

文章编号:1006-2467(2022)04-0443-11

DOI: 10.16183/j.cnki.jsjtu.2021.019

饱和孔隙-裂隙黏土双层地基的一维固结分析

胡亚元, 王啊强

(浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 杭州 310058)

摘要: 为研究双孔结构饱和黏土双层地基的一维固结特性,在一维完全侧限条件下根据混合物理论建立了饱和孔隙-裂隙介质的固结控制方程.采用 Fortran 语言编制了饱和孔隙-裂隙黏土一维固结的有限元程序,利用单层地基研究成果验证本文模型和程序的正确性.运用有限元程序分析压缩模量、渗透系数及土层厚度等因素对饱和孔隙-裂隙黏土双层地基固结特性的影响.结果表明:增大上层较软土的压缩模量和渗透系数能更显著地加快地基的固结速率;裂隙和孔隙中的超孔压具有不同的消散规律,地基地部孔隙超孔压的消散滞后于裂隙超孔压,滞后效应随上层土渗透系数而增大.对于饱和孔隙-裂隙黏土双层地基,改良上层较软孔隙-裂隙黏土性质可较好地改善整个地基的固结特性.

关键词: 双层地基;一维固结;饱和孔隙-裂隙黏土;混合物理论

中图分类号: TU 43

文献标志码: A

Analysis of 1-D Consolidation of Double-Layered Saturated Porous-Fissured Clay Foundation

HU Yayuan, WANG Aqiang

(Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering,
Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: In order to study the one-dimensional (1-D) consolidation behavior of double-layered saturated porous-fissured clay foundation, the governing consolidation equations of saturated porous-fissured media were developed based on the mixture theory under the condition of one-dimensional complete confinement. The finite element program for 1-D consolidation of saturated porous-fissured clay was compiled by Fortran language, and the results of single-layered foundation research were used to verify the correctness of this model and program. The influences of compression modulus, permeability coefficient, and soil thickness on the consolidation behavior of double-layered saturated porous-fissured clay foundation were analyzed by using the finite element program. The results show that the consolidation rate of the foundation can be significantly accelerated by increasing the compression modulus and permeability coefficient of the softer topsoil, and the dissipation laws of excess pore water pressure and excess fissure water pressure were different. The dissipation of excess pore water pressure at the base of the foundation would lag behind that of excess fissure water pressure, and the lag would increase with the increase of the permeability coefficient of topsoil. For double-layered saturated porous-fissured clay foundation, improving the softer

收稿日期: 2021-01-18

基金项目: 国家自然科学基金(51178419)

作者简介: 胡亚元(1968-),男,浙江省兰溪市人,副教授,主要从事地基加固和岩土的本构关系研究.

电话(Tel.): 13588410150; E-mail: huyayuan@zju.edu.cn.

porous-fissured clay properties of the upper layer can better improve the consolidation behavior of the foundation.

Key words: double-layered foundation; one-dimensional (1-D) consolidation; saturated porous-fissured clay; mixture theory

我国城市地下空间大规模开发产生了大量的工程渣土,据统计我国工程渣土年产生量约为 20 亿吨^[1]. 传统的填埋处理方法不但占用大量土地,还会带来环境污染和安全风险,如 2015 年 12 月深圳光明新区红坳渣土受纳场发生滑坡,直接导致经济损失 8.81 亿元^[2]. 资源化利用工程渣土已经成为当前岩土工程一个亟需解决的热点问题. 其中把成分稳定、工程特性好的块状土充当填筑材料,填埋城市洼地或围垦海滨滩涂修筑人工陆地,用于城市建筑和基础设施的地基,是国内外工程渣土资源化利用行之有效的一种途径^[3-5].

以往对回填土地基的固结分析大多采用单重孔隙介质理论^[6-10]. 然而,工程渣土通常为块状黏土^[3-5],土工试验及现场观测资料表明它具有明显双峰孔隙结构,因此国外流行采用双重孔隙介质理论来研究饱和块状黏土地基的固结特性^[3-5]. 同时压汞和电镜扫描试验发现,压实黏土^[11-12]和部分原状黏土^[13-14]的孔隙孔径也呈双峰分布,因此双重孔隙介质模型也用于孔隙孔径呈双峰分布的饱和压实黏土和原状黏土的渗流和固结分析^[15-17]. 为区分双孔结构中两种不同尺寸的孔隙,岩土学者形象地把块状黏土内和原状黏土集聚体内的小孔隙称为孔隙,把块间和集聚体间的大孔隙称为裂隙,将该类双重孔隙黏土称为孔隙-裂隙黏土^[15]. Yang 等^[3]将新加坡填海造陆地区的填海块状黏土视为饱和孔隙-裂隙黏土,给出了回填土地基一维线弹性固结的解析解,并分析了裂隙和孔隙渗透系数对固结过程的影响. Khalili 等^[15]假定饱和孔隙-裂隙黏土为线弹性均质材料,根据弹性力学互易定理推导了饱和孔隙-裂隙黏土的本构模型,并数值计算了此类黏土地基在均布荷载作用下的固结沉降规律. Ghafouri 等^[16]假定饱和孔隙-裂隙黏土为各向异性线弹性材料,利用有限元法分析了饱和孔隙-裂隙黏土地基的一维固结特性. Callari 等^[17]分析了边界条件对饱和孔隙-裂隙黏土固结特性的影响,并将计算数据与试验数据对比,结果表明在计算过程中必须考虑孔隙孔压和裂隙孔压的耦合作用,否则理论预测结果与试验数据相差较大. 现有研究针对的仅是单层的饱和孔隙-裂隙黏土地基,而在实际工程中填料往往填筑在原

状地基之上,具有典型的双层分布形式. 但目前针对双重孔隙介质双层地基固结特性的研究成果却未见有文献报道.

本文首先借鉴 Khalili 等^[15]的研究思路,将双孔结构的饱和黏土视为饱和孔隙-裂隙介质. 其次在一维完全侧限小应变条件下,根据混合物理论,推导了饱和孔隙-裂隙介质的固相、裂隙和孔隙流相本构方程和一维竖向固结方程. 然后,采用 Fortran 语言编制了相应的有限元计算程序,通过把双层地基退化为单层地基并与 Khalili 等^[15]单层地基的研究成果相比较,验证了本文程序的正确性. 最后,利用有限元计算程序分析了土层压缩模量、裂隙与孔隙的渗透系数和土层厚度对饱和孔隙-裂隙黏土双层地基一维固结特性的影响.

1 饱和孔隙-裂隙介质各组分体积分数

压汞试验和电镜扫描图像表明^[11-13],双孔结构的饱和黏土中集聚体间的裂隙孔径比集聚体内的孔隙孔径大 2 个左右的数量级,此类黏土的孔隙孔径分布呈现明显的双峰特性. 根据这一特性,本文借鉴 Khalili 等^[15]的学术观点,将此类黏土视为由裂隙网络和被裂隙包裹的含孔隙块体所组成的孔隙-裂隙介质. 根据混合物理论^[18],饱和孔隙-裂隙介质是由固相、裂隙流相与孔隙流相组成的混合物. 令 $\alpha \in \{S, F, P\}$ 为组分指征变量,其中固相为 S,裂隙流相为 F,孔隙流相为 P. 令 V_α 为各组分体积, V 为饱和孔隙-裂隙介质混合物的总体积,有 $V = V_S + V_P + V_F$. 在饱和孔隙-裂隙介质混合物中,定义第 α 组分的体积分数为第 α 组分所占有的体积 V_α 与总体积 V 之比,即 $\varphi^\alpha = V_\alpha/V$,令 ρ^α 为第 α 组分的平均密度, ρ_s 为其基质密度,根据混合物理论^[18],有 $\rho^\alpha = \varphi^\alpha \rho_s$. 根据体积分数的定义:

$$V_S/V + V_P/V + V_F/V = \varphi^S + \varphi^P + \varphi^F = 1 \quad (1)$$

为加以区分,本文把仅含有孔隙或裂隙的多孔介质统称为单重孔隙介质,其中把固相与孔隙流相单独组成的饱和单重孔隙介质称为饱和孔隙介质,如图 1(a)所示. 用 SP 表示饱和孔隙介质整体,其体积为 $V_{SP} = V_S + V_P$,在整个饱和孔隙-裂隙介质中所

占的体积分数为 $V_{SP}/V = \varphi^S + \varphi^P = \varphi^{SP}$. 把饱和孔隙介质整体作为基质与裂隙流相组成的饱和单重孔隙介质称为饱和裂隙介质,如图 1(b)所示. 值得注意的是,在考虑饱和裂隙介质时,饱和孔隙介质(包括固相和孔隙流相)视为一个物体整个作为饱和裂隙介质的基质,此时只有裂隙被视为孔隙. 本文所采用的嵌套思路就是在饱和裂隙介质的基质中嵌入饱和孔隙介质,以此形成了饱和孔隙-裂隙介质,如图 1(c)所示.

