

基于屈服接近度概念的尾矿坝静力稳定性分析 及其与强度折减系数法的对比

曹林卫^{*1}, 彭向和¹, 杨春和^{1,2}

(1. 重庆大学西南资源开发及环境灾害控制工程教育部重点实验室, 重庆 400044;

2. 中国科学院武汉岩土力学研究所, 湖北 武汉 430071)

摘要:建立了能考虑塑性变形、温度、饱和度和孔隙比等材料特性影响、土-水特性曲线并采用扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则, 以屈服接近度为安全指标的尾矿坝流固耦合有限元分析模型, 分别运用上述方法和强度折减系数法对龙都尾矿坝干滩面为 100 m 时的饱和-非饱和渗流场和变形场的耦合响应特性进行了模拟, 比较表明两者的结论吻合, 但本文所采用的方法仅需一次计算就能获得坝体变形、浸润线等重要指标, 以及考虑各种影响因素的屈服接近度分布, 据此可直观全面地了解不同工况下坝体安全的全场信息, 同时大大简化了分析过程和减少了计算工作量和人为因素的影响, 有利于对尾矿坝的稳定性进行客观的评价。

关键词: 尾矿坝; 稳定性; 有限元分析; 屈服接近度; 强度折减系数法

中图分类号: TV64

文献标识码: A

文章编号: 1006-7930(2010)03-0407-08

尾矿坝是以尾矿为主要材料建成的一种特殊的构筑物, 坝坡经受长期多循环水力充填以及固结沉降作用, 坝体材料呈层状特征, 其多相性与不均匀性使尾矿坝的分析较通常的边坡或土石坝更为复杂。尾矿库既是矿山生产的重要设施, 又是重要的危险源, 尤其是许多尾矿库的下游有村落、工厂学校、交通设施等, 其中相当部分属于一级保护设施, 因此, 尾矿库的稳定性不仅关系矿山自身的安全, 而且涉及到周边及其下游居民的生命财产安全。所以尾矿坝的稳定性分析十分重要。

目前尾矿坝稳定性分析最常用的是极限平衡法、数值分析法, 其中极限平衡法原理简单、且能直接提供有关整个坡体安全性的评估, 在设计验算中应用较多, 但此法以假设潜在滑动面为基础, 认为滑坡面以上土体为理想刚塑性体, 容易造成对实际情形的偏离且无法直观显示坝内各部分所处状态; 随着计算机和数值计算方法的迅速发展, 数值分析法特别是有限元法的运用日益广泛, 它采用弹塑性应力应变关系进行变形和稳定分析, 并提供坡体在载荷作用下应力-应变状态以及相关安全性指标的分布, 便于及时地发现薄弱环节并进行维护。

采用常规的有限元法进行尾矿坝稳定性分析不能提供坝体的整体安全系数。为此, 近年来人们开展了相关研究并取得一些成果。强度折减法^[1]以有限元数值计算不收敛或者滑面上节点塑性应变和位移发生突变作为土体破坏的依据, 通过试算, 得出坝体的安全系数。此法存在两点不足: (1)需多次试算, 计算成本较高; (2)失稳判据的选择尚未统一^[2]。此外, 折减系数法改变了材料的承载特性, 可能造成坝体中应力分布的失真。

对于岩土结构而言, 合理的计算应该基于能考虑各种主要影响因素的应力与变形分布、能考虑各种主要影响因素的本构模型和失效判据、简单易行的计算思路以及能直观反映材料和结构安全程度的指标。本文采用有限元软件 ABAQUS/Standard 对尾矿坝进行饱和与非饱和条件下渗流场和变形场直接耦合分析, 采用扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则, 并考虑饱和度变化、等效塑性应变以及其他由用户预

收稿日期: 2008-10-05 修改稿日期: 2010-04-18

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(10872220)

作者简介: 曹林卫(1981), 男, 江苏如东人, 博士研究生, 主要从事边坡稳定性方向的研究。

先定义场变量对饱和和非饱和土抗剪强度的影响,引入屈服接近度 $\eta^{[3]}$ 作为材料屈服程度度量指标,结果可直观全面地反映不同工况下坝体安全的全场信息.此方法可大大简化分析过程、减少计算工作量和避免人为因素的影响,具有重要的应用价值.

