

DOI:10.3969/j.issn.1672-1144.2022.05.001

基于 S 型平面路径的水平定向钻管道回拖过程管道力学研究

张利铨^{1,2}

(1. 清华大学 土木工程系, 北京 100871; 2. 福州左海控股集团有限公司, 福建 福州 350001)

摘要: 水平定向转回拖过程是工程建设中的重难点, 为优化施工方案, 采用工程实例为研究对象, 根据管道下穿的不同曲率半径建立了基于 S 型平面路径的水平定向钻管道回拖过程的有限元模型, 获得最佳曲率半径的施工方案, 并分析了管道回拖过程中的应力、应变、轴力分布规律。结果显示, 在进入 2-3 弯曲段时, 管道与导向孔产生较大的侧向接触力, 应力应变增大明显, 最大径向拉应力为 163.8 MPa, 轴力呈现先迅速增大而后缓慢增大的趋势; 当管道穿越 2-3 弯曲段后, 管道与导向孔之间的接触力迅速减小, 管道处于悬浮状态, 局部与导向孔接触稍大, 应力应变值基本趋于稳定, 且回拖力呈现缓慢增加的趋势, 局部呈现阶梯式增加的现象; 根据仿真模型最终计算, 获得管道轴力最大值为 10 846 kN, 与实际回拖力为 12 033 kN 相比, 拟合偏差仅为 9.9%, 计算结果与实际较为吻合, 最后提出净浮力控制措施, 为类似工程施工提供借鉴。

关键词: S 型平面路径; 水平定向钻; 数值仿真; 净浮力控制

中图分类号: TE973; TU990.3

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2022)05-0001-08

Pipeline Mechanics of Horizontal Directional Drilling Pipeline Back Towing Process Based on S-shaped Plane Path

ZHANG Liqun^{1,2}

(1. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100871, China;

2. Fuzhou Zuohai Holding Group Co., Ltd., Fuzhou, Fujian 350001, China)

Abstract: Horizontal directional retracement process is a major difficult point in engineering construction, in order to optimize the construction scheme, the engineering example is used as the research object, according to the different curvature radii of the pipeline under the pipeline, a finite element numerical simulation model based on the horizontal directional drilling pipeline retraction process of the S-shaped plane path is established. The construction scheme of the best curvature radius is obtained, and the stress, strain and axial force distribution law in the pipeline retraction process are analyzed. The results show that when entering the 2-3 bending section, the pipe and the guide hole produce a large lateral contact force, and the stress strain increases significantly. The maximum radial tensile stress is 163.8 MPa, and the axial force shows a trend of rapid increase first and then slowly increases. When the pipeline crosses the 2-3 bending section, the contact force between the pipeline and the guide hole decreased rapidly, the pipeline is in a suspended state, the local contact with the guide hole is slightly larger, the stress strain value is basically stable, and the pullback force shows a slowly increasing trend, and the local step-by-step increase is presented. According to the final calculation of the simulation model, the maximum value of the axial force of the pipeline is 10 846 kN, compared with the actual dragback force of 12 033 kN, the fitting deviation is only 9.9%. The calculation results are more consistent with the actual situation, and finally the net buoyancy control measures are proposed to provide reference for the construction of the project.

Keywords: S-shaped plane path; horizontal directional drilling; numerical simulation; net buoyancy control

自 20 世纪 70 年代以来,水平定向钻穿越技术在我国已有了长足的发展,尤其是在穿越河流、湖泊、建筑物等具有难以消除障碍物的施工环境下得到越来越广泛的应用。迄今为止,根据国内外现有的水平定向钻工程中发现,最大管径限值达到了 1.8 m,可见工程项目巨大^[1-3]。

由于水平定向钻穿越技术的日益成熟,对于管道所处的受力状态成为了工程前期施工预案的研究重点,因此,国内外学者对管道回拖过程的力学特性展开了大量的研究。Hair J D^[4-5]将管道视为无数段直管,不考虑管道弯曲与泥浆阻力的影响,仅对管道与导向孔壁之间摩擦力产生的回拖力进行研究;刘旭^[6]通过管道上提最佳施工参数分析、弯曲段管道力学研究及回拖力计算方法的比选对全施工过程的管道受力进行研究;常琼^[7]通过管道台阶穿越数值模型模拟导向孔台阶障碍物对管道受力的影响;李奋强等^[8]采用 ABAQUS 有限元软件建立运动轨迹为圆弧的管道牵引施工有限元模型以及管道供水过程中的流固耦合模型;汪爽^[9]根据各种常用的回拖力计算模型的分析与比较,改进回拖力计算模型;朱清帅^[10]通过工程实例分析水平定向钻回拖力影响因素,提出了回拖力计算方法及其适用范围;颜道根等^[11]通过分析水平定向钻泥浆拖拽阻力对回拖力的贡献权重,建立了回拖力计算模型;肖守金等^[12]以岩层地质情况、孔壁摩擦、管道受力以及流体阻力等为研究对象,改进了管道回拖力的计算方法;张晓敏^[13]依据设计、施工以及安全方面剖析了水平定向钻在施工中的难点,并提出相应的解决措施;刘成勇等^[14]以工程实例为导向,探讨了水平定向钻的施工工艺,并提出相应的改进方法;裴大威^[15]以土层介质优良性为依托,研究了水平定向钻的孔壁稳定性计算方法;史志斌^[16]研究了高硬度岩层水平定向钻的施工要点,提出新型穿越技术的宝贵经验。

目前,对于水平定向钻穿越技术的研究局限于针对平面路径为直线型的回拖管道,但对于作为新技术施工中的重难点 S 型平面路径的回拖管道,目前国内外的研究较少。因此本文通过工程实例,建立数值仿真模型,对基于 S 型平面路径的回拖管道受力特性展开研究,为工程施工提供参考借鉴。

