



砂土边坡的速凝高聚物微型抗滑桩加固效果研究

唐雪峰^{1,2}, 谢婉丽³

(1. 福建省地质工程勘察院 自然资源部丘陵山地地质灾害防治重点实验室, 福建 福州 350002;

2. 自然资源部东南生态脆弱区监测修复工程技术创新中心, 福建 福州 350001;

3. 西北大学 地质学系/大陆动力学国家重点实验室/西安市黄土动力灾害防控与地质环境修复重点实验室, 陕西 西安 710069)

摘要 针对常规混凝土凝固较慢、工期长、施工复杂等缺陷,提出速凝高聚物微型抗滑桩加固边坡的新思路,开展高聚物微型抗滑桩加固砂土边坡的模型试验与数值模拟研究。结果表明,在数值模拟中,将 Mohr-Coulomb 强度参数转换为 Drucker-Prager 强度参数时,应力洛德角取 0 能够更准确地反映边坡岩土体的强度特征;模拟得到的各边坡工况的位移、变形发展过程和破坏特征都与试验结果较为吻合,在一定程度上验证了数值模拟的准确性;在施加了 5 级水平推力(1 500 N)后,单排高聚物微型抗滑桩加固后的坡脚、坡中和坡顶的实测位移分别比加固前减小了 33.4%、33.3% 和 33.3%,而双排桩加固后的坡脚、坡中和坡顶的实测位移分别比加固前减小了 55.9%、53.4% 和 43.4%。加固前的坡面呈现波浪状的变形特征,加固后的坡体变形显著改善。在水平推力达到 1 800 N 时,单排桩工况中的桩体断裂,而当水平推力达到 2 400 N 时,双排桩工况中的后排桩首先发生断裂。研究结果验证了速凝高聚物微型抗滑桩在边坡加固中具有一定有效性和可行性。

关键词 速凝高聚物;抗滑桩;砂土边坡;加固效果;模型试验;数值模拟

中图分类号: TU45 **DOI:**10.16152/j.cnki.xdxbr.2024-01-014

The reinforcement effect of quick-setting polymer micro anti-slide piles on sand slope

TANG Xuefeng^{1,2}, XIE Wanli³

(1. Key Laboratory of Geohazard Prevention of Hilly Mountains, Ministry of Natural Resources of China, Fujian Geological Engineering Survey Institute, Fuzhou 350002, China;

2. Technology Innovation Center for Monitoring and Restoration Engineering of Ecological Fragile Zone in Southeast China, Ministry of Natural Resources, Fuzhou 350001, China;

3. State Key Laboratory of Continental Dynamics, Department of Geology, Xi'an Key Lab of Prevention of Loess Dynamic Disaster and Restoration of Environment, Northwest University, Xi'an 710069, China)

Abstract In view of the defects of conventional concrete such as slow setting, long construction period and complex construction, the new idea of slope reinforcement by quick-setting polymer micro anti-slide piles is

收稿日期:2023-10-17

基金项目:国家自然科学基金(41977259,42372320,41972292);福建省杰出青年科学基金(2023J06039);陕西省创新能力支撑计划项目(2021TD-54);陕西省重点研发计划项目(2022ZDLSF06-03);福建省自然资源科技创新资助项目(KY-090000-04-2022-019)。

第一作者:唐雪峰,女,高级工程师,从事地质灾害防治研究,tangxuefeng0424@163.com。

通信作者:谢婉丽,女,博士,教授,从事地质灾害防治、监测预警、风险评价及管控技术、绿色边坡防护、环境污染机理和修复技术研发及数值模拟研究,xiewanli@nwu.edu.cn。

put forward, and model tests and numerical simulation of sand slope reinforced by quick-setting polymer micro anti-slide piles are carried out. The results show that when the Mohr-Coulomb strength parameter is converted to Drucker-Prager strength parameter in numerical simulation, the value of the Lode angle is set to 0, which can reflect the strength characteristics of the slope soil more accurately. The displacement, deformation development and failure characteristics of the slope under different conditions obtained by numerical simulation are in good agreement with the experimental results, which verifies the accuracy of the numerical simulation to a certain extent. After the 5th level of horizontal thrust (1 500 N), the measured displacement of the slope foot, slope middle and slope top reinforced by a single row of polymer micro anti-slide piles decreased by 33.4%, 33.3% and 33.3%, respectively, compared with that before reinforcement, while the measured displacements of the slope foot, slope middle and slope top reinforced by double-row piles decreased by 55.9%, 53.4% and 43.4%, respectively. Before reinforcement, the slope surface showed wavy deformation characteristics, and the deformation was significantly improved after reinforcement. The pile body in single-row pile condition breaks when the horizontal thrust reaches 1 800 N, while the back pile in double-row pile condition breaks first when the horizontal thrust reaches 2 400 N. The conclusion of the study verifies the effectiveness and feasibility of fast-setting polymer micro anti-slide piles in slope reinforcement.

Keywords quick-setting polymer; micro anti-slide pile; sand slope; reinforcement effect; model test; numerical simulation

滑坡是中国最为常见的地质灾害之一,多年来的滑坡应急与防治任务都十分严峻。国内外学者已对滑坡防治进行了较为深入而全面的研究。除了常规的坡体排水、削坡卸载、坡脚反压、滑带土固化外,修建穿过滑坡滑动面的混凝土挡墙、抗滑桩等支挡结构也是较为常规的治理手段。然而,这类混凝土工程存在诸多弊端,如施工繁琐、扰动大、对滑坡稳定性存在不良影响、施工设备复杂、山区斜坡地段操作不便,且混凝土在生产和作业中都存在污染大、能耗高等缺陷,有违“双碳”目标。最为关键的是,滑坡治理往往要求立竿见影,而常规的混凝土凝固时间相对较长,难以满足如此迫切的需求。因此,有必要专门针对这些弊端研发和借鉴更为高效的注浆材料来应对千钧一发的滑坡应急处置形势。

高聚物材料因具有凝固时间短、耐久性好、不含水、不透水、质量轻、注浆便捷、对既有结构损伤小、不会对环境产生扩散性污染等优点而被引入注浆加固领域。其基本原理是:按照一定配比向被加固的构筑物中注射双组份高聚物材料,混合后发生化学反应,最快可在十余秒内固化,体积迅速膨胀并形成具有一定抗压、拉、弯、剪的固化物^[1],且可根据需要对固化时间进行调节,因而十分适合灾情险急的滑坡治理工程。同时,常见的集成式高聚物注浆设备轻便灵活^[1],对于山区施工不便的地段也较为适用。

目前,岩土工程领域对高聚物的研究主要集中于高聚物材料与不同岩土体界面的剪切特性^[2]、高聚物在岩土体内的渗透扩散及劈裂特性^[3-5]、高聚物对岩土体强度的改善^[6-13]以及高聚物材料本身物理力学材料特性的研究^[14-15]等。石明生等首次提出了柔性高聚物注浆加固堤坝的理念,揭示了高聚物材料在土体中的扩散机理,并对高聚物注浆材料的劈裂、抗压、抗拉、弯曲特性等基本力学特性进行了试验研究^[16-17]。刘汉龙等提出了基于高聚物注浆技术的土石坝加固方法,并研究了高聚物注浆对堆石料物理力学性质的改善^[18]。刘平等采用三轴试验分析了高聚物对堆石料的加固效果,验证了高聚物可显著提升堆石坝的抗震性能^[19]。陈青生等开展了考虑颗粒级配影响的高聚物改良钙质砂抗剪强度特性的试验研究,结果表明,高聚物对砂土强度参数的贡献主要在于提高其黏聚力,但对内摩擦角的改善效果甚微^[20]。张智超等通过总结分析发现,高聚物材料的速凝性使得其较为适合滑坡应急处置,能够在一定程度上作为常规桩身材料的良好替代物^[21]。

由此可见,高聚物材料是滑坡防治一个较好的解决方案。尤其是对山区房前屋后产生滑坡迹象、人命关天、亟需采取应急抢险措施的工况,利用速凝高聚物材料对边坡进行即时加固处置,将会给中国长期以来严峻的地质灾害防治形势带

