。在试验室内风干、碾磨、过 0.1 mm 筛, 测定土粒相对密度、液塑限, 置入大型固结仪中, 在 50 kPa 的荷载下固结成形后取出, 制成环刀样 4 个, 则试样的先期固结压力为 50 kPa, 编号为 P1、P2、P3、P4, 按照《土工试验方法标准 GBT50123—1999》测定基本物理性质指标见表 1。

表 1 基本物理性质指标

Table 1 Basic physical properties

干密度 ($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	土粒相 对密度	初始 孔隙比	液限 /%	塑限 /%	塑性 指数
1.51	2.73	0.81	28.2	17.6	10.6

1.2 试验方案

试验在 WG (WG-1B) 三联单杠杆固结仪上进行, 各试样均先加载到 100 kPa, 固结 24 h 后孔隙水压力完全消散, 有效应力达到 100 kPa, 以此为路径起始点 A, 试样 P1~P4 的加载路径如图 1 所示, 分别为路径 ABD, ACD, ACDF, ACEF。

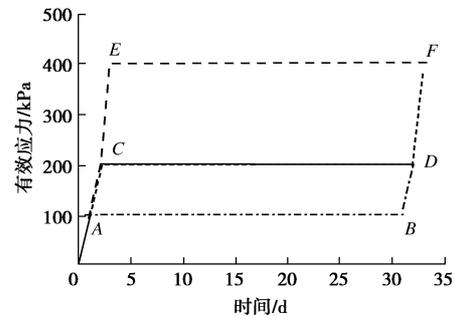


图 1 试样 P1~P4 加载路径

Fig. 1 Loading paths of samples P1~P4

路径 ABD 为试样 P1 从 A 点开始, 在 100 kPa 有效应力下蠕变 30 d 到 B 点, 再加载到 200 kPa, 1 d 后有效应力达到 200 kPa, 为图 1 中 D 点; 路径 ACD 为试样 P2 从 A 点开始, 加载到 200 kPa, 1 d 后到达 C 点, 再在 200 kPa 有效应力下蠕变 30 d 到达 D 点; 路径 ACDF 为试样 P3 在试样 P2 到达点 D 的基础上加载到 400 kPa, 1 d 后到达 F 点; 路径 ACEF 为试样 P4 从 A 点开始加载到 200 kPa, 1 d 后有效应力达到 200 kPa, 为 C 点, 再加载到 400 kPa, 1 d 后到达 E 点, 然后再在 400 kPa 有效应力下蠕变 30 d 到达 F 点。

该试验加载路径分为两组, 第一组加载路径为 ABD 和 ACD; 第二组加载路径 ACDF 和 ACEF, 这两组加载路径均为从相同的初始应力加载到相同的最终应力, 有效应力增量相等, 经历的蠕变时间相同, 加载路径均为闭合。

2 试验结果与分析

2.1 试验结果

图 2 (a)、(b) 分别是加载路径 ABD, ACD 和加载路径 ACDF, ACEF 的孔隙比 - 有效应力 ($e - \lg \sigma'_v$) 关系, 图 2 中所示字母对应于图 1 中相应各点。图 2 (a) 中试样 P1、P2 分别沿加载路径 ABD, ACD 到达 D 点, 蠕变时间 30 d, 有效应力为 200 kPa; 图 2 (b) 中试样 P3、P4 分别沿加载路径 ACDF, ACEF 到达 F 点, 蠕变时间 30 d, 有效应力为 400 kPa。

试验结果表明:

(1) 图 2 (a) 所示, 试样 P1, P2 蠕变时间均为 30 d, 荷载的增加量均为 100 kPa, 但加载路径不同, 试样 P1 先蠕变, 再加载, 试样 P2 先加载, 再蠕变, 试样 P1 的最终孔隙比比试样 P2 的最终孔隙比要大, 变形量小; 同样, 在图 2 (b) 中, 试样 P3、P4 分别

