

doi: 10.19509/j.cnki.dzkq.2017.0334

李琴,徐果,黄志强,等.管道水平定向钻穿越扩孔孔洞形成机理及孔壁稳定性分析[J].地质科技情报,2017,36(3):249-254.

管道水平定向钻穿越扩孔孔洞 形成机理及孔壁稳定性分析

李 琴, 徐 果, 黄志强, 马亚超, 谢 豆

(西南石油大学机电工程学院, 成都 610500)

摘 要:孔壁失稳是水平定向钻扩孔工程中的瓶颈性问题,扩孔器下沉形成的葫芦形孔洞是孔壁失稳的主要原因。目前,扩孔孔洞孔壁稳定性问题的研究对象多为圆形孔洞而非葫芦形孔洞。基于有限元法建立扩孔器—岩土相互作用的动力学模型,研究了扩孔器下沉形成葫芦形孔洞的机理;此外,开展了葫芦形孔洞的孔壁稳定性研究,并与圆形孔洞孔壁稳定性进行了对比。研究表明:扩孔器下沉存在极限下沉量,且每级下沉量等于前级扩孔器半径与当前级钻杆半径之差,则实际的孔眼形状为葫芦形;计算值与印度 Purna 河和渭河穿越工程实际孔高值相对误差值分别为 7.39% 和 9.8%,说明了葫芦形孔洞形成机理具有一定的可靠性;葫芦形孔洞的孔顶坍塌的可能性较圆形孔提高了 138%;且孔型对孔腰稳定性的影响小于孔顶稳定性。

关键词:水平定向钻;葫芦形孔洞;孔壁稳定性;扩孔器;下沉规律

中图分类号:P634

文献标志码:A

文章编号:1000-7849(2017)03-0249-06

水平定向钻穿越技术(HDD)由于其施工效率高、工期短、费用低等优势,在油气管道施工中得到了广泛应用^[1-2]。随着油气管道的兴建和 HDD 技术的长足发展,施工管径已达 1 600 mm,然而在大口径管道穿越土层、砂层等低承载能力地层时,钻孔坍塌和冒浆频发,导致钻杆断裂和管道压毁,严重影响整个工程的安全性、环保性和经济性^[3-5]。

近年来,不少研究者围绕水平定向钻孔孔壁稳定性问题开展了较为深入的研究。Allouche^[6-7]认为提高钻井液性能、选择合适的孔内压力和回拖力等措施都有利于提高 HDD 工程中的钻进和扩孔效率。Wang 等^[8]分析了滤饼对水平定向钻孔孔壁稳定性的影响;闫相桢等^[9]推导了最大泥浆允许压力和最小泥浆需要压力;孙平贺等^[10]模拟分析了钻井液压力对孔壁位移的影响;王建强等^[11]研究了渗流场对孔壁稳定性的影响;龙江等^[12]研究了回拖速度对水平定向钻孔孔壁稳定性的影响;彭旭等^[13]研究了动态水位对水平定向钻孔孔壁稳定性的影响;曾聪等^[14]分析了泥浆渗透对水平定向钻孔洞塑性区半径的影响;然而以上均以圆形孔洞来研究水平定向钻孔孔壁稳定性问题,忽略了大口径管道穿越土层和砂层时,扩孔器下沉形成不规则的葫芦形孔洞。

笔者建立了扩孔器—岩土系统的动力学仿真模

型,研究了葫芦形孔洞的形成机理;以印度 Purna 河穿越工程为案例,对葫芦形孔洞孔壁稳定性问题进行了探索,并与圆形孔洞孔壁稳定性问题进行了对比。研究结果不仅为管道水平定向钻孔洞剖面的控制、扩孔轨迹的设计、扩孔安全性的提高、孔内事故的预防提供了科学依据,还为水平定向钻向大口径方向发展奠定了良好的科学基础。

1 扩孔器—岩土系统动力学仿真模型

1.1 水平定向钻扩孔过程

水平定向钻终孔直径一般应为管道直径的 1.2~1.5 倍,需要多次扩孔^[15]。水平定向钻扩孔采用不同直径的扩孔器对导向孔进行扩大,使孔道容纳回拖的管道,如图 1 所示。