来极大的缓和,具有重要的理论意义和工程价值。

目前,高聚物材料在工程中的应用主要集中在路基修复、隧道堵漏、堤坝防渗等领域^[22-24]。2006 年,美国科罗拉多 Poudre 峡谷隧道的岩质边坡采用双组份聚氨酯注浆的方法进行加固处理^[25];张智超等概要性地提出了采用高聚物注浆治理滑坡的思路^[21];Wang 等对高聚物微型桩在滑坡应急处置进行优化设计,但主要采用有限元分析,结果的准确性尚待进一步的试验验证^[26]。除此以外,目前有关高聚物在滑坡防治工程中的研究文献较为少见,但高聚物材料在土木工程中的众多研究与应用经验也在一定程度上预示着其在滑坡防治工程中的应用前景和效益。在国家空前重视地质灾害的时代背景下,有必要将该法推广应用至滑坡防治领域。

因此,本研究充分利用高聚物速凝的特性,开展高聚物微型抗滑桩加固砂土边坡的模型试验与数值模拟,对该法在滑坡防治中的有效性和可行性进行验证,以期为这一全新的滑坡防治手段的推广应用提供研究基础。

1 模型试验

1.1 模型工况

如图 1 和图 2 所示,在模型箱内建立了 3 个工况的边坡模型,分别是未加固〔见图 1(a)〕、单排高聚物微型抗滑桩加固〔见图 1(b)〕和双排高聚物微型抗滑桩加固〔见图 1(c)〕。滑床采用黏性土,滑坡体采用砂性土。欧孝夺等采用千斤顶对坡体施加水平推力的方式,研究了 h 型抗滑桩加固滑坡的机理,获得了良好的试验结果^[27]。因此,本研究也借鉴类似方法,采用千斤顶对坡体施加滑坡推力。千斤顶所施加的荷载作用在承压板上,在经数值模拟试算和一定的经验预估后,最终将每级推力设置为 300 N。

模型与原型的相似关系如表 1 所示。将几何相似比取 10 进行试验。由于土体容重、模量等相似关系尚难以妥善解决,因而本研究中的模型试验可视为一种缩小比例的原型试验^[28]。

1.2 试验步骤

图 3 展示了模型试验的过程,主要步骤如下。

1)按照图 2 的设计方案,在模型箱侧壁划分轮廓线,为滑床和滑坡体的填筑设置标记。

- 2)模型箱内侧壁涂抹润滑油以降低摩阻力。
- 3)逐层铺设黏性土,并碾压密实作为滑床,厚度约为 0.6 m〔见图 3(a)〕。

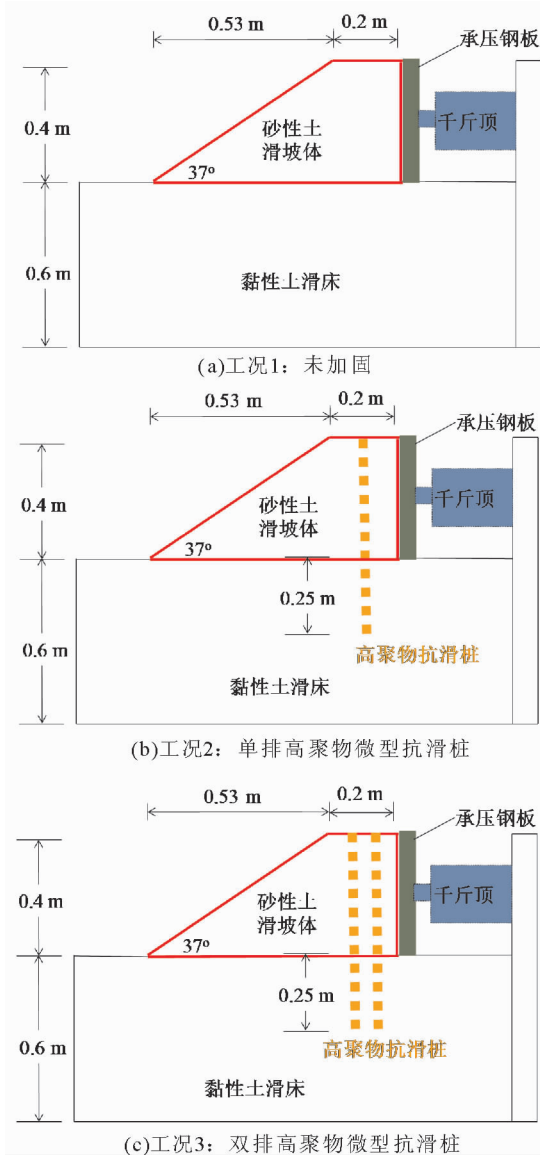


图 1 模型工况
Fig. 1 Model cases

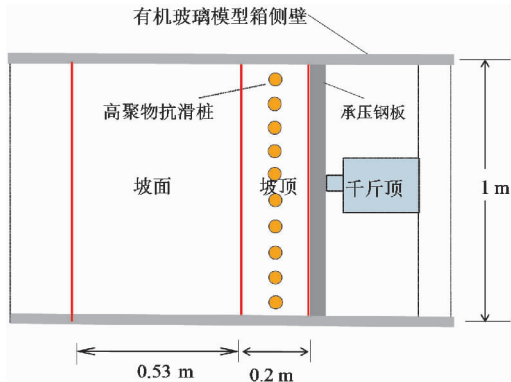


图 2 模型平面图(以单排桩工况为例)
Fig. 2 Layout of model

表 1 模型相似关系及相似常数

Tab. 1 Model similarity relations and similarity constants

物理量	相似关系	相似比
长度	C_l	10
应力	C_σ	10
应变	C_ϵ	1
泊松比	C_ν	1
荷载	C_P	10^3
内摩擦角	C_ϕ	1
位移	C_δ	10
弹性模量	C_E	10

4) 安置千斤顶,放置承压板,完成既定尺寸的砂性土滑坡体填筑〔见图 3(b)〕,而后在坡面架设百分表用于位移监测;对于未加固的工况,不做任何加固处理,直接进行水平加载〔见图 3(c)〕。

5) 对于高聚物微型抗滑桩加固的工况,则是在砂性土滑坡体填筑完成后,按照布置方案,由坡顶钻孔穿过砂土边坡,进入滑床 25 cm 左右,从而形成直径约为 2 cm、深度约 65 cm 的桩孔。

6) 向桩孔中倒入高聚物浆液,并确保每个桩孔的高聚物浆液量相同,约为 20 mL。

7) 在坡顶、坡中和坡脚分别布置一个百分表,监测坡面的水平位移;可通过在坡体表面覆盖一条细带状的高聚物硬质薄层用于支撑百分表的指针〔见图 3(d)〕。

8) 对模型逐级施加水平推力,每级滑坡推力设置为 300 N,直至边坡破坏、千斤顶的荷载无法维持稳定为止。

通过模型试验的操作流程可以发现,对于模型试验而言,大约 1 min 内即可完成一根高聚物微型抗滑桩的设置,在全部桩体设置完毕后便可立即开展加载破坏试验。因而,从缩尺模型的层面来说,本研究提出的高聚物微型抗滑桩能够满足滑坡治理的紧迫性。

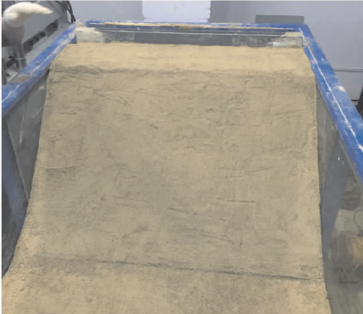
1.3 试验材料

滑床采用黏性土,其抗剪强度参数为 $c = 32.6 \text{ kPa}$, $\phi = 18.5^\circ$,重度 19 kN/m^3 ,含水量 16.3%;滑坡体采用细砂,其抗剪强度参数为 $c = 2.3 \text{ kPa}$, $\phi = 30^\circ$,重度 17 kN/m^3 ,含水量 5.6%。高聚物为双组份“异氰酸酯和聚醚多元醇”,其膨胀率约为 1 300%,其基本力学特性见图 4^[29]。高