按照“荷载—蠕变—荷载”和“荷载—荷载—蠕变”的次序施加，蠕变时间均为 30 d，荷载的总增加量均为 300 kPa，在两级荷载间就发生蠕变的试样 P3 所达到的最终孔隙比比试样 P4 的最终孔隙比大，变形量小。说明重塑黄土试样的变形量具有荷载和蠕变时间的加载次序相关性。

(2) 图 2 (b) 中，A 点、C 点、E 点分别为试样 P4 在施加 100, 200, 400 kPa 的荷载 1 d 之后，孔隙水压力消散，总应力全部转化为有效应力时所对应的孔隙比，该 3 点的连线为直线，处于正常固结线(NCL)上。图 2 (a) 中试样 P1 的 B 点、试样 P2 的 D 点、图 2 (b) 中试样 P3 的 D 点、试样 P4 的 F 点分别为试样 P1~P4 在 100, 200, 200, 400 kPa 下蠕变 30 d 所对应的孔隙比，这几点的连线也为直线，将这些点绘制于图 3，Bjerrum^[4]称这种在 $e - \lg \sigma'_v$ 空间内，试样在不同应力作用下蠕变相同时间的点的连线为“等时线”，图 3 反映出当蠕变时间增长时，试样蠕变量增大，孔隙比减小，等时线平行下移，这种等时线的下移会造成相同应力条件下试样似超固结比的增大。如图 2 (a) 所示，试样在 100 kPa 下固结 1 d 为 A 点，再蠕变 30 d 到达 B 点，试样在相同应力作用下的不同孔隙比 (A 点和 B 点) 可以认为是从不同的前期固结压力卸载形成的，较小的孔隙比对应较大的前期固结压力，故 B 点所对应的超固结比较大，距离正常固结线越远。

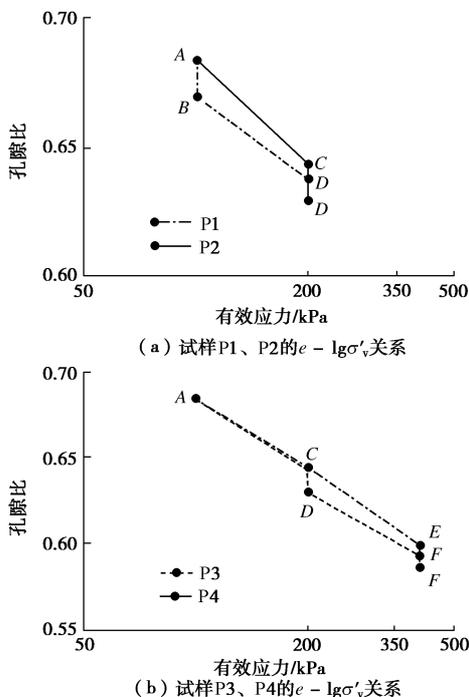


图 2 不同加载路径下试样 P1~P4 的 $e - \lg \sigma'_v$ 关系

Fig. 2 $e - \lg \sigma'_v$ relationship of samples P1~P4 under different loading paths

(3) 在图 1 中，各试样的蠕变时间加载路径为 AB, CD, EF，均为有效应力不变条件下的时间加载，

相应的蠕变量对应于图 2 (a)、(b) 中垂直方向的线段 AB, CD, EF，这 3 条线段的长度相等，结果表明从同一等时线上开始，所受的应力不同，蠕变时间相同，产生的蠕变量相同。

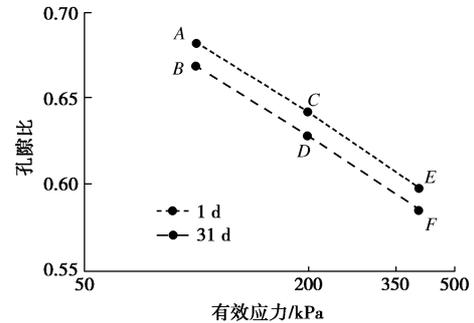


图 3 等时线关系

Fig. 3 Relationship of isochron

2.2 试验结果分析

图 3 试样在不同应力作用下蠕变相同时间的点的连线为“等时线”，并非试样所经历的真实加载路径，但该等时线图可等效为恒应变速率固结试验^[14]的加载路径，则试样变形量的加载路径 (蠕变时间 - 荷载的加载次序) 相关性可以从似超固结比的改变和加载率效应两方面来解释。