1 管道回拖过程理论分析

管道回拖工程受到多方面因素的影响,在建立有限元模型时应充分考虑影响及接触条件,建立符

合实际的有限元模型。

1.1 回拖阻力影响因素

水平定向钻的回拖过程具有复杂的力学性质,回拖力大小受到诸如地质条件、回拖轨迹以及回拖管或导向孔的摩擦阻力等的影响,在回拖作业当中,主要归结有以下几点影响因素:

(1) 回拖轨迹:管道回拖轨迹主要分为直线段与弯曲段,回拖过程中,入土角、曲率半径以及出土角对管道与导向孔的接触压力影响较大,表现为管道弯曲程度过大导致管道弯曲应力大于屈服应力,致使管道受损,回拖过程失稳的现象。

(2) 摩擦阻力:摩擦阻力主要是管道外壁及导向孔内壁的摩擦力大小,管道外壁的粗糙程度是接触面摩擦系数大小的关键,当管道外壁与导向孔内壁区域间注入泥浆后,由于泥浆具有的润滑作用,可有效减小接触管壁间的摩擦阻力,因此,泥浆性能优良性是减小摩擦阻力的决定性要素。

(3) 地质条件:导向孔内壁的砂土含量大小是直接回拖过程摩擦阻力的关键因素,此外,当管道回拖轨迹受到坚硬岩石的阻碍,需改变回拖路径时,将对管道造成不同程度的损伤。

1.2 数值仿真接触理论

回拖管道的接触是基于回拖管壁与导向孔壁之间的接触,为了在复杂的施工条件下建立合理的接触条件,且建立便于计算的简化模型。本文对接触条件进行假设:接触表面设置为光滑连续的曲线;接触表面按照库伦定律定义摩擦作用力;采用节点参数设置位移和力的接触表面边界条件;接触表面的摩擦系数以弹性流体理论进行计算。

两物体间的接触条件主要包含切向接触与法向接触,如图 1 所示为两物体接触示意图。

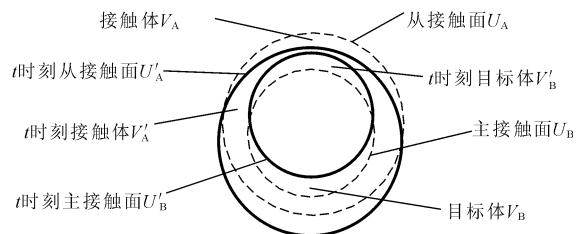


图 1 两物体接触示意图

两物体间的法向接触具有不可互相侵入的特点,且在不考虑接触面的粘附及冷焊的前提条件下,法向接触压力只可能是压应力,模型中以罚函数理论定义罚因子进行简化求解,如图 2 所示,根据运动学条件,假设 M 、 N 为接触面的最近点,且任意时刻 t

的 N 点在主接触面 U'_B 的坐标为 $N(x'_B)$, M 点在从接触面 U'_A 的坐标为 $M(x'_A)$, 则两点间的距离 S 可按照下式计算:

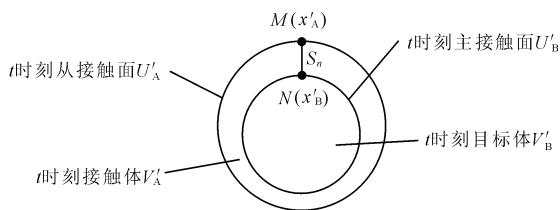


图 2 接触方程示意图

$$S = S(x'_A, t) = |x'_A - x'_B| = \min(x'_A, x'_{NB}) \quad (1)$$

式中: x'_{NB} 表示主接触面 U'_B 上的任意坐标点, 由于主接触面 U'_B 上的 N 点位置是根据从接触面 U'_A 上的 M 点确定, 因此将距离 S 以坐标的形式呈现, 即 $S = S(x'_A, t)$ 。

假设主接触面 U'_B 为光滑曲线, S 是指向主接触面 U'_B 法线方向, 因此将式(1) 简化:

$$S_n = S(x'_A, t) = (x'_A - x'_B) \cdot | \vec{n}_A | \quad (2)$$

由于两物体的法向接触的不可侵入性, 因此针对主接触面 U'_B 上的任意一点 N 按照一般数学表达式进行函数构建:

$$S_n = S(x'_A, t) = (x'_A, x'_B) \cdot | \vec{n}_A | \geq 0 \quad (3)$$

两物体间的切向接触主要分为无摩擦与有摩擦两种模型, 无摩擦模型是指假设两物体间的接触面为绝对光滑状态, 在实际工程中一般不采用该方法, 有摩擦模型一般采用库伦摩擦模型进行求解, 定义法向接触为 F_x , 切向接触为 F_y , 切向接触力为 F , 极限接触力为 F_N , 则切向接触力方程为:

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \leq \mu | F_N | \quad (4)$$

式中: μ 表示摩擦力, 当 $| F | < \mu | F_N |$ 时, 表示两物体间未发生相对滑动, 当 $| F | = \mu | F_N |$ 时, 表示两物体间发生切向相对滑动。

由于两物体间的接触依存于时间效应, 且几何性质伴随着非线性条件的约束, 接触范围与接触状态随着时间不断变化, 为建立基于时间依存的接触问题, 采用迭代法求解是解决该类问题的有效方式, 在数值仿真模型中根据前一个增量步及当前增量不荷载条件进行接触条件的检查和搜索求解接触方程, 在不满足要求时通过修改接触状态返回上一步计算, 直至迭代方程计算终止。

2 数值仿真模型几何参数

本文建立的计算模型采用某工程管道穿越项目

为基准, 管道从河岸下穿江河流域, 在河道中央有难以穿越的障碍物, 平面路径呈 S 型, 为研究该路径的受力特征, 本文进行了数值模拟。S 型平面路径曲线管道与一般回拖管差异较大、复杂程度较高, 为简化模拟计算, 设置模拟条件: 忽略管道回拖过程中由于扩孔器等部件的受力影响; 回拖管道截面近似看作圆形空心管; 孔壁为刚体, 各部分连接的曲线光滑无折角; 先导孔截面位置等效为正圆形; 泥浆阻力产生的摩擦力以摩擦系数等效。

