

DOI: 10.11779/CJGE2016S2025

# 软土地区堆山工程地基承载力分析

李 嘉<sup>1, 2</sup>, 闫澍旺<sup>1, 2</sup>, 林 澍<sup>1, 2</sup>, 孙立强<sup>1, 2</sup>

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072)

**摘 要:** 近年国内进行了多处人工堆山工程, 其特点是堆载分层施加、荷载分布面积大、施工期较长且总荷载非常大, 进行常规地基处理往往不能满足堆山荷载对地基承载力的要求。结合堆山工程逐级施加的堆土荷载之间通常有较长时间间隔的特点, 认为地基可在分级堆填间歇时间内发生一定程度固结有效应力提高, 导致土体强度增加, 因此地基承载力也产生相应的提高, 利用固结引起土体强度增长导致的承载力提高是堆山工程成功的关键。从有效应力法和剪切试验两方面分析了土体固结引起强度增长的机理和计算, 提出不排水条件下考虑土体强度增长的地基承载力分析方法, 运用该理论分析了人工堆山工程案例, 并对堆山工程提出建议供类似工程参考。

**关键词:** 堆山工程; 有效固结应力法; 剪切试验; 固结; 承载力

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)S2-0155-06

**作者简介:** 李 嘉(1986-), 男, 博士研究生, 主要从事软土工程性质的研究。E-mail: li\_jia@tju.edu.cn。

## Ground bearing capacity of piled mountain in soft soil area

LI Jia<sup>1, 2</sup>, YAN Shu-wang<sup>1, 2</sup>, LIN Shu<sup>1, 2</sup>, SUN Li-qiang<sup>1, 2</sup>

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** In recent years, many piled mountains are built, and their characteristics are as follows: the loads are applied stage by stage, the construction period is long, and the total load is huge. Ground bearing capacity frequently cannot be satisfied by conducting common ground treatments. The time interval between applied loads stage by stage is usually long, in which consolidation occurs and the effective stress increases, resulting in the increase of strength and ground bearing capacity. Utilizing the increase of bearing capacity caused by the increase of soil strength is the key factor for the success of piled mountains. The increase of soil strength caused by consolidation is analyzed by using the effective consolidation stress method and shearing tests. A ground bearing capacity analysis method considering the increase of soil strength is proposed. A piled mountain case is analyzed by this method, and some suggestions are offered for similar projects.

**Key words:** piled mountain; effective consolidation stress method; shearing test; consolidation; bearing capacity

## 0 引 言

人工堆山造景工程是通过人工手段进行堆载, 制造出山的景观, 是造景工程的重要内容。山是中国传统文化中的重要意象, 人工堆山工程在中国有悠久的历史, 秦汉时期就有人工堆山的记载, 随着经济的发展, 近年来国内软土分布地区进行了多处的堆山工程, 其中大多数都已堆成, 但也有人工堆山工程发生事故的案例, 如2009年5月江苏省苏南某市人工堆山发生事故, 很多工程人员研究总结了该堆山工程失败原因, 多数认为是因为地基中某层土的地基承载力不足以承担堆山荷载引起的附加荷载所致<sup>[1]</sup>, 事故发生后处理方案为采用水泥搅拌桩复合地基处理方案, 使经过处理后的地基承载力满足堆山荷载的要求<sup>[2]</sup>。

堆山工程代表一类特殊的工程问题, 由于堆山工程往往分层填土碾压, 且高度较大, 其特点可总结为荷载分层施加、荷载分布面积大、施工期较长且总荷载非常大。如高度50 m左右的堆山工程产生的荷载便接近1000 kPa, 因此软土地区堆山工程对地基承载力提出了极高的要求, 采用天然土体强度指标计算地基极限承载力远不能满足堆山荷载要求, 即使采取地基处理措施, 地基承载力也难以满足巨大的堆山荷载的要求, 因此应用现有理论并不能解释地基承受与堆山工程类似的巨大荷载时的承载力。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51322904, 51279127, 41402263);  
天津市重点项目基金项目(13JCZDJC35300); 教育部新教师基金项目  
(20130032120053)

