

DOI: 10.11779/CJGE202210003

抽气现场试验的土工膜下盲沟气阻数值模拟研究

曹雪山^{1,2}, 袁俊平^{*1,2}, 丁国权^{1,2}

(1. 河海大学土木与交通学院, 江苏 南京 210024; 2. 河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 江苏 南京 210024)

摘要: 膜下盲沟是水库土工膜防渗方案的重要工程措施, 对膜下气体排出具有决定性作用。基于流量变化等效原则, 提出了渗透系数与路径长度的平方成比例的变换关系。据此推断出水库面积巨大, 排气路径太长, 是盲沟气阻引发膜下气胀的主要原因。运用非饱和土固结简化计算方法模拟了抽气条件下膜下气压分布状态; 对比现场试验实测值, 验证了计算方法和参数的合理性。计算结果表明: 无论有无盲沟, 膜下沿水平向分为气压急变区和稳定区, 气压急变区为抽气点沿水平向 2.5 m 范围, 区内气压显著变化, 反映了盲沟气阻的存在性; 膜下气压梯度分布规律反映盲沟气阻的变化; 影响盲沟气阻的主要因素是材料进气值和饱和度, 进气值减小、饱和度降低均有利于减小盲沟气阻。研究成果可为合理评价库盘土工膜防渗方案设计提供科学理论依据。

关键词: 土工膜; 防渗; 盲沟; 简化计算; 非饱和土固结; 气阻; 气压分布

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2022)10-1780-09

作者简介: 曹雪山(1970—), 男, 博士, 副教授, 主要从事非饱和土力学与基坑工程方面的研究工作。E-mail: x.s.cao@163.com。

Numerical simulation of air resistance of French drains beneath geomembrane in field vacuuming tests

CAO Xue-shan^{1,2}, YUAN Jun-ping^{1,2}, DING Guo-quan^{1,2}

(1. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China; 2. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: The French drains beneath the geomembrane are an important engineering measurement for the geomembrane as anti-seepage structures of reservoirs, and have a decisive effect on the air exhaust beneath the geomembrane. The conversion relationship between the permeability coefficient and the square of path length is proposed on the basis of the principle of equivalent flow variation. It is deduced that the important reasons for the bulge of the geomembrane are the huge reservoir area and the long drain path because of the air resistance of French drains. The simplified method for consolidation of unsaturated soils is used to calculate and simulate the air pressure distribution beneath the geomembrane under the condition of vacuuming. The comparison between the measured and calculated values in the field tests has verified the rationality of the proposed method and parameters. The results reveal that a pressure changing zone and a stable zone exist along the horizontal direction whether there is a French drain or not. The pore-air pressure changes significantly in the zone of a range of 2.5 m along the horizontal direction from the vacuuming spot, which indicates the existence of the air resistance of French drain. The distribution of pressure gradient beneath the geomembrane reflects the change of the air resistance of French drain. The main influencing factors for the air resistance of French drain are the air intake value and the degree of saturation of materials. Reducing the air intake value and lowering the degree of saturation are beneficial to reducing the air resistance of French drain. The research results may provide a scientific theoretical basis for the evaluation of the design of anti-seepage scheme of the geomembrane.

Key words: geomembrane; seepage control; French drain; simplified calculation; consolidation of unsaturated soil; air resistance; air pressure distribution

0 引言

当水库库址分布地层主要有厚度大、透水性较强地层, 如粉砂、砂性土或砾石土, 缺乏有效隔水层时, 则选用库盘土工膜防渗方案可很好地解决场地地层的渗漏问题^[1], 应用成功的例子如胜利水库、夹山

子水库、大屯水库^[2]。但也有失败的例子: 如山东省

基金项目: 国家重点研发计划重点专项项目(2017YFC0404801, 2017YFC0404804); 银川都市圈城乡西线供水工程西夏水库扩容工程防渗专题研究项目(819096716)

收稿日期: 2021-07-29

*通信作者(E-mail: yuan_junph@163.com)

淄博市新城水库采用了 0.3 mm 厚聚乙烯 (PE) 土工膜防渗方案, 运营过程中的库水位下降速度为 1.0~1.5 cm/日, 截渗沟内水位受库水位影响而变化^[3], 这表明水库仍有渗漏; 为此 2014 年完成了水库扩建, 重新采用库盘土工膜防渗, 并在膜下设置排气盲沟, 运营良好^[4]。袁俊平等^[5]认为土工膜防渗方案的水库渗漏由膜下气胀引发, 并分析了引起膜下气胀的影响因素, 然后通过现场模型试验, 论证了气胀现象产生机制。CAO 等^[2, 6]数值模拟了山东大屯水库施工、运营过程中的气场, 详细分析了围堤填筑施工、库水位下降及地下水位上升等因素对膜下气压的影响, 并从理论上分析了膜下排气盲沟设置间距的合理性。

评估膜下排气盲沟设置是否合理的重要指标是膜下土体气压分布状态及对应的气压梯度值。而这些又与膜下土体渗气性及盲沟气阻相关。虽然目前研究土体渗气性的文献很多, 但未见有文献研究过盲沟气阻对土体排气效果的影响。Hamamoto 等^[7]研究发现渗气系数的控制性因素是试样孔隙大小, 与原状土的结构性特征相关联。陈存礼等^[8]利用原状黄土的渗气试验研究了含水率、体积含气率及应力对渗气系数的影响。姚志华等^[9]通过改进的三轴渗气仪测定干密度、含水率和各向异性等因素影响下渗气率变化规律, 认为土体渗气性服从 Fick 定律和 Darcy 定律的, 在较低压力下两者结果差别不大。袁俊平等^[10]通过自行设计加工的气体渗透装置研究了裂隙膨胀土渗气规律。姚志华等^[11]通过现场浸水试验研究了土体从非饱和转变为饱和状态过程中的水、气相互作用, 进而认为水分入渗可抑制土排气的作用。显然, 影响土体渗气特性因素的室内试验研究成果较多, 而现场试验的研究成果少见, 更未见数值模拟成果。

为了进一步认识膜下盲沟气阻对土体气场分布规律的影响, 依托西夏水库扩容改造工程, 开展抽气条件下土体气场分布规律的现场试验数值模拟, 结合现场试验测试成果, 研究膜下有无盲沟条件下气场分布规律, 确定盲沟气阻影响范围, 为库盘土工膜防渗水库的膜下盲沟排气设计提供技术支撑。