在图 3 所示 $e - \lg \sigma'_v$ 空间中，路径 AC, CE 所需时间均为 1 d，路径 BD, DF 所需时间均为 31 d，若试样从 A 加载到 E，与试样从 B 加载到 F，试样加载路径的线段总长度相等，产生的孔隙比减小量也相等，但两种路径的耗时却分别为 2, 62 d，这是因为两种加载路径的本质不同在于试样所处等时线的不同，等时线下移既对应着试验加载率的减小，又表示着同等应力条件下试样似超固结比的增大，而等时线下移量则取决于加载间隔时长，即有效应力保持恒定时，试样蠕变时间越长，孔隙比越小。当加载率变小时，试样产生相同的孔隙比增量所需要的时间增加，如图 3 中路径 CE 和路径 DF；当相同应力作用下试样的荷载增量和蠕变时间增量都相等时，似超固结比越大，试样的变形量越小，如图 2 (a) 中路径 AC, BD，和图 2 (b) 中路径 CE, DF。在图 2 (b) 中，路径 CE, DF 对应的加载率均为 200 kPa/d，而由于点 D 所处的等时线低于点 C 所处的等时线，试样似超固结比增大，故路径 DF 所产生的变形量小于路径 CE 所产生的变形量；同样，图 2 (a) 中，路径 AC, BD 对应的加载率均为 100 kPa/d，但点 B 所处的等时线低于点 A 所处的等时线，路径 BD 所产生的变形量小于路径 AC 所产生的变形量。图 3 中路径 DF 所产生的变形量与路径 CE 所产生的变形量相等，但是路径 DF 对应的加载率为 200 kPa/31 d，加载率减小，产生相同变形量所需要的蠕变时间明显变长。

上述分析表明，加载速率对变形的影响是：总荷

载相同时, 加载速率越快, 加载结束时产生的变形量越小; 加载速率越慢, 加载结束时产生的变形量越大。总时间相同时, 加载速率越快, 加载结束时产生的变形量越大; 加载速率越慢, 加载结束时产生的变形量越小。加载路径对变形的影响是: 若总荷载与总时间均相同, 加载结束时, 先应力加载再时间加载的变形量大于先时间加载再应力加载的变形量。

3 一维蠕变公式及验证

3.1 一维蠕变公式

在室内常规一维固结试验中, 把试样在加载后产生的总变形分为主固结变形和次固结变形。为了方便本构建模, Bjerrum^[3]在第 7 届朗肯讲座中提出了将土体在受荷后产生的总变形分为瞬时压缩变形和延时压缩变形的框架体系。Bjerrum 认为, 有效应力的增加和时间的增长均能引起土体的变形, 所以将有效应力的增加和时间的增长均作为对土体的加载。

姚仰平等基于这个框架体系, 结合不同应力条件下土体蠕变相同时间的室内试验结果, 提出了瞬时正常压缩线 (INCL) 的概念, 建立了考虑时间效应的 UH 模型^[13, 15-16], 将考虑时间效应的 UH 模型简化到一维状态, 提出的一维蠕变公式^[17]表达式为

$$e = N - C_c \lg \sigma'_v - C'_\alpha \lg \left(10^{\frac{N - C_c \lg \sigma'_v - e_0}{C'_\alpha}} + \frac{t}{t_0} \right), \quad (1)$$

其中,

$$N = N_{\Delta t} + C'_\alpha \lg \left(1.44 \frac{C'_\alpha}{C_c - C_s} \frac{\Delta t}{t_0} \right). \quad (2)$$