收稿日期: 2016-05-19

结合堆山工程施工的特点,提出一种考虑土体固结引起强度增长的地基承载力分析方法,堆山工程逐级施加的堆土荷载之间通常有较长时间的施工间歇,期间地基可发生一定程度固结,导致土体强度增加,根据以力的极限平衡为基础的地基极限承载力理论,地基的极限承载力是地基土固有的特性,与地基土的容重和强度指标(内摩擦角,黏聚力)有关,因此土体强度增长后地基承载力会有相应的提高。软土地区堆山工程的成功正是利用了各层填土施工间歇土体的固结,即某级荷载施加后合理安排施工间歇,使地基土体固结强度增加,进而地基承载力提高以满足下一级堆山荷载的要求。本文分析了土体固结引起强度增长的机理,提出了考虑因土体固结引起强度提高导致的地基极限承载力的计算方法,运用该理论分析了江苏软土地区某人工堆山工程案例失败的原因,并对软土地区堆山工程提出建议供类似工程参考。

## 1 土体固结后的强度增长

土体强度理论是采用极限平衡法分析地基稳定性的基础,经上文分析利用地基因固结而增加的强度引起的承载力提高是很多工程成功的关键,那么合理确定地基固结过程中的强度增长就非常重要。从有效应力法和不同条件的剪切试验两个角度进行分析,得到相同的土体强度增量和固结度的关系。

### 1.1 固结引起土体强度增长的有效固结应力法分析

有效固结应力法是由赵令炜、沈珠江首先提出来的,沈珠江在随后的研究中对其进一步阐明和论述<sup>[3]</sup>,其基本思想是考虑压缩引起的强度增长,而忽略剪缩引起的强度增长,相应地在强度增长公式中考虑压缩过程中的孔隙压力而不计剪切引起的孔隙压力。

有效固结应力法认为软黏土抗剪强度的增加取决于破坏前潜在破坏面上的有效应力增量,但破坏面的方向并不能由理论准确确定,因此学者多采用一定的假设。

Taylor<sup>[4]</sup>假设破裂面的方向与大主应力(总应力)的夹角为 $(45^\circ + \varphi_{cu}/2)$ ,并忽略黏聚力,提出了剪切前有效应力和不排水抗剪强度的转化公式:

$$s_u = \sigma'_{ic} \tan \varphi_{cu} (1 + \sin \varphi_{cu}) \quad (1)$$

式中, $s_u$ 为不排水抗剪强度, $\varphi_{cu}$ 为固结不排水试验得到内摩擦角, $\sigma'_{ic}$ 为剪切前的等效各向同性有效应力。

Terzaghi 等<sup>[5]</sup>假设破裂面与大主应力的夹角为 $45^\circ$ ,得到不排水抗剪强度与有效应力之比和不排水强度指标 $\varphi_{cu}$ 之间的关系:

$$\frac{s_u}{\sigma'_{ic}} = \frac{\sin \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \quad (2)$$

沈珠江等<sup>[3]</sup>考虑不排水抗剪强度增量与竖向有效应力增量和内摩擦角的关系,认为软黏土抗剪强度的增加取决于破坏前潜在破坏面上的有效应力增量,即

$$\Delta \tau_f = \Delta \sigma'_c \tan \varphi_c \quad (3)$$

假设破裂面与大主应力夹角为 $45^\circ$ ,即 $\varphi_c$ 和 $\varphi_{cu}$ 之间有如下关系:

$$\tan \varphi_c = \frac{1 + \sin \varphi_{cu}}{\cos \varphi_{cu}} \tan \varphi_{cu} \quad (4)$$

由于现场应力状态与室内等压固结不排水剪切试验存在一定差异,采用式(4)建立室内试验与现场实际状态之间的联系:

$$\Delta \sigma'_c = (\Delta \sigma'_{ic} + \Delta \sigma'_{3c})/2 = (1 + K_0)\Delta \sigma'_{ic}/2 \quad (5)$$

式(3)可化简为

$$\Delta \tau_f = \Delta \sigma'_{ic} \cdot \beta \cdot \tan \varphi_{cu} \quad (6)$$

