

非饱和-饱和状态变化对离子吸附型稀土矿抗剪强度的影响研究

叶云雪¹, 李建琪¹, 洪本根², 吴珺华^{1*}, 易博文³, 喻 勇¹

(1. 南昌航空大学 土木与交通学院, 江西 南昌 330063;

2. 龙岩市稀土开发有限公司, 福建 龙岩 364000;

3. 南昌大学 工程建设学院, 江西 南昌 330031)

摘 要:离子吸附型稀土矿山的注液工程与矿体由非饱和向饱和状态变化,二者之间存在必然联系,明确非饱和-饱和状态变化下矿山相对稳定区及非稳定区有助于矿山安全施工和滑坡预警监测。为研究注液过程中非饱和-饱和状态变化对离子吸附型稀土矿山边坡稳定性的影响,考虑初始干密度、初始含水率、浸矿剂浓度、浸矿剂类型、颗粒级配五因素三水平正交试验设计,通过开展一系列非饱和直剪试验和饱和三轴不排水试验,探究非饱和和饱和条件下离子吸附型稀土矿抗剪强度指标受不同因素的影响程度及其随因素水平的变化规律。研究结果表明:初始含水率(基质吸力)对非饱和稀土矿抗剪强度的贡献主要体现在黏聚力,浸矿剂浓度主要体现在内摩擦角,但浸矿剂浓度对饱和稀土矿抗剪强度的贡献则体现在黏聚力;在整个注液过程中矿区存在矿体抗剪强度较大区域和较低区域;相比常规的硫酸铵浸矿剂,复合浸矿剂[$m(\text{硫酸镁}):m(\text{硫酸铵})=1:1$]不仅可以减少氨氮污染,还有利于矿山边坡稳定性。研究结果对实现离子吸附型稀土矿安全绿色开采具有重要指导意义。

关键词:离子吸附型稀土矿;非饱和;矿山边坡稳定;正交试验设计;抗剪强度

中图分类号:TU411.3

文献标识码:A

文章编号:1004-0277(2026)03-0025-13

离子吸附型稀土矿(以下简称离子型稀土矿)是世界罕见的矿产资源^[1]。随着浸取技术的不断发展,离子型稀土矿先后经历了池浸、堆浸和原地浸矿工艺,目前离子型稀土矿的开采主要以原地浸矿工艺为主。在原地浸矿工艺下离子型稀土矿山

的滑坡及潜在滑坡易发生在表土层和全风化层,即浅层滑坡^[2],且矿山边坡的变形以裂缝变形为主^[3],沉降变形为辅^[4]。

硫酸铵作为常规浸矿剂,其使用将导致大量氨氮废水残留在矿体中,氨态氮在矿体中经过迁移还

收稿日期:2023-11-07

基金项目:国家自然科学基金项目(51869013);江西省教育厅科学技术研究项目(GJJ210920);南昌航空大学博士启动基金项目(EA201911396)

作者简介:叶云雪(1988-),男,安徽芜湖人,博士,讲师,主要从事非饱和土力学与环境岩土工程等方面的研究,E-mail: yeyunxue@163.com

* 通信作者:吴珺华,教授,E-mail: wjh0796@163.com

DOI:10.3724/S1004-0277.202603004

会污染地下水资源,这对于离子型稀土矿高效绿色开采技术提出了更高的要求^[5,6]。一些学者提出了铵盐复合浸矿剂^[7]、无铵浸矿剂^[8,9]和少铵浸矿剂^[10,11]等不同类型的浸矿剂,且重点关注稀土浸出效率、浸矿液渗流速率和母液杂质含量等方面^[6],鲜有从矿山边坡稳定性的角度考虑。随着浸矿剂溶液连续不断地经注液井入渗至矿体中,不仅增加了矿体的自重,而且减小了矿体的抗剪强度,降低了矿山边坡的安全稳定性^[12]。

黏聚力和内摩擦角是决定抗剪强度大小的重要指标,是控制离子型稀土矿山边坡稳定的主要依据。在注液过程中,影响离子型稀土矿抗剪强度的因素主要包括矿体的初始干密度和含水率^[13]、颗粒级配^[14]、基质吸力^[15]和浸矿剂浓度^[16]等。由于实际矿山的地质条件复杂,且注液通常遵循“先上后下、先浓后淡、先液后水”的原则,使得上述因素在矿体中分布呈现明显的空间变异性,而现有关于离子型稀土矿抗剪强度的研究大多集中在单因素分析方法^[16],或者多因素分析方法但浸矿剂单一^[17],难以满足实际工程需求,尤其是考虑地质灾害可控和高效绿色开采的基本要求。硫酸镁替代硫酸铵作为浸矿剂是满足矿山无氨化开采的首选,但硫酸镁对稀土的浸出能力低于硫酸铵,且硫酸镁市场价格高于硫酸铵^[8,10]。

为了同时兼顾注液成本与矿山绿色开采需求,选择硫酸铵和硫酸镁作为复合浸矿剂是一种较为可行的做法。除了上述影响因素,注液前矿山受局部施工开挖扰动和注液后矿体由非饱和向饱和状态转变两个因素的影响将进一步导致矿山边坡的

稳定性变得复杂、多变。尽管如此,在整个注液过程中矿体抗剪强度仍被期望尽可能大,若矿区存在矿体抗剪强度较大的区域,则考虑在该区域优先布置注液井、集液坑道或导流孔,从而更好地指导矿山施工。同样,在整个注液过程中,若矿区存在矿体抗剪强度较低的区域,则应加强该区域矿山安全监测,便于矿山滑坡预警。

以福建龙岩某矿场的离子型稀土矿为研究对象,基于正交试验设计,利用室内直剪试验研究不同初始干密度、初始含水率、浸矿剂浓度、浸矿剂类型和颗粒级配影响下非饱和离子型稀土矿抗剪强度指标的变化规律,结合室内不固结不排水剪试验(Unconsolidated undrained shear test, UU)研究不同初始干密度、初始含水率、浸矿剂浓度和浸矿剂类型影响下饱和离子型稀土矿抗剪强度指标的变化规律,探究矿体从非饱和向饱和状态转变时影响抗剪强度指标的主要因素,以及在整个注液过程中矿体抗剪强度较大的相对稳定区域和抗剪强度较低的非稳定区域。

1 试验材料与方案

1.1 试验材料

离子型稀土矿取自于福建龙岩某矿场内,以钇、镧、钕、钐、铈等稀土元素为主。X 射线衍射(XRD)分析可以鉴定黏土矿物种类^[18~20],结果显示稀土矿主要矿物成分为高岭石 62%、伊利石 24.6%、石英 12.2%和石灰石 1.2%。试验用土的基本物理性质见表 1,其中 ρ_{dmax} 为最大干密度, w_{op} 为最优含水率。

