

砾石心墙土复杂应力耦合作用下的渗流特性

詹美礼¹, 辛圆心¹, 唐健¹, 黄青富², 盛金昌¹, 罗玉龙¹

(1. 河海大学水利水电学院, 江苏 南京 210098; 2. 昆明勘测设计研究院, 云南 昆明 650000)

摘要:为研究土石坝中心墙土在复杂应力状态下的渗透特性以及其渗透性演变模型,利用自行研制的渗流-应力耦合试验装置,针对长河坝水电站砾石土进行多种应力耦合作用下渗透特性试验研究。结果表明:复杂应力状态对心墙土渗流特性影响显著;土样在设计水力梯度内渗流满足达西定律,且均未发生渗透破坏;在同一围压下,砾石土体的渗透系数随着偏应力和轴向应力的增大而逐渐减小;试验过程中轴向应变随应力作用时间的变化呈阶梯状,且随着偏应力的增大,渗透梯度和轴向应变也增大;建立了土体渗透系数与应力函数的经验公式,从理论上进一步揭示了砾石心墙土应力耦合作用下的渗透机制。

关键词:砾石心墙土;复杂应力;渗透系数;轴向应变;渗透性演变

中图分类号:TV139.16

文献标志码:A

文章编号:1006-7647(2016)04-0036-06

Permeability of gravel soil for core wall under complex stress coupling effect//ZHAN Meili¹, XIN Yuanxin¹, TANG Jian¹, HUANG Qingfu², SHENG Jinchang¹, LUO Yulong¹ (1. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing, 210098, China; 2. Kunming Hydroelectric Investigation and Design Institute, Kunming 650000, China)

Abstract: In order to study the permeability characteristics and permeability evolution model of gravel soil used in core wall of earth-rock dam, a self-made seepage-stress apparatus was used to conduct permeability test for gravel soil of the Changheba Hydropower Station in complex stress state. Test results show that complex stress has significant effect on permeability evolution of gravel soil, the relationship between seepage velocity and hydraulic gradient follows Darcy's law within the range of the design hydraulic gradient, and seepage failure of soil samples does not occur. The results also show that under the same confining pressure, permeability coefficient of gravel soil decreases gradually as the partial stress and axial stress increases. There is a stepwise relationship between the axial strain and the stress acting time in the test process. As the partial stress grows, the axial strain increases with the seepage gradient. An empirical formula for relationship between the permeability coefficient and the stress function is established, which further reveals the permeability evolution mechanism of gravel soil under complex stress theoretically.

Key words: gravel soil for core wall; complex stress; permeability coefficient; axial strain; permeability evolution

由于土石坝具有可就近取材、节省水泥、适应复杂地形等优点^[1],因此得以广泛应用及发展。但由于土石坝多建于透水的土基上再加上自身的透水性,土石坝渗流问题严重^[2],给坝体带来很大安全隐患。如青海省海南藏族自治州恰河沟后坝与美国 Mud Mountain 土石心墙坝都因为发生渗漏破坏,砂砾或土体细粒被冲蚀,最终导致溃坝以及大量人员伤亡和财产损失^[3]。

目前国内外已经做了大量的渗流特性研究试验,速宝玉等^[4]利用充填裂隙模拟试验研究充填裂隙渗透特性,表明其渗透性主要与充填材料的颗粒组成、孔隙率,以及充填料的颗粒直径与裂隙宽度之

比有关;罗玉龙等^[5]采用饱和-非饱和渗流应力耦合方法,探讨窝崩形成机理,结果表明窝崩的本质是岸坡土体在各种不利因素的组合作用下发生剪切破坏;黏聚力及内摩擦角是防止窝崩的有利因素,而岸坡坡角、岸坡内外水位差、河流侵蚀等是诱发窝崩的不利因素;张丽等^[6]采用饱和-非饱和渗流理论,计算面板缝失效情况下坝体和坝基的渗流场,表明某处面板缝小范围失效只对失效部位附近的渗流场产生较大影响,并导致局部渗透变形,而对坝体渗流场全局的影响不大;蒋中明等^[7]研究了渗流条件下孔隙介质土体渗透力特性及数值大小,得出采用基于细观理论的颗粒流分析程序(PFC)研究孔隙介质在