式中,

$$\beta = \frac{1 + K_0}{2} \cdot \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \quad (7)$$

$\varphi_{cu}$ 一般在 $12^\circ \sim 15^\circ$ , $K_0$ 一般为 $0.5 \sim 0.6$ ,由此计算 $\beta$ 值非常接近于1,上述公式可简化为

$$\Delta \tau_f = \Delta \sigma'_{ic} \tan \varphi_{cu} \quad (8)$$

曹宇春等<sup>[6]</sup>同样假设破裂面与大主应力夹角为 $45^\circ$ ,建立了基于土体不排水抗剪强度与剪切前有效应力的全量关系:

$$s_u = \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} c_{cu} + \frac{\sin \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \sigma'_{ic} \quad (9)$$

考虑由于固结导致的 $\sigma'_{ic}$ 增加而引起的强度增长为

$$\Delta s_u = \frac{\sin \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \Delta \sigma'_{ic} \quad (10)$$

采用式(4)考虑室内试验与现场实际状态之间的联系,得到固结引起的强度增量为

$$\Delta s_u = \frac{1}{2} (1 + K_0) \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \tan \varphi_{cu} \Delta \sigma'_{ic} \quad (11)$$

该式考虑式(7)的简化,同样可得到式(6)。

### 1.2 固结引起土体强度增长的剪切试验分析

经过长期的研究和工程实践,抗剪强度的标准试验方法已经较为成熟,对于三轴试验,根据试验条件的不同有不固结不排水剪(UU)、固结不排水剪(CU)和固结排水剪(CD)3种。但3种标准试验方法所确定的抗剪强度为3种特定条件下的抗剪强度,如何通过这3种特定情况下的抗剪强度确定工程实际的抗剪强度是很多设计工作中需要解决的问题。

土体具有剪胀性,地基在剪应力的作用下会产生体积变形,体积变形必然会引起孔隙水压力的变化,因此土体中的总孔隙水压力可分为由均匀正应力(或球张量)引起的孔隙水压力和由纯剪应力(或偏张量)

引起的孔隙水压力, 这从 Skempton 所提的由大主应力和小主应力表达的孔隙水压力表达式和 Henkel 建议的用平均主应力增量和剪应力不变量表达的孔隙水压力表达式都可以看出, 即

$$\Delta u = \Delta u_\sigma + \Delta u_\tau \quad (12)$$

在 CU 试验中, 试件内产生孔隙水压力, 因此试验的有效应力路径 (ESP) 和总应力路径 (TSP) 不同, 正常固结土试样 CU 试验中的应力路径如图 1 所示。

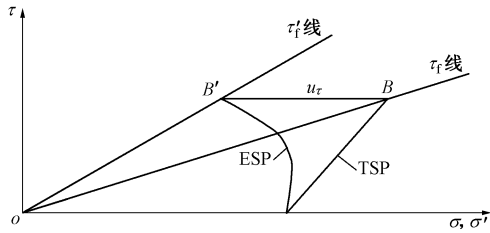


图 1 正常固结土 CU 试验的应力路径

Fig. 1 Stress paths of normally consolidated soil CU tests

TSP 为与横坐标呈 45° 夹角的直线, 从 A 点到 B 点试件剪切破坏; ESP 则为曲线, 从 A 点至 B' 点试件剪切破坏。根据抗剪强度与有效应力的唯一对应关系, 两种应力路径破坏点的抗剪强度相等, 两种应力路径破坏点间的水平距离代表了试样在受剪过程中的孔隙水压力变化, 即由纯剪应力引起的孔隙水压力  $\Delta u_\tau$ 。