表 1 试验用土的基本物理性质
Table 1 Basic physical properties of soil for testing

Specific gravity	Liquid limit/ %	Plastic limit/ %	Plasticity index	ρ_{dmax} / (g/cm ³)	w_{op} / %	Grain size composition		
						5 mm~2 mm	2 mm~0.075 mm	< 0.075 mm
2.71	36.11	23.16	12.95	1.76	19.7	17.4	74.2	8.4

1.2 试验方案

1.2.1 非饱和直剪试验

基于原位钻孔取样资料得到取样点的干密度分布约为 1.40 g/cm³~1.60 g/cm³,含水率分布约为 16%~24%,因此初始(制样)干密度的水平分别设为 1.40 g/cm³、1.50 g/cm³、1.60 g/cm³,初始(制样)含水率的水平分别设为 16%、20%、24%。根据文献调研并结合矿场注液资料,浸矿剂浓度(溶质与溶剂的质量比)的水平分别设为 2%、3%、5%,浸矿剂类型(硫酸镁与硫酸铵的固体质量比)的水平分别设为 $m(\text{硫酸镁}):m(\text{硫酸铵})$ 为 0:10、3:7、5:5。矿样经过碾碎、风干,通过不同孔径筛网可获得不同级配矿样,因此将颗粒级配的水平分别设为 2 mm、0.5 mm、0.075 mm,且不同水平代表矿样的最大粒径。非饱和稀土矿正交试验方案如表 2 所示,表中 1、2、3 表示各因素对应水平的编号,正交试验设计表选用五因素三水平,共 18 组试验(设误差列)。根据设定的目标含水率配置湿矿样并密封静置至少 24 h,通过静压法完成环刀试样(直径 61.8 mm、高 20 mm)的制作,每组试验制作 4 个平行样,合计 72 个试样。为了与 UU 试验相对应,直剪试验采用快剪试验,垂直压力分别设为 50 kPa、100 kPa、200 kPa、300 kPa。

表 2 直剪试验因素与水平表

Table 2 Factors and levels of direct shear test				
Number	Factor	Level		
		1	2	3
A	Initial dry density/(g/cm ³)	1.40	1.50	1.60
B	Initial water content/%	16	20	24
C	Concentration of leaching agent/%	2	3	5
D	Type of leaching agent [MgSO ₄ :(NH ₄) ₂ SO ₄]	0:10	3:7	5:5
E	Particle grade/mm	2	0.5	0.075

1.2.2 饱和 UU 试验

通过击样法完成三轴试样(直径 39.1 mm、高度 80 mm)的制作,试样制备完后进行真空抽气饱

和,抽气时间不低于 1 h,饱和时间不低于 24 h。试样饱和结束后进行 UU 试验,仪器采用 LF-TAS 全自动三轴仪,剪切速率设为 0.8 mm/min,围压分别设为 100 kPa、200 kPa、300 kPa。在真空抽气饱和过程中,盐溶液长时间浸泡会导致矿样抗剪强度降低、矿样软化,不利于脱模,且试样安装时受人为因素干扰明显。为了保证 UU 试验的准确度,颗粒级配不作为正交因素考虑,按照某处取样点进行筛分,选定的粒度成分:2 mm~0.075 mm 占 95%、小于 0.075 mm 占 5%。经试验确定初始干密度和浸矿剂浓度最佳范围分别为 1.45 g/cm³~1.55 g/cm³和 3%~5%。饱和稀土矿正交试验方案如表 3 所示。初始干密度的水平分别设为 1.45 g/cm³、1.50 g/cm³、1.55 g/cm³,浸矿剂浓度的水平分别设为 3%、4%、5%,其余因素及水平见表 3,其中浸矿剂类型为复合浸矿剂,其水平为 $m(\text{硫酸镁})$ 与 $m(\text{硫酸铵})$ 的比值。正交试验设计表选用四因素三水平,共 9 组试验,每组试验制作 3 个平行样,合计 27 个试样。

表 3 UU 试验因素与水平表
Table 3 Factors and levels of UU test

Number	Factor	Level		
		1	2	3
A'	Initial dry density/(g/cm ³)	1.45	1.50	1.55
B'	Initial water content/%	16	20	24
C'	Concentration of leaching agent/%	3	4	5
D'	Type of leaching agent [MgSO ₄ :(NH ₄) ₂ SO ₄]	5:5	0:10	3:7

2 试验结果

2.1 正交快剪试验结果

2.1.1 极差分析

非饱和稀土矿正交快剪试验结果如表 4 所示。将黏聚力和内摩擦角分别作为评价指标,采用极差分析法不仅可以确定抗剪强度指标的主次影响因素,还可以研究抗剪强度指标随主要因素指标的演化规律。在进行极差分析时,极差 r 表示 k_i 的最大

值与最小值之差, r 值越大, 说明某个因素对评价指标的影响程度越大, 其中 k_i 是 $K_i (i = 1, 2, 3)$ 的平均值, K_i 为某个因素第 i 个水平的指标之和。为方便直观地看出各因素水平变动时各评价指标的波动情况, 绘制直观变化图(图 1)。

由图 1 可知, 非饱和离子型稀土矿的黏聚力与初始干密度、颗粒级配和浸矿剂类型三个因素呈正相关关系, 与初始含水率和浸矿剂浓度两个因素则呈负相关关系。除了初始含水率, 非饱和离子型稀土矿的内摩擦角与黏聚力变化规律一致。

通过对表 4 进行极差分析可知, 因素 A、B、C、D、E 列和误差列的 r 值分别为 41.59、18.78、4.57、2.46、76.28 和 4.49, 故影响非饱和稀土矿黏聚力的主次因素依次为颗粒级配、初始干密度、初始含水率、浸矿剂浓度、浸矿剂类型; 同理, 因素 A、B、C、D、E 列和误差列的 r 值分别为 0.74、0.40、1.59、1.12、0.92 和 0.46, 故影响非饱和稀土矿内摩擦角的主次因素依次为浸矿剂浓度、浸矿剂类型、颗粒级配、初始干密度、初始含水率。在注液工程中, 为了避免离子型稀土矿发生浅层滑坡, 矿体黏聚力和内摩擦角被期望尽可能大, 通过观察图 1 可知, 五因素三水平综合影响下非饱和稀土矿黏聚力最佳组合为

A3B1C1D3E3 和内摩擦角最佳组合为 A3B2C1D3E3。同理, 也可知, 五因素三水平综合影响下非饱和稀土矿黏聚力不利组合为 A1B3C3D2E1 和内摩擦角不利组合为 A1B3C3D1E1。