聚物固化时间 15 s 左右,可确保有足够的操作时间完成高聚物微型抗滑桩的设置。



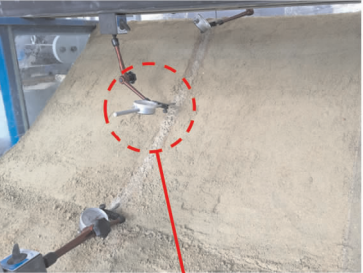
(a)黏性土滑床填筑



(b)砂土边坡填筑



(c)水平加载与位移监测



(d)位移监测

图 3 模型试验过程
Fig. 3 Model test process

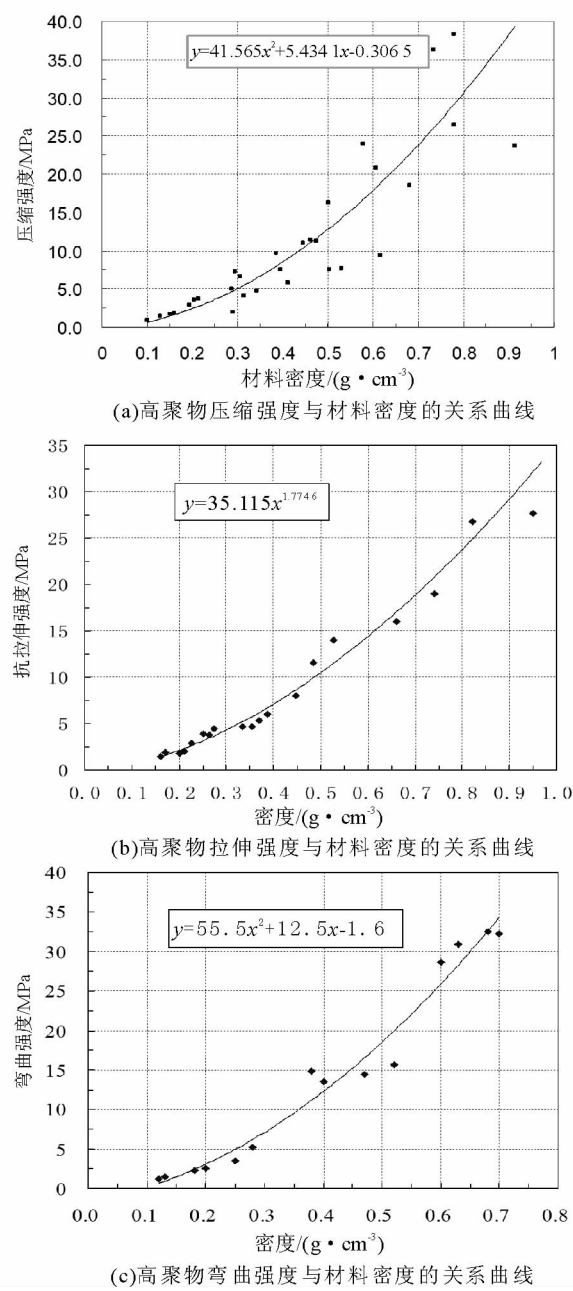


图 4 高聚物材料的基本力学特性

Fig. 4 Basic mechanical properties of polymer materials

2 有限元模拟

2.1 几何模型

所建立的 3 种工况的数值模型如图 5 所示,分别为未加固[见图 5(a)]、单排高聚物微型抗滑桩加固[见图 5(b)]和双排高聚物微型抗滑桩加固[见图 5(c)]。高聚物微型抗滑桩间距为 0.1 m,采用桩间距范围内的一个 0.1 m 厚度的断面建立模型开展研究。

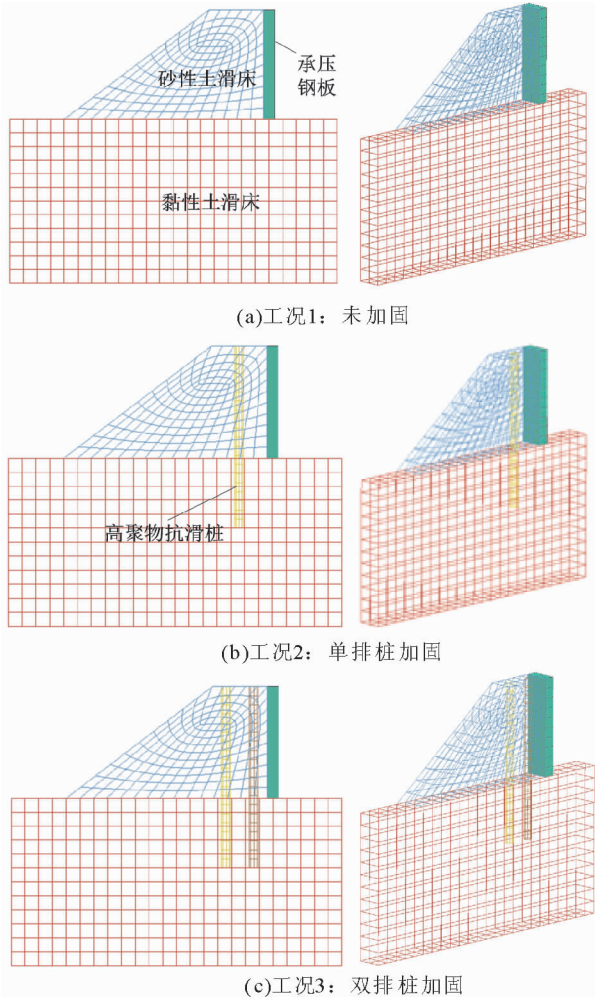


图 5 边坡有限元模型

Fig. 5 Finite element models of slope

2.2 材料模型

2.2.1 岩土体

如图 6 所示,采用 LS-DYNA 软件中的 Geologic Cap Model 模型(地质帽盖本构模型)^[30-31]模拟岩土体,其屈服面由 3 个部分组成:剪切失效包络线 $f_1(\sigma)$ 、椭圆形帽盖 $f_2(\sigma, \kappa)$ 和拉伸失效区 $f_3(\sigma)$,其中 σ 是应力张量, κ 是硬化参数。

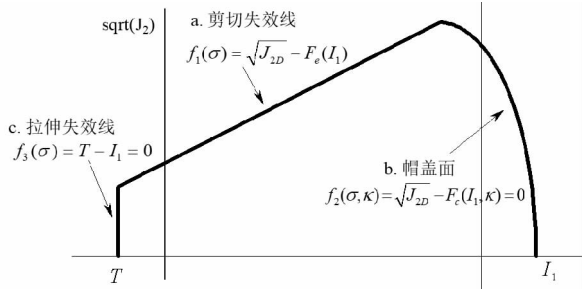


图 6 地质帽盖模型

Fig. 6 Geologic Cap Model

为简化起见,将 Geologic Cap Model 的剪切失

效线参数 γ 和 β 取 0,即可将其精简为带帽盖的 Drucker-Prager(简称 D-P)模型,其强度参数 α 和 θ 可以与经典 Mohr-Coulomb(简称 M-C)模型中的黏聚力 c 和内摩擦角 ϕ 直接关联。在任意应力洛德角 θ_{Lode} 下,Geologic Cap Model 中的强度参数 α 和 θ 可与 M-C 模型中的黏聚力 c 和内摩擦角 ϕ 按照下式转换:

$$\alpha = \frac{\sqrt{3}\cos \varphi}{\sqrt{3}\cos \theta_{\text{Lode}} + \sin \theta_{\text{Lode}}\sin \varphi} \times c, \tag{1}$$

$$\theta = \frac{\sqrt{3}\sin \varphi}{3(\sqrt{3}\cos \theta_{\text{Lode}} + \sin \theta_{\text{Lode}}\sin \varphi)}。 \tag{2}$$

应力洛德角 θ_{Lode} 与中主应力系数 $b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}$ 的关系是^[32]:

$$\tan \theta_{\text{Lode}} = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sqrt{3}(\sigma_1 - \sigma_3)} = \frac{2b - 1}{\sqrt{3}}。 \tag{3}$$

众多文献都根据各种理论推导和假设,提出了外角点外接圆锥、内角点外接圆锥和等面积圆等转换方法^[33-37]。而本研究的模拟结果表明(见图 7),边坡主要区域的中主应力系数 b 值为 0.4 ~ 0.6。