对于正常固结土, CD 试验、CU 试验和 UU 试验强度包线如图 2 所示。

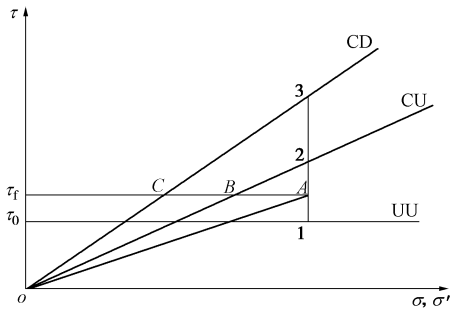


图 2 剪切试验确定实际土体的抗剪强度

Fig. 2 Determination of shearing strength of actual soil

CD 试验中孔隙水压力式中保持为零, ESP 和 TSP 重合, 因此 CD 试验和 CU 试验破坏包线的水平距离 BC 代表了试样在受剪破坏过程中由于剪应力引起的孔隙水压力  $u_\tau$ , 水平距离 AB 代表了试样受剪破坏过程中由于平均主应力引起的孔隙水压力  $u_\sigma$ 。

UU 线与 CU 线交点的压力相当于土的自重固结压力, 强度为  $\tau_0$ , 假设工程施工使地基中某点增加应力  $\Delta\sigma$ , 若地基土体未发生排水固结, 则其抗剪强度不变, 仍为  $\tau_0$ , 即图中 1 点; 若地基土体在  $\Delta\sigma$  作用下发生完全固结但剪切时不排水, 则其抗剪强度  $\tau = \tau_0 + \Delta\sigma \tan \varphi_{cu}$ , 即图中 2 点; 若地基土体透水性很

好, 满足完全排水的条件, 则其抗剪强度  $\tau = (\sigma_c + \Delta\sigma) \tan \varphi'$ , 即图中 3 点。

然而实际工程问题极少符合上述理想的极端情况, 地基土体往往不是完全排水或者完全不透水, 地基土体在  $\Delta\sigma$  作用下总会产生一定程度固结, 则其抗剪强度相当于图中 A 点。由 A 点做一条水平直线, 和 CU 线、CD 线分别相较于 B, C 两点。根据图中几何关系,  $\tau_f$  可用 B 点代表的土体强度可表示为

$$\begin{aligned} \tau_A = \tau_B &= (\sigma'_f + u_\tau) \tan \varphi_{cu} = \sigma'_c \tan \varphi_{cu} \\ &= \tau_0 + (\Delta\sigma - u_\sigma) \tan \varphi_{cu} \end{aligned} \quad (13)$$

式中,  $\sigma'_f$  为土体破坏时的有效应力, 相当于 C 点对应的压力。

由式 (13) 可得一定程度固结土体的强度增量为

$$\begin{aligned} \Delta\tau &= (\Delta\sigma - u_\sigma) \tan \varphi_{cu} = \frac{\Delta\sigma - u_\sigma}{\Delta\sigma} \cdot \Delta\sigma \tan \varphi_{cu} \\ &= U \Delta\sigma \tan \varphi_{cu} \end{aligned} \quad (14)$$

由于有效应力的增长可用固结度估算, 式 (8) 和式 (14) 是一致的, 该式即为现行规范中建议的预压地基考虑土体原来固结状态时抗剪强度的公式, 大量的计算实例表明有效固结应力法推算的强度和实际情况较为符合<sup>[7]</sup>。

如采用直剪试验确定土体抗剪强度, 很多学者认为直剪仪中土样的水平面只代表零伸张线方向而不是破坏面。魏汝龙等<sup>[8]</sup>认为  $\tan \varphi_{cu}$  代表土的强度随着破坏面上的法向应力而增长的速率:

$$\tan \varphi_{cu} = \tau_f / \sigma_{nf} \quad (15)$$

将该定义下的  $\tan \varphi_{cu}$  作为固结不排水强度指标显然不合适, 因为后者应该代表不排水强度随固结应力而增长的速率, 因此, 魏汝龙建议采用如下指标作为固结不排水强度指标:

$$\tan \varphi_{cq} = \tau_f / \sigma_c \quad (16)$$

并指出黏性土  $\varphi_{cu}$  和  $\varphi_{cq}$  之间的几何关系如图 3 所示。

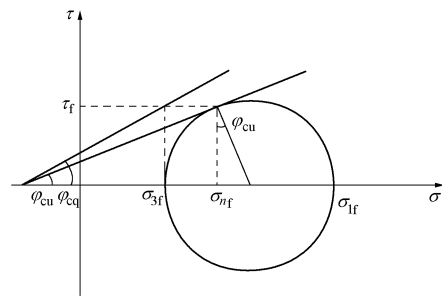


图 3  $\varphi_{cq}$  和  $\varphi_{cu}$  关系示意图

Fig. 3 Relationship between  $\varphi_{cq}$  and  $\varphi_{cu}$

根据图 3 几何关系, 可得  $\varphi_{cq}$  和  $\varphi_{cu}$  具有如下关系:

$$\tan \varphi_{cq} = (1 + \sin \varphi_{cu}) \tan \varphi_{cu} \quad (17)$$

式(17)可将不同仪器测定的强度指标结果统一起来,因此,采用直剪试验指标计算固结不排水强度增长公式为

$$\Delta\tau = \Delta\sigma_z U(1 + \sin\varphi_{cu}) \tan\varphi_{cu} \quad (18)$$

## 2 土体强度提高后的地基承载力

### 2.1 考虑土体强度提高的承载力计算

根据以力的极限平衡为基础的地基极限承载力理论,地基的极限承载力与地基土的容重和强度指标(内摩擦角,黏聚力)有关,是地基土固有的特性,因此可称为地基的固有承载力。对于确定的建筑物,承载力还与基础尺度、形状和埋深有关。考虑基础宽度和埋深影响的地基固有极限承载力的一般表达式为

$$p_u = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma + c N_c + q N_q \quad (19)$$

各种极限承载力的计算公式,如太沙基公式,梅耶霍夫公式等,计算结果一般相差不大。

对于分层堆填施工的人工堆山工程,每层堆填的施工期较短,应选用不排水指标进行计算,由图2及分析可知,若认为荷载施加很快采用不排水指标计算时,土体强度最大可达到图中2点。

根据摩尔-库仑强度理论,土的强度有两部分组成,分别为黏聚强度 $c$ 和摩擦强度 $\sigma \tan\varphi$ ,这是一种十分理想化的划分方法,实际上土的强度机理十分复杂,黏聚强度和摩擦强度不能简单的分开。

对于黏土,不排水抗剪强度指标 $\varphi_u=0$ ,因此采用不排水指标时 $\tau_u$ 和 $c_u$ 是等价的。但这并不能代表土体颗粒之间没有摩擦力,只是不排水条件下试验时因为超静孔隙水压力的存在,破坏时的应力莫尔圆半径是一定的,这说明不排水试验方法无法反映出土体颗粒间的摩擦,但实际上黏土颗粒间的接触和摩擦是一定存在的。

对于无黏性土,不存在严格意义上的黏聚力,但对于无黏性土,如碎石、卵石等,在颗粒间咬合很紧密的条件下,可以垂直开挖至一定深度而不致坍塌,对于潮湿和毛细饱和区的砂土,也可以垂直开挖一定深度而不致坍塌,这种现象说明有效压应力可以在无黏性土颗粒间产生抗剪强度。按照控制塑性区发展范围的方法确定地基容许承载力时假定土体侧压力系数 $K_0=1$ ,参照上述方法,假设砂土地基中的侧压力系数 $K_0=1$ ,这样对于大面积荷载作用下地基中的任一点,均受到均匀球应力的作用。每层填土施工后,土体受到的球应力增加,施工间歇时间内产生固结,待到下一级填土施工时,固结增加的有效球应力使其抗剪强度提高。当采用不排水指标进行下一级填土的承载力验算时,其抗剪强度 $\tau_u$ 和 $c_u$ 同是样等价的。

因此,当采用不排水指标验算地基承载力时,对于黏土和无黏性土地基极限承载力均可表示为

$$p_u = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma + \tau N_c + q N_q \quad (20)$$

地基总的极限承载力为

$$p_u = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma + (\tau + \Delta\tau) N_c + q N_q \quad (21)$$

