

非开挖水平定向钻孔壁稳定性

柴希伟¹, 艾志久¹, 付彬¹, 喻久港¹, 席燕卿²

1. 西南石油大学机电工程学院, 成都 610500

2. 中国石油吐哈油田公司鲁克沁采油厂, 吐鲁番 838000

摘要 基于多孔介质概念,建立了孔隙度、渗透系数与体积应变的动态演化模型,给出了Mohr-Coulomb准则与Drucker-Prager准则之间的强度折减系数换算关系,以Abaqus为平台,将动态演化模型与有限元强度折减系数法相结合,研究水平定向钻孔壁稳定性。结果表明,使用不同屈服准则所得安全系数有差异,但在一定条件下可相互转换,数值分析结果与理论分析一致;研究了不同泥浆压力对孔壁稳定性的影响,指出在一定的泥浆压力下,随着泥浆压力的提高,孔壁安全系数不断降低。扩孔结束时,泥浆压力为2.4 MPa时,最大塑性半径达到2.34 m,孔壁处最大塑性应变达到0.393,极限平衡状态时,泥浆压力2.4 MPa时,孔壁周围的最大塑性应变增加到1.208,远大于扩孔结束时的最大应变值,相应的最大塑性半径达到5.68 m,约为孔径15倍。

关键词 水平定向钻;孔壁稳定性;流-固耦合;强度折减

中图分类号 TU434

文献标志码 A

doi 10.3981/j.issn.1000-7857.2015.03.010

On horizontal directional drilling wall stability

CHAI Xiwei¹, AI Zhijiu¹, FU Bin¹, YU Jiugang¹, XI Yanqing²

1. School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China

2. Lukeqin Oil Production Plant, Tuha Oilfield Company, PetroChina, Turpan 838000, China

Abstract Based on the concept of porous media, a dynamic evolution model between porosity, permeability coefficient and damage variable volumetric strain is established. The strength reduction factor conversion relationship between the Mohr-Coulomb criterion and Drucker-Prager criterion is given. Based on the Abaqus platform, the dynamic evolution model combined with the finite element strength reduction coefficient method is used to investigate the horizontal directional drilling wall stability. Engineering case calculations show that using different yield criteria may result in different safety factors. However, under certain conditions, they can be equivalent, or the numerical results are consistent with the theoretical analysis. Different effects of pressure on the slurry stability of the hole wall are studied, and it is found that under certain mud pressure, the safety factor continuously decreases with the increase of the mud pressure. At the end of expanding, the mud pressure is 2.4 MPa, the biggest plastic radius is 2.34 m and the maximum plastic strain reaches 0.393 at the hole-wall. In the limit equilibrium state, when the mud pressure is 2.4 MPa, the maximum plastic strain increases to 1.208 around the hole-wall, which is greater than the maximum strain value of expanding. The radius of plastic reaches 5.68 m, which is about 15 times the aperture.

Keywords horizontal directional drilling; hole wall stability; flow-solid coupling; strength reduction

水平定向钻孔壁的稳定直接关系着回拖铺管的成败,对孔壁稳定性进行研究十分必要^[1]。至今,围绕水平定向钻孔壁稳定性已经开展了大量的研究。Fellenius建立了岩土极限平衡法;Sokolovskii^[2]提出了滑移线场法;Hajiazizi等^[3]利用

极限平衡法又提出了求解三维非球面临界滑动面的新方法。经过长期发展,极限平衡方法已日臻成熟完善。在工程实践中,极限平衡法具有良好的应用效果,解决了岩土工程中孔壁的设计问题。然而,对于复杂层状、非均质岩土材料

收稿日期:2014-08-02;修回日期:2014-09-26

作者简介:柴希伟,研究方向为石油天然气装备设计与制造,电子邮箱:chaixiwei@126.com;艾志久(通信作者),教授,研究方向为石油天然气装备及油气井安全工程,电子邮箱:aizhijiu123@vip.sina.com

引用格式:柴希伟,艾志久,付彬,等.非开挖水平定向钻孔壁稳定性[J].科技导报,2015,33(3):63-69.

及不同工程的复杂情况,极限平衡法大多无能为力^[4],而且利用极限平衡法计算的安全系数指标难以解释,很难为工程技术人员接受^[5]。强度折减法的出现弥补了极限平衡法的不足,与极限平衡法相比,其计算结果直观^[6],在岩土工程中得到了越来越多的应用^[7]。

本文采用强度折减法,推导 Mohr-Coulomb 准则(M-C 准则)与 Drucker-Prager 准则(D-P 准则)的强度折减系数换算关系,以 Abaqus 为平台将动态演化模型与有限元强度折减系数法结合,研究水平定向钻孔壁稳定性,为复杂问题渗流作用下水平定向钻孔壁稳定性分析提供有效的解决方案。

