

引用格式:王博,康凯,邹楚婷,等.低浓度多相流管道冲蚀磨损数值模拟[J].北京化工大学学报(自然科学版),2019,46(2):22-30.

WANG Bo, KANG Kai, KUAI ChuTing, et al. Numerical simulation of the erosion wear of pipes with a low concentration of particles and multiphase flow[J]. Journal of Beijing University of Chemical Technology (Natural Science), 2019,46(2):22-30.

低浓度多相流管道冲蚀磨损数值模拟

王博 康凯 邹楚婷 徐鑫 王璐*

(辽宁石油化工大学 石油天然气工程学院,抚顺 113001)

摘要:液固多相流冲蚀磨损会严重影响管道的使用寿命。以某输油管线设计为研究对象,运用 Fluent 软件中的 Mixture-DPM 双向耦合模型研究低浓度颗粒的油水多相流管道流场变化,分析集输管线整体冲蚀速率分布,得到了不同管件冲蚀磨损较严重的区域。为了进一步研究冲蚀磨损的影响因素,选取 3 种不同的入口流速及原油含水率进行综合对比分析,结果表明:不同管件的冲蚀磨损区域各不相同;90°弯管磨损区域主要集中在外拱壁面,三通管磨损区域主要位于下支管右壁面,渐缩管磨损区域主要位于喉部区域及出口处,盲三通在盲端 1/3 处形成小型旋涡,且磨损区域主要位于盲端与下支管相贯线区域以及下支管右壁面处;冲蚀速率随入口流速的增加呈指数型增长,指数系数为 1.89;随原油含水率增加,冲蚀速率呈倒“U”形变化,当含水率为 20% 时,冲蚀速率达到最大值。

关键词:低浓度;多相流;集输管道;冲蚀磨损;数值模拟

中图分类号:TE832;TG172.9 **DOI:**10.13543/j.bhxbzr.2019.02.004

引言

管道输送油品时,通常会夹带液滴或者岩石颗粒,对管道内壁及管件造成一定程度的冲蚀磨损,严重时甚至会造成设备失效。Ferng 等^[1]运用计算流体动力学(CFD)软件模拟了管道冲蚀现象,并指出管道冲蚀最严重位置。Mazdak 等^[2]研究了入射角度、流速等因素对管壁冲蚀的影响。Ou 等^[3]运用 dense discrete phase model-kinetic theory of granular flow(DDPM-KTGF)理论对煤泥水输送管道弯头进行了冲蚀磨损试验研究。Lipsett 等^[4]运用 Euler-Lagrange 法对浮选槽叶轮的冲刷磨损进行了分析。徐鸣泉等^[5]对国产 reaction effluent air cooler(REAC)带有直角过渡的管道进行了数值模拟,分析出流体对管道冲蚀磨损最严重的位置。陈佳等^[6]采用标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型研究了三通管壁面切应力的分布,讨论了流体力学变量对冲蚀的影响。杜明俊等^[7]

建立了热流固耦合控制方程,借助 Fluent 和 Ansys 软件对多相流管道弯头处进行了流场分析。丁矿等^[8]基于 CFD 分析软件研究了直角弯管的内部流动规律,结果表明直角弯管在 90°转角和下游水平管路中存在流动分离现象。国内外学者对单一管件冲蚀磨损的研究已取得了一定的进展^[9],但对集输管道整体的冲蚀磨损数值分析研究还比较少。因此,本文以某输油管线为研究对象,分析整体管线的冲蚀速率分布,以期对管道设计提供一定的参考价值。

1 计算模型

原油集输管道属于典型的固-液-液多相流流动,原油从地下经过开采后,通过管道运输方式向石化公司进行输送。原油集输管道通常以湍流流动为主。流体流动一般会携带金属、砂石等固体颗粒物,为研究管道内部的流场变化以及固体颗粒对管内壁造成的冲蚀影响,人们构建了多相流模型、湍流模型^[10]、离散相模型及冲蚀模型^[11]。

1.1 多相流模型

设定连续相介质为油水混合物。在流动过程中,油与水不断进行掺混,油水两相之间存在滑移速度,油水两相交界面处的数据信息很难捕捉;又由于

收稿日期:2018-10-08

基金项目:辽宁省自然科学基金指导计划(20180550745)

第一作者:男,1994年生,硕士生

*通信联系人

E-mail: wanglunpu@126.com

原油中含水率较低,因此选用 Mixture 多相流模型。

1.2 湍流模型

当入口流速为 2 m/s 时,经计算,雷诺数 $Re = 2.5 \times 10^4$,大于 2 300,则判定流态为湍流。由于流体在流动时会产生涡旋现象,但并未产生逆压力梯度,所以选用自带旋流修正系数的 re-normalization group (RNG) $k-\varepsilon$ 模型^[12]。RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型控制方程为

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_1 + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_m \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu_1 + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 E \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\varepsilon v}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b \quad (2)$$

式中, k 为湍动能, m^2/s^2 ; ε 为湍动能耗散率, m^2/s^3 ; ρ 为流体密度, kg/m^3 ; μ_1 为层流黏性系数; μ_t 为湍流黏性系数; G_k 为平均速度产生的湍流能; G_b 为浮力所产生的湍动能; Y_m 为可压缩湍动能膨胀引起耗散项的系数; $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{3\varepsilon}$ 为经验常数,分别取 1.44、0.09; σ_k 为湍动能对应的普朗特数,取 1.0; σ_ε 为湍动能耗散率对应的普朗特数^[13],取 1.3。