表 4 正交快剪试验结果

Table 4 Results of orthogonal quick shear test								
Number	A	B	C	D	E	Error	c/kPa	$\phi/(\text{^\circ})$
1	1	1	1	1	1	1	23.35	28.87
2	1	1	2	2	3	3	87.63	29.31
3	1	2	1	3	3	3	88.49	30.74
4	1	2	3	1	2	2	21.82	27.94
5	1	3	2	3	2	2	18.62	29.76
6	1	3	3	2	1	1	9.68	27.75
7	2	1	1	3	2	2	70.65	30.53
8	2	1	3	1	3	3	107.39	28.48
9	2	2	2	2	2	2	51.91	29.46
10	2	2	3	3	1	1	14.70	28.75
11	2	3	1	2	3	3	85.61	30.52
12	2	3	2	1	1	1	12.64	27.07
13	3	1	2	3	1	1	58.61	30.08
14	3	1	3	2	2	2	75.39	29.26
15	3	2	1	2	1	1	47.71	30.16
16	3	2	2	1	3	3	133.64	29.89
17	3	3	1	1	2	2	62.19	30.16
18	3	3	3	3	3	3	121.59	29.28

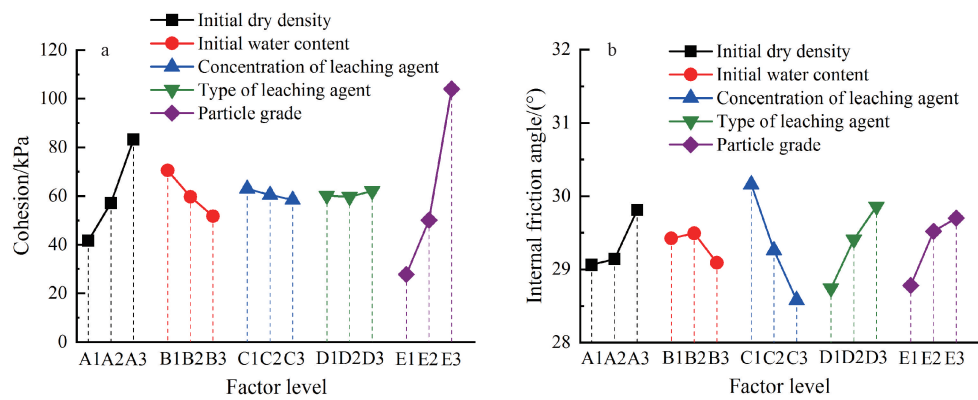


图 1 非饱和稀土矿抗剪强度指标 (a) 与因素水平趋势图 (b)

Fig. 1 Trend of shear strength indexes (a) versus factor levels (b) for unsaturated rare earth ore

2.1.2 方差分析

当采用黏聚力作为评价指标时, 浸矿剂浓度与

误差列的 r 值接近, 浸矿剂类型的 r 值小于误差列; 当采用内摩擦角作为评价指标时, 初始含水率的 r

值小于误差列。为了确定各因素对评价指标结果是否具有显著影响,避免试验误差引起的影响超过因素水平变化产生的影响,还需要进行多因素试验

的方差分析。方差分析结果列入表 5 中,其中 F 值为显著性差异的水平, p 值为检验水平($p<0.05$ 表示显著性, $p<0.01$ 表示高度显著性)。

表 5 正交快剪试验方差分析

Table 5 Analysis of variance of orthogonal quick shear test

Evaluation index	Source of variance	Sum of squares of deviations	Freedom	Mean square	F value	p value
c/kPa	A	5299.154	2	2649.577	20.902	0.004
	B	1066.102	2	533.051	4.205	0.085
	C	62.870	2	31.435	0.248	0.789
	D	20.102	2	10.051	0.079	0.925
	E	18455.901	2	9227.951	72.797	0
	Error	61.410	2	30.705	0.242	0.794
	Residual	633.813	5	126.763	/	/
$\phi/(\text{°})$	A	2.014	2	1.007	9.769	0.019
	B	0.549	2	0.275	2.665	0.163
	C	7.599	2	3.800	36.870	0.001
	D	3.827	2	1.913	18.565	0.005
	E	2.864	2	1.432	13.894	0.009
	Error	0.746	2	0.373	3.619	0.107
	Residual	0.515	5	0.103	/	/

由表 5 可知,初始干密度和颗粒级配对黏聚力试验结果具有高度显著性,而浸矿剂浓度和浸矿剂类型则不显著。值得注意的是,初始含水率的 p 值介于 0.05~0.1 之间,可看作具有边缘显著性,这是因为非饱和矿样中基质吸力对黏聚力的贡献虽然有限但不可忽略,尤其是初始含水率较低的情况下;同理,浸矿剂浓度、浸矿剂类型和颗粒级配对内摩擦角试验结果具有高度显著性,初始干密度具有显著性,而初始含水率则不显著。

根据方差分析结果,将显著因素水平与评价指标值绘制在图 2 中,由图 2a 可知,随着初始干密度和颗粒级配中细粒组(粉粒或黏粒)含量占比增加,矿样黏聚力明显增大,且颗粒级配引起的黏聚力变化幅度要大于初始干密度;随着初始含水率的增加矿样黏聚力线性减小,且初始含水率的水平改变对

内摩擦角试验结果几乎无影响,因此基质吸力对非饱和稀土矿抗剪强度的贡献本质上是对黏聚力的影响。

由图 2b 可知,随着初始干密度增加、颗粒级配中细粒组含量占比增加、浸矿剂类型中硫酸镁占硫酸铵的比重增加,矿样内摩擦角略微增大,且颗粒级配和浸矿剂类型引起的内摩擦角变化幅度要大于初始干密度;随着浸矿剂浓度的增加,矿样内摩擦角近似线性减小,基于浸矿剂浓度的水平改变对黏聚力几乎无影响,因而浸矿剂浓度对非饱和稀土矿抗剪强度的贡献本质上是对内摩擦角的影响。

根据非饱和稀土矿正交试验结果可知,黏聚力最佳组合为 A3B1C1D3E3,内摩擦角最佳组合为 A3B2C1D3E3,由于初始含水率(B)的水平改变对黏聚力具有明显影响,而对内摩擦角几乎无影响,因此

抗剪强度最佳组合为 A3B1C1D3E3,即当矿样初始干密度为 1.60 g/cm³,初始含水率为 16%,浸矿剂浓度为 2%,浸矿剂类型为复合浸矿剂且 $m(\text{硫酸铵})$:

$m(\text{硫酸铵})=1:1$,颗粒级配以细粒组(<0.075 mm)为主时非饱和矿体抗剪强度较高,有利于矿山边坡的稳定性,且复合浸矿液有助于减少氨氮污染。

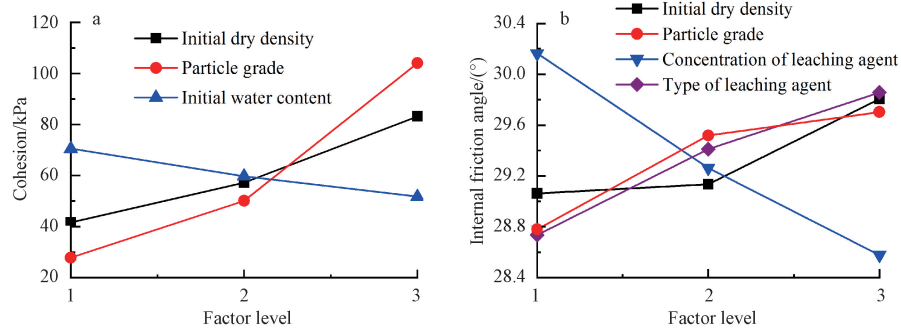


图 2 因素水平与黏聚力的关系 (a) ;因素水平与内摩擦角的关系 (b)

Fig. 2 The relationship between factor levels and cohesion (a) ; The relationship between the level of the factor and the angle of internal friction (b)

同理,黏聚力不利组合为 A1B3C3D2E1,内摩擦角不利组合为 A1B3C3D1E1,由于初始干密度(A)、颗粒级配中细粒组含量占比(E)与黏聚力或内摩擦角呈正相关关系,初始含水率(B)是影响黏聚力的显著因素,其水平变化对内摩擦角影响较小,浸矿剂浓度(C)与内摩擦角呈负相关关系,浸矿剂类型(D)与内摩擦角呈正相关关系,且因素 C 和因素 D 的水平变化均对黏聚力影响较小,因此抗剪强度不利组合选取 A1B3C3D1E1,即由不利组合和方差分析结果可知,当矿样初始干密度为 1.40 g/cm³、初始含水率为 24%、浸矿剂浓度为 5%、浸矿剂类型为硫酸铵、颗粒级配以砂粒(<2 mm)为主时非饱和矿体抗剪强度较低。

2.2 正交 UU 试验结果

2.2.1 极差分析

在室内 UU 试验数据处理过程中,发现抗剪强度包络线均不是一条水平直线,这可能是因为试样经过真空抽气并未完全饱和,即试样饱和度低于 1,在试样剪切过程中,孔隙气被压缩或部分溶解于孔隙水中,从而使试样的干密度有所提高,抗剪强度也随之增加,此时 UU 试验抗剪强度包络线为一条曲线^[21]。为了便于工程应用,UU 试验抗剪强度包

络线常用倾斜直线代替曲线。由表 6 可知,在初始干密度较低时,UU 试验结果的内摩擦角较小可忽略,随着初始干密度的增加,UU 试验结果的内摩擦角是无法忽视的。这意味着初始干密度越大孔隙比越小,试样通过真空抽气法达到完全饱和的难度更大。

表 6 正交 UU 试验结果

Table 6 Orthogonal UU test results

Number	A'	B'	C'	D'	c/kPa	φ/(°)
1	1	1	1	1	9.7	6.44
2	1	2	2	2	20.3	2.81
3	1	3	3	3	6.5	7.97
4	2	3	1	2	4.8	20.31
5	2	1	2	3	6.4	10.98
6	2	2	3	1	2.7	16.28
7	3	2	1	3	13.9	15.38
8	3	3	2	1	26.3	18.13
9	3	1	3	2	16.1	14.66

图 3 为饱和稀土矿抗剪强度指标与因素水平趋势图,由图 3 可知,饱和离子型稀土矿的黏聚力仅与初始含水率呈正相关关系,与初始干密度、浸

矿剂浓度及浸矿剂类型之间均呈非单调变化关系,正相关,与浸矿剂类型则呈负相关,并随浸矿剂浓度增大呈先降后升的趋势。

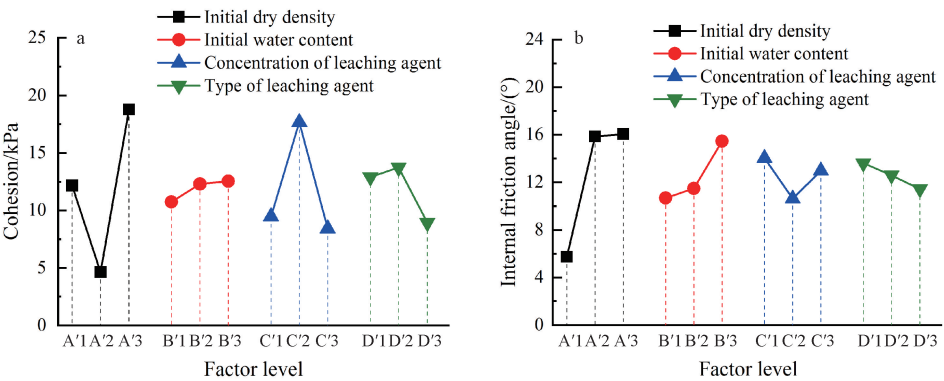


图 3 (a) 饱和稀土矿抗剪强度指标; (b) 因素水平趋势图

Fig. 3 (a) Shear strength parameters of saturated rare earth ore; (b) Trend plot of factor levels

对比图 1 和图 3, 结合表 4 和表 6 可知, 非饱和稀土矿抗剪强度指标的大小比对应的饱和稀土矿抗剪强度指标均要大, 非饱和稀土矿的 c 值均值为 60.65 kPa、最小值为 27.78 kPa, ϕ 值均值为 29.33°、最小值为 28.58°。饱和稀土矿的 c 值均值为 11.86 kPa、最大值为 18.77 kPa, ϕ 值均值为 12.55°、最大值为 16.06°, 故相同条件下饱和稀土矿边坡较非饱和稀土矿边坡更易失稳。

通过对表 6 进行极差分析可知, 因素 A'、B'、C' 和 D' 列的 r 值分别为 14.14、1.80、9.24 和 4.80, 故影响饱和稀土矿黏聚力的主次因素依次为初始干密度、浸矿剂浓度、浸矿剂类型、初始含水率; 同理, 因素 A'、B'、C' 和 D' 列的 r 值分别为 10.32、4.78、3.40 和 2.18, 故影响饱和稀土矿内摩擦角的主次因素依次为初始干密度、初始含水率、浸矿剂浓度、浸矿剂类型。通过观察图 3 可知, 四因素三水平综合影响下饱和稀土矿黏聚力最佳组合为 A'3B'3C'2D'2 和内摩擦角最佳组合为 A'3B'3C'1D'1。同理, 也可获得四因素三水平综合影响下饱和稀土矿黏聚力不利组合 A'2B'1C'3D'3 和内摩擦角不利组合 A'1B'1C'2D'3。

