

加砂压裂过程中套管孔眼抗冲蚀性能分析

曾德智¹, 张思松¹, 田刚², 于会永², 石善志², 朱红钧¹

(1.西南石油大学 油气藏地质及开发工程国家重点实验室, 成都 610500;

2.中国石油新疆油田分公司工程技术研究院, 新疆 克拉玛依 834000)

摘要: **目的** 研究加砂压裂过程中, 压裂液排量和含砂比对套管射孔孔眼冲蚀的影响规律。**方法** 运用 CFD 数值模拟方法, 针对射孔套管内流场、流迹特性和颗粒轨迹开展模拟分析, 并使用 E/CRC 和 Oka 冲蚀模型模拟了压裂施工排量为 5~15 m³/min、压裂液含砂比为 8%~23%工况下套管射孔孔眼及附近的冲蚀情况, 总结其影响规律。**结果** 随着排量的增加, 孔眼处流速激增, 压降达到 5.5 MPa, 但在管底形成一定憋压。E/CRC 冲蚀模型考虑了颗粒数量的影响, 相比于 Oka 冲蚀模型更适合于压裂过程中套管孔眼系统冲蚀的实际情况, 在孔眼处上部流量进口方向的冲蚀速度明显大于下部管道方向, 且冲蚀程度向四周逐渐减小, E/CRC 模型的最大冲蚀速率由 2.14×10^{-8} kg/(m²·s) 上升至 5.85×10^{-8} kg/(m²·s)。随着压裂液含砂比的上升, E/CRC 模型在孔眼处的最大冲蚀速率由 2.21×10^{-8} kg/(m²·s) 上升至 95.6×10^{-8} kg/(m²·s), 孔眼附近管壁受冲蚀区域和冲蚀速率均逐渐增大, 并在含砂比达到 20% 以上时, 孔眼附近管壁最大冲蚀速率与孔眼处已相差无几。**结论** 排量和含砂比均与孔眼冲蚀速率成正相关, 且含砂比的增大还会加速孔眼附近管壁的冲蚀。建议在高排量时使用低含砂比, 高含砂比时使用低排量, 以减少孔眼及附近管壁的冲蚀。

关键词: 加砂压裂; 冲蚀; 数值模拟; 套管孔眼; 排量; 含砂比; 固液两相流

中图分类号: TH117 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2022)06-0204-10

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2022.06.017

Analysis of Erosion Resistance of Casing Perforation in the Process of Sand Fracturing

ZENG De-zhi¹, ZHANG Si-song¹, TIAN Gang², YU Hui-yong², SHI Shan-zhi², ZHU Hong-jun¹

(1. State Key Laboratory of Oil & Gas Reservoir Geology and Exploitation, Southwest Petroleum University,

Chengdu 610500, China; 2. Research Institute of Engineering Technology, PetroChina Xinjiang Oilfield

Company, Xinjiang Karamay 834000, China)

ABSTRACT: The work aims to study the effect of fracturing fluid displacement and sand volume fraction on casing perforation erosion in the process of sanding fracturing. CFD numerical simulation method was used to simulate and analyze the flow field, flow track characteristics and particle trajectory in the perforated casing. E/CRC and Oka erosion models were used to simulate the erosion of casing perforated perfs and their vicinity under the condition of fracturing displacement of 5-15 m³/min and

收稿日期: 2021-04-26; 修订日期: 2021-08-30

Received: 2021-04-26; **Revised:** 2021-08-30

基金项目: 国家自然科学基金 (51774249); 四川省科技计划项目 (21JCQN0066)

Fund: National Natural Science Foundation of China (51774249); Science and Technology Plan Project of Sichuan Province (21JCQN0066)

作者简介: 曾德智 (1980—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为石油管工程。

Biography: ZENG De-zhi (1980-), Male, Doctor, Professor, Research focus: oil pipeline engineering

引文格式: 曾德智, 张思松, 田刚, 等. 加砂压裂过程中套管孔眼抗冲蚀性能分析[J]. 表面技术, 2022, 51(6): 204-213.

ZENG De-zhi, ZHANG Si-song, TIAN Gang, et al. Analysis of Erosion Resistance of Casing Perforation in the Process of Sand Fracturing[J]. Surface Technology, 2022, 51(6): 204-213.

fracturing fluid sand volume fraction of 8%-23%, and the influence rules were summarized. With the increase of displacement rate, the flow velocity at the perforation increased sharply and the pressure drop reached 5.5 MPa, but a certain pressure was formed at the bottom of the pipe. The E/CRC erosion model is more suitable for the actual situation of casing perf system erosion in fracturing process than the Oka erosion model due to the consideration of the influence of particle number. The erosion velocity in the inlet direction of the perforation is obviously higher than that in the lower direction of the pipe, the erosion degree in the surrounding direction gradually decreases. The maximum erosion rate of the E/CEC model increases from $2.14 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ to $5.85 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$. With the increase of the volume fraction of sand content in fracturing fluid, the maximum erosion rate of E/CRC model at the perforation increases from $2.21 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ to $95.6 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$. The erosion area and erosion rate of the pipe wall near the perforation increase gradually, and when the sand ratio reaches more than 20%, the maximum erosion rate of the pipe wall near the perforation is almost the same as that near the perforation. Both the displacement and sand ratio are positively correlated with the erosion rate of the perforation, and the increase of sand ratio will accelerate the erosion of the pipe wall near the perforation. It is recommended to use low sand ratio at high sand ratio and low sand ratio at high sand ratio to reduce erosion of perforations and adjacent pipe walls.

KEY WORDS: sand fracturing; erosion; numerical simulation; casing perforation; displacement; sand volume fraction; solid-liquid flow

近年来,页岩气(油)的高效利用已成为国家能源安全的重大战略布局,国家和企业对其进行开发的力度也越来越大。大规模加砂压裂是页岩气(油)高效开发的必要手段,但页岩气(油)井压裂作业普遍具有大排量、高含砂比、高泵压、时间长和规模大等特点。加砂压裂液在足够压开地层的压力下通过套管射孔孔眼泵入地层,极易对产层管柱尤其是套管孔眼系统造成冲刷磨损,加砂压裂对井筒完整性的破坏已成为制约页岩气(油)安全高效开发的技术难题之一^[1-2]。

冲蚀问题早在 20 世纪初期就受到了研究人员的广泛关注。进入 21 世纪,计算流体力学 Ansys-Fluent、CFD 等数值模拟方法在油气田领域的冲蚀预测中得到了广泛应用。李皋等^[3]、林铁军等^[4]、Zhu 等^[5]基于计算流体力学,利用 Ansys DM、CFD 软件建立了气体钻井过程中的冲蚀模型,研究高速携砂气体对钻具和套管内壁的冲蚀问题。Suzuki 等^[6]、Zeng 等^[7]、张恩博等^[8]、樊艳芳等^[9]、陈东波等^[10]针对气固两相流对弯管、变径管、井口四通造成的冲蚀问题,在流体力学和冲蚀理论的基础上,进行了三维 CFD 数值模拟研究。Crump 等^[11]通过室内试验的方法,使用不同浓度的砂浆以不同速度泵入多孔套管,研究了其冲蚀程度和压力系数的变化。钟功祥等^[12]和易先中等^[13]通过 DPM 冲蚀模型,利用 Fluent 软件研究了水力压裂时支撑剂颗粒进入弯管和快接管汇装置四通部位的冲蚀磨损规律。向正新等^[14]基于固液两相流和冲蚀理论,建立了压裂球座冲蚀模型,分析了球座冲蚀磨损原因。黄中伟等^[15]通过将现场工具磨损情况与数值分析结果相结合,研究了多级压裂时井下工具内部流道附近易磨损区域形成的原因。可见,目前加砂压裂冲蚀方面的研究成果主要集中于地面管线、井口装置和井下工具,对套管射孔孔眼冲蚀的研究鲜见报道,孔眼处的流场和压力场与地面管线、井口装置和井下工