1.3 离散相模型

假设颗粒形状为球体,忽略颗粒间相互撞击以及球体颗粒的 virtual 质量力、pressure 梯度力及 saffman 升力^[14]。离散相颗粒受力控制方程为

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u - u_p) + \frac{g_y(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_y \quad (3)$$

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re_p}{24} \quad (4)$$

$$Re_p = \frac{\rho d_p |u_p - u|}{\mu} \quad (5)$$

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re_p} + \frac{a_3}{Re_p^2} \quad (6)$$

式中, u 为连续相介质速度, m/s ; u_p 为离散相介质速度, m/s ; ρ_p 为离散相介质密度, kg/m^3 ; ρ 为连续相介质密度, kg/m^3 ; d_p 为颗粒直径, m ; μ 为流体的动力黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; Re_p 为相对 Reynolds 数; F_D 为单位质量曳力, N ; C_D 为曳力系数, m ; g_y 为 y 方向的重力加速度, m/s^2 ,取向向下; F_y 为 y 方向的其他作用力,包括 virtual 质量力、pressure 梯度力和 saffman 升力, N ;对于球形颗粒,在一定 Reynolds 数范围内, a_1 、 a_2 、 a_3 为常数。

1.4 双向耦合控制方程

双向耦合相对于单向耦合而言,最主要的区别是充分考虑了离散相对连续相的反向作用力。双向耦合是指在计算开始前打开离散相模型加入离散相颗粒,初始化流场,设置相间耦合,每 10 步连续相计算后进行离散相轨迹计算,然后将更新后的离散相质量与动量加入下一次的连续相计算过程中,交替求解离散相与连续相的控制方程,直到两者均收敛稳定后,再进行后处理和连续相流场分析。

动量交换方程是当颗粒穿过控制体时,通过计算颗粒的动量变化来求解连续相传递给离散相的动量值。颗粒动量改变方程为

$$F = \sum \left(\frac{18\beta\mu C_D Re_p}{24\rho_p d_p^2} (u_p - u) + F_{\text{other}} \right) m_p^* \Delta t$$

式中, F 为颗粒动量改变总量; m_p^* 为质量流率, kg/s ; Δt 为时间步长, s ; F_{other} 为相间其他力, N ,这里忽略其他力。

质量交换方程是当颗粒穿过每个控制体时,通过计算颗粒的质量变化来求解连续相传递给离散相的质量值。颗粒质量改变方程为

$$m = \frac{\Delta m_p}{m_{p,0}} M_{p,0}^* \quad (7)$$

式中, m 为控制体内质量改变总量, kg ; Δm_p 为控制体内颗粒的质量变化, kg ; $m_{p,0}$ 为颗粒初始质量, kg ; $M_{p,0}^*$ 为跟踪颗粒的初始质量流率, kg/s 。

1.5 冲刷腐蚀模型

运用 Mixture-discrete phase model (DPM) 分析法,建立离散相与连续相双向耦合 Erosion 腐蚀模型,用颗粒冲击角函数定义管道壁面的塑形冲蚀^[15],冲刷模型为

$$R_{\text{erosion}} = \sum_{n=1}^N \frac{M_p C(d_p) f(\theta) u_p^f}{A} \quad (8)$$

式中, R_{erosion} 为冲蚀速率, $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$; N 为粒子数目; M_p 为颗粒质量流率,取 0.1 kg/s ; $C(d_p)$ 为颗粒粒径函数; $f(\theta)$ 为颗粒入射角函数; u_p 为颗粒相对壁面的滑移速度, m/s ; f_e 为滑移速度函数; A 为计算域面积, m^2 。

2 几何模型及网格划分

2.1 几何模型

某管线实际设计模型如图 1 所示。由图可知,该管线由多种管件及直管段共同组成,有 1 个进口,4 个出口。

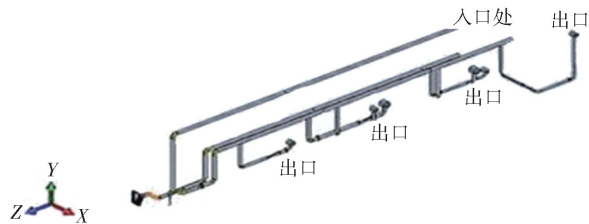


图1 管道实际设计结构

Fig. 1 Actual design structure of the pipeline

为便于对该管道仿真模拟,将实际设计模型进行适当的简化,保留重要管件及结构,简化后的几何模型如图2所示。简化模型由10个90°弯头、1个三通管、1个渐缩管、1个盲三通及连接管道组成,管道材质为20#碳素钢。介质从水平连接管道右端流入,由渐缩管及盲三通下支管口流出。管道总长度为30 m,管径0.15 m,管壁厚0.005 m,渐缩管收缩角度为10°。

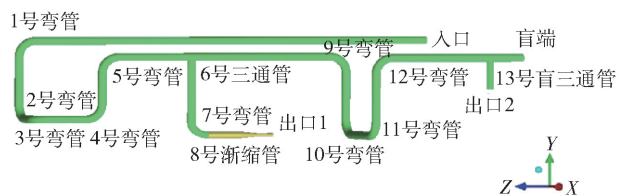


图2 管道简化模型

Fig. 2 Simplified model of the pipeline

2.2 网格划分

建立某管线几何模型时,不考虑仪表、阀门以及过程机械造成的影响。采用扫掠方法对集输管道进行非结构化网格划分^[16]。壁面处设置三层边界层,对弯管、三通管以及盲三通易磨损处进行网格加密处理。局部网格示意图如图3、4所示。