2.1 模型几何参数

有限元模型轨迹示意图如图 3 及表 1 所示。

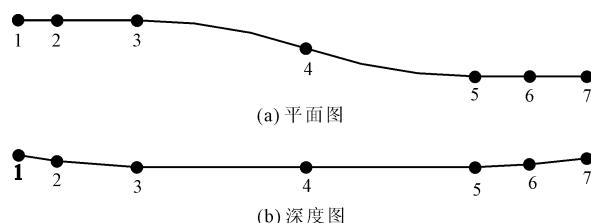


图 3 管道回拖轨迹示意图

表 1 管道轨迹参数

编号	管段类型	管段长度/m	其他参数
1-2 段	斜直段	135	入土角 α
2-3 段	弯曲段	280	曲率半径 R_1
3-4 段	弯曲段	600	曲率半径 R_2
4-5 段	弯曲段	600	曲率半径 R_2
5-6 段	弯曲段	190	曲率半径 R_1
6-7 段	斜直段	200	出土角 α

为确定最佳入土角、出土角及曲率半径, 本文在不改变其他条件下, 仅改变管道的入土角、出土角及曲率半径, 穿越河道的管道回拖入土角和出土角一般在 $4^\circ \sim 12^\circ$, 入土角与出土角斜直段与弯曲段相切, 由于入土角与出土角在 $4^\circ \sim 6^\circ$ 之间时, 弯曲段的曲率半径在 $2\ 780\ \text{m} \sim 4\ 270\ \text{m}$ 之间, 显然曲率半径极大, 管道几乎趋近于平缓状态, 将造成穿越长度大, 施工成本大幅度提高, 对工程施工经济效益影响明显, 因此本文入土角与出土角选择 $7^\circ \sim 12^\circ$ 作为研究对象, 并间隔 1° 进行受力分析, 建立有限元模型对比分析方案, 如表 2 所示。

表 2 管道回拖方案

编号	$\alpha/(^\circ)$	R_1/m	R_2/m	编号	$\alpha/(^\circ)$	R_1/m	R_2/m
1	7	2370		4	10	1640	
2	8	2060	1830	5	11	1490	1830
3	9	1800		6	12	1360	

2.2 材料参数与接触属性

如图 4 所示,回拖管道模型外径 r_2 为 0.622 m,内径 r_1 为 0.600 m,壁厚 δ_1 为 0.022 m,回拖钢管材质为 Q345B,管线总长度为 2 005 m;导向孔模型采用德鲁克-普拉格模型,其特点是对岩土等摩擦材料具有超强的适应性,导向孔模型外径 r_3 为 1.000 m,内径 r_4 为 0.900 m,壁厚 δ_2 为 0.100 m。管道及导向孔力学参数见表 3。

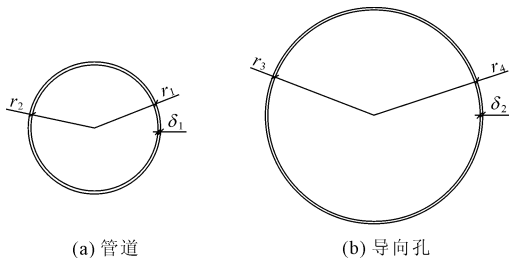


图 4 管道与导向孔截面示意图

表 3 管道及导向孔力学参数

参数名称	弹性模量/GPa	泊松比	重度/(kN · m ⁻³)
管道	206.0	0.30	78.5
导向孔	41.3	0.22	27.0

由于泥浆浮力大于管道重力,导致管道受到的合力向上,管道上部外侧壁与导向孔上部内侧壁紧贴,为保证接触稳定,需对管道与导向孔定义接触属性。本文管道接触中,采用硬接触定义法向接触,采用罚函数定义切向接触^[6],结合《水平定向钻法管道穿越工程技术规程》(CECS 382—2014)要求综合考虑,取回拖过程中管道与孔壁之间的综合摩擦系数为 0.2。

2.3 荷载、边界条件及分析步

回拖管道受到自身重力、泥浆浮力以及调节管道悬浮压力的影响,为加快模型计算速度,将重力等效为重力加速度的方式施加,使管道模型与导向孔模型充分接触,如下所示^[6]:

$$g_{\text{等效}} = \frac{F_f - (F_z + F_l)}{m_z} \quad (5)$$

式中: $g_{\text{等效}}$ 为等效重力加速度,m/s²; F_f 为泥浆浮力,kN; F_z 为管道重力,kN; F_l 为调节管道悬浮压力,kN; m_z 为管道自重,kg。

在管道前端施加强制位移约束力,位移距离为局部方向 1.0 m,施加导向孔模型各节点上的 X、Y、Z 方向上的位移及转角的约束。导向孔模型采用 3D 实体模型,管道模型采用 2D 壳单元,为使得管道及导向孔横截面面接触,截面均设置为 18 个节