1 渗流场与变形场耦合的分析模型

1.1 基本假定

基于下列假设建立渗流场与变形场耦合的尾矿坝分析模型:

(1) 尾矿是由固体尾矿颗粒与孔隙(水和空气)所组成的多相介质,如果认为孔隙气压力足够小而忽略其影响,则其力学特性决定于水和尾矿颗粒的特性及相互作用;

(2) 假设尾矿材料初始各向同性,且颗粒和水都不可压缩,尾矿所表现出的体积压缩性取决于孔隙比的变化;

(3) 渗流满足达西定律

$$v_w = -\frac{k}{sn} \cdot \frac{\partial H}{\partial x} \quad (1)$$

式中: s 为饱和度; n 、 k 和 H 为分别为孔隙率、渗透系数和压力水头,分别表示为

$$n = \frac{e}{1+e}, k = y(s)F(e), H = z + \frac{u_w}{g\rho_w} \quad (2)$$

式中: e 为孔隙比; v_w 为水相对于土体骨架运动的平均速度(渗流速度); z 为某点相对于参考面的位置标高(位置水头); u_w 和 ρ_w 分别为孔隙水压力和水的密度; g 为重力加速度(沿 z 方向); $y(s)$ 和 $F(e)$ 分别用于描述 s 和 e 对渗透系数的影响,在分析中取 $y(s) = s^3$, $F(e) = k_0 I$, k_0 为不同尾矿层在饱和条件下的初始渗透系数.计算中函数的定义通过用户子程序 USDFLD 实现;

(4) 当孔隙水压力 $u_w \geq 0$ 时,尾矿饱和度 $s = 1.0$,否则其饱和度通过土-水特性曲线 $u_w \sim s$ 确定.

1.2 控制方程

以多孔介质理论为基础,采用 Galerkin 法,以节点位移和孔隙水压力为独立变量进行空间离散,得到耦合变形场和渗流场的平衡方程^[4-5]

$$[K] \{ \Delta \bar{\delta} \} - [L] \{ \Delta \bar{p} \} = \{ F \} - \{ I \} \quad (3)$$

和渗流连续性方程

$$[B]^T \{ \bar{v} \} + [H]^T \{ \bar{p} \} = \{ Q \} \quad (4)$$

式中: $[K]$ 是通常的刚度矩阵; $\{ \Delta \bar{\delta} \}$ 为节点位移增量; $[L]$ 为节点孔隙水压力所对应的节点力; $\{ \Delta \bar{p} \}$ 为孔隙水压力增量; $\{ F \}$ 和 $\{ I \}$ 分别为节点外载荷和增量迭代过程中上一增量步中的不平衡力; $[B]$ 为节点变形率对应的体积改变率; $\{ \bar{v} \}$ 为位移 $\{ \bar{\delta} \}$ 对时间的导数; $[H]$ 为孔压变化对应的体积改变率; $\{ \bar{p} \}$ 为孔隙水压力; $\{ Q \}$ 为节点流量.

1.3 扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则及屈服接近度

Fredlund 等(1978年)提出非饱和土的抗剪强度公式可用独立的应力状态变量来表达,在抗剪强度公式中可采用三个应力状态变量中的两个,现采用应力状态变量 $(\sigma_n - u_w)$ 和 $(u_a - u_w)$ 来表示非饱和土的抗剪强度公式^[9]

$$\tau = c' + (\sigma_n - u_w) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi'' \quad (5)$$

其中: τ 为非饱和土抗剪强度; $(\sigma_n - u_w)$ 和 $(u_a - u_w)$ 分别为净法向应力和基质吸力; c' ($\bar{\epsilon}^{pl}$, θ , f^α)为有效粘聚力, ϕ' (θ , f^α)为有效内摩擦角, $\bar{\epsilon}^{pl}$ 是等效塑性应变, θ 是温度, f^α , $\alpha = 1, 2, \dots$ 是用户预先定义场变量; ϕ'' 为与基质吸力有关的内摩擦角,且 $-\phi' \leq \phi'' \leq 0$; σ_n 为法向总应力;由式(4)可见非饱和土的抗剪强度除了与 c' 、 ϕ' 以及 σ_n 有关,还与基质吸力 $(u_a - u_w)$ 有关.当土体趋于饱和时,基质吸力趋于零,则式(5)变为

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_w) \tan \varphi' \quad (6)$$

这样便实现了非饱和状态到饱和状态的平顺过渡. 现引入广义粘聚力

$$c^* = c' + (u_n - u_w) \tan \varphi'' \quad (7)$$

则非饱和土的抗剪强度公式(5)可表示为

$$\tau_f = c^* + (\sigma_n - u_w) \tan \varphi' \quad (8)$$

这与经典的 Mohr-Coulomb 屈服准则的形式相似.