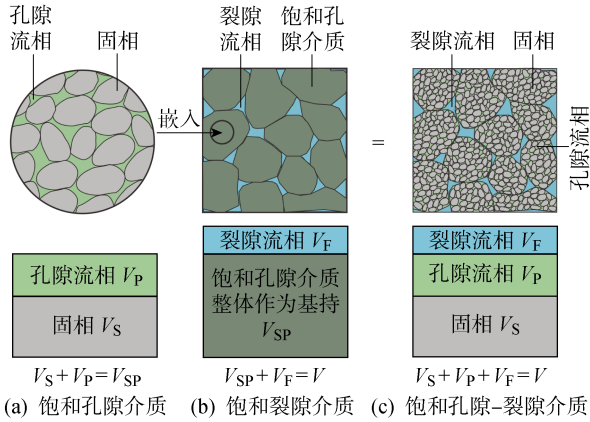


图 1 饱和孔隙-裂隙介质示意图

Fig. 1 Schematic of saturated porous-fissured media

根据嵌套思路,先把作为饱和裂隙介质基质的饱和孔隙介质视为一个单独的混合物来进行分析,如图 1(a)所示. 令 φ_r^S 和 φ_r^P 分别为固相和孔隙流相在饱和孔隙介质中的体积分数,有 $\varphi_r^S = V_S/V_{SP} = \varphi^S/\varphi^{SP}$ 和 $\varphi_r^P = V_P/V_{SP} = \varphi^P/\varphi^{SP}$. 根据体积分数的定义,在饱和孔隙介质中有:

$$(V_S + V_P)/V_{SP} = (\varphi^S + \varphi^P)/\varphi^{SP} = \varphi_r^S + \varphi_r^P = 1 \quad (2)$$

然后对饱和裂隙介质进行分析,根据体积分数的定义:

$$(V_{SP} + V_F)/V = \varphi^{SP} + \varphi^F = 1 \quad (3)$$

2 一维完全侧限小应变条件下的各组分应变分解

为减少重复性语言和便于读者阅读,在本文中上下标带有 0 的字符均指该力学量的初始值,如 ρ^{S0} 为固相初始平均密度. 令 u_S 、 u_F 和 u_P 分别为固相、裂隙流相和孔隙流相的组分位移,在一维完全侧限条件下,只存在竖向位移 u_{Sz} 、 u_{Fz} 及 u_{Pz} ,水平向位移均为 0,故水平向应变均为 0,只存在固相竖向应变 ϵ_{Sz} 、裂隙流相应变 ϵ_{Fz} 及孔隙流相应变 ϵ_{Pz} . 本文在一维完全侧限小应变条件下对 ϵ_{Sz} 、 ϵ_{Fz} 及 ϵ_{Pz} 进行分解,以期从功共轭的角度来分析本构建模所需的应变和

应力状态变量.

2.1 固相竖向应变分解

先推导固相竖向应变 ϵ_{Sz} 的分解式. 在一维完全侧限小应变条件下,位移与应变关系有 $\nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_S = \partial \dot{u}_{Sz}/\partial z = \dot{\epsilon}_{Sz}$, 根据混合物理理论固相质量守恒方程^[18],应力和应变均以受压为正,有:

$$\dot{\rho}^S - \rho^S \nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_S = \dot{\rho}^S - \rho^S \dot{\epsilon}_{Sz} = 0 \quad (4)$$

式中符号上面加一点表示速度. 利用初始时刻 $\rho^S = \rho^{S0}$ 和 $\epsilon_{Sz} = 0$,求解式(4)微分方程,并把 $\rho^S = \varphi^{SP} \varphi_r^S \rho_S$ 和 $\rho^{S0} = \varphi^{SP0} \varphi_r^{S0} \rho_{S0}$ 代入得:

$$\epsilon_{Sz} = \ln(\varphi^{SP}/\varphi^{SP0}) + \ln(\varphi_r^S/\varphi_r^{S0}) + \ln(\rho_S/\rho_{S0}) \quad (5)$$

令裂隙比 e_H 为裂隙体积 V_F 与整体作为基质的饱和孔隙介质体积 V_{SP} 之比,即 $e_H = V_F/V_{SP} = \varphi^F/\varphi^{SP}$,孔隙比 e_D 为孔隙体积 V_P 与固相体积 V_S 之比,即 $e_D = V_P/V_S = \varphi_r^P/\varphi_r^S$,则初始裂隙比和初始孔隙比分别为 $e_{H0} = \varphi^{F0}/\varphi^{SP0}$ 和 $e_{D0} = \varphi_r^{P0}/\varphi_r^{S0}$. 根据式(2)、式(3)、 e_H 、 e_{H0} 、 e_D 及 e_{D0} 的定义并利用在小应变情况下可略去高次项的性质,式(5)等式右侧的前两项可表示为

$$\epsilon_{Hz} = \ln\left(\frac{\varphi^{SP}}{\varphi^{SP0}}\right) \approx \frac{\varphi^{SP} - \varphi^{SP0}}{\varphi^{SP0}} = \frac{e_{H0} - e_H}{1 + e_H} \quad (6)$$

$$\epsilon_{Dz} = \ln\left(\frac{\varphi_r^S}{\varphi_r^{S0}}\right) \approx \frac{\varphi_r^S - \varphi_r^{S0}}{\varphi_r^{S0}} = \frac{e_{D0} - e_D}{1 + e_D} \quad (7)$$

式中: ϵ_{Hz} 、 ϵ_{Dz} 分别为裂隙骨架竖向应变及孔隙骨架竖向应变. 由式(6)可知, ϵ_{Hz} 与裂隙比 e_H 直接相关,因此本文把 ϵ_{Hz} 称为裂隙骨架竖向应变. 同理, ϵ_{Dz} 与孔隙比 e_D 也直接相关,故把 ϵ_{Dz} 称为孔隙骨架竖向应变. 同时,令固相基质竖向应变 $\vartheta_{Sz} = \ln(\rho_S/\rho_{S0})$. 把式(6)~(7)和 ϑ_{Sz} 代入式(5)得:

$$\epsilon_{Sz} = \epsilon_{Hz} + \epsilon_{Dz} + \vartheta_{Sz} \quad (8)$$

由式(8)可知, ϵ_{Sz} 可以分解为 ϵ_{Hz} 、 ϵ_{Dz} 及 ϑ_{Sz} 之和. 图 2 所示为 ϵ_{Sz} 分解为 ϵ_{Hz} 、 ϵ_{Dz} 和 ϑ_{Sz} 之和的变形机制示意图,图中 $V_{SP1} = (1 + e_{D0})V_S$.

2.2 裂隙和孔隙流相应变分解

在一维完全侧限小应变条件下,有 $\nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_F = \partial \dot{u}_{Fz}/\partial z = \dot{\epsilon}_{Fz}$ 和 $\nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_P = \partial \dot{u}_{Pz}/\partial z = \dot{\epsilon}_{Pz}$. 根据混合物理理论^[18],裂隙和孔隙流相的质量守恒方程有:

$$\dot{\rho}^F - \rho^F \nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_F = \dot{\rho}^F - \rho^F \dot{\epsilon}_{Fz} = c_{Fz} \quad (9)$$

$$\dot{\rho}^P - \rho^P \nabla \cdot \dot{\mathbf{u}}_P = \dot{\rho}^P - \rho^P \dot{\epsilon}_{Pz} = c_{Pz} \quad (10)$$

式中: c_{Fz} 和 c_{Pz} 为流体质量交换项,满足 $c_{Fz} + c_{Pz} = 0$ ^[18]. 利用初始时刻 $\rho^F = \rho^{F0}$ 、 $\epsilon_{Fz} = 0$ 、 $\rho^P = \rho^{P0}$ 和 $\epsilon_{Pz} = 0$,可求解式(9)和(10)微分方程,然后分别把 $\rho^F = \varphi^F \rho_F$ 、 $\rho^{F0} = \varphi^{F0} \rho_{F0}$ 、 $\rho^P = \varphi^P \rho_P$ 和 $\rho^{P0} = \varphi^{P0} \rho_{P0}$ 代入,可得:

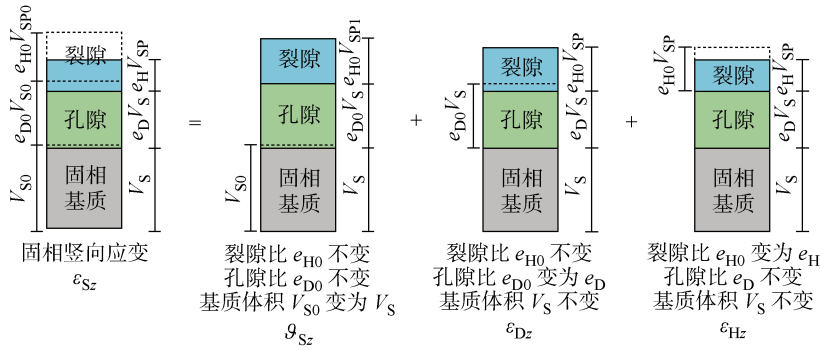


图2 固相竖向应变变形机制及其分解

Fig. 2 Schematic of deformation mechanism of vertical strain of solid phase and its decomposition

$$\epsilon_{Fz} = \ln(\varphi^F/\varphi^{F0}) + \ln(\rho_F/\rho_{F0}) - \int_0^t c_{Fz}/(\varphi^F \rho_F) dt \quad (11)$$

$$\epsilon_{Pz} = \ln(\varphi^P/\varphi^{P0}) + \ln(\rho_P/\rho_{P0}) - \int_0^t c_{Pz}/(\varphi^P \rho_P) dt \quad (12)$$

式中: t 为时间. 利用式(2)、(3)及式(6)~(7)和在小应变情况下可略去高阶无穷小的近似关系, 则式(11)和(12)的等式右侧第1项可分别表示为

$$\ln\left(\frac{\varphi^F}{\varphi^{F0}}\right) \approx \frac{\varphi^F - \varphi^{F0}}{\varphi^{F0}} = -\frac{\varphi^{SP0}}{\varphi^{F0}} \epsilon_{Hz} \quad (13)$$

$$\ln\left(\frac{\varphi^P}{\varphi^{P0}}\right) \approx \frac{\varphi^P - \varphi^{P0}}{\varphi^{P0}} = \epsilon_{Hz} - \frac{\varphi^{S0}}{\varphi^{P0}} \epsilon_{Dz} \quad (14)$$

令裂隙流相基质应变为 $\vartheta_{Fz} = \ln(\rho_F/\rho_{F0})$, 孔隙流相基质应变为 $\vartheta_{Pz} = \ln(\rho_P/\rho_{P0})$. 令 c_z 为质量交换所引起的竖向变形项, 利用 $c_{Fz} + c_{Pz} = 0$ ^[18] 和 Zhang 等^[19] 的假定 $\rho_P \approx \rho_F$, 有:

$$c_z = \int_0^t c_{Fz}/\rho_F dt = -\int_0^t c_{Pz}/\rho_P dt \quad (15)$$

把式(13)、 ϑ_{Fz} 和式(15)代入式(11), 把式(14)、 ϑ_{Pz} 和式(15)代入式(12), 并利用小应变情况下 $\varphi^F \approx \varphi^{F0}$ 和 $\varphi^P \approx \varphi^{P0}$, 则有:

$$\epsilon_{Fz} = -\varphi^{SP0} \epsilon_{Hz}/\varphi^{F0} + \vartheta_{Fz} - c_z/\varphi^{F0} \quad (16)$$

$$\epsilon_{Pz} = \epsilon_{Hz} - \varphi^{S0} \epsilon_{Dz}/\varphi^{P0} + \vartheta_{Pz} + c_z/\varphi^{P0} \quad (17)$$

在实际工程中, 岩土学者们比较关心的是流相相对固相骨架的流出或流入量. 在一维完全侧限小应变条件下, 只存在竖向应变 ϵ_{Sz} 、 ϵ_{Fz} 及 ϵ_{Pz} , 定义裂隙流相竖向渗入量为 $\zeta_{Fz} = \varphi^{F0}(\epsilon_{Fz} - \epsilon_{Sz})$, 孔隙流相竖向渗入量为 $\zeta_{Pz} = \varphi^{P0}(\epsilon_{Pz} - \epsilon_{Sz})$, 利用式(8)及式(16)~(17), 则有:

$$\zeta_{Fz} = -\epsilon_{Hz} - \varphi^{F0} \epsilon_{Dz} - \varphi^{F0} \vartheta_{Szc} + \varphi^{F0} \vartheta_{Fz} - c_z \quad (18)$$

$$\zeta_{Pz} = -\varphi^{SP0} \epsilon_{Dz} - \varphi^{P0} \vartheta_{Szc} + \varphi^{P0} \vartheta_{Pz} + c_z \quad (19)$$

3 内能方程及本构方程的推导

3.1 内能方程的推导

在一维完全侧限小应变条件下, 令 σ_z 为饱和孔隙-裂隙介质混合物的竖向总应力, $\sigma_{\alpha z}$ 为第 α 组分的竖向应力, 根据混合物理论有^[18]: $\sigma_z = \sigma_{Sz} + \sigma_{Fz} + \sigma_{Pz}$. 各组分竖向应力与各组分基质竖向应力的关系分别为 $\sigma_{Sz} = \varphi^{S0} p_{Sz}$, $\sigma_{Fz} = \varphi^{F0} p_F$ 和 $\sigma_{Pz} = \varphi^{P0} p_P$ ^[18], 故有:

$$\sigma_z = \varphi^{S0} p_{Sz} + \varphi^{F0} p_F + \varphi^{P0} p_P \quad (20)$$

式中: p_{Sz} 为固相基质竖向应力; p_F 为裂隙孔压; p_P 为孔隙孔压. 若单独考虑饱和孔隙介质这一混合物, 它由固相与孔隙流相组成, 则饱和孔隙介质的竖向应力等于固相和孔隙流相竖向应力之和, 即 $\sigma_{SPz} = \sigma_{Sz} + \sigma_{Pz}$. 将饱和孔隙介质视为单独混合物时, 其整体竖向总应力满足 $\sigma_{rz} = \sigma_{SPz}/\varphi^{SP0}$, 将 σ_{rz} 、 p_{Sz} 及 p_P 代入 $\sigma_{SPz} = \sigma_{Sz} + \sigma_{Pz}$ 有:

$$\sigma_{rz} = (\varphi^{S0} p_{Sz} + \varphi^{P0} p_P)/\varphi^{SP0} = \varphi_r^{S0} p_{Sz} + \varphi_r^{P0} p_P \quad (21)$$

现从功共轭角度来推导内能方程. 由于不考虑温度场, 故可忽略热流项和热源项, 根据混合物理论^[18], 在一维完全侧限小应变条件下, 饱和孔隙-裂隙介质混合物的能量平衡方程为

$$\dot{\xi} = \sigma_{Sz} \dot{\epsilon}_{Sz} + \sigma_{Fz} \dot{\epsilon}_{Fz} + \sigma_{Pz} \dot{\epsilon}_{Pz} + \sum_{\alpha} \hat{\epsilon}_{\alpha z} \quad (22)$$

式中: ξ 为内能; 等号右侧第1项为固相的竖向机械能; 第2项为裂隙流相的竖向机械能; 第3项为孔隙流相的竖向机械能; $\hat{\epsilon}_{\alpha z}$ 为固相和流相相对运动产生的竖向能量供给量. 利用上文所述的嵌套思路, 先考虑固相与孔隙流相组成的饱和孔隙介质这一单独的混合物, 此时只有孔隙无裂隙, 引入孔隙介质有效应力为 $\tilde{\sigma}_D = \sigma_{rz} - p_P$. 再考虑由饱和孔隙介质整体作为基质与裂隙流相组成的饱和裂隙介质, 此时只有裂隙这一种孔隙, 引入裂隙介质有效应力为 $\tilde{\sigma}_H =$

$\sigma_z - p_F$. 将式(8)、式(16) ~ (17) 代入式(22), 并利用 $\sigma_{S_z} = \varphi^{S0} p_{S_z}$ 、 $\sigma_{F_z} = \varphi^{F0} p_F$ 、 $\sigma_{P_z} = \varphi^{P0} p_P$ 、式(2) ~ (3)、 $\tilde{\sigma}_D$ 和 $\tilde{\sigma}_H$ 可得:

$$\dot{\xi} = \tilde{\sigma}_H \dot{\epsilon}_{H_z} + \varphi^{SP0} \tilde{\sigma}_D \dot{\epsilon}_{D_z} + \varphi^{S0} p_{S_z} \dot{\vartheta}_{S_z} + \varphi^{F0} p_F \dot{\vartheta}_{F_z} + \varphi^{P0} p_P \dot{\vartheta}_{P_z} + (p_P - p_F) \dot{c}_z + \sum_a \hat{\epsilon}_{a_z} \quad (23)$$

由式(23)可知, $\tilde{\sigma}_H$ 与 ϵ_{H_z} 为功共轭对, $\tilde{\sigma}_D$ 与 ϵ_{D_z} 为功共轭对, 各组分竖向真实应力与各组分竖向基质应变为功共轭对。