1 有限元强度折减理论分析

1.1 基本原理

从原理上来说,强度折减系数法的实质是材料的强度参数黏聚力 c 和内摩擦角 φ 逐渐降低,导致岩土某些单元无法与强度匹配,或者超过了屈服面,不能承受的应力将逐渐转移到周围岩土单元中去,当出现连续滑动面(屈服点连成贯通面)之后,岩土就将失稳破坏。

对于 Mohr-Coulomb 材料,切应力 τ 可表示为

$$\tau = \frac{c + \sigma \tan \varphi}{F_{r1}} = \frac{c}{F_{r1}} + \sigma \frac{\tan \varphi}{F_{r1}} = c' + \sigma \tan \varphi' \quad (1)$$

$$c' = \frac{c}{F_{r1}} \quad (2)$$

$$\varphi' = \arctan \frac{\tan \varphi}{F_{r1}} \quad (3)$$

式中, F_{r1} 为强度折减安全系数; σ 为正应力; c 为黏聚力; φ 为内摩擦角; c' 为折减后的黏聚力; φ' 为折减后的内摩擦角。

强度折减法安全系数的定义与极限平衡分析法安全系数的定义一致,都属于强度储备安全系数,表示整个滑面达到了极限状态,因而是滑面的平均安全系数,而不是某个点的安全系数。通常不需要求出滑面,可从剪应变云图观察到

滑面,或采用力学判断方法求出滑面。

在有限元强度折减法中,本构关系采用理想弹塑性模型,所求安全系数与岩土屈服准则密切相关,采用不同屈服准则将得出不同安全系数。因此,选用合理的屈服准则十分重要。对于金属材料,屈服准则有屈瑞斯卡和米塞斯准则,对于岩土材料,普遍使用 M-C 准则和 D-P 准则。

M-C 准则:

$$F = \frac{1}{3} I_1 \sin \varphi + (\cos \theta_\sigma - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta_\sigma \sin \varphi) \sqrt{J_2} - c \cos \varphi = 0 \quad (4)$$

D-P 准则:

$$F = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} = k \quad (5)$$

式中, F 为屈服面函数, I_1 、 J_2 和 θ_σ 分别为应力张量第一应力、第二偏应力不变量和罗德角; c 、 φ 分别为岩土的黏聚力和内摩擦角; α 、 k 为与 c 、 φ 相关的常数。不同的 α 、 k 在 π 平面上代表不同的圆,不同的 α 、 k 值对应不同的屈服准则。

有限元强度折减法定义安全系数为

$$F = \frac{\alpha}{F_{r2}} I_1 + \frac{\sqrt{J_2}}{F_{r2}} = \frac{k}{F_{r2}} \quad (6)$$

$$\frac{\alpha(\varphi)}{F_{r2}} = \alpha(\varphi') \quad (7)$$

$$\frac{k(c, \varphi)}{F_{r2}} = k(c', \varphi') \quad (8)$$

F_{r2} 为采用式(6)的强度折减系数。

M-C 准则虽然应用广泛,但该准则没有考虑主应力影响,它的屈服面在主应力空间是六角形截面的角锥体表面,在 π 平面内为不等角六边形,存在尖顶,数值计算存在困难,应用时需作近似处理。D-P 准则在主应力空间的屈服面为一圆锥,在 π 平面内为圆形,不存在尖顶,适合数值计算^[8,9]。在 D-P 准则中 α 、 k 折减的同时, c 和 $\tan \varphi$ 也同步保持折减关系,由式(2)、式(3)、式(7)、式(8)可推得 M-C 准则与 D-P 准则之间的折减系数转换关系(表 1)。

表 1 M-C 准则与 D-P 准则之间的折减系数转换

Table 1 M-C criterion and D-P criterion reduction factor conversion

编号	准则种类	α	k	F_{r2}
DP1	外角外接圆	$\frac{2 \sin \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$	$\frac{6c \cos \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$	$\frac{\cos \varphi_0}{\cos \varphi_1} \frac{3 - \sin \varphi_1}{3 - \sin \varphi_0} F_{r1}$
DP2	内角外接圆	$\frac{2 \sin \varphi}{\sqrt{3}(3 + \sin \varphi)}$	$\frac{6c \cos \varphi}{\sqrt{3}(3 + \sin \varphi)}$	$\frac{\cos \varphi_0}{\cos \varphi_1} \frac{3 + \sin \varphi_1}{3 + \sin \varphi_0} F_{r1}$
DP3	M-C 等面积圆	$\frac{2\sqrt{3} \sin \varphi}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi(9 - \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{6\sqrt{3} c \cos \varphi}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi(9 - \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{\cos \varphi_0}{\cos \varphi_1} \sqrt{\frac{9 - \sin^2 \varphi_1}{9 - \sin^2 \varphi_0}} F_{r1}$
DP4	关联 M-C 匹配准则	$\frac{\sin \varphi}{\sqrt{3(3 + \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{3c \cos \varphi}{\sqrt{3(3 + \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{\cos \varphi_0}{\cos \varphi_1} \sqrt{\frac{3 + \sin^2 \varphi_1}{3 + \sin^2 \varphi_0}} F_{r1}$
DP5	非关联 M-C 匹配准则	$\frac{\sin \varphi}{3}$	$c \cos \varphi$	$\frac{\cos \varphi_0}{\cos \varphi_1} F_{r1}$