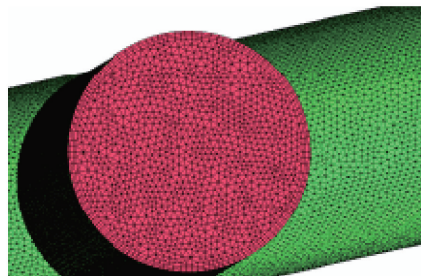
3 冲蚀磨损仿真结果与分析

3.1 物性参数

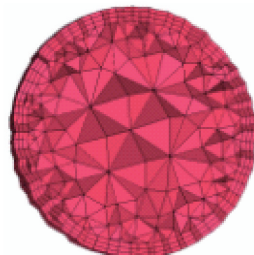
管道流动介质为原油、水及颗粒混合物。原油密度 960 kg/m^3 ,黏度 $4.8 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$;水密度 1000 kg/m^3 ;原油与水边界的表面张力系数 $\sigma = 0.018 \text{ N/m}$;离散相颗粒为惰性颗粒,颗粒材料为砂石,粒径 $200 \mu\text{m}$,密度 1500 kg/m^3 ;雷诺数 $Re = 2.5 \times 10^4$;取大气压强为操作压力,不考虑传质、传热等影响因素对连续相及离散相介质的影响。

3.2 边界设定

连续相入口边界条件选择 velocity-inlet,原油与水的体积分数分别为 80%、20%,混合流速 2 m/s ;出口边界条件选择 outflow,渐缩管与盲三通出流比



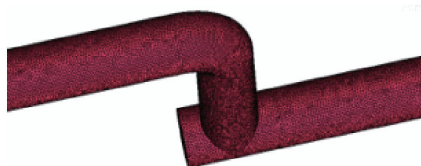
(a) 壳网格



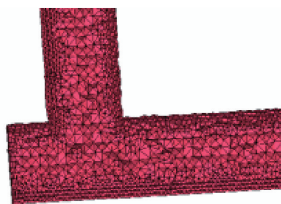
(b) 体网格

图3 三通管计算域网格

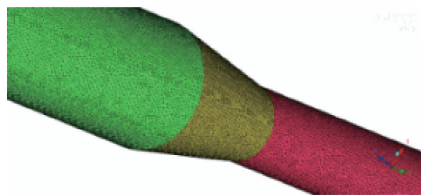
Fig. 3 Computing grid of the tee pipe



(a) 盲三通壳



(b) 盲三通体



(c) 渐缩管壳

图4 盲三通与渐缩管计算域网格

Fig. 4 Computational domain grid of the blind tee and reducing pipe

例分别为 60% 与 40%;离散相入口及渐缩管出口边界条件选择 escape;为观察盲三通出口颗粒流出量,该处离散相出口边界选择 trap;管壁设定无滑移边界,管内粗糙度系数为 0.5,壁面离散相设为 reflect。

离散相颗粒入口方式为平面射流,射流速度为 1.5 m/s ,质量流率为 0.1 kg/s 。设定颗粒粒径的函数为常数 $1.8 \times 10^{-9} \text{ [17]}$;速度指数函数为常数 2.6,

颗粒在壁面的法向(ε_N)及切向(ε_τ)反弹系数定义为颗粒冲击角的多项式函数^[18],函数定义式如下。

$$\varepsilon_N = 0.993 - 0.0307a_1 + 4.75 \times 10^{-4}a_2 - 2.61 \times 10^{-6}a_3 \quad (9)$$

$$\varepsilon_\tau = 0.988 - 0.029a_1 + 6.43 \times 10^{-4}a_2 - 3.56 \times 10^{-6}a_3 \quad (10)$$

3.3 仿真结果

3.3.1 流场分析

图5与图6分别为管道压力及速度分布云图。图7~10为典型管件局部放大示意图。

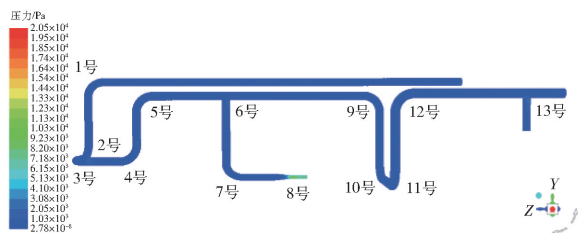


图5 管道压力分布云图

Fig.5 Pipeline pressure distribution cloud chart

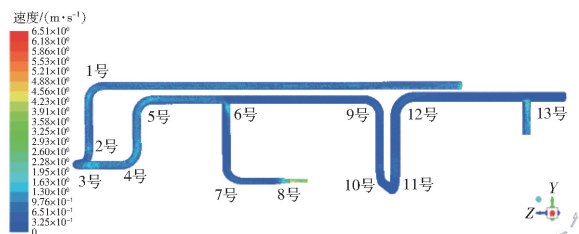


图6 管道速度分布云图

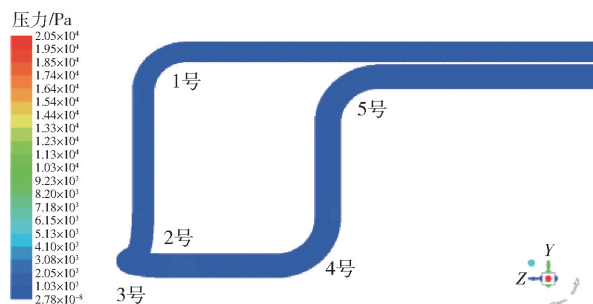
Fig.6 Pipe speed distribution cloud chart