具均有较大差异,套管-孔眼系统冲蚀规律尚不明确,而套管射孔孔眼的冲蚀对井筒完整性和压裂效果均具有显著影响,亟需关注。

为此,本文以油气田加砂压裂所用套管为研究对象,基于计算流体力学(CFD)软件 ANSYS-FLUENT 2020R2,并结合现场工况,研究了加砂压裂过程中压裂施工排量及压裂液含砂比对套管孔眼及附近的冲蚀并总结其影响规律,为现场压裂施工作业提供技术参考。

1 模型选择

1.1 几何模型

选用油气田加砂压裂作业时常用的 $\phi 139.7 \text{ mm}$ 套管为研究对象,其壁厚为 10.54 mm ,内径为 $\phi 118 \text{ mm}$ 。作业时管上均设有多个孔眼,通过现场总的施工排量和单段孔眼数计算出单个孔眼的排量范围,再换算成单孔液相流速,研究其冲蚀规律。假定射孔孔眼为规则的圆孔,直径为 $\phi 10 \text{ mm}$,则可构建如图 1 所示的管内流域模型。采用 Mesh 网格划分软件对其进行网格划分,网格种类均为非结构网格,总网格数为 471 781 个,节点数为 132 901 个,划分 5 层边界层。

1.2 流体控制方程

液相作为连续相携带固相颗粒高速运动,连续性方程为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (1)$$

动量守恒方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \nabla \cdot (\rho u u) = -\nabla P + \nabla(\tau) + \rho_g + S_M \quad (2)$$

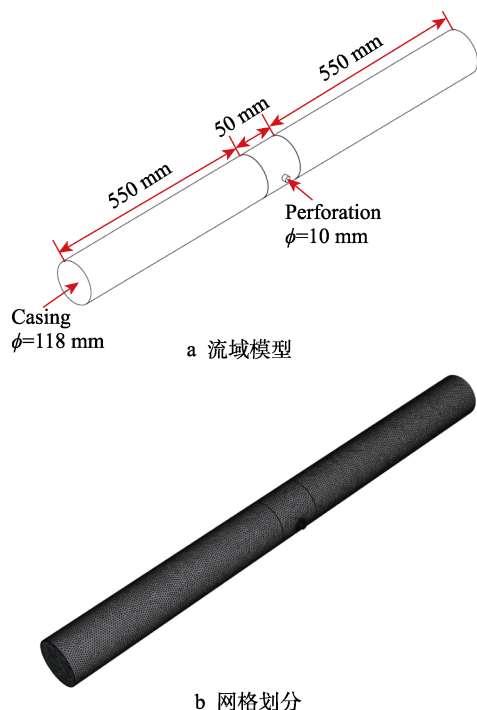


图 1 模型几何结构

Fig.1 Geometric structure of the model:
a) watershed model; b) network partition.

式中: ρ 为液体连续相的密度, kg/m^3 ; u 为连续相液体的速度, m/s ; P 为压力, Pa ; τ 为作用在流体微元上的黏性应力, N ; ρ_g 为液体连续相所受重力, N ; S_M 是离散相固体小颗粒对液体连续相所产生的动量增量, $\text{kg} \cdot \text{m/s}$ 。

在本研究中,高速流体介质携带固相颗粒属于湍流流动。目前,标准 $k-\varepsilon$ 模型是使用较为广泛的双方程模型的湍流模型,由 Launder 和 Spalding 率先提出^[13]。该方程由一个方程模型作为基础,并引入一个湍动能耗散率 ε 方程。标准 $k-\varepsilon$ 模型中,湍动能方程 k 为:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho \bar{u} k) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{k} \cdot \text{grad} k \right) \right] - \rho \varepsilon + u_1 P_G \quad (3)$$

湍流耗散率 ε 方程为:

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \text{div}(\rho \bar{u} \varepsilon) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{k} \cdot \text{grad} \varepsilon \right) \right] - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k} + u_1 C_1 \frac{\varepsilon}{k} P_G \quad (4)$$

式中: C_1 、 C_2 均为常数, $\mu_t = \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k}$ 。

在加砂压裂作业时,含砂比可超过 20%,且在射孔孔眼处易形成颗粒聚集,多相流模型选择欧拉模型,并开启浓密离散相模型。

1.3 颗粒运动模型

使用浓密离散相模型 (DDPM) 来克服离散相体积分数的限制。可采用拉格朗日坐标描述离散相的运动^[16],离散相颗粒的运动轨迹为:

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u - u_p) + \frac{g(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_z \quad (5)$$

式中: u_p 为颗粒流速; ρ_p 为颗粒密度; ρ 为流体密度; F_z 为附加外力, $F_D(u - u_p)$ 为单位质量曳力,其表达式见式 (6)。

$$F_D = \frac{3\mu C_D Re}{4\rho_p d_p^2} \quad (6)$$

式中: μ 为流体动力黏度; d_p 是颗粒直径; C_D 是曳力系数; Re 是相对雷诺系数,其表达式见式 (7)。

$$Re = \frac{\rho d_p |u_p - u|}{\mu} \quad (7)$$

1.4 冲蚀模型

颗粒以特定角度、速度撞击管壁后会造成壁面材料磨损。本文基于计算的流场特征与颗粒运动轨迹,分别选用 Tulsa 大学冲蚀与腐蚀研究中心 (E/CRC) 提出的冲蚀模型^[17-20]和广岛大学 Oka 提出的冲蚀模型^[21-22],计算固体颗粒对管道的冲击破坏。E/CRC 和 Oka 冲蚀模型均为管道冲蚀常用的模型,2 种冲蚀模型在计算冲蚀速率时分别考虑了不同的因素,通过对比分析 2 种模型的计算结果,以得到其适用情况。

E/CRC 冲蚀模型表达式为:

$$R = \sum_{n=1}^{N_{\text{particle}}} \frac{C(d_p) f(\alpha) v_p^{b(v_p) \dot{m}_p}}{A_{\text{face}}} \quad (8)$$

$$b(v_p) = 1.73 \quad (9)$$

$$C(d_p) = 1.559 B^{-0.59} \times 10^{-7} \quad (10)$$

$$f(\alpha) = \begin{cases} a\alpha^2 + b\alpha^2, \alpha \leq 0.262 \\ x \cos^2 \alpha \sin \alpha + y \sin^2 \alpha + z, \alpha > 0.262 \end{cases} \quad (11)$$

式中: R 表示冲蚀速率, $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$; \dot{m}_p 为质量流量, kg/s ; d_p 为颗粒直径, m ; α 为冲击角, rad ; v_p 为冲击速度, m/s ; N_{particle} 为颗粒数量, 个; A_{face} 为冲蚀面积, m^2 ; B 为设备材料布氏硬度; a 、 b 、 x 、 y 、 z 均为常数,取值见表 1。

表 1 E/CRC 模型常数取值
Tab.1 Values of E/CRC model constants

a	b	x	y	z
-33.3	17.9	1.239	-0.119 1	2.167

Oka 冲蚀模型表达式为:

$$e = g(\alpha) e_{90} \quad (12)$$

$$g(\alpha) = (\sin \alpha)^{n_1} [1 + H_v (1 - \sin \alpha)]^{n_2} \quad (13)$$

$$e_{90} = k(a H_v)^{k_1 b} \left(\frac{v_p}{v'} \right)^{k_2} \left(\frac{d_p}{d'} \right)^{k_3} \quad (14)$$