注: φ_0 为初始内摩擦角, φ_1 为内摩擦角。

1.2 不同屈服准则差异分析

将式(5)中 $\sqrt{J_2}$ 用主应力表示,平方之后转化为标准型

$$\sigma_2'^2 + \sigma_3'^2 = 2(k - \alpha I_1)^2 \quad (9)$$

式中, σ_2' , σ_3' 为主应力在 π 平面内的投影。可知D-P准则在 π 平面上是半径 $r = \sqrt{2}(k - \alpha I_1)$ 的圆形。可以说D-P准则之间的差异程度一定程度上由其对应的半径体现。考虑到D-P系列准则在应力空间中的屈服面是一系列圆锥面,它们的半径比值不依赖于 π 平面的移动。把表1中的 α, k 代入式(9)得到半径比值:

$$\frac{R_{DP2}}{R_{DP1}} = \frac{3 - \sin \varphi}{3 + \sin \varphi} \quad (10)$$

$$\frac{R_{DP3}}{R_{DP1}} = \frac{3(3 - \sin \varphi)}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi(9 - \sin^2 \varphi)}} \quad (11)$$

$$\frac{R_{DP4}}{R_{DP1}} = \frac{3 - \sin \varphi}{2\sqrt{3 + \sin^2 \varphi}} \quad (12)$$

$$\frac{R_{DP5}}{R_{DP1}} = \frac{\sqrt{3}}{6}(3 - \sin \varphi) \quad (13)$$

半径比值与内摩擦角关系如图1所示。

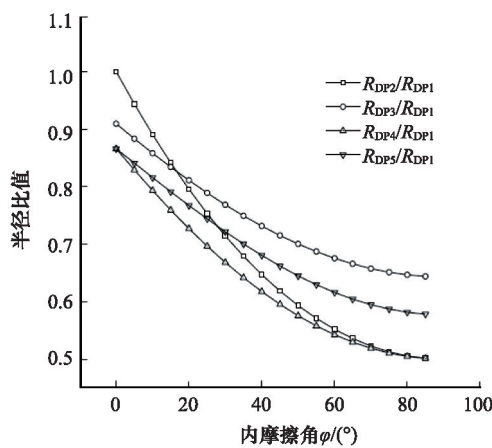


图1 半径比值与内摩擦角关系

Fig. 1 Radius ratio vs. angle of internal friction

通过计算可得:

1) 当 $\varphi = 0^\circ$ 时,有 $\frac{R_{DP2}}{R_{DP1}} = 1$ 及 $\frac{R_{DP4}}{R_{DP1}} = \frac{R_{DP5}}{R_{DP1}}$,说明此时DP1与DP2屈服准则相同,DP4与DP5屈服准则也相同;

2) 当 $\varphi = 16.02^\circ$ 时, $\frac{R_{DP2}}{R_{DP1}} = \frac{R_{DP3}}{R_{DP1}}$,DP2准则与DP3准则相同;

3) 当 $\varphi = 27.66^\circ$ 时, $\frac{R_{DP2}}{R_{DP1}} = \frac{R_{DP5}}{R_{DP1}}$,DP2准则与DP5准则相同。注意到各半径比值 < 1 ,说明用DP2和DP5准则与DP1准则差异较大,用DP1计算出的安全系数偏大。

对屈服准则的选择建议:对于平面应变问题,采用关联法时则选用DP4准则;采用非关联法时则选用DP5准则。

1.3 孔壁失稳判定标准

目前,关于有限元强度折减法中临界破坏的判断标准,大致分为3类:以数值计算收敛与否作为评价标准;以特征部位位移突变作为评价标准;以是否形成连续的塑性贯通区作为评价标准^[10,11]。在应用有限元计算的结果判定孔壁是否达到极限破坏状态时,只需要前两种判定标准就可以实现。所以本文同时采用数值计算不收敛和特征部位位移突变两种评价标准作为孔壁失稳的判断依据。

2 流-固耦合分析模型

2.1 Abaqus流-固耦合分析基本原理

Abaqus 能将渗流场和应力场直接耦合,无须进行渗流场和应力场的反复迭代,只要按时间过程连续求解就可得到全部结果,即通过将节点位移和孔隙水压力作为节点自由度进行空间离散,将应力平衡方程和渗流连续方程写成矩阵形式,并对渗流连续方程引入时间积分,得到耦合控制方程,然后在每个时间步内求解方程,并同时满足位移边界条件和渗流边界条件^[12-14]。