由图5的管道压力分布云图可知,管道入口处压力在 $1.03 \times 10^3 \sim 2.05 \times 10^3$ Pa 之间,随着流体流动压力值逐渐降低,流体流经1~4号弯管时,弯管外拱壁面压力值大于内拱壁面压力值;流体流经5号弯管时为上升流动,受重力的影响,流态发生变化,弯管内拱壁面压力值大于外拱壁面压力值;流体流经6号三通管时,由于三通管分流的作用,部分流体沿管线水平流出,另一部分流体沿着下支管经7号弯管流入8号渐缩管,流体分流时,流动介质撞击三通管下支管右壁面,使得下支管右壁面压力值大于左壁面;三通管下支管流体流入渐缩管后,渐缩管汇集流体,喉部流速迅速增加,导致压力值迅速增大 ($7.18 \times 10^3 \sim 8.20 \times 10^3$ Pa);流体经三通管分流后,水平流经9~12号弯管,弯管外拱壁面压力值大于内拱壁面;流体流经13号盲三通时,由于盲端的阻碍作用,部分流体撞击壁面后回流,回流介质与来流介质混合流入盲三通下支管,导致盲三通下支管

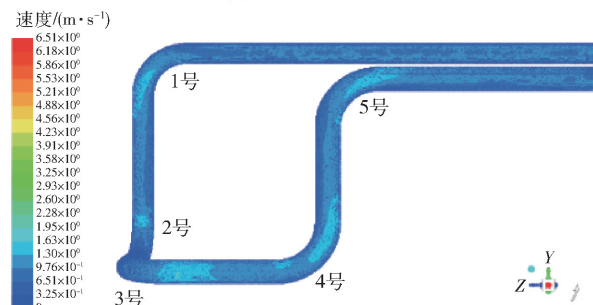
右壁面压力值大于左壁面。

由图6的管道速度分布云图可知,管道入口速度在 $1.95 \sim 2.28$ m/s 之间,随着流体流动,速度逐渐减小。流体流经1~2号弯管时,流动方向发生变化,流体介质撞击弯管外拱壁面,使得外拱壁面速度大于内拱壁面;流体流经3号弯管时,由于流体流速多次发生变化,速度恢复到入口速度;流体经过4号弯管时,流动转为沿y轴正向流动,5号弯管内拱壁面流速大于外拱壁面流速;流体流经6号三通管时,三通管下支管右壁面速度增加,流速在 $2.28 \sim 2.60$ m/s 之间;流体流经8号渐缩管时,由于管径逐渐减小,流体流速逐渐增大,其值在 $4.23 \sim 4.56$ m/s 之间;流体流经13号盲三通时,由于流体产生涡旋现象,速度较入口处明显升高,其值在 $3.25 \sim 3.58$ m/s 之间。

由图7(a)的1~5号弯管压力分布云图可知,从入口至1号弯管处,管内压力先增大后趋于稳定。流体流经1~5号弯管时,由于流体流动方向急剧变化,从而使压力迅速增加,外拱壁面处最大压力大于内拱壁面。由图7(b)的速度分布云图可知,流体流经1~4号弯管时,受重力与流动方向相同的影响,外拱壁面处流速大于内拱壁面;流经5号弯管时,流体上升流动,弯管内拱壁面流速大于外拱壁面。



(a) 压力分布云图



(b) 速度分布云图

图7 弯管压力及速度分布云图

Fig.7 Pressure and velocity distribution cloud chart of the elbow

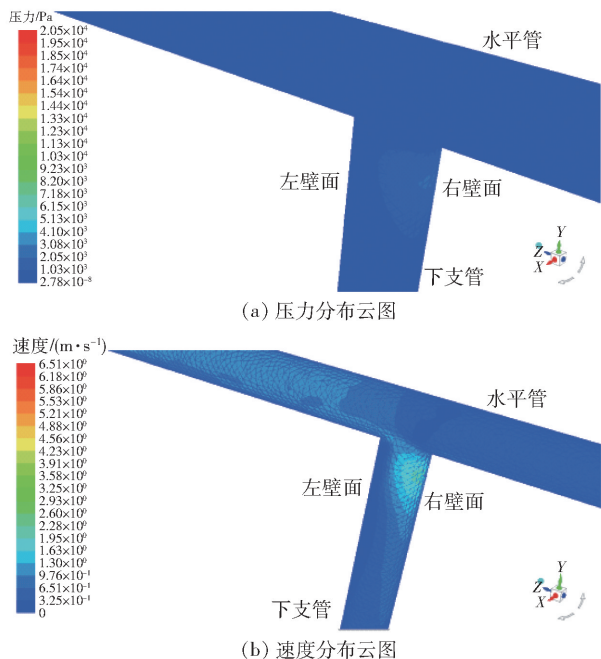


图8 三通管压力及速度分布云图

Fig. 8 Pressure and velocity distribution cloud chart of the tee pipe

由图8的三通管压力及速度分布云图可知,流体流经三通管后产生分流现象,一部分流体沿水平支管向前流动,另一部分沿三通管下支管流入渐缩管。三通管下支管右壁面流速大于左壁面,根据伯努利方程可知,动压分布规律与速度分布情况相同,因此三通管右壁面压力远大于左壁面。