式中 e 为试样在蠕变 t 时间后所对应的孔隙比; e_0 为试样的初始孔隙比; σ'_v 为竖向有效应力; C_c 为土的压缩指数; C_s 为土的回弹指数; C'_α 为试样在 $e - \lg((t+t_0)/t_0)$ 空间的次固结系数; t_0 为 1 min; Δt 为室内一维固结试验分级加载时相邻两级荷载的加载间隔时间, 若每隔 24 h 加载一级, 则 Δt 为 1440 min, 若每 2 d 加载 1 级, 则 Δt 为 2880 min; $N_{\Delta t}$ 为试样对应于加载间隔时间为 Δt 时, 正常压缩线 (NCL) 对应于应力为 1 kPa 时的孔隙比; N 为试样的瞬时正常压缩线^[16] (INCL) 对应于应力为 1 kPa 时的孔隙比。

该一维蠕变公式需要的 5 个参数分别为 C_c , C_s , C'_α , $N_{\Delta t}$, N , 前 4 个参数采用室内一维压缩回弹试验和一维蠕变试验即可求得, 再代入式 (2), 即可求得参数 N , 那么 INCL 线的位置也被确定, 亦即找到了该框架下蠕变时间的起点。

按照上文制样方法制得环刀样 8 个, 编号为 S1, C1, C2, C3, C4, C5, C6, C7, 试样 S1 进行一维压缩回弹试验, 试样 C1, C2, C3, C4, C5, C6, C7

分别进行 50, 100, 200, 400, 800, 1600, 3200 kPa 应力下的一维蠕变试验。本试验中相邻两级荷载加载间隔时间为 24 h, 故 Δt 取 1440 min。

试样 S1 的孔隙比 - 有效应力 ($e - \lg \sigma'_v$) 关系如图 4 所示, 将室内压缩线直线段与回弹线均进行线性拟合, 可得该黄土的压缩指数 C_c 为 0.1479, 回弹指数 C_s 为 0.0101, $N_{\Delta t}$ 为 0.9783。图 5 给出了试样 C1~C7 的 $e - \lg[(t+t_0)/t_0]$ 曲线, 反映施加荷载后试样的孔隙比随时间变化规律。各级应力条件下蠕变曲线变化规律大体分为 2 个阶段: 首先是施加荷载后的迅速变形, 该部分曲线呈下凹形, 变形速率为非线性减小, 称之为减速变形阶段; 其次, 一定时间后, 变形速率减小到某一定值便保持不变, 曲线呈线性降低, 称之为稳态蠕变阶段。将各级荷载下试样的稳态蠕变段进行拟合, 得到每级荷载下该黄土的次固结系数, 整理见表 2。可见当荷载从 50 kPa 增加到 3200 kPa 的过程中, 该黄土次固结系数几乎不变, 取 7 级荷载下次固结系数的平均值, 次固结系数 C'_α 为 0.0025。根据式 (2) 求得 N 为 0.9823。将一维蠕变公式所需参数整理于表 3。