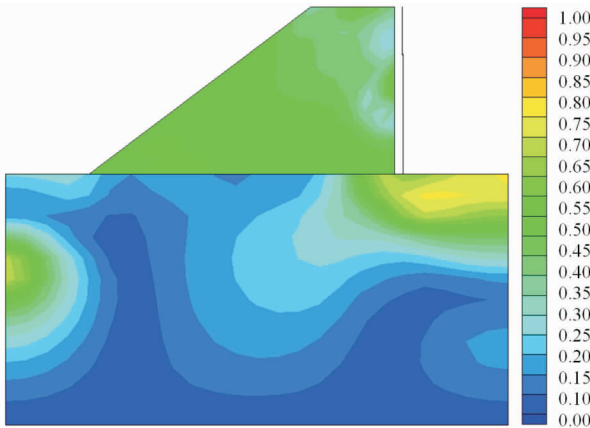


图 7 边坡模型的中主应力系数 b 值分布
Fig. 7 Distribution of principal stress coefficient b value in the slope model

以砂土的强度参数 $c = 2.3 \text{ kPa}$, $\phi = 30^\circ$ 为例,图 8 给出了强度参数 α 和 θ 随主应力系数 b 值的变化曲线。由图 8 可以直观地发现中主应力系数取值的影响:当 $b = 0$ 时,对应三轴压缩强度, α 和 θ 达到极大值,分别为 2.93 kPa 和 0.245 rad;而当 $b = 1$ 时,对应三轴拉伸强度, α 和 θ 分别为 1.89 kPa 和 0.159 rad;当 $b = 0.82$ 时, α 和 θ 达到极小值,分别为 1.87 kPa 和 0.157 rad。由此可见, b 值的选取会严重影响强度参数的转换结果,进

而影响数值模拟的准确性。以往边坡数值模拟中所广泛使用的准则是三轴压缩强度 $b = 0$,这往往会高估岩土体的强度,使得计算结果偏于危险。具体而言,三轴压缩强度($b = 0$)转换得到的强度参数比 $b = 0.5$ 时转换得到的强度参数高 47.2%。

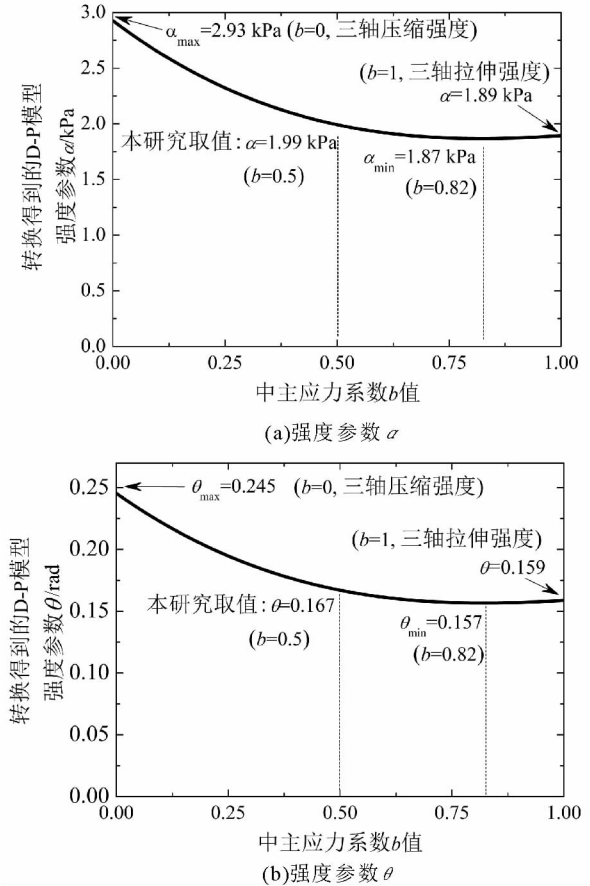


图 8 所转换的强度参数 α 和 θ 随 b 值的变化曲线
Fig. 8 The changing curve of the transformed strength parameters α and θ with different b values

因此,对于本研究的数值模拟,中主应力系数 b 取值约为 0.5(即滑坡体的中主应力系数的广泛分布值),从而得出应力洛德角 $\theta_{\text{Lode}} = 0^\circ$,公式(1)和(2)可以简化为:

$$\alpha = c \cdot \cos \phi, \tag{4}$$

$$\theta = \frac{\sin \phi}{3}。 \tag{5}$$

根据公式(4)和(5)即可将 M-C 模型中的强度参数——黏聚力 c 和内摩擦角 ϕ 分别转换为 Geologic Cap Model 的强度参数—— α 和 θ 。

根据试验用土的基本力学特性,并参照相关文献和数值模拟经验,表 2 给出了土体材料的参数取值。

表 2 Geologic Cap Model 土体材料参数

Tab.2 Parameters of Geologic Cap Model for soil

参数	砂性土滑坡体	黏性土滑床
密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	1 700	1 900
初始帽盖 X_0/kPa	0	0
剪切模量 G/MPa	10	15
体积模量 K/MPa	30	40
α/kPa	1. 99 ($c = 2. 3 \text{ kPa}$)	30. 92 ($c = 32. 6 \text{ kPa}$)
θ/rad	0. 167 ($\varphi = 30^\circ$)	0. 106 ($\varphi = 18. 5^\circ$)
β/MPa^{-1}	0	0
γ/MPa	0	0
塑性参数 W	1	1
塑性参数 D/MPa^{-1}	0. 072 5	0. 072 5
帽盖曲率参数 R	4	4
拉裂强度 T/kPa	0	30. 92

2. 2. 2 高聚物微型抗滑桩

表 3 为高聚物微型抗滑桩的计算参数。采用 LS-DYNA 软件中的双线性硬化模型 Mat-Plastic-
表 3 高聚物微型抗滑桩的计算参数

Tab.3 Parameters of polymer micro anti-slide pile material

材料	参数				
	密度/ $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/MPa	泊松比	σ_y/kPa	E_t/MPa
高聚物微型抗滑桩	120	200	0. 3	300	0

2. 3 接触和连接关系

2. 3. 1 桩土接触

为简化起见,未建立真实的桩孔模型,不考虑高聚物微型抗滑桩与桩孔的摩擦错动,将桩体跟周围土体设置为完全黏结^[31]。由于砂性土的桩孔孔壁相对较为粗糙,与高聚物浆液的结合相对较好,因而采用固接的关系来模拟抗滑桩与土体之间的接触关系,虽然可能会在一定程度上高估实际的加固效果,但可大致反映加固情况。

2. 3. 2 滑坡体与滑床接触、侧壁摩擦接触

模型试验中,滑坡体受到的摩阻力主要来自滑坡体与滑床的摩擦,以及模型箱的侧壁摩擦。考虑到这两类摩擦系数都不方便准确测得,因此,在数值模拟中将这两类摩擦系数合并为滑坡体与滑床的综合摩擦因数,并采用反算的方式获取具体的摩擦系数值:在数值模拟中将侧壁设置为光

Kinematic 模拟高聚物微型抗滑桩,桩径 2 cm。其中, σ_y 为屈服强度,根据图 4 中高聚物材料的基本力学特性,按照高聚物接近完全自由膨胀时的材料特性估取保守值; E 为弹性模量, E_t 为屈服后的切线模量。根据经验,高聚物材料具有一定的脆性,在达到屈服强度后容易发生脆性断裂而完全失效,因而将 Mat-Plastic-Kinematic 模型屈服后的切线模量 E_t 设置为 0,可相对较为简洁又准确地反映高聚物材料的力学行为。在模拟中,当桩体单元塑性等效应变大于 10% 时,设置单元删除,以模拟桩体开裂、破坏的效果。

根据缩尺模型试验的应力相似比 C_σ 为 10,可以推求模型试验中的高聚物微型抗滑桩屈服强度 $\sigma_y = 300 \text{ kPa}$ 相当于原型中 $\sigma_y = 3 \text{ MPa}$ 。虽然与常规混凝土材料相比,高聚物材料抗剪强度仍然相对较低(这主要是由于本次试验的桩体由纯高聚物浆液完全自由膨胀形成,因而材料强度为最低值),但高聚物材料最为重要的优势在于能够迅速固化,在工程实践中宜采用密集布桩的方式,以充分利用高聚物速凝、工期短的优势,通过方便、快捷地设置大量的桩体,达到立竿见影的加固目的。