引入屈服接近度 η 或安全系数 $f_s = 1/\eta$ 用于定量评价分析对象的安全性, 对于扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则, η 可表示为^[3]

$$\eta = \frac{\sigma_{\text{equ}}}{\sigma_Y} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)/2}{[c^*/\tan \varphi' - (\sigma_1 + \sigma_3)/2] \sin \varphi'} \quad (9)$$

式中: σ_{equ} 、 σ_Y 分别为土体骨架的等效力和该应力状态下的屈服应力, σ_1 、 σ_3 分别为土体骨架的最大和最小主应力(以受拉为正). 一般情况下, $\eta \leq 1$; 当 $\eta = 1$ 时土体达到临界破坏或破坏.

本文采用基于有限元软件 ABAQUS/Standard 的渗透与变形耦合分析, 暂不考虑温度 θ 对土体抗剪强度的影响, 且认为孔隙气压力 u_a 足够小而将其忽略不计. 计算中在每个增量步结束时提取各积分点的饱和度 s , 根据土-水特性曲线得到对应的基质吸力 u_w , 从而求得其广义粘聚力 c^* . 通过编写用户子程序 USDFLD 实现扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则的引入, 实现饱和度对土体抗剪强度的影响; 通过编写用户子程序 UVARM 来实现屈服接近度指标 η 的计算, 最后通过 ABAQUS 后处理功能实现屈服接近度 η 的可视化.

1.4 定解条件

定解条件通过给定位移和水头边界条件实现, 图 1 是某上游法尾矿坝结构示意图, 基岩两端(CD 和 EF)给定水平位移约束, 底部(DE)给定水平和竖向位移约束; 尾矿坝坝体右端(FG)给定水平位移约束; 干滩面、尾矿坝右端(AG 和 FG)根据计算水位给定孔隙水压力边界;

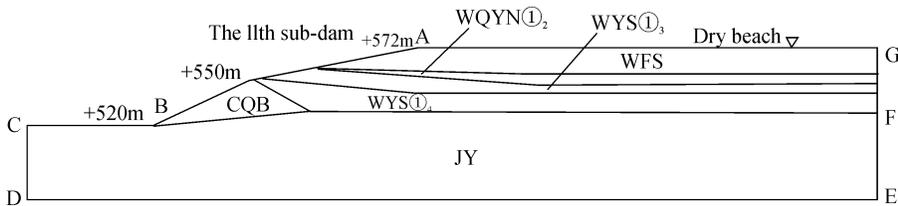


图 1 龙都尾矿库结构示意图

Fig. 1 The sketch of Longdu tailings reservoir

在初期坝和尾矿堆积坝外坡(AB)施加只排渗流边界, 只排渗流边界控制着坝体内部孔隙水流出坝外的过程, 认为孔隙水的流速 v_n 与该面当前孔隙压力 u_w 之间存在如下关系:

$$v_n = \begin{cases} k_s u_w & u_w > 0 \\ 0 & u_w \leq 0 \end{cases} \quad (10)$$

其中: v_n 为该边界上孔隙水流出该面时的流速分量; k_s 为边界上的渗透系数, $k_s \approx 10^5 k / \gamma_w c^{1/\eta}$, γ_w 为水的重度; c 为该面处单元的特征长度; u_w 为边界上节点的孔隙水压力.

2 应用实例

采用上述方法对龙都尾矿坝的稳定性进行了分析. 龙都尾矿库位于云南省大红山矿区的东南部山谷中, 属于山谷型尾矿库, 采用上游法堆坝, 现已堆至 +572 m 标高, 初期坝高 30 m, 总坝高 52 m. 在有限元法中边界范围大小对计算结果的影响比在传统极限平衡法中表现得更为敏感^[8], 运用 ABAQUS 有限元软件建立模型(见图 2), 模型高 102 m, 长 551 m, 其中坝高 52 m, 干滩面长 300 m, 左边坡脚到左边界距离 80 m, 选取基岩深度 50 m.

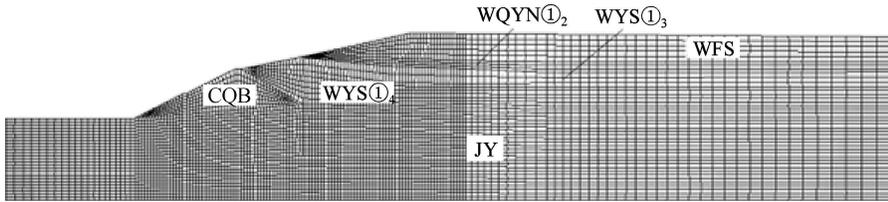


图2 尾矿坝有限元模型

Fig. 2 Finite element model of tailings dam

采用减缩积分的四边形8节点2次平面应变单元CPE8RP,这种单元以位移和孔隙压力作为独立变量来求解变形与渗流的耦合问题.8个节点中:角节点拥有水平、竖向位移和孔隙压力自由度;内节点拥有水平和竖向位移自由度,整个区域划分为6179个单元和18936个节点.