对于堆山工程,荷载分布面积很大,可认为地基表面作用均布荷载验算地基承载力,且用堆山主峰下荷载代表地基表面均布荷载值,则地基承载力公式中的基础宽度修正项和侧荷载修正项可忽略,且该处理方法是偏于安全的。Skempton运用罗必塔法则得到了不排水地基的承载力系数 $N_c$ 为 $(\pi+2)$ ,因此可计算地基固有的承载力为

$$p_{u0} = (\pi+2)\tau_0 \quad (22)$$

式中, $\tau_0$ 为地基土体不固结不排水试验确定的抗剪强度。

由于土体强度增加产生的承载力增量为

$$\Delta p_u = (\pi+2)\Delta\tau \quad (23)$$

式中, $\Delta\tau$ 为土体固结后强度的增量,可采用式(14)或(18)计算。

考虑土体固结引起的承载力提高后地基总的承载力为

$$p_u = p_{u0} + \Delta p_u = (\pi+2)(\tau + \Delta\tau) \quad (24)$$

对于堆填施工期很长的工程,可选用排水指标进行计算。由图2及分析可知,若认为荷载施加很慢采用排水指标计算时,土体强度最大可达到图中3点,即施工期地基满足完全排水的条件,固结度始终为100%时,可采用土体强度有效指标计算地基承载力,由此计算的地基承载力是地基承载力的极限,即满足完全排水理想条件的地基缓慢加载所能承受的最大荷载。

### 2.2 对堆山工程及类似工程的建议

通过上述分析可知,考虑地基土体固结后强度的提高地基承载力会产生相应的提高,采用该分析方法可对堆山工程的施工进行设计。

考虑每层堆载施工之间土体固结后地基承载力的提高,则每层堆载施工一定时间后允许施加的下一级荷载可由下式求出:

$$q_{i+1} = (p_i + \Delta p_{i+1}) / K - \sum_{n=1}^i q_n \quad (25)$$

式中, $q_n$ 为第 $n$ 级堆填荷载, $q_{i+1}$ 为第 $i$ 级荷载施加后允许的第 $i+1$ 级荷载, $p_i$ 为第 $i$ 级荷载施加时地基承载力, $\Delta p_{i+1}$ 为第 $i+1$ 级堆载施工时地基承载力提高, $K$ 为安全系数。

实际工程中每级填土高度通常都是确定的,即每一级荷载的强度通常确定,因此可以通过本文所提方法计算达到下一级填土承载力要求所需的固结度,进而由固结理论计算达到下一级填土承载力要求所需的固结时间,据此合理安排施工。

对类似堆山荷载巨大且分步施加的工程,应在每层堆填施工后使地基充分固结,使固结后的地基承载力满足下一级堆载对地基承载力的要求,并根据工程地质特点,采取打设砂井、排水板等措施加速地基固结,使地基承载力提高的速度加快,缩短工期。

3 工程案例

江苏苏南某市在其地势低洼的软土地基上进行人工堆山,设计高度 54 m,该工程于 2008 年 4 月 20 日开始施工,经过约 380 d 施工,到 2009 年 5 月 5 日主峰堆土厚度达到 40 m 时,发现山体主峰出现裂缝并不断扩大,随后山体出现沉陷及滑坡,主峰最大表面沉降达 5 m 多,山脚部位地表最大隆起达 0.54 m 并出现侧向位移。事故造成工程停滞并给周围道路造成极大安全隐患。

地基土体主要的性质参数如表所示。

表 1 江苏堆山案例地基土体主要参数

Table 1 Main parameters of foundation soils							
层号	土层名称	层厚/m	直接剪切		固结剪切		压缩模量/MPa
			c/kPa	φ/(°)	c/kPa	φ/(°)	
①	粉质黏土	1~3.5	48.95	9.35	51	13.1	6.6
②	粉质黏土	2.4~10.6	23.7	14.4	16	18.6	5.7
③	粉土	2.2~6.2	12.2	22.9	3	24.7	7.6
④	淤泥质黏土	11.7~23.2	19.2	10.9	—	—	4.4
⑤	粉质黏土	11.0	58.8	8.9	51	14.1	6.3

从报道的工程破坏情况来看,可判断为地基发生了冲剪模式破坏,即地基某层土体承载力不足,主峰荷载过大导致山体冲入地基,山体周边出现裂缝,地基土体被挤出,山体周围出现隆起和侧向位移。