1 研究方法

1.1 膜下负压气场的分析方法

土工膜覆盖土体后, 隔绝了大气蒸发与降雨对土体含水率的影响, 于是膜下土体含水率及饱和度只受地下水位的影响。《公路路基设计规范》(JTG D30—2015) 给出地下水以上 0.3 m 处粉质砾土饱和度为 (69%~84%)^[12]。土工膜覆盖土体后, 在土工膜下

会逐渐形成饱和蒸汽环境, 增大土体含水率, 提高土体饱和度; 在抽气试验的负压状态下, 膜下土体的孔隙水上升而使饱和度进一步升高。真空预压时水被抽出来的现象反映了水的运动规律^[13]。因此对于本次试验, 地下水位埋深 1.0 m, 负压状态下膜下土体应能满足较高饱和度的条件, 即 $S_r > 80\%$ 。此时, 水相占据大孔隙, 孔隙气主要是跟随孔隙水一起流动, 所以可以将孔隙气、水看成具有可压缩性的混合流体, 于是非饱和土可近似看作土骨架与混合流体的两相体^[14]。非饱和土混合流体简化计算方法正是基于此建立的。

1.2 非饱和土混合流体固结计算方法

非饱和土混合流体固结理论是由殷宗泽等^[15]提出的, 曹雪山等^[16]以二维饱和土固结程序 (BCF) 为基础, 修改后成功运用于大坝水力劈裂问题、水库膜下气胀问题^[2, 6]等, 这已表明该方法可行, 程序可靠。

(1) 混合流体压力

对于饱和度较高的非饱和土, 如饱和度大于 80%, 考虑土体孔隙中的气、水混合流动特征, 将孔隙气、水看作具有可压缩性的混合流体, 于是建立混合流体的有效应力方程:

$$\{\sigma\} = \{\sigma'\} + \{M\} u_m , \quad (1)$$

$$u_m = (1 - \chi) u_a + \chi u_w . \quad (2)$$

式中 $\{\sigma\}$ 为总应力; $\{\sigma'\}$ 为有效应力; $\{M\} = [1, 1, 0]^T$; u_m 为混合流体压力, u_a , u_w 分别为孔隙气、水压力。 χ 为有效应力系数, 采用 Aitchison^[17] 经验公式近似计算:

$$\chi = \frac{S_r}{0.4S_r + 0.6} , \quad (3)$$

式中, S_r 为土体饱和度。式 (1) 表示总应力由有效应力和混合流体压力分担。

利用有效应力方程、物理方程、几何方程, 建立可压缩性的混合流体的连续性方程, 并将它与平衡微分方程联立, 获得非饱和土固结的混合流体简化方程^[14]:

$$\left. \begin{aligned} & -[\partial]^T [D] [\partial] [w] + [\partial]^T \{M\} u_m = \{f\} , \\ & \{M\}^T \frac{\partial}{\partial t} [\partial] \{w\} - \frac{k_m}{\gamma_m} \nabla^2 u_m + \frac{1}{B_m} \cdot \frac{\partial u_m}{\partial t} = 0 , \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中, k_m , γ_m , B_m 分别为混合流体渗透系数、重度、压缩模量, $\gamma_m = S_r \gamma_w$, γ_w 为水的重度。

修改河海大学岩土所编制的二维饱和土固结程序 (BCF) 可求解式 (4), 获得骨架应力、变形及混合流体压力。

(2) 水连续性方程

根据非饱和土中单元孔隙水流量变化及孔隙水与孔隙流体的关系, 推导出水连续方程^[14]:

$$k_w \nabla^2 u_w = k_m \nabla^2 u_m , \quad (5)$$

式中, k_w 为水的渗透系数。

利用已经求出的 u_m 和水连续方程求出 u_w 。

(3) 孔隙气压力的求解

利用已解得的 u_m 和 u_w , 进而求气压力 u_a

$$u_a = \frac{u_m - \chi u_w}{1 - \chi} \quad . \quad (6)$$

1.3 模型参数及土工膜单元的处理

(1) 非饱和土的水渗透系数 k_w

非饱和土中的水渗透系数不仅与饱和状态下土体渗透性, 如土体孔隙排列、孔隙大小等相关, 还与土体所处的状态, 如饱和度相关。因此非饱和土的水渗透系数一般表示为^[15]

$$k_w = k_{ws} \frac{1 + e_0}{1 + e} \left(\frac{S_r e}{e_0} \right)^3, \quad (7)$$

式中, k_{ws} 为饱和土的渗透系数, e_0 , e 为土体的初始孔隙比和孔隙比。

(2) 饱和度变化

根据参考文献[15]的附录(5)可得到

$$\Delta S_r = \frac{(1 - S_r) S_r}{(\Delta u_a + p_a)} \Delta u_a, \quad (8)$$

于是将式(6)代入式(8)后得到

$$\Delta S_r = \frac{(1 - S_r) S_r}{(u_m - \chi u_w + p_a (1 - \chi))} (\Delta u_m - \chi \Delta u_w). \quad (9)$$

考虑到在混合流体压力计算过程中, 孔隙水压未知, 同时因土体饱和度较高, 孔隙水压近似等于混合流体, 因此近似取 $u_w = u_m$, 从而简化非饱和固结计算过程, 进而得到

$$\Delta S_r = \frac{(1 - S_r) S_r}{(u_m + p_a)} \Delta u_m, \quad (10)$$

式中, ΔS_r 为饱和度变化, Δu_m 为混合流体压力变化量, p_a 为大气压力。

(3) 混合流体渗透系数

考虑气渗透系数 k_a 与饱和度或吸力相关, 可得到^[18]

$$\begin{cases} k_a = 0 & \text{当 } (u_a - u_w) \leq u_{sb} \\ k_a = k_d (1 - S_e)^2 \left(1 - S_e^{\frac{2+\lambda}{\lambda}} \right) & \text{当 } (u_a - u_w) > u_{sb} \end{cases}, \quad (11)$$

$$S_e = \frac{S_{r0} - S_1}{1 - S_1}. \quad (12)$$

式中 k_a 为气渗透系数; S_e 为有效饱和度; u_{sb} 为土性的进气值; λ 为当基质吸力超过土的进气值时, 与土中饱和度函数相关的土性参数; S_1 为残余饱和度; S_{r0} 为初始饱和度; k_d 为干燥情况下土体的渗气系数。