3.2 本构方程的推导

令固相、裂隙及孔隙流相具有相同的温度 θ , 熵为 η , 饱和孔隙-裂隙介质混合物的内能 ξ 可表示为 $\xi(\eta, \epsilon_{H_z}, \epsilon_{D_z}, \vartheta_{a_z}) (\alpha \in \{S, F, P\})$, 对 ξ 求全微分后代入式(23), 再根据状态变量可自由变化得:

$$\left. \begin{aligned} \theta &= \frac{\partial \xi}{\partial \eta} \\ \tilde{\sigma}_H &= \frac{\partial \xi}{\partial \epsilon_{H_z}} \\ \varphi^{SP0} \tilde{\sigma}_D &= \frac{\partial \xi}{\partial \epsilon_{D_z}} \\ \varphi^{S0} p_{S_z} &= \frac{\partial \xi}{\partial \vartheta_{S_z}} \\ \varphi^{P0} p_P &= \frac{\partial \xi}{\partial \vartheta_{P_z}} \quad (\beta \in \{F, P\}) \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

$$\theta \dot{\eta} = (p_P - p_F) \dot{c}_z + \sum_a \hat{\epsilon}_{a_z} \quad (25)$$

引入 Helmholtz 自由能 $\psi(\theta, \epsilon_{H_z}, \epsilon_{D_z}, \vartheta_{a_z})$, 其与内能之间的关系为 $\psi = \xi - \theta \eta$, 代入式(24)得:

$$\left. \begin{aligned} \eta &= -\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \\ \tilde{\sigma}_H &= \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon_{H_z}} \\ \varphi^{SP0} \tilde{\sigma}_D &= \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon_{D_z}} \\ \varphi^{S0} p_{S_z} &= \frac{\partial \psi}{\partial \vartheta_{S_z}} \\ \varphi^{P0} p_P &= \frac{\partial \psi}{\partial \vartheta_{P_z}} \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

在一维完全侧限小应变条件下, 初始平衡态时, 饱和孔隙-裂隙介质状态为 $(\theta, \epsilon_{H_z}, \epsilon_{D_z}, \vartheta_{a_z}) = (\theta_0, 0, 0, 0)$. 忽略温度影响, 则经过微小扰动后, 饱和孔隙-裂隙介质的状态为 $(\theta_0, \epsilon_{H_z}, \epsilon_{D_z}, \vartheta_{a_z})$. 在本构研究中, 为工程简化实用, 通常假定混合物的自由能满足能量独立原理, 即决定自由能的各状态变量(本文为固相裂隙骨架竖向应变、孔隙骨架竖向应变、固相基质竖向应变、裂隙流相基质应变和孔隙流相基质应变)所引起的自由能相互独立. 注意到在小应变线弹性情况下, Helmholtz 自由能是应变的二次多

项式, 故有:

$$\psi = K_H \epsilon_{H_z}^2 / 2 + K_D \epsilon_{D_z}^2 / 2 + \sum_a K_a \vartheta_{a_z}^2 / 2 \quad (27)$$

式中: K_H 、 K_D 及 K_a 为模型的弹性系数. 将式(27)代入到式(26)中, 并经适当变换可得:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{H_z} &= \tilde{\sigma}_H / K_H \\ \epsilon_{D_z} &= \tilde{\sigma}_D / K_{RD} \\ \vartheta_{S_z} &= p_{S_z} / K_{RS} \\ \vartheta_{P_z} &= p_P / K_{RP} \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

式中: K_H 、 $K_{RD} = K_D / \varphi^{SP0}$ 、 $K_{RS} = K_S / \varphi^{S0}$ 及 $K_{RP} = K_P / \varphi^{P0}$ 分别为在一维完全侧限条件下裂隙骨架、孔隙骨架、固相基质、裂隙及孔隙流相基质的压缩模量. 将式(28)求得的 ϵ_{H_z} 、 ϵ_{D_z} 及 ϑ_{S_z} 代入式(8)得:

$$\epsilon_{S_z} = \tilde{\sigma}_H / K_H + \tilde{\sigma}_D / K_{RD} + p_{S_z} / K_{RS} \quad (29)$$

令饱和孔隙介质的压缩模量 E_r 和饱和孔隙-裂隙介质整体的压缩模量 E_s 为

$$\left. \begin{aligned} 1/E_r &= 1/K_{RD} + 1/(\varphi_r^{S0} K_{RS}) \\ 1/E_s &= 1/K_H + 1/(\varphi^{SP0} E_r) \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

将 $\tilde{\sigma}_H = \sigma_z - p_F$ 、 $\tilde{\sigma}_D = \sigma_{rz} - p_P$ 和 $p_{S_z} = (\sigma_z - \varphi^{F0} p_F - \varphi^{P0} p_P) / \varphi^{S0}$ 代入式(29), 并利用式(2) ~ (3)、式(20) ~ (21) 和式(30), 则式(29)可用 σ_z 、 p_F 和 p_P 表示为

$$\epsilon_{S_z} = [\sigma_z - (1 - E_s/E_r) p_F - (E_s/E_r - E_s/K_{RS}) p_P] / E_s \quad (31)$$

将式(28)所求得的 ϵ_{H_z} 、 ϵ_{D_z} 、 ϑ_{S_z} 、 ϑ_{F_z} 及 ϑ_{P_z} 分别代入到式(18) ~ (19), 利用 $\tilde{\sigma}_H = \sigma_z - p_F$ 、 $\tilde{\sigma}_D = \sigma_{rz} - p_P$ 、 $p_{S_z} = (\sigma_z - \varphi^{F0} p_F - \varphi^{P0} p_P) / \varphi^{S0}$ 、式(2)、式(3) 及式(30) ~ (31), 则 ζ_{F_z} 和 ζ_{P_z} 可用 ϵ_{S_z} 、 p_F 及 p_P 分别表示为

$$\zeta_{F_z} = A_{FF} p_F - A_{FP} p_P - A_F \epsilon_{S_z} - c_z \quad (32)$$

$$\zeta_{P_z} = -A_{PF} p_F + A_{PP} p_P - A_P \epsilon_{S_z} + c_z \quad (33)$$

式中: $A_F = 1 - E_s/E_r$; $A_P = E_s/E_r - E_s/K_{RS}$; $A_{FF} = \varphi^{F0} (1/K_{RF} - 1/E_r) + (1 - A_F)(1/E_s - 1/E_r)$; $A_{FP} = A_{PF} = (A_F - \varphi^{F0})(1/E_r - 1/K_{RS})$; $A_{PP} = \varphi^{P0} (1/K_{RP} - 1/K_{RS}) + (1 - A_P - \varphi^{F0})(1/E_r - 1/K_{RS})$.

4 竖向固结方程及其有限元格式

4.1 竖向固结方程

在一维完全侧限小应变条件下, 饱和孔隙-裂隙介质的固相竖向应力平衡方程为

$$\partial \sigma_z / \partial z - f_z = 0 \quad (34)$$

式中: f_z 为重力. 对式(31)求逆, 并利用 $A_F = 1 - E_s/E_r$ 及 $A_P = E_s/E_r - E_s/K_{RS}$ 得:

$$\sigma_z = E_s \epsilon_{S_z} + A_F p_F + A_P p_P \quad (35)$$

将式(35)和应变与位移的关系 $\epsilon_{S_z} = -\partial u_{S_z} / \partial z$

代入式(34),则固相竖向应力平衡方程为

$$E_s(\partial^2 u_{S_z}/\partial z^2) - A_F \partial p_F/\partial z - A_P \partial p_P/\partial z + f_z = 0 \quad (36)$$

裂隙和孔隙流相的固结控制方程可以利用达西定理、 ζ_{F_z} 和 ζ_{P_z} 来求得. 裂隙和孔隙流相达西定理为

$$\left. \begin{aligned} (k_{F_z}/\gamma_w) \partial p_F/\partial z &= \varphi^{F_0} (\dot{u}_{F_z} - \dot{u}_{S_z}) \\ (k_{P_z}/\gamma_w) \partial p_P/\partial z &= \varphi^{P_0} (\dot{u}_{P_z} - \dot{u}_{S_z}) \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

式中: k_{F_z} 为裂隙的渗透系数; k_{P_z} 为孔隙的渗透系数; γ_w 为流相的重度. 对 $\zeta_{F_z} = \varphi^{F_0} (\epsilon_{F_z} - \epsilon_{S_z})$ 和 $\zeta_{P_z} = \varphi^{P_0} (\epsilon_{P_z} - \epsilon_{S_z})$ 的两边取微分, 利用一维完全侧限小应变条件下 $\dot{\epsilon}_{S_z} = \partial \dot{u}_{S_z}/\partial z$, $\dot{\epsilon}_{F_z} = \partial \dot{u}_{F_z}/\partial z$, $\dot{\epsilon}_{P_z} = \partial \dot{u}_{P_z}/\partial z$ 以及式(32)和(33)得:

$$\dot{\zeta}_{F_z} = \varphi^{F_0} \partial (\dot{u}_{F_z} - \dot{u}_{S_z})/\partial z = A_{FF} \dot{p}_F - A_{FP} \dot{p}_P - A_{FS} \dot{\epsilon}_{S_z} - \dot{c}_z \quad (38)$$

$$\dot{\zeta}_{P_z} = \varphi^{P_0} \partial (\dot{u}_{P_z} - \dot{u}_{S_z})/\partial z = -A_{PF} \dot{p}_F + A_{PP} \dot{p}_P - A_{PS} \dot{\epsilon}_{S_z} + \dot{c}_z \quad (39)$$