根据尾矿的不同,将尾矿坝分为基岩(JY)、初期坝(CQB)、尾轻亚粘①₂(WQYN①₂)、尾亚砂①₃(WYS①₃)、尾亚砂①₄(WYS①₄)和尾粉砂(WFS)六个部分(见图2).其中初期坝和尾矿堆积坝采用线弹性和扩展的Mohr-Coulomb模型,服从非关联流动准则,并偏安全的取 φ' 为零,基岩采用线弹性模型,通过试验发现库底基岩渗透系数很小,计算中按不透水层考虑.通过室内土工试验并参考相关文献获得计算所需材料参数见表1,尾矿材料的水-土特性曲线参考文献[7].按照《选厂尾矿设施设计规范》(ZBJ1-90)^[9]对尾矿坝在洪水运行时的载荷规定,在考虑孔隙水压力^[10]、尾矿和水重力的基础上,按照稳定渗流模拟了干滩面长100m时的响应.

表1 各尾矿层物理力学特性^[11-14]Tab. 1 The physical and mechanic property of tailing layers^[11-14]

Tailing layer	e	ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	s	K /($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	C' /kPa	φ' /°	E /MPa	μ
JY	0.02	2190	1	0	/	/	5000	0.3
CQB	0.35	2140	1	2.0×10^{-3}	130	38	30	0.34
WQYN①₂	0.81	1670	0.81	2.2×10^{-7}	12.98	26.3	6.217	0.4
WYS①₃	0.74	1740	0.71	3.4×10^{-6}	8.92	28.2	8.129	0.35
WYS①₄	0.66	1820	0.74	3.2×10^{-6}	8.92	29	8.71	0.35
WFS	0.86	1610	0.51	3.43×10^{-6}	0.195	35.2	2.982	0.38

2.1 采用本文方法的计算结果及分析

图3为干滩面长100m时坝内流速矢量图,坝内渗水速度由坝内向坝外逐渐增加,最大流速出现在初期坝下游坡脚,并沿坡脚往上迅速降低;坝内尾矿渗透性对流速分布影响很大,图中区域a是由渗透性很差的尾轻亚粘①₂构成,计算结果显示该区域流速很小,形成一个相对阻水层.尾矿堆积坝中低渗透性夹层会抬高浸润线,对尾矿坝的渗流稳定性不利.

图4中颜色深浅交界线正是浸润线所在位置,坝体潜水溢出面未超过初期坝,未与初期坝下游坡面相交,地下水不会从坝面溢出,对维持尾矿坝稳定性有利;结合孔隙压力分布图可以发现:浸润线以上区域孔隙压力消散为负值,浸润线以下区域饱和,孔隙压力为正.

图4中颜色深浅交界线正是浸润线所在位置,坝体潜水溢出面未超过初期坝,未与初期坝下游坡面相交,地下水不会从坝面溢出,对维持尾矿坝稳定性有利;结合孔隙压力分布图可以发现:浸润线以上区域孔隙压力消散为负值,浸润线以下区域饱和,孔隙压力为正.

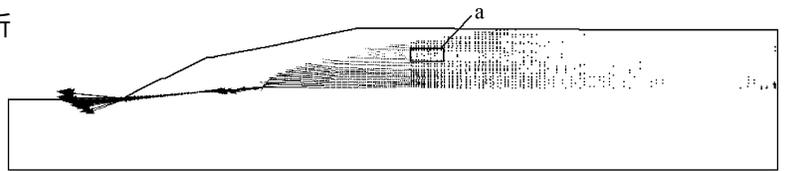


图3 干滩面为100m时流速矢量图

Fig. 3 The sketch of flow velocity vector with the 100 m dry beach



图4 干滩面为100m时浸润线位置

Fig. 4 The position of saturation line with the 100 m dry beach

图 5 和图 6 分别为干滩面长 100 m 情况下尾矿坝水平位移(水平向坝体外坡为正)和竖直沉陷(竖直向下为正)分布图, 可见坝体位移均匀连续。尾矿堆积坝水平位移最大区域出现在坝体前沿中上部的 A 点, 往坝坡下游方向移动 0.327 m; 尾矿坝竖直沉陷较大, 沉陷较大区域出现在坝顶及其子坝后 30 m 范围内的干滩面上, 最大沉陷发生在 B 点, 达 1.264 m, 占总坝高的 2.4%, 与同类型尾矿坝相近^[15]; 初期坝最大垂直沉陷在其内坡坡顶以下约 4 m 处, 最大沉陷为 0.153 m, 占初期坝坝高的 0.51%, 与《尾矿设施设计参考资料》^[14]中提到的“沉降量可达坝高的 0.5%~3%, 甚至 5%”的统计结果相符。