堆山工程荷载面积很大,影响深度大,因此每层土的承载力都需要满足。该工程地基破坏时堆山高度 40 m,堆土重度按 19 kN/m<sup>3</sup> 估算,地基表面荷载约为 760 kPa。各土层厚度取平均值,并取各土层厚度中点处自重应力和附加应力作为该土层的应力值,得到主峰荷载下地基中应力分布。

地基的平均固结度通过太沙基固结理论求得。从该工程地质资料来看,除土层④淤泥质黏土层外各土层孔隙比和压缩模量差异不大,除土层④淤泥质黏土层外各土层按厚度平均计算压缩系数为 0.28,土层④淤泥质黏土层的压缩系数为 0.46,各层均为中压缩性

土。吕永高<sup>[9]</sup>经过试验统计分析,得到了土体固结系数与压缩系数的关系,可以作为判断试验合理性的依据,从试验结果及分析来看,中压缩性黏性土在不同竖向荷载作用下固结系数基本分布在 2×10<sup>-3</sup> cm<sup>2</sup>/s 左右,该工程通过打设砂井加快地基固结,但砂井较浅且直径也较小,本文考虑砂井的作用,取地基固结系数 c<sub>v</sub>=5×10<sup>-3</sup> cm<sup>2</sup>/s 对固结度进行估算,固结度 U 和时间因数 T<sub>v</sub> 之间关系如图 4 所示。

综合运用固结后强度增长理论和考虑土体强度增长的承载力理论,可计算得到各土层承载力和时间因数的关系,同样绘制于图 4。并将地基平均固结度分别为 15%、60%和完全固结时的极限承载力汇总比较如表 2 所示。

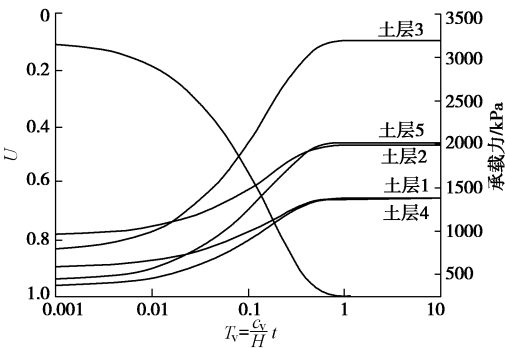


图 4 U - T<sub>v</sub> 和 p<sub>u</sub> - T<sub>v</sub> 关系曲线

Fig. 4 Relationship between U, p<sub>u</sub> and T<sub>v</sub>

表 2 不同固结度时的地基承载力

Table 2 Bearing capacities of foundation under different consolidation degrees								
层号	固有承载力		p <sub>U</sub> =15%		p <sub>U</sub> =60%		p <sub>U</sub> =100%	
	p <sub>0</sub> /kPa	p <sub>0</sub> /q	p <sub>U</sub> /kPa	p <sub>U</sub> /q	p <sub>U</sub> /kPa	p <sub>U</sub> /q	p <sub>U</sub> /kPa	p <sub>U</sub> /q
①	269	0.35	437	0.56	940	1.21	1387	1.78
②	260	0.30	525	0.61	1323	1.55	2030	2.37
③	510	0.54	912	0.96	2124	2.24	3198	3.38
④	506	0.46	637	0.58	1033	0.95	1384	1.27
⑤	851	0.67	1023	0.81	1540	1.22	1998	1.58

注:表中 p<sub>0</sub>, p<sub>U</sub> 分别为地基固有承载力和一定固结度时考虑土体强度提高后总的承载力, p/q 为地基承载力与荷载的比值。

由表 2 可知,天然地基固有承载力较低,远不能满足堆山巨大的荷载的要求。按照本文理论计算考虑地基土体固结引起强度提高导致的地基承载力增加后总的地基极限承载力,地基平均固结度为 15%时地基极限承载力虽有一定提高,但仍不能满足堆山荷载对地基承载力的要求,尤其是淤泥质黏土层承载力最低,因此地基承载力不足发生破坏。由图 4 和表 2,地基各层承载力均能满足堆山荷载要求时,地基平均固结