根据 Khalili 等^[15]的研究结果, 有 $\dot{c}_z = \bar{\alpha} k_{P_z} (p_P - p_F)/\gamma_w$, 其中 $\bar{\alpha}$ 为与裂隙间距和形状有关的形状系数. 从 \dot{c}_z 的公式中可看出裂隙流体和孔隙流体之间的交换速率取决于 3 个因素: ① 孔隙流体压力和裂隙流体压力之间的差值 $p_P - p_F$; ② 孔隙介质(即黏土块)的渗透系数 k_{P_z} ; ③ 与裂隙间距和形状有关的形状系数 $\bar{\alpha}$. 将 \dot{c}_z 、式(37)和 $\epsilon_{S_z} = -\partial u_{S_z}/\partial z$ 代入式(38)和(39), 则裂隙和孔隙流相的竖向固结方程为

$$\frac{k_{F_z} \partial^2 p_F}{\gamma_w \partial z^2} = A_{FF} \frac{\partial p_F}{\partial t} - A_{FP} \frac{\partial p_P}{\partial t} + A_F \frac{\partial u_{S_z}}{\partial t \partial z} - \frac{\bar{\alpha} k_{P_z}}{\gamma_w} (p_P - p_F) \quad (40)$$

$$\frac{k_{P_z} \partial^2 p_P}{\gamma_w \partial z^2} = -A_{PF} \frac{\partial p_F}{\partial t} + A_{PP} \frac{\partial p_P}{\partial t} + A_P \frac{\partial u_{S_z}}{\partial t \partial z} + \frac{\bar{\alpha} k_{P_z}}{\gamma_w} (p_P - p_F) \quad (41)$$

4.2 有限元格式

4.2.1 空间域离散 在后续有限元计算中采用三节点曲线形单元, 用近似函数代替未知函数 u_{S_z} 、 p_F 及 p_P , 有 $u_{S_z} = \mathbf{N} u_{S_z}^e$, $p_F = \mathbf{N} p_F^e$, $p_P = \mathbf{N} p_P^e$, 其中 \mathbf{N} 为形函数, $u_{S_z}^e$ 、 p_F^e 及 p_P^e 为单元结点的竖向位移、裂隙孔压和孔隙孔压(即超孔压). 按照 Galerkin 加权余量法^[15], 把这些近似函数代入到式(36)、(40)及式(41)中, 并利用分部积分法, 则每个单元得到以下方程:

$$\mathbf{K}_m u_{S_z}^e + \mathbf{K}_{SF} p_F^e + \mathbf{K}_{SP} p_P^e = \mathbf{R}_{S_z}^e \quad (42)$$

$$\left. \begin{aligned} (\mathbf{K}_{SF})^T \dot{u}_{S_z}^e + \mathbf{K}_{FF1} p_F^e + \mathbf{K}_{FF2} \dot{p}_F^e + \\ \mathbf{K}_{FP1} p_P^e + \mathbf{K}_{FP2} \dot{p}_P^e = \mathbf{R}_{F_q}^e \end{aligned} \right\} \quad (43)$$

$$(\mathbf{K}_{SP})^T \dot{u}_{S_z}^e + (\mathbf{K}_{FP1})^T p_F^e +$$

$$(\mathbf{K}_{FP2})^T \dot{p}_F^e + \mathbf{K}_{PP1} p_P^e + \mathbf{K}_{PP2} \dot{p}_P^e = \mathbf{R}_{P_q}^e \quad (44)$$

式中: \mathbf{K}_m 、 \mathbf{K}_{SF} 、 \mathbf{K}_{SP} 、 \mathbf{K}_{FF1} 、 \mathbf{K}_{FF2} 、 \mathbf{K}_{FP1} 、 \mathbf{K}_{FP2} 、 \mathbf{K}_{PP1} 、 \mathbf{K}_{PP2} 均为刚度系数; $\mathbf{R}_{S_z}^e$ 为作用在单元上的荷载; $\mathbf{R}_{F_q}^e$ 为单元边界的裂隙流量; $\mathbf{R}_{P_q}^e$ 为单元边界的孔隙流量.

4.2.2 时间域离散 式(43)及(44)含有位移和孔压对时间的微分项, 需要对时间离散. 利用 θ 法, 可以得到:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_m & \mathbf{K}_{SF} & \mathbf{K}_{SP} \\ (\mathbf{K}_{SF})^T & \mathbf{K}_{FF} & \mathbf{K}_{FP} \\ (\mathbf{K}_{SP})^T & (\mathbf{K}_{FP})^T & \mathbf{K}_{PP} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_{S_z}^e \\ \Delta p_F^e \\ \Delta p_P^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{R}_{S_z}^e \\ \Delta \mathbf{R}_{F_q}^e \\ \Delta \mathbf{R}_{P_q}^e \end{bmatrix} \quad (45)$$

式中: $\mathbf{K}_{FF} = \theta \Delta t \mathbf{K}_{FF1} + \mathbf{K}_{FF2}$; $\mathbf{K}_{FP} = \theta \Delta t \mathbf{K}_{FP1} + \mathbf{K}_{FP2}$; $\mathbf{K}_{PP} = \theta \Delta t \mathbf{K}_{PP1} + \mathbf{K}_{PP2}$; $\mathbf{R}_{F_q}^e = (\mathbf{R}_{F_q}^e)^{n-1} + \theta \Delta \mathbf{R}_{F_q}^e - \mathbf{K}_{FF1} (p_F^e)^{n-1} - \mathbf{K}_{FP1} (p_P^e)^{n-1}$; $\mathbf{R}_{P_q}^e = (\mathbf{R}_{P_q}^e)^{n-1} + \theta \Delta \mathbf{R}_{P_q}^e - (\mathbf{K}_{FP1})^T (p_F^e)^{n-1} - \mathbf{K}_{PP1} (p_P^e)^{n-1}$; $\theta = 0.5$; $\mathbf{R}_{F_q}^e$ 、 $\mathbf{R}_{P_q}^e$ 分别为单位时间边界孔隙流量和裂隙流量; n 为时间步数. 解得每个时间步的单元节点竖向位移增量 $\Delta u_{S_z}^e$, 裂隙孔压增量 Δp_F^e 和孔隙孔压增量 Δp_P^e , 然后将每个时间步的增量对应叠加, 便可得到任意位置和时刻的 $u_{S_z}(z, t)$, $p_F(z, t)$ 和 $p_P(z, t)$, 至此求解完毕.

5 数值分析

5.1 对比与验证

Khalili 等^[15]研究了饱和孔隙-裂隙黏土单层地基的固结特性. 为了验证本文有限元解法的正确性, 在计算过程中, 把上下土层的土性参数取为相同, 即将双层地基退化为单层地基, 然后把计算结果和 Khalili 等^[15]的进行对比研究. 固相、裂隙和孔隙流相基质的压缩性极小, 忽略不计^[15]. Khalili 等^[15]的地基厚度 $h = 10$ m, $E_s = 10$ MPa, $E_r = 11.11$ MPa, $\gamma_w = 10$ kN/m³, $k_{F_z} = 1.0 \times 10^{-1}$ m/s, $k_{P_z} = 1.0 \times 10^{-4}$ m/s, $\varphi^F = 0.06$, $\varphi^P = 0.54$, 形状系数 $\bar{\alpha} = 10.01$ m⁻², 上边界对裂隙水为自由排水边界, 对孔隙水为不透水边界, 下边界为刚性不透水边界, 瞬时在上边界施加 $q = 100$ kPa 均布荷载, 方向向下.

在进行对比前, 借鉴 Khalili 等^[15]的定义, 引入无量纲参数, 时间因子 $T_V = E_s(k_{F_z} + k_{P_z})t/(\gamma_w h^2)$. 考虑到在计算过程中每个节点上存在裂隙孔压和孔隙孔压两个孔隙水压力, 很难以孔压去定义地基的平均固结度, 因此本文只给出以沉降定义的平均固结度, 在 t 时刻, 整个地基的平均固结度 U_s 为

$$U_s = u_{S_z}(0, t)/u_{S_z}(0, \infty) = \sum_{i=1}^n (\Delta u_{S_z})_i^1 / (qh/E_s) \quad (46)$$

式中: $(\Delta u_{\text{Se}})_i^t$ 为顶面节点的第 i 个时间步竖向位移增量. 本文完全根据文献[15]所给的边界条件和土性参数,采用两种网格长度来计算地基的一维固结,第 1 种为 $\Delta l=1\text{ m}$,第 2 种为 $\Delta l=0.1\text{ m}$. 将计算所得结果与文献[15]的结果进行对比,如图 3 所示. 从图 3 中可看出,本文计算结果与 Khalili 等^[15]的结果吻合. 对比 $\Delta l=1\text{ m}$ 和 $\Delta l=0.1\text{ m}$ 两种工况可得, $\Delta l=0.1\text{ m}$ 工况的计算结果与 Khalili 等^[15]的完全重合. 因此在接下来的计算过程中,本文的网格长度均取为 $\Delta l=0.1\text{ m}$. 同时,为对比孔隙-裂隙黏土和单孔隙黏土固结的区别,图 3 中还画出了单孔隙黏土的固结曲线,从图 3 中还可看出,若采用裂隙渗透系数作为单孔隙黏土的固结参数,则会大大加快固结速率,若采用孔隙渗透系数作为单孔隙黏土的固结参数,则会显著减慢固结速率. 因此对于孔隙-裂隙黏土,采用单孔隙固结理论难以准确预测其固结性状,有必要采用孔隙-裂隙介质的固结模型.