鉴于影响非饱和土的水、气渗透系数的因素多, 测试难度大^[19], 混合流体的渗透系数测试难度更大,

通常采用近似方法确定混合流体的渗透系数^[15, 20]。本文根据渗流时流出的混合流体中水和气所占体积与饱和度的关系, 由式(13)求得混合流体的渗透系数。

$$k_m = S_r k_w + (1 - S_r) k_a. \quad (13)$$

(4) 流体体积压缩模量

B_m 是反映孔隙流体压缩性的一项重要指标, 它不仅与土体初始孔隙比 e_0 相关, 而且与土体所处的状态, 如孔压大小、孔隙比值、饱和度等密切相关^[21]。

$$B_m = \frac{(1 + e_0)(u_m + p_a)}{e(1 - S_r)}. \quad (14)$$

(5) 孔隙比变化

对式(1)微分后, 当总应力不变时, 即 $\Delta \sigma = 0$, 则

$$\Delta \sigma' = -\Delta u_m, \quad (15)$$

根据压缩试验定义压缩系数, 得到

$$\Delta e = -a_v \Delta \sigma', \quad (16)$$

将式(15)代入式(16), 得

$$\Delta e = a_v \Delta u_m, \quad (17)$$

式中, Δe 为孔隙比变化量, a_v 为压缩系数。

(6) 土工膜单元厚度等效处理方法

由于土工膜单元的通常厚度远小于宽度, 为了避免计算困难, 数值计算中往往将其厚度增大。如图1所示, 以 x 方向为渗流考察方向, 通过单元内外侧的流量差 ΔQ 为

$$\Delta Q = k \frac{\Delta p}{\delta} L \Delta t, \quad (18)$$

式中, Δp 为单元内外两侧压力差, k 为单元材料的渗透系数, Δt 为通过单元内侧的流量差 ΔQ 所持续的时间, δ 为单元内外侧的厚度, L 为单元宽度。

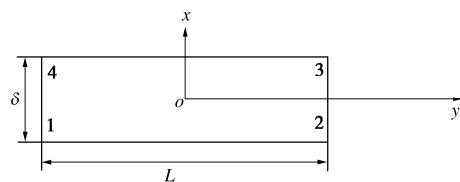


图1 二维单元分析

Fig. 1 Analysis of two-dimensional element

按介玉新等^[22]提出的等流量换算原则, 单元厚度与渗透系数等比例放大; 于是因单元厚度 δ 放大 a 倍, 则单元内外侧流体压力梯度减小 a 倍, 用单元渗透系数增大 a 倍来弥补。该换算原则符合稳定渗流条件, 此时流量与渗流路径长度无关。但本文是非饱和土固结问题, 土工膜单元厚度等效原则应满足通过单元内外的流量差不变的要求。如果单元厚度 δ 放大 a 倍, 单元渗透系数增大 a 倍只能满足流量相等的条件; 而要满足通过单元内外侧的相同流量差 ΔQ 的条件, 尚

需考虑持续时间也增长 a 倍, 由此要使 ΔQ , Δt , Δp 均不变, 渗透系数不仅要克服梯度减小而增大 a 倍, 还应缩短通过时间而增大 a 倍, 所以按流量差不变原则下换算公式为

$$k' = ka^2 \quad , \quad (19)$$

式中, a 为单元厚度的换算倍数, k' 为换算后单元的渗透系数。式(19)反映流量差不变等效原则下单元渗透系数与厚度的平方成正比例关系。这与太沙基一维固结理论中的排水路径长度对固结时间因素的影响^[21]相一致。

2 膜下气场的模型的建立与计算

2.1 工程现场背景

西夏水库扩容改造工程, 位于银川市西夏区, 蓄水面积约 2.09 km^2 , 库容 3193 万 m^3 , 蓄水深度 $17.55\sim 15.55 \text{ m}$ 。如图 2 所示, 库盘地层为厚层、透水性强的角砾土和中透水性的细砂层。角砾土分布在场地近地表, 南北坝范围厚度较大, $4.40\sim 11.20 \text{ m}$ 。该层富含粒径 $20\sim 50 \text{ mm}$ 的颗粒, 粒径大于 2 mm 以上的占全重 $60\%\sim 80\%$, 中密状态, 渗透系数为 $3.0 \times 10^{-4} \text{ m/s}$, 变形模量 35 MPa 。细砂层, 在场地内中部广为分布, 厚 $7.0\sim 20.5 \text{ m}$, 中密, 饱和, 含少量角砾, 渗透系数为 $4.0 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 。

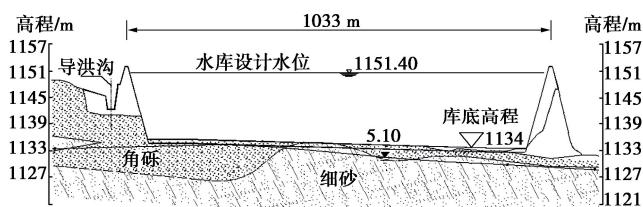


图 2 水库场地地质剖面图

Fig. 2 Geological section of reservoir site

水库库盘采用 300 g 长丝土工布+ 0.8 mmPE 膜+ 300 g 长丝土工布分离式的防渗结构, 膜上覆土保护层厚度不小于 0.95 m , 膜下布设棋盘式盲沟, 间距 75 m , 如图 3 所示。膜下盲沟横截面为 $0.3 \text{ m} \times 0.3 \text{ m}$ 的矩形, 如图 4 所示。盲沟内布设一条 $\phi 0.1 \text{ m}$ 土工盲管, 截面为蜂窝煤状, 外包土工布成品。盲管周边回填卵石, 盲沟外包一层 0.2 kg/m^2 的长丝土工布。由于盲沟的填充材料卵砾石渗透系数通常达到 $0.1\sim 0.2 \text{ m/s}$ ^[23], 并且中间盲管的空腔还可使盲沟整体渗透系数进一步提高, 于是盲沟的渗透系数远高于土体的 3 个数量级以上。因此通常数值计算中不考虑盲沟渗透性的影响, 直接将盲沟内气压取值为大气压^[6]。于是膜下设置盲沟后, 土体排气路径长度从水库半幅宽度 500 多米减小到 38 m , 大大提高了膜下气体排出的快捷性。