1.2 扩孔器—岩土系统动力学理论模型

扩孔器破碎岩土扩大孔洞属于典型的非线性问题:①几何非线性。扩孔器相对于岩土而言具有大位移和大转动。②岩土材料非线性。岩土应力超过弹性极限时,将会出现塑性应变。③接触非线性。孔壁与扩孔器接触的岩土网格将不断消失,从而导致刚度矩阵的突然变化,且接触面将不断变化,使得有限元求解很难收敛。采用有限单元法假设接触系

收稿日期:2016-08-29

编辑:杨 勇

作者简介:李 琴(1970—),女,副教授,主要从事管道安全管理的研究和教学工作。E-mail:905973416@qq.com

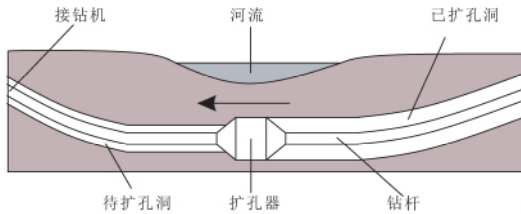


图1 水平定向钻穿越扩孔施工示意图

Fig.1 Construction diagram of horizontal directional crossing reaming

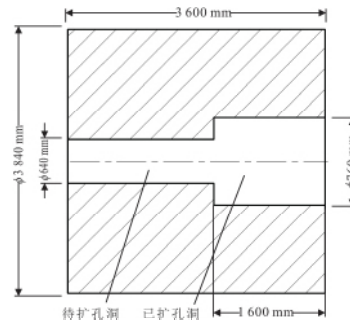


图2 岩土截面尺寸

Fig.2 Section size of soil

统在时刻 t 内占据空间域为 Ω , 作用在接触系统内的体积力、边界力及柯西内应力分别为 b, q, q_c, σ , 则非线性接触问题可表达为:

$$\int_{\Omega} \sigma \delta e d\Omega - \int_{\Omega} b \delta u d\Omega - \int_{\Gamma_f} \sigma \delta e dS - \int_{\Gamma_c} q \delta u dS + \int_{\Omega} \rho a \delta u d\Omega = 0 \quad (1)$$

式中: Γ_f 为给定边界力的边界; Γ_c 为接触边界; δu 为虚位移; δe 为虚应变; ρ 为密度; a 为加速度; dS 为边界微元。

基于有限单元法和达朗贝尔原理建立的扩孔器与岩土相互作用的动力学模型如下:

$$\begin{pmatrix} m_R & 0 \\ 0 & m_G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{u}_R \\ \ddot{u}_G \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} c_R & 0 \\ 0 & c_G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{u}_R \\ \dot{u}_G \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_R & 0 \\ 0 & k_G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_R \\ u_G \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_R - f_R \\ F_G - f_G \end{pmatrix} \quad (2)$$

式中: m_R, m_G 分别为扩孔器和岩土的整体质量矩阵; c_R, c_G 分别为扩孔器和岩土的整体阻尼矩阵; k_R, k_G 分别为扩孔器和岩土的整体质量矩阵; F_R, F_G 分别为作用在扩孔器上的拉力矢量和作用在岩土上的围压矢量; f_R, f_G 分别为作用在扩孔器和岩土的接触力矢量; $\ddot{u}_R, \ddot{u}_G$ 分别为扩孔器和岩土的加速度; $\dot{u}_R, \dot{u}_G$ 分别为扩孔器和岩土的速度; u_R, u_G 分别为扩孔器和岩土的位移。

1.3 有限元仿真模型的建立

长距离水平段是水平定向钻主要的工程段, 因此笔者仅对水平段的扩孔进行分析。

(1) 几何模型

建立 $\phi 760$ mm 的板桶一体式扩孔器的三维模型和岩土的三维模型, 岩土、模型具体尺寸如图 2 所示。采用带沙漏控制的八结点线性六面体减缩积分单元 (C3D8R) 对岩土进行离散, 并在扩孔核心区域对岩土网格细化处理; 采用四结点线性四面体单元 (C3D4) 对扩孔器进行网格划分。根据扩孔器和岩土的相互作用关系, 在 ABAQUS 装配模块定义扩孔器和岩土的相对位置。

(2) 边界条件

岩土底部采用固定端约束, 侧面采用法向固定约束, 上部施加岩土的上覆岩层压力。扩孔器的扩孔速度为 30 mm/s (沿 Z 轴), 扩孔转速为 30 r/min (绕 Z 轴), 扩孔器施加重力加速度 9 800 mm/s² (Y 向), 泥浆密度取 1 300 kg/m³, 同时限制扩孔器 X 向的平移和转动以及 Y 向的转动。扩孔器—岩土系统的动力学仿真有限元模型如图 3 所示。