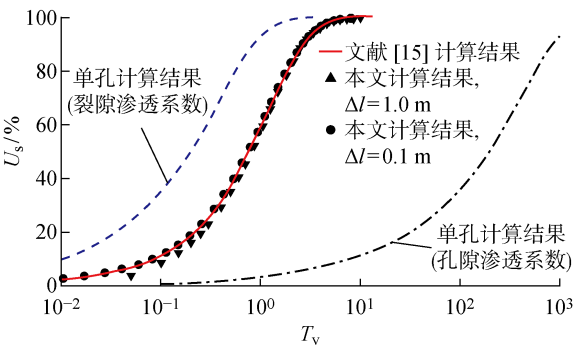


图 3 本文、文献[15]与单孔计算结果对比图

Fig. 3 Comparison of calculation results of this paper and Ref. [15] with single porosity

5.2 饱和孔隙-裂隙黏土双层地基的一维固结参数分析

为增加滨海城市地区建设用地,许多工程采用黏土块进行场地回填,由此形成了饱和孔隙-裂隙黏

土地基. 为分析这类地基的固结性状, Yang 等^[3]建立了饱和孔隙-裂隙黏土单层地基的一维固结模型,模型厚度为 12 m. 本文考虑到在回填过程中块状黏土填料是填筑在原状土地基上,由此把单层地基固结模型改为双层地基固结模型,其中上层为块状黏土填料地基,具有典型的双孔隙结构^[3-5],厚度 h_1 为 6 m; 下层为具有孔隙双峰特性的原状黏土地基^[11-14],厚度 h_2 也为 6 m,如图 4 所示. 上下土层的材料参数的数值取自文献[3]、文献[15]和《土力学》^[20],如表 1 所示. 边界条件与 Yang 等^[3]相同,上边界对裂隙水和孔隙水均为透水边界;土层分界面的位移、孔压和流量均连续,有: $u_{\text{Se}1}(h_1, t) = u_{\text{Se}2}(h_1, t)$, $p_{\text{F}1}(h_1, t) = p_{\text{F}2}(h_1, t)$, $p_{\text{P}1}(h_1, t) = p_{\text{P}2}(h_1, t)$, $k_{\text{F}z1} \frac{\partial p_{\text{F}1}(h_1, t)}{\partial z} = k_{\text{F}z2} \frac{\partial p_{\text{F}2}(h_1, t)}{\partial z}$ 和 $k_{\text{P}z1} \times \frac{\partial p_{\text{P}1}(h_1, t)}{\partial z} = k_{\text{P}z2} \frac{\partial p_{\text{P}2}(h_1, t)}{\partial z}$; 下边界为刚性不透水边界,不过本文是原状土层的下边界,而 Yang 等^[3]是回填土的下边界. 初始条件也与 Yang 等^[3]相同,位移 $u_{\text{Se}}(z, 0) = 0$; 在上边界瞬时施加 $q=100\text{ kPa}$ 的均布荷载,方向向下;初始裂隙和孔隙压力可由外荷载和固结方程中的平衡方程自动

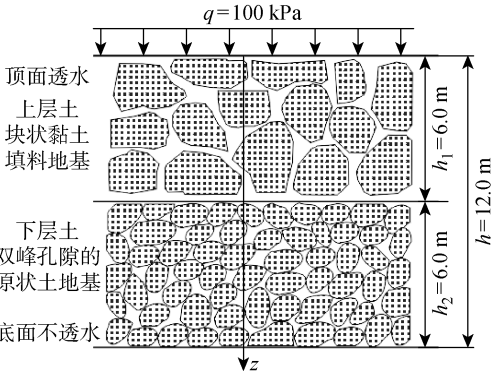


图 4 饱和孔隙-裂隙黏土双层地基的固结示意图

Fig. 4 Sketch of consolidation of saturated porous-fissured clay double-layered foundation

表 1 饱和孔隙-裂隙黏土双层地基模型计算参数^[3, 15, 20]

Tab. 1 Calculation parameters of model of saturated porous-fissured clay double-layered foundation^[3, 15, 20]

土层	E_s/MPa	E_r/MPa	$k_{\text{Fz}} \times 10^6 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$k_{\text{Pz}} \times 10^{10} / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	φ^{F}	φ^{P}	$\gamma_w / (\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	$\bar{\alpha} / \text{m}^{-2}$
上土层	1.5	2.5	2.47	6.18	0.05	0.4	10.0	10.0
下土层	5.0	8.33	2.47	6.18	0.05	0.4	10.0	10.0

获得.

5.2.1 压缩模量的影响 此小节来讨论土层压缩模量 E_s 和 E_r 对地基固结性状的影响,压缩模量如表 2 所示,其余参数同表 1. Case 1~ Case 3 保持上

土层压缩模量不变,改变下土层压缩模量; Case 3~ Case 5 保持下土层压缩模量不变,改变上土层压缩模量.

图 5 所示为不同压缩模量的地基固结度及裂隙

和孔隙超孔压变化图. 对比图 5(a)中 Case 1、Case 2 及 Case 3 可看出,增大下层土压缩模量,地基的前期固结速率稍微加快,中后期固结曲线基本重合,固结完成时间基本不变. 对比图 5(a)中 Case 3、Case 4 和 Case 5 可以看出,增大上层土压缩模量,地基的固结速率明显加快,固结完成时间显著缩短. 这说明针对饱和孔隙-裂隙黏土双层地基,若遇到上软下硬的初始情况,此时,增大上层孔隙-裂隙黏土压缩模量可更好地改善饱和孔隙-裂隙黏土双层地基的固结性状.

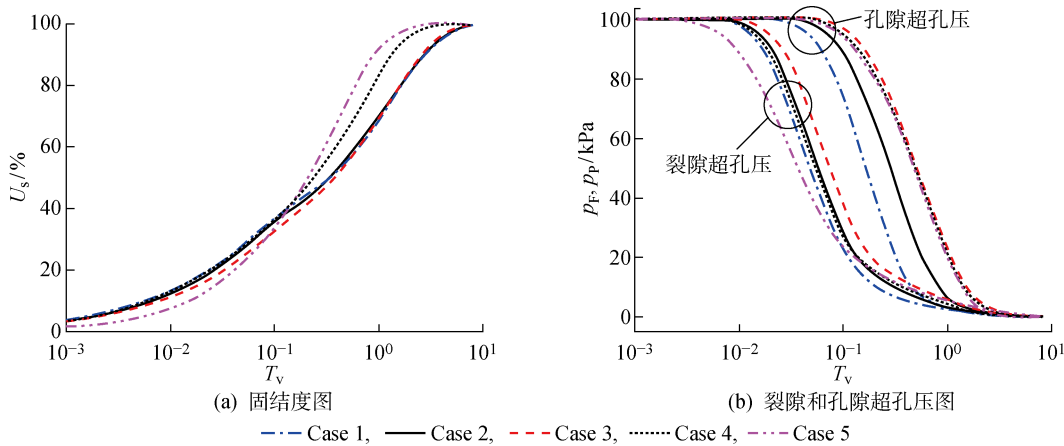


图 5 不同压缩模量下固结度、裂隙和孔隙超孔压图

Fig. 5 Diagram of consolidation degree and dissipation of fissure and pore pressure at different compression moduli

从图 5(b)中可看出,增大孔隙-裂隙黏土的压缩模量,会加快裂隙和孔隙超孔压的消散速率. 在地基的固结过程中,裂隙和孔隙超孔压的消散规律有较大差异,首先孔隙超孔压的消散会滞后于裂隙超孔压,这与文献[4]和[5]的实验结论一致. 其次,以超孔压消散曲线具体分析,裂隙和孔隙超孔压的消散可分为 3 个阶段. 在固结初期,地基中裂隙超孔压迅速消散,而孔隙超孔压不仅没有消散还稍稍升高,这是因为孔隙的渗透系数比裂隙渗透系数小几个数量级,在固结初期孔隙超孔压还来不及消散,裂隙水形成优势渗流,裂隙超孔压迅速减少,这导致荷载越来越多的由黏土块(集聚体)承担,因此出现孔隙超孔压略微升高的现象,此时地基的固结沉降主要由裂隙变形控制. 在固结中期,裂隙超孔压的消散速率减慢,而孔隙超孔压的消散速率迅速增加,这是由于随着裂隙超孔压的减小,孔隙超孔压与裂隙超孔压的压力差迅速增大,导致孔隙中的水迅速向裂隙中流动,进而使得孔隙超孔压迅速消散,此时地基的固结沉降主要由孔隙变形控制. 在固结后期,饱和孔隙-裂隙黏土双层地基中裂隙和孔隙超孔压消散速率几乎相同,此时固结基本完成.