式中: e_{90} 为垂直碰撞时的磨损破坏程度,取参考值 6.154×10^{-4} ; H_v 为靶体维氏硬度; v' 为颗粒的参考速度; d' 为颗粒的参考直径。在这个模型中还有几个经验参数,取值如表 2 所示。

表 2 Oka 模型常数取值
Tab.2 Values of Oka model constants

k	k_1	k_2	n_1	n_2	$v'/(m \cdot s^{-1})$	$d'/\mu m$	k_3
65	-0.12	$2.3H_v^{0.038}$	$0.71H_v^{-0.14}$	$2.4H_v^{-0.94}$	104	326	0.19

1.5 模型验证

为了验证本研究方法和模型所得结果的有效性,选取史怀忠等^[23]的研究结果进行对比。史怀忠等人采

用如图 2 所示试验流程,在排量为 3 m³/min、含砂比为 10% 的工况下,累计喷射 20 min,喷嘴直径由 10.6 mm 增大至 11 mm,喷嘴质量减小了 0.5 g,由此可计算出该试验在该工况下最大的冲蚀速率为 0.43×10⁻³ kg/(m²·s)。本文选用 Oka 冲蚀模型,采用与该试验相同的材料属性和工况进行数值模拟,得到图 3 所示结果,最大冲蚀速率为 0.45×10⁻³ kg/(m²·s),与试验结果的最大误差为 0.02×10⁻³ kg/(m²·s),误差率小于 5%,说明本研究所建立的冲蚀模型有效。

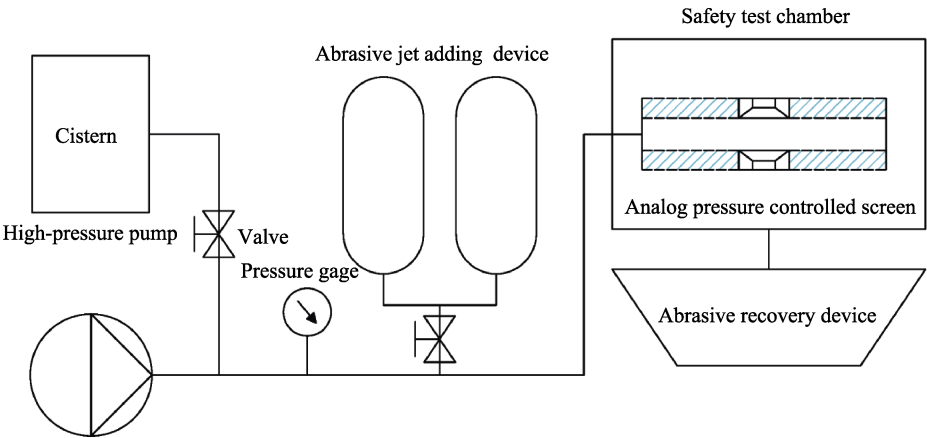


图 2 喷嘴耐冲蚀试验流程^[23]
Fig.2 Flow chart of erosion resistance test of nozzle^[23]

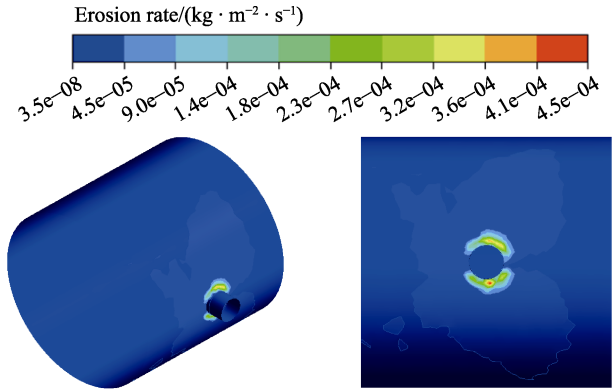


图 3 排量为 3 m³/min、含砂比为 10% 时
Oka 模型冲蚀云图
Fig.3 Erosion contours of Oka model with discharge
rate of 3 m³/min and sand ratio of 10%

- 3) 壁面边界条件: 采用光滑无滑移壁面条件,壁面函数采用标准壁面函数,边界层网格 y^+ 值为 50。
- 4) 离散相边界条件: 采用面入射方式从入口边界均匀注入。

2.2 计算工况

模拟加砂压裂在不同排量和不同含砂比工况下射孔孔眼所受到的冲蚀情况,其中颗粒直径参照现场数据设置为 300 μm (45 目),模拟工况如表 3 所示。其中,靶材选用碳钢套管,维氏硬度 H_v 为 1.34 GPa,带入表 2 计算得到 Oka 模型的相关经验参数,表面粗糙度取 0.5;流体介质密度为 1 050 kg/m³,黏度为 25 mPa·s;离散相为石英砂,真密度为 2 600 kg/m³,视密度为 1 400 kg/m³,颗粒直径为 326 μm。分别采用 E/CRC 冲蚀模型和 Oka 模型计算冲蚀结果。

表 3 模拟工况
Tab.3 Simulation conditions

Working condition	Displacement/(m ³ ·min ⁻¹)	Inlet velocity/(m·s ⁻¹)	Sand ratio/%
1	5	3	8
2	7	4.5	11
3	9	6	14
4	11	7.5	17
5	13	9	20
6	15	10.5	23

2 计算方法及工况

2.1 基本假设及边界条件

在冲蚀计算中引入的基本假设条件为:单元流体介质为聚合物类滑溜水;流体介质不可压缩,并忽略其热效应;套管进口与孔眼出口温度恒定;固体颗粒均为球形颗粒。边界条件设置如下。

- 1) 入口边界条件: 采用速度入口,速度为通过排量计算的平均单孔流速,表压为 0。
- 2) 出口边界条件: 采用压力出口,表压为 0。

3 结果与讨论

3.1 管内流场分析

沿套管及孔眼主通径取轴向截面,取排量为7~15 m³/min 工况下的截面流域速率迹线图和压力分布图分别见图4和图5。由图4和图5可知,流体由上部进口进入,向中部孔眼出口流出,流场在孔眼附近发生巨大变化,流道在孔眼处发生明显缩径造成节流作用,流体流速升高且压力迅速降低。由流体迹线图可看出,在孔眼下部管道内形成液体聚集,流速基本为0,并在压力云图中看出,底部存在一定憋压。

以排量为13 m³/min 工况为例,液体由进口9 m/s速度进入,在孔眼附近迅速增大,在出口处高达785 m/s。由于考虑管内介质均为不可压缩,进出口初始表压设置均为0,所以当流体流入孔眼处发生节流,压力下降至-5.5 MPa,而套管底部压力上升至22 kPa。