但实际上, 采用库盘土工膜防渗方案后, 膜下土

体上边界被土工膜封闭, 隔离了土体孔隙与大气的联系。膜下土体排气分两步, 首先排入盲沟, 再由盲沟排至围坝外边界。前步的路径较短, 但后步的排气路径相对前步增长 1 个多数量级; 根据流量差不变原则下渗透系数与渗流路径长度的换算倍数的平方成比例(式(19))的关系, 渗透系数相当于减小 3~4 个数量级。

所以即使设置材料渗透性高的盲沟, 仍可能存在因盲沟排气路径太长引起的排气不畅的问题。本水库中心位置与围坝外侧的排气路径过长, 由盲沟气阻产生库区中心与围堤间的气压差, 影响土体内气体顺利排出, 增加膜下气胀的可能性。

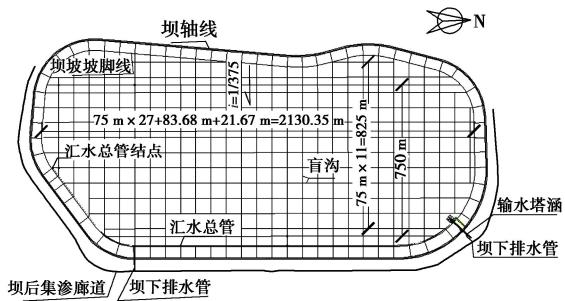


图 3 水库膜下排气排水系统布置图

Fig. 3 Layout of French drain system beneath geomembrane of reservoir

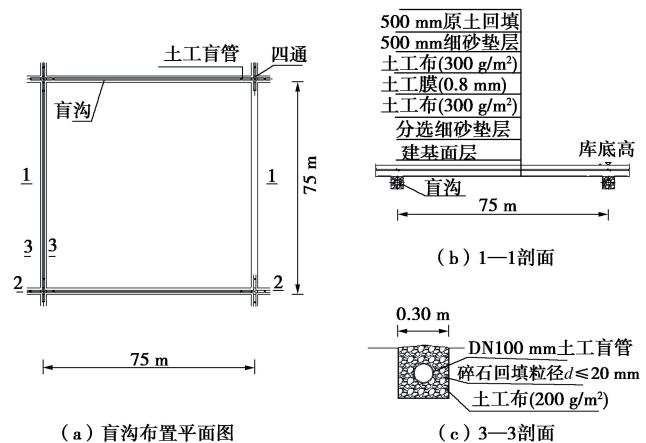


图 4 膜下盲沟设计方案大样图

Fig. 4 Diagram of French drain beneath geomembrane

2.2 计算模型的建立

为了确定膜下盲沟气阻对土体排气的影响, 评估膜下盲沟设计方案的合理性, 依托水库施工开展现场试验的数值研究, 以掌握库盘膜下盲沟的气压分布及气压梯度变化规律。如图 4 所示, 库盘场地被棋盘式盲沟分割成矩形土体单元, 形成了膜下有、无盲沟的两种工况类型, 如图 4 中 1—1 和 2—2 断面, 相应地有两种地基抽气模型, 如图 5 所示。图 5(a)对应 1—1 断面, 膜下无盲沟的土体模型, 由此可模拟出抽气后

土体内气压分布状态; 图 5 (b) 对应 2—2 断面, 膜下有厚度 0.3 m 盲沟结构的土体模型, 由此模拟膜下有盲沟时土体的气压分布状态。场地气压初始状态连通大气。土工膜铺设后形成了不透水不透气的上边界, 侧边界处深挖沟 1 m 将土工膜埋入地下水位以下, 地下水位为地面以下 1 m 处, 底边界为地下水位的不透气边界。

2.3 模型参数确定

土体模型计算参数中的 c , φ , γ , k_{ws} 源于《西夏水库设计报告》^[24]; 其他 $E-\mu$ 模型参数参考《土工原理》^[21]并结合现场土质取值。土体渗气系数是利用自主研制测试装置, 现场取样、室内测定确定的^[25]。测试土水特征曲线时, 首先取现场土料样, 室内制作与现场土体密度相同的试样; 然后按滤纸法测定要求进行风干、标准滤纸平衡吸力、测定试样及滤纸含水率, 由滤纸率定曲线得到试样含水率对应吸力值; 最后根据土水特征曲线 VG 模型拟合确定模型参数^[25]。此外, 土工膜单元渗透系数的取值是按通过单元流量差不变原则, 即单元渗透系数与其厚度换算倍数的平

方成比例关系(式(19)), 进行换算确定; 即土工膜单元的厚度 0.0008 m、渗透系数 $5.0 \times 10^{-15} \text{ m/s}$, 经等效换算后分别为厚度 0.08 m、渗透系数 $5.0 \times 10^{-11} \text{ m/s}$ 。盲沟内卵砾石的渗透系数根据《工程地质手册》^[23]推荐渗透系数确定, 其值比角砾土高出近 3 个数量级。具体成果如表 1。

2.4 计算结果与现场试验验证

图 6 分别展示了抽气作用下膜下有、无盲沟土体的气压分布规律。地下水位埋深为 1.0 m, 即膜下 1.0 m 以下土体为饱和, 所以孔隙水压力为正值; 抽气作用引起的气压急变区范围相对整个试验场地而言不大, 在此范围内膜下气压有较大的变化, 等值线呈现下凹形, 而沿水平方向延伸至远处气压变化微小, 为气压稳定区, 水平距离大于 75 m, 这表明抽气作用对膜下孔隙气压的影响趋于稳定。

在水库场址开展了现场试验, 采用水环式真空泵进行抽气, 通过渗压计测试膜下抽气点、土体单元及盲沟内气压, 获知膜下气压值分布情况, 试验结果^[25]统计如表 2 所示。