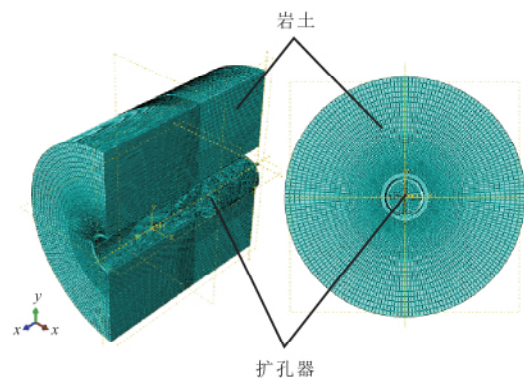


图3 扩孔器—岩土系统有限元模型

Fig.3 Finite element model of reamer and geotechnical

(3) 基本假设

扩孔器扩孔过程的仿真计算模型十分复杂, 但本模型的研究重点在于扩孔器下沉过程。为了提高计算效率, 忽略次要因素, 仿真模型作以下假设: ① 岩土为各向同性的连续介质, 不考虑岩土中内部孔隙压力的影响; ② 扩孔器的弹性模型模量远大于岩土弹性模量, 于是定义扩孔器为刚体; ③ 不考虑温度和钻井液射流作用对破岩的影响; ④ 岩石单元失效后即刻被移除, 不考虑岩屑二次破碎对扩孔过程的影响; ⑤ 由于扩孔器横向位移远小于下沉位移, 故不考虑扩孔器的横向振动。

(4) 岩土材料本构关系

Drucker-Prager (D-P) 模型适用于岩土类材料的弹塑性本构模型, 如混凝土、岩石及土壤等。其可以描述为:

$$f = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - K \quad (3)$$

式中: I_1 为应力第一不变量,其表达式为: $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ 。

J_2 为应力偏量第二不变量,其表达式为:

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1^2 - \sigma_2^2) + (\sigma_2^2 - \sigma_3^2) + (\sigma_3^2 - \sigma_1^2)] \quad (4)$$

α 、 K 为与岩土摩擦角 φ 和黏聚力 c 有关的常数,其中:

$$\alpha = \frac{2\sin\varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin\varphi)} \quad (5)$$

$$K = \frac{6c\cos\varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin\varphi)} \quad (6)$$

研究中以砂土为研究对象,其物性参数如表 1 所示。

表 1 岩土物性参数

Table 1 Property parameters of soil

密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量/ GPa	内摩擦角/ ($^\circ$)	流变 应力比	膨胀 角/($^\circ$)	泊松比
2 550	0.413 7	20	1	20	0.3

2 仿真结果分析

2.1 扩孔器下沉过程

扩孔器下沉位移曲线如图 4 所示,图中圆饼图是扩孔器与岩土之间在不同时刻的相对位置。在 $t < 3.75$ s 时,扩孔器随着时间的增加逐渐下沉并振动; $t > 3.75$ s,扩孔器不再继续下沉,扩孔器在偏离设计轨迹 -290.23 mm 附近继续进行扩孔施工,但有波动。这说明扩孔器下沉存在极限下沉量。当扩孔器下沉量达到该极限值时,钻杆外壁恰好接触到前级孔的孔壁,扩孔器被钻杆“架起”,随后扩孔器继续保持该状态向前切削扩孔。

2.2 葫芦形孔洞形成机理分析

水平定向钻终孔直径为管道直径的 1.2~1.5

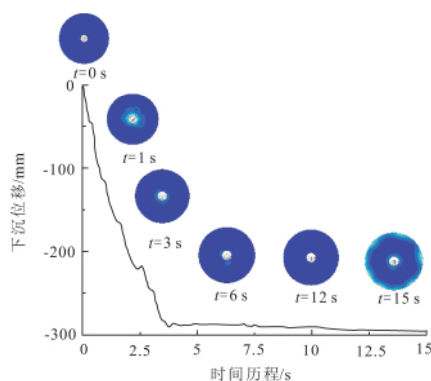


图 4 不同时刻扩孔器位置

Fig.4 Reamer location at different time

倍,需要多次扩孔^[3]。如图 5 为扩孔器下沉示意图,每一级扩孔时,扩孔器都会下沉 Δy_i ,且通过上述仿真计算发现,每一级的下沉量为前级扩孔器半径与当前级钻杆半径之差:

$$\Delta y_i = R_{i-1} - r_i \quad (7)$$

式中: Δy_i 为第 i 级扩孔时扩孔器下沉量; R_{i-1} 为第 $i-1$ 级扩孔器的半径; r_i 为第 i 级钻杆半径。

因此,扩孔完成之后,由式(1)可得扩孔完成后扩孔器的器总下沉量 y_t :

$$y_t = \sum \Delta y_i \quad (8)$$

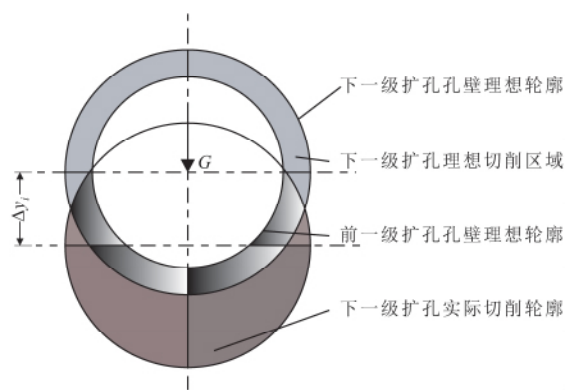


图 5 扩孔器下沉示意图

Fig.5 Reamer subsidence diagram

由式(2)可得印度 Purna 河穿越工程和渭河穿越工程^[16]扩孔器每一级的下沉量和总下沉量的仿真值(表 2)。根据表 2 绘制的印度 Purna 河穿越工程扩孔后的孔洞截面形状为上窄下宽的葫芦形孔洞(图 6-b),图 6-a 为实际的孔洞。

表 2 扩孔器下沉量仿真值

Table 2 Simulation value of reamer subsidence

扩孔级数	下沉量/mm	
	印度 Purna 河	渭河
1	171.45	241.3
2	247.65	317.5
3	323.85	469.9
4	400.05	393.7
5	476.25	546.1
6	552.45	444.5
7	603.25	596.9
8	654.05	—
9	704.85	—
总下沉量	4 133.85	3 009.9

由表 2 中总下沉量可以计算孔高值,与实际工程的孔高值对比,可得其相对误差(表 3)。从表 3 得出:印度 Purna 河、渭河穿越所形成孔的孔高仿真计算值与实际值的相对误差分别为 7.39% 和 9.80%,验证了有限元模型的正确性,同时证明了式(7)、(8)的合理性。

基于上述分析可将葫芦形孔洞的形成机理解释为:扩孔器下沉对孔底过量切削,形成不规则的孔洞,且每级下沉量等于前级扩孔器半径与当前级钻杆半径之差,因此形成的孔眼形状为葫芦形(图 6)。

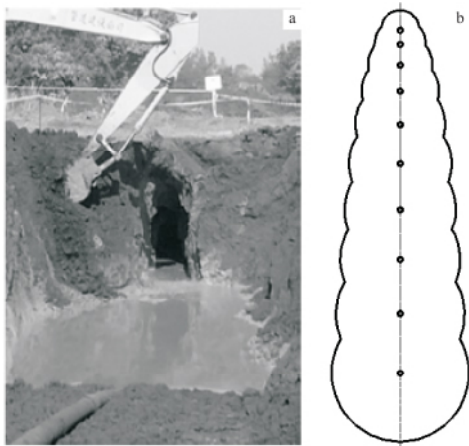


图 6 印度 Purna 河扩孔后的截面形状

Fig.6 Cross section of India Purna reaming hole

表 3 仿真计算孔高与实际孔高对比

Table 3 Comparison of hole height's simulation value and actual value

	Purna 河穿越	渭河穿越
实际值/m	4.60	4.47
计算值/m	4.94	4.03
相对误差/%	7.39	-9.80

3 葫芦形孔洞孔壁稳定性仿真分析

目前,弹塑性力学及岩土力学尚只能计算圆形、椭圆形等少数孔眼截面形状周围应力的封闭解析解,而对于葫芦形等不规则孔洞则无法开展计算。因此只能通过有限元仿真求出其数值解,得出其应力分布情况。