2.2 有效应力原理

岩土是由骨架颗粒、内部孔隙以及孔隙流体三者组成的孔隙介质,孔隙流体可以承受、传递压力,将其定义为孔隙压力,有效应力为通过岩土颗粒间的接触面传递的应力。目前,所应用的流-固耦合渗流模型几乎都是基于有效应力原理,通常使用比奥有效应力,计算公式为

$$\sigma' = \sigma - b[s_w p_w + (1 - s_w)p_a] \quad (14)$$

式中, σ' 为有效应力, σ 为总应力, b 为Biot固结系数, p_w 为孔隙水压力, p_a 为孔隙气压力, s_w 为饱和度。

2.3 孔隙度和渗透系数的动态演化模型

实现流-固耦合数值计算的关键问题之一,是如何建立流-固耦合作用下物性参数(如孔隙度和渗透系数)的动态演化模型。参考李培超等^[15]依据孔隙度定义建立的饱和多孔介质流-固耦合渗流的数学模型,多孔介质孔隙度 n 及渗透系数 k 与体积应变、温度、应力关系为

$$n = 1 - \frac{1 - n_0}{1 + \varepsilon_v}(1 - \Delta p/K_s + \beta_s \Delta T) \quad (15)$$

$$k = \frac{k_0}{1 + \varepsilon_v} \left[1 + \frac{\varepsilon_v - (\beta_s \Delta T + \Delta p/K_s)(1 - n_0)}{n_0} \right]^3 \quad (16)$$

式中, n_0 为初始孔隙度; k_0 为初始渗透系数; ε_v 为体积应变; K_s 为多孔介质固体骨架(Skeleton)渗透系数, $\Delta p/K_s$ 为孔隙流体压力变化引起的固体颗粒体积变化值, β_s 为热膨胀系数。

不考虑温度和骨架颗粒体积变化时,式(15)、式(16)可转化为

$$n = \frac{n_0 + \varepsilon_v}{1 + \varepsilon_v} \quad (17)$$

$$k = \frac{k_0}{1 + \varepsilon_v} \left(1 + \frac{\varepsilon_v}{n_0} \right)^3 \quad (18)$$

式(17)、式(18)仅适用于材料扩容前的情况,将 ε_v 前的正号改为负号则适用于材料扩容后的情况。当孔隙度越小时,变形对孔隙度和渗透系数的影响越明显;而孔隙度越大,变形对损伤变量影响越明显。

3 三维有限元强度折减法在水平定向钻中的应用

非开挖扩孔施工中,扩孔钻头向前推进过程中周围土体的边界条件(位移边界,载荷边界)发生变化,导致岩土体应力状态发生改变,对边界条件的合理模拟将直接影响计算结果。对被挖岩土体单元的处理,Abaqus采用单元杀死的方法,将被挖掉的单元视为“空气单元”,其弹性模量取极低值。为了模拟扩孔开挖面卸载引起的岩土体位移,在扩孔开挖面设置卸载单元,并且认为卸载单元由于扩孔钻头的扰动破坏,其弹性模量有较大幅度的降低,近似认为弹性模量变为原来的60%。

3.1 工程案例

工程概况:兰州—郑州—长沙成品油管道工程,由1条干线和16条支线组成,途经甘肃、陕西、河南、湖北、湖南5省,线路长度2184.4 km,途经黄河、淮河、长江三大流域。干线在湖北省武汉新洲区双柳镇(北岸)与鄂州白浒镇(南岸)之间采用定向钻方式穿越长江,扩孔为DD580一级20°和二级30°。勘探测试和钻孔揭露:穿越区基岩主要涉及第三系、白垩系与泥盆系地层,岩石种类多,软硬程度差异大。取轨迹一水平段进行分析,岩性主要为泥岩(D3W),棕褐色,泥质结构,层状构造,软岩,沉积物以粉土为主,钙质胶结,胶结程度较好,锤击易沿裂隙断开,岩心呈短柱状。场区内分布中等风化层,未见强风化层。具体岩土物力学参数^[2]:弹性模量8 MPa,泊松比0.3,黏聚力112 kPa,内摩擦角28°,饱和密度1902 kg·m⁻³,干密度1597 kg·m⁻³,孔隙度0.34,渗透系数5.3×10⁻⁷ m·s⁻¹,孔隙水体积模量2 GPa,测压系数和饱和度为1。考虑到对称性,计算时取一半区域研究。整个有限元网格如图2,孔壁附近单元加密,施工采用30°扩孔。地表水深0.38 m,在钻孔轴线埋深60.4 m处建立有限元渗流计算模型,x方向为扩孔钻前进方向,z方向为深度方向,模型长为20 m,高为18 m,宽为10 m。为了既能反映扩孔推进过程及其对围岩的影响,又能满足计算量的要求,避免尺寸效应及边界带来的计算误差,主要研究模型中部10 m范围内的扩孔开挖段,网