点,径向单元长度均为 5.0 m,节点总计为 20 111 个节点,单元总计为 13 634 个单元,管道回拖过程数值仿真模型如图 5 所示。

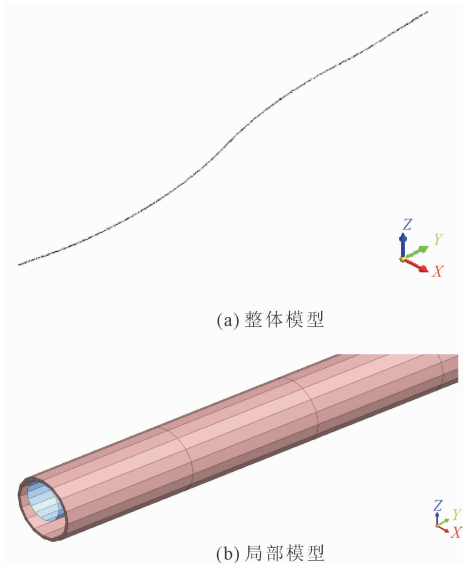


图 5 数值仿真模型

3 管道受力与曲率关系分析

为寻求最佳的回拖管道施工方案,基于有限元计算结果分析不同的入土角、出土角以及穿越曲率半径对回拖管道的最大受力的单元影响规律,获得回拖管道轴力、应力与曲率半径的关系,进而优选具有经济适用的回拖方案。

3.1 回拖管道轴力与曲率半径关系

图 6 所示为回拖管道最大轴力与曲率半径关系曲线图。

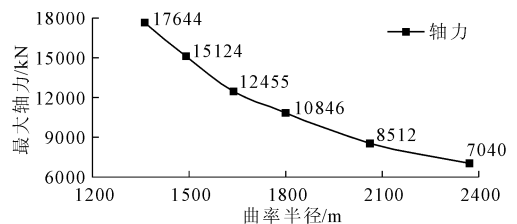


图 6 回拖管道最大轴力与曲率半径关系曲线

由图 6 可以看出,导向孔壁的曲率半径越大,管道受到的绞盘效应影响程度越高,管道弯曲越明显,最大轴力随着曲率半径的提高,逐渐趋于平缓状态,最大轴力变化区间在 7 040 kN ~ 17 644 kN 之间。

3.2 回拖管道应力与曲率半径关系

图 7 所示为回拖管道最大应力与曲率半径关系曲线图。

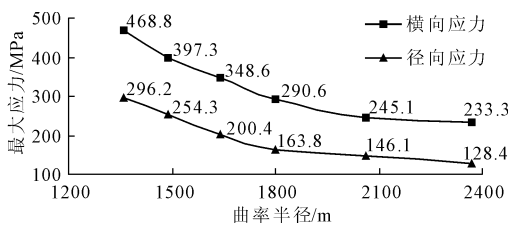
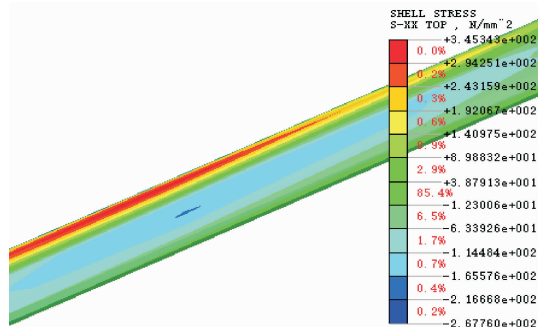
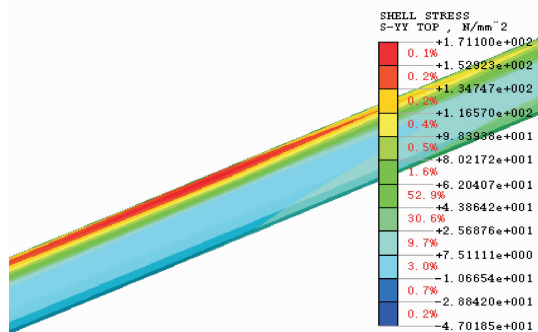


图 7 回拖管道最大应力与曲率半径关系曲线

由图 7 可以看出,回拖管道受到的横向挤压明显大于径向挤压,对比轴力随曲率半径的变化趋势,回拖管道的最大应力随着管道曲率半径的提高减缓程度略高于轴力变化规律,变化趋势仍处在一致状



(a) 横向应力云图



(c) 径向应力云图

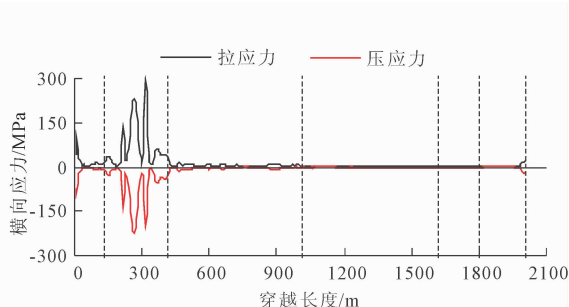
态,横向最大应力在 233.3 MPa ~ 468.8 MPa 之间,径向最大应力在 128.4 MPa ~ 296.2 MPa 之间。

4 管道受力分布规律分析

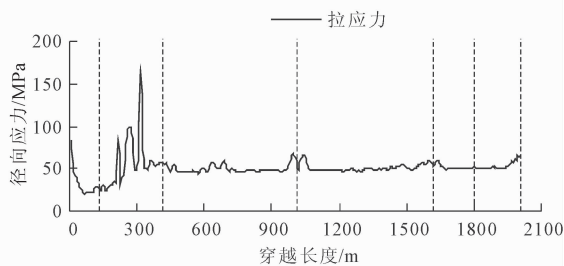
Q345B 管道的屈服强度为 345 MPa,为达到工程经济合理的目的,本文选取入土角和出土角 α 为 9° 、曲率半径 R_1 取 1 800 m 作为研究对象,该方案最大应力值为 290.6 MPa,并研究管道受力规律。