3.1 葫芦形孔洞孔壁稳定性仿真模型

以印度 Purna 河穿越工程建立葫芦形孔洞孔壁力学仿真计算模型。岩土网格采用 C3D8R 单元,模型底部采用固定端约束,顶部施加河水压力 200 kPa,孔洞施加动态泥浆压力(445 kPa 突减至大气压),岩土四周采用法向约束。162.56 cm(64 in)扩孔后的孔洞孔壁稳定性仿真模型如图 7 所示。模型厚度为 0.5 m^[17]。

3.2 仿真结果分析

在泥浆压力突减作用下,孔壁 Tresca 应力越大,孔壁越容易失稳,由此分析可知,孔洞最容易失稳的部位为孔顶、孔腰部位,如图 8-a 为孔顶 Tresca 应力最大时岩土体的应力分布,图 8-b 为孔腰 Tres-

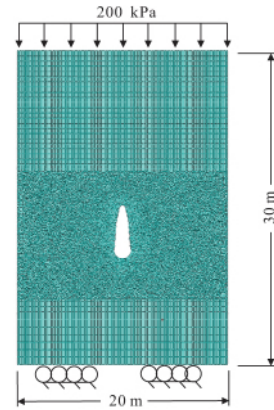


图 7 葫芦形孔洞孔壁稳定性仿真模型

Fig.7 Simulation model of calabash hole-wall stability

ca 应力最大时岩土体的应力分布。其中,孔顶的 Tresca 应力最大值为 2.129 MPa 且存在明显的应力集中,孔腰的 Tresca 应力值最大值为 2.151 MPa,孔壁极易失稳而导致孔洞坍塌。因此研究孔顶和孔腰部位的 Tresca 应力,有利于分析葫芦形孔洞的孔壁稳定性。

图 9 为 45.72~162.56 cm(18~64 in)不同级差下葫芦形孔洞孔顶及孔腰的应力变化曲线。随着扩孔级数的增加,形成的孔洞越不规则,孔顶的最大 Tresca 应力值不断增加且应力集中现象更明显,孔顶失稳的可能性增加;同时,孔腰部位最大 Tresca 应力值也在增加,孔洞失稳可能性增加。

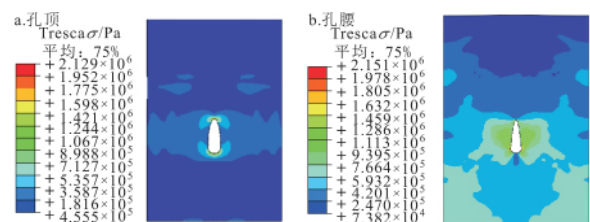


图 8 162.56 cm 扩孔后岩土体的 Tresca 应力分布

Fig.8 Tresca stress distribution of geotechnical after 126.56 cm reaming

图 10 为圆形、葫芦形孔洞的孔腰、孔顶应力对比图,其中圆形孔洞为扩孔器不下沉而形成的理想孔洞。由图 10 分析可知:

(1)葫芦形孔洞孔顶的 Tresca 应力值始终大于圆形孔洞孔顶;且随着扩孔级数增加,圆形孔洞孔顶的 Tresca 应力值几乎不变,而葫芦形孔洞孔顶的 Tresca 应力值迅速增加,在最后一级时,葫芦形孔洞孔顶的 Tresca 应力值较圆形孔洞的增加了约 138%,即葫芦形孔洞失稳概率较圆形孔洞增加了 138%。

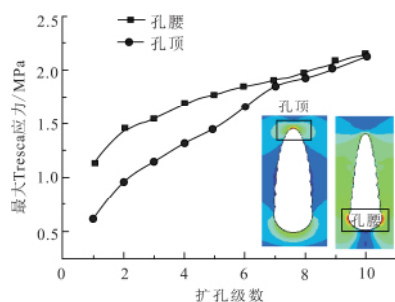


图9 葫芦形孔顶、孔腰最大 Tresca 应力值曲线

Fig.9 Maximal Tresca stress curves of calabash borehole top and waist

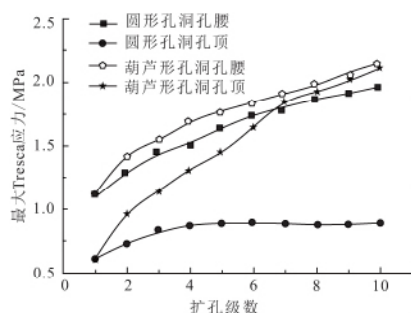


图10 圆形与葫芦形孔洞的孔腰、孔顶 Tresca 应力对比图

Fig.10 Tresca stress contrast diagram of circular and calabash borehole top and waist