渗流条件下的宏观受力特性是可行的,渗透力是由所有土颗粒表面的法向应力和黏滞切向力合成;Li等^[8]以殷庄砂岩为研究对象,研究围压、孔压和试样尺寸对渗透规律的影响,发现殷庄砂岩渗透率与轴向应力和应变具有较好的函数关系;朱珍德等^[9]对灰岩进行了不同围压下的全应力-应变渗流试验,结果表明岩石在破坏前后不同变形阶段渗流特性具有明显的不同,岩石变形过程渗透性与变形破坏形式密切相关;Tsang等^[10]采用某种理论概念模型来解释渗流与应力的耦合规律,得出渗流应力耦合作用下岩石断裂面粗糙度较单一作用下更大;邹玉华等^[11]在不同应力条件下开展砾石土防渗料和反滤料联合抗渗试验,结果表明试样发生破坏的临界坡降随水平应力的增加先增大后减小,在达到峰值之前,反滤料趋于更紧密,临界坡降随着水平应力增大其增大的幅度越大,在达到峰值之后,反滤料由紧密趋松散,密度有变小的趋势,临界坡降随水平应力减小其减小幅度越大;陈建生等^[12]研究了堤基接触冲刷渗透破坏机理,接触面附近的细砂从出渗口开始流出,然后逐步向内部发展,以垂直河岸方向的发展最为迅速,甚至形成贯通性集中渗漏通道;Wang等^[13]对沉积岩全应力-应变过程中的渗透规律进行了研究,发现在峰值强度之前,渗透率随轴向应力的增加而增大,在应变软化阶段,渗透率显著降低。目前对单一作用下砾石土渗透特性的研究已比较成熟,然而对复杂应力状态下的渗透特性研究还不多见。

大渡河长河坝水电站^[14]将心墙设置于深厚覆盖层地基上,是目前国内外拟建的坝体最高、工程场址位于强震区的土质心墙堆石坝,基础防渗系统设计难度居世界前列。在多种高应力共同作用下,心墙土体接触面上易形成渗透变形,进而产生集中渗流冲刷,严重危害大坝安全^[15]。本文在前人研究的基础上针对长河坝水电站砾石心墙土研究其在围压、轴向应力、渗透压力耦合作用下的渗透特性以及渗透性演变模型,通过开展复杂应力条件下砾石土三轴渗流应力耦合试验,研究应力状态对心墙土渗流特性的影响,建立渗透系数与应力函数的经验公式,从理论上描述砾石土在渗流-应力耦合作用下的渗透特性,为后续工程设计与施工提供理论基础。

1 复杂应力状态下砾石土渗透特性试验

1.1 试验装置及原理

试验装置如图1所示,包括围压系统、轴向应力系统、渗透压力系统及数据采集系统(如竖向位移传感器、水压力传感器等)。围压及轴向应力系统模拟接触面的高应力状态,最高围压为2.0 MPa,最

高轴向应力为4.0 MPa;渗透压力系统利用压力源产生高压渗透水,通过输出控制盘控制渗透压力的大小,最高水头为100 m;数据采集系统能够实时监测土体沉降、孔隙水压力等。渗透压力进水口为试样下表面,出水口为试样上表面,水流经土骨架产生可动细颗粒,细颗粒随渗流在孔隙中运移、流失,导致土体结构以及相应的力学性能发生改变,如孔隙率、渗透特性、轴向应变等。土体孔隙率及渗透特性的变化改变了孔隙水压力及土体承受的有效应力;反之,外界有效应力的改变也会影响渗流及细颗粒的力学性能变化。该装置能够真实地模拟不同应力、高水头、大剪切变形条件下土石坝心墙土的实际渗流发展过程,可以实时监测渗透发展过程中颗粒流失引起的土体几何、水力、力学特性的演变。