滑约束,而后不断调整滑坡体与滑床之间的摩擦系数,并利用未加固边坡模型试验的位移数据来校核数值模拟的结果,直至摩擦系数为 0. 58 时,正好使得未加固边坡的各项位移模拟值与实测值都较为吻合。

此时,摩擦系数 0. 58 即为考虑了滑坡体与滑床的摩擦以及模型箱侧壁摩擦的综合摩擦系数。

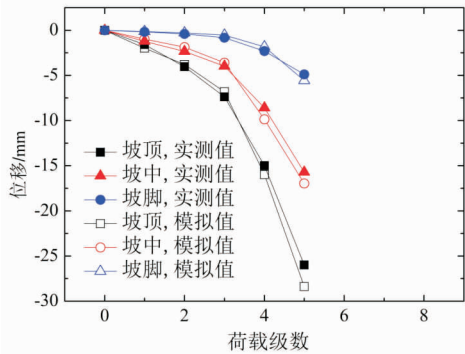
3 结果分析与讨论

3. 1 边坡位移

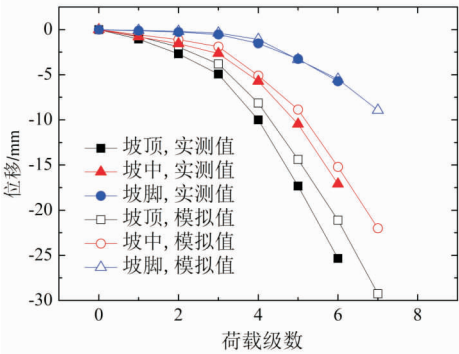
图 9 为逐级水平推力作用下,各边坡工况的位移模拟值与实测值对比图,仅给出了 3 cm 之内(也即百分表量程)的坡体位移。在边坡位移超过百分表量程后,继续对各工况施加推力,直至千斤顶由于边坡的持续变形而无法稳定加载,边坡

达到破坏为止,但确切位移值未进行记录,仅记录了宏观变形特征。由图 9 可以看出:

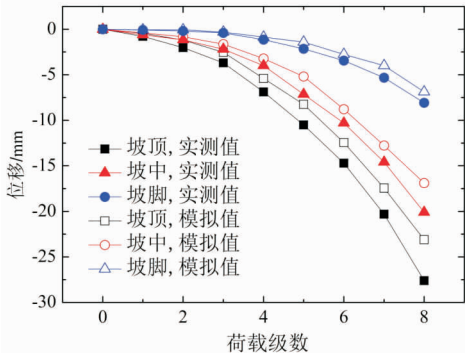
1)各个工况的位移实测值与模拟结果都相对较为接近,这在一定程度上验证了数值计算手段的准确性,可以为后续的分析提供较为可靠的参考依据。



(a)工况1: 未加固



(b)工况2: 单排桩加固



(c)工况3: 双排桩加固

图 9 各边坡工况的位移模拟值与实测值对比

Fig. 9 Comparison of simulated and measured displacements of different slope conditions

2)由于滑坡体与滑床之间的综合摩擦系数是通过工况 1 的实测位移结果反算得到的,因而工况 1 的各项位移实测值与模拟值自然最为吻合;而工况 2 和工况 3 的位移模拟值都略小于实

测值。具体而言,都以施加了 5 级水平推力 (1 500 N)时的位移为例:工况 2 的坡脚位移模拟值比实测值小了 17%,工况 3 的坡脚位移模拟值比实测值小了 21.5%。这可能是由于数值模拟中采用的是理想、均质的桩体,而实际模型试验中的桩孔会出现一定缩颈,且高聚物固化效果并非完全均匀,这在一定程度上削弱了实际的加固效果,从而使得位移实测值大于模拟值,并且,设置的高聚物微型抗滑桩数量越多,缺陷桩数量也会越多,这导致工况 3 的位移模拟值与实测值差别更大。

3)各个位移曲线的增长规律都呈现先缓后急的规律,说明随着水平推力的增加,坡体塑性变形持续增大,在水平加载分别超过 5 级 (1 500 N)、6 级 (1 800 N)和 8 级 (2 400 N)后,工况 1、工况 2 和工况 3 的位移实测值超过百分表的量程 (3 cm);而模拟结果则是在加载分别超过 6 级 (1 800 N)、7 级 (2 100 N)和 8 级 (2 400 N)后,工况 1、工况 2 和工况 3 的位移模拟值超过百分表的量程 (3 cm)。因此,通过实测数据和模拟结果共同证明了高聚物微型抗滑桩的加固能够有效减小滑坡位移。

4)整体上讲,各个边坡的位移都随着荷载的增大而增大,且位移幅值呈现坡顶 > 坡中 > 坡脚的规律,这是因为本次试验在滑坡体后部设置了刚性承压板,在千斤顶的推动下,水平推力以近似均布的方式施加于滑坡体,但与此同时,土压力仍大致呈现上小下大的模式,土压力与水平推力的不平衡,使得坡体变形呈现出上大下小的模式,因此,这也导致边坡位移幅值始终呈现坡顶 > 坡中 > 坡脚的规律。

图 10 则显示不同工况之间的实测位移对比。都以施加了 5 级水平推力 (1 500 N)时的位移为例。

1)此时工况 1 的坡脚实测位移为 4.88 mm,工况 2 的坡脚实测位移为 3.25 mm,相比于工况 1 减小了 33.4%,而工况 3 的坡脚实测位移为 2.15 mm,相比于工况 1 减小了 55.9%。

2)工况 1 的坡中实测位移为 8.59 mm,工况 2 的坡中实测位移为 5.73 mm,相比于工况 1 减小了 33.3%,而工况 3 的坡中实测位移为 4 mm,相比于工况 1 减小了 53.4%。

3)工况 1 的坡顶实测位移为 25.99 mm,工况 2 的坡顶实测位移为 17.33 mm,相比于工况 1 减

小了 33.3%,而工况 3 的坡顶实测位移为 14.7 mm,相比于工况 1 减小了 43.4%。

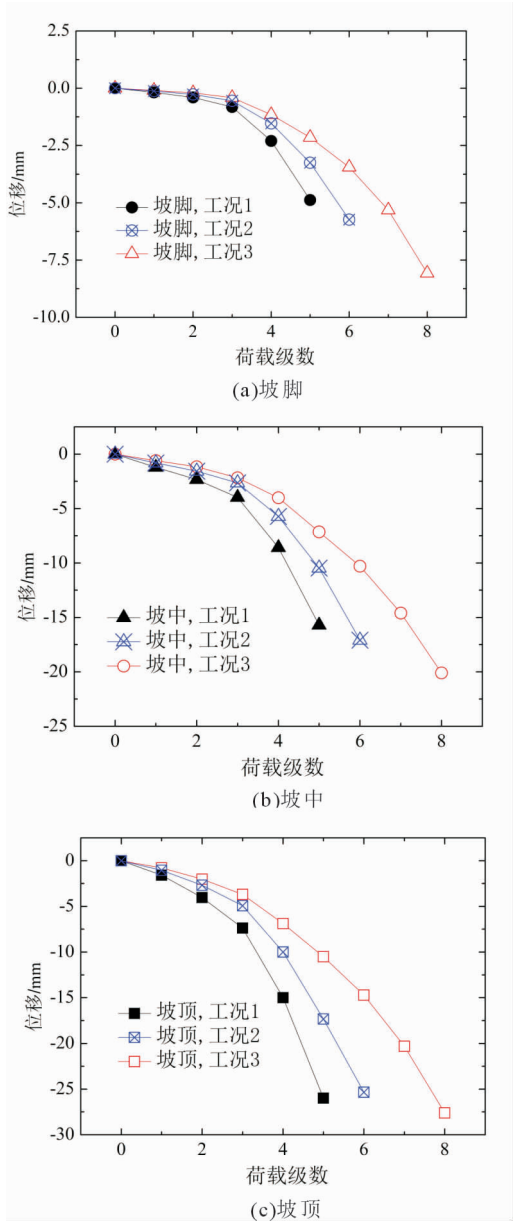


图 10 各边坡工况不同位置的实测位移对比

Fig. 10 Comparison of measured displacements at different positions of each slope condition