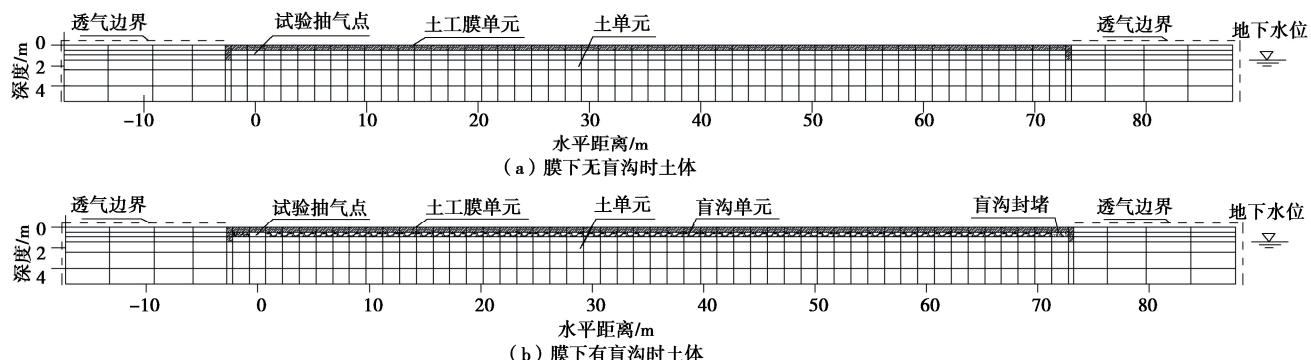


图 5 膜下气场的模拟计算模型

Fig. 5 Models for air field beneath geomembrane

表 1 非线性 $E-\mu$ 模型计算参数

Table 1 Parameters of $E-\mu$ model for air field beneath geomembrane

土料	γ $/(kN \cdot m^{-3})$	φ $/(^{\circ})$	c $/kPa$	R_f	K	n	G	F	D	K_{ur}	K_{ws} $/(m \cdot s^{-1})$	K_d $/(m \cdot s^{-1})$	e	S_{r0} $/%$	S_{rl} $/%$	λ	u_{sb} $/kPa$
角砾土	22.4	30	10	0.93	400	0.6	0.3	0.15	1.5	800	3×10^{-4}	3.22×10^{-3}	0.53	0.90	0.11	4.1	3.1
盲沟	18.0	22	0	0.95	300	0.6	0.3	0.20	1.9	800	0.2	0.2	0.53	0.85	0.11	4.1	0.5
防渗膜	0.036	22	100	0.93	300	0.6	0.3	0.17	1.0	650	5.0×10^{-11}	5.0×10^{-11}	0.064	—	—	—	—

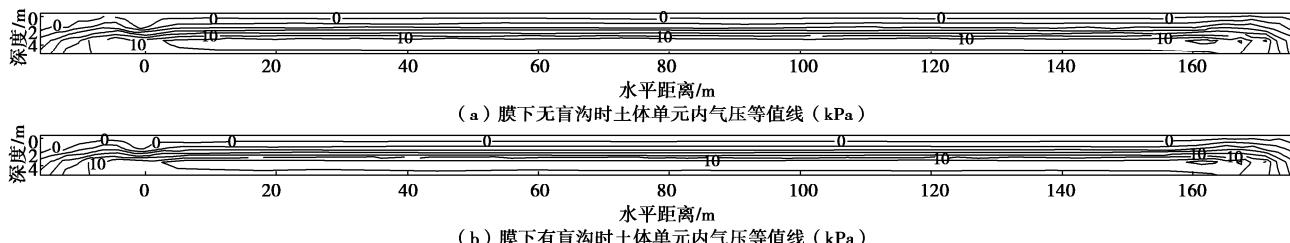


图 6 抽气范围内膜下气压计算结果

Fig. 6 Calculated results of pore-air pressure beneath geomembrane by field vacuuming tests

抽气点 GP01 处气压取为现场试验实测均值 -2.49 kPa 时, 对应的膜下无盲沟的土体气压稳定区计算值 -0.37 kPa, 现场试验实测值的波动范围为 (-0.34~-0.76) kPa; 膜下有盲沟时气压稳定区计算值 -0.87 kPa, 现场试验实测值的波动范围 (-0.77~-0.85) kPa。由此膜下气压计算值接近于现场试验实测值, 且膜下气压分布规律相近, 验证了计算方法和参数的合理性。

表 2 膜下气压的现场试验值

Table 2 Pore air pressures beneath geomembranes by in-situ tests

项目	最低值/kPa	最高值/kPa	平均值/kPa	数据量/个	均方差/kPa
TP01	-0.90	-0.46	-0.68	11	0.13
TP02	-0.97	-0.56	-0.76	11	0.13
TP03	-0.80	-0.47	-0.64	11	0.11
TP04	-0.46	-0.23	-0.34	11	0.08
GP01	-2.67	-2.30	-2.49	11	0.12
GP02	-1.02	-0.48	-0.77	11	0.18
GP03	-1.10	-0.43	-0.85	11	0.22

注: TP 是埋设于土体中渗压计; GP 是埋设于盲沟内的渗压计。GP01 是盲沟与真空泵连接部位的渗压计, 即为试验场地的抽气点。

3 膜下气场分布规律分析

3.1 膜下气压分布规律

图 7 展示了膜下有无盲沟两种工况条件下抽气点附近的气压分布情况; 图 8 为不同深度处膜下气压与距离的关系; 图 9 为不同距离处膜下气压与深度的关系。根据膜下气压计算结果, 可知:

(1) 如图 7 所示, 在膜下地下水位以上, 抽气点附近为气压急变区, 在 2.5 m 范围内负压变化显著; 远处为气压稳定区。这说明虽然盲沟渗气性高, 但不改变膜下气压变化分区, 所以盲沟内存在气阻效应。

(2) 膜下气压分布随距离快速衰减至基本稳定值。如图 8 所示, 无论膜下有无盲沟, 气体负压稳定区水平向距离均大于 75 m; 沿深度, 地下水位以上为孔隙气、水混合区, 负压不大但较为稳定, 而地下水位以下孔隙压力则为正值, 且随距离增加孔隙压力趋向稳定值。这反映了通过显著提高盲沟材料渗透系数 (提高 3 个数量级) 后, 在膜下形成气体空腔, 有利于减小膜下盲沟内气压梯度。