表 2 压缩模量计算参数

Tab. 2 Calculation parameters of compression modulus

工况	E_s / MPa		E_r / MPa	
	上土层	下土层	上土层	下土层
Case 1	1.5	20.0	2.5	33.33
Case 2	1.5	10.0	2.5	16.67
Case 3	1.5	5.0	2.5	8.33
Case 4	3.0	5.0	5.0	8.33
Case 5	6.0	5.0	10.0	8.33

5.2.2 裂隙和孔隙渗透系数的影响 此小节来探究渗透系数 k_{Fz} 和 k_{Pz} 对地基固结性状的影响,渗透系数如表 3 所示,其余参数同表 1. Case 1~ Case 3 保持下土层渗透系数不变,改变上土层渗透系数,其中 Case1 与 Case 2~ Case 3 的裂隙和孔隙渗透系数比值不同;Case 3~ Case 5 保持上土层渗透系数不变,改变下土层渗透系数,其中 Case 5 与 Case 3~ Case 4 的裂隙和孔隙渗透系数比值不同.

表 3 渗透系数计算参数

Tab. 3 Calculation parameters of permeability coefficient

工况	$k_{Fz} \times 10^6 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$		$k_{Pz} \times 10^{10} / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	
	上土层	下土层	上土层	下土层
Case 1	0.247	2.47	3.09	6.18
Case 2	1.24	2.47	3.09	6.18
Case 3	2.47	2.47	6.18	6.18
Case 4	2.47	1.24	6.18	3.09
Case 5	2.47	0.247	6.18	3.09

图 6 所示为不同渗透系数下固结度的变化图,可以看出,随着上下土层渗透系数的增大,地基固结速率加快,但上下土层渗透系数的变化对固结速率

的影响有所不同.从图 6 中 Case 1、Case 2 及 Case 3 可看出,增大上层土渗透系数 k_{Fz1} 和 k_{Pz1} ,地基的固结速率在前、中、后期都明显加快.从图 6 中 Case 3、Case 4 及 Case 5 可看出,增大下层土渗透系数 k_{Fz2} 和 k_{Pz2} ,地基的前期固结速率无明显变化,中后期固结速率加快,但相较于增大同样倍数上层土渗透系数的情况来说,其最终固结时间缩短的程度较小,这表明对于单面排水的饱和孔隙-裂隙黏土双层地基,前期固结速率主要由靠近排水界面的上层土渗透系数 k_{Fz1} 和 k_{Pz1} 控制.增大 k_{Fz1} 和 k_{Pz1} 可以更加显著地加快整体固结速率和缩短固结完成时间.

图 7 所示为不同渗透系数的地基地底部裂隙和孔

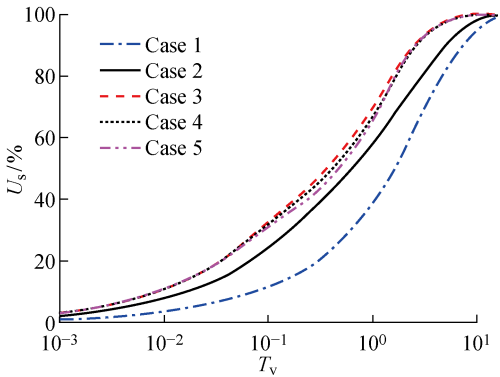


图 6 不同渗透系数下固结度的变化图
Fig. 6 Diagram of variation of consolidation degree at different permeability coefficients

隙超孔压消散图.从图 7(a) Case 2 和 Case 3 可看出,随着上层土渗透系数 k_{Fz1} 和 k_{Pz1} 增大,裂隙和孔隙超孔压的消散速率均加快,而且随着上层土渗透系数 k_{Fz1} 与 k_{Pz1} 增大,地基地底部裂隙和孔隙超孔压消散规律差异也增大.从图 7(a) Case 1 和 Case 2 可看出,增大 k_{Fz1} ,地基地底部裂隙和孔隙超孔压消散速率均会加快.随着 k_{Fz1}/k_{Pz1} 的增大,地基地底部裂隙和孔隙超孔压消散规律的差异也增大.原因是模型为单面排水,当 k_{Fz1} 和 k_{Pz1} 增大时,下土层裂隙中的流体更易从上顶面流出,导致下土层孔隙中的流体来不及向裂隙中补充,此时下土层裂隙和孔隙流体较难达到平衡,出现两者超孔压消散规律差异较大的现象.从图 7(b)的 Case 3 和 Case 4 可看出,随着下层土渗透系数 k_{Fz2} 和 k_{Pz2} 增大,地基地底部裂隙和孔隙超孔压的消散速率均加快,其中孔隙超孔压加快的幅度大于裂隙超孔压,两者之间消散规律的差异减小.因为本文考虑了裂隙和孔隙流体之间的相互流动,而裂隙和孔隙流体之间的相互流动速率主要取决于 k_{Pz} 而不是 k_{Fz} ,故 k_{Pz} 增大会使得相互流动速率加快,导致孔隙中的流体更快流入裂隙中,使得裂隙和孔隙超孔压消散规律差异减小.从图 7(b) Case 4 和 Case 5 可看出,增大 k_{Fz2} 不仅会加快裂隙超孔压消散速率,也会加快孔隙超孔压消散速率,同时增大 k_{Fz2}/k_{Pz2} ,裂隙和孔隙超孔压消散规律的差异会增大.

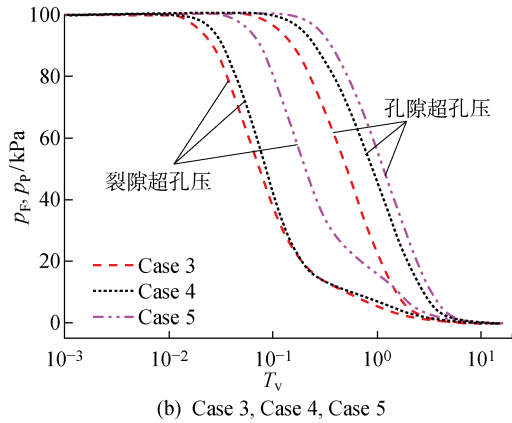
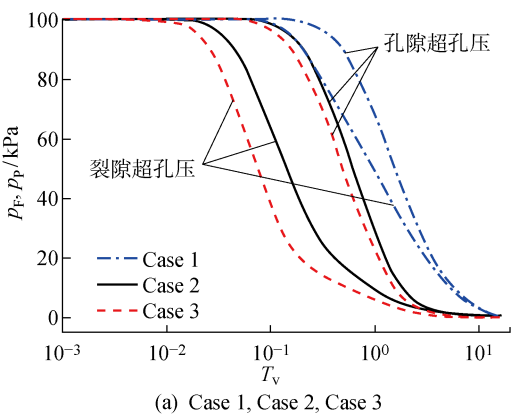


图 7 不同渗透系数底部裂隙和孔隙超孔压消散图

Fig. 7 Diagram of dissipation of excess fissure water and pore water pressures at the base with different permeability coefficients

5.2.3 土层厚度的影响 此小节来探究土层厚度对地基固结性状的影响.图 8 所示为不同土层厚度下固结度、裂隙及孔隙超孔压图,从图 8(a)可看出,减小上层土的厚度 h_1 ,地基的固结完成时间缩短.这是由于上土层的压缩模量较小,固结速率较慢,因此

减小 h_1 ,会使地基固结越快,这一结论与雷华阳等^[21]的试验结果相吻合.从图 8(b)也可看出,减小上层土厚度 h_1 ,地基地底部的裂隙和孔隙超孔压消散速率加快,固结速率加快,而且随着 h_1 的减小,地基地底部裂隙和孔隙超孔压消散规律差异逐渐增大.