4.1 回拖管道应力分布

图 8 所示为管道应力随穿越长度变化图,图中虚线为各段管道的分界点。



(b) 管道截面最大纵向应力随穿越长度变化曲线



(d) 管道截面最大径向应力随穿越长度变化曲线

图 8 管道应力随穿越长度变化图

如图 8(a)——图 8(b) 所示,同一截面最大横向拉应力与压应力主要集中在 2-3 弯曲段管道区域内,表明此时出现接触压力集中带,穿越 2-3 弯曲段管道区域后,横向应力基本趋于 0,此时管道与导向孔接触极小,基本处于悬浮状态。如图 8(c)——图 8(d) 所示,由于管道受到回拖力的作用,径向应力主要以拉应力为主,进入 2-3 弯曲段管道需克服弯曲段的绞盘效应,致使管道与横截面产生较大的压力,穿越 2-3 外段管道区域后,绞盘效应的作用明显减弱,此时管道主要受到泥浆阻力的作用,径向拉应力迅速减小并趋于稳定状态,局部管道与导向孔接触稍大,径向拉应力小幅度增大。

4.2 回拖管道应变分布

图 9 所示为管道应变随穿越长度变化图。

如图 9(a)——图 9(d) 所示,同一截面最大拉伸应变与压缩应变的规律与应力分析结果的规律一致,验证了应力集中带处于 2-3 弯曲段管道上这一现象;如图 9(e)——图 9(f) 所示,Z 向最大应变值仅为 -1.41×10^{-4} ,与 X 向和 Y 向相比,深度方向的应变较小,表明接触压力的位置主要是由 X 向与导向孔侧壁的接触产生。

4.3 回拖管道轴力分布

图 10 所示为管道轴力随穿越长度变化曲线。

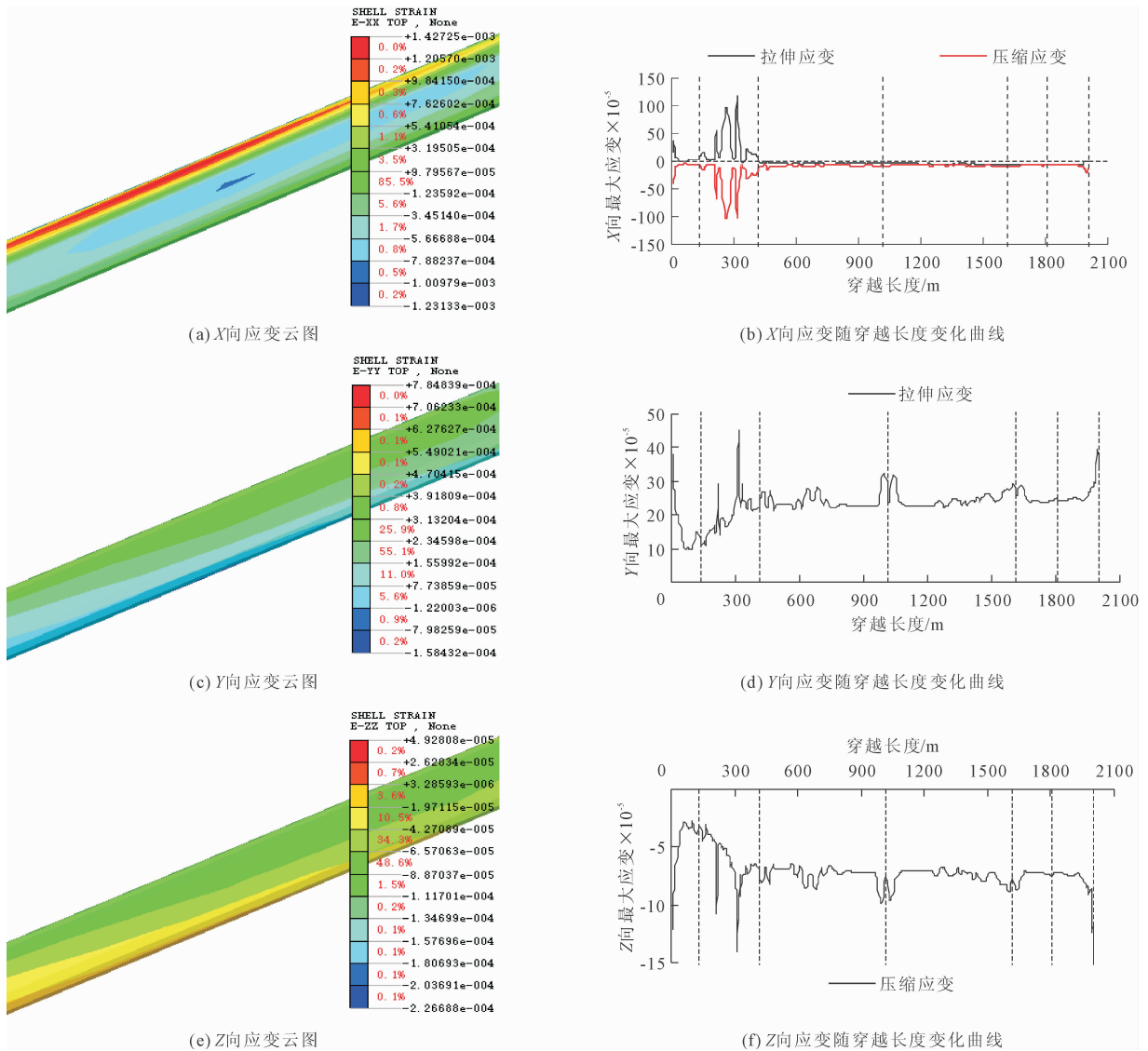


图9 管道应变随穿越长度变化图

由于管道受到扩孔器的回拖作用,当管道进入 1-2 斜直段时,轴力增加缓慢;当管道进入 2-3 弯曲段时,轴力增加变化速率明显增大,管道外壁与导向孔壁之间产生夹角导致压力增加,管道由于绞盘效应由原始的直线状态转入弯曲状态,回拖管道受到较大的压迫力,在 315 m 处,管道在深度范围内与导向孔的接触压力达到最大,轴力增加百分数逐渐降低,直至趋于稳定。当管道穿越 2-3 弯曲段进入 3-4 弯曲段时,轴力增加速率基本稳定在 0 附近,局部变化稍大;当管道进入 4-5 弯曲段时,前半段变化量小,后半段轴力略有提高。当管道进入 5-6 弯曲段时,管道转角基本趋向于 0,轴力增长速率缓慢提高;当管道进入 6-7 斜直段时,轴力基本稳定。结合图 10(c)、图 8 及图 9,管道穿过 2-3 弯曲段后,转角逐渐增大,且管道悬浮状态,导致轴力增加