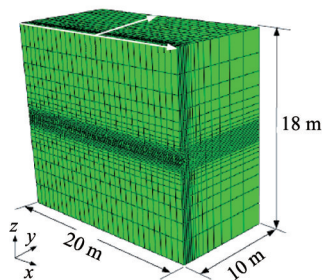


图2 三维整体网格模型

Fig. 2 3D model of the whole grid

格沿开挖方向取每个单元长度为0.67 m,扩孔钻头经过10个推进步,从 $x=5.36$ m处推进到 $x=12$ m处。

边界条件定义:模型顶部竖直方向初始地应力为460.15 kPa,孔隙水压力为513.80 kPa,模型底部竖直方向初始地应力为622.56 kPa,初始孔隙水压力为693.80 kPa,初始孔隙比为0.52,初始体积应变为0。模型前后左右施加位移约束,模型底部施加竖直方向以及水平方向约束,上部边界施加岩土自重压力为973.95 kPa,折减系数设置为1进行试算。

郑颖人等^[3]建议三维问题宜采用M-C等面积圆DP3准则,它与M-C准则折减系数以及强度参数换算关系如表1所示。按式(17)和式(18)建立孔隙度、渗透系数及损伤变量与体积应变的动态演化模型。

3.2 结果与分析

初始应力场对于正确分析具有围压依赖性的岩土屈服十分重要,准确计算初始应力场是后续分析的关键,在地应力平衡分析中,对岩土施加自重应力场或体积应力,理想条件下,该作用力与岩土的初始应力正好平衡,使得岩土体的初始位移为零,但是,在一些复杂问题中,定义的初始应力场与所施加的载荷较难获得平衡。图3和图4分别为地应力平衡时,孔壁围岩在竖直方向的位移云图以及初始孔隙水压力云图。竖直方向位移在10⁻⁶ m量级。此时的孔隙水压力为静水压力,不存在超孔隙压力,孔压分布和重力场平衡。

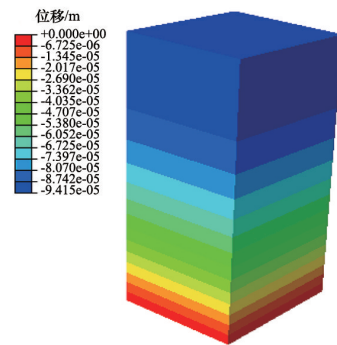


图3 孔壁围岩初始竖直位移云图

Fig. 3 Initial vertical displacement of surrounding rock of hole wall clouds

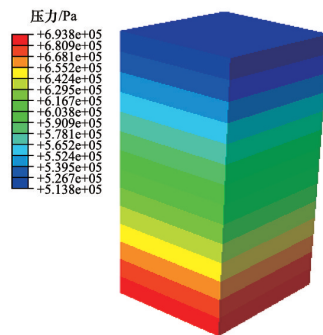


图4 孔壁围岩初始孔隙水压力云图

Fig. 4 Initial pore water pressure of surrounding rock of hole wall clouds

图5为扩孔结束时孔壁周围岩土体在竖直方向的位移云图。可见在开挖应力释放以及泥浆压力作用下,孔壁上半周在竖直方向的位移为正,下半周位移为负,整个孔壁有外扩趋势。图6给出了当泥浆压力为2 MPa,扩孔结束时沿y方向主应力分布云图,在高压泥浆压力的作用下孔壁边缘附近的应力值为正,孔壁处于拉伸状态,而远离孔壁的地方,应力为负值(受压),并越来越接近原岩应力水平。

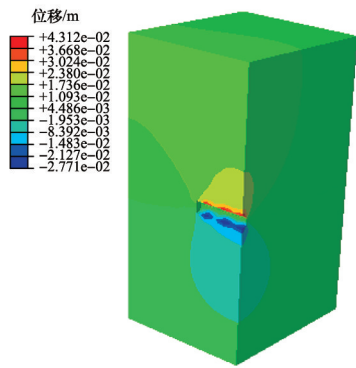


图5 扩孔结束竖直位移

Fig. 5 Reaming end vertical displacement

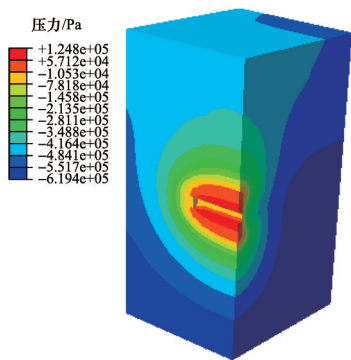


图6 扩孔结束y方向应力云图

Fig. 6 Reaming end y direction stress cloud

表2为不同泥浆压力下采用DP3准则所得二维模型及三维模型安全系数,结果表明二维模型和三维模型在计算安全系数时有一定的差异,前者偏小,精度没有后者高。且在一定的泥浆压力范围内,随着泥浆压力的增大,其绝对误差逐渐减小。