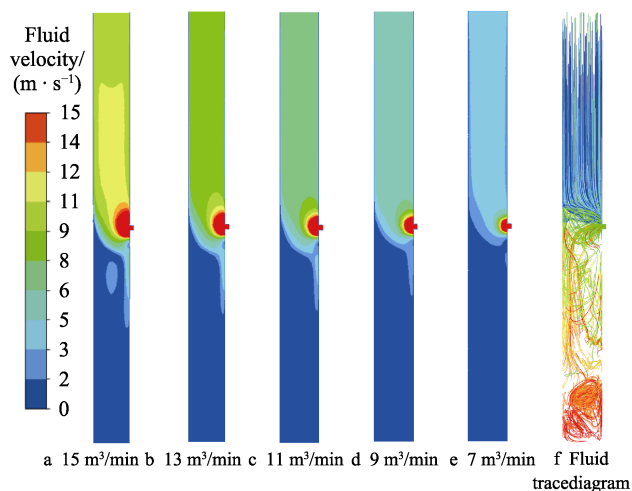


图4 流域速率迹线图

Fig.4 Basin velocity and path line contours

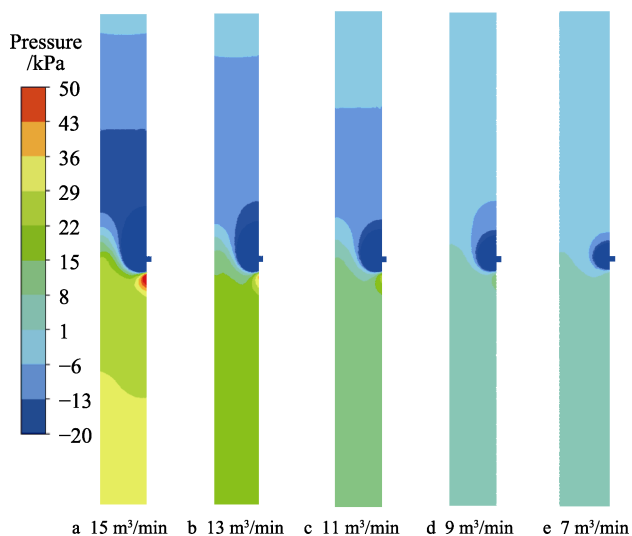


图5 流域压力云图

Fig.5 Basin pressure contours

3.2 颗粒轨迹及冲蚀区域分析

由于孔眼处颗粒高度聚集,在此选取考虑颗粒数量影响的E/CRC冲蚀模型在孔眼附近的冲蚀云图如图6所示。以排量为13 m³/min、含砂比为11%工况为例,获取该工况下的颗粒轨迹如图7所示。由图6可见,孔眼附近存在大面积冲蚀痕迹,该工况下孔眼最大冲蚀速率为 $5.08 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$,最严重的部分位于孔眼右上角和右下角,这主要是由于孔眼右侧为速度入口,大量固体颗粒从该方向涌入孔眼,多次与壁面发生碰撞。孔眼左侧的冲蚀速率相较右侧轻微许多,但仍然有面积冲蚀痕迹。从图4流体迹线和图7孔眼附近的颗粒轨迹可知,孔眼左侧虽不是速度入口,但仍有部分流体和颗粒在管内回旋之后以一定速度从孔眼出口流出,也会对孔眼左侧管壁造成冲蚀。由流域速率云图可知,越靠近孔眼位置的流体速度越高,固体颗粒与套管内壁碰撞的速度也越高,在冲蚀速率上则体现为孔眼处冲蚀集中,四周向外速度逐渐减小。

黄中伟等人通过模拟管内流场和颗粒运移,在与现场工具实际磨损情况对比时发现:在喷嘴孔眼上部流量进口方向,颗粒的运移速度和浓度均比孔眼下部要高,会导致如图8所示的孔眼冲蚀结果,孔眼上部及其附近的冲蚀速度明显高于孔眼下部,程度向四周逐渐减小,与本研究成果一致。

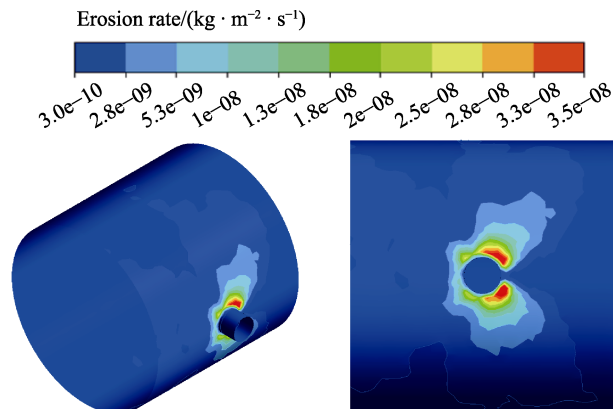


图6 E/CRC模型冲蚀云图

Fig.6 Erosion contours of E/CRC model

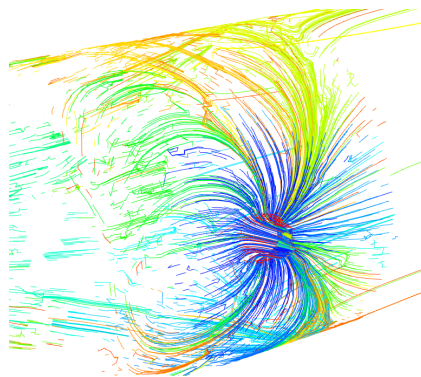
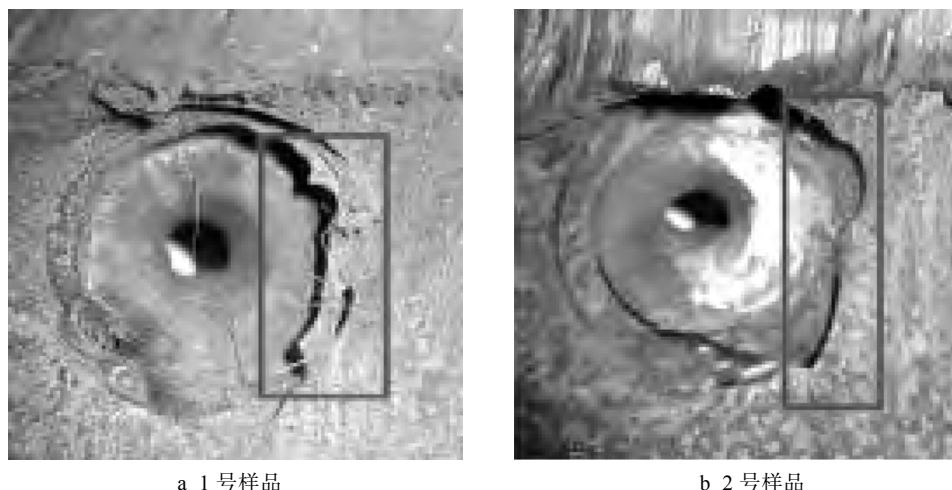


图7 孔眼附近颗粒轨迹

Fig.7 Track diagram of particles near the perf



a 1 号样品

b 2 号样品

图 8 喷枪内流道冲蚀实物图^[15]Fig.8 Erosion diagram of inner flow channel of spray gun^[15]: a) sample no.1; b) sample no.2

3.3 压裂施工排量对套管射孔孔眼冲蚀的影响

压裂施工排量是影响套管内流场的直接因素,也是影响冲蚀情况的主要因素之一。在含砂比为 11% 的工况下,使用 E/CRC 冲蚀模型和 Oka 冲蚀模型,分别模拟了套管射孔孔眼在排量为 5~15 m³/min 时 6 种工况下的冲蚀情况,对比 Oka 冲蚀模型与 E/CRC 冲蚀模型在含砂比为 15% 时不同排量工况下孔眼最大冲蚀速率,结果见图 9—10。以 5 m³/min 和 15 m³/min 工况为例, E/CRC 冲蚀模型的最大冲蚀速率分别为 2.14×10⁻⁸ kg/(m²·s) 和 5.85×10⁻⁸ kg/(m²·s), Oka 冲蚀模型的最大冲蚀速率分别为 0.64×10⁻³ kg/(m²·s) 和 9.8×10⁻³ kg/(m²·s)。