2.2.2 方差分析

鉴于最次要因素对评价指标试验结果的影响

很小, 可将初始含水率和浸矿剂类型分别设为黏聚力和内摩擦角方差分析表中的误差列, 方差分析结果参见表 7。

由表 7 可知, 在所研究正交水平范围内, 初始干密度和浸矿剂浓度两个因素对黏聚力试验结果具有显著性, 而浸矿剂类型对黏聚力试验结果则不显著; 初始干密度对内摩擦角试验结果具有显著性, 而浸矿剂浓度和浸矿剂类型两个因素对内摩擦角试验结果则不显著。

2.2.3 显著因素分析

图 4 为黏聚力与初始干密度的关系, 由图 4 可知, 矿样黏聚力随初始干密度的增加先减小后增大, 这与文献[22]的结论是类似的。在一定初始干密度范围内, 黏聚力随初始干密度的增加不断减小, 当初始干密度超过约 1.50 g/cm³ 时, 黏聚力随初始干密度的增加而增大, 其中曲线拟合的回归方程采用二次多项式(下同)。

图 5 为黏聚力与浸矿剂浓度的关系, 由图 5 可知, 矿样黏聚力随浸矿剂浓度的增加先增大后减少。在一定浸矿剂浓度范围内, 当浸矿剂浓度小于 4% 时, 随着浸矿剂浓度的增加, 矿样黏聚力逐渐增大; 当浸矿剂浓度大于 4% 时, 随着浸矿剂浓度的增加, 矿体黏聚力不断减小。

表 7 正交 UU 试验方差分析

Table 7 Analysis of variance in orthogonal UU tests

Evaluation index	Source of variance	Sum of squares of deviations	Freedom	Mean square	<i>F</i> value	<i>p</i> value
<i>c</i> /kPa	A′	300.062	2	150.031	52.195	0.019
	C′	153.562	2	76.781	26.712	0.036
	D′	39.469	2	19.734	6.865	0.127
	Error	5.749	2	2.874	/	/
ϕ / (°)	A′	208.821	2	104.410	29.440	0.033
	B′	39.292	2	19.646	5.539	0.153
	C′	18.164	2	9.082	2.561	0.281
	Error	7.093	2	3.547	/	/

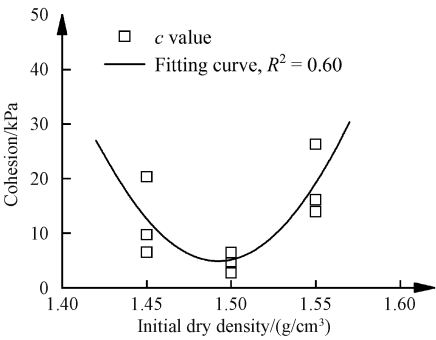


图 4 黏聚力与初始干密度的关系

Fig. 4 Relationship between cohesion and initial dry density

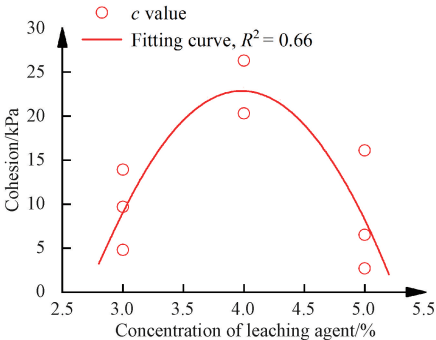


图 5 黏聚力与浸矿剂浓度的关系

Fig. 5 Relationship between cohesion and leaching agent concentration

图 6 为初始干密度与内摩擦角的关系,由图 6 可知,矿样内摩擦角随初始干密度的增加先增大后减小,这与文献[23]的结论相似。在一定初始干密

度范围内,内摩擦角随初始干密度的增加不断增大,当初始干密度超过约 1.53 g/cm³ 时,内摩擦角随初始干密度的增加呈下降趋势。

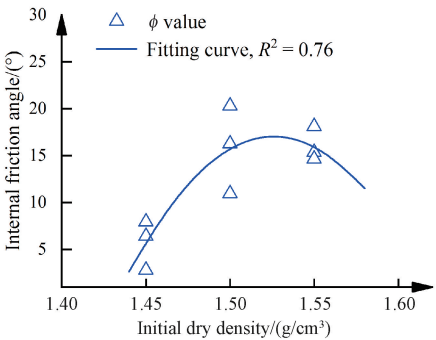


图 6 初始干密度与内摩擦角的关系

Fig. 6 Relationship between initial dry density and internal friction angle

3 对比分析

3.1 浸矿前与浸矿后

在 3%~4% 浸矿剂浓度范围内,黏聚力随浸矿剂浓度的增加有增大的趋势(图 5)。基于注液原则,明确低浓度浸矿剂对矿体黏聚力的影响尤为重要。为了进一步分析 0~4% 浸矿剂浓度范围内饱和稀土矿抗剪强度指标的变化规律,根据黏聚力最佳组合(A′3B′3C′2D′2)分别设置对照组、浸矿组和尾矿组 UU 试验。

矿样的初始干密度设为 1.55 g/cm^3 , 初始含水率设为 24%, 其中对照组矿样在制样和真空抽气饱和时均采用无气水, 模拟矿山开采前饱和和矿体的抗剪强度; 浸矿组矿样在制样和真空抽气饱和时均采用 4% 硫酸铵溶液, 模拟矿山开采期间矿体的抗剪强度; 尾矿组矿样在完成浸矿组 UU 试验的基础上再次对矿样进行碾碎、风干, 并过 2 mm 筛, 且在二次制样和真空抽气饱和时均采用无气水, 模拟矿山开采后期矿体因注入顶水或受降雨影响的抗剪强度。

图 7 为浸矿组的应力-应变曲线和抗剪强度包络线, 其中 σ_1 、 σ_3 分别为轴压和围压 (kPa), ε_a 为轴向应变 (%), τ 为剪应力 (kPa)。由图 7 可