(3) 膜下气压变化与深度相关。如图 9 所示, 不管有无盲沟, 膜下深度 1.0 m 为负压, 这与膜下地下水位埋深 1.0 m 相对应; 膜下 1.0 m 以下为地下水饱和区, 水压为正值。

(4) 膜下有盲沟时气压低于膜下无盲沟的工况。如图 7~9 所示, 无论是距离还是深度上, 膜下无盲沟时气压值均大于膜下有盲沟工况。这表明盲沟具有较大的渗气性, 增大了气体排出效果, 所以工程中设置膜下盲沟, 并且盲沟材料采用卵石, 使其渗透性比土体单元渗透性高出 3 个数量级, 在理论和工程实践上

均是合理的。

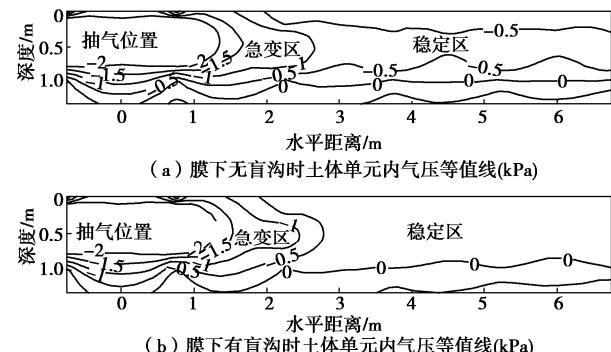


图 7 膜下抽气点附近的气压计算结果

Fig. 7 Pore-air pressures beneath geomembrane near vacuuming spot

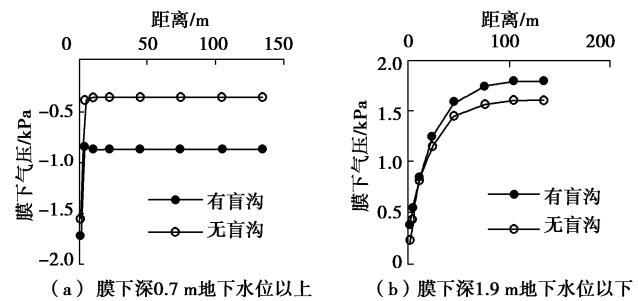


图 8 不同深度处气压与距离的关系

Fig. 8 Relationship between air pressure and distance at different depths

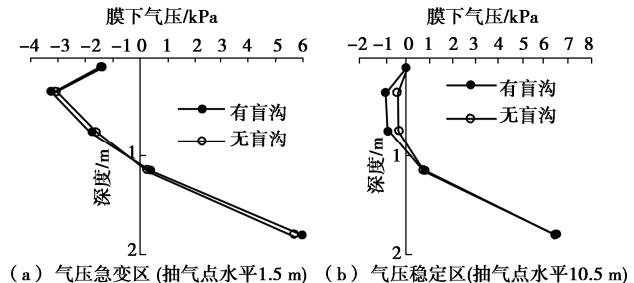


图 9 不同位置处气压与深度的关系

Fig. 9 Relationship between air pressure and depth at different distances

3.2 膜下气压梯度的分布规律

膜下气压梯度是以抽气点为基准位置, 考察位置气压与至抽气点的距离比值。可由下式计算:

$$i_a = \frac{u_a - u_{a0}}{L}, \quad (20)$$

式中, i_a 为测点的气压梯度, u_a 为测点的气压值, u_{a0} 为抽气点处的气压值, L 为测点至抽气点的距离。

如图 10, 11 所示, 根据膜下气压梯度与距离、深度关系可知:

(1) 膜下气压梯度沿水平距离逐渐减小。图 10 显示无论膜下有无盲沟, 与抽气处距离愈近, 气压梯

度变化愈大,例如膜下无盲沟时土中气压梯度衰减幅度最大达到 35.5 Pa/m ;随着距离增大,气体梯度快速减小,约75 m后气压梯度变化量不足 0.2 Pa/m ,表明气压梯度基本稳定。

(2)气压改变了土体气压梯度分布状态。图11显示抽气作用所引起的气压急变区的气压梯度明显大于气压稳定区的,其中膜下深度1.0 m范围内梯度变化显著,而膜下1.0 m以下地下水内气压梯度变化减弱。

(3)膜下盲沟内气压梯度分布规律反映了盲沟气阻的变化。盲沟内气压梯度随距离快速减小,进而达到基本稳定状态。这说明盲沟的气阻效应沿距离、深度也是变化的。相比膜下土体而言,盲沟材料孔隙大、含水率低、渗气性高,所以形成气压梯度小于土体,进而大大减弱了气体在盲沟内传输的阻力。

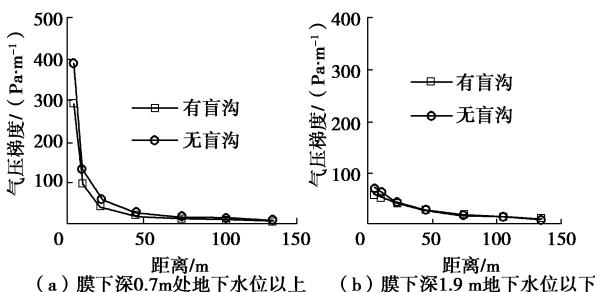


图10 不同深度处气压梯度与距离关系

Fig. 10 Relationship between air pressure gradient and distance at different depths

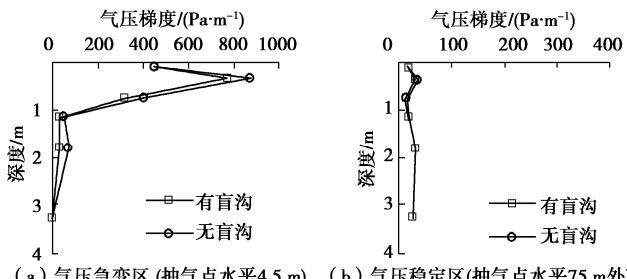


图11 不同距离处气压梯度与深度关系

Fig. 11 Relationship between air pressure gradient and depth at different distances

4 影响膜下盲沟气阻的因素研究

盲沟气阻为盲沟内气体传输过程中遇到的阻力;气阻小的材料渗气性必然高。因此气阻与渗气性高低具有相反的变化规律。尽管研究成果显示土体渗气性的影响因素很多^[7-11],但基本因素可归纳为两个:进气值与饱和度。进气值是土体脱水过程中允许空气进入时的吸力值。在土体脱水过程中,大孔隙中的水最易流出,进而空气渗透有了通道,所以进气值反映了允许空气流通的土体孔隙特征。Hamamoto等认为土