由图9(a)、(b)的盲三通压力及速度分布云图可知,当流体流经盲三通时,在盲三通水平管与下支管相贯区域以及下支管右壁面压力升高,下支管 $0.5D$ (D 为管径)处压力值达到最大且压力区域呈现椭圆形;下支管右壁面的速度值明显大于左壁面。由图9(c)的速度矢量图可知,流体在盲三通水平管与下支管相贯区域的右壁面端点处形成驻点,瞬时速度降低至0,动压值达到最大。由于流体及颗粒撞击盲三通的盲端后发生弹射效应,回流液与来流液掺混,流体混合之后由盲三通下支管出口流出;流体在距盲三通盲端 $1/3$ 位置产生涡旋现象,距盲端 $2D \sim 3D$ 区域内颗粒密集程度达到最大。

由图10的渐缩管压力及速度分布云图可知,流体由扩管管段流入喉部后,压力及速度迅速增加,在渐缩管喉部与收缩管交界处压力和速度达到最大值。

3.3.2 冲蚀磨损分析

对管道各构件处冲蚀磨损进行集中分析,绘制冲蚀云图如图11所示。由图11可知,1~5号弯管

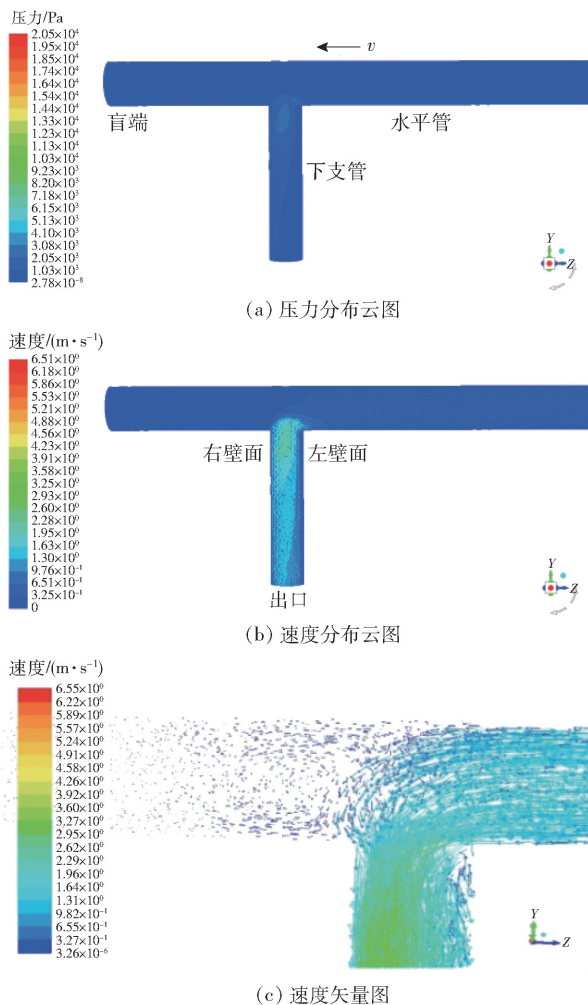


图9 盲三通压力、速度云图及速度矢量图

Fig. 9 Pressure, velocity and velocity vector diagram of the blind tee pipe

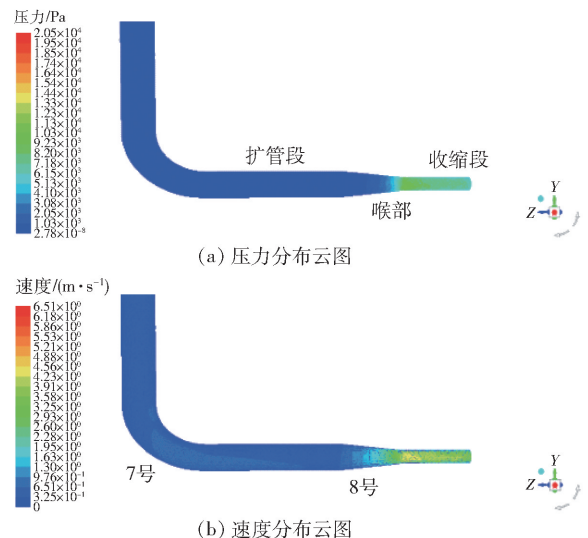


图10 渐缩管压力及速度分布云图

Fig. 10 Pressure and velocity distribution cloud chart of the reducing pipe

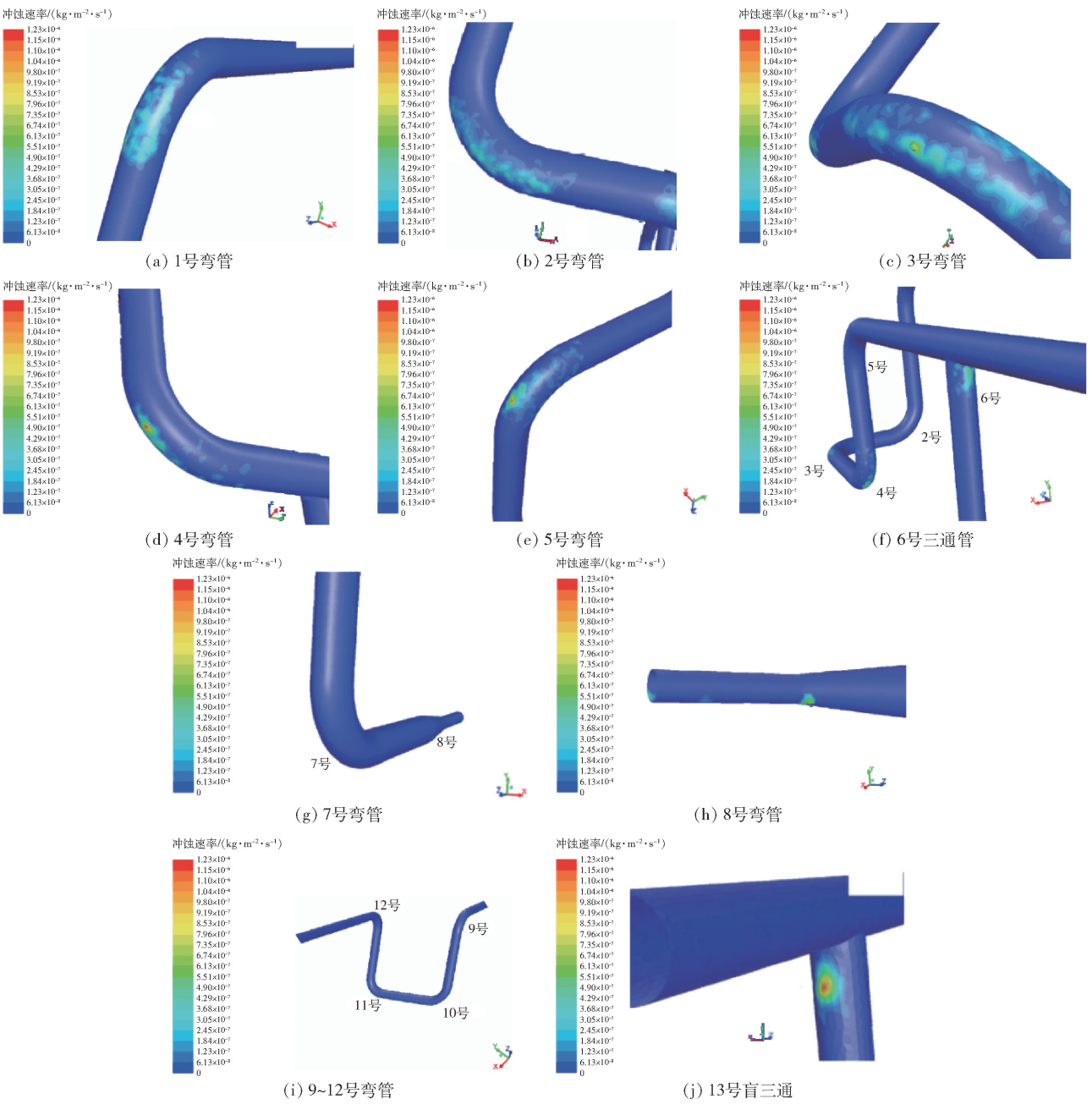


图 11 管件冲蚀速率分布云图

Fig. 11 Erosion rate distribution cloud charts of the pipes