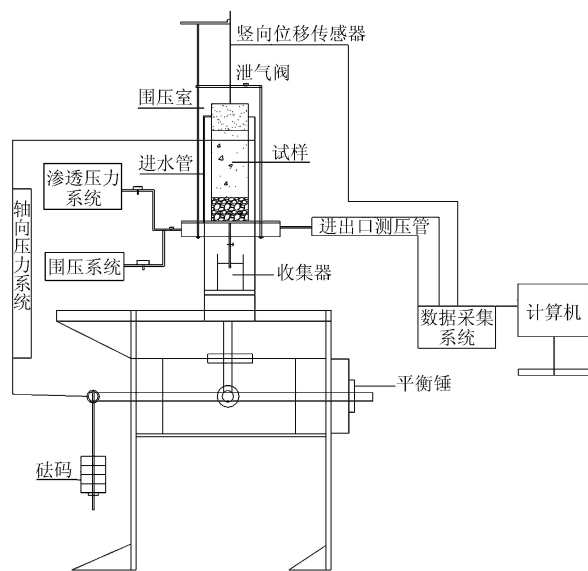


图1 渗流-应力耦合试验装置

1.2 试验方案

1.2.1 试样制备及饱和

试样制备及饱和过程如下:①将原扰动土烘干碾散,取足够代表性土样,配成符合设计颗粒级配曲线的土料;②根据所要求的干密度、含水量,量取适量的干土和水;③把土放入干净盆中分多次加水拌匀;④将试样分多层填筑(直径10 cm,高度15 cm),试样制备好后装入保鲜袋中;⑤在内径为10 cm、高为20 cm的模具内侧套上旧橡皮膜;⑥用压实仪压实至其对应的高度;⑦将旧膜去除,套上新膜,采用真空抽气法利用真空饱和缸进行土样饱和。

1.2.2 试样安装及固结试验

a. 试样安装:在压力室上、下端分别放上湿透水石;试样外套橡皮膜,下端用橡皮圈扎紧,将橡皮膜扎紧在置于试样顶端的试样帽上。

b. 压力加载:装上压力室罩,将轴向加压杆往下压至试样帽顶端再把轴向位移清零;打开围压控

制阀开始分级施加围压,同时打开排水阀,使试样开始固结。

c. 等压固结过程监测:实时测量上、下游两端的排水量随时间的变化关系,当 2 h 排水量小于 0.1 mL 时认为此压力下固结完成,开始下一级压力下的等压固结。

d. 偏应力下的固结:在等压固结完毕后开始偏应力固结,利用位移传感器密切监测试样在固结过程中的沉降量,施加一级偏应力后,当试样沉降量不再变化时施加下一级应力,直至加载至预定偏应力。

1.2.3 渗透试验

保持围压及轴向应力不变,首先施加较小的渗透压力以排除管路中的气泡,再把渗透压力管安装到试样上。然后打开渗透压力控制阀,启动渗透压力加压器,开始分级施加渗透压力。渗透水流进入试样,再通过排水管进入量杯。在此过程中,实时监测排水流量随时间的变化情况,以及试样沉降量随时间的变化情况。待排水流量稳定时,施加下一级渗透压力。

2 试验结果及分析

心墙土渗流应力耦合试验组合见表 1。由于心墙土原级配中粗颗粒较多,采用土工实验规程中的质量等效粒径替代法,将原级配中超过允许最大粒径 d_{max} (本试验取 20 mm) 的部分,用 2~20 mm 粒径颗粒等质量替代,并依 2~20 mm 各级配含量进行分配。

表 1 心墙土渗流应力耦合试验组合

试验组次	围压/MPa	偏应力/MPa
1	0.5	0.2、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8
2	1.0	0.8、1.0、1.2、1.3、1.4、1.5、1.6
3	1.5	1.0、1.2、1.4、1.6、1.8、2.0
4	1.8	1.2、1.4、1.6、1.8、2.0

注:设计干密度为 1.875 g/cm³,设计含水量为 7.6%。
认为渗透水流服从达西定律:

$$Q = Av \tag{1}$$
$$J = (H_1 - H_2)/L \tag{2}$$
$$v = KJ \tag{3}$$
$$\varepsilon = S/L \tag{4}$$

式中:Q 为流量;A 为土样截面积;v 为渗透流速;J 为渗透梯度;H₁、H₂ 分别为上下游水头;L 为渗流长度;K 为渗透系数;ε 为轴向应变;S 为试样沉降量。

渗透系数计算结果见表 2;渗透系数与轴向应力和偏应力的关系曲线分别见图 2、图 3;流速与渗透梯度的关系见表 3;轴向应变与应力作用时间的关系见图 4;轴向应变与渗透梯度的关系见图 5。本文认为当渗流出口水流出现混浊时试样发生渗透破坏;当土样变形或表面出现破坏面时试样发生剪切破坏。