较为缓慢,且局部接触相对偏大,导致轴力呈阶梯式增大。根据有限元计算结果,轴力最大值为 10 846 kN,与实际回拖力 12 033 kN 相比,拟合偏差仅为 9.9%,可能是由于现场为使得管道悬浮,对浮力进行配重控制与数值模拟具有一定偏差造成的,但从整体上看,数值仿真计算结果与实际结果较为吻合。

4.4 弯曲段管道截面受力分析

根据前文的分析结果发现,在管道回拖至 315 m 处产生最大应力,为研究该截面的应力、应变、轴力的分布规律,根据有限元分析结果,给出了此处管道应力、应变、轴力分布图,见图 11。

由图 11(a)~图 11(b)的应力分布图可知,管道左右两侧受到了较大的横向接触力致使管道变形,最大压应力为 199.9 MPa,拉应力为 290.6 MPa,且主要集中在管道上部;径向应力分布主要以拉应

力为主,主要集中在截面的左半部分,最大拉应力为 163.8 MPa,管道与导向孔接触紧密,从而产生较大的接触力。由图 11(c)—图 11(e)的应变分布图可知,管道横截面主要呈现为 X 向应变较大,Z 向应变相对较小,管道与导向孔接触位置主要在左侧,管道上部与导向孔接触相对较小,Z 向应变主要来源于泥浆对管道的作用力,Y 向应变则主要来源于管道与导向孔之间的接触力。由图 11(f)的轴力分布图可知,轴力主要集中在截面的左半部分,根据前文对应力、应变分布的分析可知,轴力的分布与应力应变的分布规律基本吻合。

系,应尽量减少管道壁与导向孔壁之间的摩擦力。

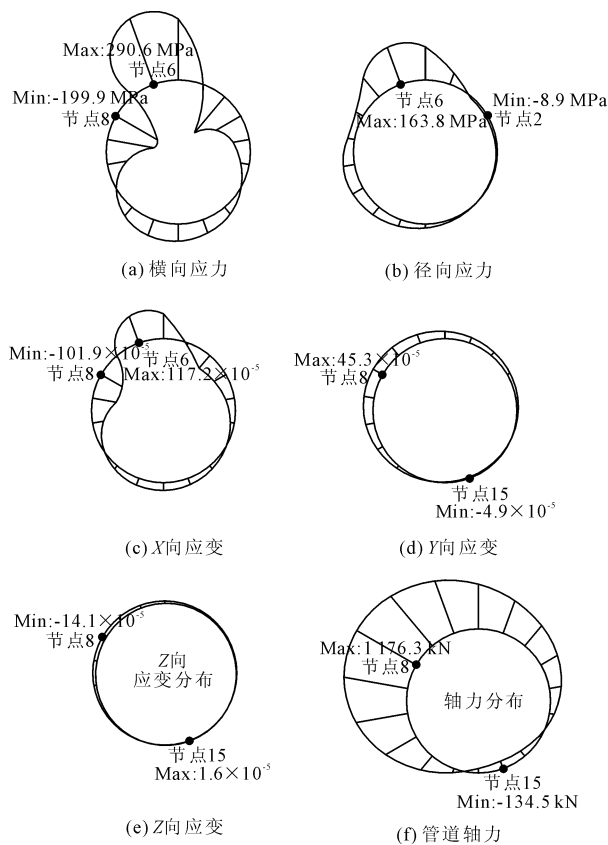


图 11 管道应力、应变、轴力分布图

水平定向钻的管道设计一般为等壁厚设计,管壁厚度唯一,不随管道直径的变化而变化,管道净浮力计算公式:

$$q = \pi g [R^2 \rho_{\text{泥浆}} - (R + r) \delta \rho_{\text{管道}}] \quad (6)$$

式中: $\rho_{\text{泥浆}}$ 取值为 $1\ 200\ \text{kg/m}^3$, $\rho_{\text{管道}}$ 取值为 $7\ 850\ \text{kg/m}^3$, g 取 $9.8\ \text{m/s}^2$, R 取值为 $0.3\ \text{m} \sim 0.9\ \text{m}$,间隔 $0.1\ \text{m}$ 取值计算,壁厚 $\delta = (R - r)$ 取值为 $0.010\ \text{m} \sim 0.034\ \text{m}$,间隔 $0.004\ \text{m}$ 取值计算,获得管道参数与净浮力 q 关系曲线如图 12 所示。