知, 应力-应变曲线随围压的增加呈应变硬化现象, 抗剪强度包络线斜率不为 0。其余两组的应力-应变曲线和抗剪强度包络线变化规律与浸矿组是类似的。

将对照组、浸矿组和尾矿组对应的抗剪强度指标分别列入表 8 中。由表 8 可知, 与对照组相比, 尾矿组的 c 值降低了 28.5 kPa, ϕ 值增加了 4.9° ; 浸矿组的 c 值降低了 12.7 kPa, ϕ 值增加了 2.6° 。由此可见, 在 0~4% 硫酸铵浓度范围内, 随着矿样孔隙溶液浓度的增加, 黏聚力先减小后增加, 内摩擦角先增大后减小, 且黏聚力变化幅度明显, 这与文献[16]在 0~3.5% 硫酸铵浓度范围内黏聚力和内摩擦角的变化规律是一致的。

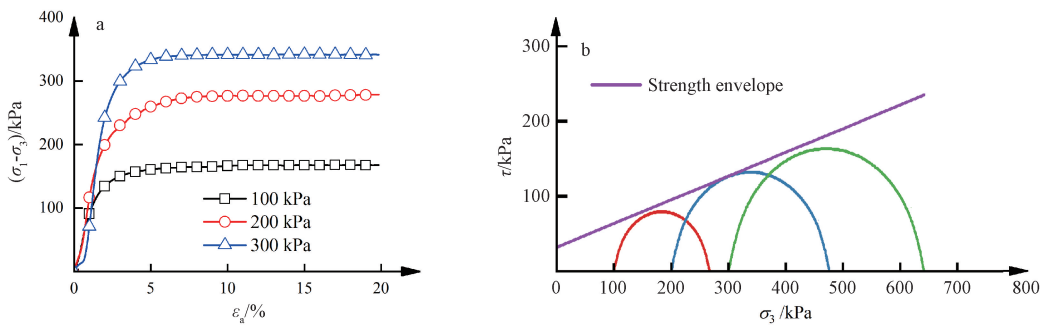


图 7 浸矿组的应力-应变曲线 (a) 和抗剪强度包络线图 (b)

Fig. 7 Stress-strain curves (a) and shear strength envelope plots (b) of the leaching group

表 8 三组矿样的抗剪强度指标值

Table 8 The shear strength index values of three groups of ore samples

Group	c/kPa	$\phi/(\text{^\circ})$
Control group	45.2	14.9
Leaching group	32.5	17.5
Tailings group	16.7	19.8

因此, 在一定浸矿剂浓度 (0~4%) 范围内, 随着浸矿剂浓度的降低, 黏聚力先减小后增加, 在浸矿剂浓度为 0 时达到最大。

基于内摩擦角最佳组合, 采用 3% 复合溶液 [$m(\text{硫酸镁}):m(\text{硫酸铵})=1:1$] 且其余因素水平同黏聚力最佳组合, 进行 UU 试验, 可知浸矿组的

$c=41.6\text{ kPa}$, $\phi=15.1^\circ$ 。对比黏聚力最佳组合, 一方面内摩擦角最佳组合的 c 值增加了 9.1 kPa, ϕ 值减少了 2.4° 。由于内摩擦角最佳组合测定的 ϕ 值理论上应是最大值, 因此通过内摩擦角最佳组合得到的 ϕ 值可看作由两部分组成, 一部分为 ϕ 值, 另一部分隐含于 c 值中。这可能是因为强度参数 c 和 ϕ 在物理意义上并不严格真实地反映黏聚和摩擦两个抗剪强度分量, 而是互相联系互相依存^[21]; 另一方面, 鉴于二者的 c 、 ϕ 值相差不大, 相比硫酸铵浸矿剂, 复合浸矿剂 [$m(\text{硫酸镁}):m(\text{硫酸铵})=1:1$] 是一种优选, 且仅能通过内摩擦角最佳组合获得, 因此基于真空抽气饱和法的 UU 试验, 内摩擦角的存在不应被忽视, 尤其在矿样干密度较大的情

况下。

根据饱和稀土矿正交试验结果可知,黏聚力最佳组合为 A'3B'3C'2D'2,内摩擦角最佳组合为 A'3B'3C'1D'1,由于初始干密度(A')和浸矿剂浓度(C')对黏聚力具有显著性,其余两个因素对黏聚力影响较小,而影响内摩擦角的显著因素仅有初始干密度,因此抗剪强度最佳组合为 A'3C'2,即当矿样的初始干密度为 1.55 g/cm^3 ,浸矿剂浓度为 4% 时饱和矿体抗剪强度较高,有利于矿山边坡的稳定性。注液前期干密度不低于 1.55 g/cm^3 的矿山区域属于相对稳定区域,这是因为初始干密度超过 1.50 g/cm^3 时,矿样黏聚力随初始干密度的增加而增大(图 4);注液中期随浸矿剂浓度的降低黏聚力不断减少(图 5),矿山相对稳定区域范围会缩小,但随浸矿剂浓度的进一步降低,黏聚力反而会增加,因此注液后期矿山相对稳定区域范围不会一直缩小,而是基本保持不变。同理,由于黏聚力不利组合 A'2B'1C'3D'3 和内摩擦角不利组合 A'1B'1C'2D'3,因此抗剪强度不利组合选取 A'2(或 A'1)C'3,即由不利组合和方差分析结果可知,当矿样初始干密度为 1.50 g/cm^3 (或 1.45 g/cm^3)、浸矿剂浓度为 5% 时饱和矿体抗剪强度较低。

3.2 非饱和与饱和

综合对比非饱和稀土矿和饱和稀土矿正交试验结果可知,在整个注液过程中(即矿体经历非饱和-饱和状态变化)矿区存在矿体抗剪强度较大的区域。根据各因素对抗剪强度指标的影响规律,当矿体初始干密度较高($\geq 1.55 \text{ g/cm}^3$)、初始含水率为 16%、浸矿剂浓度位于 2%~4% 区间、浸矿剂类型为复合浸矿剂[$m(\text{硫酸镁}) : m(\text{硫酸铵}) = 1 : 1$]、且颗粒级配以细粒组为主时,其抗剪强度相对较高,可判定为相对稳定区域。该区域可考虑优先布置注液井、集液坑道或导流孔。相反,矿样初始干密度为 $1.40 \text{ g/cm}^3 \sim 1.50 \text{ g/cm}^3$,初始含水率为 24%,浸矿剂浓度为 5%,浸矿剂类型为硫酸铵,颗粒级配以砂粒为主的区域,可判定为非稳定区域。该区域矿山边坡易失稳,应加强该区域内矿山的安