表 2 渗透系数计算结果

围压/ MPa	轴向应力/ MPa	偏应力/ MPa	渗透系数/ (10 ⁻⁸ cm/s)	渗透梯度
0.5	0.7	0.2	18.1	120
	0.9	0.4	13.8	113
	1.0	0.5	12.4	127
	1.1	0.6	11.7	133
	1.2	0.7	10.1	140
		0.8		发生剪切破坏
1.0	1.6	0.6	6.68	146
	1.8	0.8	6.51	153
	2.0	1.0	5.84	160
	2.2	1.2	4.83	133
	2.3	1.3	4.28	133
	2.4	1.4	4.04	146
	2.5	1.5	3.54	133
		1.6		发生剪切破坏
1.5	2.5	1.0	4.44	266
	2.7	1.2	3.84	266
	2.9	1.4	3.37	266
	3.1	1.6	3.09	266
	3.3	1.8	2.59	266
	3.5	2.0	2.48	346
1.8	3.0	1.2	3.12	266
	3.2	1.4	2.71	266
	3.4	1.6	2.61	266
	3.6	1.8	2.06	266
	3.8	2.0	1.92	433

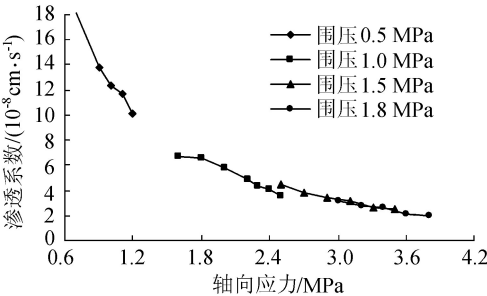


图 2 渗透系数与轴向应力关系

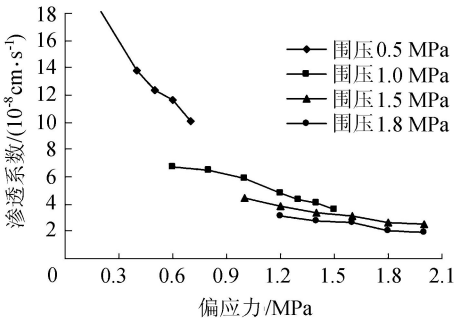


图 3 渗透系数与偏应力关系

2.1 复杂应力对渗透特性的影响

由图 2、图 3 可知,在发生剪切破坏之前,当围压分别为 0.5 MPa、1.0 MPa、1.5 MPa、1.8 MPa 时,随着偏应力和轴向应力的增大,心墙土的渗透系数具有逐渐减小的趋势,且减小速率越来越慢,表明剪缩效应可引起土体抗渗能力的提高。但当偏应力增大到某

表 3 渗透流速与渗透梯度拟合关系

围压/ MPa	偏应力/ MPa	统计方程	拟合相 关度 R^2
0.5	0.2	$v=18.05\times10^{-8}J-13.89\times10^{-8}$	0.998
	0.4	$v=13.81\times10^{-8}J-97.00\times10^{-8}$	0.986
	0.5	$v=12.36\times10^{-8}J-123.3\times10^{-8}$	0.989
	0.6	$v=11.65\times10^{-8}J-148.1\times10^{-8}$	0.993
	0.7	$v=10.12\times10^{-8}J-137.9\times10^{-8}$	0.988
1.0	0.6	$v=6.678\times10^{-8}J-88.05\times10^{-8}$	0.996
	0.8	$v=6.514\times10^{-8}J-108.0\times10^{-8}$	0.994
	1.0	$v=5.844\times10^{-8}J-13.41\times10^{-8}$	0.979
	1.2	$v=4.827\times10^{-8}J-90.57\times10^{-8}$	0.974
	1.3	$v=4.282\times10^{-8}J-41.47\times10^{-8}$	0.996
	1.4	$v=4.036\times10^{-8}J-27.17\times10^{-8}$	0.988
1.5	1.5	$v=3.540\times10^{-8}J-22.05\times10^{-8}$	0.976
	1.0	$v=4.438\times10^{-8}J-90.18\times10^{-8}$	0.980
	1.2	$v=3.840\times10^{-8}J-94.55\times10^{-8}$	0.991
	1.4	$v=3.373\times10^{-8}J-102.0\times10^{-8}$	0.998
	1.6	$v=3.087\times10^{-8}J-109.0\times10^{-8}$	0.996
1.8	1.8	$v=2.585\times10^{-8}J-138.0\times10^{-8}$	0.990
	2.0	$v=2.476\times10^{-8}J-125.0\times10^{-8}$	0.998
	1.2	$v=3.124\times10^{-8}J-131.0\times10^{-8}$	0.992
	1.4	$v=2.705\times10^{-8}J-97.55\times10^{-8}$	0.998
	1.6	$v=2.614\times10^{-8}J-99.58\times10^{-8}$	0.996
	1.8	$v=2.055\times10^{-8}J-89.10\times10^{-8}$	0.978
	2.0	$v=1.915\times10^{-8}J-79.00\times10^{-8}$	0.997