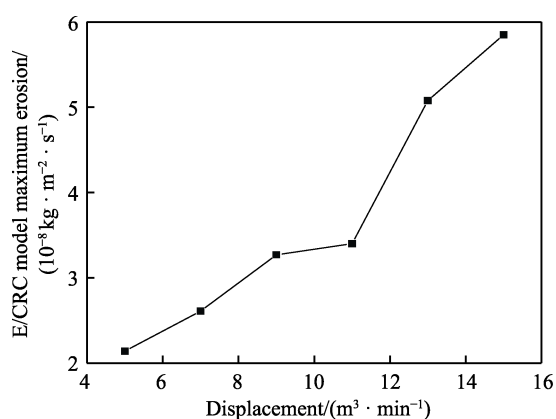


图 9 含砂比为 15% 时不同排量工况下 E/CRC 模型孔眼的最大冲蚀速率

Fig.9 Maximum erosion rate of E/CRC model under different displacement conditions when sand ratio is 15%

由图 11 和图 12 可知,随着排量逐渐上升,液体流速增大,从而使固体颗粒动能增加,孔眼处最大冲蚀速率逐渐增大,且孔眼附近受冲蚀区域也逐渐增加。排量增大 3 倍, E/CRC 冲蚀模型和 Oka 模型的

最大冲蚀速率分别增大 2.73 倍和 15.31 倍。

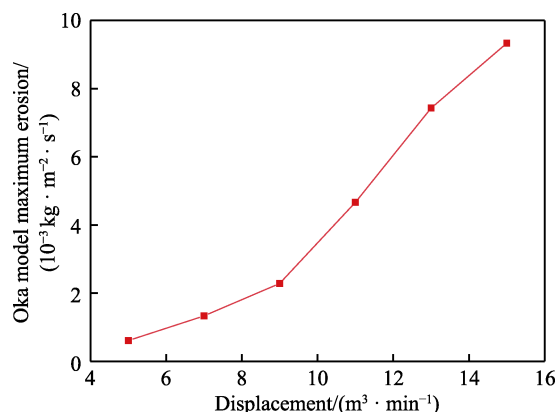


图 10 含砂比为 15% 时不同排量工况下 Oka 模型孔眼的最大冲蚀速率

Fig.10 Maximum erosion rate of Oka model under different displacement conditions with 15% sand ratio

综上可知,2 种模型在排量和冲蚀速率上都显示出了正相关,但在数值上却不在同一量级。有研究^[24-25]表明: Oka 模型的计算精度较高,计算结果与试验结果在数值上有较高的一致性。该模型考虑了硬度对于速度碰撞指数的影响和硬度与碰撞角度综合作用下颗粒入射轨迹对冲蚀结果的影响,且 Oka 模型所使用的试验数据来自高速气体中的颗粒冲蚀数据,在较低的砂浓度且忽略颗粒体积的情况下可以对其他模型的结果进行参考和对比。

3.4 压裂液含砂比对套管射孔孔眼冲蚀的影响

压裂液含砂比也是影响套管射孔孔眼冲蚀的主要因素之一。在排量为 11 m³/min 的工况下,使用 E/CRC 冲蚀模型和 Oka 冲蚀模型,分别模拟含砂比为 8%~23% 时 6 种工况下射孔孔眼的冲蚀情况,见图 13 和图 14。由图可知,随着加砂压裂液含砂比的增

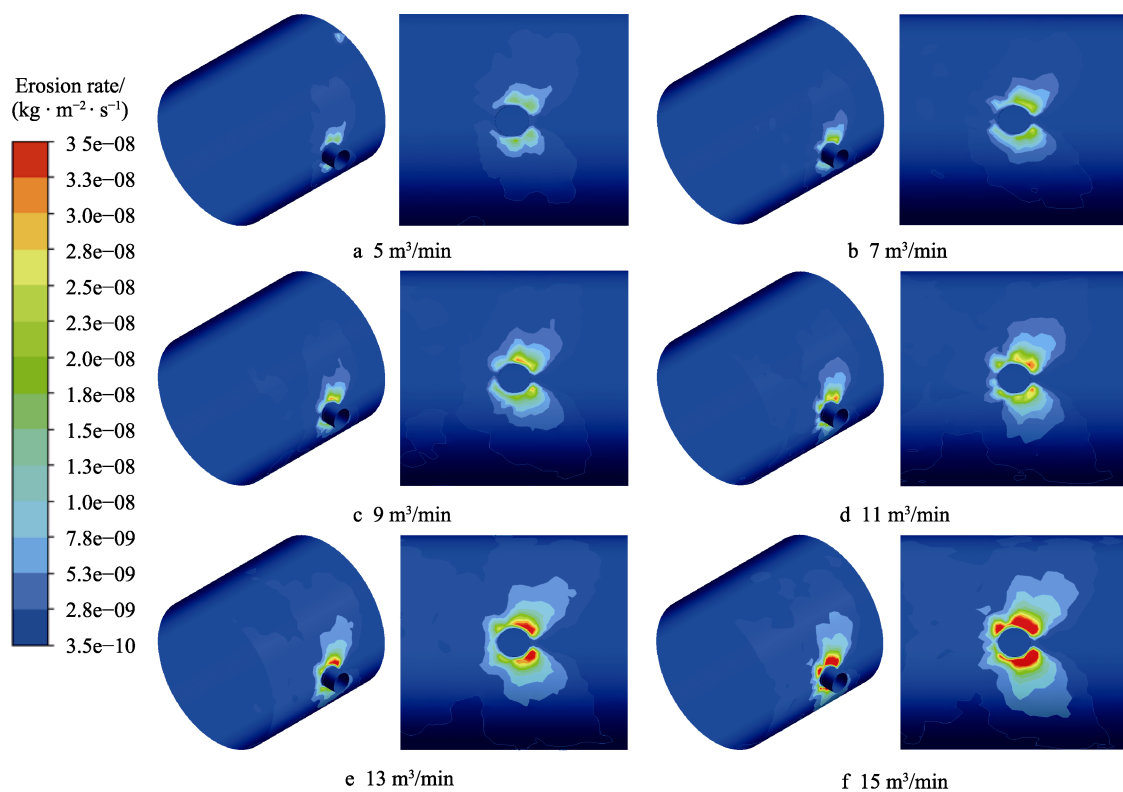


图 11 含砂比为 15% 时不同排量工况下 E/CRC 冲蚀模型孔眼附近冲蚀云图
Fig.11 Erosion contours near the perf of E/CRC erosion model under different displacement conditions when sand ratio was 15%