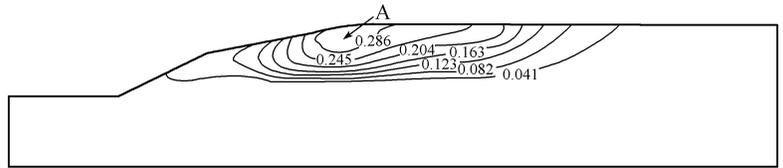


图 5 干滩面为 100 m 时水平位移等值线图(m)

Fig. 5 The distribution of horizontal displacement with the 100 m dry beach

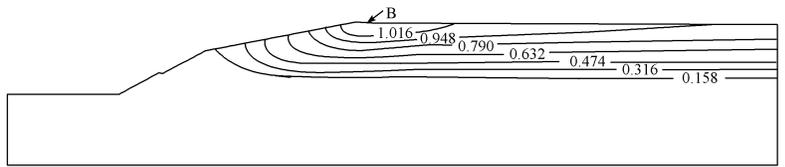


图 6 干滩面为 100 m 时竖向位移等值线图(m)

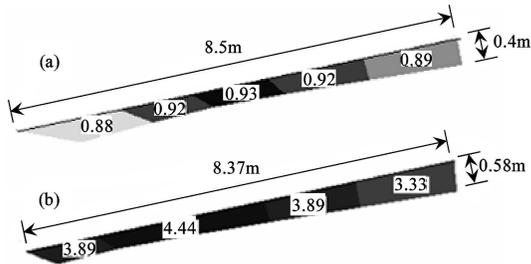
Fig. 6 The distribution of longitudinal displacement with the 100 m dry beach

坝体中未出现受拉区, 对尾矿坝稳定性有利; 坝体在洪水运行情况下未出现屈服区域, 仅在第 5~6 级子坝坡面以及堆积坝顶向库内 100.2 m 的干滩面上出现两个屈服接近度 $\eta \geq 0.87$ (对应安全系数小于 1.15)^[9] 的区域, 其中前者长 8.5 m、最深处为 0.4 m (见图 7 中的 a 部分), 有可能导致小型的浅层滑坡, 需要根据现场情况采取适当措施; 后者出现在干滩面末端(干湿交界处), 长 5.3 m、深 3.3 m, 应注意观察, 防止顺坝轴线方向浅层裂纹的产生; 坝体其他部位未出现屈服系数大于规范值的区域, 该尾矿库在洪水运行时整体是稳定的。

2.2 采用强度折减系数法的计算结果

选用相同的材料本构模型和屈服准则, 采用基于 ABAQUS 的强度折减系数法对岩土材料强度指标 C' 和 φ' 值进行折减, 以形成贯通的塑性区域以及节点最大等效塑性应变与塑性区的迅速发展作为失稳判据^[16-17], 对上述尾矿坝进行考虑变形场和渗流场耦合作用的静力稳定性分析。结果表明, 当折减系数 f_r 为 1.15 时, 在尾矿坝内部尚未出现贯通的塑性区域, 但在坝体外坡出现一个长 8.37 m、深 0.58 m 的平均等效塑性应变的单元分布区域(图 7(b)), 所处位置与采用本文所提出方法当 $\eta \geq 0.87$ ($f_s \leq 1.15$) 时的结果(图 7(a))相近, 平均等效塑性应变的单元分布区域略小于 $\epsilon_{equ}^m \geq 0.87$ ($f_s \leq 1.15$) 的区域。

随着折减系数的增大, 潜在滑动面沿着坝面向坝顶方向延伸, 同时潜在滑动面附近的等效塑性应变也逐渐增长, 当折减系数为 1.238 时, 坝体外坡平均等效塑性应变 $\epsilon_{equ}^m > 3\%$ 的单元分布区域尺寸为长 14.17 m、深 0.76 m (图 8b), 其节点最大等效塑性应变达 5.9%; 当折减系数大于 1.238 时, 潜在滑动面