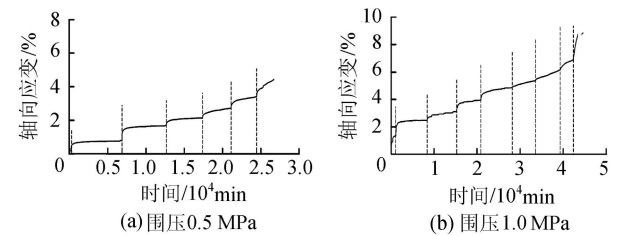


图 4 轴向应变随应力作用时间的变化

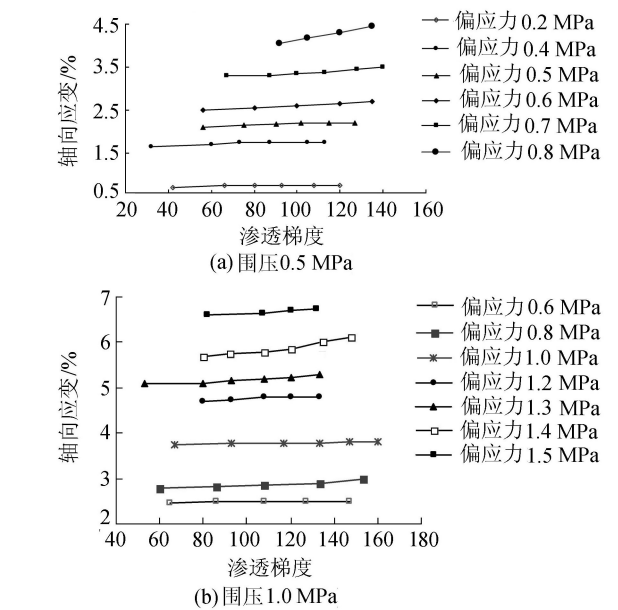


图 5 各偏应力下轴向应变与渗透梯度的关系

一直时,土体的抗渗强度会降低,导致发生剪切破坏。
当围压为 0.5 MPa、偏应力加载到 0.8 MPa 时,

透过围压室在 2 个相对应的侧面发现了 2 条明显的剪切面,因此在没有施加渗透压力的条件下认为试样发生剪切破坏;围压为 1.0 MPa、偏应力为 1.6 MPa 时,发现围压室侧面出现了 1 条明显的剪切破坏面,因此在没有施加渗透压力条件下认为试样发生剪切破坏;围压为 1.5 MPa 和 1.8 MPa 时,土体均未发生渗透破坏或剪切破坏。由于试验设备的限制,没有继续做偏应力更大的试验。

在设计渗透梯度范围内心墙土均未发生渗透破坏。分析原因可能为当土体承受高复杂应力时(本试验施加轴向应力与偏应力之比为 2 ~ 3),土样处于剪缩状态,随时间趋于更加密实,导致渗流阻力变大,得到的渗透系数较一般值更小,显著提高了土体的抗渗能力。由试验结果分析可知,围压为 0.5 MPa、偏应力为 0.7 MPa 以上时认为土样发生破坏,渗透梯度大于 140;围压为 1.0 MPa、偏应力为 1.5 MPa 以上时认为土样发生破坏的渗透梯度大于 133;对于 100 m 以上的高坝,渗透梯度一般小于 10,远远小于本实验中施加围压、轴向应力及偏应力后的渗透梯度(113 ~ 433),且本实验重点分析渗透系数及轴向应变与应力的关系,仅从宏观上论述了复杂应力状态下剪缩效应可引起土体抗渗能力的提高。

固定围压,将不同偏应力条件下的渗透流速与渗透梯度的关系及拟合相关度列于表 3。由表 3 可知,在各偏应力下渗透梯度与渗透流速均基本符合线性关系,即满足达西定律,且拟合相关度在 0.970 以上。