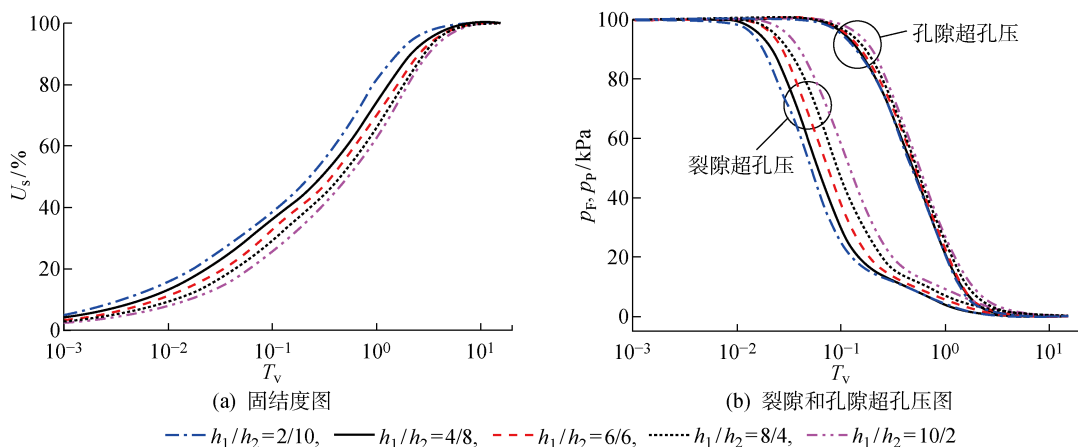


图 8 不同土层厚度下固结度、裂隙及孔隙超孔压图

Fig. 8 Diagram of consolidation degree and dissipation of fissure and pore pressure at different soil layer thicknesses

6 结论

本文基于混合物理论,推导了饱和孔隙-裂隙介质的本构方程和一维竖向固结方程。然后采用 Fortran 语言编制了一套饱和孔隙-裂隙黏土一维固结的有限元计算程序,并与 Khalili 等^[15]的单层地基研究成果对比,两者的计算结果一致。最后,针对饱和孔隙-裂隙黏土双层地基,分析了影响其固结特性的因素,得到以下结论:

(1) 在饱和孔隙-裂隙黏土双层地基固结的过程中,裂隙和孔隙超孔压的消散规律差异较大,孔隙超孔压的消散将滞后于裂隙超孔压。增大上层孔隙-裂隙黏土渗透系数 k_{Fz1} 和 k_{pz1} , 底部的裂隙和孔隙超孔压消散规律的差异将会增大。增大 k_{Fz}/k_{pz} , 底部裂隙和孔隙超孔压消散规律的差异也会增大。

(2) 增大压缩模量 E_s 与 E_r 和渗透系数 k_{Fz} 与 k_{pz} , 地基的固结速率加快。其中增大上层较软土的压缩模量或渗透系数可使得地基的整体固结速率增速更为明显。增大下层土的渗透系数,对地基的初期固结速率几乎没有影响。

(3) 保持饱和孔隙-裂隙黏土双层地基的总厚度不变,减小上层较软孔隙-裂隙黏土的厚度 h_1 , 地基的固结速率加快,裂隙和孔隙超孔压消散速率加快。随着 h_1 减小,地基底部裂隙和孔隙超孔压消散规律的差异逐渐增大。

参考文献:

[1] 余松霖,柯瀚,詹良通,等. 工程渣土的工程特性及矿坑填埋场的工后沉降和容量分析[J]. 浙江大学学报(工学版), 2020, 54(12): 2364-2376.

YU Songlin, KE Han, ZHAN Liangtong, *et al.* Engineering properties of excavated soil and analysis of post-construction settlement and capacity for pit land-fill[J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2020, 54(12): 2364-2376.

- [2] ZHAN L T, ZHANG Z, CHEN Y M, *et al.* The 2015 Shenzhen catastrophic landslide in a construction waste dump: Reconstitution of dump structure and failure mechanisms via geotechnical investigations[J]. *Engineering Geology*, 2018, 238: 15-26.
- [3] YANG L A, TAN T S, TAN S A, *et al.* One-dimensional self-weight consolidation of a lumpy clay fill[J]. *Géotechnique*, 2002, 52(10): 713-725.
- [4] JUNEJA A, CHAFALE A S. Consolidation behaviour of double-porosity clay using flexible wall permeameter[J]. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Ground Improvement*, 2019, 172(3): 179-191.
- [5] SHI X S, HERLE I, MUIR WOOD D. A consolidation model for lumpy composite soils in open-pit mining[J]. *Géotechnique*, 2018, 68(3): 189-204.
- [6] CHENG T, YAN K Q, ZHENG J J, *et al.* Semi-analytical and semi-numerical method for plane strain consolidation of double-layer foundation considering stress paths[J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2017, 21(10): 1187-1216.
- [7] 崔军, 谢康和, 夏长青, 等. 变荷载下考虑结构性的双层地基一维非线性固结分析[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2018, 49(7): 1710-1717.
- CUI Jun, XIE Kanghe, XIA Changqing, *et al.* One-dimensional nonlinear consolidation analysis of double layered structured soils under time-dependent loading [J]. *Journal of Central South University (Science and*

- Technology**), 2018, 49(7): 1710-1717.
- [8] 钟祖良, 别聪颖, 胡伦, 等. 基于 Forchheimer 渗流的土石混合体单向固结模型研究[J]. **地下空间与工程学报**, 2019, 15(2): 473-480.
- ZHONG Zuliang, BIE Congying, HU Lun, *et al.* Research on one-dimensional consolidation model of soil-rock mixtures backfill under Forchheimer seepage model[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2019, 15(2): 473-480.
- [9] 刘忠玉, 夏洋洋, 石明生, 等. 考虑自重应力和 Hansbo 渗流的饱和黏土一维弹黏塑性固结分析[J]. **岩土工程学报**, 2020, 42(2): 221-229.
- LIU Zhongyu, XIA Yangyang, SHI Mingsheng, *et al.* One-dimensional elastic viscoplastic consolidation analysis of saturated clay considering gravity stress and Hansbo's flow[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(2): 221-229.
- [10] 江留慧, 李传勋, 杨怡青, 等. 变荷载下双层地基一维非线性固结近似解析解[J]. **岩土力学**, 2020, 41(5): 1583-1590.
- JIANG Liuhui, LI Chuanxun, YANG Yiqing, *et al.* Approximate analytical solutions for one-dimensional nonlinear consolidation of double-layered soil under time-dependent loading[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(5): 1583-1590.
- [11] CHEN R P, LIU P, LIU X M, *et al.* Pore-scale model for estimating the bimodal soil-water characteristic curve and hydraulic conductivity of compacted soils with different initial densities[J]. **Engineering Geology**, 2019, 260: 105199.
- [12] 蔡国庆, 吴天驰, 王亚南, 等. 双孔结构非饱和压实土微观结构演化模型[J]. **岩土力学**, 2020, 41(11): 3583-3590.
- CAI Guoqing, WU Tianchi, WANG Yanan, *et al.* Model of the microstructure evolution of unsaturated compacted soils with double-pore structure[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(11): 3583-3590.
- [13] GU K, SHI B, LIU C, *et al.* Investigation of land subsidence with the combination of distributed fiber optic sensing techniques and microstructure analysis of soils[J]. **Engineering Geology**, 2018, 240: 34-47.
- [14] 巩学鹏, 唐朝生, 施斌, 等. 黏性土干/湿过程中土结构演化特征研究进展[J]. **工程地质学报**, 2019, 27(4): 775-793.
- GONG Xuepeng, TANG Chaosheng, SHI Bin, *et al.* Evolution of soil microstructure during drying and wetting[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2019, 27(4): 775-793.
- [15] KHALILI N, VALLIAPPAN S, WAN C F. Consolidation of Fissured clays[J]. **Géotechnique**, 1999, 49(1): 75-89.
- [16] GHAFOURI H R, LEWIS R W. A finite element double porosity model for heterogeneous deformable porous media[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 1996, 20(11): 831-844.
- [17] CALLARI C, FEDERICO F. FEM validation of a double porosity elastic model for consolidation of structurally complex clayey soils [J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2000, 24(4): 367-402.
- [18] 刘艳, 赵成刚, 蔡国庆. 理性土力学与热力学[M]. 北京: 科学出版社, 2016.
- LIU Yan, ZHAO Chenggang, CAI Guoqing. Rational soil mechanics and thermodynamics [M]. Beijing: Science Press, 2016.
- [19] ZHANG Q, CHOO J, BORJA R I. On the preferential flow patterns induced by transverse isotropy and non-Darcy flow in double porosity media[J]. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, 2019, 353: 570-592.
- [20] 龚晓南, 谢康和. 土力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014: 15-89.
- GONG Xiaonan, XIE Kanghe. Soil mechanics [M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2014: 15-89.
- [21] 雷华阳, 任倩, 卢海滨, 等. 相对厚度变化下双层软黏土地基固结特性研究[J]. **地下空间与工程学报**, 2018, 14(3): 705-711.
- LEI Huayang, REN Qian, LU Haibin, *et al.* Research on consolidation property of double layer soft clay foundation under different relative thickness conditions[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2018, 14(3): 705-711.

(本文编辑:陈晓燕)