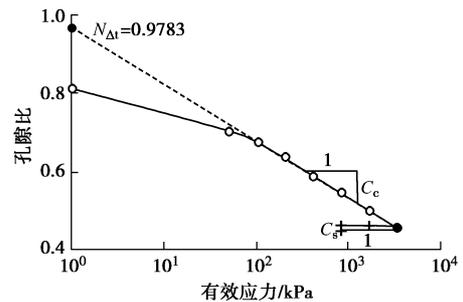


图 4 试样 S1 的 $e - \lg \sigma'_v$ 试验曲线

Fig. 4 Test curves of $e - \lg \sigma'_v$ of sample S1

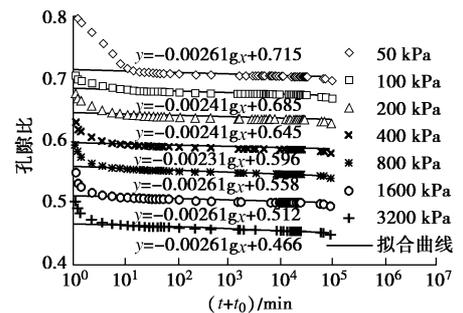


图 5 试样 C1~C7 的 $e - \lg((t+t_0)/t_0)$ 试验曲线

Fig. 5 Test curves of $e - \lg((t+t_0)/t_0)$ of samples C1~C7

3.2 相关性验证

采用一维蠕变公式对本文 4 种不同加载路径的预测结果见图 6, 图 1 中路径 ABD , ACD 在 D 点闭合, 路径 $ACDF$, $ACEF$ 在 F 点闭合, 预测结果显示在这两组闭合的加载路径下, 最终的孔隙比均不闭合, 可见初始孔隙比相同的试样在不同的加载路径下, 荷载和蠕变时间的增量均相同, 但是当改变蠕变时间和荷载的施加顺序同时, 试样达到的孔隙比不同, 表明该一维蠕变公

式能反映试样变形量的蠕变时间 - 荷载相关性。

表2 次固结系数

Table 2 Coefficients of secondary consolidation

σ'_v /kPa	C'_u
50	0.0026
100	0.0024
200	0.0024
400	0.0023
800	0.0026
1600	0.0026
3200	0.0026

表3 公式所需参数

Table 3 Parameters for formula

C_c	C_s	C'_u	$N_{\Delta t}$	N
0.1479	0.0101	0.0025	0.9783	0.9823

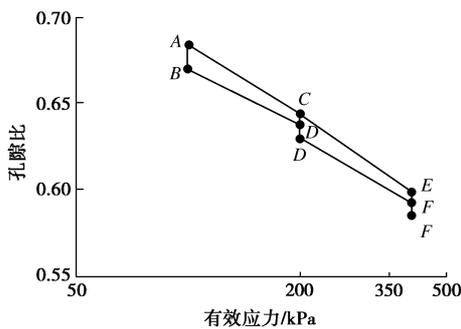


图6 不同加载路径下的 $e - \sigma'_v$ 预测结果

Fig. 6 Predicted results of $e - \sigma'_v$ under different loading paths

3.3 一维蠕变公式在击实非饱和重塑黄土中的应用

实际工程中，黄土地区的填方工程一般属于非饱和和重塑黄土的填土工程^[18-19]，对填土体的干密度、压实度等指标均有要求。非饱和状态的重塑土与饱和状态的重塑土相应的压缩指数、回弹指数、次固结系数等的数值不同，由相应的试验求得公式所需的计算参数后，该一维蠕变公式也能应用于非饱和重塑土的一维蠕变计算，此时一维蠕变公式中的应力为非饱和土的净应力，下面以非饱和击实重塑 Q₃ 黄土为例。

按照《土工试验方法标准 GBT50123—1999》，对所取 Q₃ 黄土进行单位体积击实功约 592.2 kJ/m³ 的轻型击实试验，得出该 Q₃ 黄土的最优含水率为 15.4%，最大干密度为 1.86 g/cm³。控制压实度为 100%，制作干密度为 1.86 g/cm³ 的环刀土样 7 个，编号为 H1, Z1, Z2, Z3, Z4, Z5, Z6，击实非饱和重塑黄土土样的基本物理性质指标见表 4。

表4 击实非饱和重塑黄土基本物理性质指标

Table 4 Basic physical properties of compacted unsaturated remolded loess

干密度 / (g·cm ⁻³)	含水率 / %	土粒相对密度	初始孔隙比	最大干密度 / (g·cm ⁻³)	压实度 / %
1.86	15.4	2.73	0.47	1.86	100

将试样 H1 进行一维压缩回弹试验，试样 Z1~Z6 分别进行 50, 100, 200, 400, 800, 1600 kPa 应

力下的一维蠕变试验。按照 3.1 节所述方法求得击实重塑黄土土样所对应的一维蠕变公式计算所需要的参数 C_c , C_s , C'_u , $N_{\Delta t}$, N ，整理于表 5。将所得的 5 个计算参数代入式 (1)、(2) 中，预测各级荷载下，击实重塑黄土土样在施加荷载之后经过 t 时间的蠕变量，图 7 为试验值和一维蠕变公式预测所得蠕变量对比图，可见一维蠕变公式预测值与试验值吻合较好。