全监测。

4 结 论

1. 影响非饱和稀土矿黏聚力的显著因素按照主次分别为颗粒级配、初始干密度和初始含水率,影响内摩擦角的显著因素按照主次分别为浸矿剂浓度、浸矿剂类型、颗粒级配和初始干密度;影响饱和稀土矿黏聚力的显著因素按照主次分别为初始干密度和浸矿剂浓度,影响内摩擦角的显著因素仅有初始干密度。随着初始干密度的增加,饱和稀土矿样黏聚力先减小后增大,内摩擦角先增大后减小;随着浸矿剂浓度的增加,饱和稀土矿样黏聚力先增大后减小。

2. 初始含水率(或基质吸力)对非饱和稀土矿抗剪强度的贡献本质上是对黏聚力的影响,浸矿剂浓度对非饱和稀土矿抗剪强度的贡献本质上是对内摩擦角的影响,而其对饱和稀土矿抗剪强度的贡献则是对黏聚力的影响,这对于研究不同浸矿剂浓度下非饱和和离子型稀土矿抗剪强度理论模型具有重要借鉴意义。

3. 矿样初始干密度较高($\geq 1.55 \text{ g/cm}^3$)、初始含水率为 16%、浸矿剂浓度位于 2%~4% 区间、浸矿剂类型为复合浸矿剂[$m(\text{硫酸镁}) : m(\text{硫酸铵}) = 1 : 1$]、颗粒级配以细粒组(粉粒或黏粒)为主的区域属于矿山相对稳定区域,建议在该区域优先布置注液井、集液坑道或导流孔;矿样初始干密度为 $1.40 \text{ g/cm}^3 \sim 1.50 \text{ g/cm}^3$ 、初始含水率为 24%、浸矿剂浓度为 5%、浸矿剂类型为硫酸铵、颗粒级配以砂粒为主的区域属于矿山非稳定区域,应加强该区域矿山安全监测和滑坡预警。

4. 与浸矿前相比,浸矿后饱和矿样的黏聚力随浸矿剂浓度(0~4%)的减少而减小,尤其是在顶水或降雨影响下,而内摩擦角随浸矿剂浓度的减少略微增大,故“先浓后淡、先液后水”的注液顺序将导致离子型稀土矿发生浅层滑坡的风险增大。相比硫酸铵溶液,复合溶液[$m(\text{硫酸镁}) : m(\text{硫酸铵}) = 1 : 1$]作为浸矿剂是一种优选,不仅可以提高离子

型稀土在开采过程中矿体的稳定性,还可以减少氨氮污染,控制注液成本。

参考文献:

- [1] 池汝安, 张臻悦, 余军霞, 等. 风化壳淋积型稀土矿研究进展[J]. 中国矿业大学学报, 2022, 51(6): 1178-1192.
- Chi R A, Zhang Z Y, Yu J X, et al. Research process of weathered crust elution-deposited rare earth ore [J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2022, 51(6): 1178-1192.
- [2] 陈飞, 吴亚星, 高阳, 等. 复合挡土结构在稀土矿山滑坡防治中的应用研究[J]. 中国稀土学报, 2015, 33(6): 761-768.
- Chen F, Wu Y X, Gao Y, et al. Application of composite soil retaining structure in prevention of rare earth mining landslide[J]. Journal of the Chinese Society of Rare Earths, 2015, 33(6): 761-768.
- [3] 王观石, 罗嗣海, 胡世丽, 等. 裸脚式稀土矿山原地浸矿渗流过程及边坡变形[J]. 稀土, 2017, 38(3): 35-46.
- Wang G S, Luo S H, Hu S L, et al. Seepage process and slope deformation of barefoot type rare earth mine *in-situ* leaching[J]. Chinese Rare Earths, 2017, 38(3): 35-46.
- [4] 王文涛. 离子型稀土矿山边坡稳定性分析与位移预测模型研究[D]. 赣州: 江西理工大学, 2021.
- Wang W T. Study on slope stability analysis and displacement prediction model of ion type rare earth mine [D]. Ganzhou: Jiangxi University of Science and Technology, 2021.
- [5] Moldoveanu G A, Papangelakis V G. Recovery of rare earth elements adsorbed on clay minerals: I. Desorption mechanism[J]. Hydrometallurgy, 2012, 117: 71-78.
- [6] 刘艳珠, 丁正雄, 孔维长, 等. 离子吸附型稀土浸取试剂和富集回收技术的演变——从抑杂浸取到强化浸取及分阶段的选择-强化浸取[J]. 中国稀土学报, 2023, 41(3): 610-622.
- Liu Y Z, Ding Z X, Kong W C, et al. Evolution of leaching reagents and enrichment recovery technology of ion adsorption rare earths: Leaching strategy from impurity suppression to enhancing and selection-enhancing in stages[J]. Journal of the Chinese Society of Rare Earths, 2023, 41(3): 610-622.
- [7] He Z Y, Zhang Z Y, Yu J X, et al. Kinetics of column leaching of rare earth and aluminum from weathered crust elution-deposited rare earth ore with ammonium salt solutions[J]. Hydrometallurgy, 2016, 163: 33-39.
- [8] Xiao Y F, Feng Z Y, Huang X W, et al. Recovery of rare earths from weathered crust elution-deposited rare earth ore without ammonia-nitrogen pollution: I. Leaching with magnesium sulfate [J]. Hydrometallurgy, 2015, 153: 58-65.
- [9] Yang L F, Wang D S, Li C C, et al. Searching high efficiency and environmentally benign leaching reagent for ion-adsorption rare earth based on Searching high efficiency and environmentally benign leaching reagent for ion-adsorption rare earth based on the zeta potential of clay particles [J]. Green Chemistry, 2018, 20(19): 4528-4536.
- [10] Xiao Y F, Feng Z Y, Huang X W, et al. Recovery of rare earth from the ion-adsorption type rare earths ore: II. Compound leaching [J]. Hydrometallurgy, 2016, 163: 83-90.
- [11] Yan H S, Liang T M, Liu Q S, et al. Compound leaching behavior and regularity of ionic rare earth ore[J]. Powder Technology, 2018, 333: 106-114.
- [12] 钟文, 朱文韬, 曾鹏, 等. 浸矿开采对离子型稀土基岩力学特性的影响研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(6): 1481-1492.
- Zhong W, Zhu W T, Zeng P, et al. Experimental study of the influence of leaching mining on mechanical properties of ionic rare earth ore floor bedrock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(6): 1481-1492.
- [13] 叶云雪, 熊章祥, 洪本根, 等. 离子型稀土矿抗剪强度指标特征及影响因素[J]. 矿业研究与开发, 2022, 42(12): 134-140.
- Ye Y X, Xiong Z X, Hong B G, et al. Analysis on shear strength index characteristics and influencing factors of ionic rare earth ore[J]. Mining Research and