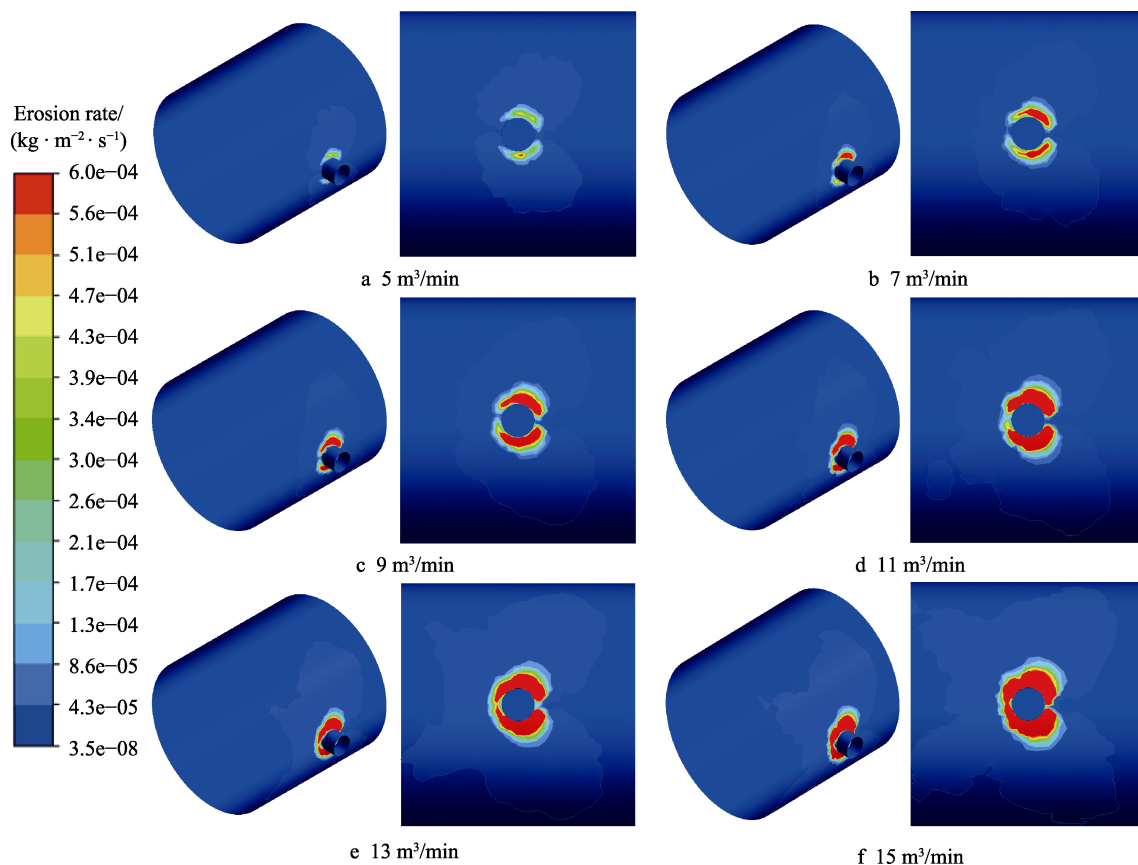


图 12 含砂比为 15% 时不同排量工况下 Oka 冲蚀模型孔眼附近冲蚀云图
Fig.12 Erosion contours near perf of Oka erosion model under different displacement conditions when sand ratio is 15%

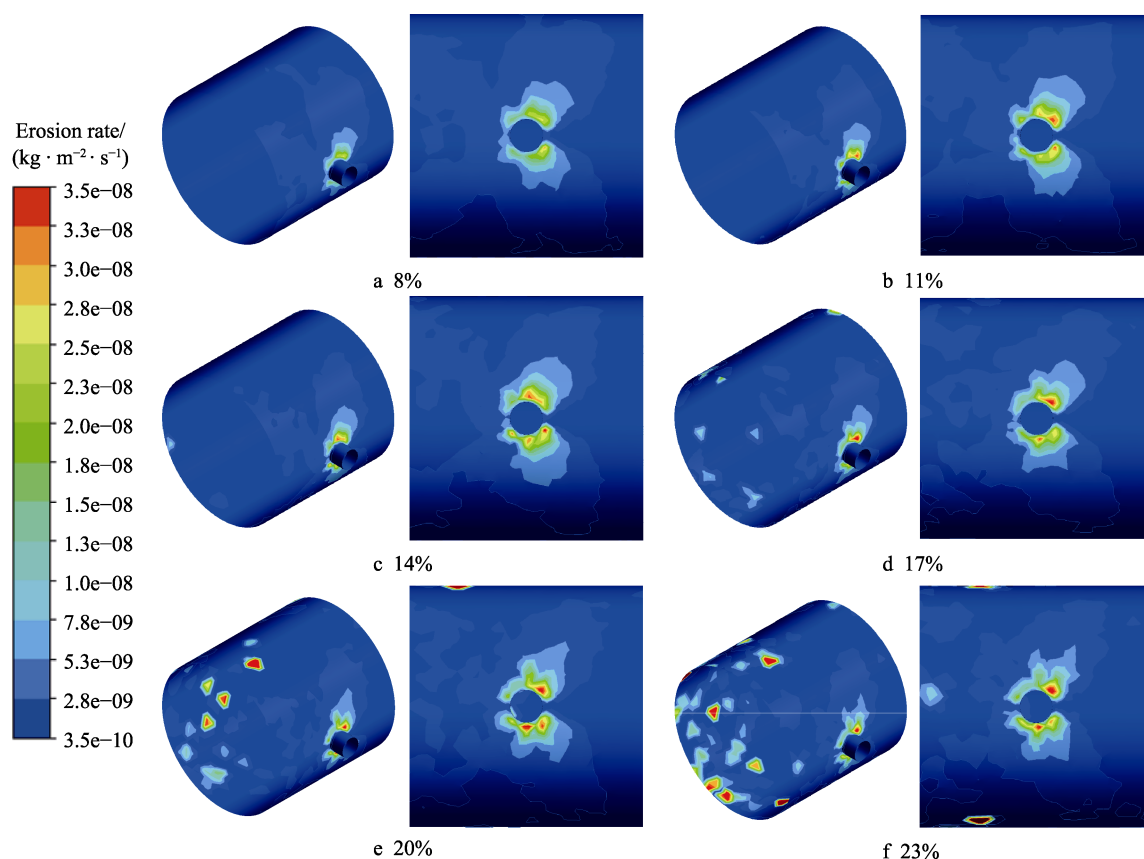


图 13 排量为 11 m³/min 时不同含砂比工况下 E/CRC 冲蚀模型孔眼附近冲蚀云图

Fig.13 Erosion contours near the perf of E/CRC erosion model under different sand ratios at a displacement of 11 m³/min

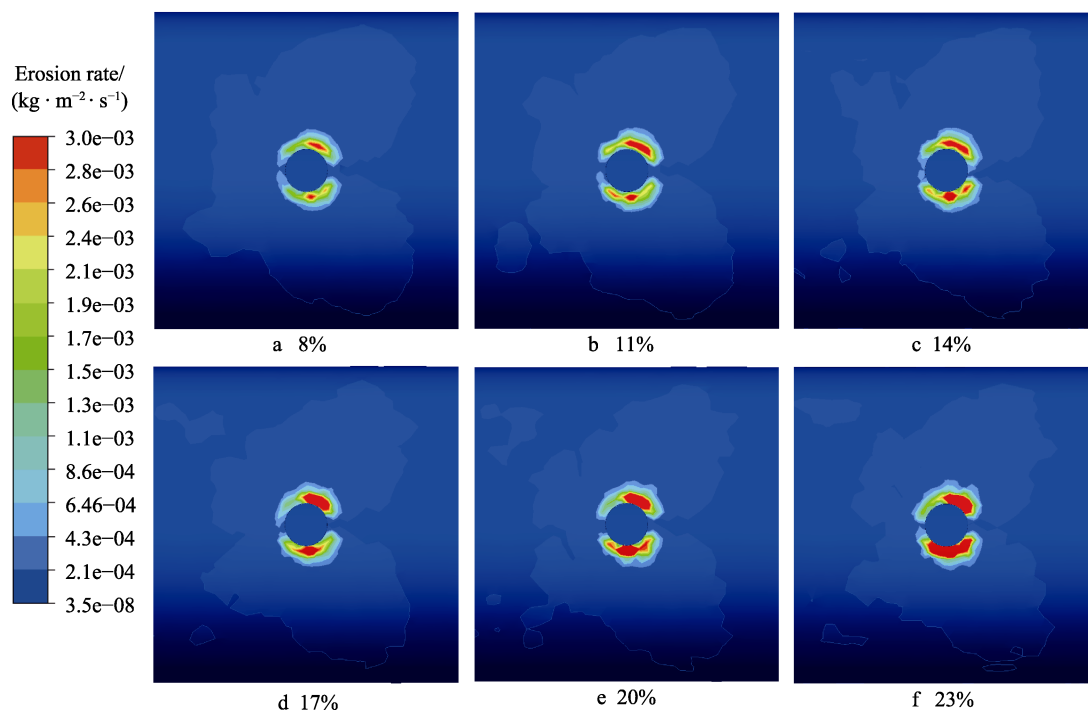


图 14 排量为 11 m³/min 时不同含砂比工况下 Oka 冲蚀模型孔眼附近冲蚀云图

Fig.14 Erosion contours near the perf of Oka erosion model under different sand ratios when the displacement is 11 m³/min