表5 公式预测击实非饱和重塑黄土蠕变量所需参数

Table 5 Parameters for formula for compacted unsaturated remolded loess

C_c	C_s	C'_u	$N_{\Delta t}$	N
0.0775	0.0088	0.0016	0.5941	0.5968

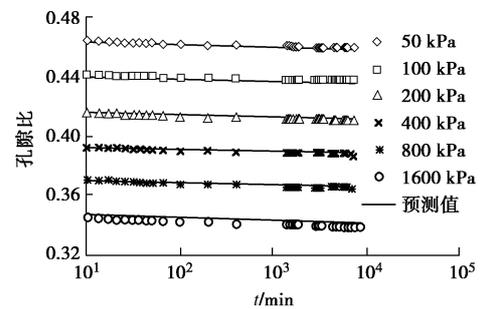


图7 击实非饱和重塑黄土蠕变的试验值与预测结果对比

Fig. 7 Comparison of test and predicted results of creep for compacted unsaturated remolded loess

4 结 论

(1) 重塑黄土变形量具有蠕变时间和荷载的加载次序相关性，对于初始状态相同的试样，不管是一级加载还是多级加载，当其总荷载增量相同，蠕变时间相等，而二者的施加顺序不同时，试样的最终变形量不同。姚仰平等提出的一维蠕变公式也能反映重塑黄土变形量的蠕变时间和荷载的加载次序相关性。

(2) 在本文试验中，重塑黄土的蠕变特性曲线可分为减速变形、稳态蠕变两个阶段，各级应力条件下的稳态蠕变段曲线平行，次固结系数基本不变。同一等时线上的试样，在不同应力作用下蠕变相同时间后，等时线平行下移，似超固结比增大。试样从相同初始应力增加到相同最终应力时，似超固结比越大，变形量越小。

(3) 试验中对于从同一初始孔隙比出发加载相同的时间和相同的应力，加载快的试样与加载慢的试样相比，之后的蠕变量要小。该结论可为高填方工程施工提供一定的参考，高填土方工程施工应按计划加荷，若在施工期间延误工期，后期赶工，即使按时完工，工后沉降量也会大于按原计划施工的工后沉降量。

参考文献:

[1] 朱才辉, 李 宁, 刘明振, 等. 吕梁机场黄土高填方地基工后

- 沉降时空规律分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(2): 293 - 301. (ZHU Cai-hui, LI Ning, LIU Ming-zhen, et al. Spatiotemporal laws of post-construction settlement of loess-filled foundation of Luliang Airport[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(2): 293 - 301. (in Chinese))
- [2] 宋二祥, 曹光栩. 山区高填方地基蠕变沉降特性及简化计算方法探讨[J]. 岩土力学, 2012, **33**(6): 1711 - 1718. (SONG Er-xiang, CAO Guang-xu. Characteristics and simplified calculation method of creep settlement of high fill foundation in mountain area[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, **33**(6): 1711 - 1718. (in Chinese))
- [3] BJERRUM L. Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings[J]. Géotechnique, 1967, **17**(2): 83 - 118.
- [4] MESRI G. Coefficient of secondary compression[J]. J Soil Mech Found Div, 1973, **99**(1): 123 - 137.
- [5] MESRI G, GODLEWSKI P M. Time and stress compressibility interrelationship[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1977, **103**(5): 417 - 430.
- [6] MESRI G, CHOI Y K. Settlement analysis of embankments of soft clays[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1985, **111**(4): 441 - 464.
- [7] 王松鹤, 骆亚生, 董晓宏, 等. 黄土剪切蠕变特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(增刊 1): 3088 - 3092. (WANG Song-he, LUO Ya-sheng, DONG Xiao-hong, et al. Experimental study of shear creep characteristics of loess[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(S1): 3088 - 3092. (in Chinese))
- [8] 王松鹤, 骆亚生. 复杂应力下黄土蠕变特性试验研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(增刊 2): 43 - 47. (WANG Song-he, LUO Ya-sheng. Research on creep characteristics of loess under complex stress[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(S2): 43 - 47. (in Chinese))
- [9] 朱才辉, 李 宁. 基于土电阻率的黄土高填方地基细观变形机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, **32**(3): 640 - 648. (ZHU Cai-hui, LI Ning. Mesoscopic deformation mechanism of loess high-fill foundation based on soil electrical resistivity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, **32**(3): 640 - 648. (in Chinese))
- [10] 邢义川, 李京爽, 李 振. 湿陷性黄土与膨胀土的分级增湿变形特性试验研究[J]. 水利学报, 2007, **38**(5): 546 - 551. (XING Yi-chuan, LI Jing-shuang, LI Zhen. Deformation characteristics of collapsible loess and expansive soil under the condition of wetted in stages[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2007, **38**(5): 546 - 551. (in Chinese))
- [11] 罗汀, 姚仰平, 蔡东艳. 黄土蠕变的试验研究[J]. 西安建筑科技大学学报, 1995, **27**(3): 304 - 308. (LUO Ting, YAO Yang-ping, CAI Dong-yan. Experimental investigation of loess creep[J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology, 1995, **27**(3): 304 - 308. (in Chinese))
- [12] 葛苗苗, 李 宁, 郑建国, 等. 考虑黄土时效变形特性的高填方工后沉降预测[J]. 土木工程学报, 2015, **48**(增刊 2): 262 - 267. (GE Miao-miao, LI Ning, ZHENG Jian-guo, et al. Prediction of the post-construction settlement of high filled embankment with considering the time depending deformation of compacted loess[J]. China Civil Engineering Journal, 2015, **48**(S2): 262 - 267. (in Chinese))
- [13] 姚仰平, 孔令明, 胡 晶. 考虑时间效应的 UH 模型[J]. 中国科学 (技术科学), 2013, **43**(3): 298 - 314. (YAO Yang-ping, KONG Ling-ming, HU Jing. An elastic-viscous-plastic model for overconsolidated clays[J]. Science China (Technological Sciences), 2013, **43**(3): 298 - 314. (in Chinese))
- [14] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F, et al. Stress-strain-strain rate relation for the of sensitive natural clays[J]. Géotechnique, 1985, **35**(2): 159 - 180.
- [15] YAO Y P, KONG L M, ZHOU A N, et al. Time-dependent unified hardening model: a three-dimensional elasto-visco-plastic constitutive model for clays[J]. ASCE Journal of Engineering Mechanics, 2014.
- [16] 姚仰平. UH 模型系列研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(2): 193 - 217. (YAO Yang-ping. Advanced UH models for soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(2): 193 - 217. (in Chinese))
- [17] 姚仰平, 刘 林, 王 琳, 等. 高填方地基的蠕变沉降计算方法[J]. 岩土力学, 2015, **36**(增刊 1): 154 - 158. (YAO Yang-ping, LIU Lin, WANG Lin, et al. Method of calculating creep deformation of high filled embankment[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(S1): 154 - 158. (in Chinese))
- [18] 邢义川, 吴培安, 骆亚生. 非饱和原状黄土三轴试验方法研究[J]. 水利学报, 1996(1): 47 - 52. (XING Yi-chuan, WU Pei-an, LUO Ya-sheng. Triaxial test on undisturbed unsaturated loess[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1996(1): 47 - 52. (in Chinese))
- [19] 邢义川, 谢定义, 李永红. 非饱和黄土湿陷过程中有效应力变化规律[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(7): 1100 - 1103. (XING Yi-chuan, XIE Ding-yi, LI Yong-hong. Effective stress and collapse process of unsaturated loess[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(7): 1100 - 1103. (in Chinese))