(2)葫芦形孔洞孔腰的 Tresca 应力值始终大于圆形孔洞孔腰,最后一级扩孔时,葫芦形孔洞孔顶的 Tresca 应力值较圆形孔洞的增加了约 9.29%。

图 11 为不同孔型孔顶最大 Tresca 应力值随埋深的变化图,其中葫芦形孔洞(5 级)为采用大级差工艺[(扩孔序列为 45.72 cm(18 in)、76.2 cm(30 in)、106.68 cm(42 in)、137.16 cm(54 in)、162.56 cm(64 in)]形成的孔洞。图 12 为不同孔型孔腰最大 Tresca 应力值随埋深的变化图。

从图 11 和图 12 的分析可知:

(1)随着埋深的增加(除浅埋孔外),3 种孔型孔

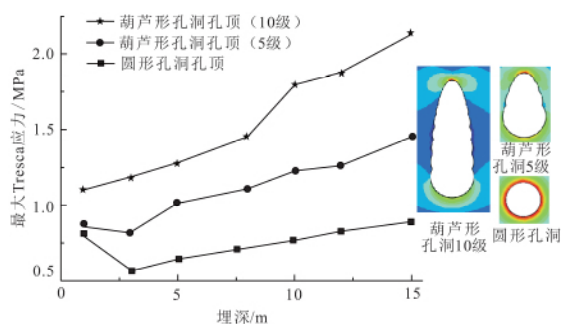


图11 孔顶最大 Tresca 应力值随埋深的变化图

Fig.11 Diagram maximal Tresca stress changing with buried depth of borehole top

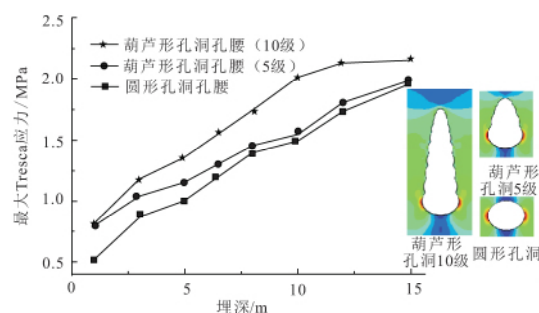


图12 孔腰最大 Tresca 应力值随埋深的变化图

Fig.12 Maximal Tresca stress changing with buried depth of borehole waist

顶的 Tresca 应力值均增大,孔顶坍塌的可能性均增加。不管埋深多大,葫芦形孔洞(10 级)孔顶的 Tresca 应力值最大且应力集中现象明显,孔顶坍塌的可能性最大,其次为葫芦形孔洞(5 级),最小为圆形孔洞。

(2)3 种孔型孔腰的 Tresca 应力值均随埋深的增加而增大,孔腰部位孔壁失稳的可能性均增大。同时,不管埋深多大,葫芦形孔洞(10 级)孔腰的 Tresca 应力值最大且应力集中现象明显,孔腰处孔壁失稳的可能性最大,其次为葫芦形孔洞(5 级),最小为圆形孔洞。

(3)3 种孔型孔腰 Tresca 应力值随埋深增加的幅度值分别为:1.33,1.191,1.365 MPa,而 3 种孔型孔顶 Tresca 应力值随埋深增加的幅度值分别为 1.05,0.602,0.33 MPa。

由上述分析可知,就 3 种孔型而言,对孔腰稳定性的影响小于孔顶稳定性,孔顶的失稳极易造成整个孔洞的报废。葫芦形孔洞对于水平定向钻工程是极为不利的,应采用轻质化扩孔器、大级差扩孔工艺等措施来避免葫芦形孔洞的产生。

4 结 论

(1)扩孔器下沉对孔底过量切削,形成不规则的孔洞,且每级下沉量等于前级扩孔器半径与当前级钻杆半径之差时,则形成的孔眼形状为葫芦形。

(2)不管埋深多大,孔洞失稳可能性由大到小的顺序为葫芦形孔洞(10 级)>葫芦形孔洞(5 级)>圆形孔。在埋深为 15 m 时,葫芦形孔洞顶部失稳的可能性较理想的圆形孔洞增大了约 138%。