表3为不同泥浆压力下扩孔结束时和极限状态时的孔壁最大塑性应变和相应的塑性半径。扩孔结束时,当泥浆压力较小时,如泥浆1.5 MPa时,孔壁周围并没有出现塑性区,此时泥浆对孔壁有支护作用,随着泥浆压力不断增大,孔壁周围的塑性区也不断发展,塑性半径不断增大。当泥浆压力为2.4 MPa时,最大塑性半径达到2.34 m,约为孔径的6倍,孔壁处最大塑性应变达到0.393。极限状态时,当泥浆压力由1.5 MPa增加2.4 MPa时,孔壁周围的最大塑性应变由0.467增加到1.208,远大于扩孔结束时的最大应变值,相应的最大塑性半径分别由3.98 m增加到5.68 m。当泥浆压力为2.4 MPa

时,最大塑性半径约为孔径15倍。说明当孔壁周围出现一定程度的塑性区时,孔壁并没有立即丧失承载能力而发生失稳破坏,而当塑性区在孔壁周围发展到一定程度时,才形成潜在的破坏面,岩土体才达到极限平衡状态,此时孔壁将产生无限发展的位移及塑性流动,致使孔壁发生失稳。

表2 泥浆压力对孔壁稳定性的影响(DP3)

Table 2 Effects of pressure on the mud hole wall stability (DP3)

泥浆压力/MPa	2D安全系数	3D安全系数	绝对误差
1.5	5.068	6.107	1.039
1.6	3.781	4.477	0.696
1.7	3.028	3.609	0.581
1.8	2.461	2.935	0.474
1.9	2.106	2.453	0.347
2.0	1.815	2.144	0.329
2.1	1.601	1.873	0.272
2.2	1.446	1.699	0.253
2.3	1.282	1.53	0.248
2.4	1.172	1.407	0.235

表3 不同泥浆压力下的孔壁最大塑性应变及塑性半径

Table 3 Hole wall under different mud pressure maximum plastic strains and plastic radii

泥浆压力/MPa	扩孔结束		极限状态	
	塑性应变	塑性半径/m	塑性应变	塑性半径/m
1.5	0	0	0.467	3.98
1.6	0.004	0.03	0.584	4.35
1.7	0.012	0.26	0.680	4.76
1.8	0.026	0.41	0.774	5.03
1.9	0.052	0.72	0.842	5.24
2.0	0.081	0.94	0.909	5.38
2.1	0.128	1.21	1.077	5.49
2.2	0.188	1.58	1.104	5.54
2.3	0.270	1.91	1.262	5.62
2.4	0.393	2.34	1.208	5.71

图7为泥浆压裂为2 MPa时不同折减系数F_r下沿路径A₂A₃A₁(路径示意如图8所示)的竖直方向位移及水平方向位移曲线。可见,随着折减系数不断增大,不管是竖直方向还是水平方向位移都不断增大,且其位移增量也在不断增大,即当折减系数发生很小变化时,沿路径位移发生突变,则认为孔壁处于极限平衡状态(临界破坏状态),此时的折减系数即为孔壁整体的稳定安全系数。

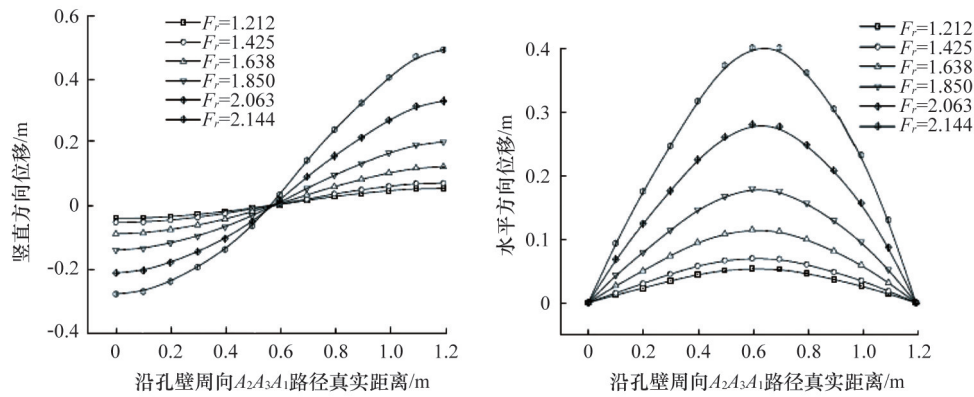


图7 沿路径竖直方向和水平方向位移曲线(2 MPa)

Fig. 7 Horizontal and vertical displacement curves along the path(2 MPa)