综上所述,边坡各个部位的位移幅值都随着高聚物微型抗滑桩数量的增多而显著降低,证明了该法在滑坡治理中具有一定的有效性。常规混凝土工程存在工期长、施工复杂、能耗高等缺陷,且施工过程中还容易产生大量的废液和废料,不利于环保,有违“双碳”目标;而相比之下,高聚物材料具有速凝、轻质、耐久、施工便捷、性质稳定的优点,不会对周边环境产生扩散影响,避免对既有

构筑物增加过大荷载,并且,其最大的优势在于能够迅速固化(最快可在十余秒内固化),还可根据工程需求进行调节,非常契合滑坡应急抢险工况。因此,高聚物材料在滑坡治理方面应当具有广阔的应用前景。

3.2 边坡宏观变形

3.2.1 变形发展

以未加固的工况 1 为例,图 11 给出了边坡变形发展过程的观测图,而图 12 则是边坡变形形态的模拟图。荷载通过承压板以均布的形式施加于滑坡体后部,在水平推力较小时,承压板尚能够保持近乎垂直[见图 11(b)],而随着水平推力的不断加大,由于荷载和土压力的不平衡逐渐突显,导致承压板不断倾斜[见图 11(c)],坡顶变形明显超出原来的轮廓线,而坡脚的变形始终较为微弱。通过图 12 的模拟图也可以发现,有限元模拟也获得了与试验观测几乎相同的变形形态,再次为数值模拟的准确性提供了一定验证。

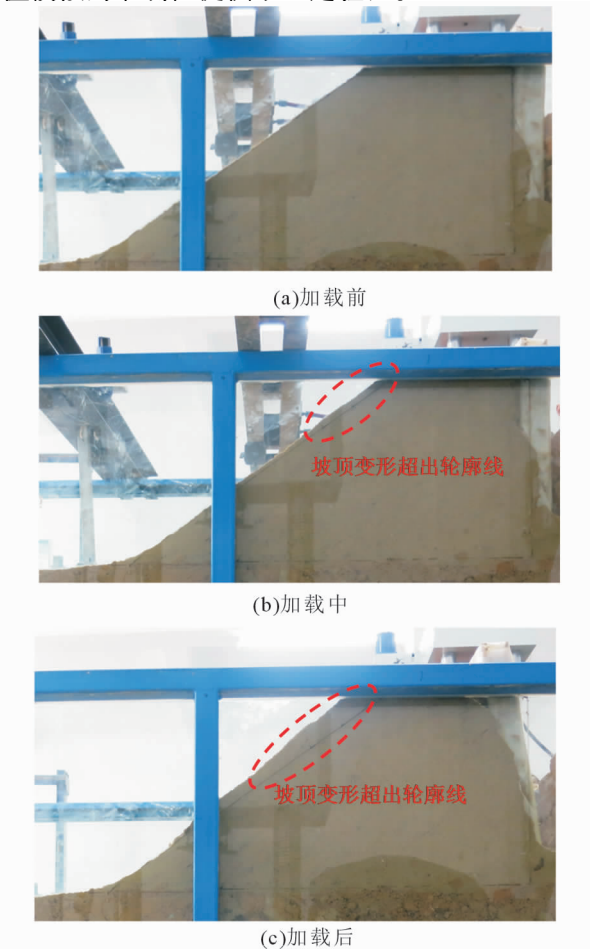


图 11 边坡变形发展过程观测图

Fig. 11 Observation diagram of slope deformation development

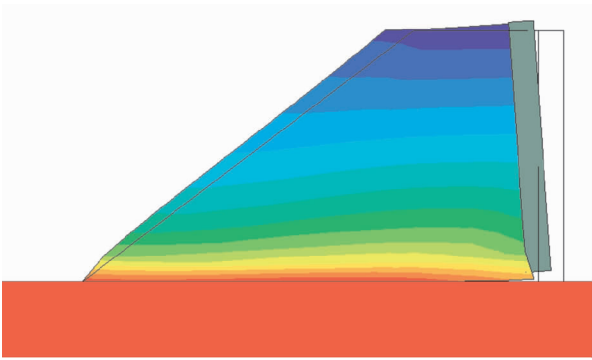


图 12 边坡变形形态模拟图

Fig. 12 Simulation diagram of slope deformation pattern

3.2.2 坡体破坏特征

坡体在高聚物微型抗滑桩加固前后的破坏特征分别见图 13 和图 14 所示,其中加固后的工况以工况 2(单排高聚物微型抗滑桩)为例。

1) 加固前的工况,其坡体随着水平推力的增大而不断被向前推动,这也使得坡面产生类似褶皱的波浪状起伏变形特征[见图 13(a)]。这是典型的推移式滑坡变形现象,该类滑坡为坡体后缘动力导致,其坡体上部(后部)先产生滑动迹象,进而对下部(前部)坡体产生挤压,从而使得坡面岩土体出现波浪状的变形特征。在千斤顶卸载之后,滑坡体随即严重开裂[见图 13(b)]。

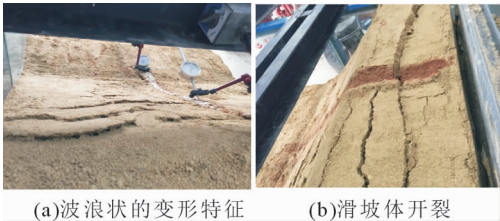


图 13 未加固的边坡破坏特征

Fig. 13 Deformation of unreinforced slope

2) 相比之下,加固后的边坡坡面并未产生波浪状起伏变形特征[见图 14(a)],说明高聚物微型抗滑桩有效地承担了滑坡推力,并较好地增强了坡体的整体性,提升了坡体抵抗变形的能力。同时,虽然在边坡水平加载过程中,高聚物微型抗滑桩已在滑动面处发生断裂,但由于桩体仍然存留于滑坡体内而发挥一定的支撑作用[见图 14(b)],因而在千斤顶卸载后,坡体仍能够保持完整,未出现明显的开裂或坍塌现象。

3.2.3 高聚物微型抗滑桩的破坏

高聚物微型抗滑桩的断裂情况见图 15(工况 2)和图 16(工况 3)。水平推力对坡体中的桩身施加了弯剪荷载,在水平推力达到 1 800 N 时,工

况 2 中的高聚物微型抗滑桩出现断裂现象,而当水平推力达到 2 400 N 时,工况 3 中的后排高聚物微型抗滑桩(靠近承压板)首先发生断裂,而后是前排桩的断裂,进而导致边坡位移突增,最终引发坡体破坏。



(a)加固后边坡整体变形情况 (b)开挖观察桩体

图 14 加固后的边坡破坏特征(以工况 2 为例)

Fig. 14 Deformation of reinforced slope

值得一提的是,虽然高聚物材料强度相对混凝土来说较低,然而,高聚物材料最为重要的优势是能够在十余秒内就完成固化,并可根据需要对固化时间进行调节,因而十分适合滑坡应急抢险工程^[21]。在将来的实际应用中,可在边坡多个位置进行合理布孔,大量而快速地增加布桩数量,以弥补高聚物材料本身强度相对较低的缺陷。同时,还可在桩体中掺入砂石材料并进行配筋,以降低高聚物材料的使用量,提高性价比,增强桩身强度。