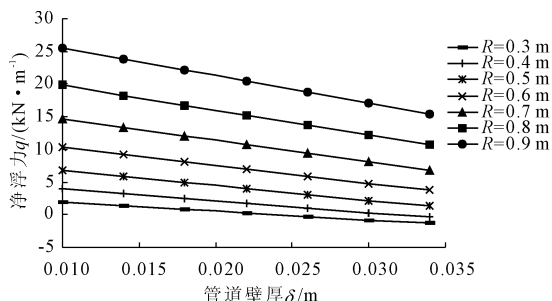


图 12 管道参数与净浮力关系曲线

从图 12 上显示,当管道壁厚 δ 一定时,净浮力 q 随管道外径 R 的增大而增大,当管道外径 R 一定时,

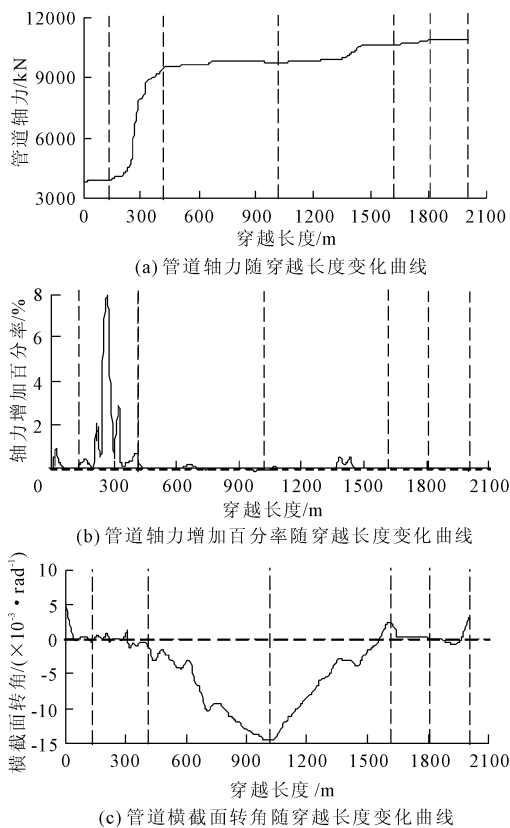


图 10 管道轴力随穿越长度变化图

综上所述,当管道回拖至 2-3 弯曲段时,管道需克服向左侧转角的接触力而使得变形增大,致使管道产生较大的应力应变,为避免管道超出容许应力值,应提前预判并做好工程施工预案。

5 净浮力控制技术分析

在施工过程中,泥浆诱发的管道净浮力使得管道出现悬浮或者与导向孔紧贴的状态,从现场施工意义上看,减小管道的净浮力能够有效减小管道壁与导向孔壁之间的摩擦力,从摩尔库伦摩擦力理论上,管道壁与导向孔壁之间的摩擦力呈正相关关

净浮力 q 随壁厚 δ 的增大而减小,且管道的外径 R 越小,净浮力 q 减小速率越缓慢,且在一定的管壁 δ 厚度与管道外径 R 的比例下,净浮力 q 为 0,此时管道处于悬浮状态。净浮力 q 与管道尺寸具有一定的平衡关系,假设净浮力 q 为 0,由式(6)获得平衡公式:

$$\frac{S_r}{S_R} = 1 - \frac{\rho_{\text{泥浆}}}{\rho_{\text{管道}}} \quad (7)$$

式中: S_r 表示管道内径 r 的面积, m^2 ; S_R 表示管道外径 R 的面积, m^2 。泥浆与管道的密度比例因子在 0.153 左右,因此,若该平衡关系成立,则管道内外径面积比例因子在 0.847 左右时,净浮力 q 则趋近于 0,整理如表 4 所示的壁厚 δ 与管道外径 R 厚度对照表。

表 4 壁厚 δ 与管道外径 R 厚度对照表

序号	管道外径 R/m	管道内径 r/m	壁厚 δ/m
1	0.300	0.276	0.024
2	0.400	0.368	0.032
3	0.500	0.460	0.040
4	0.600	0.552	0.048
5	0.700	0.644	0.056
6	0.800	0.736	0.064
7	0.900	0.828	0.072

从表 4 中可以看出,增加壁厚 δ 虽然能有效控制净浮力的大小,但显然施工成本上增加较多,且现场施工可能会受到泥浆密度不均匀、管道密度偏差等因素的影响,单单增加回拖管壁的厚度并不能灵活控制净浮力的平衡,因此还需要通过其他方式进行浮力控制。

控制净浮力的平衡,除了增加管壁厚度外,最灵活有效的方法就是在管道内部放置配重物,以增加管道的配重比,为防止管道内部受到污染或者腐蚀,工程中一般采用注满水的 PE 管进行配重,假设单位长度的配重量为 w ,则净浮力 q 的计算公式转化为:

$$q = \pi g [R^2 \rho_{\text{泥浆}} - (2R - r)] \delta \rho_{\text{管道}} - w \quad (8)$$

根据平衡关系,令 $q = 0$,则平衡方程转化为:

$$w = \pi g [R^2 \rho_{\text{泥浆}} - (2R - \delta)] \delta \rho_{\text{管道}} \quad (9)$$

从公式中可以看出,净浮力 q 可依据配重量进行抵消,能有效减小管道材料的消耗。如图 13 所示,本文以 1 根注满水的国标 PE 管进行效果分析,计算方案对照图 12,其中,管道外径参数 R 为 0.3 m ~ 0.9 m 对应的 PE 管分别选为 DE315、DE400、DE500、DE630、DE710、DE800、DE900。

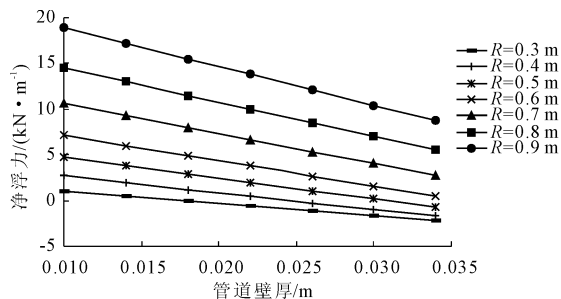


图 13 配重后的净浮力曲线

图 13 结果显示,配重后净浮力明显改善,但是若净浮力控制时配重增加过大,将出现管道下沉的现象,将造成回拖力增大,对管道的变形不利,容易出现施工安全隐患,因此在施工中,应合理做好浮力控制配重比例。

6 结论

本文依托于实际工程项目建立有限元模型,根据管道回拖力有限元分析结果进行管道受力分析,得出以下结论:

(1) 管道穿越过程中,2-3 弯曲段容易产生应力集中的现象,横向及纵向最大拉应力值分别为 290.6 MPa、163.8 MPa,表明了 2-3 弯曲段中,管道壁与导向孔侧壁的接触力增大明显;3-7 段管道中的轴力及应力值变化不大,3-6 段管道基本处于悬浮状态,管道主要受到泥浆阻力的影响,应力应变值呈现迅速减小并趋于稳定,局部管道与导向孔接触稍大,应力应变值出现小幅度增大的现象。