度需达到 60%左右。

## 4 结 论

针对近年来国内进行的多处堆山工程,分析概括了堆山工程荷载分层施加、施工期较长且总荷载非常大的特点,采用现有承载力理论难以解释巨大的堆山荷载对地基承载力的要求。

堆山工程逐级施加的堆土荷载之间通常有较长时间间隔,地基可发生一定程度固结,导致土体强度增加,从而地基承载力也产生相应提高。本文提出利用各层填土施工间歇土体的固结是堆山工程成功的关键,应用有效固结应力法和剪切试验分析了土体固结引起强度增长的机理和计算,并基于现有地基承载力理论提出了考虑土体固结引起强度增长的地基承载力分析方法。

应用该理论分析了江苏地区某人工堆山的案例,结合其堆载施工过程,说明利用固结引起土体强度增长导致的承载力提高是堆山工程成功的关键。

对类似堆山荷载巨大且分步施加的工程,应合理安排施工,在每层堆填施工后地基应充分固结,使固结后的地基承载力满足下一级堆载对地基承载力的要求,并根据工程地质特点,采取打设砂井、排水板等加速地基固结,加快地基承载力提高的速度,缩短工期。

## 参考文献:

- [1] 顾凤祥, 阎长虹, 王 彬, 等. 江苏某市人工堆山坍塌机理分析[J]. 工程地质学报, 2011, **19**(5): 697 - 702. (GU Feng-xiang, YAN Chang-hong, WANG Bin, et al. Mechanism analysis of heap hill collapse in urban area of southern Jiangsu[J]. Journal of Engineering Geology, 2011, **19**(5): 697 - 702.(in Chinese))
- [2] 廖 辉. 堆山造景工程软基失稳原因及处理方案研究[J]. 路基工程, 2014(4): 222 - 226. (LIAO Hui. Study on failure causes and treatment of soft soil foundation in piling up hill

for making scenery project[J]. Subgrade Engineering, 2014(4): 222 - 226.(in Chinese))

- [3] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(1): 100 - 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and design of soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, **20**(1): 100 - 111. (in Chinese))
- [4] TAYLOR D W. Fundamentals of soil mechanics[M]. New York: John Wiley and Sons, 1948.
- [5] TERZAGHI K, PECK R B. Soil mechanics in engineering practice[M]. 2nd ed. New York: John Wiley and Sons, 1967.
- [6] 曹宇春, 杨建辉. 基于有效固结应力法确定结构性黏性土不排水抗剪强度[J]. 岩土力学, 2013, **34**(11): 3085 - 3090. (CAO Yu-chun, YANG Jian-hui. Undrained shear strength determination of structured clays based on effective consolidation stress method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(11): 3085 - 3090. (in Chinese))
- [7] 林孔锚, 张鲁年, 廖树德, 等. 海堤分期施工预压的试验及其观测与分析[J]. 海洋工程, 1986, **4**(2): 10 - 26. (LIN Kong-zi, ZHANG Lu-nian, LIAO Shu-de, et al. The observation and analysis of a sea embankment constructed by means of preloading in stages[J]. the Ocean Engineering, 1986, **4**(2): 10 - 26.(in Chinese))
- [8] 魏汝龙, 张 凌. 稳定分析中的强度指标问题[J]. 岩土工程学报, 1993, **15**(5): 24 - 30. (WEI Ru-long, ZHANG Ling. Strength parameters in stability analysis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1993, **15**(5): 24 - 30. (in Chinese))
- [9] 吕永高, 杨建林. 不同竖向荷载作用下低、中、高压缩性土固结系数大小的统计分析[J]. 岩土工程界, 2002, **5**(9): 63 - 64. (LU Yong-gao, YANG Jian-lin. Statistic analysis of coefficient of consolidation of low, medial, high compressibility soil under different vertical loads[J]. Geotechnical Engineering World, 2002, **5**(9): 63 - 64. (in Chinese))

(责任编辑 胡海霞)