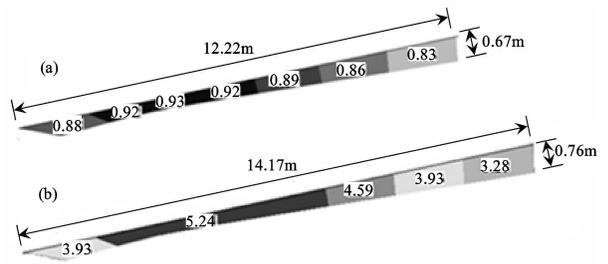


(a) The zone with $\eta \geq 0.87$ ($f_s \leq 1.15$)

(b) The elements with $\epsilon_{equ}^m > 3\%$ when $f_r = 1.15$

图 7 屈服接近度 $\eta \geq 0.87$ 时危险区域预测

Fig. 7 The prediction of critical zone with $\eta \geq 0.87$



(a) The zone with $f_s \geq 0.81$ ($f_s \leq 1.238$)

(b) The elements with $\epsilon_{equ}^m > 3\%$ when $f_r = 1.238$

图 8 屈服接近度 $\eta \geq 0.81$ 时危险区域预测

Fig. 8 The prediction of critical zone with $\eta \geq 0.81$

附近的等效塑性应变迅速增加(图 9), 贯通的塑性区域也呈持续扩大趋势, 平均等效塑性应变的单元分布区域见图 10b, 据此判定坝体的安全系数为 1.238, 大于规范值 1.15, 与采用本文提出计算方法所得结论吻合, 因此, 可以认为本文所提方法是合理可行的。

在等效塑性应变 ϵ_{equ}^m 的单元分布区域中如何定义失效区域可能涉及多方面的知识和经验, 其确定还可能引入人为的因素. 比较图 7、8 和 10 中 (a) 与 (b) 可见当平均等效塑性应变 $\epsilon_{equ}^m \approx 3\%$ 时, 两种方法得到的危险区域大致相同. 可见, 本文所采用的方法仅需一次计算即可得到强度折减系数法通过多次折减试算并归纳所得出的信息, 简化了分析过程, 减少了计算工作量并可避免人为因素的影响。

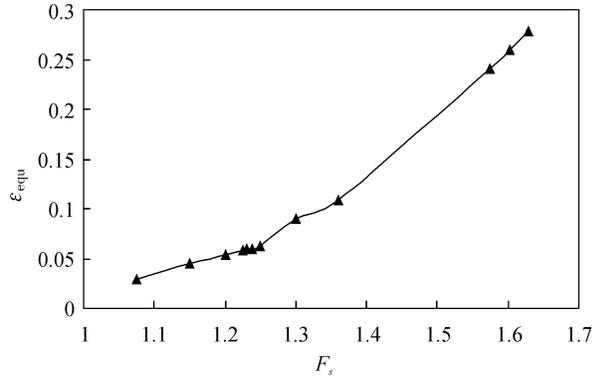
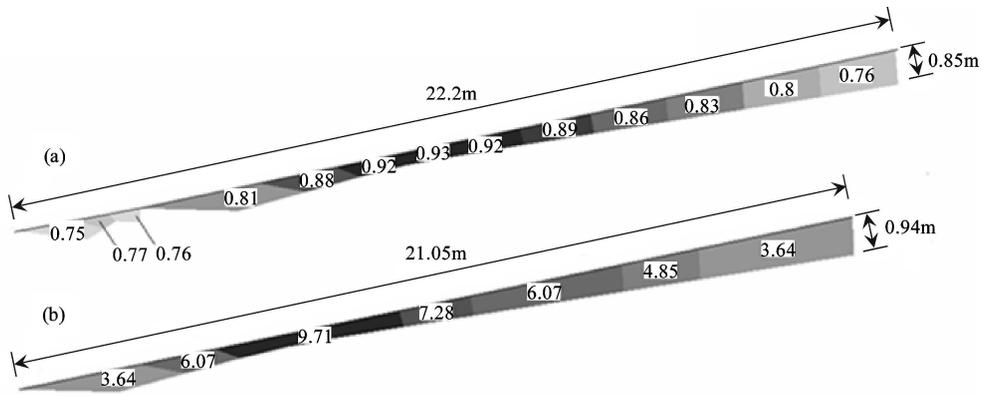