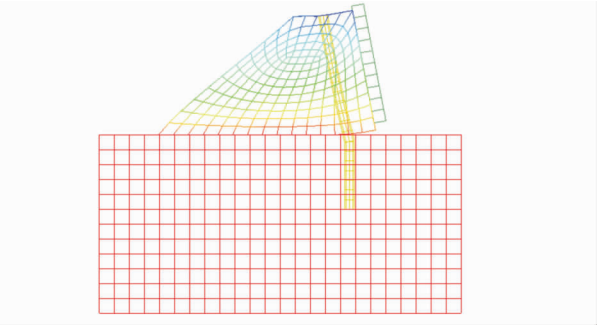


图 15 工况 2 的桩身断裂

Fig. 15 Breakage of pile body in Case 2

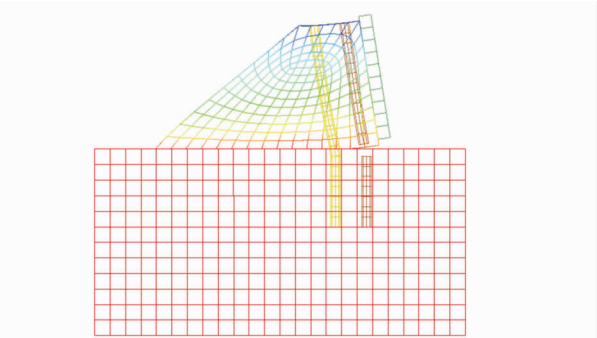


图 16 工况 3 的桩身断裂

Fig. 16 Breakage of pile body in Case 3

3.3 土压力分布

图 17 给出了各边坡工况在不同水平推力下的土压力模拟值。都以施加了 5 级水平推力 (1 500 N) 为例。

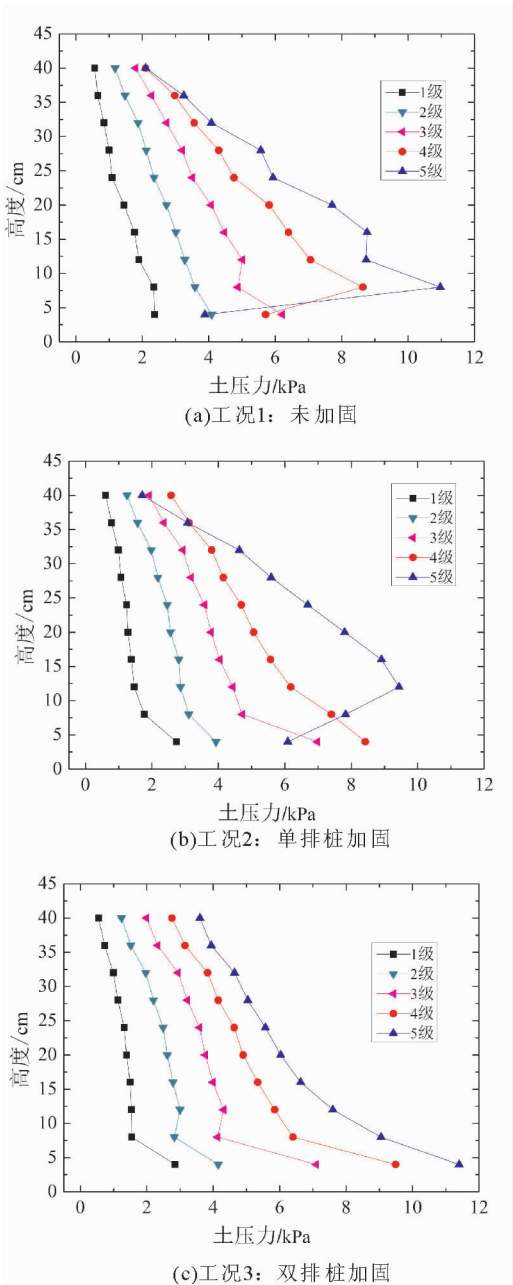


图 17 各边坡工况不同荷载下的土压力模拟值对比
Fig. 17 Comparison of simulated earth pressure under different loads in each slope condition

1)随着水平推力的增大,土压力幅值也逐级增大;在水平推力较小的情况下,承压板尚能够保持平移,土压力分布大致呈现相对理想的上小下大模式,但在约束刚度相对较大的部位(如承压板底部的墙踵处),土压力存在一定的应力集中

现象。这种应力集中现象在加固工况中尤为突出,主要是由于高聚物微型抗滑桩增强了坡体的整体刚度,且高聚物微型抗滑桩的布桩数量越多,这种应力集中现象越显著。

2)随着水平推力的增大,承压板逐渐发生倾斜,这种倾斜现象最早出现在坡体整体刚度较低的未加固工况中,随后是单排高聚物微型抗滑桩加固的工况;承压板的倾斜使得其底部略微脱空(见图 11),对墙踵处的土体约束减弱,从而导致最底部的土压力显著下降。具体而言,工况 1 在水平推力为 3 级(900 N)时,墙踵处的土压力即发生锐减,而工况 2 在水平推力为 4 级(1 200 N)时,墙踵处的土压力出现锐减,但工况 3 由于加固效果最好,5 级水平推力下其土压力仍保持上小下大的模式,且墙踵处的应力集中现象始终存在。

由此可以发现,数值模拟得到的土压力分布变化规律与坡体观测变形较为吻合的,这在一定程度上再次验证了数值模拟的准确性。

4 结论

1)在采用 Drucker-Prager 准则描述岩土体强度特性时,需要将常用的 Mohr-Coulomb 强度参数转换为 Drucker-Prager 强度参数。本研究的实际模拟结果表明,在强度参数转换时,应力洛德角取 0 能够更符合边坡的中主应力系数分布值,能更为准确地反映边坡岩土体的强度特征。

2)数值模拟得到的坡体位移、边坡变形发展过程和坡体破坏特征都与观测现象较为吻合,在一定程度上验证了数值模拟结果的准确性。在施加了 5 级水平推力(1 500 N)后,单排高聚物微型抗滑桩加固后的坡脚、坡中和坡顶的实测位移分别比加固前减小了 33.4%,33.3%和 33.3%,而双排高聚物微型抗滑桩加固后的坡脚、坡中和坡顶的实测位移分别比加固前减小了 55.9%,53.4%和 43.4%。未加固的边坡坡面呈现典型推移式滑坡的波浪状变形特征,加固后的变形显著改善,证明了高聚物微型抗滑桩的加固效果。

3)模拟结果表明,在水平推力达到 1 800 N 时,工况 2 中的高聚物微型抗滑桩出现断裂现象,而当水平推力达到 2 400 N 时,工况 3 中的后排高聚物微型抗滑桩(靠近承压板)首先发生断裂,而后前排桩断裂,进而导致边坡位移突增,引发坡体破坏。

4)水平推力较小的情况下,各工况的土压力分布大致都呈现相对理想的上小下大模式;在约束刚度相对较大的部位(如承压板底部的墙踵处),土压力存在一定的应力集中现象;由于高聚物微型抗滑桩增强了坡体的整体刚度,这种应力集中现象在加固工况中尤为突出,且高聚物微型抗滑桩的布桩数量越多,这种应力集中现象越显著。

5)高聚物材料的强度与常规水泥相比仍然较低,但其最为重要的优势在于能够迅速固化,在将来的工程实践中,宜采用密集布桩的方式,以充分利用高聚物速凝、工期短的优势,通过方便、快捷地设置大量的桩体,达到立竿见影的加固效果。同时,可在桩体中掺入砂石材料并进行配筋,以降低高聚物材料的使用量,提高性价比,并增强桩身强度。