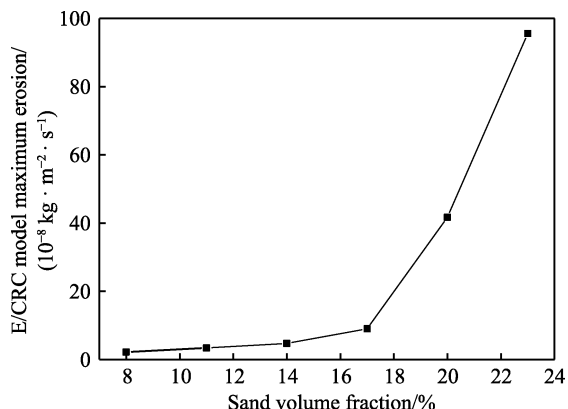


图 15 排量为 $11 \text{ m}^3/\text{min}$ 时不同含砂比工况下 E/CRC 模型孔眼的最大冲蚀速率

Fig.15 Maximum erosion rate of E/CRC model under different sand ratios at $11 \text{ m}^3/\text{min}$ displacement

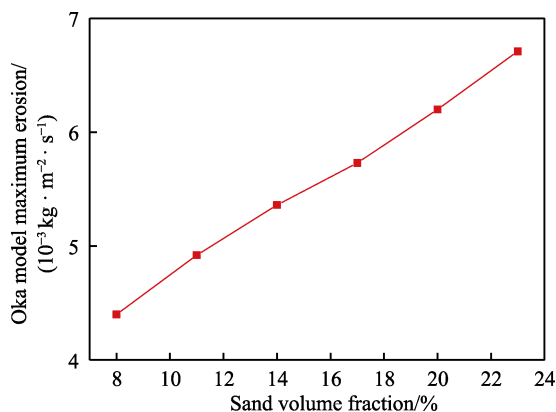


图 16 排量为 $11 \text{ m}^3/\text{min}$ 时不同含砂比工况下 Oka 模型孔眼的最大冲蚀速率

Fig.16 Maximum perf erosion rate of Oka model under different sand ratios at $11 \text{ m}^3/\text{min}$ displacement

大, 在孔眼处最大冲蚀速率逐渐增大。由图 15—16 可知, 含砂比由 8% 增大至 23%, E/CRC 冲蚀模型的最大冲蚀速率由 $2.21 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 增大至 $95.6 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$, Oka 冲蚀模型的最大冲蚀速率由 $4.4 \times 10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 增大至 $6.7 \times 10^{-3} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 。

随着含砂比的上升, 管内颗粒与壁面碰撞速度略有增加的同时, 颗粒与壁面碰撞时的数量大幅度增加, 且在高含砂比时, 有部分颗粒未能从孔眼及时出去, 在管内高速回旋, 与壁面反复发生碰撞。如图 13 所示, 在孔眼处最大冲蚀速率增大的同时, 孔眼附近管壁受冲蚀区域也逐渐增大, 并在含砂比达到 20% 以上时, 孔眼附近管壁最大冲蚀速率与孔眼处已相差无几。含砂比由 8% 增大至 23% 时, E/CRC 模型的最大冲蚀速率增大了 43.2 倍, Oka 模型的最大冲蚀速率只增大了 1.52 倍, 这是因为 Oka 模型的计算没有考虑碰撞时的质量流量或颗粒数量, 所以压裂液含砂比增大导致颗粒浓度的增大几乎没有对其结果产生大的影响。

由于本模型的支撑剂粒子在孔眼出口处高度聚集, 颗粒数量对冲蚀的影响将不能忽略。E/CRC 模型

计算的冲蚀速率结果相对 Oka 模型较小, 但计算时考虑了颗粒数量的影响, 其结果也能反映出受冲蚀区域, 且在高含砂比时结果更具有参考性, 所以 E/CRC 冲蚀模型更符合本文实际。

4 结论

1) 建立了加砂压裂套管孔眼冲蚀模型, 并分析排量为 $7 \sim 15 \text{ m}^3/\text{min}$ 工况下套管内流场, 由于进出口过流面积相差过大, 流道在孔眼附近发生明显缩径造成节流作用, 流体在孔眼处流速升高且压力迅速降低, 并在套管底部形成一定的憋压。

2) 当排量由 $5 \text{ m}^3/\text{min}$ 上升至 $15 \text{ m}^3/\text{min}$ 时, E/CRC 和 Oka 模型的最大冲蚀速率分别增大了 2.73 倍和 15.31 倍, 孔眼在进液口方向的冲蚀速度明显大于套管底部方向, 且程度向四周逐渐减小; E/CRC 冲蚀模型因考虑了颗粒数量的影响相比 Oka 冲蚀模型更适合于压裂过程中套管孔眼系统冲蚀的实际情况, 当含砂比由 8% 增大至 23% 时, E/CRC 冲蚀模型的最大冲蚀速率由 $2.21 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 增大到 $95.6 \times 10^{-8} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 。

3) 增大压裂施工排量仅会增大孔眼处的冲蚀速率及其扩散面积, 而含砂比的上升不仅会使孔眼处的冲蚀速率增大, 且孔眼附近管壁冲蚀速率也会增大, 并在含砂比达到 20% 以上时, 孔眼附近管壁最大冲蚀速率与孔眼处相差无几, 这会加速套管壁厚减薄, 影响井筒完整性。为减小孔眼及附近管壁的冲蚀, 建议在高排量时使用低含砂比, 高含砂比时使用低排量。

参考文献:

- [1] 刘奎, 王宴滨, 高德利, 等. 页岩气水平井压裂对井筒完整性的影响[J]. 石油学报, 2016, 37(3): 406-414.
LIU Kui, WANG Yan-bin, GAO De-li, et al. Effects of Hydraulic Fracturing on Horizontal Wellbore for Shale Gas[J]. Acta Petrolei Sinica, 2016, 37(3): 406-414.
- [2] 丁宇奇, 兰乘宇, 刘巨保, 等. 分层压裂管柱冲蚀特性数值模拟与实验分析[J]. 石油钻采工艺, 2017, 39(2): 231-236.
DING Yu-qi, LAN Cheng-yu, LIU Ju-bao, et al. Numerical Simulation and Experimental Analysis of Separate Layer Fracturing String Erosion Properties[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2017, 39(2): 231-236.
- [3] 李皋, 胡强, 冯耀民, 等. 关于气体钻井全井段井筒冲蚀规律研究[J]. 计算机仿真, 2015, 32(10): 154-158.
LI Gao, HU Qiang, FENG Yao-min, et al. Erosion Law of Drill Pipe in Whole Well during Gas Drilling[J]. Computer Simulation, 2015, 32(10): 154-158.
- [4] 林铁军, 练章华, 陈世春, 等. 气体钻井中气体携岩对钻杆的冲蚀机理研究[J]. 石油钻采工艺, 2010, 32(4): 1-4.