磨损区域主要集中在弯管外拱壁面处,3 号与 5 号弯管冲蚀磨损较为严重;三通管下支管右壁面处磨损情况比左壁面严重;流体经 7 号弯管后流入 8 号渐缩管,因此 7 号弯管冲蚀速率较小,正常范围内可忽略不计;渐缩管喉部及出口处磨损情况较为严重;由图 11(a)~(e)及(i)可知,9~12 号弯管与 1~5 号弯管结构及物性参数相同,但流体流动速度经三通分流后出现明显差异,1~5 号弯管流体流速在 3.76~4.51 m/s 之间,经三通分流后,流经 9~12 号弯

管时,流体流速在 1.50~2.26 m/s 之间,冲蚀速率均小于 1 kg/(m²·s);1~5 号弯管与 9~12 号弯管磨损程度相差巨大,可见在管径及其他条件相同的条件下,流动速度是造成磨损的主要原因之一;盲三通下支管与水平管相贯区域及下支管右壁面磨损情况较为严重。

为了更直观、量化地比较各管件间的冲蚀速率大小关系,绘制各个管件的冲蚀速率柱状图如图 12 所示。

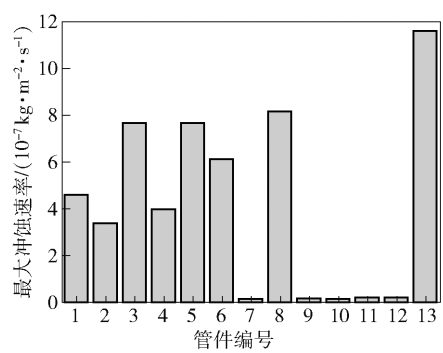


图 12 管道各管件冲蚀速率对比分析

Fig. 12 Comparative analysis of the erosion rates of the pipe fittings

3.4 冲蚀磨损程度对比

由于弯管管线较长,不同部位的磨损状况相差较大,因此通过改变冲蚀速率的变化范围能够更清楚地呈现管线发生磨损的位置和程度。通过不断减小冲蚀速率的范围,并且给出不同范围内磨损最严重区域的磨损云图,可以获得管线的整体磨损情况。

通过冲蚀磨损云图可知各管件的冲蚀速率,其中 7 号弯管与 9~12 号弯管冲蚀速率均小于 1 kg/(m²·s),可忽略不计。冲蚀速率如表 1 所示。通过对比,该条管线冲蚀磨损情况排序为 7 号弯管≈9~12 号弯管<2 号弯管<4 号弯管<1 号弯管<6 号三通右壁面<3 号弯管≈5 号弯管<8 号渐缩管<13 号盲三通右壁面。

表 1 管件冲蚀速率(外拱面处)