图 9 折减系数 f_r 与节点最大等效塑性应变 ϵ_{equ} 关系图

Fig. 9 Variation of f_r vs. ϵ_{equ} of the node with the maximal ϵ_{equ}



(a) The zone with $\eta \geq 0.735$ ($f_s \leq 1.36$) (b) The elements with $\epsilon_{equ}^m > 3\%$ when $f_r = 1.36$

图 10 屈服接近度 $\eta \geq 0.735$ 时危险区域预测

Fig. 10 The prediction of critical zone with $\eta \geq 0.735$

3 结 论

基于有限元分析软件 ABAQUS/Standard, 采用扩展的 Mohr-Coulomb 屈服准则, 并引入屈服接近度 η 为材料屈服程度度量指标, 建立了一个能考虑饱和度等场变量对材料特性影响、土-水特性曲线的尾矿坝流固耦合有限元计算模型。

对 +572 m 标高龙都尾矿库在干滩面长 100 m 时的响应进行渗流场与变形场耦合分析, 结果表明: (1) 干滩面长 100 m 时, 坝体浸润线满足设计要求, 变形均匀合理, 未出现受拉区; (2) 在第 5~6 级子坝外坡面以及堆积坝坝顶向库内 100.2m 的干滩面上出现两个屈服接近度 $\eta \geq 0.87$ 的小区域, 不会影响坝体的整体稳定, 但为了避免小型滑坡和顺坝轴线方向裂缝的产生, 应对这两个区域进行重点观察并采取必要措施。

运用强度折减系数法对同一问题进行渗流场与变形场耦合分析. 比较表明, 两种方法所得结论吻合, 但本文采用的方法具有以下优点: (1) 无需对强度指标进行折减, 简化了分析过程, 避免了计算时折减系数的选择对计算结果的影响; (2) 强度折减系数法失稳判据的选择尚未统一, 且没有将失稳判据进行量化, 在分析过程中受人为因素影响, 存在诸多不确定性^[2], 本文采用屈服接近度 η 作为材料屈服程度度量指标, 能直观揭示出薄弱和失效部分所在位置, 避免了不同失稳判据选择对评价指标的影响。

减少了人为因素的影响; (3) 仅需一次模拟就能提供坝体相应工况下坝内流速矢量、应力应变状态、浸润线位置、变形分布和屈服接近度等坝体稳定性评价所需要的重要信息, 避免了强度折减系数法的多次折减试算, 大大减少工作量。

此外, 由于尾矿坝材料组成和载荷的复杂性和非线性, 折减系数法人为地改变了坝体的材料特性分布, 由此必然导致坝体应力分布与实际的偏差, 这种难以正确估计的偏差可能导致对失效区域错误判断, 本文采用的方法所得到的屈服接近度建立在基于真实材料特性分布的应力分析之上, 可以有效地避免折减系数法的上述缺陷。

参考文献 References

- [1] 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]. 岩土力学与工程学报, 2004, 23(19): 3381-3388.
ZHENG Ying-ren, ZHANG Yu-fang. Application of strength reduction FEM in soil and rock slope[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(19): 3381-3388.
- [2] 娄一青, 顾冲时, 李 君. 基于突变理论的有限元强度折减法边坡失稳判据探讨[J]. 西安建筑科技大学学报: 自然科学版, 2008, 40(3): 362-367.
LOU Yi-qing, GU Chong-shi, LI Jun. Study on the slope failure criterion in strength reduction finite element method based on catastrophe theory[J]. J. Xi'an Univ. of Arch. & Tech. (Natural Science Edition), 2008, 40(3): 362-367.
- [3] 日本软脑株式会社. 2D- σ 用户手册[M]. 东京: 日本软脑株式会社, 1997.
Japanese Soft Brain Co., Ltd. Manual for 2D- σ [M]. Tokyo: Japanese Soft Brain Co., Ltd., 1997.
- [4] Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc. ABAQUS Manuals- version 6.3[M]. USA: Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc., 2003.
- [5] 徐 晗, 朱以文, 蔡元奇, 等. 降雨入渗条件下非饱和土边坡稳定分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(12): 1957-1962.
XU Han, ZHU Yi-wen, CAI Yuan-qi, et al. Stability analysis of unsaturated soil slopes under rainfall infiltration [J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(12): 1957-1962.
- [6] FREDLUND D G, RAHARDJO H. Soil mechanics for unsaturated soils[M]. New York: John Wiley and Sons, 1993.
- [7] PAGANO L. "Steady State and Transient Unconfined Seepage Analyses for Earthfill Dams" ABAQUS Users' Conference, Milan[Z]. 1997: 557-585.
- [8] 张鲁渝, 郑颖人, 赵尚毅, 等. 有限元强度折减系数法计算土坡稳定安全系数的精度研究[J]. 水利学报, 2003(1): 21-28.
ZHANG Lu-yu, ZHEN Yin-ren, ZHAO Shang-yi, et al. The feasibility study of strength-reduction method with FEM for calculating safety factors of soil slope stability[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2003(1): 21-28.
- [9] ZBJ-90 选矿厂尾矿设施设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1991.
ZBJ-90 Code for design of tailings facilities concentrator[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1991.
- [10] 段祥宝, 李吉庆, 毛昶熙. 渗透作用下土坡圆弧滑动有限元计算[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(6): 659-665.
DUAN Xiang-bao, LI Ji-qing, MAO Xu-xi. Finite element calculation on circular slip of earth slope under seepage action[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, 23(6): 659-665.
- [11] 尹光志, 魏作安, 许 江. 细粒尾矿及其堆坝稳定性分析[M]. 重庆: 重庆大学出版社, 2004.
YIN Guang-zhi, WEI Zu-an, XU Jiang. Research on the characteristics and dam stability of fine grained tailings [M]. Chongqing: Chongqing University Press, 2004.
- [12] 张 超, 杨春和, 徐卫亚. 尾矿坝稳定性的可靠度分析[J]. 岩土力学, 2004, 25(11): 858-862.
ZHANG Chao, YANG Chun-he, XU Wei-ya. Reliability analysis of tailings dam stability. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(11): 858-862.
- [13] 张培文, 陈祖煜. 糯扎渡大坝设计边坡稳定的有限元分析[J]. 中国水利水电科学研究院学报, 2003, 1(3): 207-