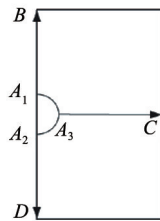


图8 $x=8.67$ m, yz 平面内路径示意

Fig. 8 $x=8.67$ m, the yz plane path diagram

图9给出了不同泥浆压力下扩孔完成时及孔壁达到极限平衡状态时,沿路径 A_1B 在竖直方向的位移曲线以及沿路径 A_3C 在水平方向的位移曲线。从图9(a)、(c)可知,扩孔结束时,最大位移并不总是出现在孔壁边缘,当泥浆压力相对较小时(如1.5~1.6 MPa),孔壁周围位移(绝对值)变化趋势为先增加再减小,无论是竖直方向还是水平方向其最大位移出现在距离孔壁约为 $2r\sim 3r$ ($r=0.5$ m)处,此时泥浆对孔壁具有支护作用。随着泥浆压力的增大(如1.7 MPa),孔壁周围的位移变化趋势为先减小再增加最后又减小,最大位移出现在孔

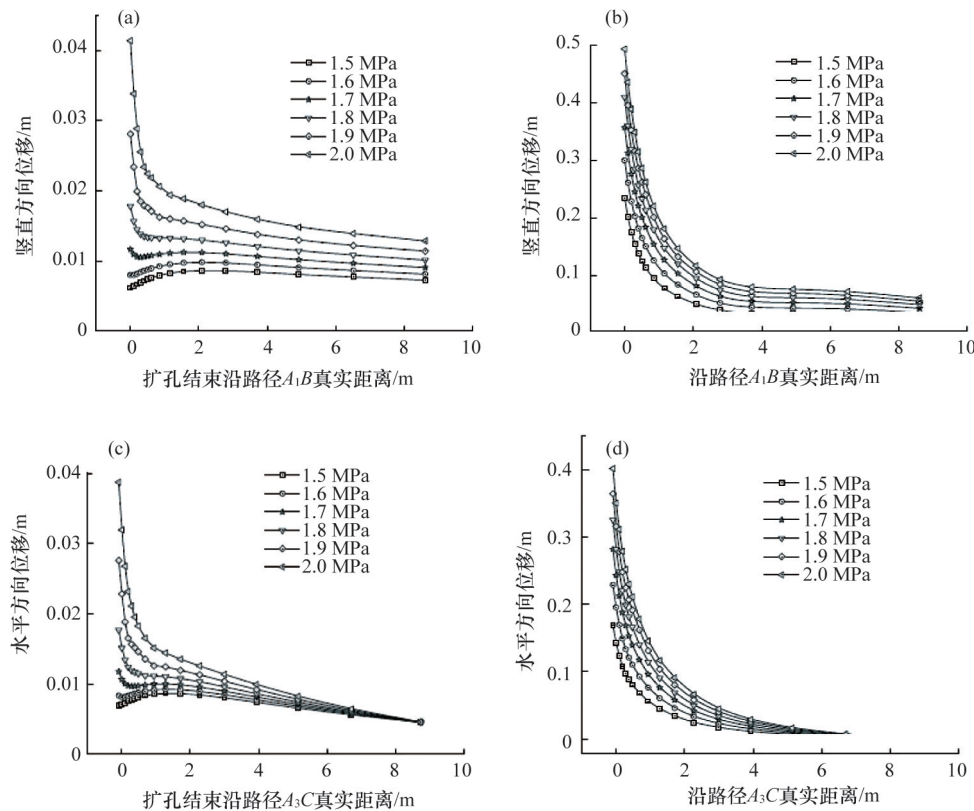


图9 不同泥浆压力下扩孔结束时及孔壁达到极限平衡状态时各路径位移曲线

Fig. 9 Displacement curve under different mud pressure at the completed reaming and limit equilibrium state

壁处。当泥浆压力进一步增大时,位移发展趋势又表现为沿径向一致减小,最大位移出现在孔壁处。从图9(a)中可知,当泥浆压力1.7 MPa增加到2.0 MPa时,沿路径 A_1B 最大位移从1.2 mm增加到约4.2 mm。从图9(b)、(d)可知,孔壁处于极限平衡状态时,孔壁周围的位移发展趋势为沿孔壁径向逐渐减小,最大位移位于孔壁边缘,约为扩孔结束时位移量的10倍。

4 结论

针对非开挖水平定向钻孔壁稳定性分析,建立了流-固耦合的数值计算模型,将有限元强度折减系数法与流-固耦合演化模型相结合并应用于非开挖孔壁稳定性研究,为复杂问题渗流作用下非开挖水平定向钻孔壁稳定性分析的解决提供了合理手段。