参考文献

- [1] 王复明. 堤坝除险加固高聚物注浆成套技术及装备[D]. 郑州: 郑州大学, 2009.
- [2] 林沛元, 郭潘峰, 郭成超, 等. 钢板、高聚物、土不同材料界面剪切特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(1): 85-93.
LIN P Y, GUO P F, GUO C C, et al. Experimental study on interfacial shear properties of steel plate, polymer and soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, 45(1): 85-93.
- [3] 李晓龙, 陈灿, 王贻森, 等. 自膨胀高聚物浆液劈裂注浆仿真方法研究[J]. 土木工程学报, 2023, 56(12): 156-165.
LI X L, CHEN C, WANG Y S, et al. Simulation method for fracture grouting of expansible polymer in soil[J]. China Civil Engineering Journal, 2023, 56(12): 156-165.
- [4] 李晓龙, 陈坤洋, 陈灿, 等. XFEM 和修正剑桥模型模拟高聚物劈裂注浆方法研究[J]. 水力发电学报, 2023, 42(7): 24-36.
LI X L, CHEN K Y, CHEN C, et al. Study on polymer-fracturing grouting simulations using extended finite element method and modified Cam-clay model[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2023, 42(7): 24-36.
- [5] 夏洋洋, 郝燕洁, 杜雪明, 等. 高聚物定向劈裂注浆动态过程数值模拟[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021, 52(12): 4464-4474.
XIA Y Y, HAO Y J, DU X M, et al. Numerical simulation on dynamic process of polymer directional fracturing grouting[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2021, 52(12): 4464-4474.
- [6] REZAEIMALEK S, HUANG J, BIN-SHAFIQUE S. Evaluation of curing method and mix design of a moisture activated polymer for sand stabilization[J]. Construction and Building Materials, 2017, 146: 210-220.
- [7] REZAEIMALEK S, NASOURI R, HUANG J, et al. Curing method and mix design evaluation of a styrene-acrylic based liquid polymer for sand and clay stabilization[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2018, 30(9): 04018200.
- [8] RODRIGUEZ A, AYYAVU C, SRINATH R, et al. Polyampholyte polymer as a stabiliser for subgrade soil[J]. International Journal of Pavement Engineering, 2018, 19(6): 467-478.
- [9] LATIFI N, SAFUAN A, SIDDIQUA S, et al. Strength measurement and textural characteristics of tropical residual soil stabilised with liquid polymer[J]. Measurement, 2016, 91: 46-54.
- [10] LIU J, FENG Q, WANG Y, et al. Experimental study on unconfined compressive strength of organic polymer reinforced sand[J]. International Journal of Polymer Science, 2018, 2018: 3503415.
- [11] 高翔, 黄卫, 魏亚, 等. 聚氨酯高聚物注浆材料抗压强度测试与模拟[J]. 复合材料学报, 2017, 34(2): 438-445.
GAO X, HUANG W, WEI Y, et al. Experiment and modeling for compressive strength of polyurethane grout materials[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2017, 34(2): 438-445.
- [12] 李嘉, 王博, 张景伟, 等. 高聚物注浆材料动力特性试验研究[J]. 建筑材料学报, 2017, 20(2): 198-203.
LI J, WANG B, ZHANG J W, et al. Experimental research on dynamic property of polymer grouting materials[J]. Journal of Building Materials, 2017, 20(2): 198-203.
- [13] 谢康, 苏谦, 黄俊杰, 等. 无砟轨道路基聚氨酯碎石联结层力学性质研究[J]. 铁道标准设计, 2019, 63(1): 21-25.
XIE K, SU Q, HUANG J J, et al. Study on mechanical properties of polyurethane gravel joint layer of ballastless track subgrade[J]. Railway Standard Design, 2019, 63(1): 21-25.
- [14] 郑前坤. 单轴压缩作用下高聚物注浆材料力学特性

- 及其破坏机理研究[D]. 郑州:郑州大学,2022.
- [15] 石明生,于冬梅,王复明. 高聚物注浆材料的弯曲性能[J]. 材料科学与工程学报,2010,28(4): 514-517.
- SHI M S, YU D M, WANG F M. Bending properties of a polymer grout[J]. Journal of Materials Science & Engineering, 2010, 28(4): 514-517.
- [16] 石明生,夏威夷,王复明,等. 高聚物锚固体与粉土间黏结性能试验研究[J]. 岩土工程学报,2014,36(4): 724-730.
- SHI M S, XIA W Y, WANG F M, et al. Experimental study on bond performance between polymer anchorage body and silt [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(4): 724-730.
- [17] SHI M S, WANG F M, LUO J. Compressive strength of polymer grouting material at different temperatures [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Material Science Edition), 2010, 25(6): 962-965.
- [18] 刘汉龙,费康,杨贵,等. 高聚物胶凝堆石料技术及其抗震性能[J]. 水利水电科技进展,2016,36(1): 60-65.
- LIU H L, FEI K, YANG G, et al. Use of polyurethane foam adhesive-reinforced rockfill material to improve seismic behavior of earth-rockfill dam [J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2016, 36(1): 60-65.
- [19] 刘平,刘汉龙,肖杨,等. 高聚物胶凝堆石料静力特性试验研究[J]. 岩土力学,2015,36(3): 749-754.
- LIU P, LIU H L, XIAO Y, et al. Experimental research on mechanical properties of PFA-reinforced rockfill materials [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(3): 749-754.
- [20] 陈青生,李宇轩,肖衡林,等. 考虑颗粒级配影响的高聚物改良钙质砂抗剪强度特性试验研究[J]. 科学技术与工程,2020,20(28): 11718-11724.
- CHEN Q S, LI Y X, XIAO H L, et al. Shear behavior of calcareous sands improved by polyurethane foam adhesive considering effects of particle size distribution [J]. Science Technology and Engineering, 2020, 20(28): 11718-11724.
- [21] 张智超,柳侃,叶龙珍,等. 采用高聚物注浆治理滑坡的新技术探讨[J]. 工程地质学报,2016,24(增刊): 186-191.
- ZHANG Z C, LIU K, YE L Z, et al. Discussion on the new technology of treatment of landslide by high polymer grouting[J]. Journal of Engineering Geology, 2016, 24(S1): 186-191.
- [22] 石明生,王复明,刘恒,等. 堤坝高聚物定向劈裂注浆试验与有限元模拟[J]. 水利学报,2016,47(8): 1087-1092.
- SHI M S, WANG F M, LIU H, et al. Finite-element simulation and experiment on polymer directional fracturing and grouting for dykes and dams[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2016, 47(8): 1087-1092.
- [23] 李斌,方宏远,王复明. 脱空排水管道高聚物修复前后力学特性分析[J]. 郑州大学学报(工学版),2019,40(1): 62-66.
- LI B, FANG H Y, WANG F M. Analysis of the mechanical characteristics of disengaging drainage pipe before and after polymer repairing [J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2019, 40(1): 62-66.
- [24] 徐建国,胡会明,钟燕辉,等. 地下管道沉降与脱空高聚物注浆修复数值分析[J]. 地下空间与工程学报,2017,13(5): 1165-1172.
- XU J G, HU H M, ZHONG Y H, et al. Numerical analysis on underground pipe settlement and vacancy repairing with polymer injection[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2017, 13(5): 1165-1172.
- [25] ZANZI L, IZADI Y M, KARIMI N S, et al. Time-lapse GPR measurements to monitor resin injection in fractures of marble blocks [J]. Sensors, 2023, 23(20): 84-90.
- [26] WANG Y, HAN M. Optimal design of slope reinforcement by a new developed polymer micro anti-slide pile in case of emergency and disaster relief[J]. Natural Hazards, 2022, 112(1): 899-917.
- [27] 欧孝夺,唐迎春,崔伟,等. h型抗滑桩模型试验及数值模拟[J]. 岩石力学与工程学报,2012,31(9): 1936-1943.
- OU X D, TANG Y C, CUI W, et al. Model test and numerical simulation of h-shaped anti-sliding pile [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(9): 1936-1943.
- [28] 魏元友. 扶壁码头刚性模型土压力量测[J]. 岩土工程学报,1985,7(2): 35-45.
- WEI Y Y. Measurements of earth pressure acting on counterfort structure wharf model (Rigid Body) [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1985, 7(2): 35-45.
- [29] 石明生. 高聚物注浆材料特性与堤坝定向劈裂注浆机理研究[D]. 大连:大连理工大学,2012.
- [30] DIMAGGIO F L, SANDLER I S. Material model for granular soils[J]. Journal of the Engineering Mechan-

ics Division, 1971, 97(3): 935-950.

[31] HALLQUIST J O. LS-DYNA keyword user's manual (971 R6.0.0) [M]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2012.

[32] 李广信. 高等土力学[M]. 北京:清华大学出版社, 2004.

[33] XIAO Y, LIU H, ZHU J, et al. Modeling and behaviours of rockfill materials in three-dimensional stress space [J]. Science China Technological Sciences, 2012, 55(10): 2877-2892.

[34] 邓楚键, 何国杰, 郑颖人. 基于 M-C 准则的 D-P 系列准则在岩土工程中的应用研究[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(6): 735-739.

DENG C J, HE G J, ZHENG Y R. Studies on Drucker-Prager yield criterions based on M-C yield criterion and application in geotechnical engineering [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(6): 735-739.

[35] 邓楚键, 郑颖人, 朱建凯. 平面应变条件下 M-C 材料屈服时的中主应力公式[J]. 岩土力学, 2008, 29(2): 310-314.

DENG C J, ZHENG Y R, ZHU J K. Formula of intermediate principal stress at failure for Mohr-Coulomb material in plane strain state [J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 310-314.

[36] 郑颖人, 赵尚毅. 有限元强度折减法在土坡与岩坡中的应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 21(19): 3381-3388.

ZHENG Y R, ZHAO S Y. Application of strength reduction fem in soil and rock slope [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 21(19): 3381-3388.

[37] YI X J. Numerical and analytical modeling of sanding onset prediction [D]. College Station: Texas A&M University, 2003.

(编辑 雷雁林)