体孔隙是渗气特性的控制因素^[7],如此则应力状态、干密度^[9]、渗气与渗水系数的相关性均通过孔隙大小、形态的差异及变化来实现改变的。孔隙直径愈大则进气值愈小。图12展示了盲沟材料的进气值取不同值时对膜下气压的影响。进气值愈小,膜下气压愈低,对应着材料孔隙直径大,相应的盲沟气阻小,这也是盲沟材料采用卵砾石,甚至加通气盲管,增大透气孔径的原因。

饱和度表征了孔隙中水、气的体积含量,反映了孔隙传输气体时畅通性。土体中气、水均属流体,当土体孔隙渗流过程中通过的流体全为水,则饱和度为100%,渗气性为零;当土体为非饱和状态时,随饱和度降低,渗气快速增加。土体含水率、湿度变化^[9]实质反映了饱和度对渗气性的影响。图12表明饱和度低,气压小,其影响效应与进气值低时具有相同效果,相应的盲沟气阻小,这与低饱和度的渗气性高的变化规律是一致的^[9, 11]。

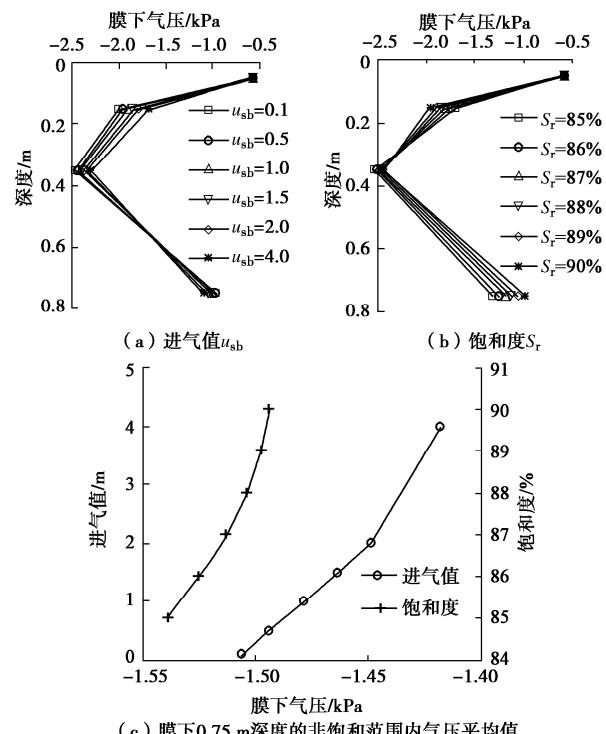


图12 盲沟气阻的影响因素

Fig. 12 Influencing factors of air resistance in French drain

5 结 论

(1)基于流量差不变的等效原则,提出了单元渗透系数与渗透路径长度换算倍数的平方成比例的变换关系。据此推断出平原水库面积巨大,膜下排气路径太长是形成盲沟气阻的主要原因。

(2)基于现场试验地下水位埋深1.0 m、现场试验中采用真空抽气,增大了膜下土体饱和度,基本满

足将孔隙气、水近似看作混合流体的条件。运用非饱和土固结简化方法计算模拟膜下气场分布, 现场试验的实测值验证了计算方法和参数的合理性。

(3) 无论有无盲沟, 膜下气压分布由气压急变区与稳定区组成。气压急变区, 即为抽气处附近 2.5 m 范围内, 负压变化显著; 气压稳定区气体负压变化不大, 负压水平影响距离大于 75 m; 这说明虽然盲沟孔隙大, 渗透高, 但气压变化反映了盲沟气阻是客观存在的, 在抽气附近表现较为显著。

(4) 无论有无盲沟膜下气压梯度在气压急变区变化显著, 在气压稳定区变化不明显; 地下水位以上孔隙气、水混合区变化剧烈, 而地下水位以下变化减弱。气压梯度分布规律反映盲沟气阻的变化。

(5) 影响盲沟气阻的主要因素是材料进气值和饱和度。进气值减小、饱和度降低均有利于排气, 减小气阻, 由此选择卵砾石并加通气盲管, 增大透气孔径, 同时应充分利用膜下盲沟排水, 确保地下水位低于盲沟, 这是提高盲沟排气排水效果的有效工程措施。

需要指出, 本文通过数值模拟验证了盲沟气阻的存在性, 并分析了盲沟气阻的两个主要影响因素; 盲沟气阻的其他影响因素尚需作进一步研究。

参考文献:

- [1] 水电工程土工膜防渗技术规范: NB/T 35027—2014[S]. 北京: 中国电力出版社, 2014. (Technical Code for Geomembrane-Based Anti-Seepage of Hydropower Projects: NB/T 35027—2014[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2014. (in Chinese))
- [2] CAO X S, YUAN J P, HE G L, et al. Investigation of air bulging beneath geomembranes used as a liner for the datun reservoir[J]. Environmental & Engineering Geoscience, 2015: 1078 - 1275.
- [3] 王 薇, 崔化宇, 李国伟. 水平铺塑在新城水库库区防渗中的应用[J]. 人民黄河, 2003, 25(9): 38 - 39. (WANG Wei, CUI Hua-yu, LI Guo-wei. Application of horizontal plastic paving in seepage control of Xincheng Reservoir area[J]. Yellow River, 2003, 25(9): 38 - 39. (in Chinese))
- [4] 张文华. 全库盆土工膜防渗水库的基础处理设计与探讨[J]. 水利规划与设计, 2016(9): 98 - 101. (ZHANG Wen-hua. Design and discussion of foundation treatment for full reservoir basin geomembrane impermeable reservoirs[J]. Water Resources Planning and Design, 2016(9): 98 - 101. (in Chinese))
- [5] 袁俊平, 曹雪山, 和桂玲, 等. 平原水库防渗膜下气胀现象产生机制现场试验研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(1): 67 - 73. (YUAN Jun-ping, CAO Xue-shan, HE Gui-ling, et al. Field test study of mechanism of bulge phenomenon under geomembrane in plain reservoir[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(1): 67 - 73. (in Chinese))
- [6] CAO X S, YUAN J P, HE G L, et al. In situ test and analysis method of air bulging under geomembranes in a shallow-lined reservoir[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2015, 43(1): 24 - 34.
- [7] HAMAMOTO S, MOLDRUP P, KAWAMOTO K, et al. Effect of particle size and soil compaction on gas transport parameters in variably saturated, sandy soils[J]. Vadose Zone Journal, 2009, 8(4): 986 - 995.
- [8] 陈存礼, 张登飞, 张 洁, 等. 等向应力条件下原状 Q₃ 黄土的渗气特性研究[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(2): 287 - 294. (CHEN Cun-li, ZHANG Deng-fei, ZHANG Jie, et al. Gas permeability of intact Q₃ loess under isotropic stresses[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(2): 287 - 294. (in Chinese))
- [9] 姚志华, 陈正汉, 黄雪峰, 等. 非饱和 Q₃ 黄土渗气特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(6): 1264 - 1273. (YAO Zhi-hua, CHEN Zheng-han, HUANG Xue-feng, et al. Experimental research on gas permeability of unsaturated Q₃ loess[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(6): 1264 - 1273. (in Chinese))
- [10] 袁俊平, 张 锋, 王启贵, 等. 裂隙对压实膨胀土渗气性影响试验[J]. 水利水电科技进展, 2014, 34(3): 34 - 38. (YUAN Jun-ping, ZHANG Feng, WANG Qi-gui, et al. The influences of fissure on gas permeability of the compacted expansive soil[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2014, 34(3): 34 - 38. (in Chinese))
- [11] 姚志华, 黄雪峰, 陈正汉, 等. 兰州地区大厚度自重湿陷性黄土场地浸水试验综合观测研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(1): 65 - 74. (YAO Zhi-hua, HUANG Xue-feng, CHEN Zheng-han, et al. Comprehensive soaking tests on self-weight collapse loess with heavy section in Lanzhou region[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(1): 65 - 74. (in Chinese))
- [12] 公路路基设计规范: JTGD30—2015[S]. 北京: 人民交通出版社, 2015. (Specifications for Design of Highway Subgrades: JTGD30—2015[S]. Beijing: China Communications Press, 2015. (in Chinese))
- [13] 贾向新, 聂庆科, 王英辉, 等. 真空井点降水试验分析与数值模拟[J]. 岩土力学, 2014, 35(S2): 607 - 612, 618. (JIA Xiang-xin, NIE Qing-ke, WANG Ying-hui, et al. Analysis

- and numerical simulation of vacuum well point dewatering test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(S2): 607 – 612, 618. (in Chinese))
- [14] 曹雪山, 殷宗泽. 非饱和土二维固结简化计算的研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(9): 2575 – 2580. (CAO Xue-shan, YIN Zong-ze. Simplified computation of two-dimensional consolidation of unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(9): 2575 – 2580. (in Chinese))
- [15] 殷宗泽, 凌 华. 非饱和土一维固结简化计算[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(5): 633 – 637. (YIN Zong-ze, LING Hua. Simplified computation of 1D consolidation for partially saturated soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(5): 633 – 637. (in Chinese))
- [16] 曹雪山, 殷宗泽. 土石坝心墙水力劈裂的非饱和土固结方法研究[J]. 岩土工程学报, 2009, **31**(12): 1851 – 1857. (CAO Xue-shan, YIN Zong-ze. Consolidation method of unsaturated soils for hydraulic fracturing of core walls of rock-fill dams[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, **31**(12): 1851 – 1857. (in Chinese))
- [17] AITCHISON G D. Relationship of moisture and effective stress functions in unsaturated soils[C]// Pore Pressure and Suction in Soils Conf, London, Butterworths, 1961: 47 – 52.
- [18] FREDLUND D G, RAHARDJO H. Soil Mechanics for Unsaturated Soils[M]. Hoboken, N: John Wiley & Sons, Inc., 1993.
- [19] 张登飞, 陈存礼, 舒迎涛, 等. 原状黄土的结构性与渗气特性的关联性初探[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(7): 1345 – 1351. (ZHANG Deng-fei, CHEN Cun-li, SHU Ying-tao, et al. Correlation between structure of intact loess and gas permeability[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(7): 1345 – 1351. (in Chinese))
- [20] 张志红, 陈 杨, 张志亮, 等. 高饱和条件下水-力-化耦合模型及数值模拟[J]. 岩土力学, 2018, **39**(增刊 2): 100 – 106. (ZHANG Zhi-hong, CHEN Yang, ZHANG Zhi-liang, et al. Hydro-mechanical-chemical coupling model and numerical simulation under high saturated condition[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(S2): 100 – 106. (in Chinese))
- [21] 殷宗泽. 土工原理[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2007. (YIN Zong-ze. Geotechnical Principle[M]. Beijing: China Water Power Press, 2007. (in Chinese))
- [22] 介玉新, 李广信. 有限元计算中土工合成材料渗流问题的处理[J]. 水利水电科技进展, 2009, **29**(6): 42 – 43, 62. (JIE Yu-xin, LI Guang-xin. FEM calculation of seepage through geosynthetics[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2009, **29**(6): 42 – 43, 62. (in Chinese))
- [23] 《工程地质手册》编委会. 工程地质手册[M]. 5 版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018. (The Engineering Geological Manual Editorial Board. Engineering Geology Manual[M]. 5th ed. Beijing: China Architecture and Building Press, 2018. (in Chinese))
- [24] 朱 东, 莫倩倩. 西夏水库设计报告[R]. 银川: 宁夏水利水电勘测设计研究院有限公司, 2018. (ZHU Dong, MO Qian-qian. Design Report of Xixia Reservoir[R]. Yinchuan: Ningxia Water Resources and Hydropower Survey, Design and Research Institute Co, Ltd, 2018. (in Chinese))
- [25] 袁俊平, 曹雪山, 丁国权, 等. 西夏水库扩容工程防渗系统专题研究报告[R]. 南京: 河海大学, 2020. (YUAN Jun-ping, CAO Xue-shan, DING Guo-quan, et al. Thematic Study Report on Seepage Control System of Xixia Reservoir Expansion Project[R]. Nanjing: Hohai University, 2020. (in Chinese))