- LIN Tie-jun, LIAN Zhang-hua, CHEN Shi-chun, et al. Study on Drill Pipe Erosion of Gas Carrying Cuttings in Gas Drilling[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2010, 32(4): 1-4.
- [5] ZHU Hong-jun, LIN Yuan-hua, ZENG De-zhi, et al. Numerical Analysis of Flow Erosion on Drill Pipe in Gas Drilling[J]. Engineering Failure Analysis, 2012, 22: 83-91.
- [6] SUZUKI M, INABA K, YAMAMOTO M. Numerical Simulation of Sand Erosion in a Square-Section 90-Degree Bend[J]. Journal of Fluid Science and Technology, 2008, 3(7): 868-880.
- [7] ZENG De-zhi, ZHANG En-bo, DING Yan-yan, et al. Investigation of Erosion Behaviors of Sulfur-Particle-Laden Gas Flow in an Elbow via a CFD-DEM Coupling Method[J]. Powder Technology, 2018, 329: 115-128.
- [8] 张恩搏, 曾德智, 李双贵, 等. 高压高产气井应急试采过程中采气树抗冲蚀性能分析[J]. 表面技术, 2018, 47(3): 183-190.
- ZHANG En-bo, ZENG De-zhi, LI Shuang-gui, et al. Erosion Resistance of Gas Production Tree during Emergent Trial Production of High-Pressure and High-Output Gas Wells[J]. Surface Technology, 2018, 47(3): 183-190.
- [9] 樊艳芳, 李少安, 曾德智, 等. 应急放喷工况井下管柱冲蚀行为研究[J]. 特种油气藏, 2020, 27(1): 169-174.
- FAN Yan-fang, LI Shao-an, ZENG De-zhi, et al. String Erosion of Well with Blowout Operation[J]. Special Oil & Gas Reservoirs, 2020, 27(1): 169-174.
- [10] 陈东波, 张恩搏, 李双贵, 等. 应急放喷工况下钻井四通耐冲蚀性能[J]. 腐蚀与防护, 2018, 39(9): 698-703, 732.
- CHEN Dong-bo, ZHANG En-bo, LI Shuang-gui, et al. Analyses of Anti-Erosion Performance of Drilling Cross under Emergent Discharge Conditions[J]. Corrosion & Protection, 2018, 39(9): 698-703, 732.
- [11] CRUMP J B, CONWAY M W. Effects of Perforation-Entry Friction on Bottomhole Treating Analysis[J]. Journal of Petroleum Technology, 1988, 40(8): 1041-1048.
- [12] 钟功祥, 胥卜轩, 谢锐, 等. 压裂液对四通管冲蚀磨损的仿真分析[J]. 机械科学与技术, 2021, 40(4): 534-541.
- ZHONG Gong-xiang, XU Bo-xuan, XIE Rui, et al. Simulation Analysis of Erosion Wear Induced by Hydraulic Fracturing Fluid in Cross-Pipe[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2021, 40(4): 534-541.
- [13] 易先中, 彭灼, 周元华, 等. 高压压裂液对 JY-50 压裂弯管冲蚀行为影响的数值模拟[J]. 表面技术, 2019, 48(2): 144-151.
- YI Xian-zhong, PENG Zhuo, ZHOU Yuan-hua, et al. Numerical Simulation for Erosion Behavior of High-Pressure Fracturing Fluids on JY-50 Fracturing Bend Pipe[J]. Surface Technology, 2019, 48(2): 144-151.
- [14] 向正新, 李思行, 钱利勤, 等. 压裂球座冲蚀磨损规律研究和结构优化[J]. 工程设计学报, 2017, 24(5): 555-562.
- XIANG Zheng-xin, LI Si-xing, QIAN Li-qin, et al. Study on Erosion Law and Structure Optimization of Fracturing Ball Seat[J]. Chinese Journal of Engineering Design, 2017, 24(5): 555-562.
- [15] 黄中伟, 李根生, 田守贻, 等. 水力喷射多级压裂井下工具磨损规律分析[J]. 重庆大学学报, 2014, 37(5): 77-82.
- HUANG Zhong-wei, LI Gen-sheng, TIAN Shou-ceng, et al. Wear Investigation of Downhole Tools Applied to Hydra-Jet Multistage Fracturing[J]. Journal of Chongqing University, 2014, 37(5): 77-82.
- [16] LAUNDER B E, SPALDING D B. The Numerical Computation of Turbulent Flows[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3(2): 269-289.
- [17] PEREIRA G C, DE SOUZA F J, DE MORO MARTINS D A. Numerical Prediction of the Erosion Due to Particles in Elbows[J]. Powder Technology, 2014, 261: 105-117.
- [18] ZHANG Y, REUTERFORS E P, MCLAURY B S, et al. Comparison of Computed and Measured Particle Velocities and Erosion in Water and Air Flows[J]. Wear, 2007, 263(1-6): 330-338.
- [19] CHEN Xiang-hui, MCLAURY B S, SHIRAZI S A. Application and Experimental Validation of a Computational Fluid Dynamics (CFD)-Based Erosion Prediction Model in Elbows and Plugged Tees[J]. Computers & Fluids, 2004, 33(10): 1251-1272.
- [20] ZHANG Yong-li. Application and Improvement of Computational Fluid Dynamics (CFD) in Solid Particle Erosion Modeling[D]. Oklahoma: The University of Tulsa, 2006.
- [21] OKA Y I, OKAMURA K, YOSHIDA T. Practical Estimation of Erosion Damage Caused by Solid Particle Impact: Part 1: Effects of Impact Parameters on a Predictive Equation[J]. Wear, 2005, 259(1-6): 95-101.
- [22] OKA Y I, YOSHIDA T. Practical Estimation of Erosion Damage Caused by Solid Particle Impact: Part 2: Mechanical Properties of Materials Directly Associated with Erosion Damage[J]. Wear, 2005, 259(1-6): 102-109.
- [23] 史怀忠, 李根生, 黄中伟, 等. 水力喷射压裂用喷嘴耐冲蚀试验方法研究[J]. 石油机械, 2016, 44(12): 83-86.
- SHI Huai-zhong, LI Gen-sheng, HUANG Zhong-wei, et al. Study on Erosion Resistance Experimental Method for Hydra-Jet Fracturing Nozzle[J]. China Petroleum Machinery, 2016, 44(12): 83-86.
- [24] 苏佳慧, 郭志伟. 基于磨损公式的磨损模型适用性研究[J]. 中国农村水利水电, 2019(4): 104-109.
- SU Jia-hui, GUO Zhi-wei. The Applicability of Erosion Models Based on Erosion Equations[J]. China Rural Water and Hydropower, 2019(4): 104-109.
- [25] 张日, 朱东, 董胜. 输气管道弯头处固体颗粒侵蚀的数值分析[J]. 船舶力学, 2020, 24(10): 1342-1353.
- ZHANG Ri, ZHU Dong, DONG Sheng. Numerical Analysis of Solid Particle Erosion in a Gas Flow Bend[J]. Journal of Ship Mechanics, 2020, 24(10): 1342-1353.

责任编辑: 万长清