(3)扩孔器下沉形成葫芦形孔洞,相对于孔腰部位而言,葫芦形孔洞对孔顶的稳定性影响更大,孔顶的失稳极易造成整个孔洞的报废。

参考文献:

- [1] Ma B S, Najafi M. Development and applications of trenchless technology in China[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2008, 23: 476-480.
- [2] Lan H T, Ma B S, Shu B, et al. prediction of rotational torque and design of reaming program using horizontal directional drilling in rock strata[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2011, 26: 415-421.
- [3] 江勇, 李松, 陈波, 等. 长距离、大口径定向穿越施工中相关技术难题探讨[J]. *地质科技情报*, 2016, 35(2): 116-120.
- [4] 李山. 水平定向钻进中的几个重要技术问题[J]. *非开挖技术*, 2006, 23(1): 1-6.
- [5] Ma Xiaocheng, Li Guohui, Ma Hongxin, et al. Key technologies for HDD crossing with complex geological condition and large diameter pipeline[C]//ICPTT. 2014: 873-879.
- [6] Allouche E A. Implementing quality control in HDD projects: A North American perspective[J]. *Journal of Tunneling and Underground Space Technology*, 2002, 16(1): 3-12.
- [7] Allouche E A. Quality control and quality assurance in HDD [J]. *No-Dig Engineering*, 2001, 8(1): 1-6.
- [8] Wang X, Sterling R L. Stability analysis of a borehole wall during horizontal directional drilling [J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2007, 22: 620-632.
- [9] 闫相祯, 丁鹏, 杨秀娟. 水平定向钻技术在管道穿越工程中的应用研究[J]. *石油学报*, 2008, 29(2): 292-295.
- [10] 孙平贺, 安传德, 曹函. 基于钻液压力的非开挖近孔壁位移响应数值分析[J]. *地下空间与工程学报*, 2011, 7(6): 1168-1173.
- [11] 王建强, 李国民, 赵洪波. 流固耦合作用下水平定向孔壁稳定性分析[J]. *地下空间与工程学报*, 2012, 4(4): 796-801.
- [12] 龙江, 夏换, 周宝库, 等. 水平定向钻回拖速度对孔壁稳定性的影响[J]. *现代隧道技术*, 2013, 50(5): 135-139.
- [13] 彭旭, 邓莉, 夏换, 等. 动态水位下管道回拖孔壁的稳定性[J]. *油气储运*, 2014, 33(1): 78-81.
- [14] 曾聪, 马保松, 刘厚平. 水平定向钻穿越施工中钻井液渗透对孔壁塑性半径的影响[J]. *中国石油大学学报: 自然科学版*, 2013, 37(2): 57-66.
- [15] GB50424-2007. 油气输送管道穿越工程施工规范[S]. 2007.
- [16] 刘艳利, 王保忠, 赵慧玲, 等. 西二线渭河水平定向钻孔洞剖面质量控制[J]. *油气储运*, 2010, 33(4): 433-436.
- [17] Kararam A. Nonlinear finite element based investigation of the effect of bedding thickness on buried concrete pipe[D]. Texas: University of Texas, 2006.

Hole Forming Mechanism and Hole-Wall Stability of Pipeline HDD Reaming

Li Qin, Xu Guo, Huang Zhiqiang, Ma Yachao, Xie Dou

(School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China)

Abstract: Hole-wall instability is a bottleneck in Horizontal Directional Drilling (HDD) reaming and reamer subsidence forming calabash-shape hole is a key reason for hole-wall instability. Currently, circular hole-wall stability is focused on reaming hole-wall stability rather than calabash-shape hole-wall. Dynamic model of reamer and geotechnical system is established based on FEM. Reamer subsidence forming calabash-shape hole is studied. Besides calabash-shape hole-wall stability is studied on the basis of FEM. The research shows that reamer subsidence has a limited subsidence value, equal to the differential of prime reamer diameter and current drilling-pipe diameter, which cause the forming of calabash-shape hole. When its height is compared with the actual hole height of Indian Purna and Wei River crossing construction, the relative error is 7.39% and 9.8% respectively. The relative error reflects certain reliability of the explanation. Compared with circular hole-wall stability, instability chance of calabash-shape hole increases by 138%. The impact of bore shape is cause as the hole-stability of waist is smaller than that of the top.

Key words: HDD; calabash-shape hole; hole-wall stability; reamer; subsidence regularity