211.

ZHANG Pei-wen, CHEN Zu-yu. Finite element analysis of slope stability in Nuozhadu dam design[J]. Journal of China Institute of Water Resources and Hydropower Research, 2003, 1(3): 207-211.

[14] 尾矿设施设计参考资料编写组. 尾矿设施设计参考资料[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1980.

Editorial Group of Tailings Establishments Design References Data. References Data of Tailings Establishments Design[M]. Beijing: China Metallurgical Industry Press, 1980.

[15] 楼建东, 李庆耀, 陈宝. 某尾矿坝数值模拟与稳定性分析[J]. 湖南科技大学学报: 自然科学版, 2005, 20(2): 58-61.

LOU Jian-dong, LI Qing-yao, CHEN Bao. Tailings-dam math simulation and stability analysis[J]. Journal of Hunan University of Science & Technology(Natural Science Edition), 2005, 20(2): 58-61.

[16] 赵尚毅, 郑颖人, 张玉芳. 极限分析有限元法讲座-II 有限元强度折减法中边坡失稳的判据探讨[J]. 岩土力学, 2005, 26(2): 332-336.

ZHAO Shang-yi, ZHENG Ying-ren, ZHANG Yu-fang. Study on slope failure criterion in strength reduction finite element method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(2): 332-336.

[17] 李春忠, 陈国兴, 樊有维. 基于 ABAQUS 的强度折减有限元法边坡稳定性分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2006, 26(2): 207-210.

LI Chun-zhong, CHEN Guo-xing, FAN You-wei. The Analysis of Slope Stability by Strength Reduction FEM Based on ABAQUS Software[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2006, 26(2): 207-210.

Analysis on the static stability of the tailings dam with the concept of yield approaching degree comparing to strength-reduction method

CAO Lin-wei¹, PENG Xiang-he¹, YANG Chun-he^{1,2}

- (1. The Key Lab of the Exploitation of Southwest Resources & the Environmental Hazards Control Engineering Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400044, China;
2. Institute of Rock and Soil Mechanics Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China)

Abstract Based on the extended Mohr-Coulomb failure criterion and the concept of yield approaching degree, a flow-deformation coupled finite element approach is presented for the analysis of the static stability of a tailings dam. The yield approaching degree is defined as the ratio of the existing equivalent stress to the yield stress, taking into account the effects of plastic deformation, temperature, saturation and void ratio, water and soil interaction, etc. The response of the tailing dam subjected to the coupled saturated/unsaturated seepage and deformation is simulated with the approach and strength-reduction method, respectively, and the results are in reasonable agreement. Compared with the simulation process and the safety information as strength-reduction approach, the present approach is simple and time thrift and can provide the distribution of well as important indexes such as deformation and phreatic surface by a single trial without factitious interference, which implies its availability in the analysis of the stability assessment of tailing dams.

Key words: tailings dam; stability; FEM analysis; yield approaching degree; strength-reduction method