2.2 复杂应力对轴向应变的影响

在围压为 0.5 MPa 和 1.0 MPa 时,轴向应变随应力作用时间的变化关系分别如图 4(a)(b)所示。当围压为 0.5 MPa、1.0 MPa 时,轴向应变随应力作用时间的变化呈阶梯状,分级加载偏应力的初始时刻轴向应变骤然增大,随后缓慢增大并趋于稳定。分析原因可能为,在加载各偏应力的初始时刻,由于土质相对疏松,对渗透水流的阻力相对较小,因此固结过程会发生较大沉降,轴向应变相应迅速增大,随后固结过程基本完成,沉降量基本由渗流作用诱发,导致轴向应变缓慢增大并趋于稳定。施加下一级偏应力表现出同样的特征。结合表 2 可以看出,随着偏应力的增大,由于土体愈加密实,导致渗透系数随着渗透压力波动而整体减小。而渗透梯度随着渗透压力波动整体呈现出增大的趋势,由 120 增大至 433。

各偏应力下轴向应变与渗透梯度的关系如图 5 所示。分析图 5 可知,当围压为 0.5 MPa,偏应力分别为 0.2 MPa、0.4 MPa、0.5 MPa、0.6 MPa、0.7 MPa 时,轴向应变随渗透梯度的变化并不大,分别增加了 0.04%、0.04%、0.05%、0.15%、0.13%。结合图 4(a)

可以看出当偏应力为 0.8 MPa 时,在没有渗透压力的条件下,轴向应变随时间持续增大,且没有趋于稳定的趋势,综上认为当偏应力达到 0.8 MPa 时土体已发生剪切破坏。当围压为 1.0 MPa,偏应力分别为 0.6 MPa、0.8 MPa、1.0 MPa、1.2 MPa、1.3 MPa、1.4 MPa、1.5 MPa 时,轴向应变随渗透梯度的变化分别增加了 0.03%、0.17%、0.15%、0.11%、0.22%、0.41%、0.19%,结合图 4(b) 看出当偏应力达到 1.6 MPa 时,在没有渗透压力的条件下,轴向应变随时间持续增大,且没有趋于稳定的趋势,认为当偏应力达到 1.6 MPa 土体已发生剪切破坏。

图 5 表明:偏应力小于围压时,轴向应变随渗透梯度的变化极为缓慢,也就是说,渗流作用对于土体轴向应变的影响较为微弱;偏应力大于围压时,轴向应变随渗透梯度的变化比较明显;当土体结构接近破坏时(围压为 0.5 MPa、偏应力为 0.8 MPa 以及围压为 1.0 MPa、偏应力为 1.6 MPa),渗流作用效应最为显著,并起着加速土体结构破坏的作用。由此得出偏应力大于围压时,土体渗流对轴向应变的作用较显著,并随着偏应力的增大而加速土体结构的破坏。

3 复杂应力状态下心墙土渗透性演变模型

土体的应力状态对渗透特性的影响非常大,因为其直接关系到土体内部结构的变化。由于在围压作用下土体孔隙率变低,土体渗透率也会变低。在偏应力作用下,一方面随着偏应力的作用土体轴向应变变小,同时剪切作用使得土体结构更密实,导致渗透率降低;而另一方面剪切作用达到一定程度时,土体发生剪切破坏,可能为水流提供一条阻力较小的通道,使得土体渗透率增大。因此围压和偏应力是引起心墙土渗透特性变化的重要原因。从渗透系数的变化趋势及上述机理分析表明:在围压固定的情况下,心墙土的渗透性与偏应力、轴向应力密切相关,综合考虑围压、偏应力和轴向应力的影响,对试验数据进行拟合分析。

对于三轴试验的应力状态,设围压为 σ_3 ,对应的偏应力为 $\sigma_1 - \sigma_3$,则球应力 $p = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$,等效应力 $q = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]^{0.5}/2^{0.5}$,应力函数 $x = [p^2 + (Mq)^2]^{0.5}$, M 为本构模型参数。假设渗透系数与应力函数呈如下指数性关系:

$$k = k_0 e^{-ax} \quad (5)$$

式中: k 为渗透系数; k_0 、 a 为待拟合参数。

与其他多个指数模型进行比较可知,此模型相关系数较高,且概念清晰,公式简洁,拟合参数仅有 2 个,便于工程应用。将试验结果进行拟合分析可知, $M^2 = 3$ 时拟合相关系数最高为 0.977,拟合结果