Table 1 Wear rate of pipe fittings (outside arch surface)		
管件类型	编号	冲蚀速率区间/(10 ⁻⁷ kg·m ⁻² ·s ⁻¹)
90°弯头	1	4.29~4.90
	2	3.06~3.68
	3	7.35~7.96
	4	3.68~4.29
	5	7.35~7.96
	7,9~12	<1
三通管	6	5.51~6.73
渐缩管	8	7.96~8.35
盲三通	13	11.6~12.3

4 冲蚀磨损影响因素分析

4.1 入口流速对管道冲蚀的影响

流体的入口速度是造成管道冲蚀的重要因素之一,但是对于冲蚀速率随入口流速的变化规律目前

并不清楚。因此,采用 5、10 及 15 m/s 3 种不同入口速度对管道进行仿真模拟,提取最大冲蚀速率,绘制变动关系曲线如图 13 所示。

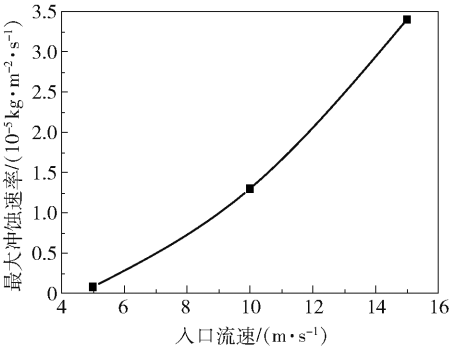


图 13 入口流速与冲蚀速率关系曲线

Fig. 13 Relationship between inlet velocity and erosion rate

由图 13 可知,最大冲蚀速率随入口流速的增加呈现指数型增长,指数系数约为 1.89。入口流速过大,会造成管内高压现象,入口流速过低,会降低输送效率,因此如何选取恰当的流速是今后研究工作的重点。

4.2 原油含水率对管道冲蚀的影响

由于不同地区地质的差异,在原油开采及输送过程中,原油含水率是不确定的,而不同含水率的原油对管道冲蚀的效果也是有差异的。选取 3 种不同的原油含水率进行仿真模拟,采集数据并绘制冲蚀速率随原油含水率变化曲线如图 14 所示。

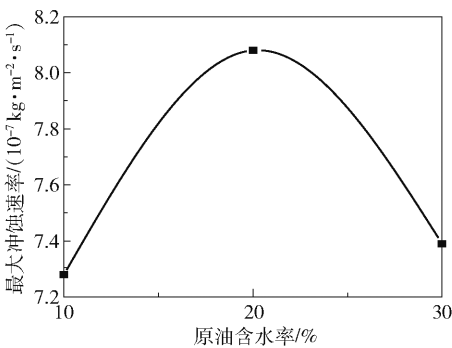


图 14 原油含水率与冲蚀速率关系曲线

Fig. 14 Relationship between crude oil moisture content and erosion rate

由图 14 可知,管道冲蚀速率随原油含水率的增加呈倒“U”形变化,当原油含水率为 20% 时,冲蚀速率达到最大值,为 8.08×10⁻⁷ kg/(m²·s)。

5 结论

(1)在相同条件下,盲三通、三通、渐缩管和弯头的冲蚀速率要高于直管,盲三通、三通和弯头的冲蚀速率要根据入口流速、流场变化及颗粒属性等因

素综合判定。

(2)集输管道壁面剪切力较大的位置发生冲蚀磨损的机率较高。盲三通、三通管、渐缩管以及弯头等位置容易发生冲蚀磨损,其中,盲三通下支管右壁面处磨损最为严重,其发生冲蚀磨损的原因是流体方向的变化以及小型涡旋使流体流动速度急剧增加,从而对管壁的冲刷作用力加大。

(3)弯管外拱壁面冲蚀程度大于内拱壁面;流体经三通分流后速度减小,而流速减小可以降低后续弯管的冲蚀磨损,但其自身磨损较为严重,三通管磨损区域主要位于下支管右壁面处;渐缩管冲蚀磨损区域位于渐缩管喉部及出口处区域。因此管道设计时如何配比管件数量及位置,是一个有待优化的问题。

(4)最大冲蚀速率随入口流速的增加呈指数型增长,指数系数为1.89;随原油含水率的增加,最大冲蚀速率呈现倒“U”形,当原油含水率为20%时,冲蚀磨损最为严重。

参考文献:

- [1] FERNG Y M, TSENG Y S, PEI B S, et al. An analysis of possible impacts of power uprate on the distributions of erosion-corrosion wear sites for a BWR through CFD simulation [J]. Nuclear Technology, 2008, 162(3): 308-322.
- [2] PARSI M, KARA M, AGRAWAI M, et al. CFD simulation of sand particle erosion under multiphase flow conditions [J]. Wear, 2017, 376/377: 1176-1184.
- [3] OU G F, BIE K, ZHENG Z J, et al. Numerical simulation on the erosion wear of a multiphase flow pipeline[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 96: 1705-1713.
- [4] LIPSETT M G, BHUSHAN V. Modeling erosion wear rates in slurry flotation cells [J]. Journal of Failure Analysis and Prevention, 2012, 12: 51-65.
- [5] 徐鸣泉,王乐勤,杨健,等.石化管道冲蚀破坏的流动仿真及其结构优化[J].流体机械,2005,33(7): 24-27.
XU M Q, WANG L Q, YANG J, et al. Fluid simulation for erosion destroy of petrification pipe and its application in structural optimized [J]. Fluid Machinery, 2005, 33(7): 24-27. (in Chinese)
- [6] 陈佳,刘勇峰.三通管冲刷腐蚀数值计算[J].当代化工,2013,42(1): 76-78.
CHEN J, LIU Y F. Numerical calculation of erosion-