- Development, 2022, 42(12): 134-140.
- [14] 鄢俊彪, 吴开兴, 刘辉, 等. 离子型稀土矿石颗粒粒度分布型式及其成因研究——以江西赣县大埠稀土矿床为例[J]. 中国稀土学报, 2018, 36(3): 372-384.
- Yan J B, Wu K X, Liu H, et al. Patterns of particle size distribution and genesis of ion-adsorption REE ore—Exemplified by Dabu REE ore deposit, Ganxian County, southern Jiangxi province[J]. Journal of the Chinese Society of Rare Earths, 2018, 36(3): 372-384.
- [15] 洪本根, 罗嗣海, 胡世丽, 等. 基质吸力对非饱和离子型稀土抗剪强度的影响[J]. 岩土力学, 2019, 40(6): 2303-2310.
- Hong B G, Luo S H, Hu S L, et al. Influence of matric suction on shear strength of unsaturated ion-absorbed rare earth[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(6): 2303-2310.
- [16] 彭浩, 胡世丽, 王观石, 等. 浸矿剂浓度对离子型稀土矿体抗剪强度参数的影响[J]. 稀土, 2022, 43(6): 58-64.
- Peng H, Hu S L, Wang G S, et al. The influence of leaching agent concentration on the shear strength parameters of ion-adsorption rare earth ore[J]. Chinese Rare Earths, 2022, 43(6): 58-64.
- [17] 颜肃, 刘德峰, 张臻悦, 等. 非降雨条件下风化壳淋积型稀土矿体稳定性分析及浸取剂筛选[J]. 中国稀土学报, 2021, 39(6): 951-961.
- Yan S, Liu D F, Zhang Z Y, et al. Analysis of stability for weathered crust elution-deposited rare earth ores *in-situ* leaching and selecting leaching agent under non-rainfall condition[J]. Journal of the Chinese Society of Rare Earths, 2021, 39(6): 951-961.
- [18] 张蕾, 李海兵, 孙知明, 等. 龙门山汶川-茂县断裂带的岩石磁学特征及其地震作用的指示意义[J]. 岩石学报, 2023, 39(12): 3817-3832.
- Zhang L, Li H B, Sun Z M, et al. Rock magnetic characteristics of the Wenchuan-Maoxian fault zone of the Longmen Shan fault and its earthquake faulting characteristics[J]. Acta Petrologica Sinica, 2023, 39(12): 3817-3832.
- [19] 赵贵涛, 韩仲, 邹维列, 等. 干湿、冻融循环对膨胀土土-水及收缩特征的影响[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(6): 1139-1146.
- Zhao G T, Han Z, Zou W L, et al. Influences of drying-wetting-freeze-thaw cycles on soil-water and shrinkage characteristics of expansive soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(6): 1139-1146.
- [20] 吴子龙, 朱向阳, 邓永锋, 等. 砂-黏土混合物的压缩性状及其粗颗粒骨架形成机制[J]. 土木工程学报, 2016, 49(2): 121-128.
- Wu Z L, Zhu X Y, Deng Y F, et al. Compression behavior of sand-clay mixtures and formation mechanism of coarse granulesand skeleton[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(2): 121-128.
- [21] 李广信, 张丙印, 于玉贞. 土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2013.
- Li G X, Zhang B Y, Yu Y Z. Soil Mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2013.
- [22] 黄广黎, 卓毓龙, 王晓军, 等. 不同浓度 $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ 液浸矿稀土矿体强度特性研究[J]. 稀土, 2018, 39(3): 47-54.
- Huang G L, Zhuo Y L, Wang X J, et al. Effects of different concentration in leaching liquid on rare earth ore's strength[J]. Chinese Rare Earths, 2018, 39(3): 47-54.
- [23] 杨俊, 杨志, 张国栋, 等. 初始干密度及掺砂比对膨胀土抗剪强度指标影响[J]. 地下空间与工程学报, 2015, 11(1): 77-83.
- Yang J, Yang Z, Zhang G D, et al. The influence of initial dry density and doped sand proportion on expansive soil shear strength[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2015, 11(1): 77-83.

Study on the Influence of Unsaturated-saturated State Change on the
Shear Strength of Ion-adsorption Rare Earth Ores

YE Yun-xue¹, LI Jian-qi¹, HONG Ben-gen², WU Jun-hua^{1*}, YI Bo-wen³, YU Yong¹

(1. School of Civil Engineering and Transportation, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China;
2. Longyan Rare Earth Development Co., Ltd., Longyan 364000, China;
3. School of Infrastructure Engineering, Nanchang University, Nanchang 330031, China)

Abstract: There exists an intrinsic correlation between the injection process in ion-adsorption rare earth ore and the transition of ore bodies from unsaturated to saturated states. Identifying relatively stable and unstable zones within the mine under such saturation-dependent changes is crucial for ensuring safe mining operations and facilitating landslide early-warning monitoring. To quantitatively evaluate the effect of unsaturated-saturated state transitions—Triggered by solution injection—On slope stability in ion-adsorption rare earth deposits, an orthogonal experimental design was adopted, incorporating five controlling factors—Initial dry density, initial moisture content, leaching agent concentration, leaching agent type, and grain size distribution—Each evaluated at three discrete levels. Systematic unsaturated direct shear tests and saturated consolidated-undrained triaxial tests were performed to determine the sensitivity of key shear strength parameters—Namely, effective cohesion and effective friction angle under unsaturated conditions, and undrained cohesion and total friction angle under saturated conditions—To variations in each factor. The results further quantify how incremental changes in factor levels govern the magnitude and trend of strength parameter evolution. The experimental results demonstrate that, in unsaturated ion-adsorption rare earth ore, the initial moisture content—Quantified as matric suction—Exerts a dominant influence on shear strength primarily through enhancement of effective cohesion, whereas leaching agent concentration governs the effective friction angle. In contrast, under saturated conditions, leaching agent concentration modulates shear strength predominantly via its effect on undrained cohesion. Throughout the solution injection process, spatial heterogeneity in shear strength persists within the ore body, with coexisting high-strength and low-strength zones. Relative to conventional ammonium sulfate-based leaching agents, the optimized composite leaching agent—Comprising equimolar ammonium sulfate and magnesium sulfate [$m(\text{MgSO}_4) : m(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4 = 1 : 1$]—Achieves dual benefits: Significant reduction in ammonia nitrogen emissions and measurable improvement in slope stability at active mining sites. The results in the study can provide a significant guideline for safe and green mining of ion-adsorption rare earth minerals.

Key words: ion-adsorption rare earth ore; unsaturated; mine slope stability; orthogonal test design; shear strength