见图 6,拟合公式为

$$k = 26.97 \times 10^{-8} e^{-0.697x} \quad (R^2 = 0.977) \quad (6)$$

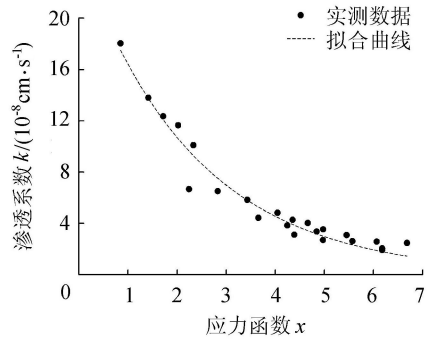


图 6 高塑性黏土复杂应力状态下渗透性演变模型拟合结果

4 结 论

a. 在本试验各应力组合工况下,心墙土渗透流速与渗透梯度基本呈线性关系,且拟合相关度在 0.970 以上,表明在试验水力梯度内土样仍满足达西定律,且随着偏应力和轴向应力的增大,心墙土的渗透系数均具有逐渐减小的趋势,且减小速率越来越慢,表明剪缩效应引起了土体抗渗能力的提高。但当偏应力增大到一定程度时,土体抗渗强度会降低,导致发生剪切破坏。

b. 在本试验设计梯度范围内,土样均未发生渗透破坏,当围压为 0.5 MPa,偏应力为 0.8 MPa 时,在未加渗透压力的条件下,土体发生剪切破坏;当围压为 1.0 MPa,偏应力为 1.6 MPa 时,在未加渗透压力条件下,土体发生剪切破坏。

c. 轴向应变在试验过程中呈阶梯状,分级加载各偏应力的初始时刻轴向应变骤然增大,随后缓慢增大并趋于稳定。当偏应力大于围压时,土体渗流对轴向应变的作用较显著,并随着偏应力的增大加速了土体结构的破坏。

d. 建立了心墙土复杂应力状态下渗透性演变模型,根据试验结果进行拟合分析,得出心墙土渗透系数与应力函数的关系式为 $k = 26.97 \times 10^{-8} e^{-0.697x}$ 。该模型与已有渗透性模型的显著区别是综合考虑了围压及偏应力的共同作用,且模型简单,便于实际应用。

参考文献:

- [1] 林继镛. 水工建筑物[M]. 北京:中国水利水电出版社, 2009:215-217.
- [2] 毛祖熙. 渗流计算分析与控制[M]. 北京:中国水利水电出版社,1990:395-397.
- [3] 顾淦臣. 国内外土石坝重大事故剖析:对若干土石坝重大事故的再认识[J]. 水利水电科学进展,1997, 17(1): 13-20. (GU Ganchen. Dissection of significant