- corrosion for three-way pipes [J]. Contemporary Chemical Industry, 2013, 42(1): 76-78. (in Chinese)
- [7] 杜明俊,张振庭,张朝阳,等.多相混输管道90°弯管冲蚀破坏应力分析[J].油气储运,2011,30(6): 427-430.
DU M J, ZHANG Z T, ZHANG Z Y, et al. Analysis of erosion fracture stress of 90° elbow in multi-phase mixed transmission pipeline[J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2011, 30(6): 427-430. (in Chinese)
- [8] 丁矿,朱宏武,张建华,等.直角弯管内液固两相流固体颗粒冲蚀磨损分析[J].油气储运,2013,32(3): 241-246.
DING K, ZHU H W, ZHANG J H, et al. Erosion wear analysis of solid particles in liquid-solid two-phase flow of right-angle bend pipe [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2013, 32(3): 241-246. (in Chinese)
- [9] LI X, HE X J, LI J. Numerical simulation investigation on erosion of the elbow based on the similarity theory [C]// ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference. Boston, 2015: 19-23.
- [10] 唐家鹏. FLUENT 14.0 超级学习手册 [M]. 北京:人民邮电出版社,2013.
TANG J P. FLUENT 14.0 super learning manual [M]. Beijing: Post & Telecom Press, 2013. (in Chinese)
- [11] 孙宗琳,邢振华,张孟昀,等.输油管道90°弯管冲蚀磨损数值模拟研究[J].辽宁石油化工大学学报,2018,38(2): 47-51.
SUN Z L, XING Z H, ZHANG M Y, et al. Numerical simulation research in erosion-corrosion of 90° elbow pipe [J]. Journal of Liaoning Shihua University, 2018, 38(2): 47-51. (in Chinese)
- [12] 梁颖,袁宗明,陈学敏,等.基于CFD的液固两相流冲刷腐蚀预测研究[J].石油化工应用,2014,33(2): 103-106.
- [13] LIANG Y, YUAN Z M, CHEN X M, et al. Liquid-solid two-phase erosion-corrosion prediction based on CFD [J]. Petrochemical Industry Application, 2014, 33(2): 103-106. (in Chinese)
- [14] LAUNDER B E, SPALDIING D B. The numerical computation of turbulent flows [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3: 269-289.
- [14] 信志涛,赵玲,吴明,等.基于ANSYS的输油管道数值分析[J].当代化工,2016,45(8): 1814-1816.
XIN Z T, ZHAO L, WU M, et al. Numerical simulation of oil pipeline based on ANSYS [J]. Contemporary Chemical Industry, 2016, 45(8): 1814-1816. (in Chinese)

- [15] 许留云, 胡泂艺, 姚赛, 等. 90°弯管冲蚀磨损的试验研究和数值计算 [J]. 当代化工, 2017, 46(2): 308–310, 315.
- XU L Y, HU L Y, YAO S, et al. Experimental study and numerical calculation of erosion wear in 90° bend pipes [J]. Contemporary Chemical Industry, 2017, 46(2): 308–310, 315. (in Chinese)
- [16] 丁欣硕, 刘斌. Fluent 17.0 流体仿真从入门到精通 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2018.
- DING X S, LIU B. Fluent 17.0 fluid simulation from entry to master [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2018. (in Chinese)
- [17] 李理. 固体火箭冲压发动机绝热层烧蚀及结构参数对烧蚀的影响研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2011.
- LI L. Study on solid ramjet insulator ablation & its relation to ramjet structure [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2011. (in Chinese)
- [18] NAMORY C, 陆慧林, 赵云华, 等. 高浓度颗粒气固两相流动的二阶矩模型的数值模拟 [J]. 哈尔滨工业大学学报, 2006, 38(11): 2015–2018.
- NAMORY C, LU H L, ZHAO Y H, et al. Second order moments model and numerical simulation of dense gas-solid two-phase flow [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2006, 38(11): 2015–2018. (in Chinese)

Numerical simulation of the erosion wear of pipes with a low concentration of particles and multiphase flow

WANG Bo KANG Kai KUAI ChuTing XU Xin WANG Lu*

(School of Petroleum and Natural Gas Engineering, Liaoning Shihua University, Fushun 113001, China)

Abstract: Erosion and wear by liquid–solid multiphase flow can seriously affect the service life of pipelines. The Mixture-DPM bidirectional coupling model in Fluent software has been used to study the flow field change of an oil–water multiphase flow pipeline with a low concentration of particles. The overall erosion rate distribution of the gathering pipeline has been analyzed, and the locations of serious erosion rate in different parts have been identified. In order to further analyze the factors influencing erosion wear, three different inlet flow velocities and crude oil moisture contents were selected for a comprehensive comparative analysis. The results showed that the maximum erosion wear zones of different pipe fittings vary. The wear area of a 90° elbow is mainly located on the outer arch wall, the wear area of a tee is mainly located on the right wall of the lower branch pipe, and the wear area of a gradual shrinkage pipe is mainly located on the throat area and outlet. A blind tee pipe forms a small vortex in the final third of the blind end and the wear area is mainly located at the intersection of the blind end and the branch pipe, and the right wall of the lower branch pipe. The erosion rate increases exponentially with increasing inlet flow velocity, with an exponential coefficient of 1.89. The erosion rate shows an inverted “U” shape with increasing crude oil moisture content. When the moisture content is 20%, the erosion rate reaches a maximum.

Key words: low concentration; multiphase flow; gathering pipeline; erosion wear; numerical simulation

(责任编辑: 吴万玲)