(2) 结合工程实例,有限元模型求解获得的轴力最大值为 10 846 kN,与实际回拖力 12 033 kN 相比,拟合偏差仅为 9.9%,数值仿真计算结果与实际较为吻合;2-3 段受到较大的侧向接触力,应力应变值呈现较大的趋势,为避免管道超出容许应力值,应提前预判并做好工程施工预案。

(3) 现场施工净浮力的控制应合理安排配重控制比例,配重过大或过小都容易使管道产生较大的内力,造成施工困难。

参考文献:

- [1] 宋敏涛,李元滢,孙 铁.西气东输崇明岛支线完成 3500 米长江穿越再创世界纪录[J].现代经济信息,2015(3):24-24.
- [2] 闫相祯,丁 鹏,杨秀娟,等.长距离复杂地层水平定向钻穿越管道施工技术[J].油气储运,2007,26(2):55-58.

- 石料破碎特性研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(10): 1780-1785.
- [2] Jaeger J C. Failure of rocks under tensile conditions[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1967, 4(2):219-227.
- [3] Darvell B W. Uniaxial compression tests and the validity of indirect tensile-strength[J]. Journal of Materials Science, 1990, 25(2A):757-780.
- [4] 周健, 于仕才, 张津, 等. 大理岩球形颗粒接触破碎过程与机理[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2018, 50(6):110-119.
- [5] Lin W L, Liu A, Mao W W. Use of acoustic emission to evaluate the micro-mechanical behavior of sands in single particle compression tests [J]. Ultrasonics, 2019, 99: 105962.
- [6] Minh N H, Cheng Y P, Thornton C. Strong force networks in granular mixtures [J]. Granular Matter, 2014, 16(1):69-78.
- [7] Zhang L, Wang Y J, Zhang J. Force-chain distributions in granular systems[J]. Physical Review E, Statistical, Nonlinear, and Soft Matter Physic, 2014, 89(1): 012203.
- [8] de Bono J, McDowell G. Particle breakage criteria in discrete-element modelling [J]. Géotechnique, 2016, 66(12):1014-1027.
- [9] Zhu F, Zhao J D. A peridynamic investigation on crushing of sand particles [J]. Géotechnique, 2019, 69(6): 526-540.
- [10] Todisco M C, Wang W, Coop M R, et al. Multiple contact compression tests on sand particles [J]. Soils and Foundations, 2017, 57(1):126-140.
- [11] Wang B, Martin U, Rapp S. Discrete element modeling of the single-particle crushing test for ballast stones [J]. Computers and Geotechnics, 2017, 88:61-73.
- [12] Potyondy D O. The bonded-particle model as a tool for rock mechanics research and application: current trends and future directions [J]. Geosystem Engineering, 2015, 18(1):1-28.
- [13] Erarslan N, Williams D J. Experimental, numerical and analytical studies on tensile strength of rocks [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2012, 49:21-30.
- [14] Fang C F, Nie Z H, Gong J, et al. Discrete element simulation of effects of multicontact loading on single particle crushing [J]. Particuology, 2022, 69:49-60.
- [15] Guo N, Zhao J D. The signature of shear-induced anisotropy in granular media [J]. Computers and Geotechnics, 2013, 47:1-15.
- [16] Russell A R, Wood D M, Kikumoto M. Crushing of particles in idealised granular assemblies [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2009, 57(8): 1293-1313.

(上接第8页)

- [3] 铁明亮, 马晓成, 郭君, 等. 如东长江超长距离定向钻穿越设计 [J]. 地质科技情报, 2016, 35(2):100-104.
- [4] Hair J D. Analysis of subsurface pressures involved with directionally controlled horizontal drilling [C]//Pipeline Crossings. ASCE, 2010:1-12.
- [5] Phillips Driscopipe Inc. Technical expertise application of driscopipe in directional drilling and river crossings [R]. Technical Note No. 41, 1993.
- [6] 刘旭. 水平定向穿越回拖过程管道力学研究 [D]. 成都:西南石油大学, 2017.
- [7] 常琼. 水平定向钻管道回拖过程数值仿真研究 [D]. 杭州:杭州电子科技大学, 2018.
- [8] 李奋强, 赵军, 蔡志超. PE100管非开挖拉管施工与供水过程有限元分析 [J]. 厦门理工学院学报, 2016, 24(5):90-95.
- [9] 汪爽. 水平定向钻穿越管道回拖作业过程的力学分析及软件实现 [D]. 成都:西南石油大学, 2014.
- [10] 朱清帅. 水平定向钻回拖力影响因素及计算模型研究 [D]. 郑州:华北水利水电大学, 2019.
- [11] 颜道根, 王聪. 水平定向钻泥浆拖拽阻力对回拖力的贡献权重 [J]. 管道技术与设备, 2017(4):38-41.
- [12] 肖守金, 刘永松, 武尚. 水平定向钻铺管过程中回拖力计算方法的改进 [J]. 油气储运, 2013, 32(3): 309-312.
- [13] 张晓敏. 水平定向钻河流穿越施工难题及应对措施 [J]. 中国石油和化工标准与质量, 2021, 41(20):94-95, 98.
- [14] 刘成勇, 刘江涛, 杨红斌. 非开挖水平定向钻施工技术在管道穿越河流中的应用 [J]. 石油化工建设, 2021, 43(S2):37-43.
- [15] 裴大威. 水平定向钻孔孔壁稳定性计算分析 [J]. 低碳世界, 2021, 11(5):91-92.
- [16] 史志彬. 汶河水平定向钻穿越施工技术研究 [J]. 石化技术, 2021, 28(3):81-82.