- incidents of embankment dams in the world re-recognition of their causes[J]. *Advances in Science and Technology of Water Resources*,1997,17(1):13-20. (in Chinese))
 - [4] 速宝玉,詹美礼. 充填裂隙渗流特性实验研究[J]. *岩土力学*,1994,15(4):46-51. (SU Baoyu, ZHAN Meili. Experimental research of seepage characteristic for filled fracture[J]. *Rock and Soil Mechanics*,1994,15(4):46-51. (in Chinese))
 - [5] 罗玉龙,张文捷,速宝玉. 基于非饱和渗流应力耦合的河堤窝崩机理[J]. *河海大学学报(自然科学版)*,2011,39(3):327-331. (LUO Yulong, ZHANG Wenjie, SU Baoyu. Arc collapse mechanism for riverbanks based on unsaturated seepage stress coupling[J]. *Journal of Hohai University(Natural Sciences)*,2011,39(3):327-331. (in Chinese))
 - [6] 张丽,沈振中,赵斌. 某超高面板砂砾石坝面板缝局部失效渗流场有限元分析[J]. *水利水电科技进展*,2015,35(1):67-72. (ZHANG Li, SHEN Zhenzhong, ZHAO Bin. Finite element analysis for seepage field of slab joint local failure of a superhigh concrete-faced sand-gravel dam[J]. *Advances in Science and Technology of Water Resources*,2015,35(1):67-72. (in Chinese))
 - [7] 蒋中明,王庆,秦卫星. 孔隙介质渗透力的细观数值解析[J]. *水利水电科技进展*,2015,35(4):35-38. (JIANG Zhongming, WANG Qing, QIN Weixing. Numerical interpretation of seepage force in porous media based on micromechanics[J]. *Advances in Science and Technology of Water Resources*,2015,35(4):35-38. (in Chinese))
 - [8] LI S P, WU D X, XIE W H. Effect of confining pressure, pore pressure and specimen dimension on permeability of yinzhuang sandstone[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*,1997,34(3):432-433.
 - [9] 朱珍德,张爱军,徐卫亚. 脆性岩土全应力-应变过程渗流特性试验研究[J]. *岩土力学*,2002,23(5):555-563. (ZHU Zhende, ZHANG Aijun, XU Weiya. Experimental research on complete stress-strain process seepage characteristics of brittle rock[J]. *Rock and Soil Mechanics*,2002,23(5):555-563. (in Chinese))
 - [10] TSANG Y W, WITHERSPOON P A. The dependence of fracture mechanical and fluid flow properties on fracture roughness and sample size[J]. *Journal of Geophysical Research Atmospheres*,1983,88(3):2359-2366.
 - [11] 邹玉华,陈群,何昌荣. 不同应力条件下砾石土防渗料和反滤料联合抗渗试验研究[J]. *岩土力学*,2012,33(8):2323-2329. (ZOU Yuhua, CHEN Qun, HE Changrong. Filter tests on gravelly soil and filter material under different stress states[J]. *Rock and Soil Mechanics*,2012,33(8):2323-2329. (in Chinese))
 - [12] 陈建生,刘建刚,焦月生. 接触冲刷发展过程模拟研究[J]. *中国工程科学*,2003,5(7):33-39. (CHEN Jiansheng, LIU Jiangang, JIAO Yuesheng. Simulation study on the contact scouring development between underground layers[J]. *Engineering Science*,2003,5(7):33-39. (in Chinese))
 - [13] WANG J A, PARK H D. Fluid permeability of sedimentary rocks in a complete stress-strain process[J]. *Engineering Geology*,2002,63(3):291-300.
 - [14] 沈远,邓荣贵,张丹. 大渡河长河坝水电站区域泥石流特征及危险性评价[J]. *防灾减灾工程学报*,2012,32(3):359-364. (SHEN Yuan, DENG Ronggui, ZHANG Dan. Debris flow characteristics and hazard assessment of the area of dadu river changheba hydropower station[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*,2012,32(3):359-364. (in Chinese))
 - [15] 刘杰. 土的渗透稳定与渗流控制[M]. 北京:水利电力出版社,1992:170-196. (收稿日期:2015-09-07 编辑:骆超)
- +++++
- (上接第35页)
- [17] KUANG X, JIAO J J, LI H. Review on airflow in unsaturated zones induced by natural forcings[J]. *Water Resources Research*,2013,49(10):6137-6165.
 - [18] TONG F, NIEMI A, YANG Z, et al. A numerical model of tracer transport in a non-isothermal two-phase flow system for CO₂ geological storage characterization[J]. *Transport in Porous Media*,2013,98(1):173-192.
 - [19] TONG F, JING L, TIAN B. A water retention curve model for the simulation of coupled thermo-hydro-mechanical processes in geological porous media[J]. *Transport in Porous Media*,2012,91(2):509-530.
 - [20] van GENUCHTEN M T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils[J]. *Soil Science Society of America Journal*,1980,44(5):892-898.
 - [21] MUALEM Y. A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media[J]. *Water Resources Research*,1976,12(3):513-522.
 - [22] COREY A T. The interrelation between gas and oil relative permeabilities[J]. *Prod Mon*,1954,19:38-41.
 - [23] 查元源,周发超,杨金忠. 一种由土壤剖面含水率估算土壤水力参数的方法[J]. *水利学报*,2011,42(8):883-891. (ZHA Yuanyuan, ZHOU Fachao, YANG Jinzhong. An approach to estimate soil hydraulic parameters using soil profile moisture data[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*,2011,42(8):883-891. (in Chinese))
 - [24] 范严伟,赵文举,冀宏. 垂直一维入渗土壤水分分布与入渗特性数值模拟[J]. *兰州理工大学学报*,2012,38(2):51-55. (FAN Yanwei, ZHAO Wenju, JI Hong. Numerical simulation of soil moisture distribution and infiltration characteristics of one-dimensional vertical infiltration[J]. *Journal of Lanzhou University of Technology*,2012,38(2):51-55. (in Chinese)) (收稿日期:2015-11-21 编辑:熊水斌)