1) 使用不同屈服准则所得安全系数有差异,但一定条件下可相互转换,数值分析结果与理论分析一致。

2) 对屈服准则的选择建议:对于平面应变问题,采用关联法时则选用DP4准则;采用非关联法时则选用DP5准则。

3) 在一定的泥浆压力下,随着泥浆压力的提高,孔壁安全系数不断降低。

4) 扩孔结束时,泥浆压力为2.4 MPa时,最大塑性半径达到2.34 m,孔壁处最大塑性应变达到0.393,约为孔径的6倍。极限状态时,泥浆压力2.4 MPa时,孔壁周围的最大塑性应变增加到1.208,远大于扩孔结束时的最大应变值,相应的最大塑性半径达到5.68 m,约为孔径15倍。由此可知,孔壁周围出现塑性区时,孔壁并没有立即丧失承载能力而发生失稳破坏,而是当塑性区在孔壁周围发展到一定程度时,才形成潜在的破坏面,岩土体才达到极限平衡状态,此时孔壁将产生无限发展的位移及塑性流动,致使孔壁发生失稳。

参考文献(References)

- [1] Ma B, Najafi M. Development and applications of trenchless technology in China[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2008, 23(4): 476-480.
- [2] Sokolovskii V V. Complete plane problems of plastic flow[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 1962, 10(4): 353-364.
- [3] Hajiazizi M, Tavana H. Determining three-dimensional non-spherical critical slip surface in earth slopes using an optimization method[J]. Engineering Geology, 2013, 153: 114-124.
- [4] 郑颖人. 岩土数值极限分析方法的发展与应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2012(7): 1297-1316.
Zheng Yingren. Development and application of numerical limit analysis for geological materials[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012(7): 1297-1316.
- [5] 刘涛. 一种新的土坡稳定极限平衡分析方法[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2010.
Liu Tao. A new limiting equilibrium method for analyzing stability of

soil slope[D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2010.

- [6] 费康, 张建伟. Abaqus在岩土工程中的应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
Fei Kang, Zhang Jianwei. Application of Abaqus in geotechnical engineering[M]. Beijing: Chinese Water Conservancy and Hydropower Press, 2010.
- [7] 梁庆国, 李德武. 对岩土工程有限元强度折减法的几点思考[J]. 岩土力学, 2008, 29(11): 3053-3056.
Liang Qingguo, Li Dewu. Discussion on strength reduction FEM in geotechnical engineering[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(11): 3053-3056.
- [8] 郑颖人, 赵尚毅, 李安洪, 等. 有限元极限分析法及其在边坡中的应用[M]. 北京: 人民交通出版社, 2011.
Zheng Yingren, Zhao Shangyi, Li Anhong, et al. Finite element limit analysis method and its application in slope[M]. Beijing: China Communications Press, 2011.
- [9] Zienkiewicz O C, Humpheson C, Lewis R W. Associated and non-associated viscoplasticity and plasticity in soil mechanics[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1975, 25(4): 671-689.
- [10] 张黎明, 郑颖人, 王在泉, 等. 有限元强度折减法在公路隧道中的应用探讨[J]. 岩土力学, 2007, 28(1): 97-101.
Zhang Liming, Zheng Yingren, Wang Zaiquan, et al. Application of strength reduction finite element method to road tunnels[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(1): 97-101.
- [11] 裴利剑, 屈本宁, 钱闪光. 有限元强度折减法边坡失稳判据的统一性[J]. 岩土力学, 2010, 31(10): 3338-3341.
Pei Lijian, Qu Benning, Qian Shanguang. Uniformity of slope instability criteria of strength reduction with FEM[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(10): 3338-3341.
- [12] 陈卫忠, 伍国军, 贾善坡. Abaqus在隧道及地下工程中的应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
Chen Weizhong, Wu Guojun, Jia Shanpo. The application of Abaqus in tunnel and underground engineering[M]. Beijing: China Water Conservancy and Hydropower Press, 2010.
- [13] 朱以文, 蔡元奇, 徐晗. Abaqus与岩土工程分析[M]. 香港: 中国图书出版社, 2005.
Zhu Yiwen, Cai Yuanqi, Xu Han. Abaqus and geotechnical engineering analysis[M]. Hong Kong: Chinese Book Publishing, 2005.
- [14] 张晓咏, 戴自航. 应用Abaqus程序进行渗流作用下边坡稳定分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010(增1): 2927-2934.
Zhang Xiaoyong, Dai Zihang. Analysis of slope stability under seepage by using Abaqus[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010(Suppl 1): 2927-2934.
- [15] 李培超, 孔祥言, 卢德唐. 饱和多孔介质流固耦合渗流的数学模型[J]. 水动力学研究与进展, 2003, 18(4): 419-426.
Li Peichao, Kong Xiangyan, Lu Detang. Mathematical modeling of flow in saturated porous media on account of fluid-solid coupling effect[J]. Journal of Hydrodynamics, 2003, 18(4): 419-426.

(编辑 陈华蛟)